

日本船舶振興会 昭和47年度補助事業
“船舶の構造・性能に関する基礎的研究”

研究資料 No. 182

第137研究部会

船用ディーゼル機関用排気弁の吹抜け防止
および燃料弁の長期無開放化に関する研究

報告書

昭和48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47年度補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として日本造船研究協会が第137研究部会においてとりまとめたものである。

第137研究部会委員名簿

(敬称略、五十音順)

部会長	藤田秀雄(明治大学)	遠藤巖(日本海事協会)
幹事	井ノ内一雄(船舶技術研究所)	津田公一(東京大学)
	武本善之(石川島播磨重工業)	本岡隆雄(三菱重工業)
	永井将(日立造船)	今井次郎(三菱重工業)
委員	綾部久文(三菱重工業)	小野賢一(ジャパンライン)
	奥村克二(名村造船所)	小山陽一(住友重機械工業)
	孝橋謙一(阪神内燃機工業)	佐藤義一(南館ドック)
	坂本襄(日杵鉄工所)	西村明雄(大阪商船三井船舶)
	中野英明(川崎重工業)	服部隆盛(昭和海运)
	野村寛(日立造船)	原野二郎(三井造船)
	原三郎(日本船用機器開発協会)	平子善夫(大阪府立大学)
	東園安憲(大阪造船所)	村上和夫(日本钢管)
	弘田孝輔(日本郵船)	森下輝夫(船舶技術研究所)
	本吉英一(ヤンマーディーゼル)	

目 次

1. 溝排気弁の吹抜け防止の研究	1
1. 1 はじめ	1
1. 2 実験装置および研究内容	1
1. 3 実験および考察	2
1. 3. 1 排気弁の焼損に及ぼす弁まわりの変形の影響	2
(1) シート面の溝の影響	2
(2) シート面の片当たりの影響	4
1. 3. 2 管排気弁の焼損に及ぼすシート形状の影響	6
(1) シート幅の影響	6
(2) シート角の影響	8
(3) シートとフェース間の角度差	9
1. 4 まとめ	10
2. 油冷式燃料弁の長期無開放化の研究	20
2. 1 緒言	20
2. 2 試験方法	20
2. 2. 1 改良形弁の種類	20
(1) アトマイザチップ焼損防止対策を施した弁の種類	21
(2) 冷却油室側面の腐食防止対策を施した弁の種類	21
(3) フラット形弁の弁座部へたり防止対策を施した弁の種類	21
(4) 抜出し困難防止対策の種類	22
2. 2. 2 実船試験要領	22
(1) 船上調査	23
(2) 陸上調査	24
2. 2. 3 燃料弁作動温度の計測、計算方法	25
(1) 計測方法	25
(2) 計算方法	26
2. 3 試験結果	26
2. 3. 1 実船試験結果	26
(1) アトマイザチップ焼損の発生状況と改良の効果	27
(2) アトマイザキャップ腐食の発生状況と改良の効果	27
(3) スピンドル弁座部の異常発生状況と改良の効果	28
(4) 抜出し困難発生状況と防止対策の効果	28
(5) その他の経年変化	29
2. 3. 2 噴射試験結果	30
(1) ハンドポンプによる噴射試験	31
(2) 実機装置による噴射試験	31
2. 3. 3 切断調査結果	32
2. 3. 4 燃料弁作動温度	33

2.4 長期無開放化に即した燃料弁の設計、保守管理方法	34
2.5 結 言	35
参考文献	36
3. 水冷式燃料弁の長期無開放化の研究	85
3.1 弁・シートの耐久性向上試験	85
3.1.1 試験要領	85
(1) 供試燃料弁	85
(2) 陸上実機試験	85
(3) 実船試験	88
3.1.2 試験結果	89
(1) 陸上実機試験結果	89
(2) 実船試験結果	97
3.2 ノズル外衣の耐食性向上試験	97
3.2.1 試験要領	98
(1) 腐食原因調査のための基礎実験	98
(2) 実船試験	101
3.2.2 試験結果	102
(1) 基礎実験結果	102
(2) 実船試験結果	112
3.3 ノズル外衣のガス洩れ防止	113
3.3.1 試験要領	113
(1) 供試燃料弁	113
(2) 実船試験	113
3.3.2 試験結果	116
(1) 陸上実機試験結果	116
(2) 実船試験結果	117
付録 排気弁の耐久力向上の研究	118
1. はじめに	118
2. 実験結果	119
3. 考察	120
4. まとめ	121
5. おわりに	122

1. 排気弁の吹抜け防止の研究

1.1 はじめに

船用ディーゼル機関の長期無開放運転を実現するには排気弁の焼損対策を確立しなくてはならない。そこで、SR 122 研究部会では、先に、実機用排気弁の実態調査を行ない、低質燃料油を使用する中大形機関の排気弁は、シートの変形、摩耗、高低温腐食、燃焼残渣の付着から、咬込部がもとで焼損することが多く、それぞれの焼損には

(1) 燃料油、シリング油、燃焼条件、温度など、機関の運転条件に基づく因子、および

(2) 弁まわりの構造、剛性、材料など、設計条件に基づく因子

が複雑に影響していることを明らかにした。したがって、効果のある焼損対策を行なうには、まず、それぞれの因子が、排気弁の焼損に及ぼす影響度を明らかにする必要がある。この見地から、昭和 45 年度には NDT 19/30 C 形単筒実験機関を製作し、昭和 46 年度にはこの実験機関を使用して、排気弁の経時変化ならびに耐久力に及ぼす燃料油、シリング油および弁座温度など、おもに(1)の影響度について実験的に検討した。

本研究はこれに続く 3 ヶ年研究で、(2)および(1)で残された課題等について検討し、焼損対策の指針を得るのが目的である。このうち、本年度は、排気弁の吹抜けに及ぼす弁周りの変形およびシート形状の影響について実験したのでここに報告する。

1.2 実験装置および研究内容

実験機関の外観写真を図 1.2.1 に示す。本機関の主要目は表 1.2.1 のとおりである。ユニフロ掃気クロスヘッド形の単筒 2 サイクル機関で、4 個の排気弁を持っている。

表 1.2.1 機関主要目

呼称	NDT 19/30 C 形機関
掃気方式	ユニフロ 4 弁式
ボア×ストローク	190 mm × 300 mm
出力×回転数	93.5 PS × 550 rpm
団示平均有効圧力	11.1 kg/cm ²
カバ出口排気温度	400 °C

排気弁および弁座は図 1.2.2 が標準である。これは現用中大形ディーゼル機

間に使用されているものとほぼ同じ構造になっているが、弁および弁座の構造および形状と焼損現象との結びつきについては分らないことが多い。そこで本研究では、排気弁の設計および焼損現象の解明にとって重要な次の諸因子が排気弁の耐久力に及ぼす影響度について実験する。

(1) 排気弁の焼損に及ぼす弁まわりの変形の影響

(a) シート面の溝

(b) シート面の片当り

(2) 排気弁の焼損に及ぼすシート形状の影響

(a) シート幅

(b) シート角

(c) シートとフェース間の角度差

それぞれの試験に用いる排気弁および弁座の形状および材質をまとめて図1.2.3に示す。図示のとおり、(1)用の弁および弁座の材質はSUH31であるが、(2)ではSUH31の母材にステライトNo.6の盛金がしてある。本研究では、各試験項目ごとに図に示したそれぞれ4組の弁および弁座を同時に組込んで運転し、その経時変化とともに4弁相互間の耐久力を比較する。

なお、表1.2.1の定格出力時における標準型の弁および弁座の温度は、SR122研究部会の昭和46年度報告書にあるとおり、傘おもて中心が最も高くて665°C、フェース近傍が575°C～620°Cでシリング外周に近い方が高く、弁座シート部は410°C程度である。

実験に使用する燃料油(C重油)およびシリング油の性状を表1.2.2および表1.2.3に示す。

表1.2.2 C重油の性状

比重	15°C	0.941～0.950
引火点	°C	100～110
粘度	50°C	RW1
	80°C	RW1
残留炭素分	%	8.7～9.7
硫黄	%	2.5～2.8
バナジウム	PPM	10～80

表1.2.3 シリング油の性状

アルカリ価	KOH mg/g	40
比重	15°C	0.940
引火点	°C	232
流動点	°C	-20
	37.8°C	cst
粘度	98.9°C	cst
	—	14.4
粘度指数	—	68

シリング油の注油量は1.0 g/r/ps.Hr一定とする。

1.3 実験および考察

1.3.1 排気弁の焼損に及ぼす弁まわりの変形の影響

(1) シート面の溝の影響

SR122での研究成果によると、低質燃料油を使用する中大形ディーゼル

機関用排気弁の焼損事故は燃焼残渣の咬込痕および付着によりに基づく吹抜けに起因することが多い。しかし、これらの理由によりシートおよびフェースに溝ができるで燃焼ガスが吹抜けた後、焼損に進展する経緯はほとんど明らかにされていない。そこで、ここでは、図1.2.3-(A)に示すとおりシート面に幅が2mmで、深さがそれぞれ

$$a = 0, 0.05, 0.1, 0.2 \text{ mm}$$

の溝を設けた弁座と標準形の排気弁を組合せて運転し、これらの溝が焼損する過程について検討する。

溝が深い場合は短時間で焼損するものと予想します。22 Hr運転後に開放した。しかし開放の結果は図1.3.1に示すとおり予期に反した。シートの溝に対応する弁フェースには燃焼ガスが吹抜けた跡が認められるが、焼損の形跡は全くなく、シート溝の底部にはまだ溝の加工傷が明確に残っている。なお、この時点ではシートおよびフェース面にはすでに黄褐色の燃焼残渣が薄く全面に付着している。

しかし、60 Hr目になると $a = 0.2 \text{ mm}$ の弁は溝だけ完全に焼損し、 $a = 0.1 \text{ mm}$ の弁にも焼損の兆が顕われた。 $a = 0.05 \text{ mm}$ の弁は依然として健在である。図1.3.2はこれらの弁を使用してさらに運転を続け、85 Hrで開放した結果を示す。この開放状況はほぼ次のとおりである。

$a = 0.2 \text{ mm}$ の場合：弁は完全に焼損し、弁座の溝も幾分拡大している。図1.3.3はこの弁および弁座を酸洗いした場合である。弁フェース面と同様に弁座溝の底部にも亀甲状の割れがでている。

$a = 0.1 \text{ mm}$ の場合：弁は弁座溝の幅だけ焼損している。しかし、弁座の溝はほとんど腐食されていない。

$a = 0.2 \text{ mm}$ の場合の約 60 Hr 運転後の開放状況はほぼこの弁および弁座と同程度であった。

$a = 0.05 \text{ mm}$ の場合：弁座の溝に相応する弁フェースには燃焼ガス吹抜けの跡が明瞭であるが、弁および弁座とともにまだ焼損の兆は認められない。ここで、すでに焼損した $a = 0.2$ および 0.1 mm の弁および弁座を溝のない新しいものと替えて観察を続けながら 181 Hrまで運転した。しかし、 $a = 0.05 \text{ mm}$ の場合は一向に焼損が起る気配はなく、181 Hrで開放したときの弁座の溝は半ば燃焼残渣の付着物で埋っていて、弁フェースの状況はむしろ 85 Hr 目よりも好転しているように見受けられたために実験を中断した。最終開放後酸洗いした結果を図1.3.4に示す。弁および弁座ともに腐食された形跡は全くなく、弁座溝の底面にはまだ加工傷が残っている。

以上のように、シート面にかなり大きな溝を設けても、今まで考えていたよりはるかに耐久力のあることがわかった。しかし実機での経験では、運転に

よってシートまたはフェースにかかる大きな溝が生ずることはほとんど考えられないにもかかわらず、焼損事故が起っている。この相違については、さうに検討の余地があるが、本実験では溝以外のシート部分の摺合せが十分であったために、弁座による弁の冷却が良く、溝周辺の温度上昇が小さくて焼損が抑制されたのではないかと考える。しかし、機関の運転によって吹抜け溝が形成される場合のシートおよびフェースには、ほぼ全面に亘って燃焼残渣の咬込疵または燃焼残渣の付着物が存在する。このような場合にはシートとフェース間の熱抵抗が大きいために弁温度がかなり高くなるものと予想され、比較的に小さい溝でも容易に焼損を起すのではないかと思われる。

なお、以下の実験のすべてに關係するのでここで燃焼残渣について述べておく。

燃焼室壁の燃焼残渣はまず燃料弁周りから付着が始まり、運転時間の経過とともに徐々に弁間に広がってゆく。そして 100 Hr を越える頃からほぼ定常状態になる。燃料弁近傍ならびに弁間の厚いところでは 5mm 程度に成長し部分的に剥離したところが出てくる。燃焼残渣は付着後、或る程度の厚さに成長しては剥離した跡が明瞭である。したがって、燃焼室壁周りの燃焼残渣の付着状況は開放時期によってかなり異なる。排気弁近傍のカバー周辺にもいくらか付着している。ピストンクラウンの肩部にも認められるが量的には少ない。比較的に厚く付着した部分の燃焼残渣は黄色がかった灰白色である。

SR 122 研究部会昭和 46 年度実施の同じ燃料油およびシリング油条件で、シリング油の注油量が 1.5 gr / ps-Hr の場合よりも燃焼残渣の付着状況はやや軽微であると判断された。試みに燃料弁周りの付着物を分析して表 1.3.1 に示す。

表 1.3.1 付着物の分析結果（重量百分率 %）

シリング油注油量	V ₂ O ₅	Na ₂ O	Fe ₂ O ₃	CaO	SO ₃	カーボン等の未燃物
1.0 gr / ps-Hr	4.6	0.4	0.6	31.9	50.9	8.1
1.5 gr / ps-Hr (SR122)	1.1	1.3	2.1	25.8	38.0	31.2

カーボン等の未燃物は 600 °C での燃焼減量で、この量は注油量が 1.0 gr / ps-Hr の場合がはるかに少ない。この違いの原因は明らかでないが、注油量の違いよりはむしろ、燃焼状態の僅かな差に起因するのではないかと思われる。このため、燃焼残渣の主成分である CaO と SO₃ の割合にも差がでているが CaO と SO₃ の比はほぼ等しくなっている。すなわち、この例のみですべてを判断するのはやや早計であるが、シリング油の注油量を多少変えても未燃物以外の付着物の成分には、大きな差がないような結果になっている。

(2) シート面の片当りの影響

排気弁の焼損事故はシートおよびフェースの熱および機械的変形にもとづく気密不良に起因することが多いといわれている。しかし、実用機関の弁傘およ

び弁座が作動中にどのように変形しているのかは明らかでない。機関の形式はもとより使用条件によってもかなり異なるものと予想される。ただし、いづれにしてもこの場合は局所的なものではなく、可成り大きい範囲に亘ってシートとフェース間に気密不良の部分を生ずるような変形をするのではないかと推定される。そこで、ここでは、図1.2.3-(B)に示すとおりシート面を左右にせだけ偏心させて旋削した弁座を製作し、標準弁と組合せて片当りが生ずるようにした。それぞれの場合の偏心量 e およびシートとフェース間の最大すき間はすき間ゲージ(プラスチック・ゲージ)で測定した結果によると次のとおりである。

偏心量 $e = 0$, 微小偏心, 0.036, 0.042 mm

最大すき間 $\Delta = 0$, 微小間隙, 0.018, 0.021 mm

ここに、微小偏心(間隙)とは赤ペン当りでは片当りが認められたが、実測ができなかったものである。

まず、最初は33Hr運転後に開放して、シートとフェースとの当りの状況を確認した。片当り量が小さいために、あまり明瞭ではないが、シートおよびフェースの付着物、光沢の具合から、偏心弁座の場合には当りに強弱があることが確認された。全面に燃焼残渣が薄く付着していたが、どちらかといえば、当りの強い部分は黒味がかったものが固着していて光沢があり、弱い部分は黄褐色で剥離し易いもののように見受けられた。しかし、当りの弱い部分から燃焼ガスが吹抜けているのかどうかは明らかでなかった。弁棒と弁棒案内の間のがタ等のために、必ずしも弁が弁座の中心で作動していないためかも知れない。

100 Hr程度でも大きな変化はなかったが、燃焼残渣の付着量はやや増加しているようで、片当りの模様はさらに不明瞭になった。しかし、150 Hrを越える頃から、片当りの大きい弁の、当りの弱い部分に吹抜けの跡があらわれてきた。その後の偏心量 $e = 0.042\text{ mm}$ の弁の開放状況をまとめて図1.3.5に示す。177 Hrでは焼損の兆が認められる程度であるが、282 Hrによると完全に焼損している。

偏心量が $e = 0.036\text{ mm}$ の弁も $e = 0.042\text{ mm}$ の弁に比べると軽微であるが、297 Hrで同じような形態の焼損を起した。

なお、 $e = 0\text{ mm}$ と微少偏心の場合はさらに368 Hrまで運転したが、シートおよびフェース面に浅い咬込痕が点在する程度で、まだ吹抜けを起すような部分はなく、両者の差は少ないと判断して実験を中止した。試みに実験後、これらの弁および弁座を酸洗いしてシートとフェースの間の赤ペンによる当りをみたところ、両者とも全面が当っていた。微小偏心の場合には片当りの量が小さいために当りの強い部分が運転中に摩滅し、途中から全面当りになったものと思われる。同じように、偏心量が大きい場合の片当り量も組込時よりははあるか

に小さくなっていることを確認した。

以上のように、運転中の片当りの絶対値にはやや疑問があるが、図1.3.5で見たとおり、この場合の焼損は同時に幅広く発生しているのが特徴である。前述の弁座シート面に溝がある場合、すなわち燃焼残渣の咬込疵がもとで発生するような場合の焼損とは明らかに形態が異なっている。実用機関においてもシートおよびフェースが何等かの理由で変形し、片当りが生じて焼損する場合には、本実験例に見るとおり幅広い焼損が起るのではないかと思われる。逆に実用機関において類似の焼損が発生すれば、その主原因として、まず、シートおよびフェースの変形を考えるべきであろう。

1.3.2 排気弁の焼損に及ぼすシート形状の影響

(1) シート幅の影響

R.D. MOGFORD等^(注)によると弁の作動温度はシート幅の拡大とともに或るところまで減少するが、それ以上になると逆に高くなる。これと同じように排気弁の焼損対策に対しても最適シート幅が存在すると思われるが、それがどの位なのか今のところ分らない。そこで、ここでは、図1.2.3-(c)に示すとおり、シートの投影幅 b がそれぞれ

$$b = 1, 2, 3, 4 \text{ mm}$$

の弁座を製作し、標準形の弁を組合せて運転したときの、4弁相互の経時変化を比較してみる。なお、本試験以降の弁座シートおよび弁フェースにはステライトNo.6が盛金してある。

最初の47Hr運転後の排気弁を比較して図1.3.6に示す。各弁のフェースにはシートとの当り面のみに薄い黄褐色の燃焼残渣が付着している。そしてシート幅が $b = 1 \text{ mm}$ の場合には、すでに吹抜けが起っている。ただし、まだ焼損には至っていない。 $b = 2 \text{ mm}$ の場合にも類似の吹抜けが見られるが、 1 mm の場合に比べると軽微で、これ等の吹抜けの原因はシートおよびフェース堆積物の僅かな剥離にあるように思われる。150Hr程度でも吹抜けの程度はあまり変わらないが、47Hr目に比べると弁フェースの当り面以外のところの付着物がやや増加している。

次いで325Hr運転後の弁の解放状況を図1.3.7に示す。

シート

およびフェースのところどころに小さい咬込疵が認められる。 $b = 1 \text{ mm}$ の弁フェースには数ヶ所の吹抜けの中に軽微ではあるが焼損に進展したところがある。一方、シートおよびフェースの付着物は、僅かずつシート幅が広くなるほど増しているようで、 $b = 4 \text{ mm}$ の場合には燃焼残渣の付着むらがあるところに、可成り幅広い吹抜けの跡がある。しかし、まだ地肌は食われていない。450Hr程度でも損傷の程度に大きな差はなかったが、 $b = 4 \text{ mm}$ の弁フェースの燃焼残

^(注) R.D. MOGFORD & F.A. BALL : Proc. Auto. Div. Instn. Mech. Engrs 1955~56.

渣の付着むらが原因と判断される吹抜け部に焼損の兆が認められた。

さらに運転を続け、591Hrでシート幅の影響が可成り明瞭になったので実験を中止した。実験終了後の排気弁の開放状況を図1.3.8に、酸洗い後のフェースの拡大写真を図1.3.9に示す。

$b = 1\text{mm}$ のフェースは数ヶ所が焼損していて、亀甲状に割れている。これに対するシート面は比較的に良好であるが、フェースが焼損しているところでは熱ガスによる浸食の跡が認められた。

$b = 2\text{mm}$ の開放後の弁には吹抜けの跡が明瞭である。この吹抜けの原因は酸洗い後のフェースの状況から、異物の咬込疵であると判断されたが、これが焼損に発展するかどうかは明らかでない。

$b = 3\text{mm}$ のフェースの損傷程度は開放時の外観よりも酸洗いした場合の方がやや悪いようである。弁フェースには幾つかの咬込疵が認められたが、運転中は燃焼残渣が埋込まれていたためと考える。しかし、これらの凹痕部から焼損したようなところはない。一方、燃焼残渣の付着むらに起因すると思われるところでは、すでに焼損の始まっているところがある。ただし、相手のシート面には、まだ焼損が及んでいない。

$b = 4\text{mm}$ になると写真から明らかなとおり、燃焼残渣の付着むらがもとで幅広く吹抜けたところが焼損している。しかし、まだ相手のシート面には及んでいなかった。さらに、シートおよびフェースには、他の場合と同様に咬込疵が存在するが、シート幅 b に比べると疵が小さいために、これが吹抜けの原因になっているところはないようである。

以上の結果を総合すると、シート幅によって吹抜けの原因が異なるようだ。

- (a) シート幅が狭い場合には異物の咬込疵による吹抜けが支配的であり、
- (b) シート幅が広い場合にはシートおよびフェースに対する燃焼残渣の付着むらがもとで生じる吹抜けが支配的であると判断される。

シート幅の狭いものが異物の咬込によって吹抜け易いことは容易に理解できるが、弁の冷却面からも好ましくないであろう。排気弁吹抜けの原因はとも角、その部分の温度が或る温度以上に達しない限り焼損は起らないと考えられるから、シート幅を或る程度広くとってシートとフェース間の接触熱抵抗を小さくし、弁を効果的に冷却することは焼損対策にとって非常に有効と考える。しかし、本実験の結果によると、シート幅が広くなるにつれてシートおよびフェースに付着する燃焼残渣の量がやや増加する傾向がみられた。接触面圧が影響しているのかも知れない。シートヒフェースの間に燃焼残渣の付着物が存在すれば熱抵抗は著しく増大するであろう。また、MOGFORDが述べているように、シート幅の拡大に伴う接触面圧の低下も熱抵抗を増す原因になることが考えられる。さらに実際問題として運転時の熱変形等のために、期待できるシートの

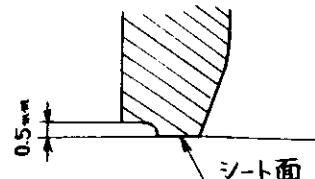
接触幅には限度があるであろう。このように考えるとシート幅を極端に広くしても意味がなく、最適の当り幅が存在する筈である。もちろん、最適シート幅は機関出力（接触面圧、温度等）および燃焼生成物の付着状況等によって異なるであろうが、燃焼残渣の付着が少ない機関においては、シート幅は或る程度広い方が良く、また、排気弁の耐久力向上にはシートおよびフェースに対する燃焼残渣の付着を少なくすることが肝要であると考える。

(2) シート角の影響

排気弁のシート角は、中小形機関では45度のものが多いが、大形機関では30度のものが圧倒的である。おもに掃排気性能を考慮したことと思われるが、機関の性能面からの要求はさておき、シート角と排気弁の耐久力との関係には興味がある。そこで、ここでは、図1.2.3-(D)に示すとおり、シートの当り幅が3.5mm一定で、シート角θがそれぞれ次の4組の弁および弁座を同時に組込んで運転し、耐久力を比較してみる。

$$\theta = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$$

ただし、 $\theta = 0^\circ$ の場合の弁座は外周を右図のように削り込んでいる。



132Hz運転後に開放した $\theta = 0^\circ$ および 45° の弁および弁座の状況を比較して図1.3.10に示す。シートおよびフェースに対する燃焼残渣の付着量は明らかに $\theta = 0^\circ$ の方が多い。 $\theta = 0^\circ$ の場合には当り面内周の約半分に全周に亘って黄褐色の燃焼残渣が付着しているが、 $\theta = 45^\circ$ の場合は比較的きれいである。この差は運転時間の経過とともにさらに大きくなつた。

本試験は376Hzまで運転した。このときの弁の開放状況と酸洗い後の写真を比較して図1.3.11に示す。 $\theta = 45^\circ$ のシートおよびフェース面にはほとんど付着物もなく、さらに継続使用が可能であるが、 $\theta = 0^\circ$ の場合には一面に黄褐色の燃焼残渣が付着しており、これがもとですでに焼損を起していた部分がある。弁の損傷状況は開放後の外観よりも酸洗い後の方が悪く、焼損していない部分でもフェースの全周に亘って焼損の兆候が認められる。

目視の結果によると、 $\theta = 15^\circ$ および 30° の弁の状況は大差なく、燃焼残渣の付着量は $\theta = 0^\circ$ と $\theta = 45^\circ$ の中間程度であるが、まだ十分に使用できると判断された。

以上のことから、燃焼残渣の付着による焼損防止策としてシート角を或る程度大きくするには有効と考える。シート角が大きくなるにつれて、シートおよびフェースに付着する燃焼残渣の量が減少する理由は明らかでないが、シート角が大きくなるほど弁着座時にシートとフェース間に相対运动が生じ易くなり、その摩擦によって堆積物が除去されるのではないかと考える。この他に、掃排気の流線の違いや面圧が影響する可能性もある。

(3) シートとフェース間の角度差

組込時のシートとフェースの當方については、各社ともいろいろな考慮を拂っているようであるが定説はない。そこで、ここでは、図1.2.3-(E)に示すとおり、シートとフェース間の角度差 $\Delta\theta$ がそれぞれ

$$\Delta\theta = -30', 0', 15', 30'$$

($\Delta\theta$ が負の場合は内周当り、正の場合は外周当りになる。)

になるように加工した弁座を使用して運転し、角度差が排気弁の耐久力に及ぼす影響度を調べてみる。ただし、このような微小角を計測できる簡便な方法がないので、赤ペン当りで角度差の大きさを比較した。その結果は、弁座のシートの当り幅3.5mmに対して、 $\Delta\theta = -30', 15', 30'$ のときそれぞれ約0.5mmの内周当り、約2.5mmの外周当り、約1.0mmの外周当りが得られた。もちろん、 $\Delta\theta = 0'$ のときは全面当りである。

まず最初に37Hr運転して開放しシートとフェースの当りの状況を調べた。燃焼残渣の付着状況および光沢の違いから判断される運転時の当り幅は赤ペン当りで見たときよりもかなり広くなっていて $\Delta\theta = 0'$ と $15'$ の場合は大差なく全面が当っているようであった。なお、 $\Delta\theta = -30'$ および $30'$ の場合のシートおよびフェース面の付着物は先述の片当り試験のときと同じように当りの強い側が打ち叩かれて黒光を呈しており、当りの弱い側に向って次第に黄褐色化している。なお、この時点ではシートおよびフェース面には何等の異常もない。

この状態はかなり長時間運転しても変らなかった。400Hr運転後の弁を比較して図1.3.12に示す。写真ではあまりはっきりしないが、肉眼ではその差が明瞭で、 $\Delta\theta = 15'$ の場合は全面が当っている。 $\Delta\theta = -30'$ および $30'$ の場合はそれぞれ内周および外周で当っているが、運転時間の経過とともに当り幅が少しづつ広くなっているようで、シート幅の約半分に強い当りが観察される。特に $\Delta\theta = 30'$ の場合には全面当りと思われる部分も認められる。いずれの弁もまだ吹抜けた形跡はない。

さらに運転を続けたが、角度差が大きい場合の当り幅が幾分広大しているように見受けられる以外は開放状況に異常はなく、581Hrでもはっきりした差が出なかっただために実験を中止した。開放後に酸洗いして赤ペン当りを取った結果を図1.3.13に示す。外観のみでは良く分らないが、この図のように赤ペン当りでみるとシートとフェース間の当りに差のあることが明瞭である。 $\Delta\theta = 15'$ の場合は $\Delta\theta = 0'$ の場合と同様に全面が当っていて差がない。 $\Delta\theta = 30'$ および $-30'$ の場合も運転前と比べると当り幅がかなり広くなっている。運転中にシートあるいはフェースが摩耗もしくは変形したのであろう。そして各弁座の当り面にはいくつかの溝のできていることが分る。これらの溝は燃焼残渣の咬込によって生じたものである。それにもかかわらず開放後の弁フェースに何

等の吹抜けの兆候が認められなかつたのは、この溝が浅くて幅が狭いためである。

以上のように、各弁および弁座ともにまだ決定的な損傷がなく、結論を出すことはできないが、現時点で判断する限り、角度差が正で外周当りの場合も負で内周当りの場合も当り幅が同じであれば大きな差はないようと思われる。全面当りと角度差がある場合の差も明らかでないが、不当に大きい角度差を設けて有効な当り幅を狭くすることは、熱伝導および耐咬込性からみて決して良策であるとは思われない。機関の運転状況下での全面当りを目指すのが好ましいと考える。しかし、今実験の結果を先に述べたシート幅の影響試験と比較してみると、シート幅を或る程度広くして角度差を設け実質的な当り幅を狭くした場合と、シート幅を狭くして全面当りにした場合とでは、当り幅が同じでも排気弁の耐久力には差があり、前者が勝っているようである。シート幅の広い方が咬込によって生ずる疵も小さく、また赤ペン当りがでない部分もシートとフェース間の気密には可成り寄与しているように思われる。

1.4 まとめ

(1) シートとフェース間の接触熱抵抗が小さく、弁座による弁の冷却が十分である限り、或る程度大きな吹抜けが生じても容易には焼損が起らない。接触熱抵抗はシートおよびフェースに燃焼残渣の咬込疵が生じたり、燃焼残渣が付着堆積したりする場合に増大すると思われるため、これらの防止対策が排気弁の耐久力向上には有効であると考える。

(2) シートおよびフェース間に片当りがある場合は幅広く焼損し、燃焼残渣の咬込疵および付着むらに起因した比較的に幅狭い焼損とは形態が異なる。

(3) シート幅によって焼損の主原因が異なり、狭い場合には燃焼残渣の咬込疵、広い場合には燃焼残渣の付着むらに原因のあることの方が多いようである。したがって、最適シート幅はシートおよびフェースの作動状況によって異なるが、燃焼残渣の付着があまり問題にならない機関においてはシート幅は或る程度広い方が好ましいと考える。

(4) シートおよびフェースに付着する燃焼残渣の量はシート角が大きくなるとともに減少し、それにつれて排気弁の耐久力もよくなる傾向を示す。シート角が大きくなると弁着座時のシートとフェース間の相対すべりが増し、付着物をこすり去る効果が出るためではないかと考える。

(5) シートとフェース間の角度差が排気弁の耐久力に及ぼす影響度はあまり明らかにすることはできなかった。微小角度差を設けて内周当りにした場合も外周当りにした場合も角度差が同じであれば、弁の耐久力には大きな差がないようであった。なお、角度差が小さく、シート幅が或る程度広ければ、赤ペン

等による当りが狭くてもシート幅が赤ペン当りと同程度の弁座よりは耐久力がある。実際問題としては、弁および弁座の作動条件を考えて、シートヒフェスが運転中に全面当りになるようなすり合せが理想ではないかと考える。

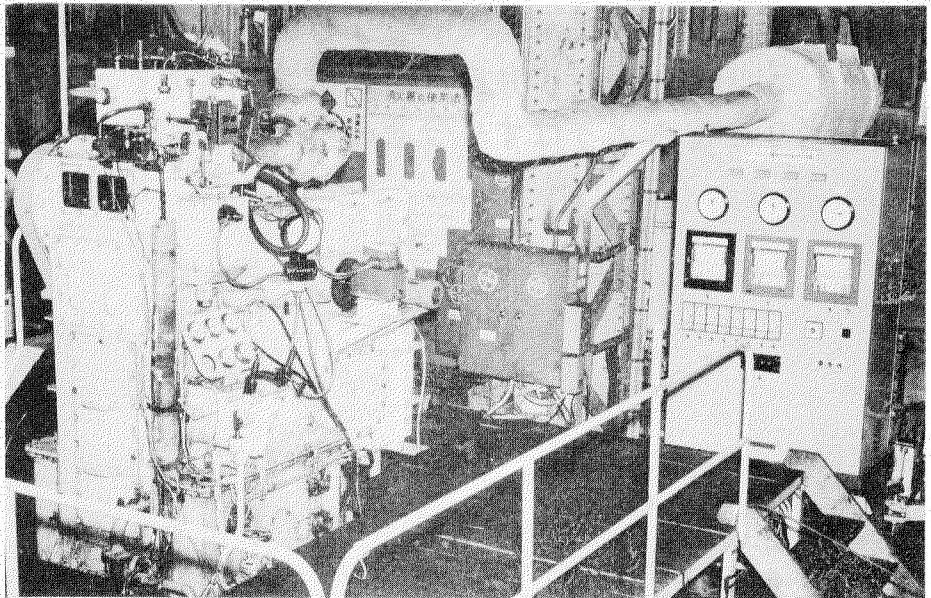


図 1.2.1 実験機関

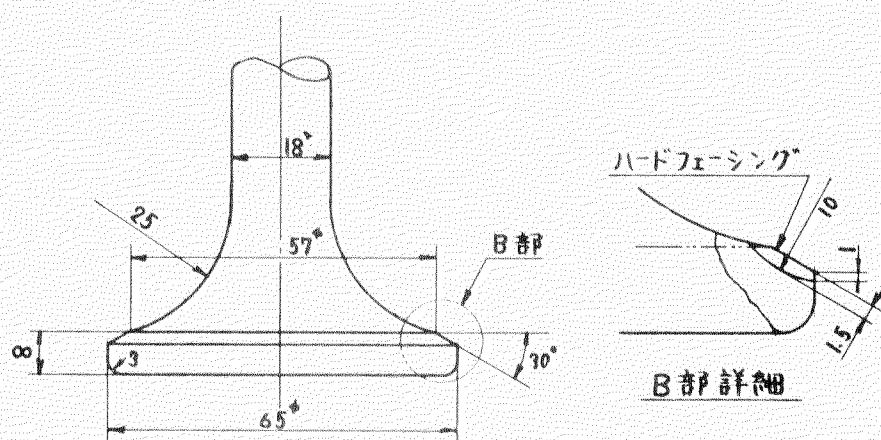
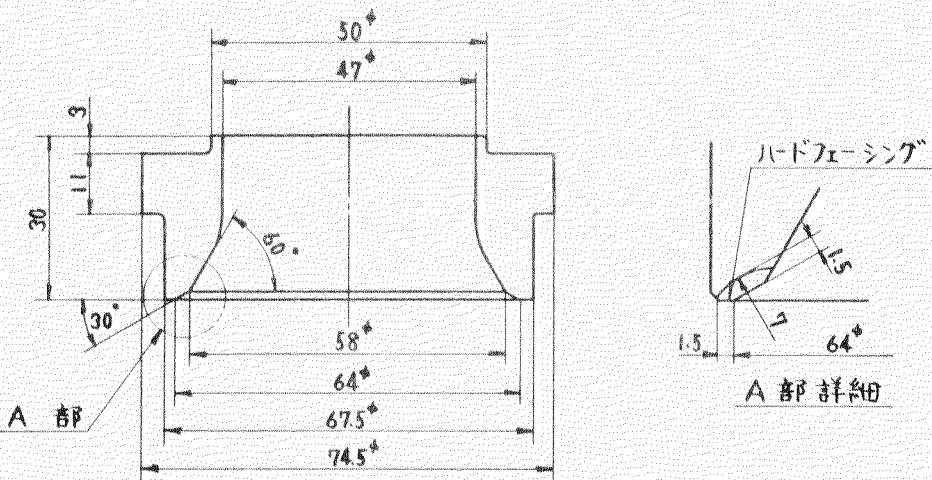


図 1.2.2 弁および弁座

試験内容	変形の影響		形状の影響		(E) 角度差
	(A) 溝	(B) 片当り	(C) シート幅	(D) シート角	
刃 形状 座					
材質	$k = 0, 0.005, 0.1, 0.2$	$\epsilon = 0, 微小, 0.036, 0.042$	$b = 1, 2, 3, 4$	$\theta = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$	$(\Delta\theta = \theta - 30^\circ) \Delta\theta = 30.0^\circ, 15.30^\circ$
刃 形状 棒					標準弁 標準弁
材質	SUH 31	SUH 31	SUH 31 + ステライト 6	SUH 31 + ステライト 6	SUH 31 + ステライト 6

図 1.2.3 試用弁棒、弁座の形状および材質

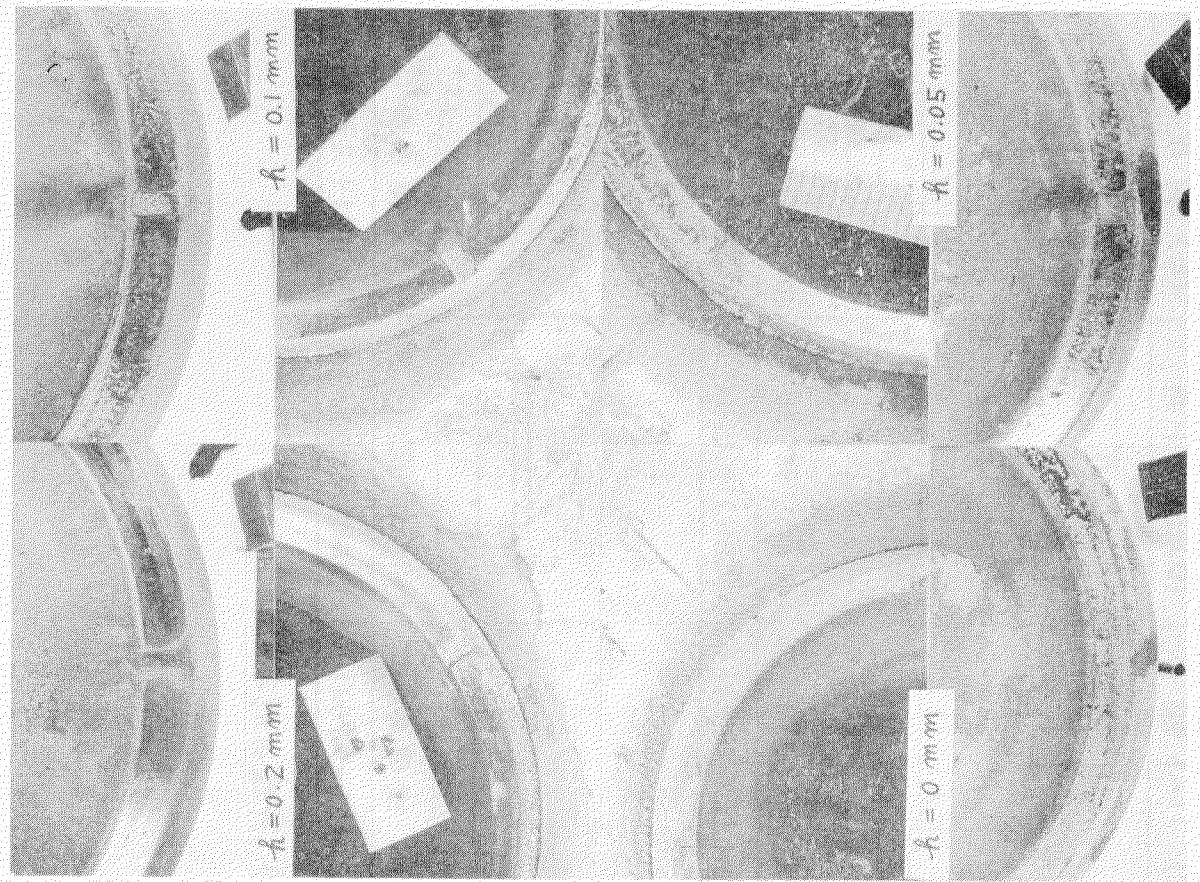


図 1.3.2 溝の影響 (85 Hz) 溝の深さ: h
溝の幅: 2 mm

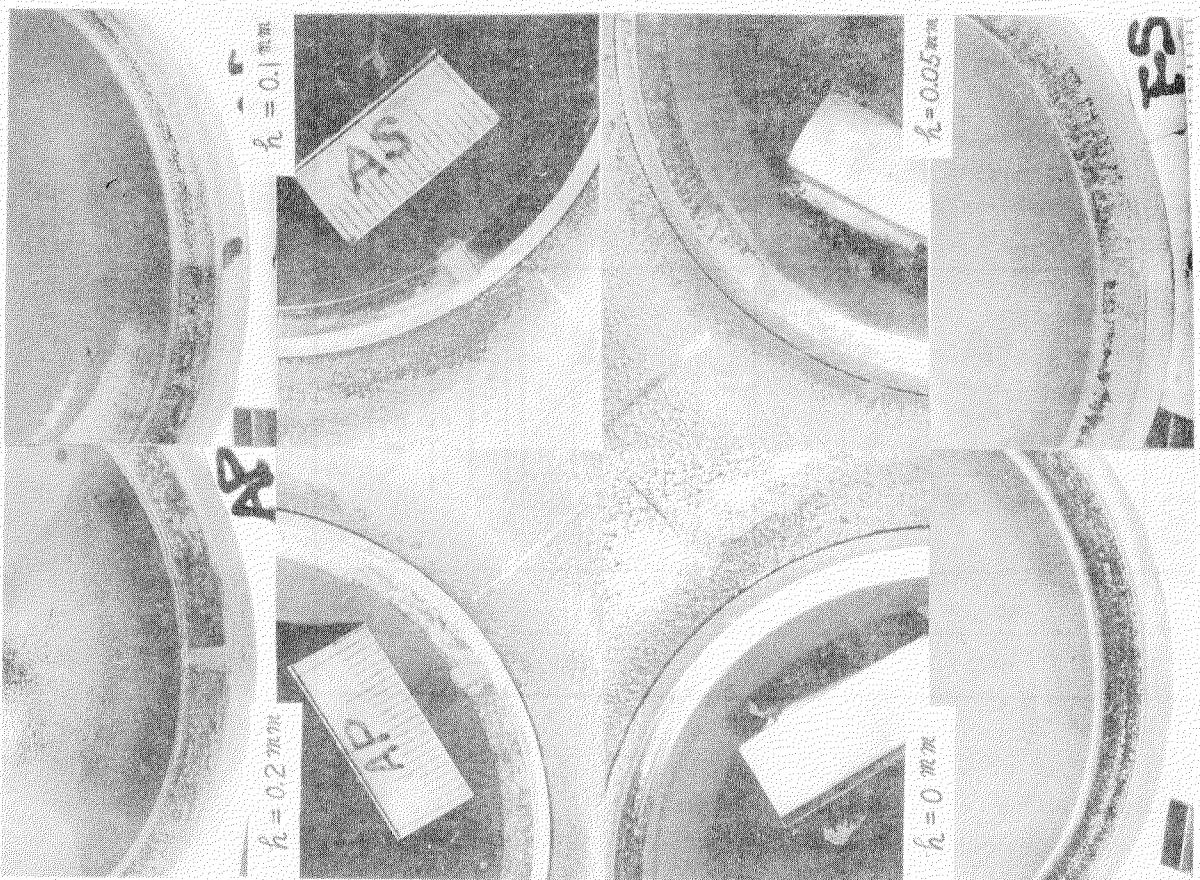
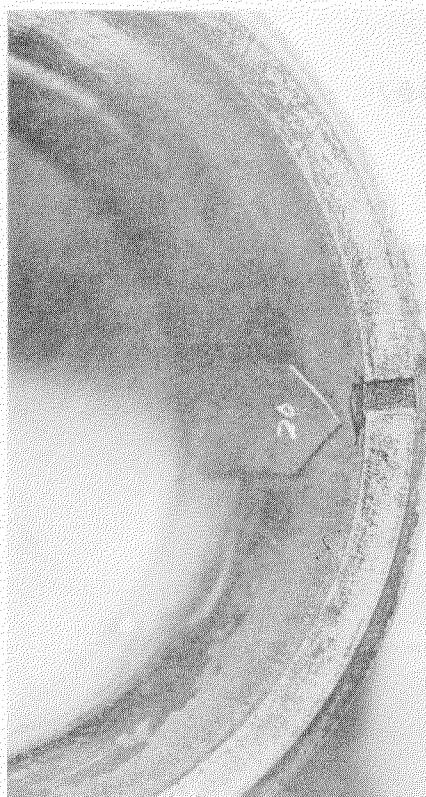


図 1.3.1 溝の影響 (22 Hz) 溝の深さ: h
溝の幅: 2 mm



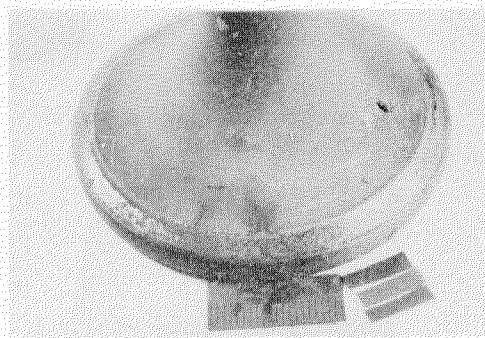
2 mm 幅 \times 0.05 mm 深さ (181 Hr)

図 1.3.4 溝の影響 (酸洗後)



2 mm 幅 \times 0.2 mm 深さ (85 Hr)

図 1.3.3 溝の影響 (酸洗後)



179 Hr



282 Hr

図1.3.5 片当たりの影響
(偏心量 $b = 0.042 \text{ mm}$ の場合)

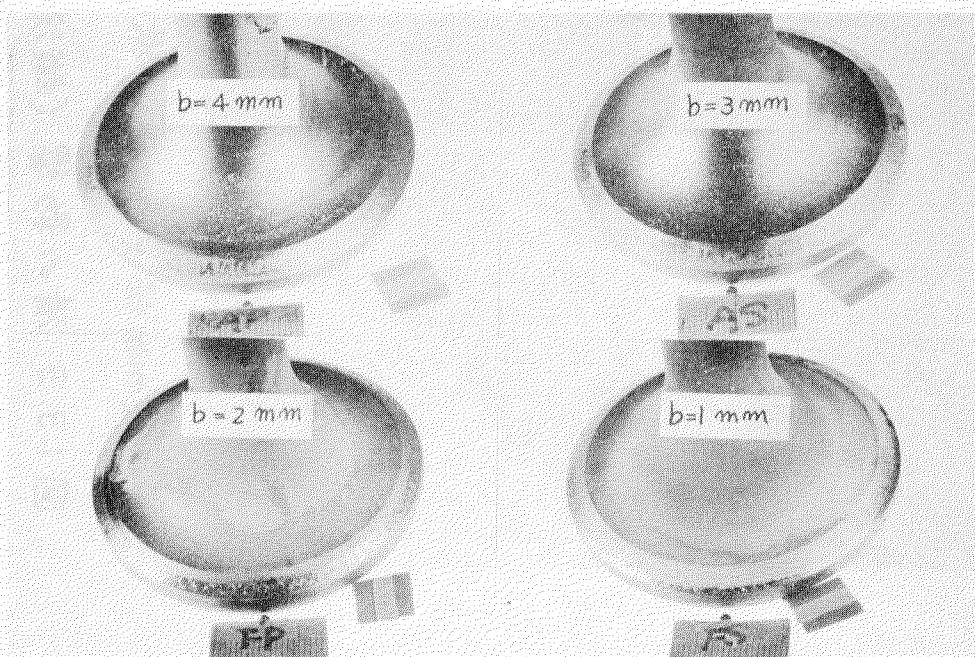


図1.3.6 シート幅 b の影響 (47 Hr)

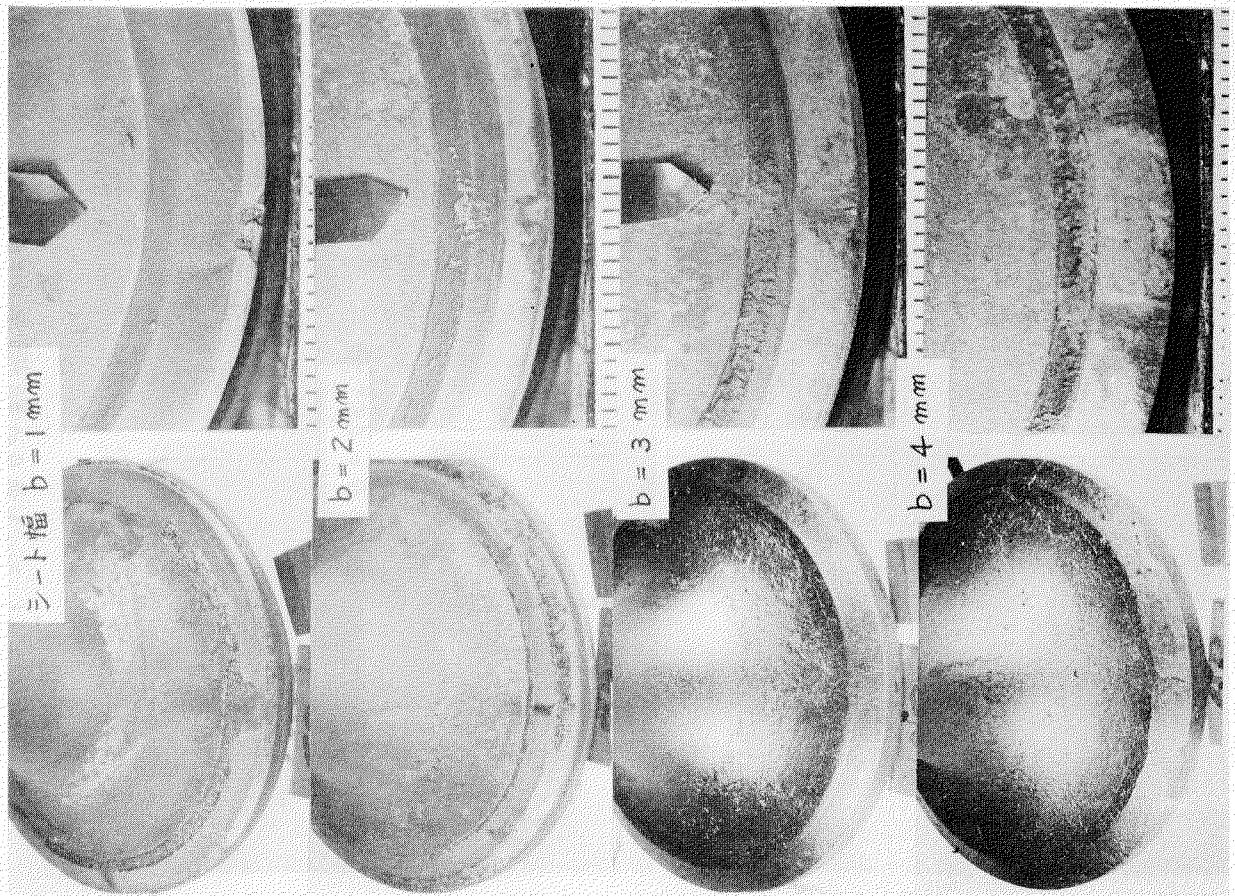


図 1.3.8 シート幅の影響

591 Hz 乾洗後
591 Hz 未洗後



図 1.3.7 シート幅 b の影響 (325 Hz)

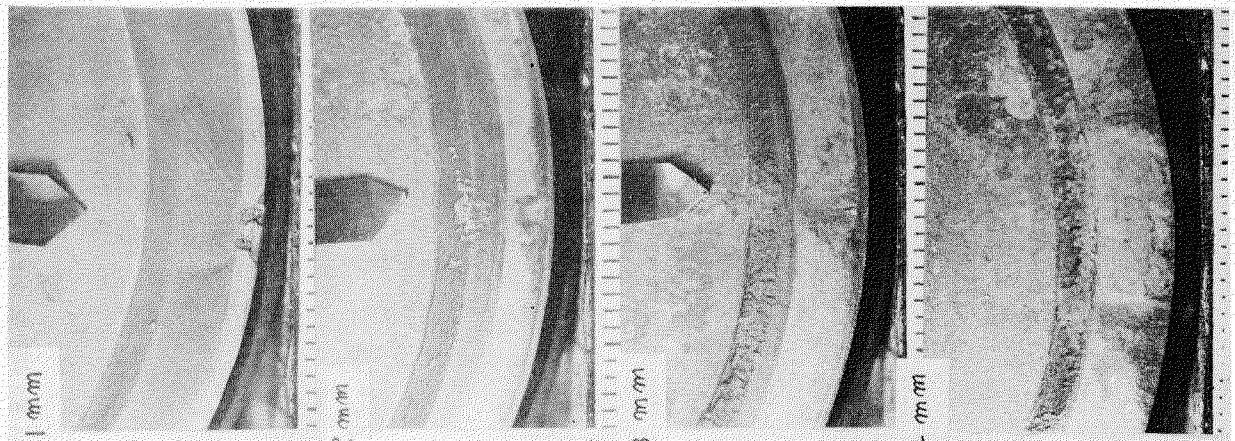


図 1.3.9 シート幅の影響

591 Hz 乾洗後
591 Hz 未洗後

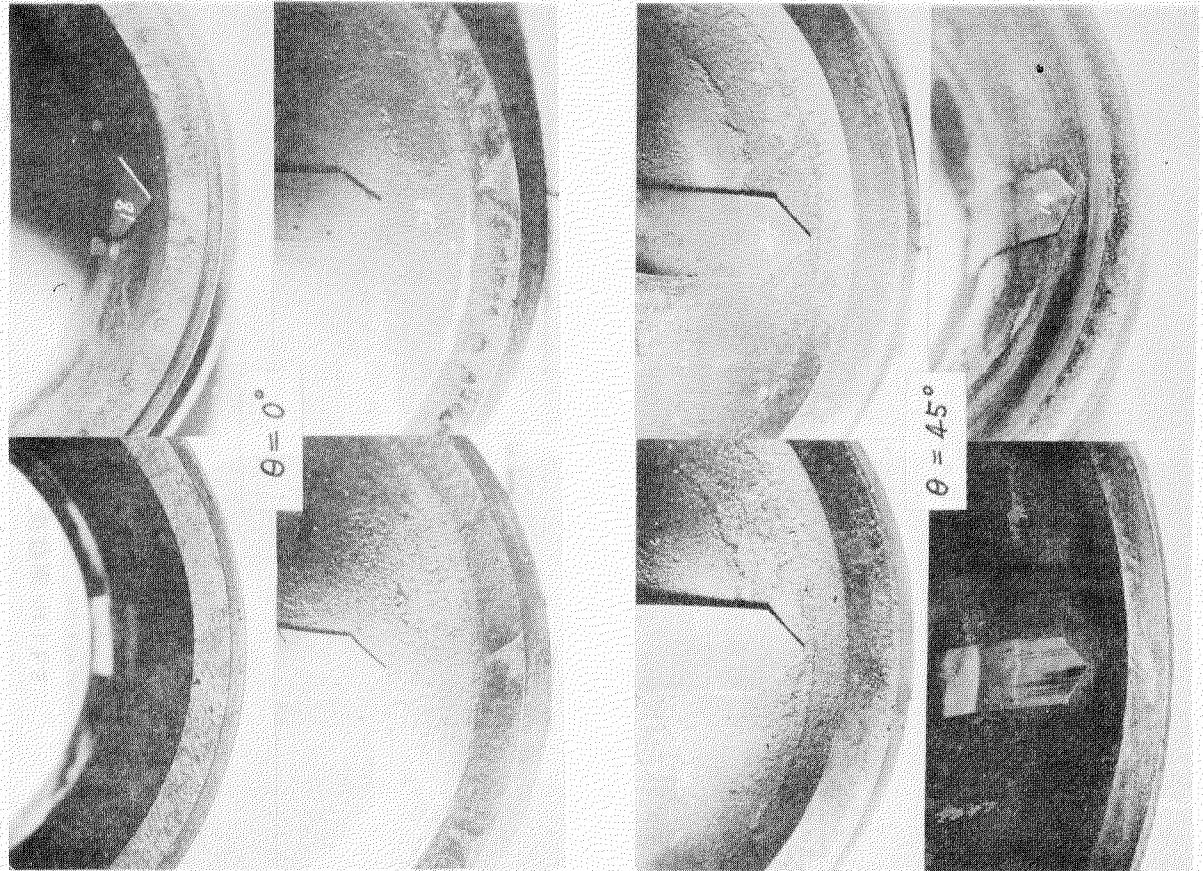


図 1.3.11 シート角θの影響
酸洗後

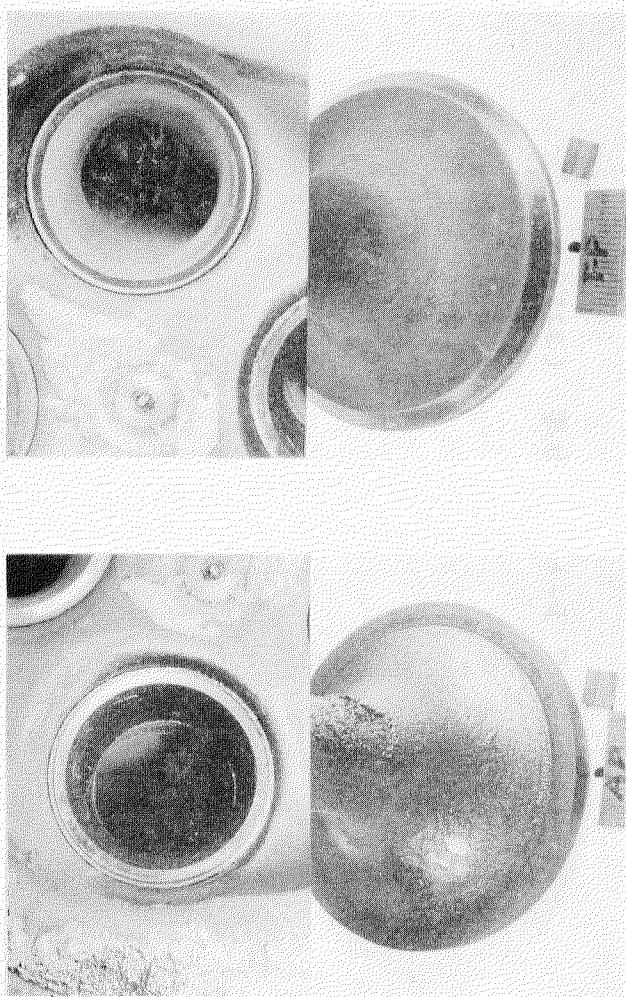


図 1.3.10 シート角θの影響
(132 Hz)

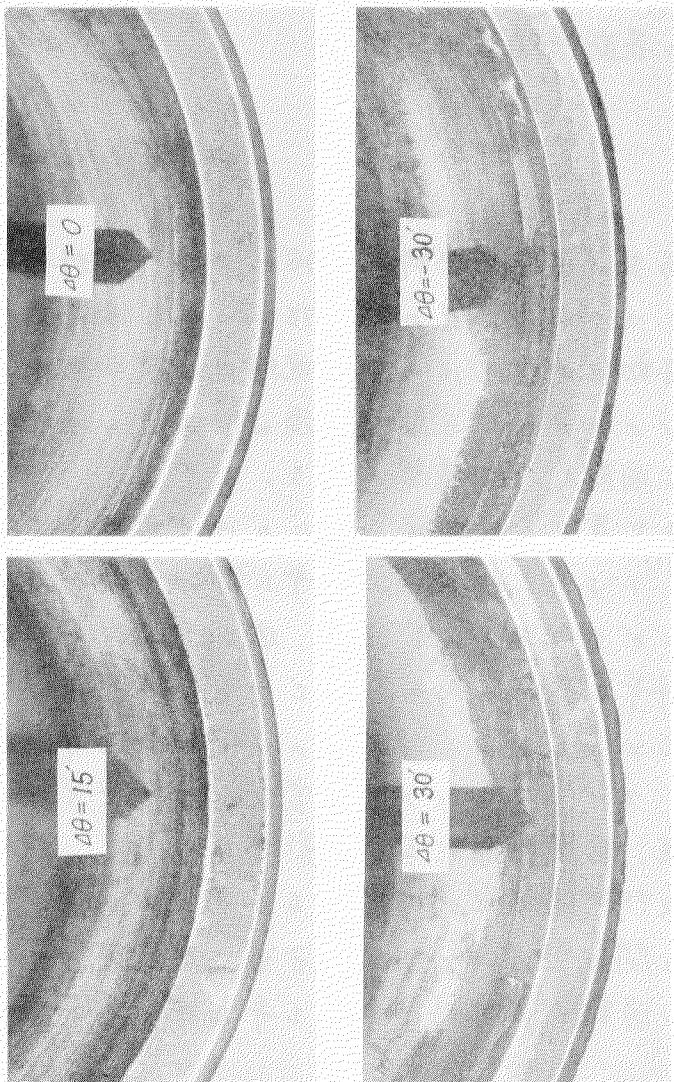


図1.3.13 角度差10の影響
(酸洗後のホベン当りの状況)

$\Delta\theta$ ：正=外当り
負=内当り

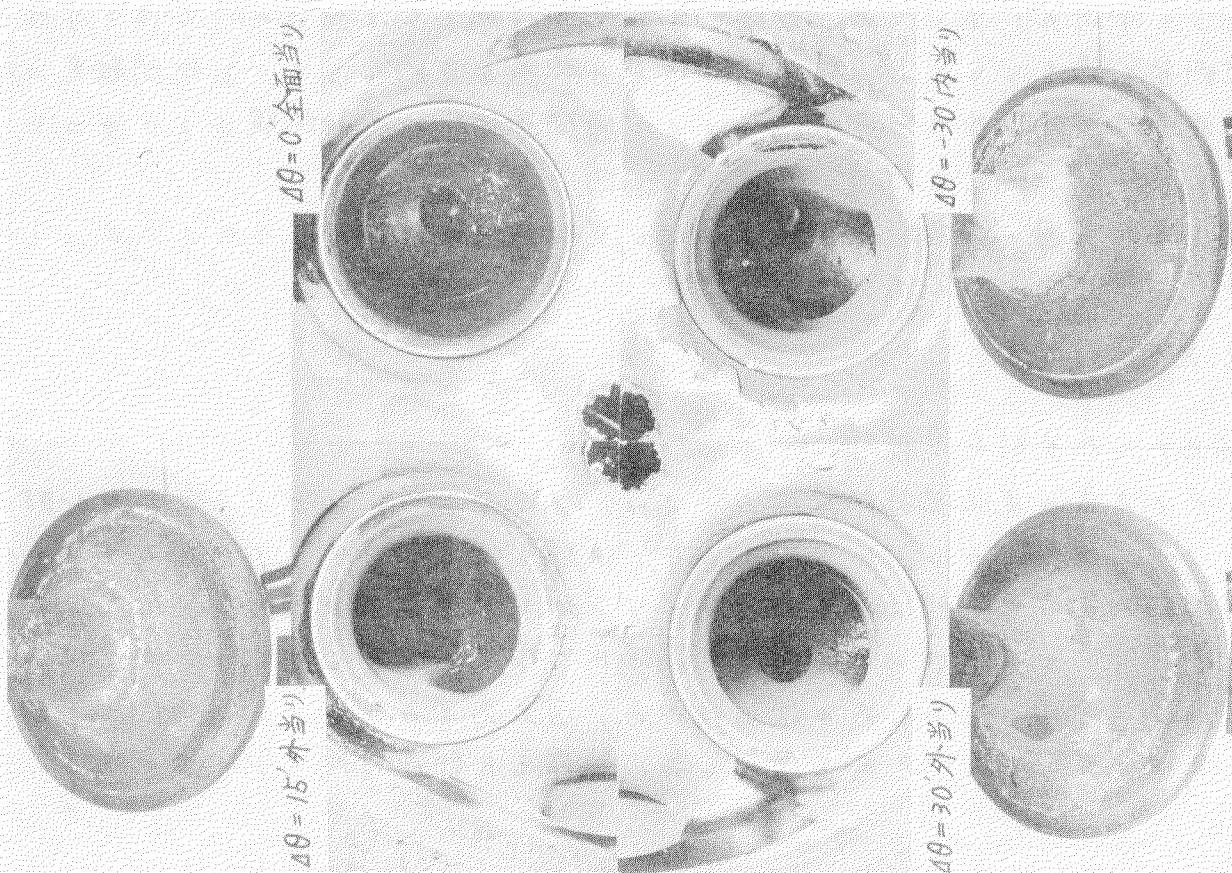


図1.3.12 角度差10の影響

400 Hr

2. 油冷式燃料弁の長期無開放化の研究

2.1 緒言

船用ディーゼル機関の高出力化、あるいは粗悪燃料の使用により、燃料弁の使用条件はますます苛酷なものとなりつつあり、その耐久性についての早急な対策が要請されてゐる。一方船舶の自動化が進むにつれて乗組員の数も減少の方向にあり、従来のように800~1000時間で開放整備というような保守作業が船内で行なわれることは次第に困難となる情勢である。

燃料弁の経年変化の実状は、昭和45年から昭和46年にかけて行なったSR122「燃料弁の耐久性向上試験」⁽¹⁾により、現状の燃料弁における最長48~45時間使用後の状態を把握することができた。その結果、燃料弁の寿命、開放間隔を決定する大きな要素は、燃料弁の経年変化のうちアトマイザチャップの焼損、冷却油室側面の腐食および主としてフラット形弁のスピンドル弁座部への付着があり、噴口径、開弁圧力、スピンドルリフトの変化、アトマイザチャップへのカーボン付着などは噴霧特性、機関性能に与える影響も少なく、前者の点を解決するにはより燃料弁の長期無開放化が可能であることがわかつたが、いさむと残る長期無開放化への問題更に、上記試験でも2度経験した、燃料弁のシリンドラカバーよりの抜出し困難であり、この点も弁自体の寿命延長と平行して考慮せねばならない。

そこで本研究においては、長期無開放化に対処しうるだけの耐久性を保持した燃料弁を得ることともに、船内保守作業の軽減を目的として、上記問題更の対策を施した種々の改良形弁の約600時間無開放の実船試験および陸上における各種試験、調査を行なつた。

なお、本研究用の改良形弁の製作および実船試験の一部は、SR122と12昭和46年度に行なつた。

2.2 試験方法

2.2.1 改良形弁の種類

SR122の実状把握試験においては、フラット形、スピースコニカル形および1°-スコニカル形の3形式の弁で試験を行なつたが、1°-スコニカル形は冷却効果が悪く約240時間でアトマイザチャップが使用不能となる。次にとく、一体形であるため取替費用が高価になると欠点もあり、将来性がなく考慮し、今回はこの形式の使用はやめ、図2.2.1に示すフラット形および2°-スコニカル形の2形式を使用した。製作した部品は図中①~⑤である。

表2.2.1に示した各種改良形弁記号の頭文字のFはフラット形を、ZCはZC^oースコニカル形を示す。

(1) アトマイザナップ焼損防止対策を施した弁の種類

アトマイザナップ焼損防止対策として、材料、形状変更および表面処理を行なう。下。材料の種類は従来のJIS SKD11材に加えて、過去に使用した加工性のよいボーレルMG鋼(不収縮鋼 表2.2.2), ZC^o-スコニカル形弁に使用した窒化鋼(JIS SACM1材)の3種である。表2.2.1でFMG, ZCMGCR, ZCMGNICRおよびZCMGOKLAXはボーレルMG鋼, FSKD, ZCSKDおよびZCMSKDはSKD11材, またFSACMは窒化鋼をそれぞれ使用した。

形状変更は同表中の図aのようにテップ内燃料油穴の先端形状を従来の錐形より平先端に変更し、燃料油による冷却効果を増したものと、アトマイザキャップの冷却油室の形状を同表図bのように変更し、冷却効果を増そうとしたものの2種類である。前者は改良形弁全部に採用し、後者は1種(ZCMSKD)に使用した。

表面処理はクロームナッキ、ニッケルナッキ+クロームナッキ、および耐熱耐食樹脂の焼着の3種を使用し、母材は全てボーレルMG鋼である。

クロームメッキはサージェント浴にて施工した、硬度HV1000程度のごく普通のクロームメッキ層であり、厚さは0.2mmである。同表ZCMGCRの図Cにメッキ範囲を示す。またニッケルメッキはニッケルメッキの中では耐食性が優れて、3不溶解ニッケル法で施工した、硬度HV300程度のものと、同表ZCMGNICRにて示すようにテップにはクロムナッキの下地としてニッケルメッキを施し、ニッケルヒクロムの層の厚さを種々変更した。

耐熱耐食樹脂は大倉工業K.K.製のOKLAX-TD150と呼ばれるもので、シルバー色、ペイント状の油性樹脂であり、耐熱温度常時約1000°C、耐食性にも優れ、塗料で、スプレーで2回塗り、塗布後45分間自然放置、その後600°Cの電気炉で1時間加熱乾燥して。弁の記号はZCMGOKLAXと同表図Eに焼着範囲を示す。

(2) 冷却油室側面の腐食防止対策を施した弁の種類

冷却油室側面の腐食防止対策として、形状変更、表面処理を行なう。下。

形状変更は前述のZCSKDである。冷却油室の壁厚を3mmより4.5mmに増した。表面処理も前述のクロームナッキ、ニッケルメッキおよび樹脂焼着の3種であり、クロムナッキはテップと同じ厚さ、ニッケルナッキはテップとは異なり、クロムナッキとの併用はしていない。母材は全部同じでJIS SKD5材である。

(3) フラット形弁・弁座部ヘリ防止対策を施した弁の種類

フラット形舟の舟座はアトマイザーテップの上部であり、テップの材料として前述のようにSKD11材(FSKD)，ボーレルM4鋼(FMG)および室化鋼(FAMC)の3種を用い、材料、表面処理(室化0.1mm)と舟座部の寿命との関係を求めた。

また、スピースコカル形との比較において舟座形式と舟座部の寿命の関係を求めた。

(4) 技术と困難防止对策の種類

これまでの経験では燃料舟ヒシリンドカバーとの気密面の状態を良くし、適正に締付けられていないものは固着発生はない。したがって固着は上記いずれの不適の原因である。SR122の場合の固着はカバー側の部品の組立不良によつて気密面に隙間が生じて下に発生して例外のものである。

気密面不良の原因としては、締合不良や変形などがあり、古い機関ではカバー側当り面の円錐状になることが多い。このように原因が主として人為的なものであり、絶対にすることは困難である。したがって本研究では、下と云ふガス漏れを、固着でも軽く引き抜けるよう対策を考えた。

まず舟本体に塗布する従来のモリコートに付し、図2.2.2に示す日本モリブデンK.K.製のニチモリPGペースト、電気化學工業K.K.製のボロンスプレーを使用した。ニチモリPGペーストはニ硫化モリブデン、ボロンスプレーは室化研素を主成分といし、いずれも400℃の高温に耐えず潤滑剤として優れているものである。これらを塗布し、そこからガス漏れが生じて燃料舟ヒシリンドカバー間にカーボンや銅がつきてもすべりやすい塗料の中間にあらため舟を簡単に抜けたようにした。図2.2.3はボロンスプレー塗布の状態を示す。

つぎに一部のユイオンナットの外周軸方向に1/90のテープをつけ、下側を細くした。この対策は過去において排気舟ヒカバーの固着对策として同程度のテープをつけた経験に基くものである。このユイオンナットにも前述の塗布剤を塗布した。

2.2.2 実船試験要領

供試船は表2.2.3に示す2隻であるが、片の運送にあたってはつぎの条件を満足するものとした。

- 1) 安定した負荷、しかも高負荷で運航されることが必要。
- 2) 每航必ず日本に帰港するなど。
- 3) 試料舟が装着可能な燃料舟本体を有した船であるなど。
- 4) この試験に支障となるような事故を過去に経験していないなど。

試料舟の供試船への組込要領は図2.2.4および図2.2.5の通りで、H丸はFMG, FSKD, 2CMGCR, 2CMGNICRおよび2CMGOKLAXの5種類の舟を組込し、それより少しおよび5種類の舟の3, 6, 9, 1を航海使用

の試料を得た。弁本体の塗布剤はモリコートとボロンスプレーの2種類を採用し、テープ付ユニオンナットはFMGの弁に使用した。

また、拔出に困難の有無をチェックするため、訪船時数本ずつ抜出し検査を行なった。

W丸1はFSACM, ZCSKDおよびZCMSKDの3種類の弁を組込み、H丸と同様の試料を得た。弁本体の塗布剤はモリコート、ニチモリPGベーストおよびボロンスプレーの3種類を使用し、テープ付ユニオンナットはFSACMの弁に使用した。拔出し検査もH丸と同様に行なった。

又、両船は同一航路に就航しており、1航海約500時間、最長使用時間は12航海で約6000時間である。また、後述するように試験後半で耐久性が確認出来た時更に加えて、計画を一部変更し、各船3種各1組、計6組(FSKD9, ZCMGCR2, ZCMGNICR2, FSACM7, ZCSKD9, ZCMSKD6)のものを試験延長し、最長使用時間を8000時間とした。

(1) 船上調査

訪船調査は2~3航海(1000~1500時間)ごとに行なったが、図2-4および図2-2.5-1に示すように、訪船ごとに燃料弁の抜出し調査は行なわず、計画通りに抜出し下弁についての後述の諸調査を行ない、その他のについては排気弁を開放し、シリンダーの内側から主としてアトマイザテップの焼損、カーボン付着の状態などの調査および機関性能データの調査を行なうだけに留め、良好なもののは試験を続行した。図中▲印の訪船時には上述のように一部抜出し、その他の場合は排気弁開放、△印の訪船時は弁は全く抜出さずで排気弁の開放のみに留めた。この方法は船主側に多少の抵抗があつたが、拔出し困難防止対策に対する、毎航燃料弁を抜出しでは意味がないことを了承を得たところである。ただし、H丸における場合は8航海終了後の入渠時に船主の意向により全弁を抜出し調査した。また、W丸における場合は3航海終了時、計画して下した9本の弁の抜出しのうち5本が抜出し困難となり、そのため、他の弁も同様の危険性があり、試験続行に不安を感じたため、全弁を抜出すことになった。この時より計画を一部変更し、初期の計画では抜出し調査をしない△印の訪船時にて3~4本の弁を抜出し調査することとした。もし、この検査が全部抜出しが困難な場合は全体の弁を抜出すことをあつたが、そのため、結果的に何れのような事態にはならずには済んでしまう。したがって、全く無開放で使用した弁はH丸における最長8航海(4000時間)のもの8本、W丸における最長9航海(4500時間)のもの9本である。

抜出した弁に対する船上における調査項目は、表2-2-4から表2-2-9のチェックリストに示すように、弁本体の汚れ、アトマイザの焼損、腐食、カーボン

付着状況などの外見調査、噴口のつまり、スピンドルスティック、噴霧状況、開弁圧力、油漏れなどのハンドポンプによる噴射試験による調査および航海中の機関性能データの調査などである。チェックリストにおける噴射試験シュー一ル音とし、噴射する際に発生する「タ・タ・タ…」という噴射音の二点である。

これら諸調査のうち、外見調査、噴射試験によって不良と判断し、試験を中止するものにアトマイザチップの焼損、スピンドルスティックおよび油漏れがあるものだけがあり、その他の項目は不良と判断されても、機関性能データに異常がなければ再使用可能として試験を続行した。すなはち、開弁圧力の低下、噴射音不良、噴霧不良のものが機関性能データ、とくに排気温度、 P_{max} と P_{comp} との関係に異常が見らるなければ、機関の燃焼状態には影響を及ぼさないものと判断した。二番目はSR122と同方法であり、N丸における実績に基づいたものである。

(2) 陸上調査

(a) 外見調査

抽出した弁について陸上にて、アトマイザチップの焼損、アトマイザキャップの腐食、噴口径（精度 $1/100\text{ mm}$ の線ゲージによる）、スピンドルリット、スピンドルレスピンドルガイドの間隙、スピンドル弁座部の水蒸気など詳細に調査した。図2.2.6はニカル形弁の弁座部調査器具を示す。

(b) 噴射試験

抽出した弁の噴霧特性の経年変化を把握するため、実機と同じ回転数、噴油量、開弁圧力を噴射させ、噴霧状況を1駆 $1/1200\text{ 秒}$ の高速度写真撮影により測定を行った。オシログラフにより噴射圧力、弁リフトを計測した。試験項目は通常航行状態（噴油量ポンプマ-736、回転数114 rpm）および港内航行状態（噴油量ポンプマ-718、回転数40 rpm）の再現およびこれらと船内におけるハンドポンプによる噴射試験との比較を行なう目的のために、同装置にてハンドポンプによる噴射試験でも高速度写真撮影および諸記録を採取した。なお、ハンドポンプは船用と同じプロランジヤ径 13 mm 、ストローク 733 mm 、行程体積 4.38 cm^3 のもので1秒間に約1回の噴射を行なう。

試験装置の概略を図2.2.7に示す。カム軸駆動用のモーターには誘導モータ-（870 rpm, 7.5 kW）を使用し、ニードルVベルトによつて2段減速して、実物のカム軸を回転せしめ。このカム軸に對して燃料ポンプを実機と同じ関係位置に組立てて、カム軸上のカムにより駆動する。燃料ポンプから弁に至る経路も実機の場合と同様で、噴射量を同一状態に保つため、3本の弁を接続しているが、その中の1本を測定用として観察できる位置に組立てた。この3本の弁は実船試験の際、同一シリンドリに組込んである。

燃料は通常の陸上運転に使用している A 燃油で、噴射圧 170° にモリ約 4 kg/cm² で圧力を高めている。温度は常温である。

カム軸回転数は計画時 114 rpm であるが、実際には約 120 rpm となる。また、モーター回転数が可変であるため、低速試験時はモーター停止後、回転が下へいく途中において回転計 40 rpm にて止む時、諸計測を行なつたため、各試験において回転数にばらつきが生じた。

(c) 切断調査

抽出弁の噴口摩耗、弁座形状の変化、焼損、腐食など詳細に調査するため切断し、断面のマクロ、ミクロ観察および硬度測定を行なつた。

(d) 使用油分析

航海に使用した燃料油、燃料弁冷却油の成分、比重、粘度、引火点および発熱量を分析調査した。

2.2.3 燃料弁作動温度の計測、計算方法

アトマイザテップの焼損、冷却油室側面の腐食の要因としては、作動中の温度が含まれ割合が非常に大きいと考えられる。

筆者らが過去に用いてアルメル、クロメル熱電対により計測した例を図 2.2.8、図 2.2.9 に示す。図 2.2.8 は 9K98FF 形機関、図 2.2.9 は 1084-VT2BF-180 形機関のものであり、それより冷却油流量と弁温度との関係も計測した。しかしながら、これらは全て内部温度であり、表面温度とくに浸食を受けた部分の表面温度が不明であり、測定するにしても従来の方法では寸法的に小さく、構造的にも困難である。

そこで、計算する場合に計測実験が少ないので温度分布のパターンがつかず困難である。 $\chi = 2$ 本研究においては、まず燃料弁作動温度の正確なパターンを知るべく、燃料弁の材料である鋼の焼成と軟化性を利用して、その硬さの低下の逆に、その材料の被熱温度を推定する方法による温度計測を試み、その結果をもとに三角要素熱平衡法による解析を加え、壁温を把握すると同時に、その制御を行うための検討を行なつた。

(1) 計測方法

計測した部品は図 2.2.1 の品番①～⑤（スピンドル、スピンドルガイド、アトマイザキャップ、アトマイザテップおよびユニオンナット）であり、その材料選定にあたっては、上述の目的を達するに同時に、本末の機能をそなえなければならないものであることに注意を払つた。すなはち、焼入性、焼もどし特性（被熱による硬度低下の明確なせん）および正常な作動に必要な硬度、強度などを、ともに浸透した材料を選ばなければならぬ。検討の結果アトマイザテップ、キャップ、スピンドルおよびスピンドルガイドには特殊製鋼 K.K. 製の G.S.S 2材、エボンナットには JIS SCM21 肌焼鋼を使用した。

ユ=オノナットに漫炭鋼を使用したのは、機能上引張荷重を受けるためであり、したがって表面よりの付近の γ の温度を計測することとした。

表2.2.10は供試材の化学成分および各部品の製作手順を示す。表中のサブゼロ処理はオーステナイト分解処理であり、良好な焼もどし特性を得たための処理である。また、100°Cで焼もどしを行ふことは、各部品の製作工程中に研磨の方法ため、 γ の研磨剥離防止のためであり、したがって、100°C以下の温度計測は不可能である。同様にアトマイザの焼ばめをキャップを100°Cに加熱してニヒリキャップの100°C以下の温度計測はできない。

このようにして製作した部品を実機の運転に使用し、運転後切断し、被熱による各部品の硬度低下の分布を測定し、あらかじめ各部品と同部材にアトマイザで焼もどし曲線(図2.2.10)と比較して燃料弁の温度分布を測定した。供試機関は当社の工場の都合上、本研究の実船試験供試機関と同形機関が得らるなか、たため、表2.2.11に示すTK62EF形機関を選んだ。

同機関の燃料弁はTK4EF、84-VT2BT-180形機関と同一形状、寸法(噴口条件の4要件)であり、熱負荷も大差ないところも、計測結果の通用は十分行なえると考える。

供試機関の運転はM.C.O.1-2を行ふ。以下、 γ の運転時間の決定について、機関の負荷整定時間、熱負荷整定時間と各部品の所定の焼もどし時間との関係を考慮した。すなはち、図2.2.11に示すように、起動より停止の時間とこれは機関の負荷が整定する時間と負荷整定後の熱負荷整定時間および一定焼もどし温度(熱負荷)にて保持する時間が必要である。鋼材は一定焼もどし温度でも、一定時間で過度の γ 時間の経過とともに硬度が激しく低下する性質であるため、運転時間の短いほど正確な計測が望む。

過去の温度計測の経験から機関負荷整定は30分、熱負荷整定は30分を要し、以下、焼もどし時間と硬度の関係がほぼ安定するには10分以上は十分であることがわかったため、一定焼もどし温度に保持する時間を30分として、機関起動から停止までの時間を90分とした。

(2) 計算方法

計算はSR113⁽³⁾を行ふ。燃焼室部材の温度分布計算法と同じ、三角要素熱平衡法を行ふ。上述計測結果より温度分布を把握し、 γ のパターン(=下)の境界条件、すなはち、熱伝達率と外部温度(ガス、燃料油、冷却油)を求め、この値を形状変更なしによる温度変化を求めるのに使用した。

図2.2.12は三角要素分割図の一例を示す。

2.3 試験結果

2.3.1 実船試験結果

両船とも約1年の試験期間中、入渠したいは海風ストラクキによる長期停泊などあつたが、試験は計画通りに遂行できた。計画通りといふ意味は、初期の拔出に計画が、早期においてたゞ1本船主の手によりて拔出せ山下以外、予定通りに行なわれ、また、弁自体の経年変化や燃焼不良あるのはピストン焼損などによつて、不良弁と判断せ山上試験中止に至つたものが発生しなかつたといふことである。この1年間(12航海)の実船試験における試料の最長使用時間はH丸で5953時間、W丸で5714時間であるが、この時実アトマイザテップの焼損が無いもの、少々のもの6組を達成し、さらに約2000時間の試験延長を行つた。結果考えらるDOCK TO DOCK無開放に対する約6000時間とは短かいと判断してためである。

本報告書にはYの結果を報告せないが、6000時間終了時実アトマイザの十分8000時間の使用に耐えられる状況である。それはFMG、ZCMOKLAXを除く各種各1本である。

図2.3.1、図2.3.2はアトマイザH丸、W丸における試験前後各1年の機関性能データの1例を示し、表2.3.1は使用燃料油、表2.3.2は燃料弁冷却油の分析結果例を示す。また、表2.3.4から表2.3.9に示したテエックリストの結果から(陸上における外見調査の結果より)、各改良形弁の経年変化の比較を表2.3.3に示し、二の表の記号(○▲●)説明を表2.3.4に示した。

(1) アトマイザテップ焼損の発生状況と改良の効果

図2.3.3および図2.3.4は各種改良形弁の約6000時間使用後のアトマイザの浸食状況写真を示す。また、表2.3.5は各使用時間における焼損発生状況を示す。同表上部にN丸における従来形の焼損発生状況を併せて示した。この焼損は後述するように高温酸化腐食であり、表アリ明らかなように、改良の効果が顕著なものにはクロームナッキおよびニッケルクロムナッキしたものと、従来形と同じSKD11材のテップ内穴の形状を変更したものである。中でもメッキしたもののは全く焼損が現れていない。その他は従来形と同程度か少し悪い結果となる。耐熱耐食樹脂OKLAXの焼着は全く効果なく、母材ボーラルMG鋼(FMG)の焼損状況と同程度である。室化鋼も同程度であり室化の効果もない。ZCMSKDはFSKDやZCSKDと同材料でテップの形状も同じであるが、冷却油室形状変更セラップ焼損に対しては明らかに逆効果を呈した。

SKD11材のFSKD、ZCSKDの焼損は皆無でないが、従来形に比べ非常に少なくて、6000時間以上の長期使用に十分耐えられるものであるが、加工性の悪い欠点をもつていたため、加工性のよいボーラルMG鋼を母材にクロムナッキした方が焼損も少なくて済み、經濟的である。

(2) アトマイザキャップ腐食の発生状況と改良の効果

図2.3.3, 図2.3.4および表2.3.6はアトマイザキャップの冷却油室側面腐食発生状況を示した。この表にもN丸の結果も併せて示した。この腐食は後述するよう硫酸腐食である。本試験の従来形の発生状況はN丸のものに比べかなり良いが、4500時間程度で全てに浸食をきたした。改良の効果が顕著なものはクロームメッキしたものと、冷却油室形状を変更し壁厚を大きくしたものである。中でもクロームメッキしたものと、テップ焼損と同様に浸食は皆無であった。壁厚を厚くしたものも600時間で少し浸食が発生した程度で、かなりの長時間に耐えられるものと考えられるが、テップが従来形ではその効果も生じた事がかった。ニッケルメッキ、OKLA×接着のものは全く効果がみられなかった。

本試験の結果、テップ焼損とキャップ腐食とを同時に解消するものとして、クロームメッキの効果の大さいことが判明した。

(3) スピンドル弁座部の異常発生状況と改良の効果

フラット形弁において材料変更、窒化処理などの改良を行ない、その効果を判断するのに、表2.3.7のように弁座部のキズの有無、噴射シューナル音の良否および噴口よりの油流れの状態などを比較したが、各種とも大差のない結果に終り、同表に併せて示したスピースコニカル形との比較では、フラット形は全てに劣ることが、N丸の場合と同様再認識せらる下。

しかし、この比較において悪いといつても実際の燃焼状態や噴霧状況には影響のあらげない。ただ二二どちらかを選ぶとするならば、保守作業およびガイド、アトマイザ結合面の油漏れやミミズ脱けキズ発生（表2.3.3参照）などの観点から考慮し、スピースコニカル形を選んでよいに思ふ。

(4) 抜出し困難発生状況と防止対策の効果

抜出し困難弁の発生状況は表2.3.8に示す通り、その発生率は両船の133回の抜本回数のうち30本、22.6%であった。これはテコ棒で抜けた比較的軽度なものも含めており、特殊器具で抜いた固着のひびきものの発生率は8.3%である。供試船所有の標準器具はネジジャッキであるが、固着のひびきものは図2.3.5に示すように油圧ラムを使用した。この油圧ラムを使用したのは全てW丸における例であった。

抜出し困難は使用時間に関係なく発生する。1000時間が発生するものもあれば、H丸においては最長4000時間無開放の8本のうち7本、W丸においては最長4500時間無開放が9本全てが軽く抜出せた、というような例もある。

図2.3.6は抜本困難弁の気密面の状況例を示すが、抜本困難弁は全く同じような状況を示していた。すなはち、気密不良によるガス漏れが抜本困難の発生原因である。したがって対策の方には前述のように気密面の締合ゆとり、締

付けを適正に行ない気密を完全にするとしてある。

本試験の対象はガス洩れ、固着しても抜本しが容易に行なえるようユ＝オンナットにテープをつけたり、被りものを塗布したりするものであるが、その種類は表2.3.8に示す6種類である。

この表より判断すれば、塗布剤を優先しているのはボロンスプレーであり、抜本しが固いものでもネジシャッキで抜けた。モリコート、ニチモリP Gペーストは油圧ラムで抜かねばならぬ固いものが発生した。また、テープ付ユ＝オンナットの効果も明りようではなかった。

図2.3.7、図2.3.8はそのうちモリコート、ボロンスプレーを塗布して抜本し困難となる下例を示すが、写真でも明らかのように、モリコート塗布のものは本体の銷が多く、モリコートは下の方に落ちて固っていた。ボロンスプレーのものはそのままで残っており、本体銷付の防止にも役立っていた。

(5) その他経年変化

(a) 噴口摩耗

図2.3.9は約600時間使用後の噴口摩耗量を示したものである。最大で0.025mm、平均的は0.01mmである。また、図2.3.10も明らかのように、噴口がラバ状に外側に広がる摩耗状況を示している。

チップ材料SKD11材、ボーレルM6鋼、窒化鋼との間の差は表2.3.3に示すようにSKD11材が幾分摩耗が少ない。

同図はN丸の1°-スコニカル形とチップ焼接大さきものの噴口摩耗量も併せて示しておき、噴口摩耗はチップ焼接の噴口に手をあわべば促進される、極端な外観のラバ状に広がる。

噴口摩耗の限度は後述するようにチップ焼接とともに参考で0.05mm程度を考慮する。

(b) 開弁圧力低下

図2.3.10は開弁圧力低下の状況を示す。最大で30kg/cm²、平均的には15kg/cm²以下である。フラット形の低下が2°-スコニカル形より幾分多い。同図はN丸の2°-スコニカル形の1例を併せて示しておき、このように開弁圧力の低下は初期から発生し、1000時間程度で落着く。

さて、本試験では開弁圧力低下の原因の1つと上げられたりを参考、600時間使用前後の寸法を記録しておき、ばね座部にややへたりが認められ、全長で0.05~0.08mm程度となり、ばね定数で46kg/mm、スピンドル受正面積で0.533cm²である。へたり0.05~0.08mmは開弁圧力の低下4~7kg/cm²に相当する。

開弁圧力低下の原因は上述のばねのへたりの他に、ばね座金、スピンドル受等の他のへたり等の総合である。

(c) アトマイザチップのカーボン付着

図2.3.11はカーボン付着例を示す。全2の半1=2の程度のカーボン付着が見られる。カーボン付着は短時間で発生するが、何程度成長すれば燃えうる掃気流によって飛ばされる。したがって、2,000時間の状況と600時間の状況には大差はない。

カーボン付着はNa, S, Vの含有量の多い燃料多く発生し、噴射後の弁座と噴口間の燃料もしくは、弁座油密不良により潤滑不良燃料の噴口部の熱を奪い、膨張する、シリンダ内ガスの膨張に伴う、2噴口から吸い出される可燃物の2⁽⁴⁾、カーボン化は噴口の温度が120~140°C以上になると起きると云っている。

(d) オの他の経年変化

上述以外の経年変化は表2.3.31を示す通りである。この表は本試験や過去に現山山下現象を並べたものであるが、オのオニコーンナットの浸食、スピンドルスティック、噴口のフリクションは本試験では皆無である。本表によると、経年変化の実状が明りようは把握できず、二山の現象のうちアトマイザの浸食、スピンドルスティック、噴口のフリクション以外の現象が燃料弁の機能を失わしめたことはない。

2.3.2 噴射試験結果

図2.3.12は船内におけるハンドボンブ²による噴射試験の様子を示し、オの結果を表2.2.4と表2.2.9のデータリスト表31は表2.3.3の耐久性比較表に示す。

従来より船内における保守作業の仕上として噴霧のキレ、霧の状態等の噴射シエナル音をハンドボンブ²にて管理することは多い。この観念からすれば上表の結果の中には不良弁と判断されたものが少なくはない。しかし、本研究ではこの不良弁をも試験続行した。オ山はSR122N丸における実績から、従来の考え方による意味で不良弁と判断したためである。本実船試験においても従来の判断による不良弁を使用しても、燃焼、機関性能に不よほ影響はほとんど認められなかった。オ山ピストン焼損に対する影響も見らなかった。

しかしながら、二山²の試験におけるモード不足が判然としている。問題は、低負荷、オ山も港内における航行状態である。そのため、ハンドボンブ²にて、霧化しない不良弁が40回転程度の低負荷運転による噴霧、燃焼を呈するかという問題である。SR122の陸上噴射試験では高負荷の再現における比較において不良弁と正常弁との間に大差がないことがわかったが、これが、噴射装置の可変回転であるため低速での比較ができるのである。本試験の装置もSR122のものと同じであるが、今回は高速度回転における計測以外はモータ停止以後の回転低下を利用して低回転での状態を確認するとした。オ山は加えて

ハンドポンプによる噴射状況をも計測し、これら3者の比較において今後の保守、管理のあり方を検討した。

(1) ハンドポンプによる噴射試験

図2.3.13はハンドポンプによる噴射試験時の圧力波形、図2.3.14、図2.3.15、図2.3.16は1駆1/1200秒の高速度写真を示す。

図2.3.13(25)は新品の2 θ -スコニカル形(2CSKD13)、(27)は5ヶ月間使用後のスコニカル形(2CSKD7)で、ともに噴射シナーラ音、噴霧が良好なものであり、圧力波形もきしむりノコギリ状を示している。図2.3.14、図2.3.15の高速度写真も多段噴射の様子を示している。「タ・タ・タ…」というシナーラ音の源は圧力変化である。

図2.3.13(26)は5ヶ月間使用したフラット形(FSAMCM9)のシナーラ音がなく、整化したもので、図2.3.16のように擗状の噴射をするものの圧力波形があり、(25)、(27)のようなくノコギリ状ではなく滑らかな形状である。スピンドルリットもやすがしない。

(2) 実機装置による噴射試験

図2.3.17は2 θ -スコニカル形(2CSKD13)、フラット形(FSKD13)いずれ新品とハンドポンプによる試験も良好なもの。高速および低速における噴射試験圧力波形である。

高速試験の①、③の噴霧写真を図2.3.19、図2.3.20に、低速試験②、④のものを図2.3.23、図2.3.24に示す。两者にはほとんど差がない。低速における試験では図2.3.17②、④の圧力波形、図2.3.23、図2.3.24の噴霧写真とも明らかに噴射が多段に行なわれている。

図2.3.18は5ヶ月間使用後の2 θ -スコニカル形(2CSKD7)、フラット形(FSAMCM9)の高速および低速の噴射試験圧力波形を、図2.3.21、図2.3.22は高速試験②③の噴霧写真を、図2.3.25、図2.3.26は低速試験②④の噴霧写真を示す。ハンドポンプによる試験は2 θ -スコニカル形のものは良好で、フラット形のものは不良なものである。これらの図と上述の新品の図を比較すると、高速試験はもろとも、低速試験においても大差は認められない。しかし興味あるのは、ハンドポンプの試験時、擗状の噴射を呈したFSAMCM9の港内航行状態の再現に相当する低速試験の噴霧の状態が、シナーラ音良好な新品や2CSKD7の噴霧状態と大差のない多段噴射を示したことである。

以上のまことに、小さなハンドポンプでは実際の使用状態の再現は困難であり、従来のような管理方法は意味がないことがわかった。ハンドポンプによる試験はあくまで開弁圧力の調整と油漏れ有無の確認を行なう目的だけに止めたべきである。

表2.3.9は噴射試験使用油(A重油)の分析結果を示す。また、表2.3.10に各試料の噴射試験解析結果を示し、使用時間と噴射最高圧力との関係を図2.3.27に示す。最高圧力は約6000時間で約30kg/cm²以下する。図中にN丸の1ピースコ=カル形弁の結果も併せて示したが、1ピースコ=カル形弁は約2400時間でチップ焼損で使用不能になり、そのための発生率、焼損が噴口に及ぶるより、図2.3.9に示すよろず摩耗状況となり、噴射最高圧力も80kg/cm²程度低下した。1ピースコ=カル形の噴口摩耗量は外側の最も大きいと=32~0.04~0.06mmである。だが、この程度であれば噴口摩耗のものが機関の燃焼、熱負荷に与えた影響は小さい。定性的には噴口径が増大し、噴射圧力が低下すると、噴霧の貫徹力が増大し、霧化が悪くなり、初期の燃焼が悪くなり、爆発度は必ずしも低下するが、噴射率が上昇するため最高圧力部の燃焼が良くなり、膨張が可逆的に低下してピストン頂部の燃焼もよくなつたため、後燃えが減少するので排気温度は幾分低下する。一方燃焼室壁温度は噴霧の貫徹力が強くなり、大変か下側中央部に集中するため、排気弁、シリンドラカバー等ピストン部材の温度は低下し、ピストンの温度は上昇する傾向があるが、噴口径を0.1mm増大した時の筆者らの経験では、排気温度約10°C低下、爆発度大差なし、シリンドラカバー、排気弁外周部約30°C温度低下、排気弁中央部大差なし、ピストン中央部約20°C、外周部約10°C温度上昇程度である。⁽⁵⁾したがって、チップ焼損が少ない場合の噴口摩耗は、6000時間で多くても0.025mm程度であり、性能上全く影響はない。

以上のように、たゞ1年間無開放としてチップは開けた限り、噴口摩耗のものの害は少ないと、問題はあくまで焼損、破孔である。上述のように焼損が大きくなるには噴口にチップが噴口摩耗-噴射圧力低下を招く。したがって、焼損の大小を検出する方法として、噴射圧力測定が有効であると考える。可能な限り、焼損が大きくなる不能となる、たゞ1ピースコ=カル形弁の圧力低下は80kg/cm²となり、この値が使用限度を表わしている。燃料弁を板の面から、噴射圧力を測定し、その低下量により焼損の有無を確認出来る山口ら⁽⁶⁾。

2.3.3 切断調査結果

各試料弁を切断し、内部の状況、主要部硬度を調査した。

切断後のマクロ写真およびテープ先端、弁座部分の顕微鏡写真を図2.3.28および図2.3.35に示し、硬度測定結果を図2.3.36、図2.3.37に示す。この中で注意すべき点は、FMG2のチップ先端部の硬度②、③とチップ上部の硬度①に比べて低く、HV400~500である。2~3=ヒビあり。山口は後述するようにチップの温度が使用中400~500°Cであることを示す。

2.3.4 燃料弁作動温度

図2.3.38は硬度分布測定によつて得た温度分布である。図はアトマイザテップ、キャップおよびユ=オンナットの一部を示すが、スピンドル、スピンドルガットは硬度変化がなく、作動温度も 100°C （焼もどし温度）以下と推定される。一方、二の温度分布は図2.2.8、図2.2.9の熱電対による計測結果（絶縁種）と比べても大差なく信頼性のあるものと考えられる。

テップ先端最高温度は 285°C 、キャップ冷却油室側面最低温度は 150°C 、また、ユニオンナットは 350°C である。下記

本試験は常温のA重油であり、実船では加熱して（約 110°C ）C重油であるのをアトマイザテップ、スピンドル、スピンドルガットは二の結果より幾分高いと考えられる。アトマイザキャップの温度は過去の経験では大差ない。

実船での温度は前述のようにテップ先端で $400\sim500^{\circ}\text{C}$ と推定される。これは、テップ材料のボーレルMG鋼の弾（FMG）の硬度低下より推定したものである。すなわち、ボーレルMG鋼は本温度計測に使用したGNR2材に近いため、焼もどし特性との他の酷似してあり、下記もどし温度が 200°C であるため、二の温度以上になると硬度低下が生じる。下記、計測と相違するには焼もどし時間であり、計測では30分、実船では約600時間である。したがつて、焼もどし温度と硬度の関係を補正する必要がある。図2.2.10はGNR2破線を示したもののが補正後の曲線である。

テップ材料のSKD11材のものの硬度低下が明りようがないのは、二の材料の硬度低下が 520°C 以上になると生じないためである。したがつて、二より判断すればテップ先端温度は 500°C 以下で 153°C 、 141°C 近くのものと推定される。

陸上での計測結果より大幅に高い理由は、上述の燃料加熱温度の他に、機関の経年劣化、トルクリットによつて熱負荷増大あるいはカーボンフラワー赤熱などがあらわれたためである。

以上のように、燃料弁部に浸食のあるアトマイザテップ、アトマイザキャップの作動温度を把握できたが、二山により、二山うちの浸食推進原因であるアトマイザテップの高温酸化腐食説、アトマイザキャップの硫酸腐食説が裏付けられたといつてよい。

アトマイザキャップの硫酸腐食の硫酸濃度は温度、シリカ圧力を考慮すれば 20% 程度の稀硫酸と考えられる。⁽⁶⁾

二山の浸食の防止対策は本研究のようす材料的検討のみの他に、取扱い者の管理、ヒートに冷却油、燃料油の管理に注意する必要がある。冷却油温度の管理は、テップ焼損を防止するためには低い方がよいか、キャップ腐食防止には高い方がよいといつてよいとは相反する問題であるが、筆者らは冷却油入口温度をできる

るだけ低く（35～55°C）し、現象（浸食）としての重要性（機関性能への影響力）を考慮し、アトマイザーテップ焼損を防止する方向にすればよいと考える。また、燃料油管理は難しい問題であるが、筆者の経験では異常浸食が生じた際に燃料油工賀にてのりで解決したこともある。一般的にNa, S, Vの含有量の少ないものがよいと言われている。

2.4 長期無開放化に即した燃料弁の設計、保守管理方法

以上の諸試験、検討の結果、つぎのように諸問題を把握、解明すると同時に長期無開放化に即した燃料弁の設計、保守管理方法を得たことを以下。

- (1) アトマイザーテップ焼損原因は作動温度が400～500°Cであるとして、高温酸化腐食と考へられる。
- (2) タイミングベルトアトマイザーテップ内部の燃料油路をやすりに形状変更すると、テップ表面にクロームメッキを施すなどにより、浸食量を大幅に減少することができる、1年間使用しても問題はない。
- (3) クロームメッキはテップの材料を従来のSKD11材に代えてボーレルMG鋼相当のものにした方が加工性、經濟性より考慮に有利である。
- (4) アトマイザーキャップ冷却油室側面の腐食は、タウの作動温度（約150°C）より、20%程度の稀硫酸による腐食と考えられる。
- (5) タウの刃先と壁肉を厚くしたり、クロームメッキをするとそれが効果が大きい。ただし、壁肉を厚くすれば冷却油室の形状変更に伴う、テップの冷却効果が悪くなり、テップ焼損を伴なうので再検討を要する。
- (6) このようにクロームメッキはアトマイザの高温、低温の両腐食に対する大きな効果のある対策である。
- (7) スピンドル弁座部の異常はスピースコニカル形がフラット形に比べ非常に少ない。
- (8) 燃料弁拔出困難の発生は使用時間に関係なく起り、短時間で発生するものもあれば、4000～4500時間無開放で発生しないものもある。発生原因は気密面不良によるガス洩れである。
- (9) 拔出困難の発生率は約20%である、弁本体の塗布剤として、従来のモリブドン代ってボロンシスプレーを使用するなどに於り、拔出しが容易に行なえ、弁本体の銷付防止にもなる。
- (10) 噴口摩耗量は6000時間の使用で外表面附近で最大0.025mmである、内部に行き難い部分、ラバ部にあらず。テップ焼損が使用不能のものは約0.05mm摩耗するが、機関性能への影響は少なし。
- (11) 開弁圧力は平均的に15kg/cm²以下である。これらは使用初期に下がり、その後は一定となる。機関性能への影響はない。

(12) カーボンフラワーはチップの温度が高いため、全ての針に付着するが、その成長はある程度で止まる。このカーボンが赤熱し、チップ焼損の一因となることが考えられる。

(13) ハンドポンプの噴射試験が良好なものと、擇状に噴射し、噴射者の方へ不良なものと、実際の噴射状況の再現によつて比較すれば、高速運転時にも53人港内低速状態でも大差は認められない。

(14) この不良針の実際の燃焼、機関性能、熱負荷などへの影響も少ない。

(15) こより考慮し、従来の小さなハンドポンプによる噴霧、噴射音の管理は意味のあるものと、ハンドポンプでは開弁圧力調整、油漏れの有無確認だけで十分である。

(16) 噴射最高圧力は6000時間使用で約30kg/cm²低下する。チップ焼損が進んで噴口に付着する、噴口摩耗量が大きくなり、使用不能の状態にはば、約80kg/cm²低下する。

(17) 1, 2, 3, 噴射最高圧力を測定すればより使用限度を検査可能である。

(18) アトマイザの浸食に対し、上記の改良を加えれば、燃料針の取替時間は従来の800～1000時間より大幅に延長でき、1年間無開放也可能であるが、当面の安全を期してDOCK TO DOCKの間で1度、したがって、3000～4000時間とすればよい。

(19) 燃料針の寿命はアトマイザが破壊するまでであるが、管理のしやすさと使用実績により約1年、DOCK TO DOCKと定め、入渠時アトマイザは廃却し、スピンドル、ガイドなどの他の補修するようにすればよい。

(20) 取扱い者の側の管理とともに注意すべきは、燃料針冷却油と燃料の管理である。冷却油は清潔なものを使用し、入口温度は20℃だけ低くし、アトマイザチップ焼損を防止する方向にすべきである。

2.5 結言

本試験研究の結果、燃料針の劣化と経年変化の現象を把握し、その原因、影響を解明すると同時に、長期無開放化に即した燃料針の設計、保守管理方法を得たことができ、DOCK TO DOCK(約1年)の間で1度取替えれば十分であることがわかった。

参考文献

- (1) 第122研究部会 船用ディーゼル機関用排気弁，燃料弁の耐久性向上に関する研究 報告書，第2章，昭和46，47年3月
- (2) 田中，三浦； 燃料弁噴射ノズルの温度 内燃機関V01.1 No.5
1962.11 P21~28
- (3) 第113研究部会 船用ディーゼル機関の故障防止対策に関する研究
第2章，燃焼室壁部材熱負荷の経年変化の研究 昭和45，46年
- (4) F.Schmidt； 粗悪油使用時の運転方法
万国燃機会議 1953
- (5) 永井他； 大形ディーゼル機関の燃料噴射弁と燃焼室壁温度
日立造船技報，第32巻，第1号，昭和46年2月 P31
- (6) 八島； 大形スクイカル機関の温度と応力に関する諸問題
三井造船技報，第27号

図 2.2.1 燃料弁形式の種類

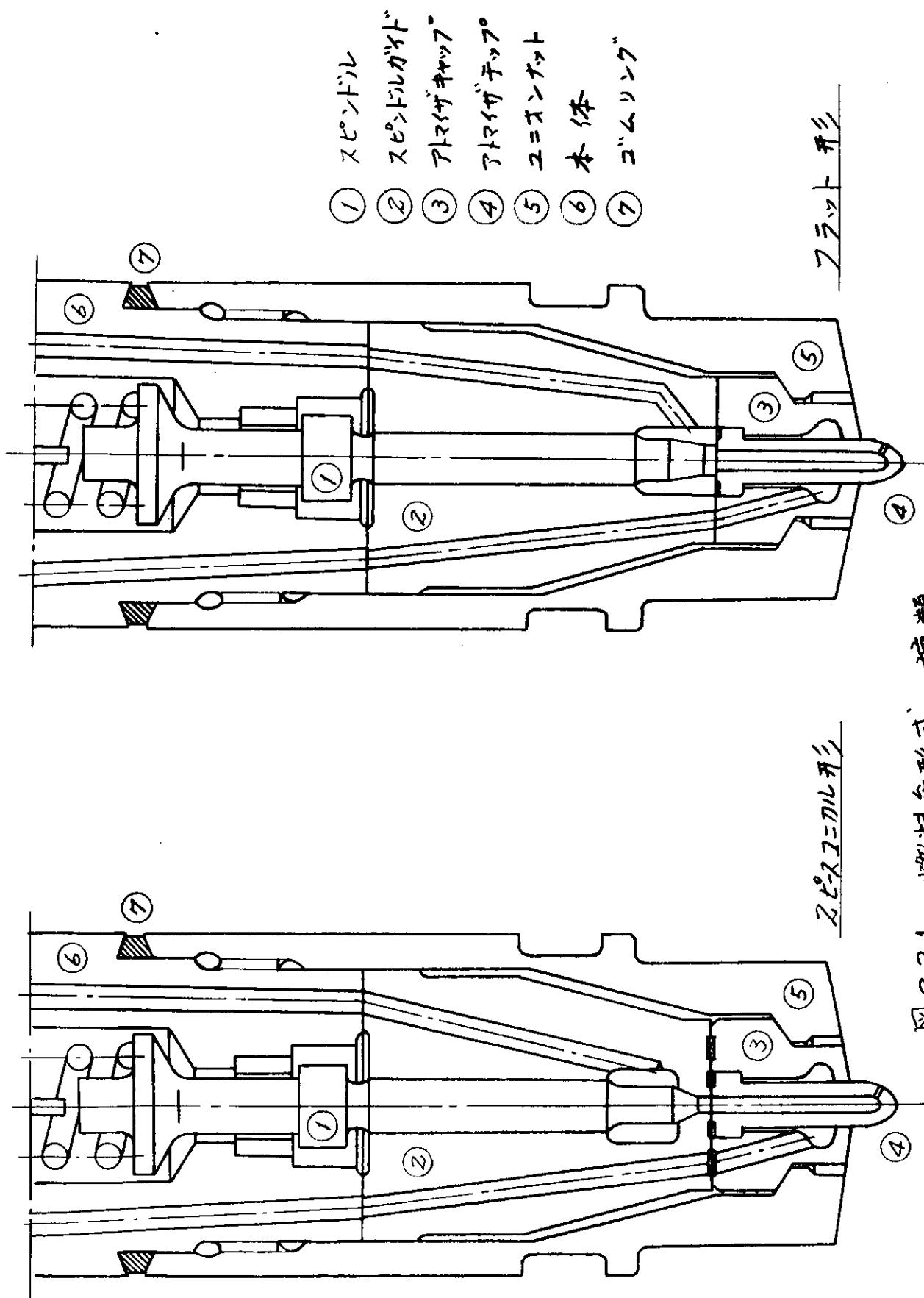


表2.2.1 改良形手。種類

手番号	手形式	数量	改 良 手																				
F MG	フランジ	12	1. フランジ内変更 不-L1V MG金型 (不取締鉄) 2. フランジ先端内形状改正 (図.a)																				
FSKD	"	12	フランジ先端内形状改正 (図.a)																				
FSAC(M)	"	12	1. フランジ内変更 SACM1 2. フランジ先端内形状改正 (図.a)																				
ZCSKD	ZC-23-01L	12	フランジ先端内形状改正 (図.a)																				
			図.a 美錆内形状																				
ZCM SKD	"	12	1. フランジ先端内形状改正 (図.a) 2. アトマ行チル $\pm 1^\circ$ 冷却油室形状 改正 (図.b)																				
			図.b 美錆内形状																				
ZCMGCR	"	4	1. フランジ内変更 不-L1V MG金型 2. フランジ先端内形状改正 (図.c) 3. フランジ先端10形状改正 (図.a)																				
			図.c 10部厚さ 0.2mm																				
ZCMGNICR	"	4	1. フランジ内変更 不-L1V MG金型 2. フランジ先端内形状改正 (図.a) 3. フランジ先端10形状改正 (図.d, 表a)																				
			表a. 各X.10部厚さ (mm) <table border="1"> <thead> <tr> <th>No.</th> <th>FR.10部二重化</th> <th>フランジ先端内形状</th> <th>フランジ先端10形状</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>1</td> <td>25</td> <td>50</td> <td>20</td> </tr> <tr> <td>2</td> <td>40</td> <td>70</td> <td>50</td> </tr> <tr> <td>3</td> <td>25</td> <td>50</td> <td>40</td> </tr> <tr> <td>4</td> <td>50</td> <td>100</td> <td>20</td> </tr> </tbody> </table> 図.d 10部厚さ 0.2mm	No.	FR.10部二重化	フランジ先端内形状	フランジ先端10形状	1	25	50	20	2	40	70	50	3	25	50	40	4	50	100	20
No.	FR.10部二重化	フランジ先端内形状	フランジ先端10形状																				
1	25	50	20																				
2	40	70	50																				
3	25	50	40																				
4	50	100	20																				
ZCMGOKLAX	"	4	1. フランジ内変更 不-L1V MG金型 2. フランジ先端内形状改正 (図.a) 3. フランジ先端樹脂 (OK-LAX TD-150) 着着 (図.e)																				
			図.e OK-LAX TD-150 着着																				

表2.2.2 ボーレルM9鋼の性質

化 学 成 分

C	Si	Mn	Cr
1.0	0.2	1.0	0.5

機 械 的 性 質

鍛 造 溫 度	1 0 5 0 ∼ 8 5 0 °C
燒 鈍 溫 度	6 9 0 ∼ 7 1 0 °C
硬 度	H _B 2 0 5
燒 入 溫 度	7 8 0 ∼ 8 1 0 °C
燒 入 媒 介 物	油
燒 入 硬 度	H _{R C} 6 3 ∼ 6 5
燒 入 深 度	中
燒 入 に よ る 歪	微
燒 戻 溫 度	1 0 0 ∼ 3 0 0 °C
燒 入 燒 戻 硬 度	H _{R C} 5 8 ∼ 6 2

表2.2.3 供 試 船 諸 元

船名 諸元	H 丸	W 丸
◦船種	鉱石船	鉱石船
◦載貨重量	1 1 2,8 0 0 トン	7 6,2 0 0 トン
◦航路	日本—オーストラリア	日本—オーストラリア
◦航海ビヅチ	2 0 ∼ 2 5 日	2 0 ∼ 2 5 日
◦主機	日立B/W9K84EF	日立B/W884VT2BF-180
◦シリンダ径	8 4 0 mm	8 4 0 mm
◦ストローク	1,8 0 0 mm	1,8 0 0 mm
◦シリンダ数	9	8
◦図示馬力(M.C.O)	2 5,2 0 0 PS	2 0,2 0 0 PS
◦正味馬力(〃)	2 3,2 0 0 PS	1 8,4 0 0 PS
◦回転数(〃)	1 1 4 rpm	1 1 4 rpm
◦図示平均(〃) 有效圧力(〃)	1 1.1 kg/cm ²	1 0.0 kg/cm ²



図 2.2.2 燃料炉内防錆用塗付剤

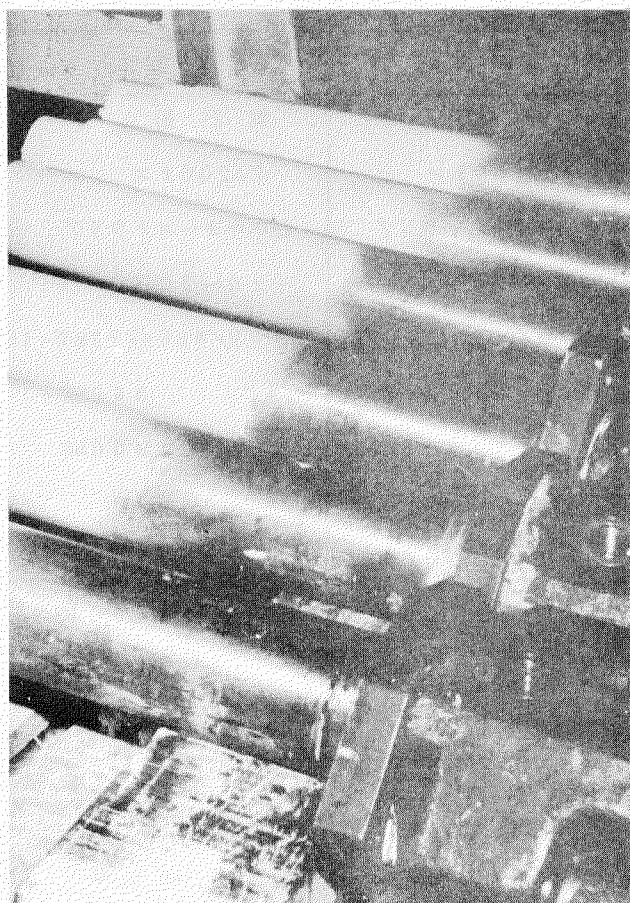


図 2.2.3
ボロンスプレー塗付状態
(H丸)

SR/37 HRC

- △ 排氣管漏油放 F0並觀察
- ▲ F0並換出取替燈管及
接。3.. cyl n 電線並檢查
- ④ 改變水冷管
⑤ 水冷管終了
- 拆出：圓盤

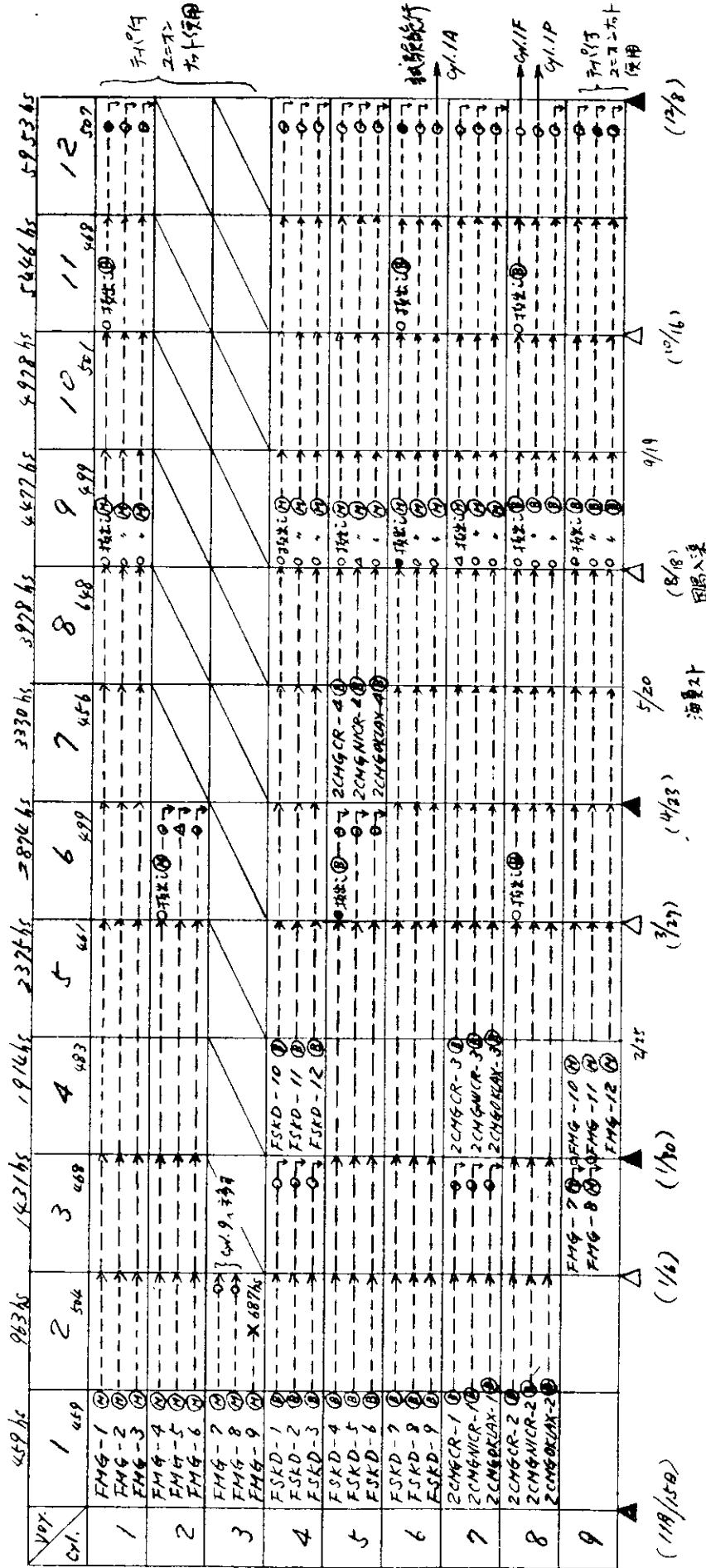


图 2.2.4 HRC 1=3.1+3 航船試驗要令圖

SR137 W π

△ 排氣片開放 F.O. 與總管
▲ F.O. 片子取替 替換射出孔
△ 接水器 out of 滾動輪組

① モルト塗付
② ニチリPGガム
③ フロスガム → 銀線終了
④ 機出三圈壁

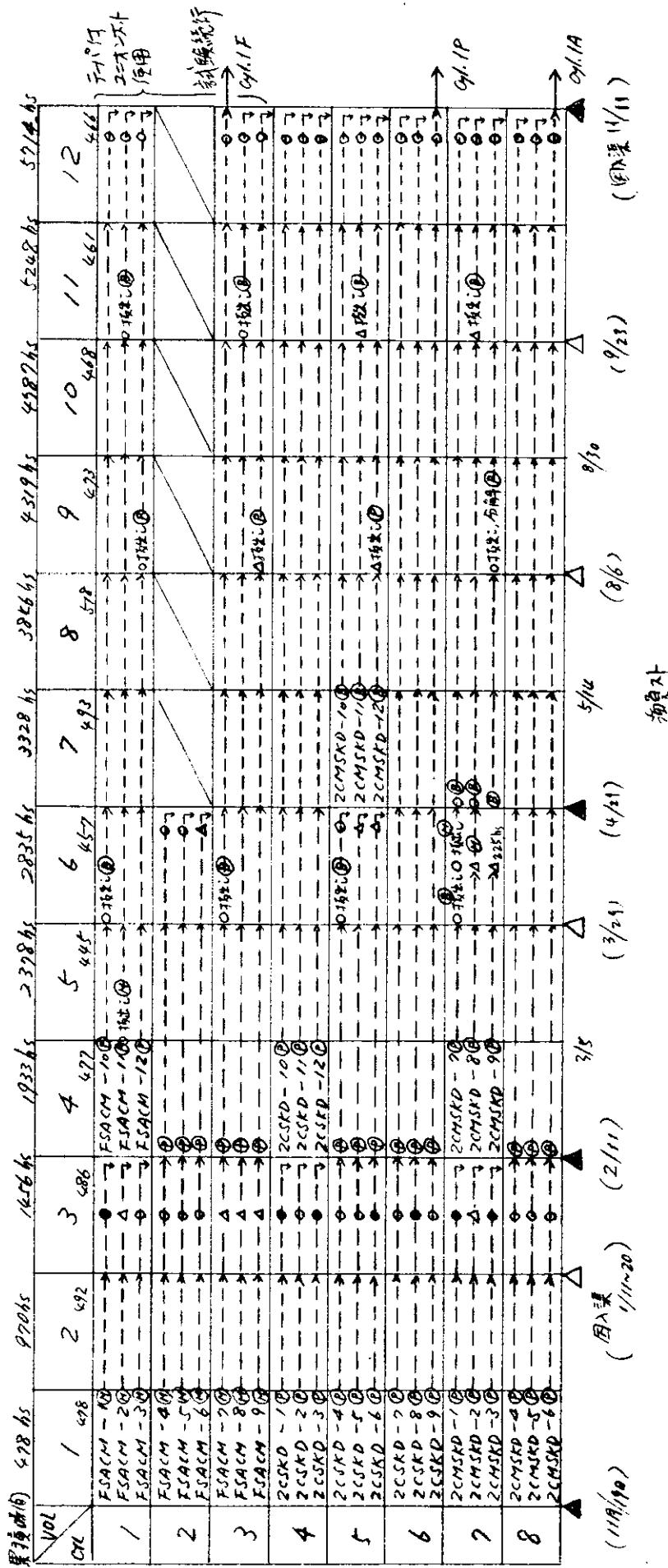


图 2.2.5 SR137 W π 完成試驗要領

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

(9/11)

表 2.2.4

SR137 燃料弁チェックリスト No. 2

船名: H丸(9K84EF)

場所: 君津

日時: 昭和47年1月30日

了航泊(1431 時間) <終了>

Cyl. 4 (FSKD-1~3), 7 (2CMGCR-1, 2CMGNICR-1, 2CMGOKLAX-1)
 9 (FMG-7~8) の弁を揚げて後取替, FMG12242+1, 1224229 型替
 40180-3129-12 3種並行で開閉しシリカゲル筒内 7.77m³を換気する。
 FSKD-1 (4F), 2CMGNICR-1 (7P), 2CMGOKLAX-1 (7A) は 25~30 分の
 開閉で FMG-7~8 の取替にかかる。25~30 分の開閉で FMG-7~8 の取替にかかる。
 両端からて 25~30 分の開閉で FMG-7~8 の取替にかかる。

燃焼不良原因詳細

注) - 航行測定 (昭和47年1月21日) は測定
 (1) 1224229
 (2) 内12 が均値を示す。

シリンドラ 番号	印番	使用時間	燃 油 量 目 標 (kg)	外 部 燃 油 管 (燃 油 管 接 続 部 等)	調 査 用 意 事 項 (燃 油 管 接 続 部 等)	燃 油 管 内 径 (mm)	調 査 用 意 事 項 (燃 油 管 接 続 部 等)				調 査 用 意 事 項 (燃 油 管 接 続 部 等)				一 般 計 測 項 目 調 査				燃 燒 不 良 原 因 判 斷 符 號			
							1	2	3	4	1	2	3	4	Pump 压 力 (kg/cm ²)	Pump 压 力 (kg/cm ²)						
1 P	FMG-1 1431		0 0	0 X 0																		○
1 A	FMG-2 1431		0 0	0 X 0																		○
1 A	FMG-3 1431		0 0	0 X 0																		○
2 F	FMG-4 1431		0 0	0 X 0																		○
2 P	FMG-5 1431		0 0	0 X 0																		○
2 A	FMG-6 1431		0 0	0 X 0																		○
3 F																						
3 P																						
4 A																						
4 P	FSKD-1 1431		0 0 0 0 0 0 0 X 0	2-3-7-11 12-14	0 0 X X X X 0	270° 140°	X	0	367	64	52.5	11.5	1.22									○
4 A	FSKD-2 1431		0 0 0 0 0 0 0 X 0		0 0 0 0 0 240	200° 140°	25°	0	367	63.7	62.5	10.5	1.22									○
4 A	FSKD-3 1431		0 0 0 0 0 0 0 X 0		0 0 0 0 0 230	220° 140°	14°	0	367													○
5 F	FSKD-4 1431		0 0	0 X 0																		○
5 P	FSKD-5 1431		0 0	0 X 0																		○
5 A	FSKD-6 1431		0 0	0 X 0																		○
6 F	FSKD-7 1431		0 0	0 X 0																		○
6 P	FSKD-8 1431		0 0	0 X 0																		○
6 A	FSKD-9 1431		0 0	0 X 0																		○
7 F	2CMGNICR-1 1431		0 0 0 0 0 0 X 0	2-3-7-11 12-14	0 0 0 0 0 260	260° 140°	13°	0	365	63.5	53	10.5	1.22									○
7 P	2CMGNICR-2 1431		0 0 0 0 X 0 0 X 0	2-3-7-11 12-14	0 0 X X X 0 X 0	260° 140°	13°	0	364	62.5	52	11.5	1.22									○
7 A	2CMGNICR-3 1431		0 0 X 0 0 0 0 X 0	2-3-7-11 12-14	0 0 X X X 0 X 0	260° 140°	13°	0	365													○
8 F	2CMGOKLAX-1 1431		0 0	0 X 0																		○
8 P	2CMGOKLAX-2 1431		0 0	0 X 0																		○
8 A	2CMGOKLAX-3 1431		0 0 X 0 0 0 0 X 0	2-3-7-11 12-14	0 0 X X X 0 X 0	260° 140°	13°	0	432	63.5	57	10.5	1.2									○
9 F	2CMGOKLAX-4 1431		0 0 X 0 0 0 0 X 0		0 0 0 0 0 240	230° 140°	52°	0	399	61.5	51.5	10	1.19									○
9 P	2CMGOKLAX-5 1431		0 0 X 0 0 0 0 X 0		0 0 0 0 0 240	200° 140°	16°	0	399													○
9 A	2CMGOKLAX-6 1431		0 0 X 0 0 0 0 X 0		0 0 0 0 0 240	210° 140°	27°	0	399													○
10 F																						
10 P																						
10 A																						
11 F																						
11 P																						
11 A																						
12 F																						
12 P																						
12 A																						

表Z.2.5

SR137 燃料井チェックリスト No. 4

船名: H丸 (9K84EF)

場所: 堤

日時: 昭和47年4月23日

6航海(2874時間)終了。

No.2,5が4月16日(2874時間)使用中の結果にて、

No.2が17日22時終了後より本井の水を抽出し、No.5が17日新しい試験井(2CM4CR-4、

2CM6NICR-4, 2CM9OILCLAX-4)と組んで、約0.6mの一覧。

7時47分-7時50分に於ける試験で試験水温を認めめた。

7時47分-7時50分に於ける試験で試験水温を認めめた。

7時47分-7時50分に於ける試験で試験水温を認めめた。

抽水量は1本(1石中)である。7時50分までに水温測定を行った。

燃焼不適原因詳細。

(注)一般計測于9時 47年4月12日計測のため
参考。
()内は平均値を示す。

シリング No.	取付位置	番号	使用回数	吸水口	排水口	外見調査	噴口径	噴射テスト				一般計測項目調査						
								1	2	3	4	喷射量 kg/cm ²	Pump kg/cm ²	Pump kg/cm ²	Pump kg/cm ²			
1	F	FH4	2874	X	X	X	X											
	P	FH4	2874	X	X	X	X											
	A	FH4	2874	X	X	X	X											
2	F	FH4	2874	0	0	0	X	0	0	0	0	349	64	55	9	116	0	
	P	FH4	2874	0	0	X	0	0	0	X	0	(349)	(64)	(55)	(9)	(116)	0	
	A	FH4	2874	0	0	X	0	0	0	X	0	476	64	55	9	116	0	
3	F																	
	P																	
	A																	
4	F	FSKD	1443															0
	P	FSKD	1443															0
	A	FSKD	1443															0
5	F	FSKD	2874	0	0	0	0	0	0	X	0	473	64	54	10	118	0	
	P	FSKD	2874	△	0	0	X	0	0	X	0	(473)	(64)	(54)	(10)	(118)	0	
	A	FSKD	2874	0	0	0	0	0	0	X	0	473	64	54	10	118	0	
6	F	FSKD	2874	X	X	X	X											0
	P	FSKD	2874	X	X	X	X											0
	A	FSKD	2874	X	X	X	X											0
7	F	2CM4CR-3	1443															0
	P	2CM4CR-3	1443															0
	A	2CM4CR-3	1443															0
8	F	2CM4CR-2	2874	X	X	X	X											0
	P	2CM4CR-2	2874	X	X	X	X											0
	A	2CM4CR-2	2874	X	X	X	X											0
9	F	2CM4CR-1	1443	X	X	X	X											0
	P	2CM4CR-1	1443	X	X	X	X											0
	A	2CM4CR-1	1443	X	X	X	X											0
10	F																	
	P																	
	A																	
11	F																	
	P																	
	A																	
12	F																	
	P																	
	A																	

表 2.2.6
SR137 燃料介チェックリスト No. 7

船名: H丸 (9K84EF)

場所: 広島

日時: 昭和47年12月8日

12航路 (5953時間) を終えて

当初計画の全行程を終えた。艇了解を得て、H丸4航海航行用紙の(2次回復)

Cyl.1 (F - 2CMGCR2
1P - 2CMGNICR2
1A - FSA09) 最終日誌 7900時間

今回12回計上記まで、H丸 上記予定を除いて、陸上にて詳細航行を終った。

全行程で直進航行を実現した。航行距離: 3000km, 平均航速: 7.8kn, T: 7.8.

推進機関物量: 300t, 油耗率: 0.003t/km, 推進器: 780t, T: 7.8.

Peak Slew時の推進機関: 780t, T: 7.8, 大約: 200t.

燃耗不良原因詳細

(注) 一般計測データ 12.07.1972年11829010

計測値のうち

(1) 内部平均値を示す。

シリコン番号	取付位置	使用時間	操作	工具	外見調査	噴口径	直射アストロ				一般計測項目調査				
							1	2	3	4	Pump kg/cm²	Pump kg/cm²	Pump kg/cm²	Pump kg/cm²	燃耗不良原因
1	F	5953	X O O O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	357	63	53.5	9.5	1.16
	P	5953	O O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	397	63	55	8	1.15
	A	5953	O O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	397	63	55	8	1.15
2	F														
	P														
	A														
3	F														
	P														
	A														
4	F	4522	O O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	397	63	55	8	1.15
	P	4522	O O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	397	63	55	8	1.15
	A	4522	O O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	397	63	55	8	1.15
5	F	3079	O O O O O O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	436	63.5	55	8.5	1.15
	P	3079	O O O O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	436	63.5	55	8.5	1.15
	A	3079	O O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	436	63.5	55	8.5	1.15
6	F	5713	X O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	-	391	63	54	10	1.19
	P	5713	O O O O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	391	63	54	10	1.19
	A	5713	O O O O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	391	63	54	10	1.19
7	F	4522	O O O O O O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	391	67	53	14	1.26
	P	4522	O O O O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	391	67	53	14	1.26
	A	4522	O O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	391	67	53	14	1.26
8	F	5953	O O O O O O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	455	65	52.5	11.5	1.22
	P	5953	O O O O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	455	65	52.5	11.5	1.22
	A	5953	O O O O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	455	65	52.5	11.5	1.22
9	F	4522	O O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	0	398	63	53	10	1.19
	P	4522	X O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	-	398	63	53	10	1.19
	A	4522	X O X O X O O X O	工具	工具	1.5	0	0	0	-	398	63	53	10	1.19
10	F														
	P														
	A														
11	F														
	P														
	A														
12	F														
	P														
	A														

表.2.2.7

SR137 燃料弁チェック リスト No. 2

船名：W丸(884-WZBF-180)

場所：左火田

日 時： 昭和 47 年 2 月 11 日

3月16日(1456年3月) 3月17日

計画通り Cyl. 1, 4, 7 の下部を移して下部 9 倍中 7 倍と一様な困難で、全筒の不良性。左方より、鋼錠の途中で折れ、ついで針皿を変更し全筒を換えた。右の結果 24 倍中 12 倍の換算し困難と左方、右の 15 倍左方、右の錠で換算不能、右方は油底から使用 17 号の 7 倍左方、Cyl. 1~3 12 倍付近で左方は 2.424 倍、Cyl. 4~8 12 二重式錠で左方を略換算左方 2.4 の結果零、右方 1.557 倍左方、右の 1F(一層目)の左 CC が他の可以の範囲に外れる、全数に不調で左方を重視し復旧作業。
左方 12 倍の 2.4 と右方の 1.557 倍左方の 2.4 と結果は良好。

文選卷之三

注) 一般計42年12月3日(計測)
1947年12月3日(計測)

表2.2.8 SR137 燃料弁チェックリスト No. 4

船名：W 兮 (884-VJ28F-180)

場所：玄関

日 時：昭和47年4月21日

6 航海(2835時間) { 総: 2

No.2, 5 cyl の車を種生で 2835kg(馬力)使用する 612 階級車。
No.2 cyl 12 缸で 3300kg(馬力)車。市販用。No.5 cyl 12 新日本試験車(2cmSKD-10-12)。
約17t。但し cyl 12 車は未完成の車で、入出庫時に運搬車に載せる。
34. No.7 7t 12 頭 今既成車中車幅が狭い車で、乗降生々。E.P.側面 Y字型後部(車幅 A 例)(2cmSKD-9)12
頭幅の車幅が狭い車で、車幅 B 例(車幅 A 例)1.5t 乗降渉浴各用意する。今回も車幅 A 例の車幅 B 例の車幅 A 例。
35. 7P 12 程度(車幅用意 3.5t)の車を種生で。
36. 7P 10t 10t の車を種生で同じく、種生で車幅 A 例と車幅 B 例と、スペアタイヤを車幅 B 例の車幅 A 例
生産の種度をどの程度にするか。約 5,200kg(馬力)車のスケルト車幅 B 例車幅 A 例。

(注)一般計測平均は47年4月17日計測の値を基に
()内は平均値を示す。

表2.2.9
SR137 燃料弁チェックリスト No. 7

船名: W丸 (884-UT2BF-180)

場所: 国島

日時: 昭和47年11月14日

12 航海(5714 時間)を経て、
当初計画の全行程終了。航路了解と港内航行4輪油船の航行の実績。

01.1 (F - FSACM 7
P - 20SKD 9
A - 20HSKD 7)
最終用煤 7700t 到着。

今後は入港中に全行程操縦し、航行中、工作機械を除いて降下せず、詳細記録をした。
全船を油仕様に変更し、航行する際、航行監視室にて監視し、中止するものにつ
き。

燃費平島原田洋輔。

(注)一般計測 4712 47年11月28日計測
2.92t/h.

()回数平均値表示。

シリコン番号	取扱位置	使用時間	被検査	外見調査	噴口径	噴射テスト				一般計測項目調査					
						1	2	3	4	Pump	Pump	Pump	Pump	Pump	燃費不良原因
1 F	FSA OHIO 4259	○ ○ X ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	1	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	62.5	46.5	16	1.34	○ ○
	PSSA OHIO 4218	○ ○ X ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	2	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	62.5	46.5	16	1.35	○ ○
	A FSA OHIO 4259	○ ○ X ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	3	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	62.5	46.5	16	1.35	○ ○
2 P	F														
	P														
	A														
3 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	4	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														
4 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	5	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														
5 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	6	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														
6 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	7	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														
7 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	8	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														
8 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	9	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														
9 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	10	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														
10 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	11	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														
11 F	FSA KOD 75714	○ ○ ○ ○ X ○ ○ ○ ○	被検査	外見調査	12	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	○ ○ X X	348	61.5	45.5	16	1.35	○ ○
	P														
	A														

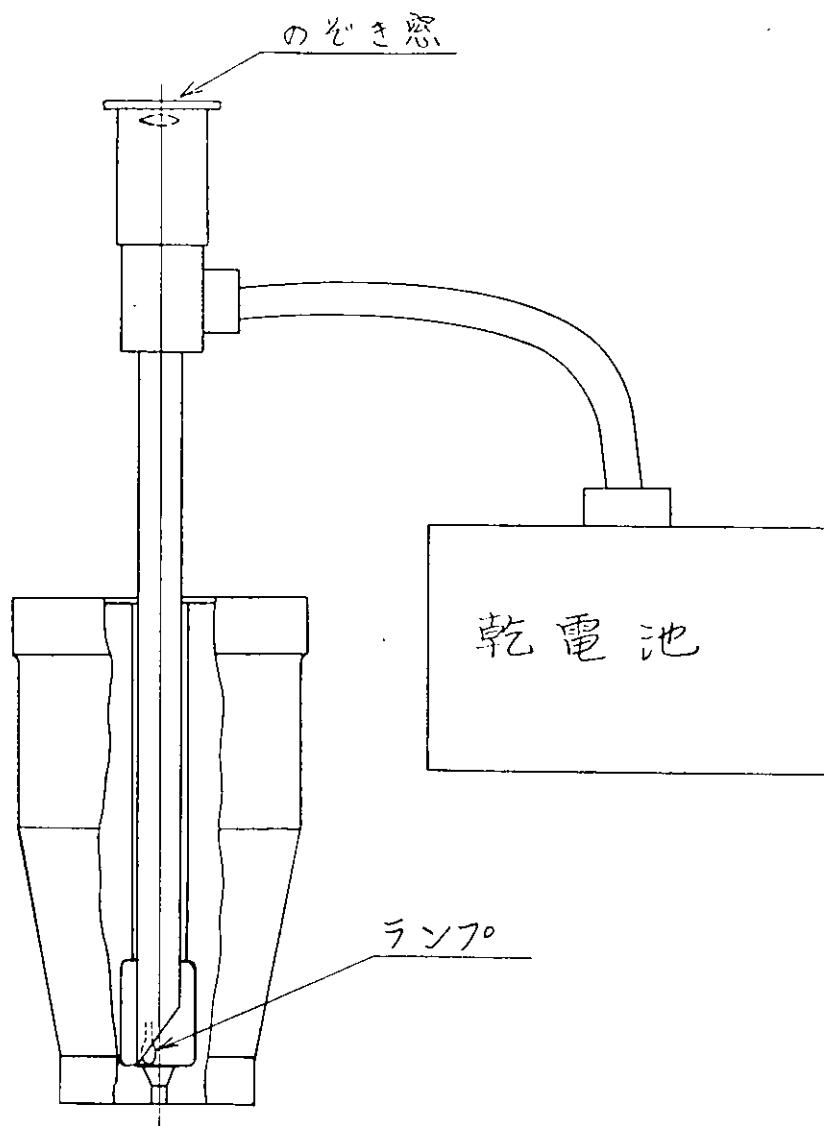


図2.2.6 コニカル形の命座調査器具

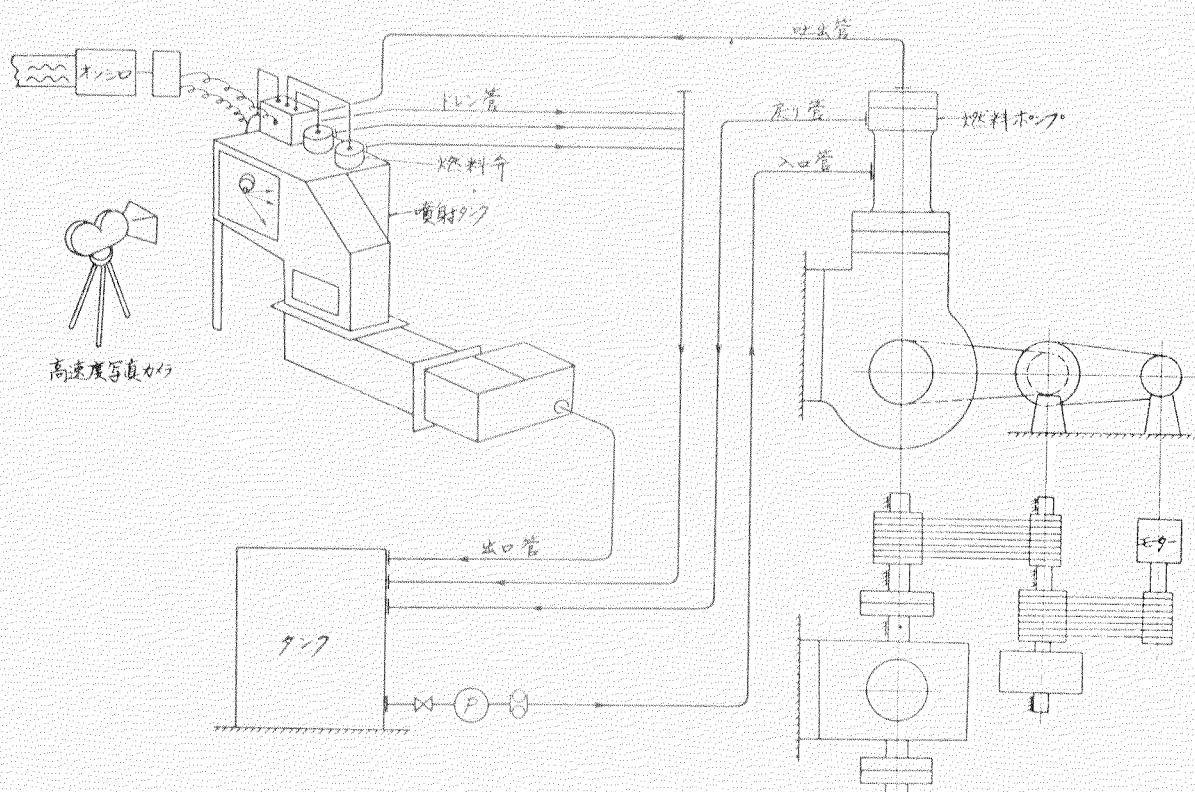
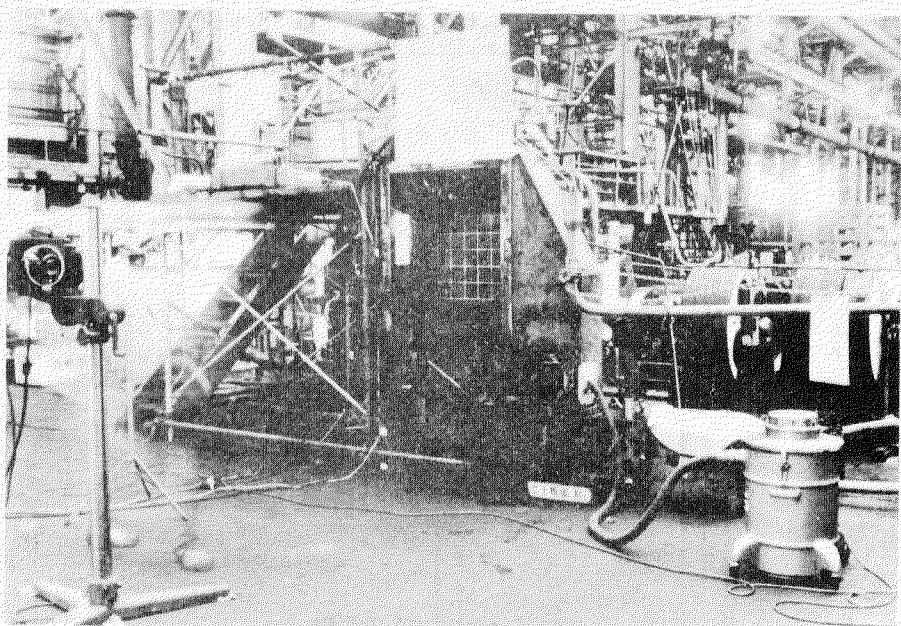


図.2.2.7. 噴射試験装置

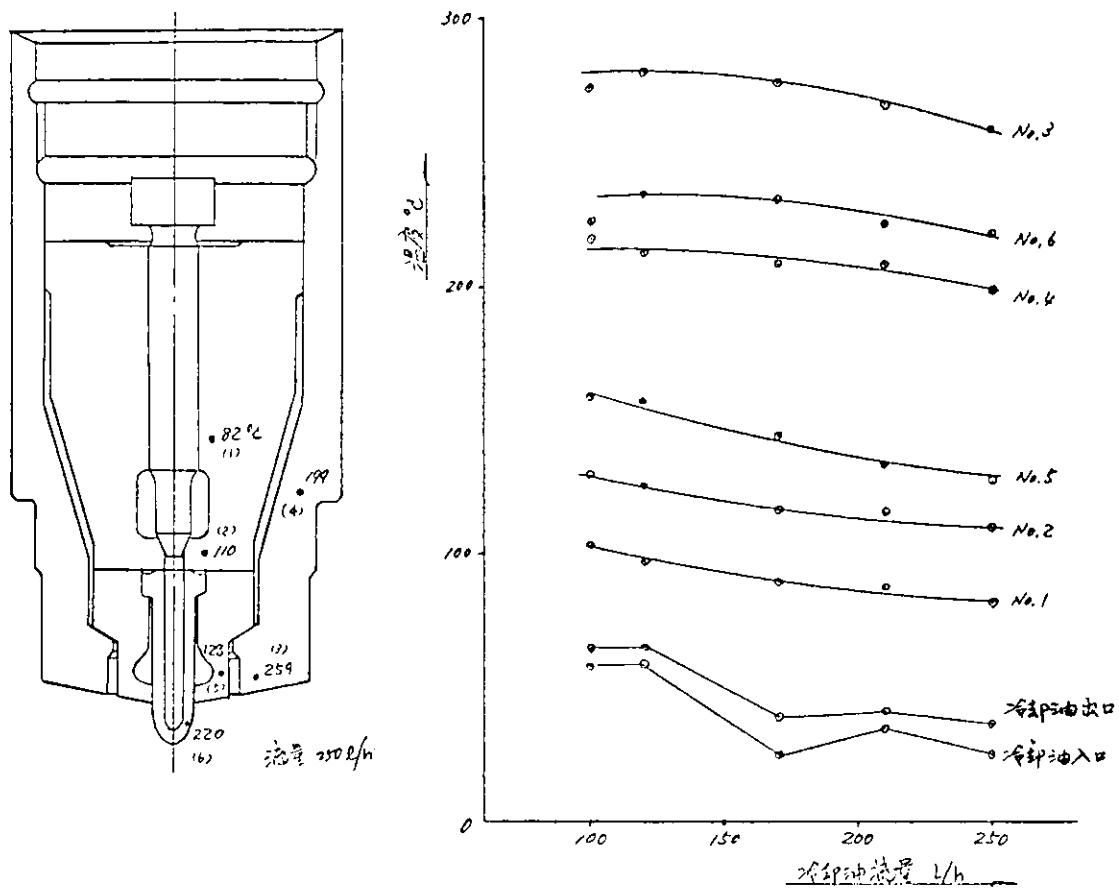


图 2.2.8 9k98FF 型腔(17) 外型料斗温度 (103 r/min , $P_c = 12.0 \text{ kPa}$, A 等级)

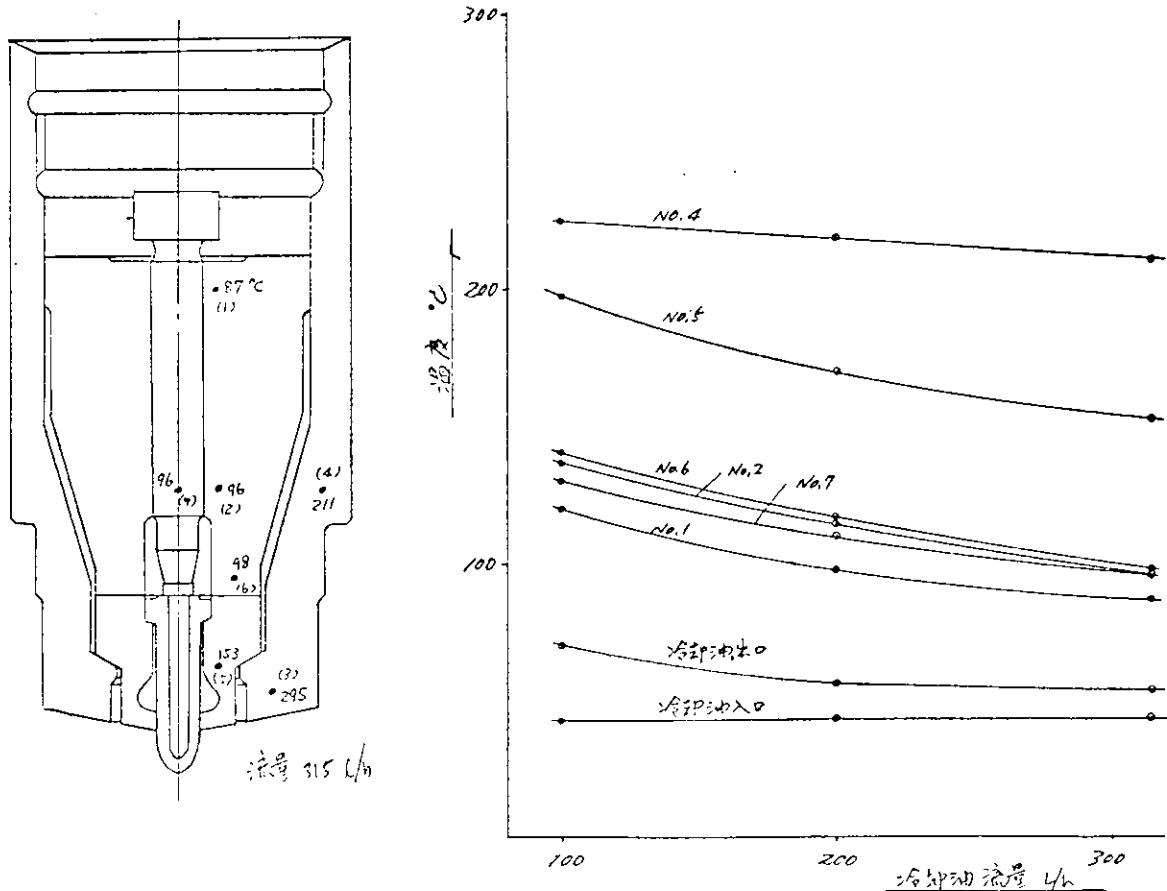


图 2.2.9 0504-VT2BF-180 型腔(17) 外型料斗温度 (110 r/min , $P_c = 8.5 \text{ kPa}$, C 等级)

表2.2.10 溫度計測用材料詳細

化 学 成 分								
	C	Si	Mn	P	S	Cr	W	Mo
GSS 2	0.85~1.0	0.2~0.4	1.1~1.3	<0.03	<0.03	0.4~0.6	<0.6	—
SCM21	0.13~0.18	0.15~0.35	0.6~0.85	<0.03	<0.03	0.9~1.2	—	0.15~0.3

製 作 手 順

G S S 2		S C M 2 1	
スピンドル スピンドルガイド	ユニオンナット		
アトマイザチャップ、キャップ			
① 中加工	① 中加工		
② 焼入れ	② 焼入れ	950°C 6時間(正火)	
③ サブゼロ	③ サブゼロ	液体窒素冷却用	
		焼なまし	
		700°C 1時間空冷	
		メタル浴液ドライアイスを投入 漸次降温、焼入れ冷却後30分以 内	④ ネジ部除熱加工
			⑤ GSS 2 ②~④に準ずる
④ 烧もどし	④ 烧もどし	78°C 1時間空冷	⑥ 研磨
		100°C 2時間空冷	
		研磨、ラッピング	
		アトマイザチャップ、キャップの 焼ばれ	
		焼ばれ代 約0.01mm	
		キャップ加熱 100°C	
		チャップ冷却 -78°C	

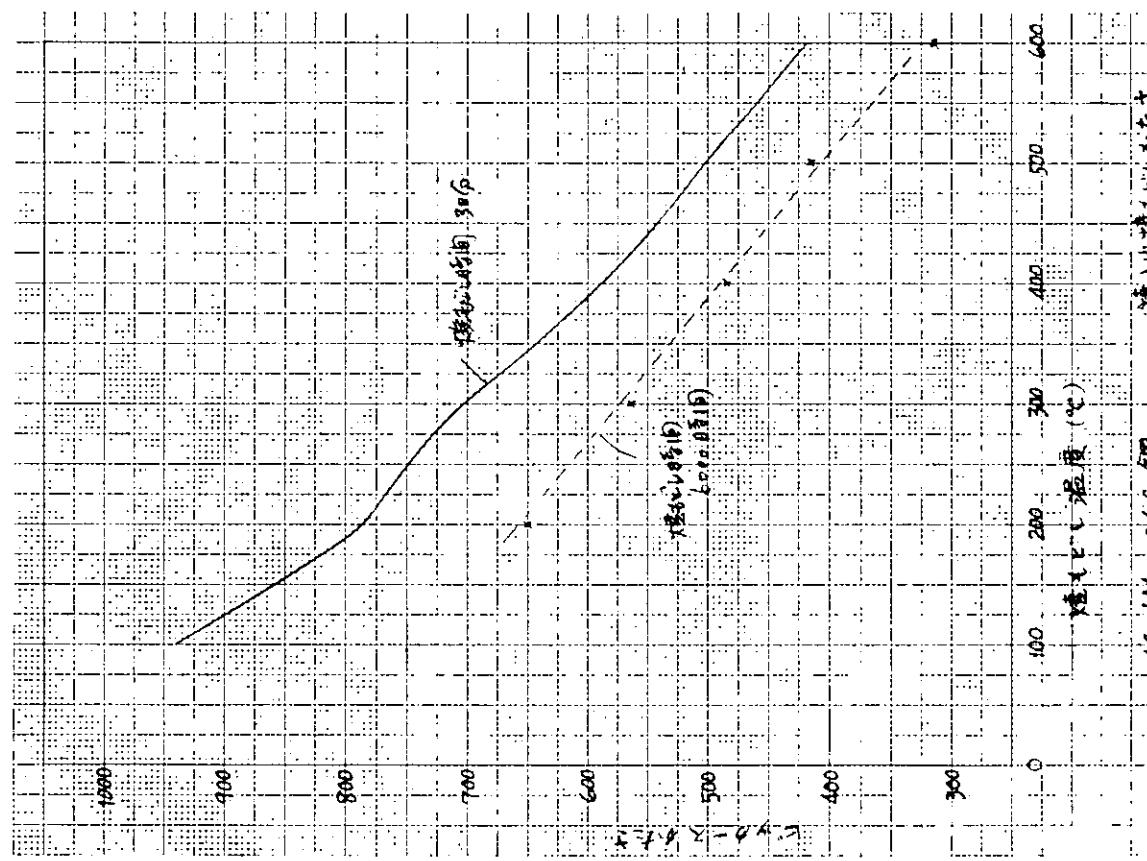


図2.2.10 (820°C, OQ, Sub-Zero処理, 30回焼もどし)

表2.2.11 溫度計測供試機関(計測結果)

名 称	7 K 6 2 E F 形機関
シリンドラ 径	620 mm
ストローク	1,400 mm
シリンドラ 数	7
図示馬力(M.C.O)	10,200 PS
正味馬力(〃)	9,400 PS
回転数(〃)	144 rpm
図示平均有効圧力(〃)	10.8 kg/cm²
P _{max} (〃)	72 "
P _{comp} (〃)	60
排気温度(〃)	380 °C
掃気 " (〃)	35 °C
掃気圧力(〃)	0.94 kg/cm²
燃料油温度(〃)	19 °C
燃料弁冷却油入口温度(〃)	35 °C
燃料弁冷却油出口温度(〃)	36 °C
ポンプマーク(〃)	47
機関室温度	17 °C

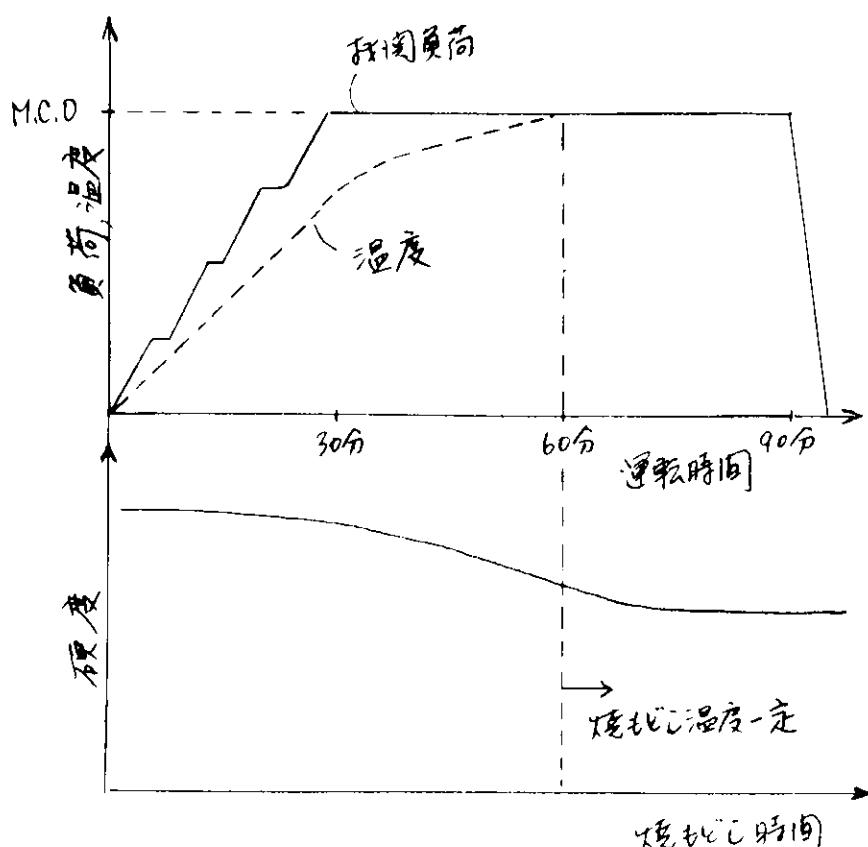
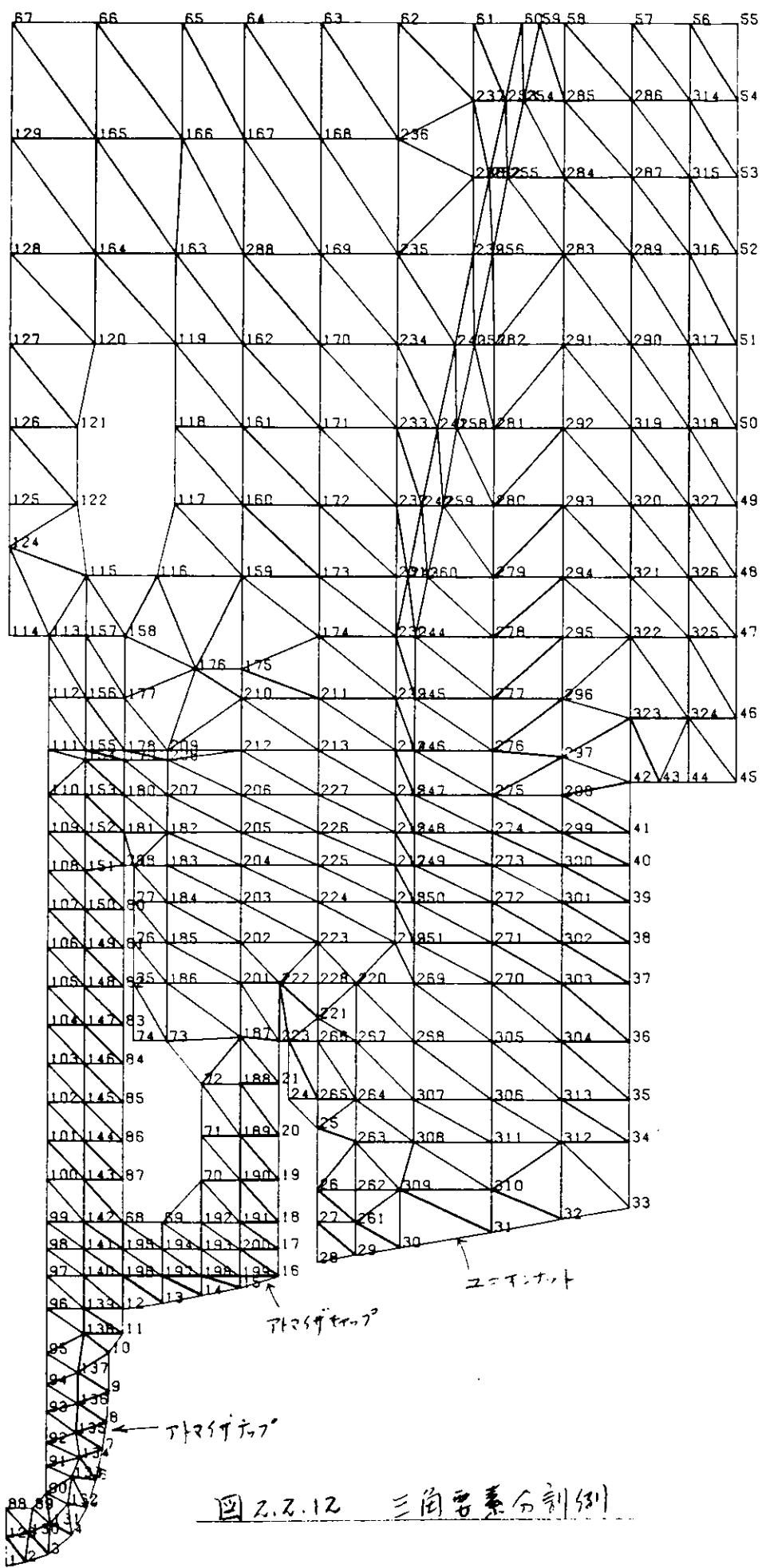
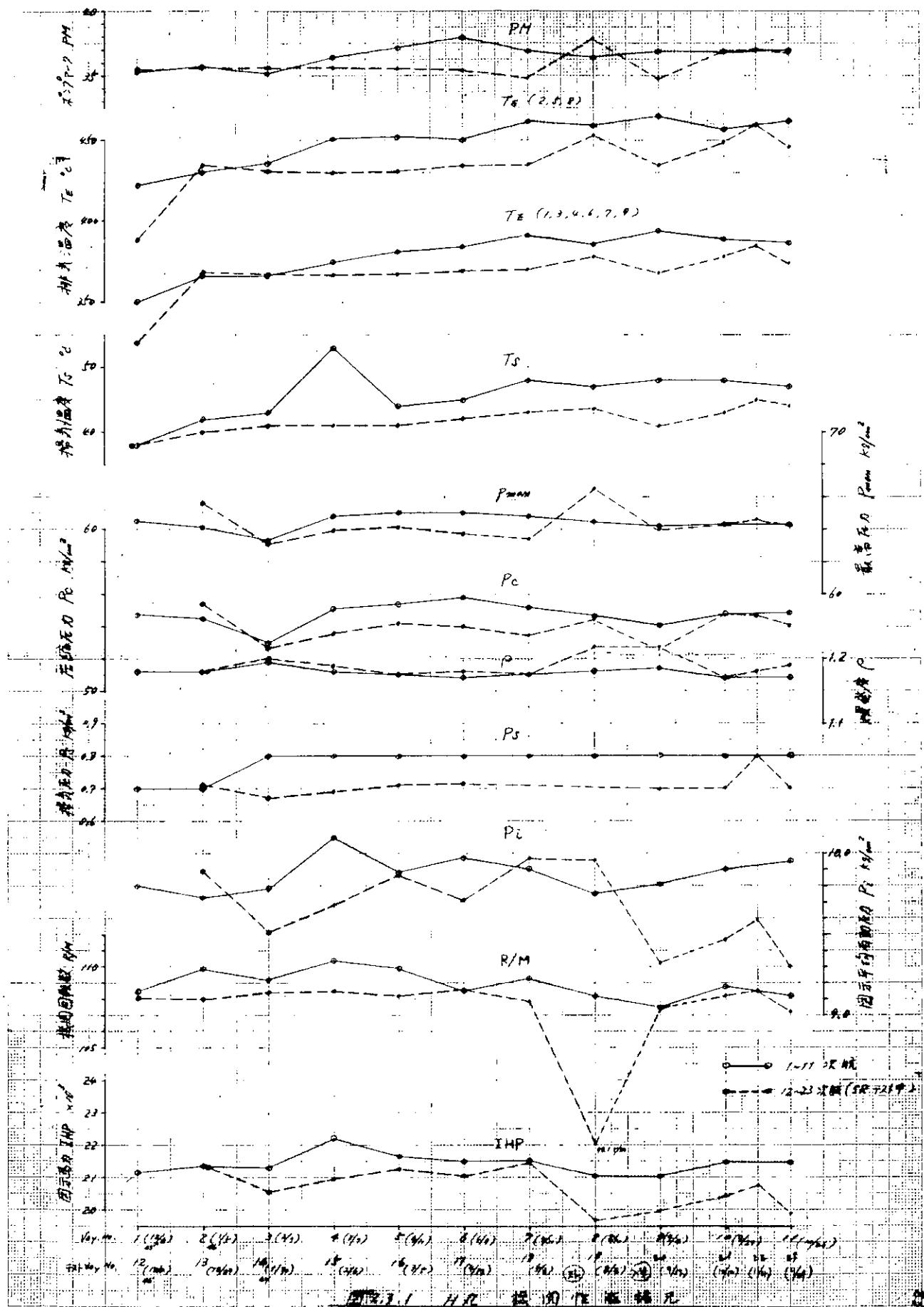


図2.2.11 機関運転時間と焼もどし時間





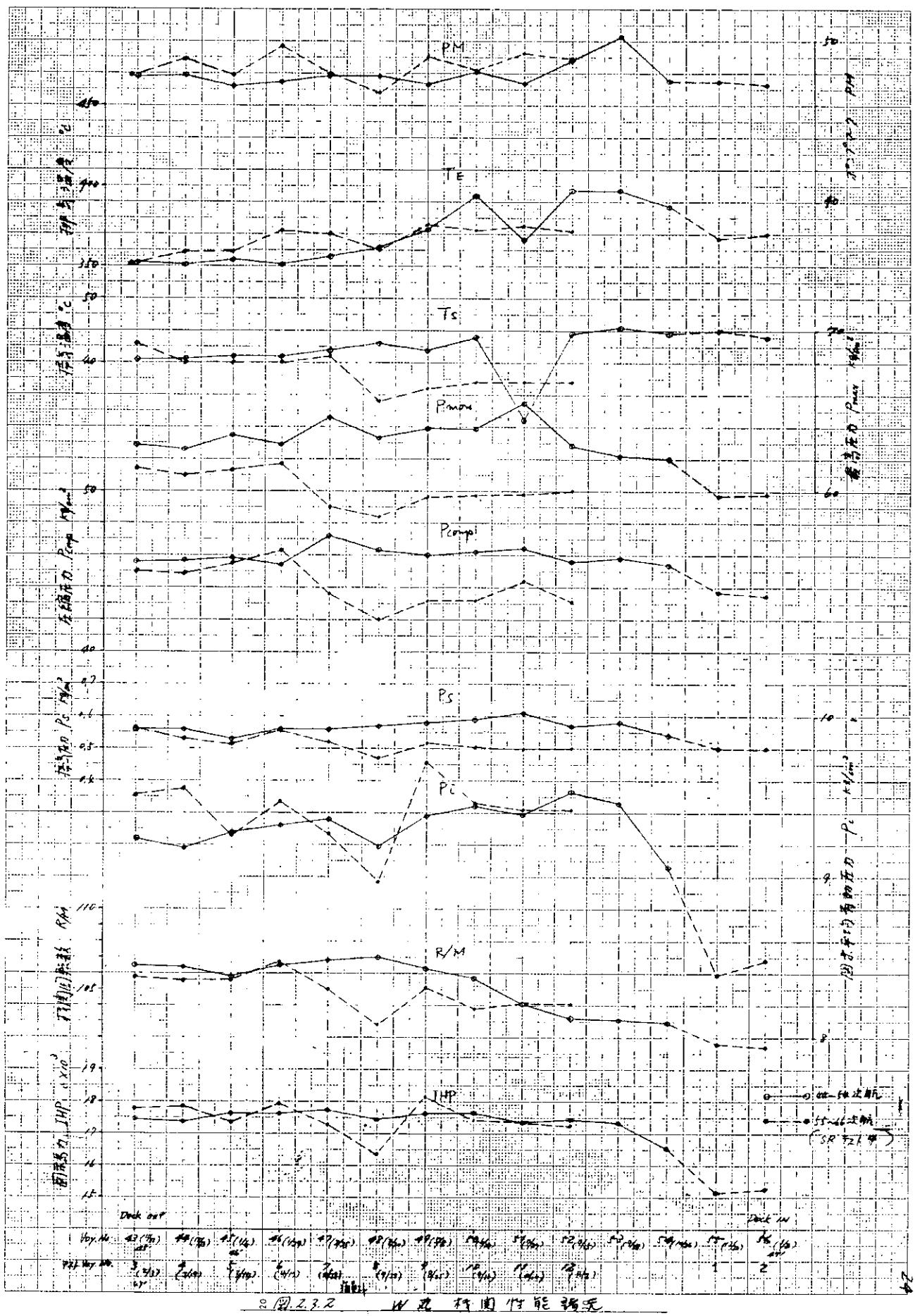


表 2.3.1 燃料油分析結果

船 名		H 丸	W 丸
成 分	残留炭素 %	9.49	7.15
	灰分 %	0.023	0.033
	硫黄 %	2.65	2.4
	水分 %	Trace	0.01
比重 (15/4°C)		1.0007	0.9437
粘 度	C.S R.W.H. at 50°C	148.3 605.1"	118.15 48.1
	C.S R.W.H. at 75°C	45.03 184"	36.35 15.1
引火点 °C		120	128
高位発热量 Kcal/Kg		10243	10432
低位発热量 Kcal/Kg		9678	9811

表 2.3.2 燃料并冷却油分析結果

船 名		H 丸	W 丸
成 分	残留炭素	0.62	4.23
	灰分	0.003	0.02
	硫黄	1.32	2.03
	水分	Trace	Trace
比重 (15/4°C)		1.0012	0.8979
粘 度	C.S R.W.H. at 50°C	4.44 37.05"	13.17 62.0"
	C.S R.W.H. at 75°C	2.70 32.90"	7.07 44.3"
引火点 °C		99.5	88.5
高位発热量 Kcal/Kg		10576	10626
低位発热量 Kcal/Kg		9891	9902

表 2.3.3 各種燃料發熱性比較表

表2.3.4 耐久性比較表(表2.3.3)の記号説明

現象	記号	○	▲	●	許容限度
アトマイザチップ焼損	なし	0.5mm未満	0.5mm以上	1mm	
アトマイザキャップ腐食	〃	〃	〃	〃	2mm
噴口摩耗	〃	0.03mm〃	0.03mm〃	0.03mm (B/W)	
燃料弁抜出困難	手で抜いた	テコで抜いた	要具使用	*	
スピンドル間隙増加	なし	2μ未満	2μ以上	*	
噴口よりの油もれ	〃	200%以上 でもれあり	200%未満 でもれあり	8%	
スピンドルリフトの増加	〃	0.1mm未満	0.1mm以上	0.3mm	
開弁圧力の低下	〃	15%〃	15%〃	*	
その他の現象なし	*		現象あり	*	

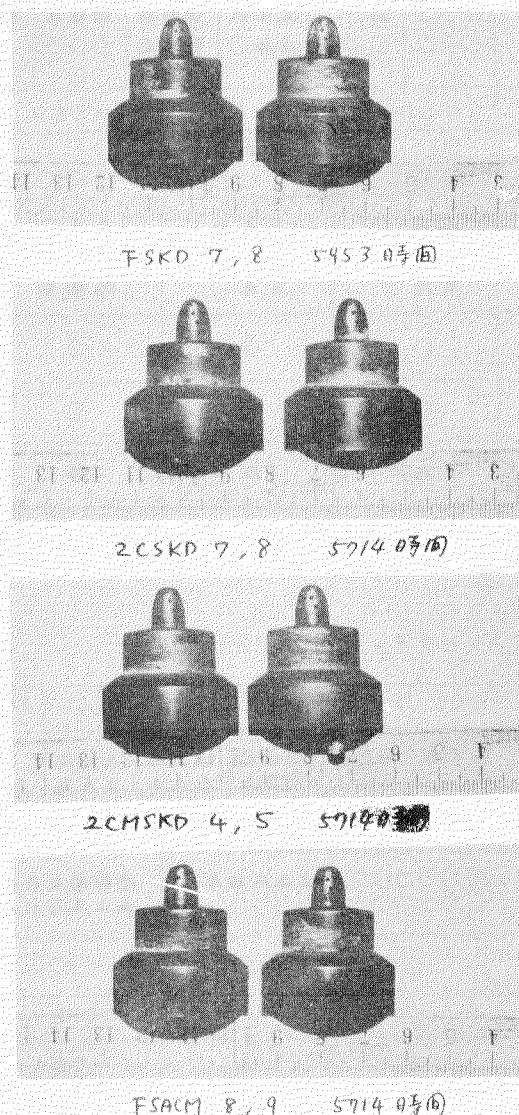


図2.3.3 アトマイザ浸食状況

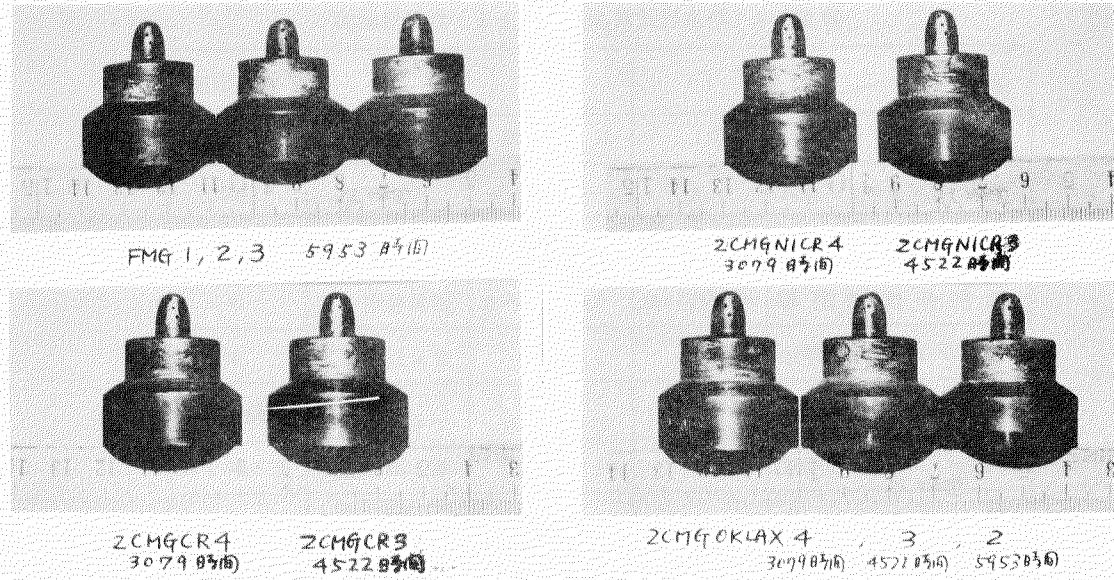


図2.3.4 アトマイザ浸食状況(2)

表2.3.5 アトマイザチップ焼損発生状況

使 用 時 間	800	1600	2400	3200	4000	4800
SKD 11 (N丸フラット、2ピース) コニカル	○○○ ○○○	▲○○ ○○○	▲▲▲ ▲▲○	●●● ●▲▲	●●▲ ○○○	●●● ○○○
使 用 時 間	1500	3000	4500	6000		
SKD 11 (FSKD (20SKD))	○○○ ○○○	▲▲▲ ○○○	○○○ ○○○	▲▲○ ○○○		
キャップ形状変更 (ZCMGSKD)	▲▲○	▲▲▲	▲▲○	●▲○		
(FMG)	▲▲○	▲▲○	●●●	●▲○		
ボーレル MG	○	○	○	○		
Ni-Cr メッキ (ZCMGNICR)	○	○	○	○		
OKLAX焼着 (ZCMGOKLAX)	▲	▲	●	○		
SACMI (PSACM)	○○○	▲○○	●▲▲	●●●		

表2.3.6 アトマイザキャップ腐食発生状況

使 用 時 間	800	1600	2400	3200	4000	4800
従 来 形 (N丸フラット、2ピース) コニカル	▲▲▲ ○○○	●●● ▲▲▲	●●● ▲▲▲	▲▲▲ ▲▲▲	▲▲▲ ▲○	▲▲▲ ▲▲▲
使 用 時 間	1500	3000	4500	6000		
従 来 形 (FMG, FSKD (20SKD, PSACM))	○○○○○○○ ○○○○○○○	▲▲▲▲▲○ ○○○○○○○	●●●▲▲▲▲ ▲▲▲▲▲▲	●●●▲▲▲▲ ▲▲○		
形状変更 (ZCMGSKD)	○○○	○○○	○○○	▲○○		
Cr メッキ (ZCMGCR)	○	○	○	○		
Ni メッキ (ZCMGNICR)	▲	▲	▲	▲		
OKLAX焼着 (ZCMGOKLAX)	△	●	▲	▲		

表 2.3.7 弁座部の異常発生状況

使 用 時 間		1 5 0 0	3 0 0 0	4 5 0 0	6 0 0 0
フラット形 ボーレル MG (F M G)	弁座部のキズ	●●●	●●●	○○○	○○○
	噴霧シュナール音	○○	●○○	●○○	○○
	噴口よりの油もれ	▲▲	▲▲○	▲○○	▲○○
フラット形 S K D 1 1 (F S K D)	弁座部のキズ	●●●	●●●	○○○	○○
	噴霧シュナール音	●○○	●○○	●○	○○○
	噴口よりの油もれ	▲▲▲	▲▲○	▲○○	▲○
フラット形 S A C M 1 (F S A C M)	弁座部のキズ	●○○	●●●	●●○	○○
	噴霧シュナール音	●○○	●●○	●●○	●○○
	噴口よりの油もれ	○○	○○○	▲○○	○○○
2ピースコニカル形 2C SKD 2C M SKD 2C M G C R 2C M G N I C R 2C M G O K L A X	弁座部のキズ	○○○○○ ○○○○○	●●○○○ ○○○○○	●●●●○ ○○○○○	●●○○○ ○○○○○
	噴霧シュナール音	●●○○○ ○○○○○	●○○○○ ○○○○○	○○○○○ ○○○○○	○○○○○ ○○○○○
	噴口よりの油もれ	▲▲○○○ ○○○○○	○○○○○ ○○○○○	○○○○○ ○○○○○	○○○○○ ○○○○○

表 2.3.8 抜出し困難防止対策実績表

種類	拔出回数	抜出しが 困い弁			
		個数	テコ棒で抜く	標準要具で抜く	油圧ラムで抜く
モリコート塗付	14	0	—	—	—
テープ付ユニオンナットに モリコート塗付	26	6	5	0	1
ニチモリPGペースト塗付	32	11	5	0	6
テープ付ユニオンナットに ニチモリPGペースト塗付	12	3	3	0	0
ボロンスプレー塗付	41	8	5	3	0
テープ付ユニオンナットに ボロンスプレー塗付	8	2	0	2	0
合計	133	30	拔出困難弁発生率 〃 要具使用率		22.6% 8.3%

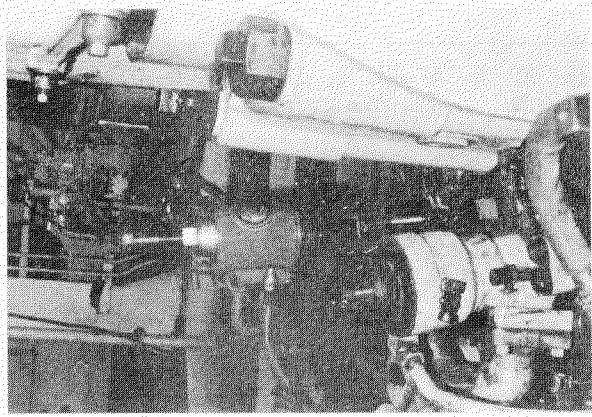


图 2.3.5 抽出之圆锥
手心油压方式之原因
之拔出率 (例)

W.R. FSACH1 (456 吨)

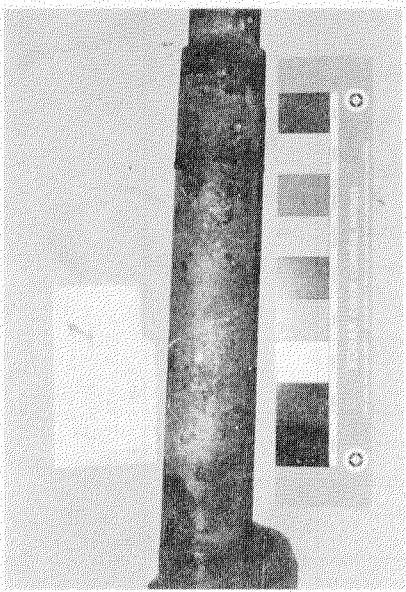


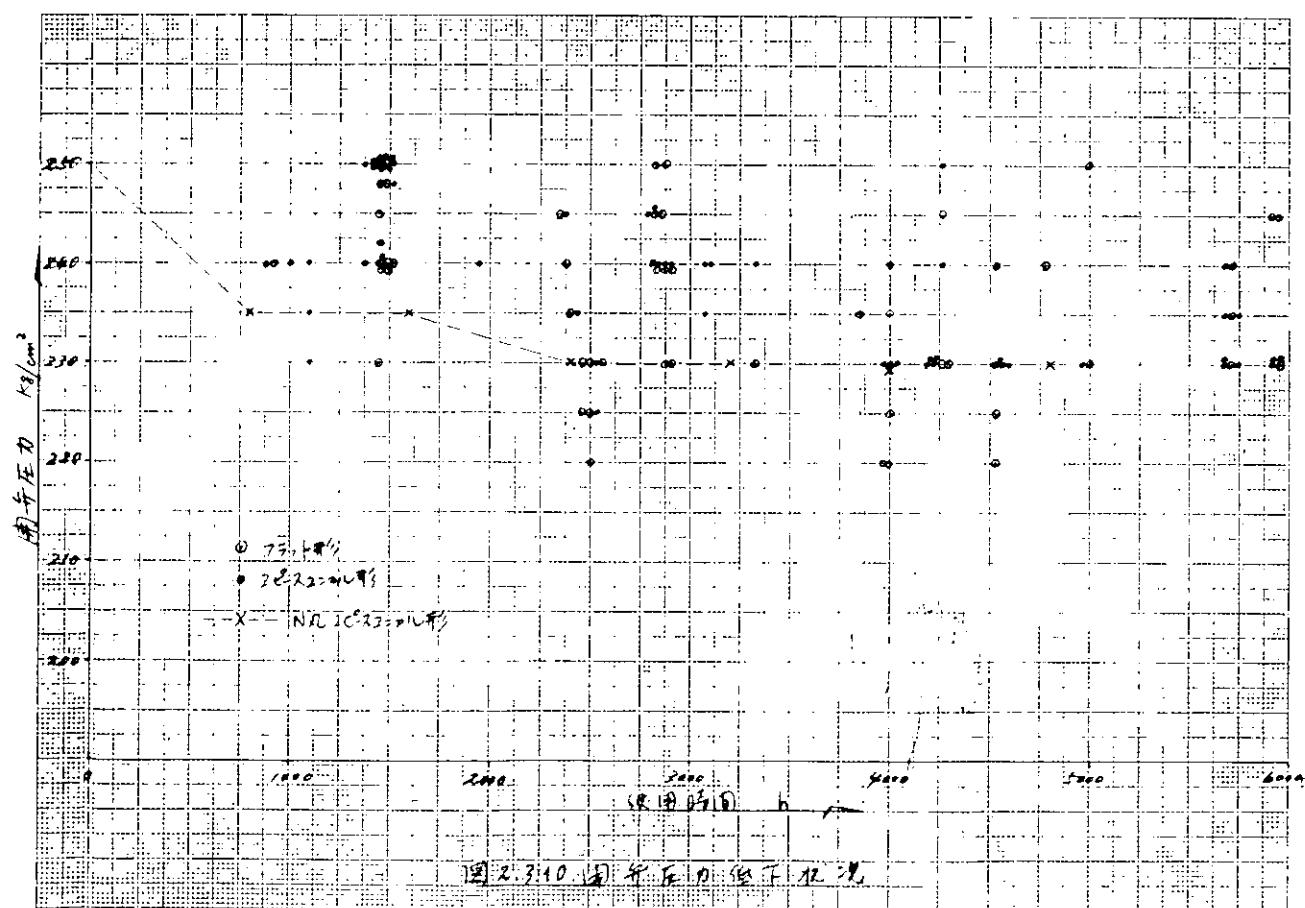
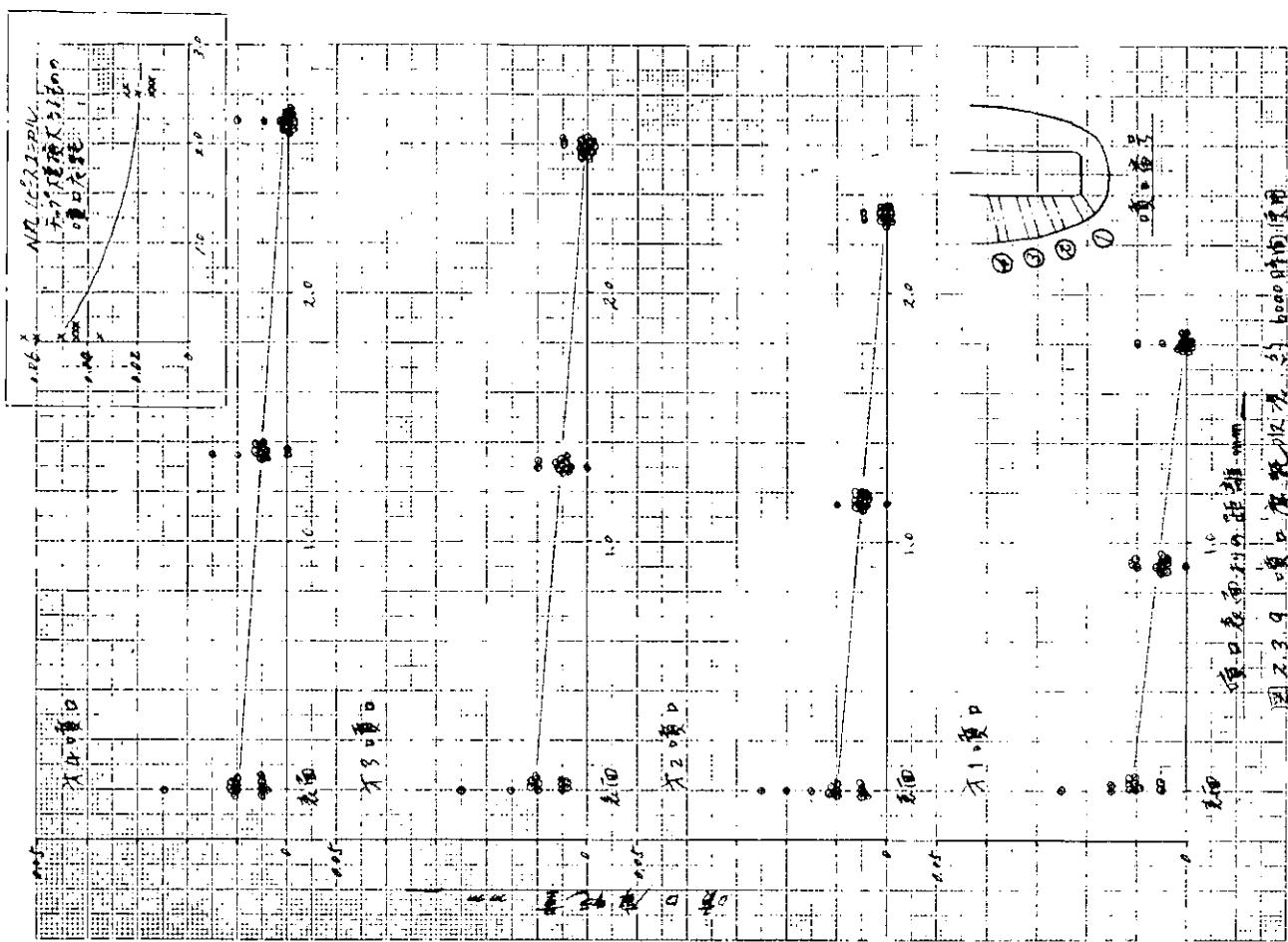
图 2.3.7 抽出之圆锥并之状况 (例) (a)
W.R. FSACH1 (456 吨) 于 18°C 时之状态, 元气 + 金针



图 2.3.6 抽出之圆锥并之表面之状况
W.R. ZCSKD1 (456 吨) 于 18°C 时之状态, 元气 + 金针



图 2.3.8 抽出之圆锥并之状况 (例) (c)
H.R. FSKD4 (2375 吨), 于 18°C 时之状态



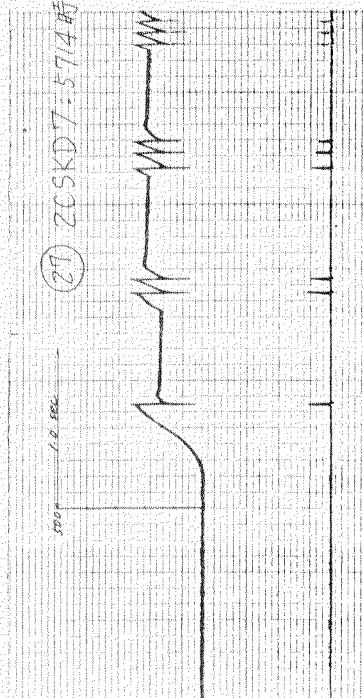
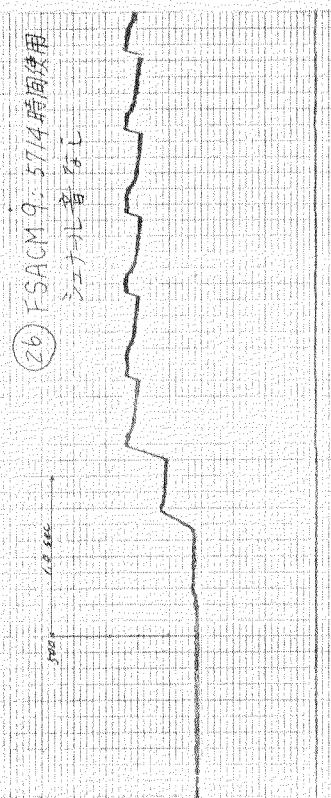
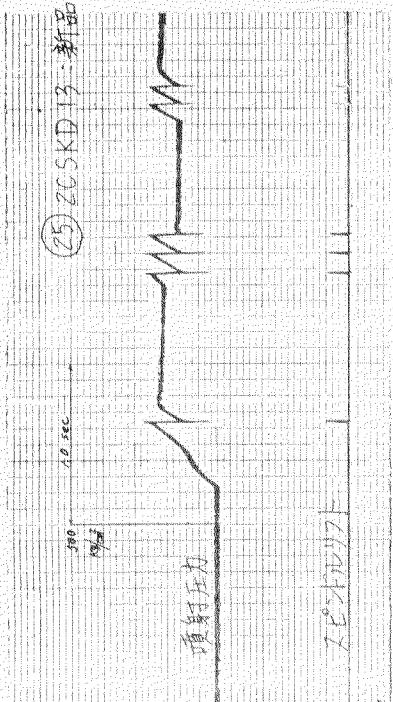


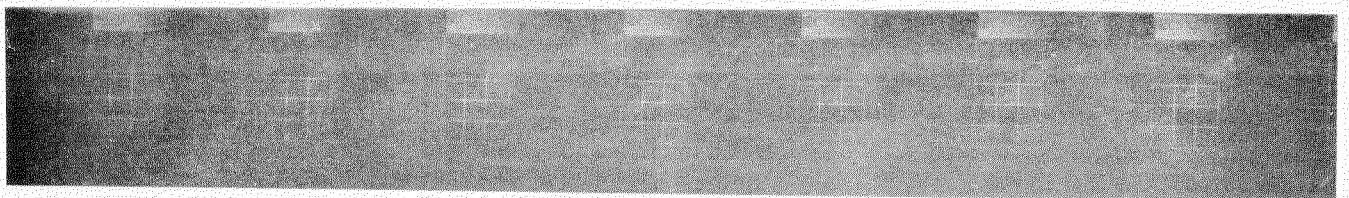
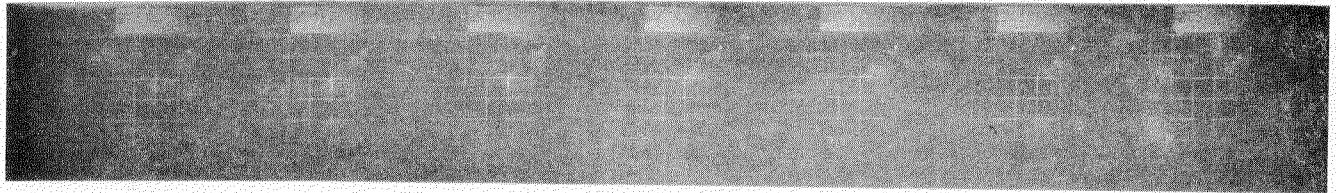
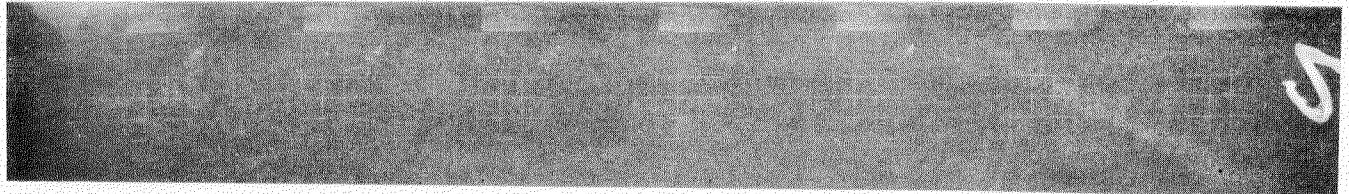
図 2.3.13 ハンドポンプによる噴射試験圧力波形



図 2.3.11 ハンドポンプのカーボン仕着(3)



図 2.3.12 船内に向けた噴射試験



12R-1/1200 Sec

図 2.3.14 新品刃(2C-22-2ル形)のハオオボウズガ 噴射 ②5
シュー・ル音 良好

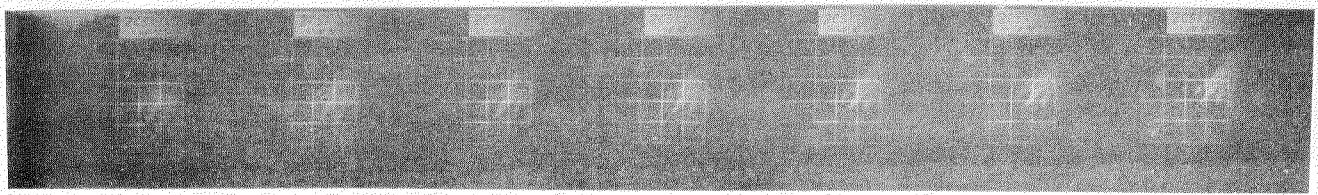
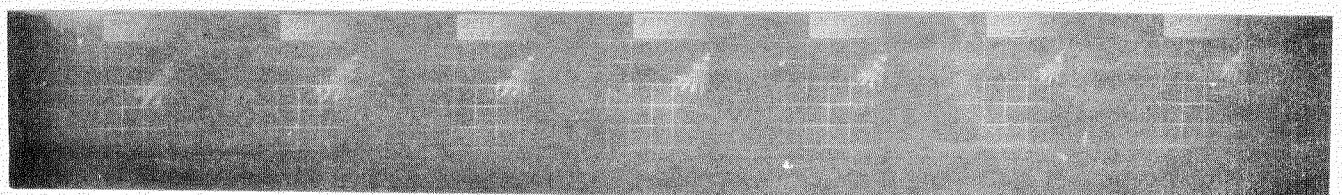
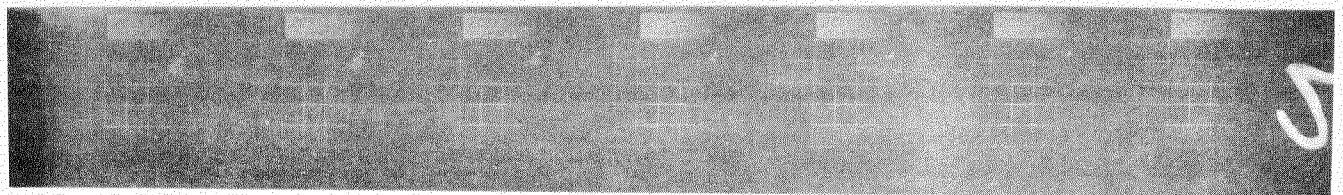


図 2.3.15 57140時間使用刃(2CSKD7)のハオオボウズガ 噴射 ②7
シュー・ル音 良好

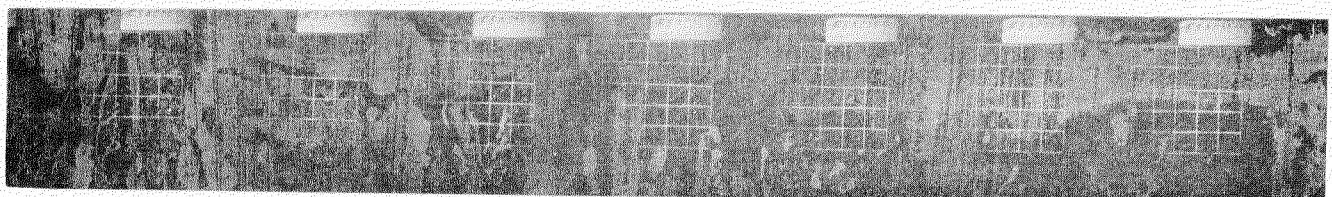
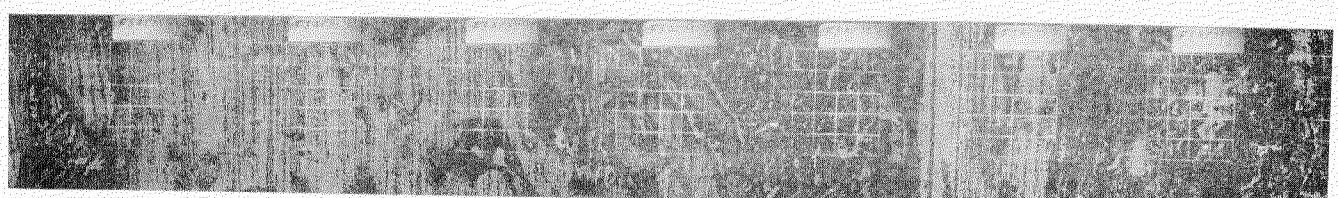
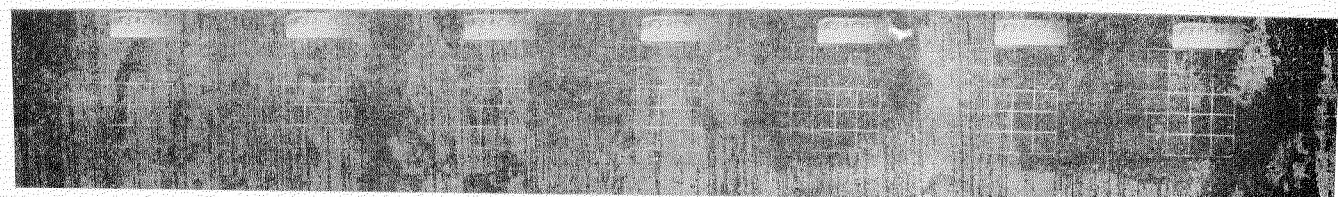
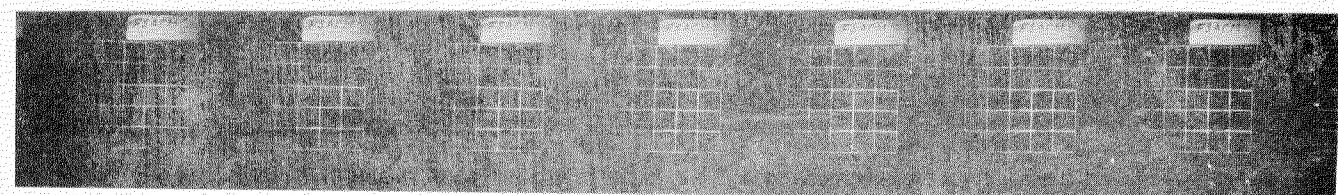
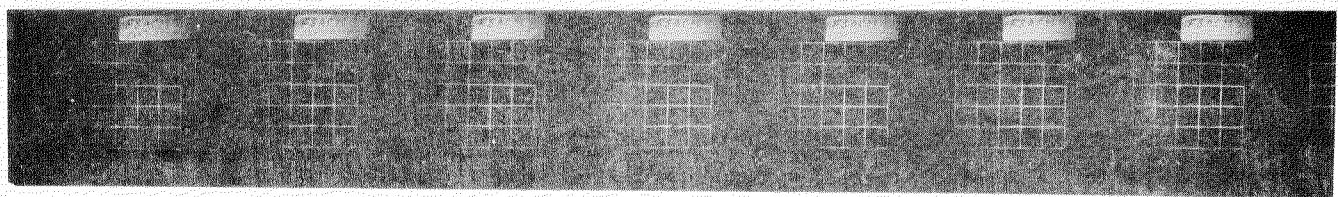
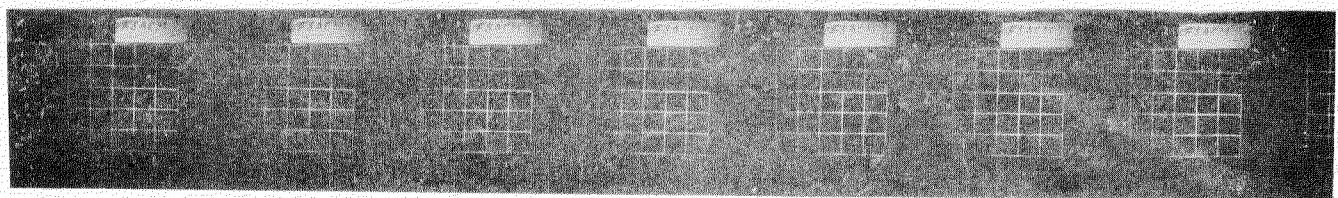
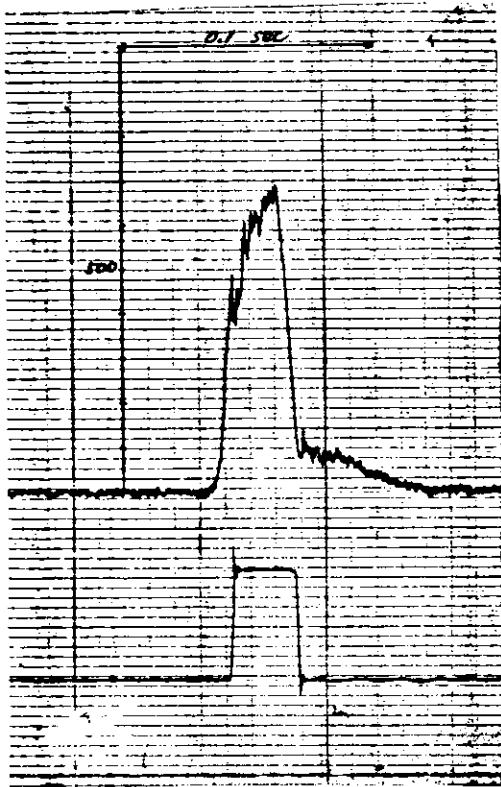
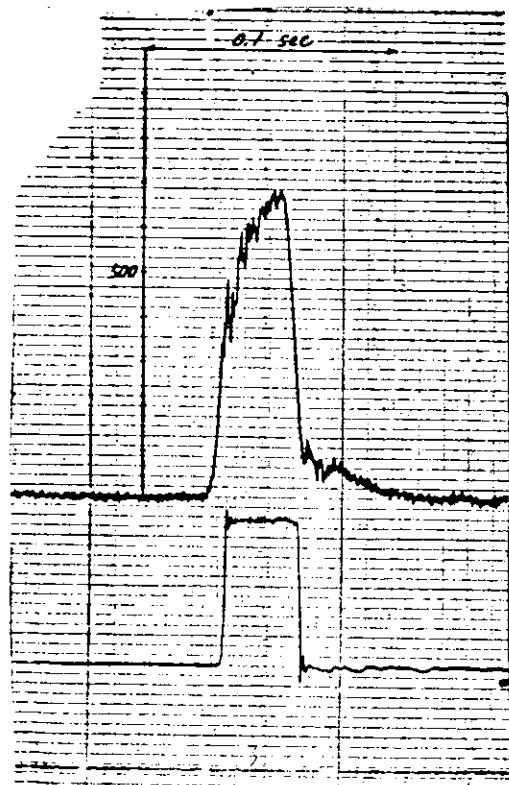
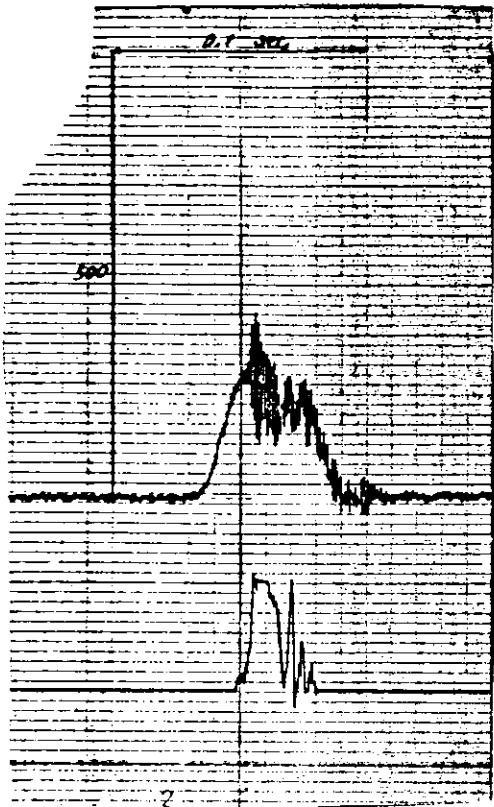


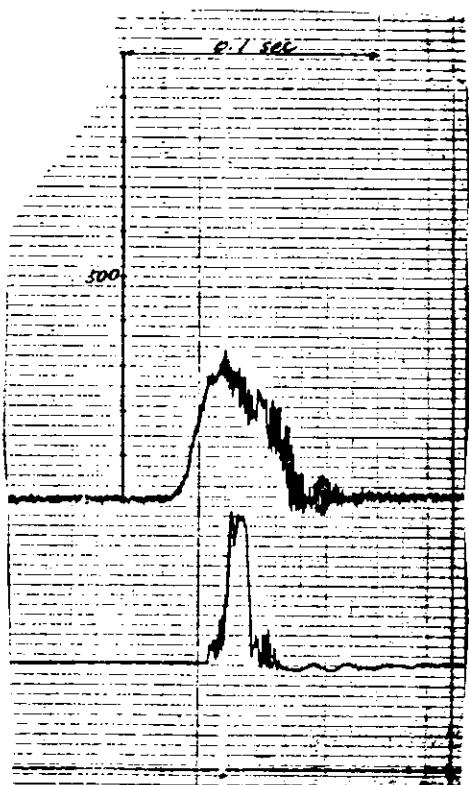
図 2.3.16 5月14時10分使用弾(FSACM9)の八木木391-73噴射(26)
シルバーポリ



① ZCSKD13
ポンプマーク 36, 回転数 119.5 R/M ポンプマーク 18, 回転数 38.4

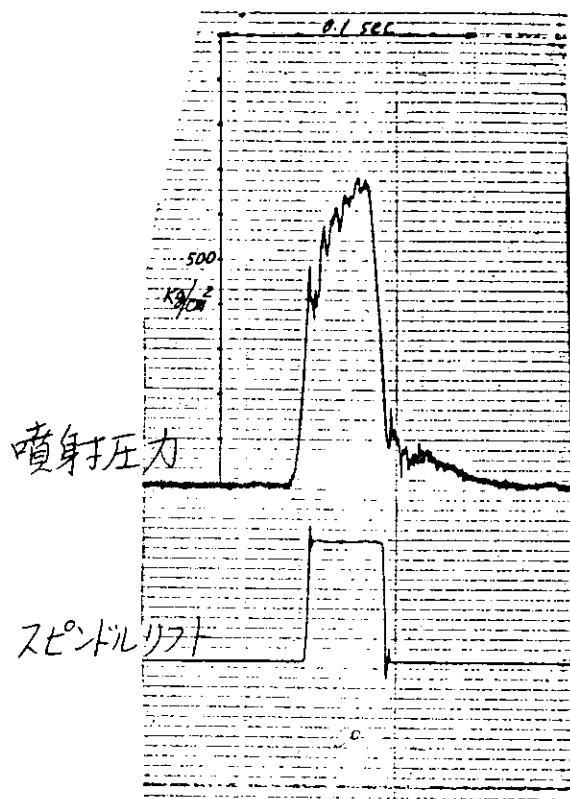


③ FSKD13
ポンプマーク 36, 回転数 118.5

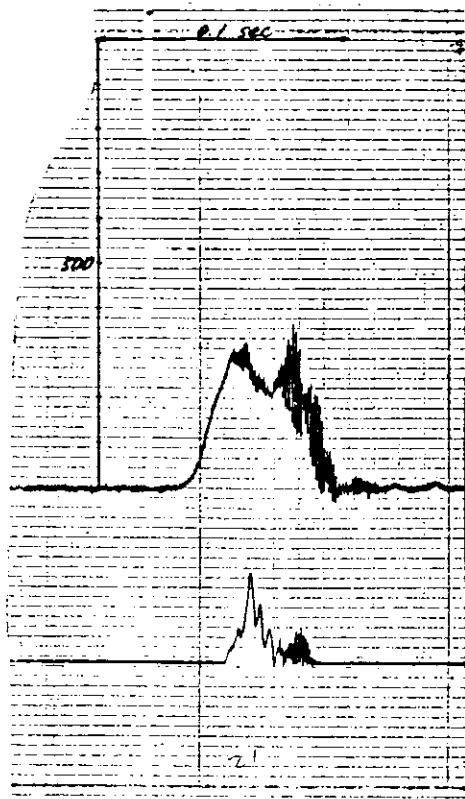


④ FSKD13
ポンプマーク 18, 回転数 43.5

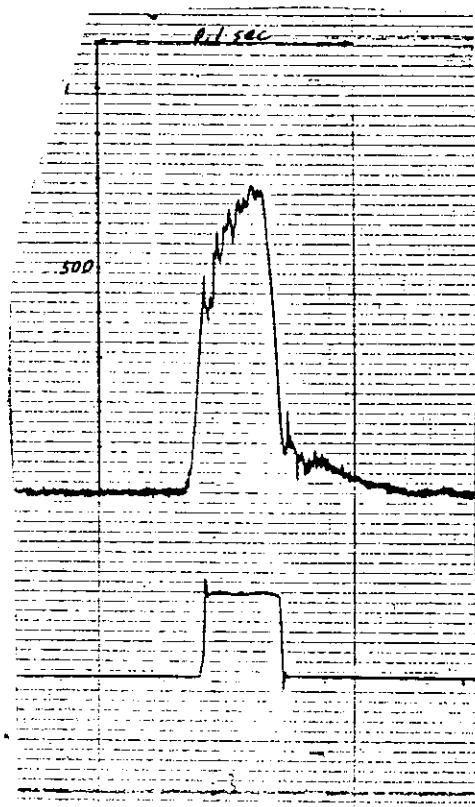
図2.3.17 新品弁の噴射試験圧力波形



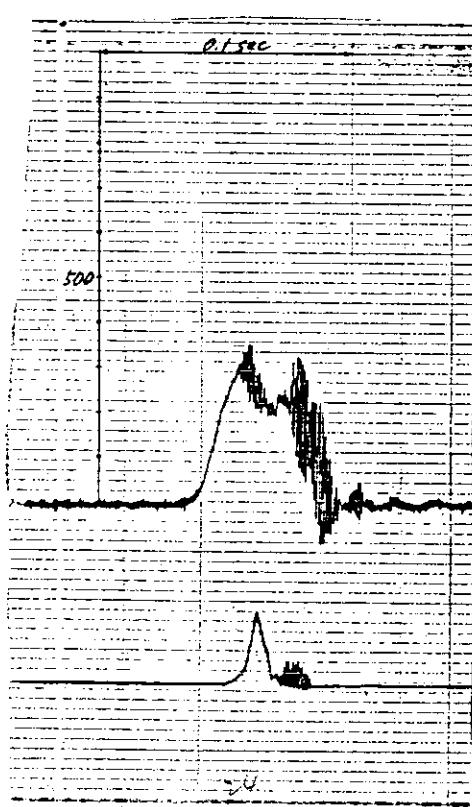
②⓪ ZCSKD 7
ポンプマーチ 36, 回転数 119



②① ZCSKD 7
ポンプマーチ 18, 回転数 38.4



②③ FSACM 9
ポンプマーチ 36, 回転数 119



②④ FSACM 9
ポンプマーチ 18, 回転数 38.9

図.2.3.18 57/4時間使用弁の噴射試験圧力波形

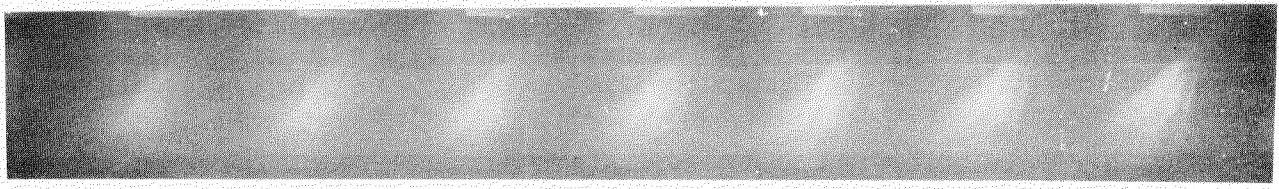
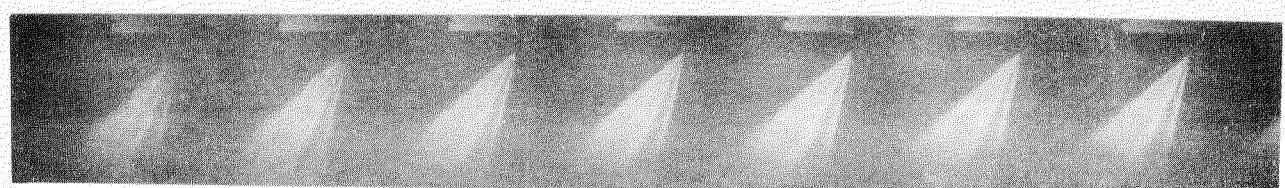
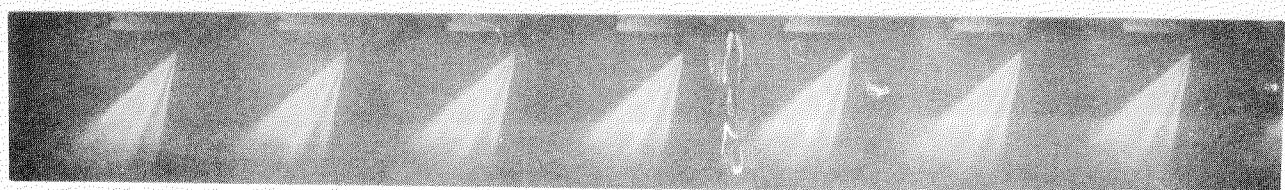
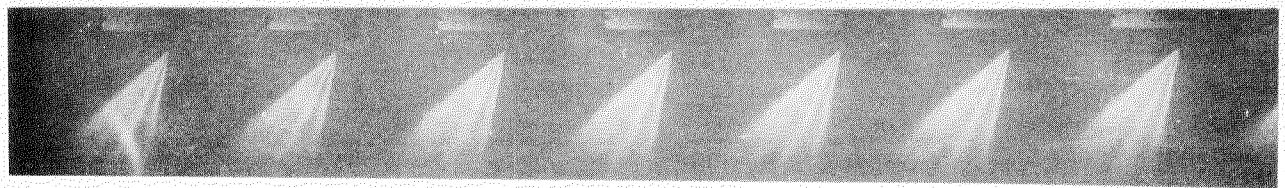
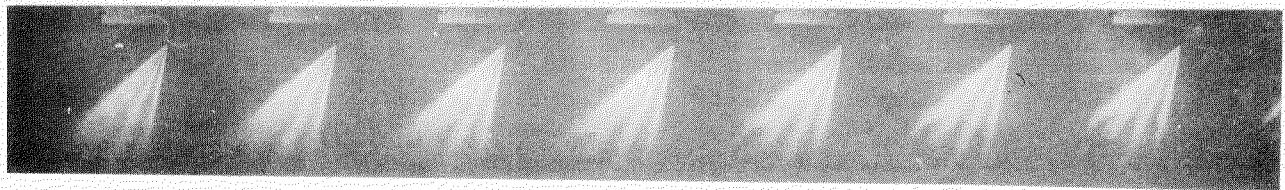
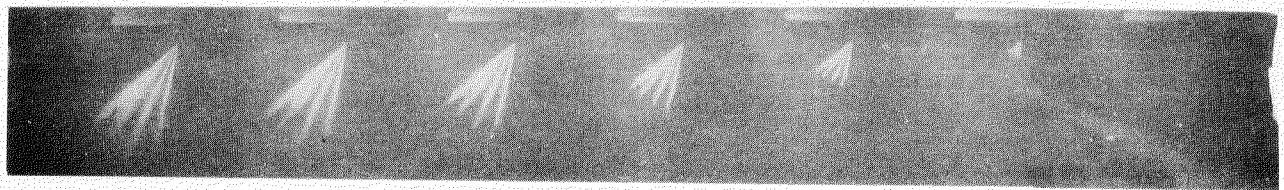


図2.3.19 新品(2CSKD13)の噴射, 回転数 119.5 rpm, T:272.7 36 ①

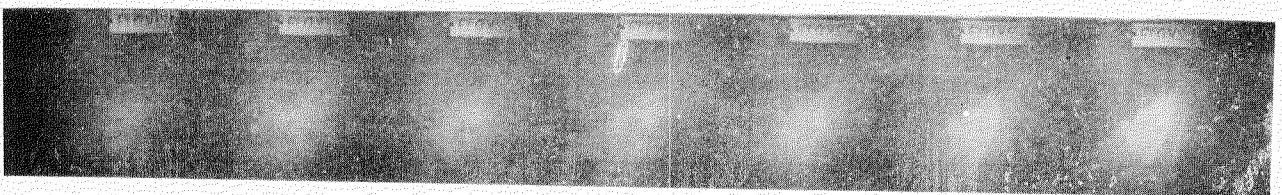
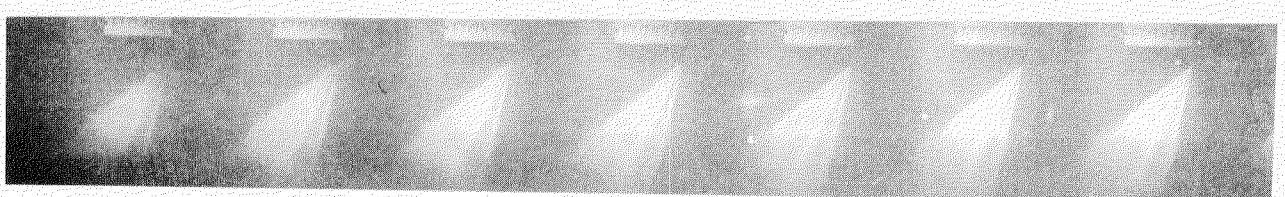
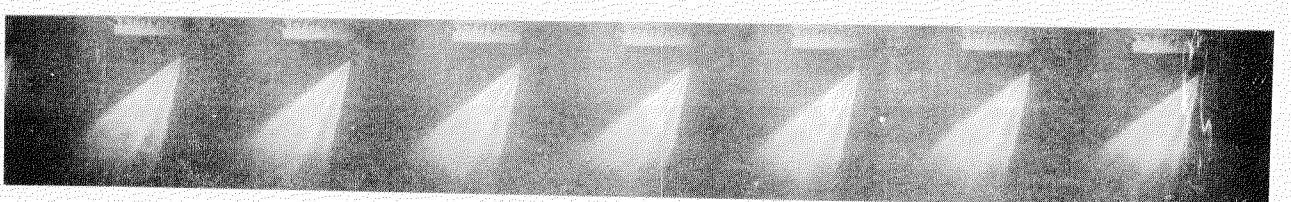
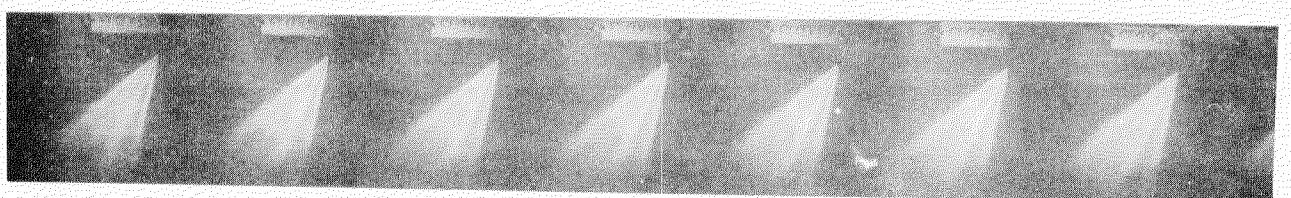
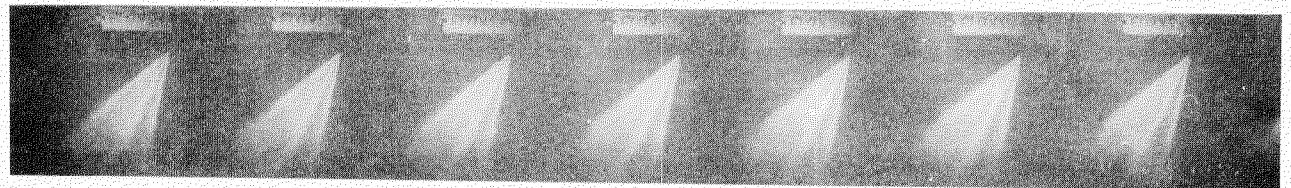
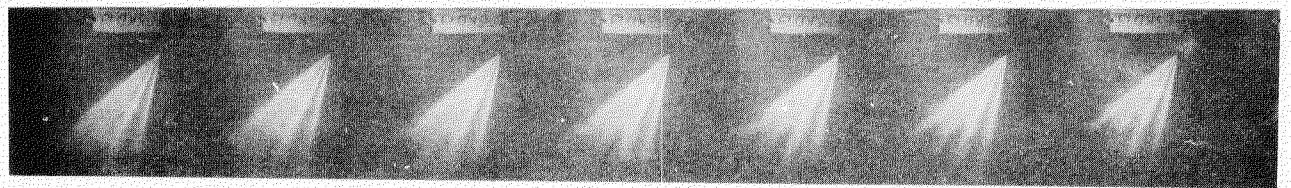
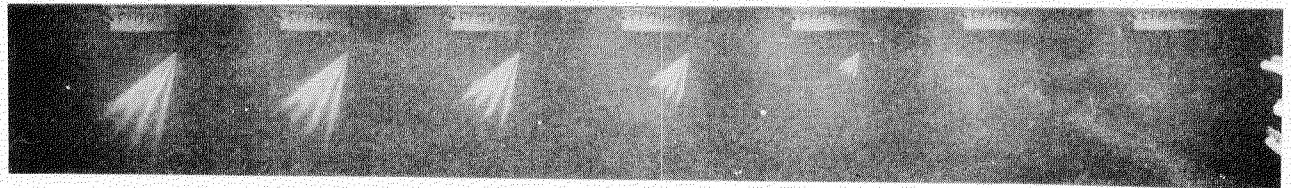


図 2.3.20 新品市(FSKD13)の噴射子、回転数 118.5 rpm, T: 192-736 ③

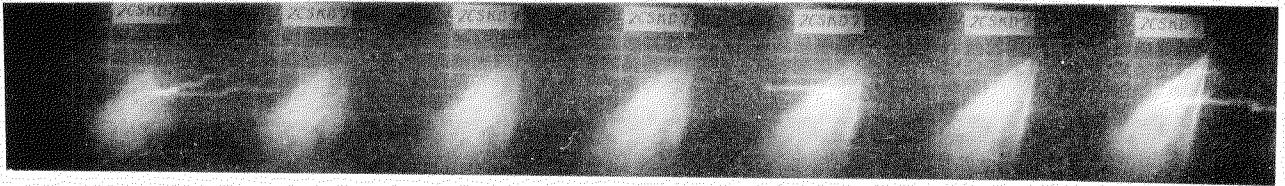
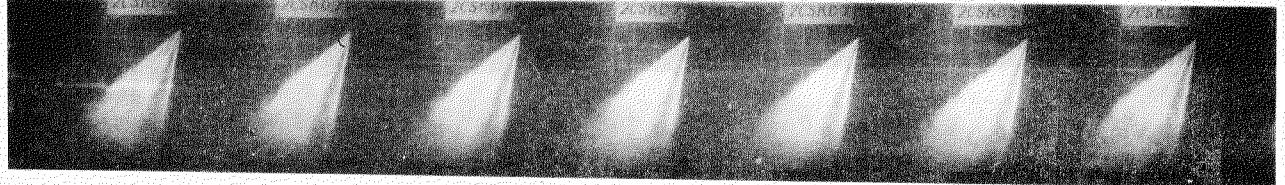
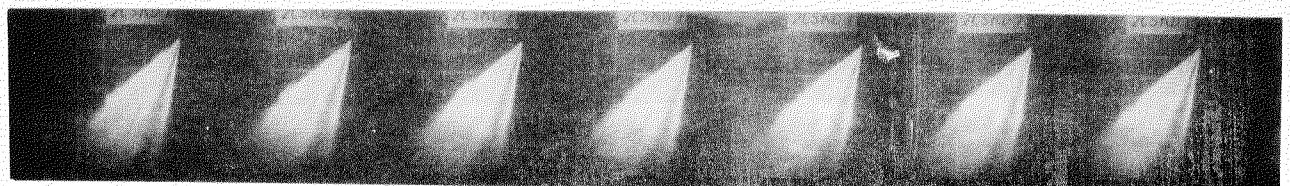
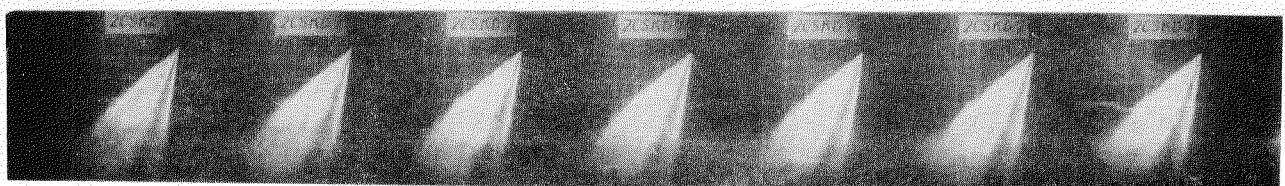
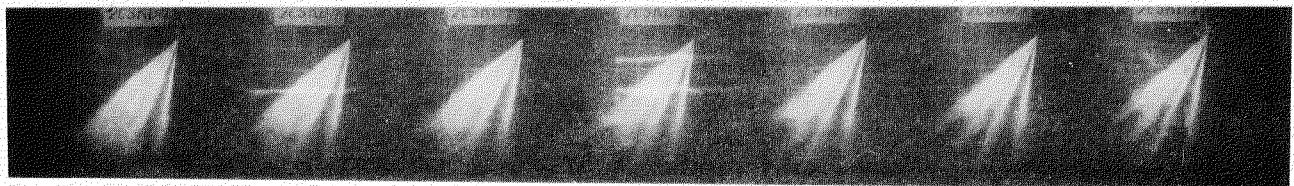
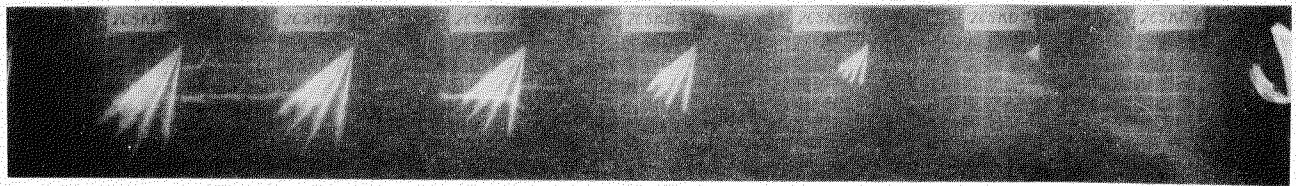


図 2.3.21 57140号機使用弁(2CSKD7)の噴射, 回転数119 rpm, T:72.7 36 (20)

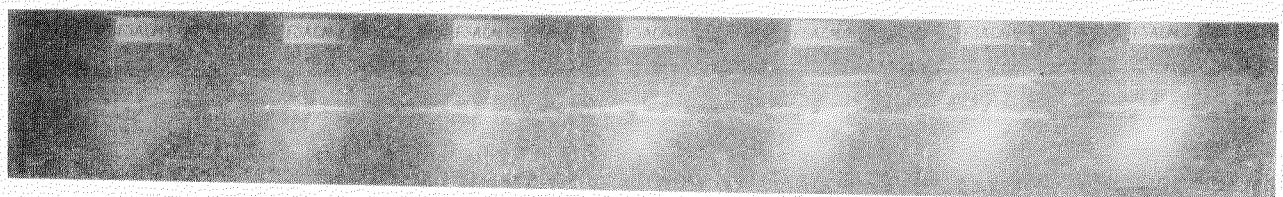
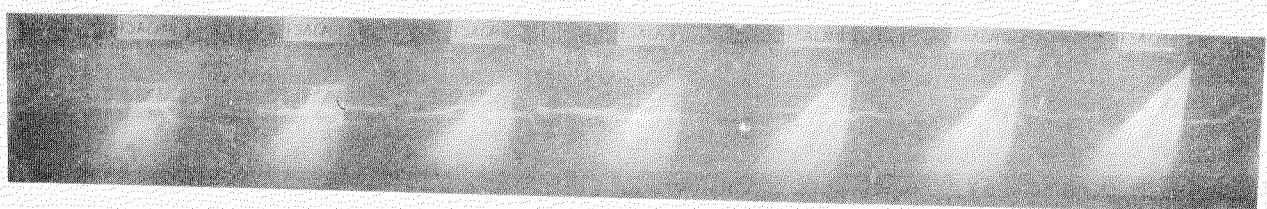
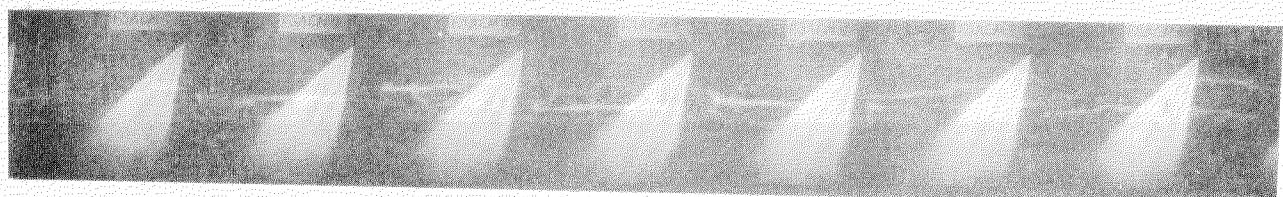
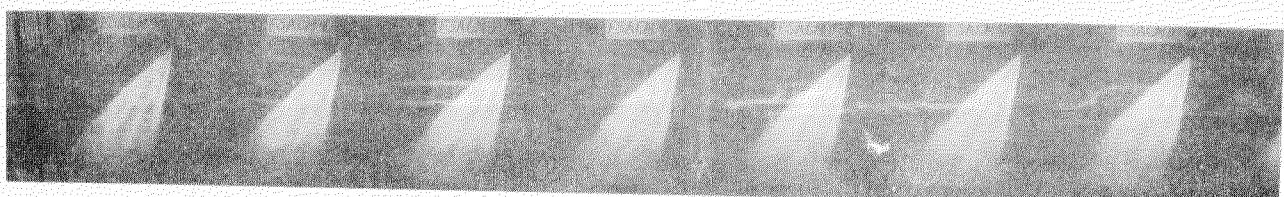
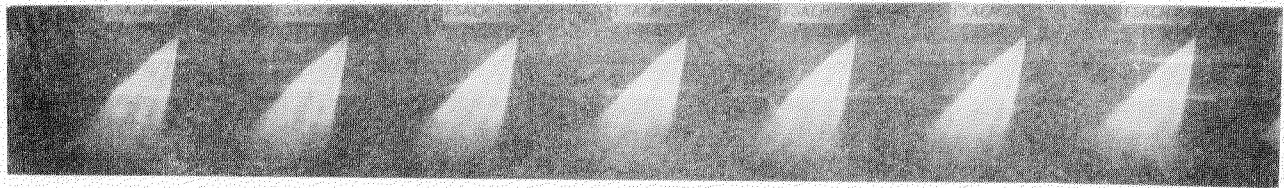
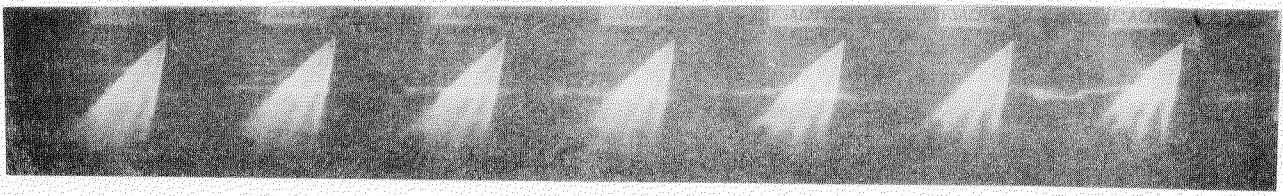
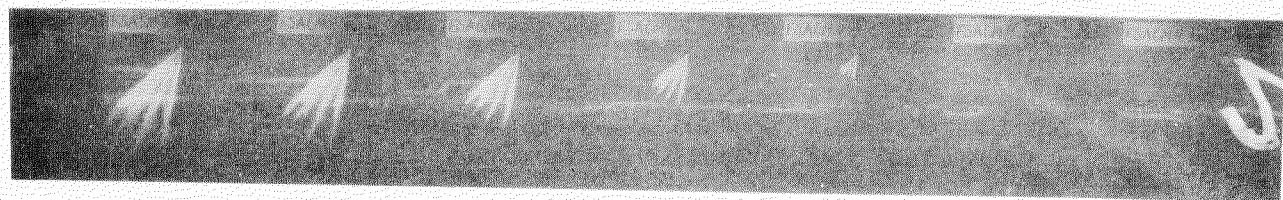


図 2.3.22 5714時間使用弁(FSA(M9))噴射、回転数119rpm, $\pi = 72.736$ (23)
(ハンドルシグナル喷射試験時不良であるもの)

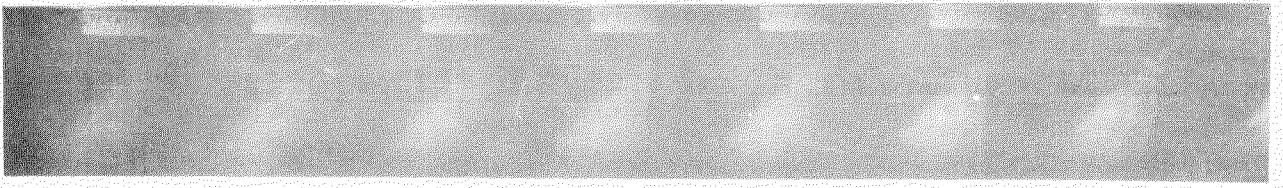
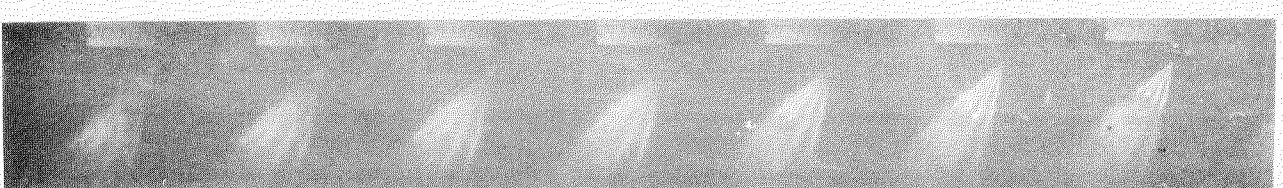
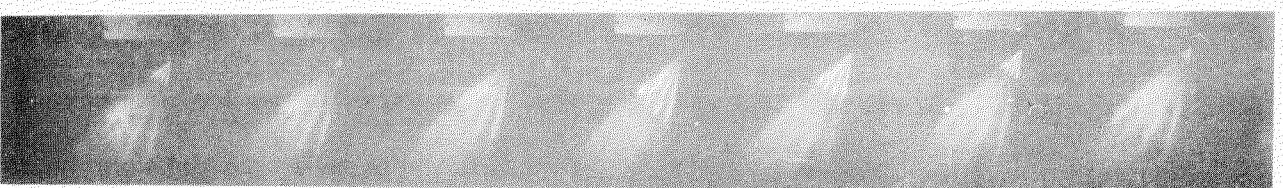
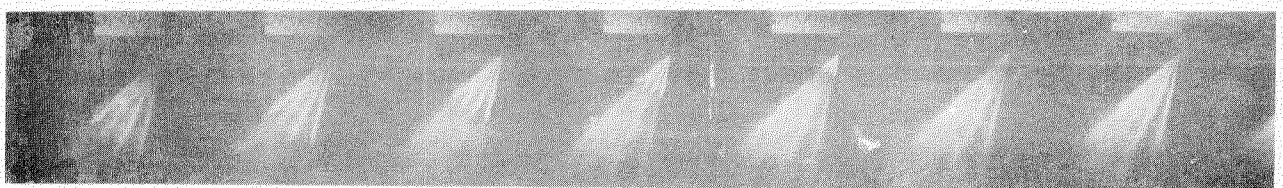
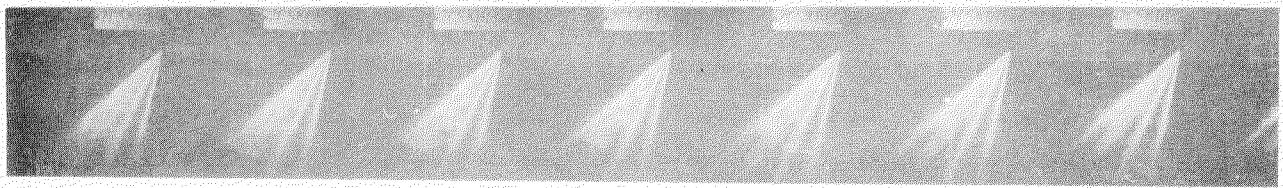
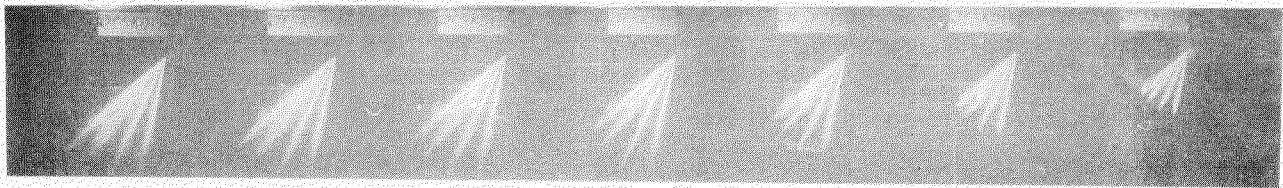
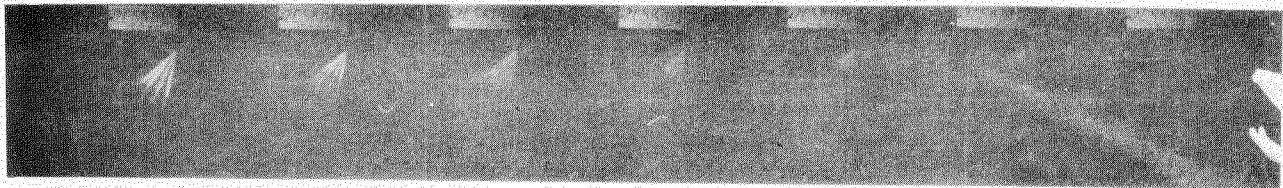


圖 2.3.23 新品号 (2CSKD13) の噴射, 回転数 38.4 rpm, 下流 2-7-18 (2)

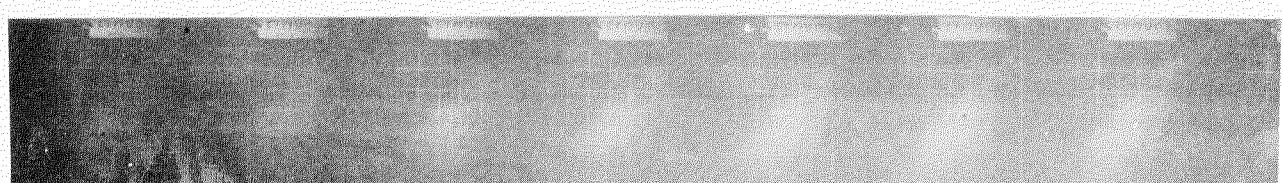
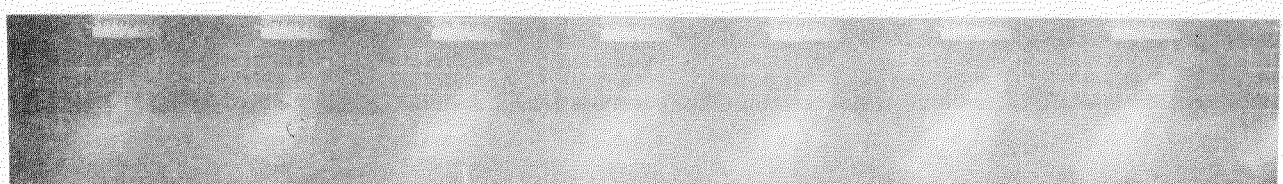
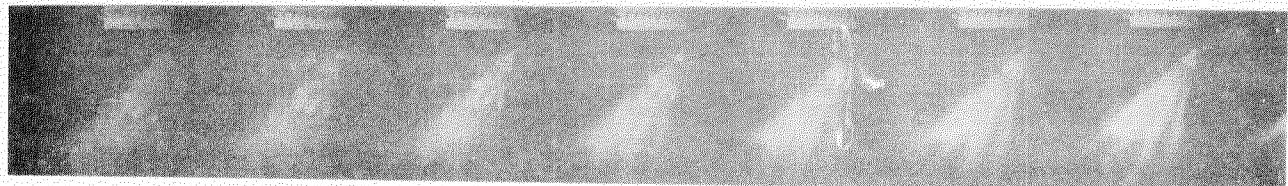
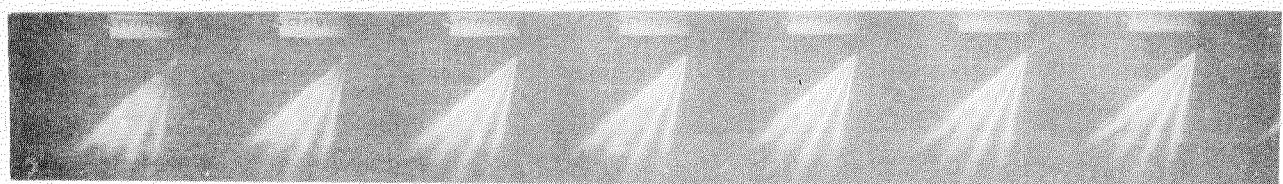
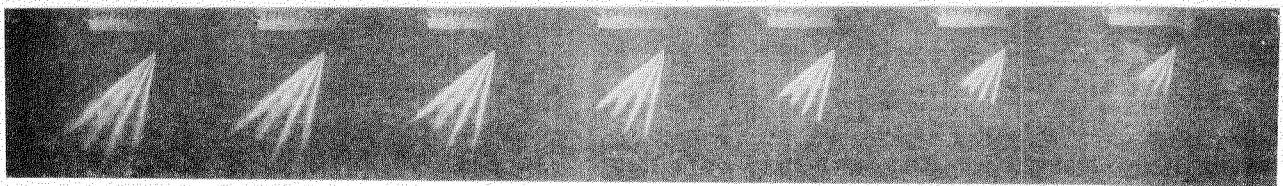
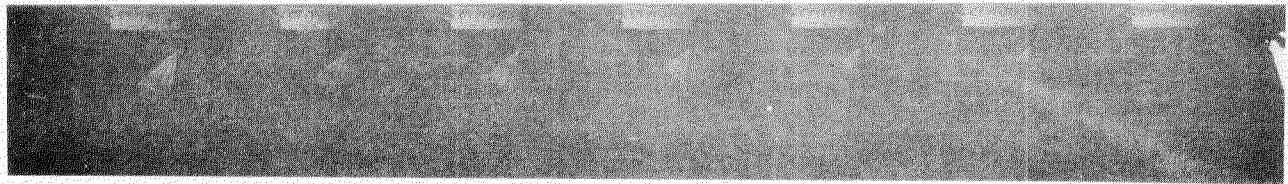


図2.3.24 新品斧(FSKD13)の噴射, 回転数 43.5 rpm, 2022-7-18 ④

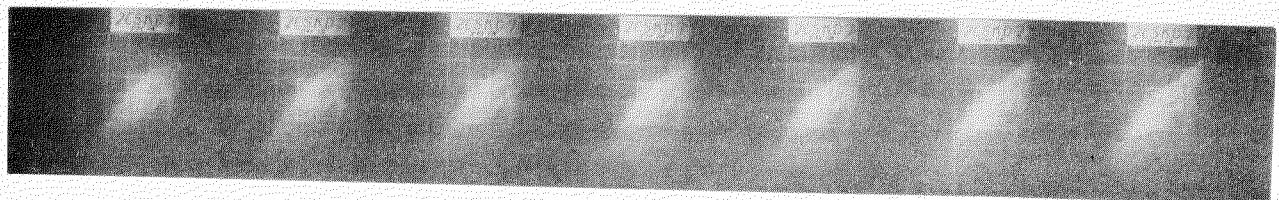
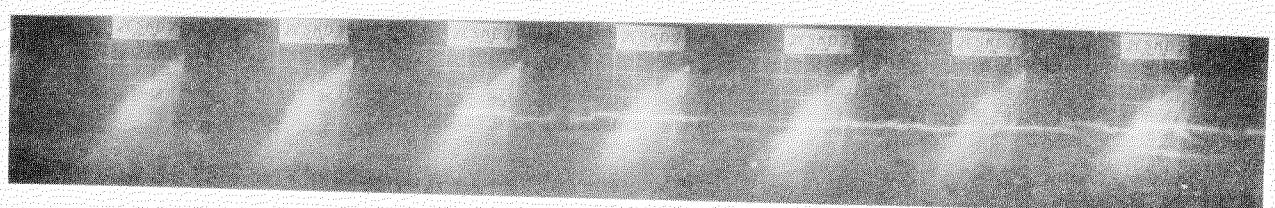
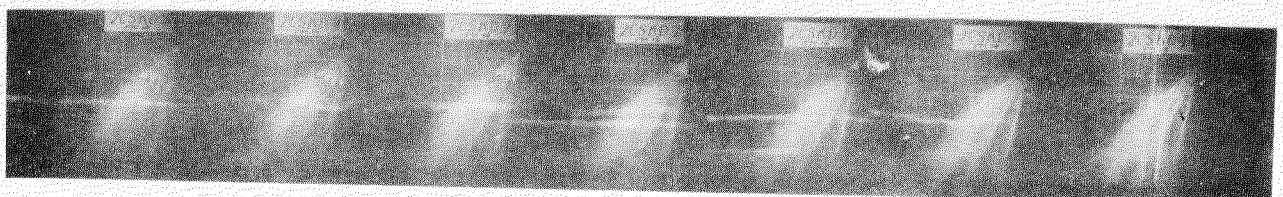
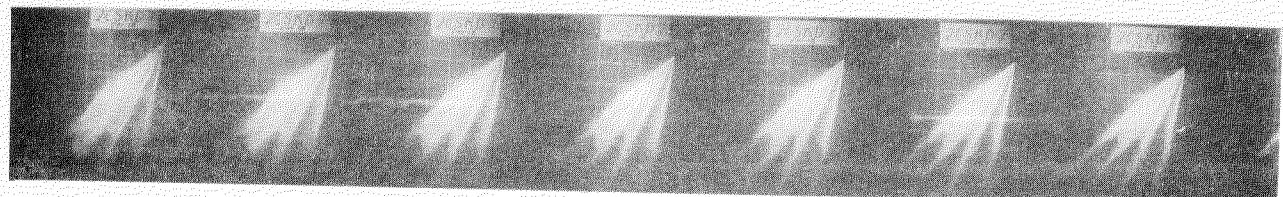
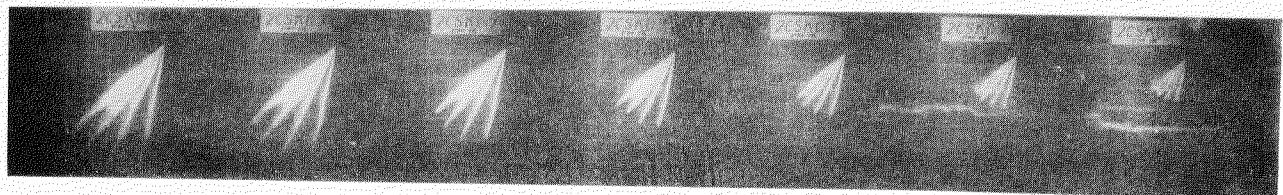
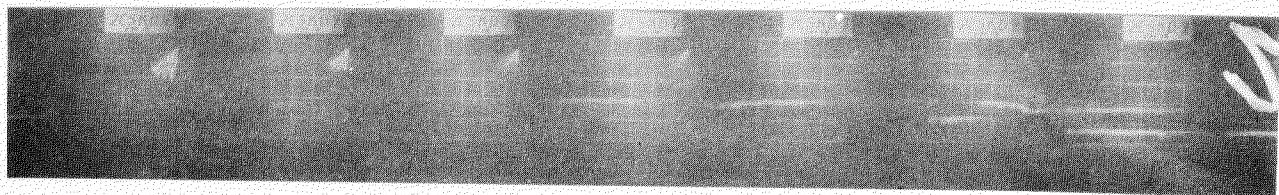


図 2.3.25 5714時間使用斧(2CSKD7)の噴射子、回転数 38.4 rpm, T=7°2-9 18 (21)

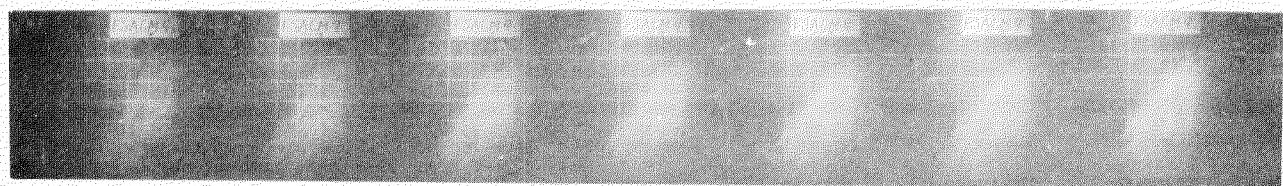
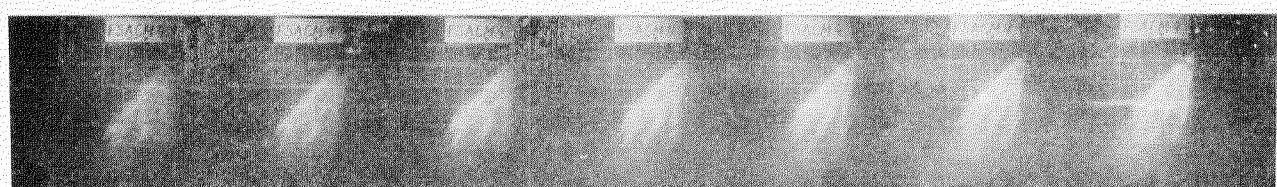
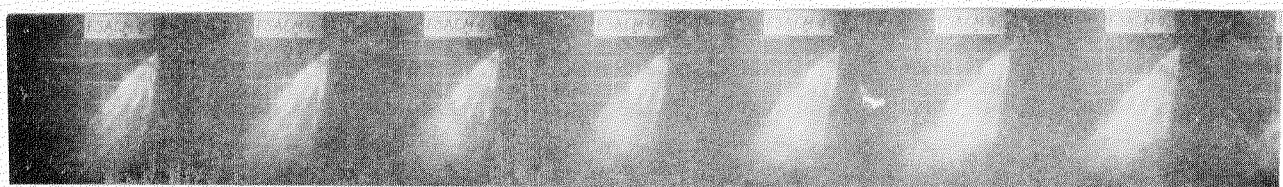
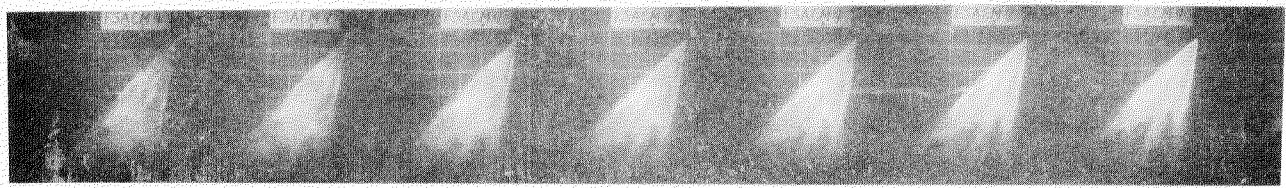
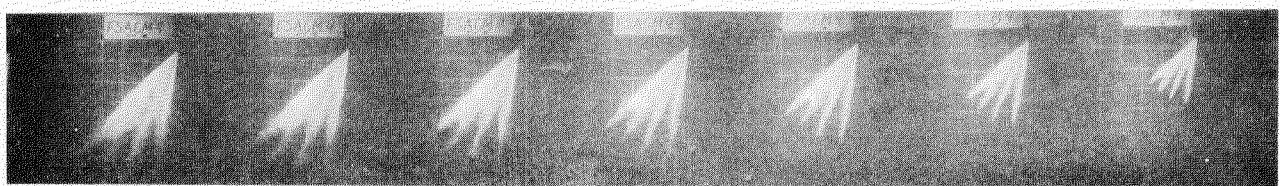
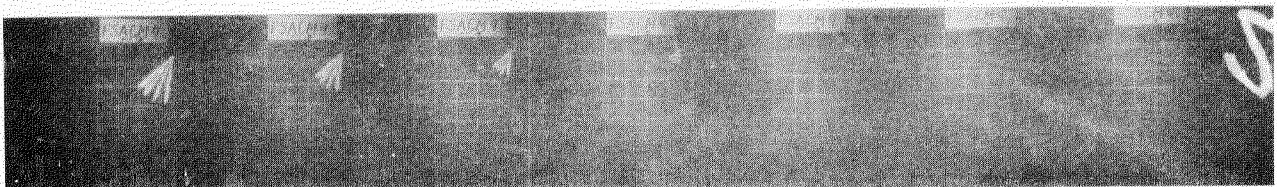


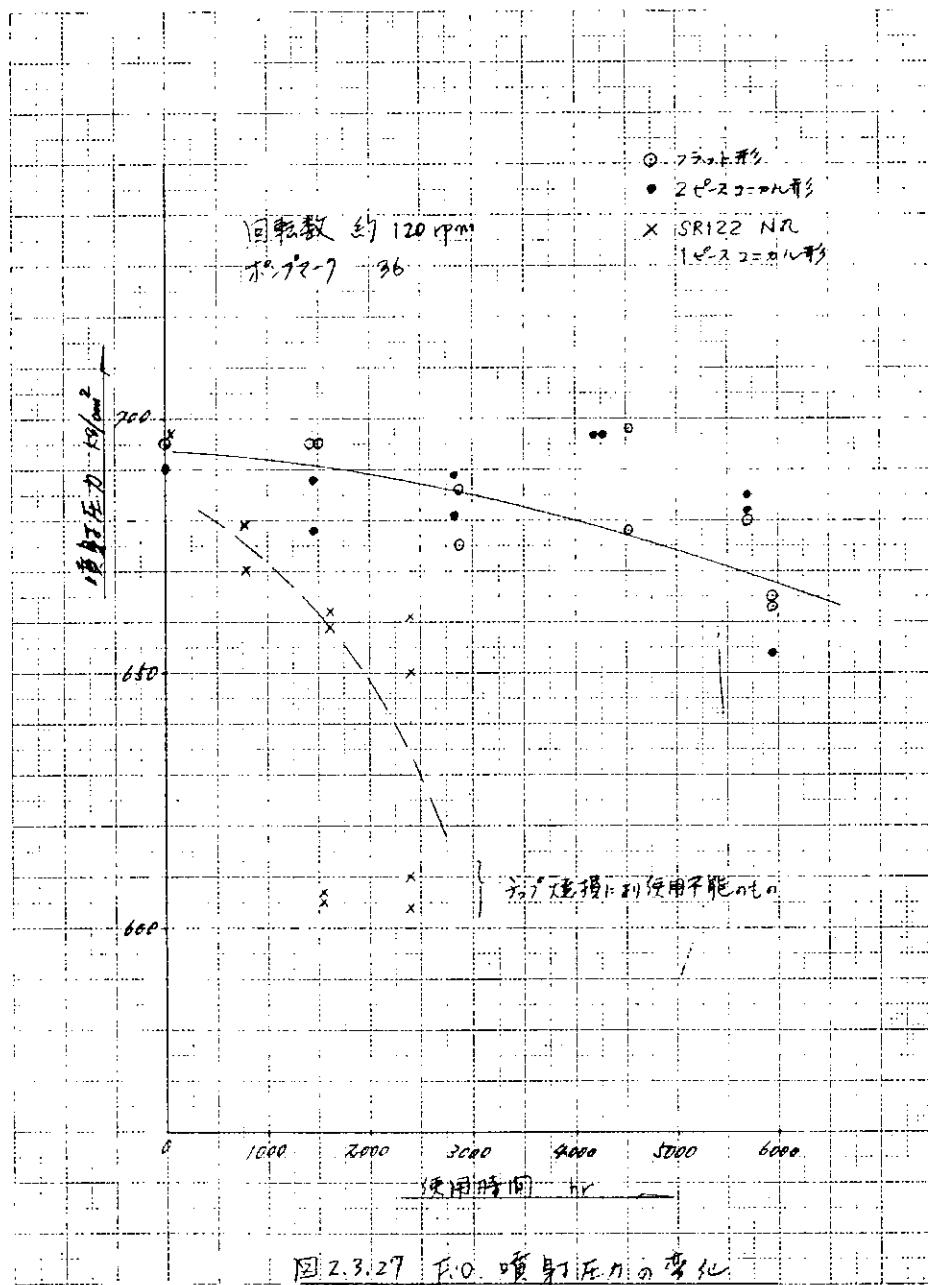
図2.3.26 5714時間使用刃(FSACM9)の噴射, 回転数 38.9 rpm, $\bar{x} = 72 \rightarrow 18$ (24)
($\bar{x} = 72 \rightarrow 18$ 噴射試験時不表すもの)

表 2.3.9 噴射試験使用油分析

成 分	残 留 炭 素 %	0.15
	灰 分 %	0.007
	硫 黃 %	1.06
	水 分 %	trace
比 重 (15/4°C)		0.8433
粘 度	C.S R.W at 50°C	2.54 3.220 //
	C.S R.W at 75°C	1.67 3.020 //
	引 大 点 °C	80
	高位発熱量 Kcal/Kg	10741
低位発熱量 Kcal/Kg		10022

表 2.3.10 噴射試験計測結果

	試験番号	使用時間 (hr)	開弁圧力 (%)	回転数 (rpm)	ポンプマーク (deg)	F.O供給圧力 (%)	F.O供給温度 (°C)	F.O噴射圧力 (%)	弁リフト (mm)
1	2CSKD13	新品	250	119.5	3.6	4.0	20	690	0.9
2	"	"	"	38.4	1.8	"	"	411	0.9
3	FSKD13	"	"	118.5	3.6	"	"	695	0.7
4	"	"	"	43.5	1.8	"	"	333	0.7
5	FSKD3	1,431	230	118.5	3.6	"	"	695	0.55
6	FMG7	"	240	119.5	"	"	"	"	0.71
7	2CSKD2	1,456	250	120.5	"	"	"	678	1.02
8	2CMSKD1	"	"	119.5	"	"	"	688	0.99
9	FSKD6	2,874	230	119	"	"	"	675	0.72
10	FMG6	"	"	118	"	4.3	"	686	0.67
11	2CSKD6	2,835	240	119	"	"	"	681	1.05
12	2CMSKD10	2,879	"	"	"	4.2	"	689	0.73
13	FSKD11	4,522	225	"	"	"	"	678	0.69
14	FMG10	"	220	119.5	"	"	13	698	0.78
15	2CSKD10	4,258	230	119	"	"	"	697	0.92
16	2CMSKD7	"	"	"	"	"	"	698	0.72
17	FSKD8	5,953	245	119.5	"	4.3	14	663	0.72
18	FMG3	"	"	120	"	"	"	665	0.69
19	2CMGOKLAX2	"	230	119.5	"	"	"	654	0.93
20	2CSKD7	5,714	"	119	"	"	"	685	0.78
21	"	"	"	38.4	1.8	"	"	365	0.57
22	2CMSKD4	"	235	119.5	3.6	"	13	682	0.71
23	FSACM9	"	240	119	"	"	"	680	0.55
24	"	"	"	58.9	1.8	"	"	354	0.47
25	2CSKD13	新品	250	"	"	"	"	248	0.22
26	FSACM9	5,714	240	ハンドポンプによる試験				"	0.016
27	2CSKD7	"	230	"	"	"	"	"	0.23



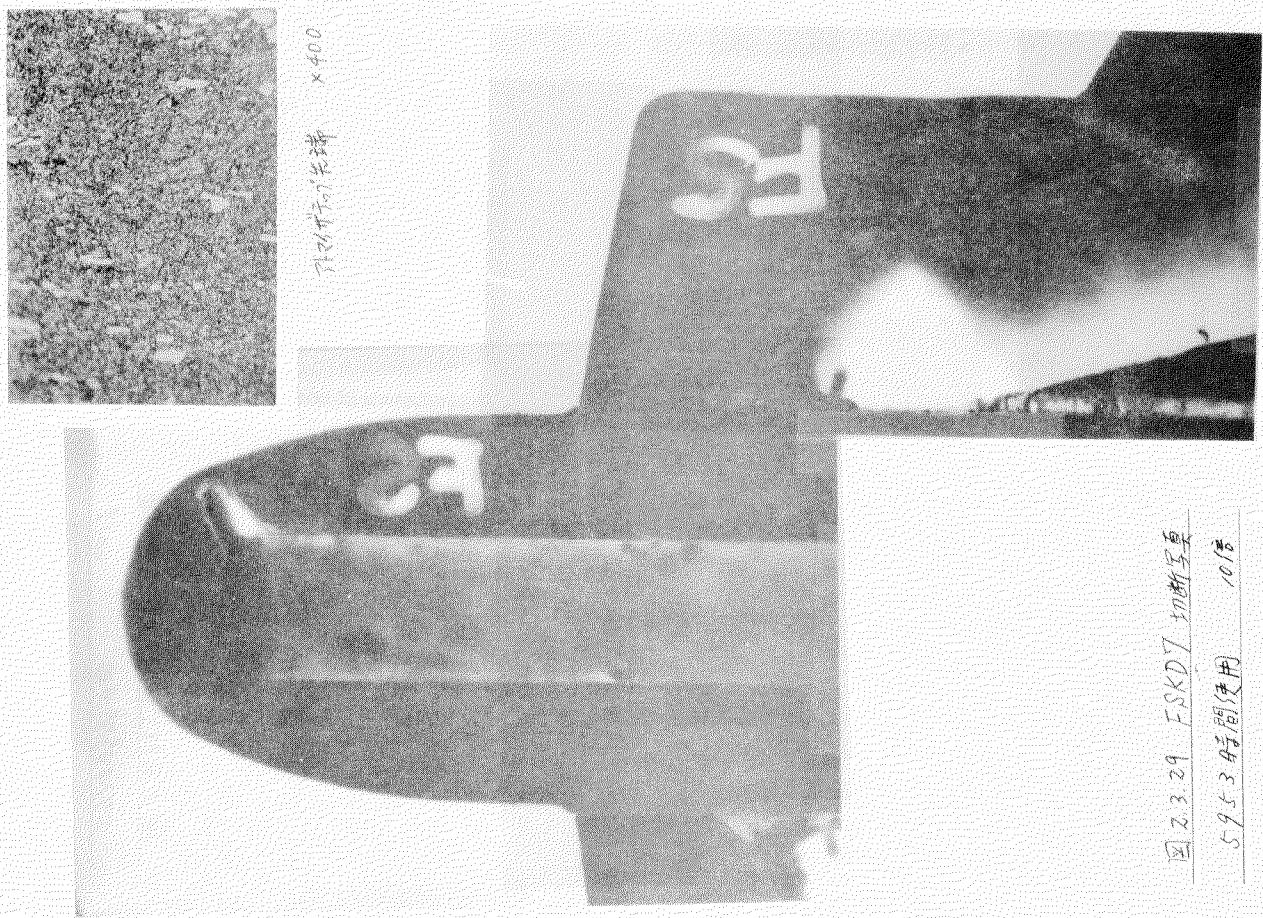
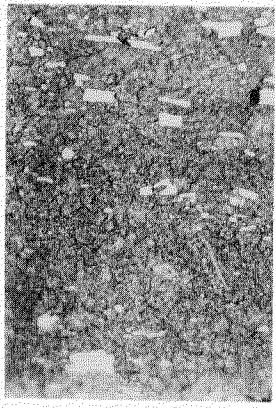


図2.3.29 FSKD7 切断写真
5.953mm 間使用 10倍



図2.3.28 FMG2 切断写真
5.953mm 間使用 10倍



アラバマテナ, 70光端 $\times 400$

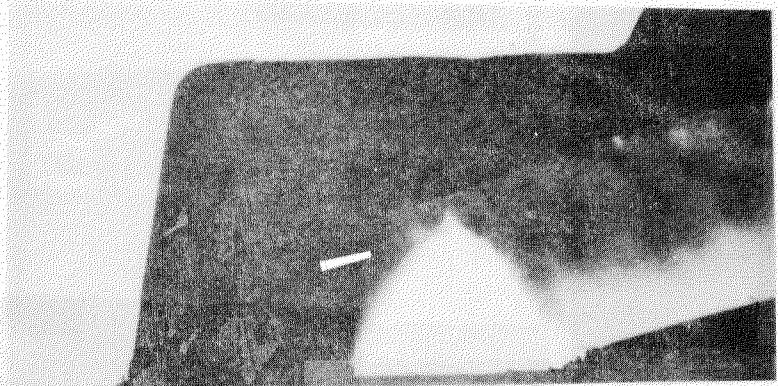
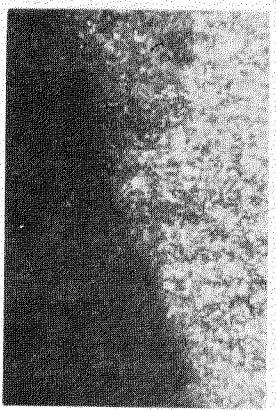


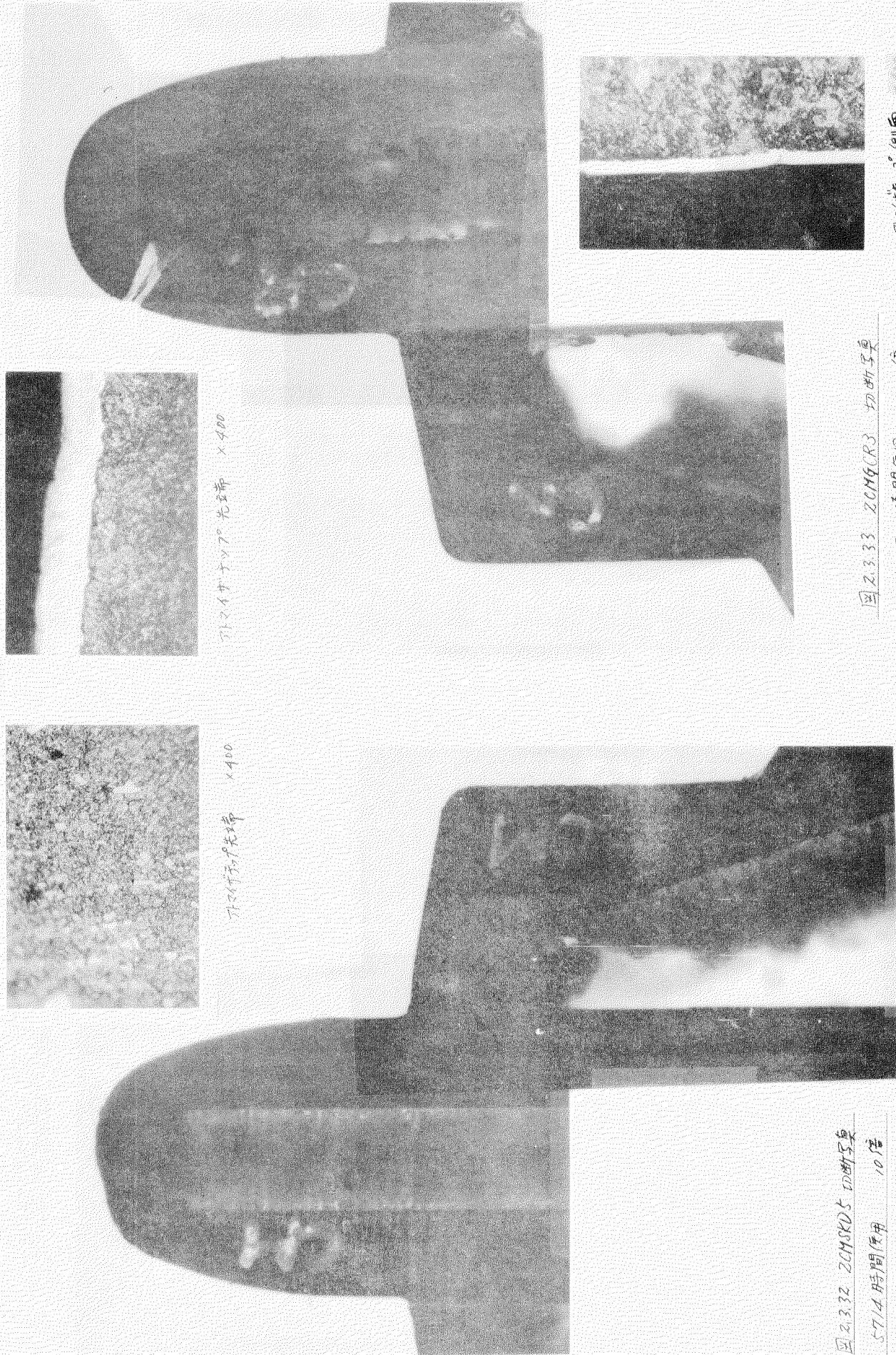
図 2.3.31 ZC3KD8 1000倍
57/4 時間使用 10.12

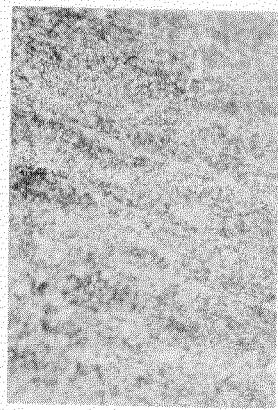


アラバマテナ, 70光端 $\times 1000$



図 2.3.30 FSACM8 1000倍
57/4 時間使用 10.12

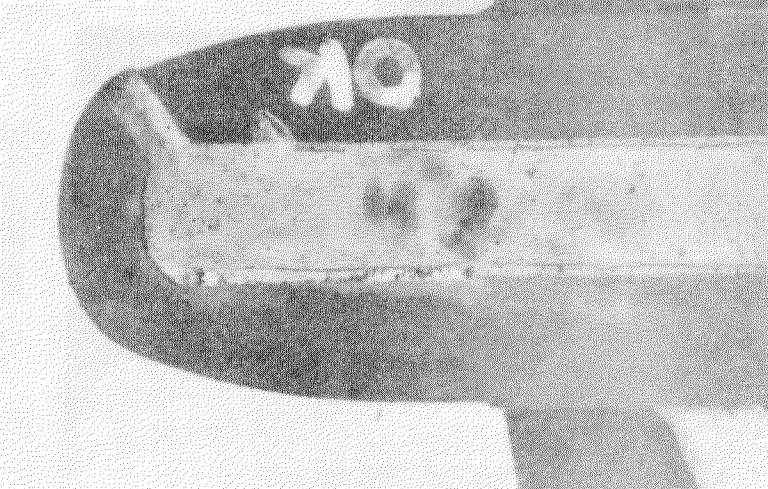




7.1347.7光端 $\times 400$



圖2.3.35 2CM40KDX3 切削刃
4522 時間使用 10倍

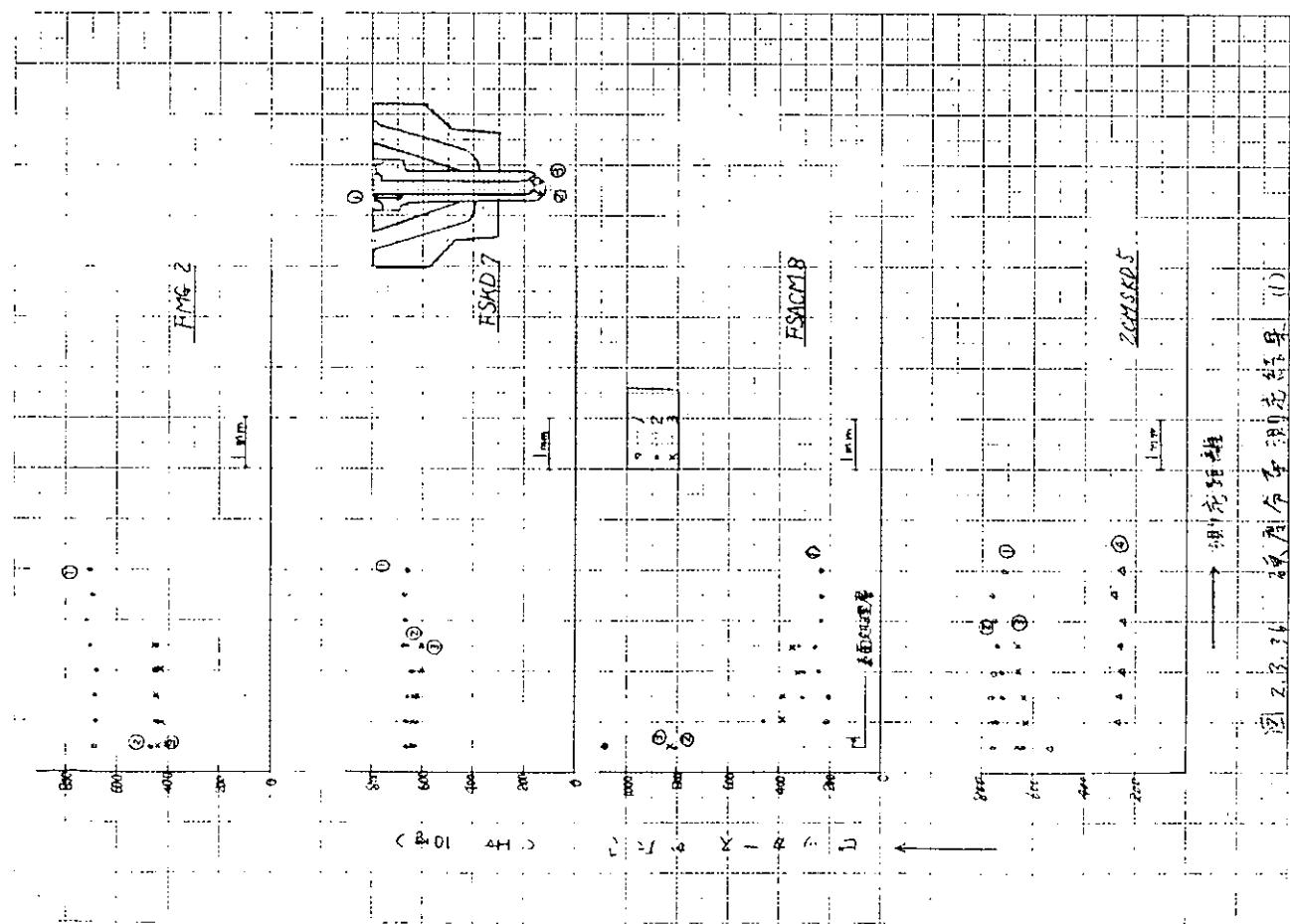
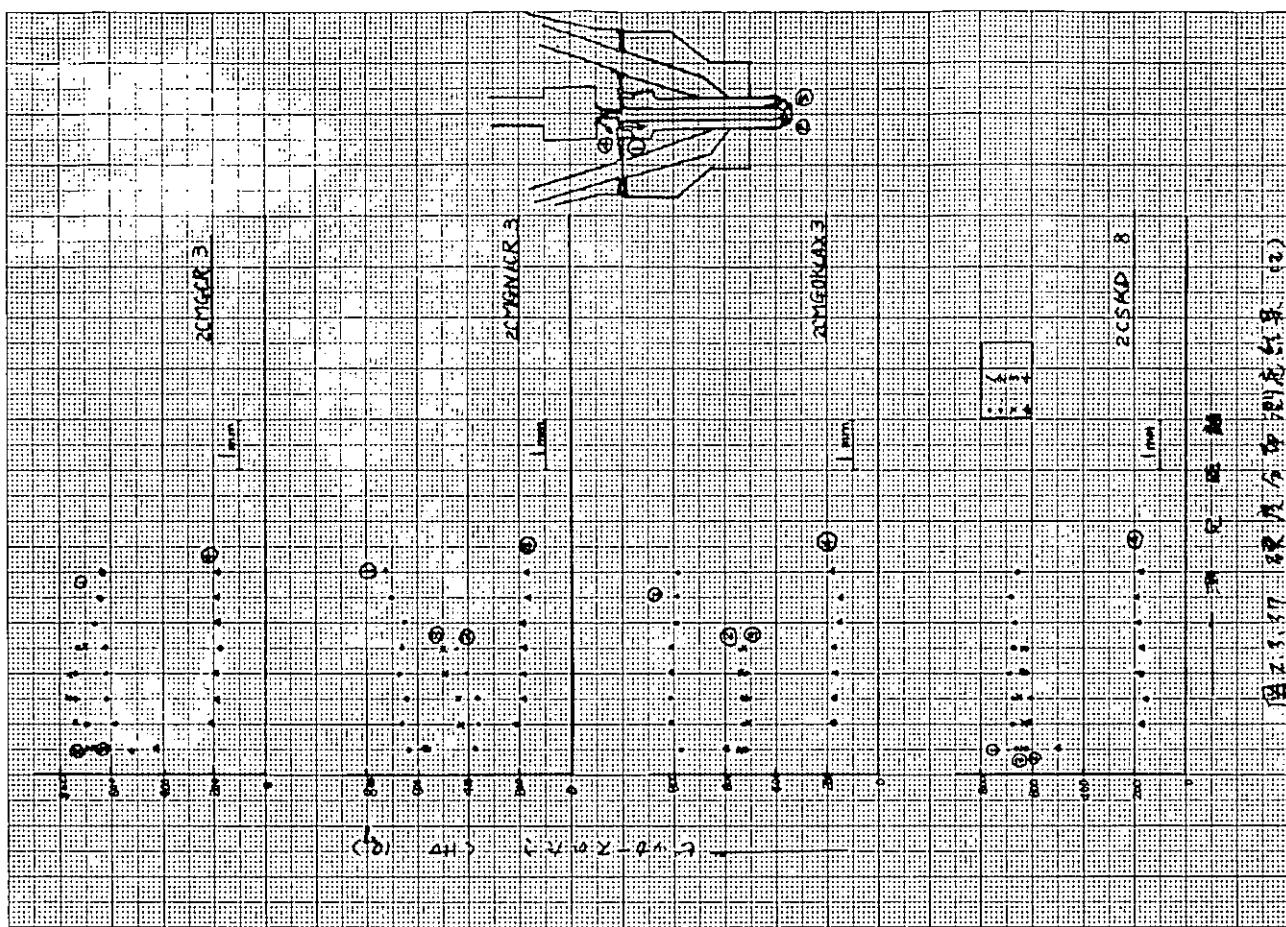


7.1347.7光端 $\times 400$



圖2.3.34 2CM40KDX3 切削刃
4522 時間使用 400倍





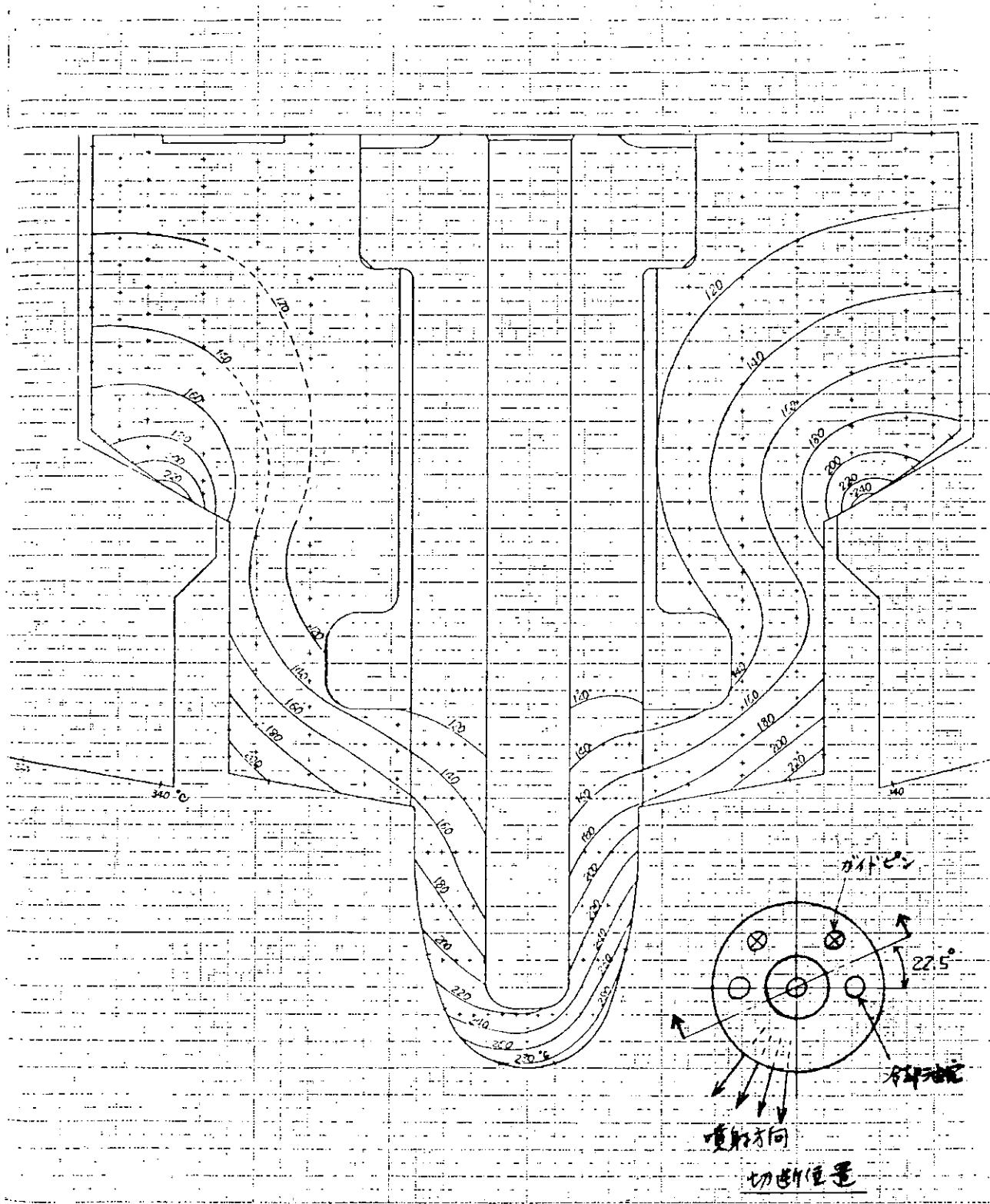


图 2.3.28 硬度分布和温度分布测试结果
7K62EF 齿轮 (图) 100% Load

3. 水冷式燃料弁の長期無開放化の研究

高度集中制御の採用された最近の船舶において、ディーゼル主機関の長期無開放運転を実施するためには燃料弁の耐久性をより向上させる必要があり、長期無開放運転を達成するうえでの重要な課題の一つになつてゐる。

とくに、水冷式燃料弁においては冷却効果が良好である反面、弁・シート部の損耗、噴孔の摩耗拡大などによる噴霧やキレの不良といった経年的な弁機能の低下のほかに、腐食やガス洩れによるノズル外衣の損傷が多く発生するため、その影響による比較的早い時期での開放点検・取替え補修が必要になつてゐる。

このような現状に対して、問題点改善のための具体的な方策を確立し、耐久性の向上を図ることを目的として昭和47年度を初年度として本研究を開始した。

本年度の研究においては、主として基礎的な実験と調査、供試弁の設計・製作および実船試験の一部調査までを計画し、下記のとおり実施した。なお、本年度に開始した実船試験は次年度に継続され、耐久性の追跡調査が行なわれる。

3.1 弁・シートの耐久性向上試験

弁・シートの耐久性はその品質の良否によるほか、使用燃料油の性状、取扱いの程度などによつても異なり、これを支配する要素は複雑かつ多いが、弁部の形状、とくに弁とシートの組合せもその因子の一つに数えることができる。

現在、国内の主要エンジンメーカーで採用されているこの組合せは数種に代表されるが、これの相違と耐久性との関連は明らかにされておらず、機関性能への影響についても確証が得られていない。

そこで、本研究においては弁・シートの組合せを変更したノズルによつて、それらの特性を調査するとともに経年変化の実態を追跡調査し、耐久性向上の方策を見出すものである。

3.1.1 試験要領

(1) 供試燃料弁

供試弁の特徴を図1に示す。弁部の形状としてシート角度のとり方、ニードル弁の当て方が重要なポイントになるが、これについては各機種の代表的な組合せを基本とし、構成部品の材料は供試機関の標準仕様どおりノズル本体を窒化鋼(SACM1)、ニードル弁を高速度鋼(SKH2)とした。

ただし、ノズル外衣については3.2節の試験にもとづくものを装着した。

(2) 陸上実機試験

実船試験にさきだち、事前に供試弁の特性、機関性能との関連を調査するた

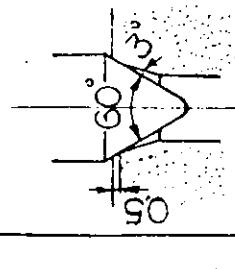
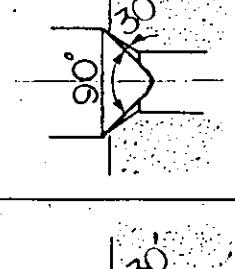
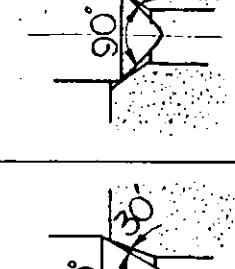
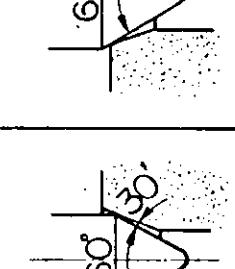
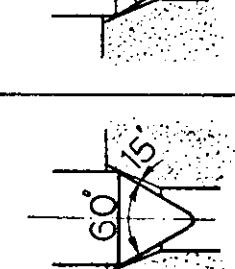
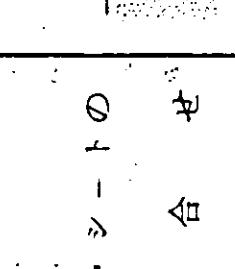
形 式	SR-N1	SR-N2	SR-N3	SR-N4	SR-N5	SR-NG
弁・シートの組合せ						
沈み形	沈み形	沈み形	浮き形	沈み形	浮き形	ベタ当り形
材質 ノズル本体	化 鋼 (SACM 1)	化 鋼 (SACM 1)	化 鋼 (SACM 1)	化 鋼 (SACM 1)	化 鋼 (SACM 1)	化 鋼 (SACM 1)
針 弁	高 速 度 鋼 (SKH2)	高 速 度 鋼 (SKH2)	高 速 度 鋼 (SKH2)	高 速 度 鋼 (SKH2)	高 速 度 鋼 (SKH2)	高 速 度 鋼 (SKH2)
弁リフト	1,8 mm	1,8 mm	1,8 mm	1,3 mm	1,3 mm	1,8 mm
噴孔 仕様	RND68	RND76	RND76	135° × 10" × 0,725"	125° × 10" × 0,825"	—
製作 個数	RND68 —	2 —	4 —	4 —	— 4	— —

図 1 供試弁の種類

め、供試船主機と同形の表1の機関の陸上運転においてSR-N2, N3, N4, N5形の供試弁による比較試験を行ない、オシログラフにより噴射系圧力、弁リフト、シリンダ内圧力を記録するほか機関の一般性能を調査する。

試験装置の一部を図2、図3および図4にそれぞれ示す。

表1 供試機関諸元

形 式:	IHI-SULZER 6RND76
シリンドラ:	760 mm
ストローク:	1.550 mm
シリンドラ数:	6
出 力:	12,000 PS
回 転 数:	122 rpm
平均有効圧力:	10.50 kg/cm ²

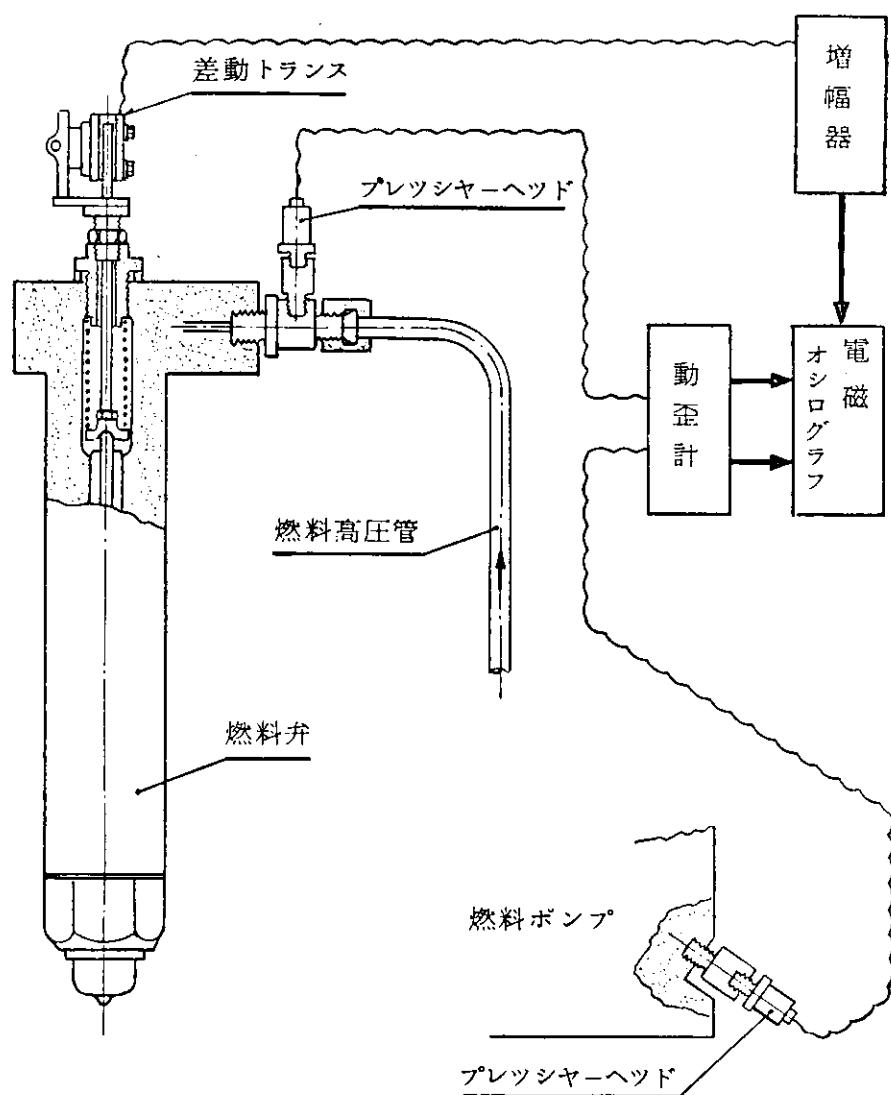


図2 噴射系圧力および弁リフト試験装置図

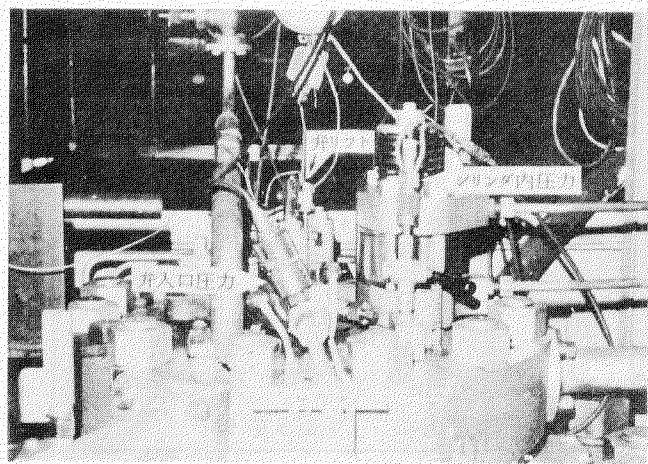


図3 試験装置(圧力、弁リフト計測)

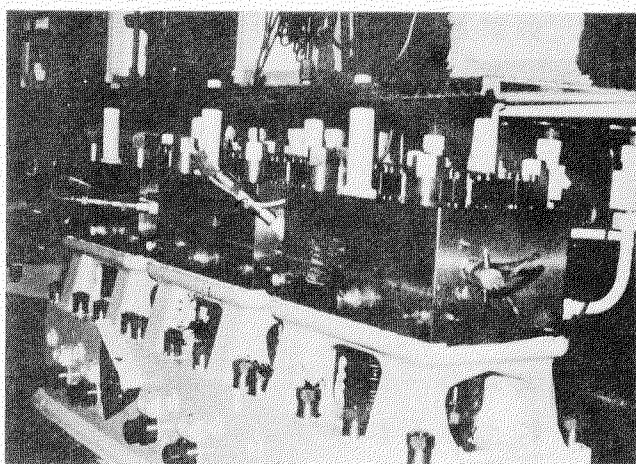


図4 試験装置(圧力計測)

(3) 実船試験

(a) 供試船

供試船の選定に当つては毎航国内に帰港し、これまでに本試験を施行するうえで支障を来すようなトラブルの経験がなく、安定した運航実績を有するとともに追跡調査の容易な船舶を対象として表2の2隻を選定した。

表2 供試船諸元

船名		A 船	B 船
船種		バラ積み船	チップ船
載貨重量		32875トン	57600トン
航路		日本 - オーストラリア	日本 - オーストラリア
主な帰港地		横浜	清水
航海ピッチ		約30日	約40日
主機	形式	IHI-SULZER 7RND68	IHI-SULZER 7RND76
	シリンダ径	680 mm	760 mm
	ストローク	1250 mm	1550 mm
	シリンダ数	7	7
	出力	10500 PS	14000 PS
	回転数	137 rpm	122 rpm
	平均有効圧力	1085 kg/cm²	1050 kg/cm²

(b) 試験方法および調査項目

- (I) 供試船2隻に対し、表3のとおりそれぞれ供試弁を組込む。
- (II) 実船試験中の供試弁の取扱いについては、供試船の船内プラクティ

スに準拠することとし、約1000時間経過毎に抜出し、予備と取替えのうえ交互に使用する。

ただし、弁・シートの摺合せは原則として行なわず、清掃のみにとどめる。

- (iii) 取替えのため抜出した供試弁は外観検査のほか、船内のハンドポンプにより噴射試験を行ない、使用状態の確認と経年変化を表4の調査項目にもとづき調査する。
- (iv) 実船試験終了後(昭和48年度)、供試弁各部の寸法を計測するほか、切断のうえ弁・シート部の形状変化、その他を詳細調査する。ただし、実船試験の途中で異常の発生したものについてはその都度同様の調査を施行する。
- (v) 使用燃料油と耐久性との関連を調査するため、燃料油の性状分析を行なう。

3.1.2 試験結果

(1) 陸上実機試験結果

試験結果の1例をそれぞれ次図に示す。

図5 = 機関の一性能曲線

図6 = シリンダ出口の排気ガス温度曲線

図7 = 噴射系およびシリンダ内圧力の特性曲線

図8 = オシロベーパーによる記録の1例(100%負荷時)

図9 = 噴射系圧力および弁リフトのオシロ波形の重合図(100%負荷時)

図10 = シリンダ内圧力のオシロ波形の重合図(100%負荷時)

この試験において、供試弁間にとくに差異がみられたのは、弁浮き形(SR-N3, N5)の燃料ポンプ内の圧力が沈み形(SR-N2, N4)のものより、また弁入口の圧力において90°角(SR-N4, N5)のものが60°角(SR-N2, N3)のものより、いずれも高くなっている点である。

この原因が弁・シートの形状に起因するものとすれば、前者は弁開閉の受圧面積が約2.5%小さくなっていること、後者の場合はシート角の角度差からくる流量抵抗の増大または弁リフトの相違によることが考えられる。

一方、機関性能面では図10に示す指圧線図のオシロ波形において、弁浮き形(SR-N3, N5)の着火勾配(α)が大きくあらわれ、それに伴なつて燃焼圧力も

表3 供試弁の組込み

船名 シリンド 番号	A船 7RND68	B船 7RND76		
	弁形式	個数	弁形式	個数
1	SR-N1	2	SR-N2	4
2	SR-N2	4		
3	SR-N3	4	SR-N3	2
4			SR-N4	4
5	SR-N6	4		
6		SR-N5	4	
7				

(注) 個数はそれぞれ1/CYLの予備を含む

表 4 実船試験調査表

TEST RECORD OF FUEL NOZZLE

Voy. No. (Route)	Voy. No.	Bellast/ Loaded	From	To			
Test Date							
Cylinder No.	1	2	3	4	5	6	7
Nozzle Maker Nozzle No.	/	/	/	/	/	/	/
Working Hours							
do. in Total							
Injection Pressure No. of Injection until Drop Fall							
Sketch of Atomization							
Injection Hole (max. dia.)	()	()	()	()	()	()	()
Test Record after Use by Hand Pump							
Corrosion of Cooling Jacket (if appeared) to be illustrated on the sketch							
Typical Operation Data	Exh.Gas Temp. elt.Cyl.	M/E RPM., Li., T/C RPM., Pscm., kg/cm ² , Tech Def. Turbine.	Specific Gravity, Viscosity.	F.O.V. Cooling W., % Inst.Temp.			
Fuel Oil	Consumption, Kt/day,						
Note							

REMARKS : Please send back this sheet to IH after test.

Test engine: GRND76 (12,000 PS × 122 RPM)

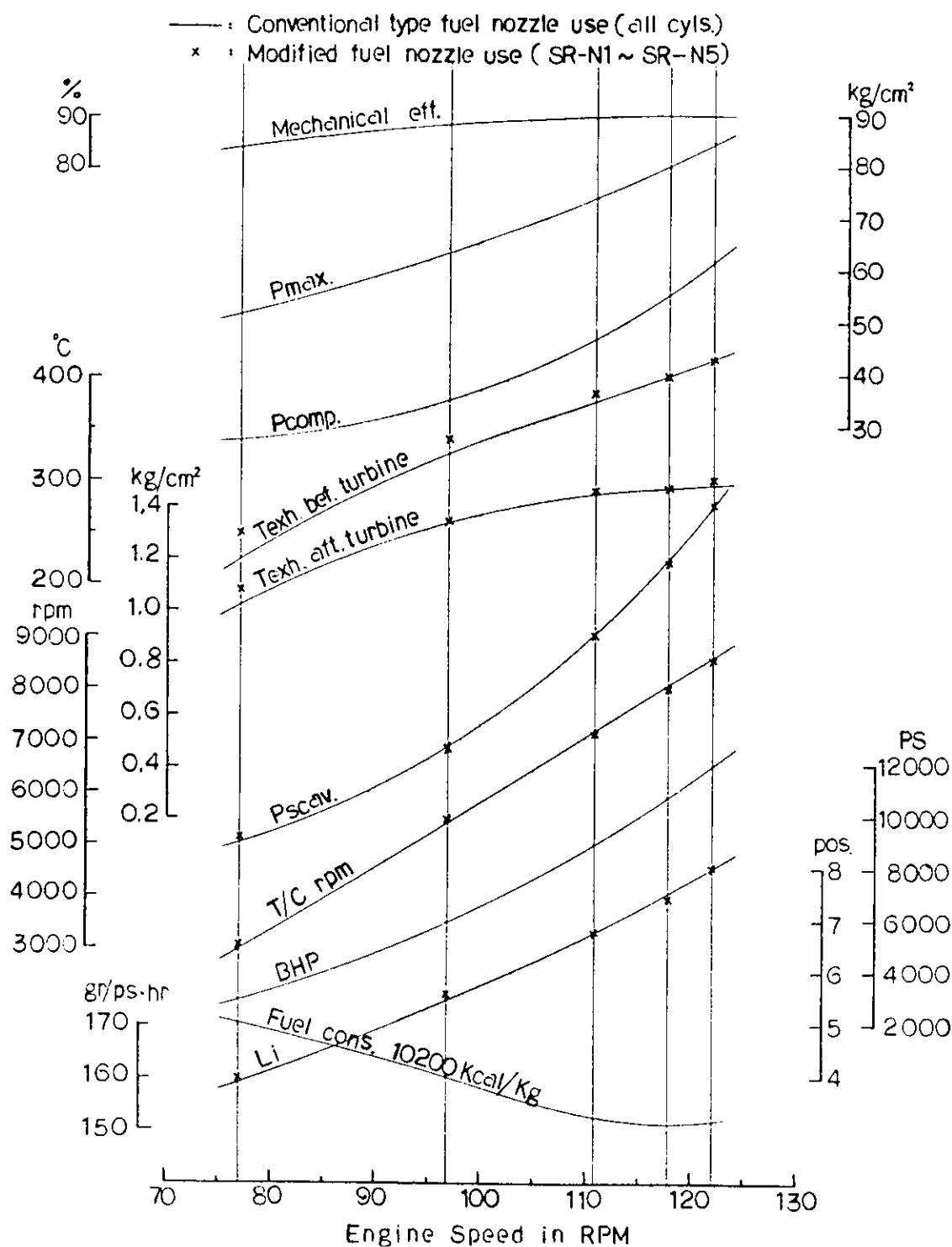


図 5 機関の一般性能曲線

GRND76
 Comparison of Exhaust Gas Temperature
 between
 Conventional Type Fuel Nozzle and Modified Ones

Feature of Modifications					
Type of Fuel Nozzle	SR-N1	SR-N2	SR-N3	SR-N4	SR-N5
Needle Lift	1.8	1.8	1.8	1.3	1.3
Sketch					
Test Cyl.	No.3&5	No.1	No.6	No.2	No.4

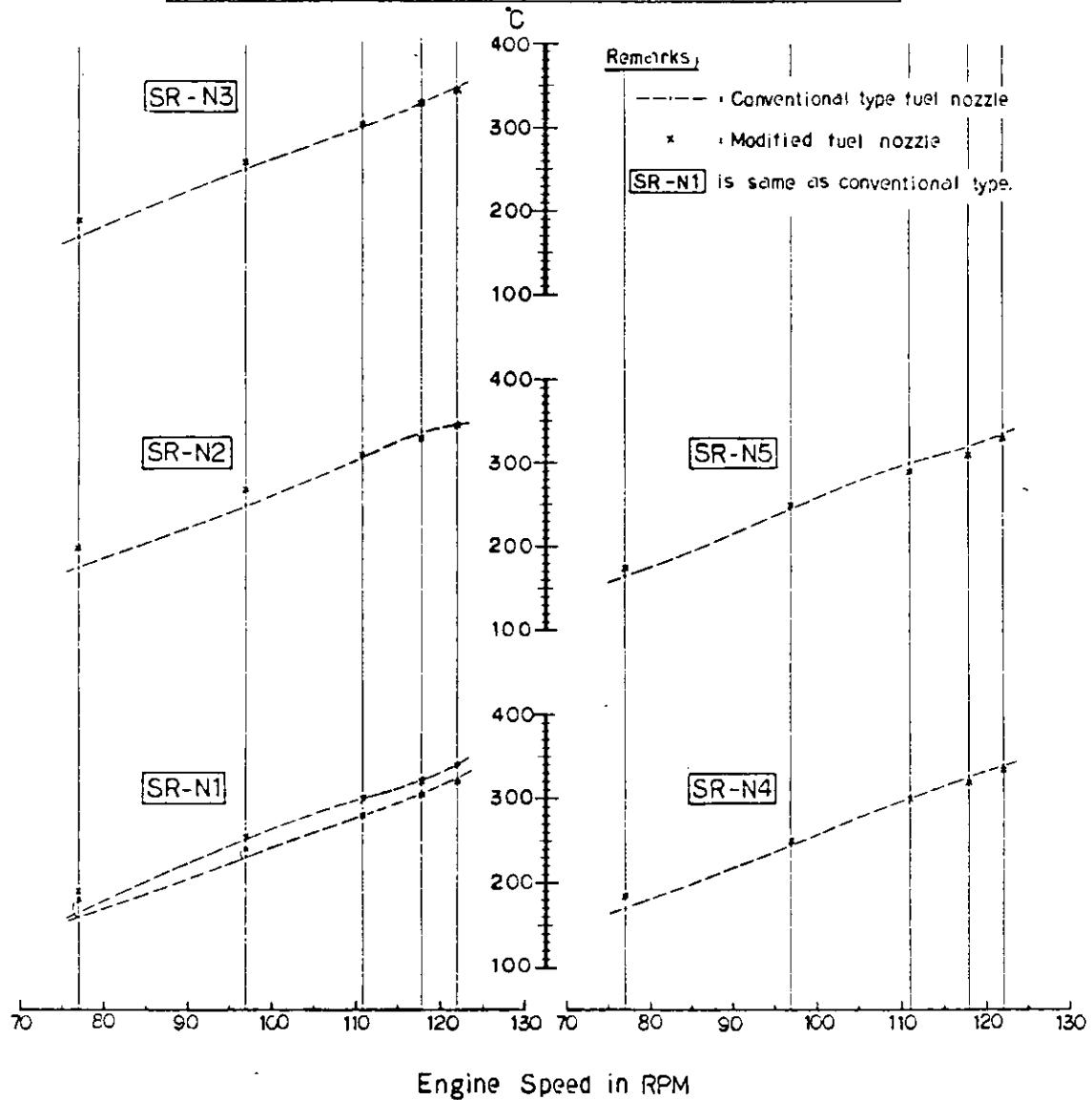


図 6 シリンダ出口の排気ガス温度曲線

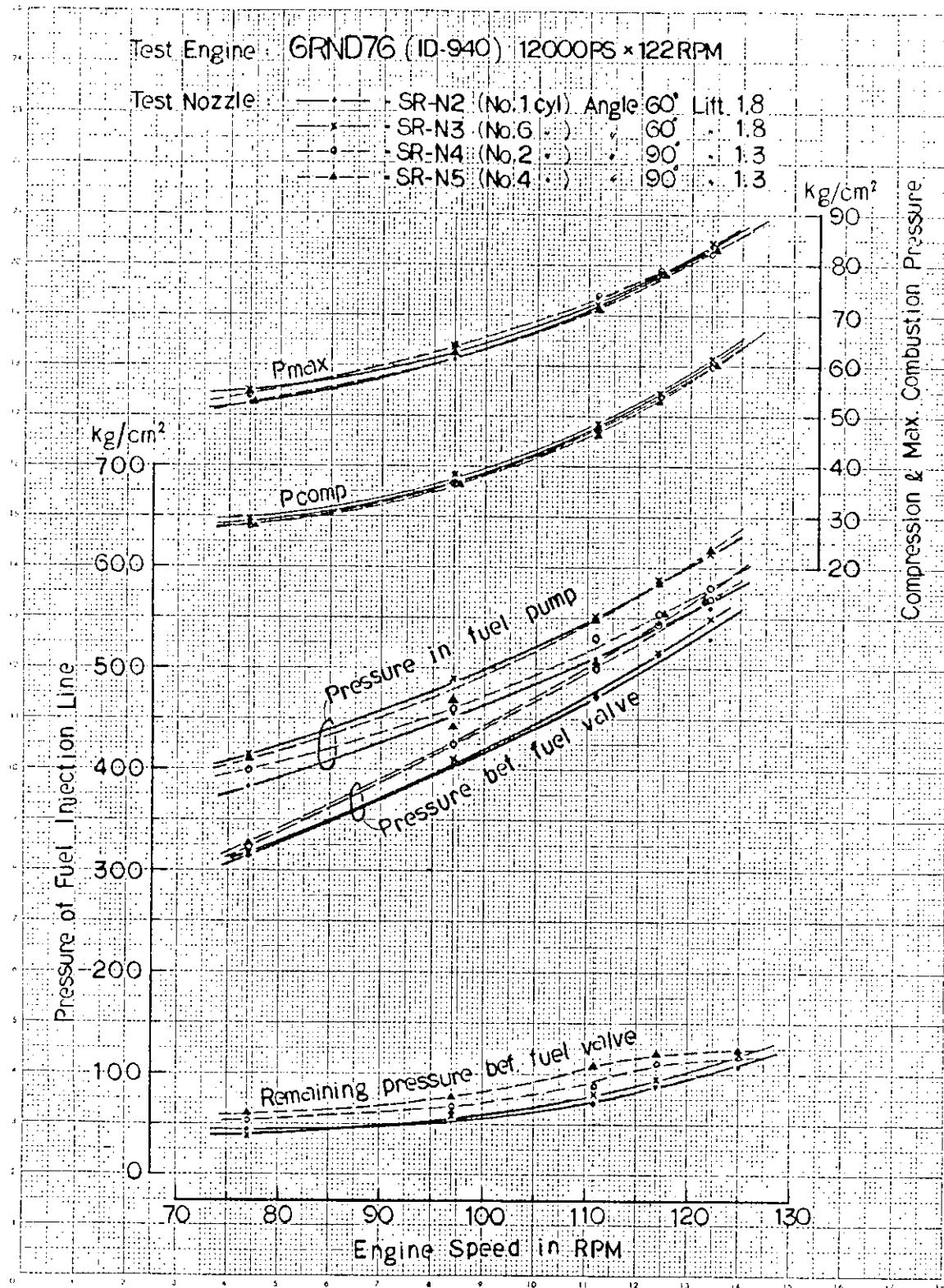


図 7 噴射系およびシリンダ内圧力の特性曲線

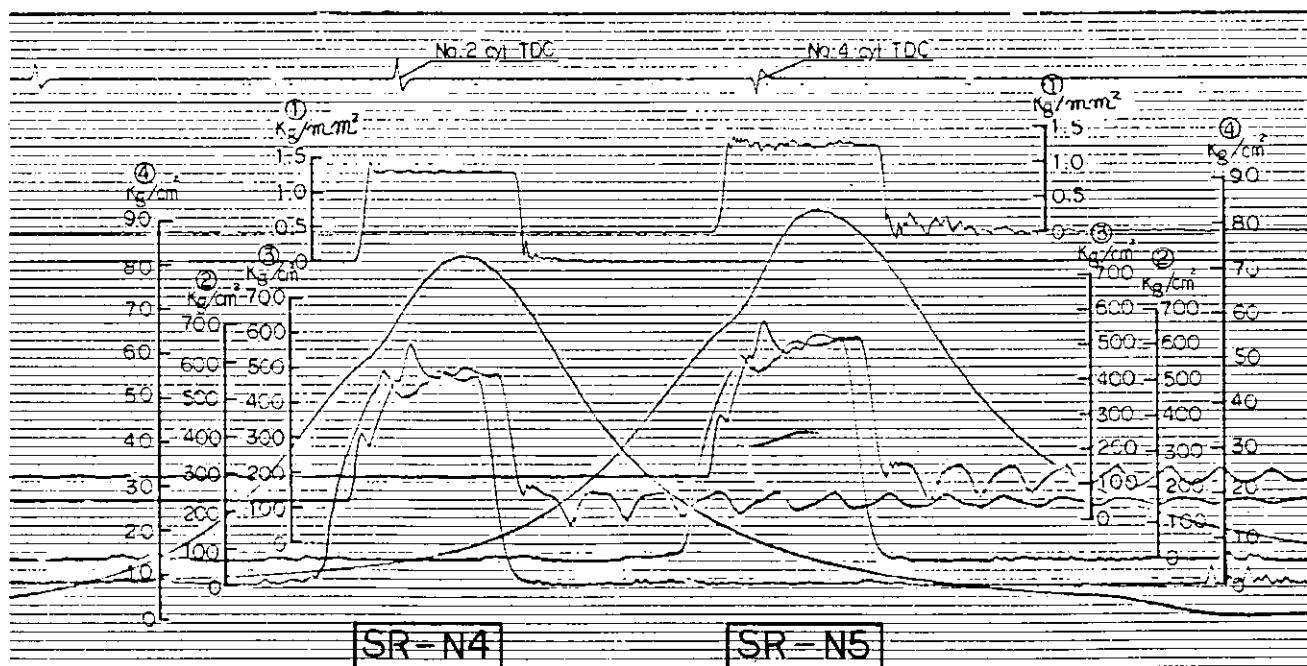
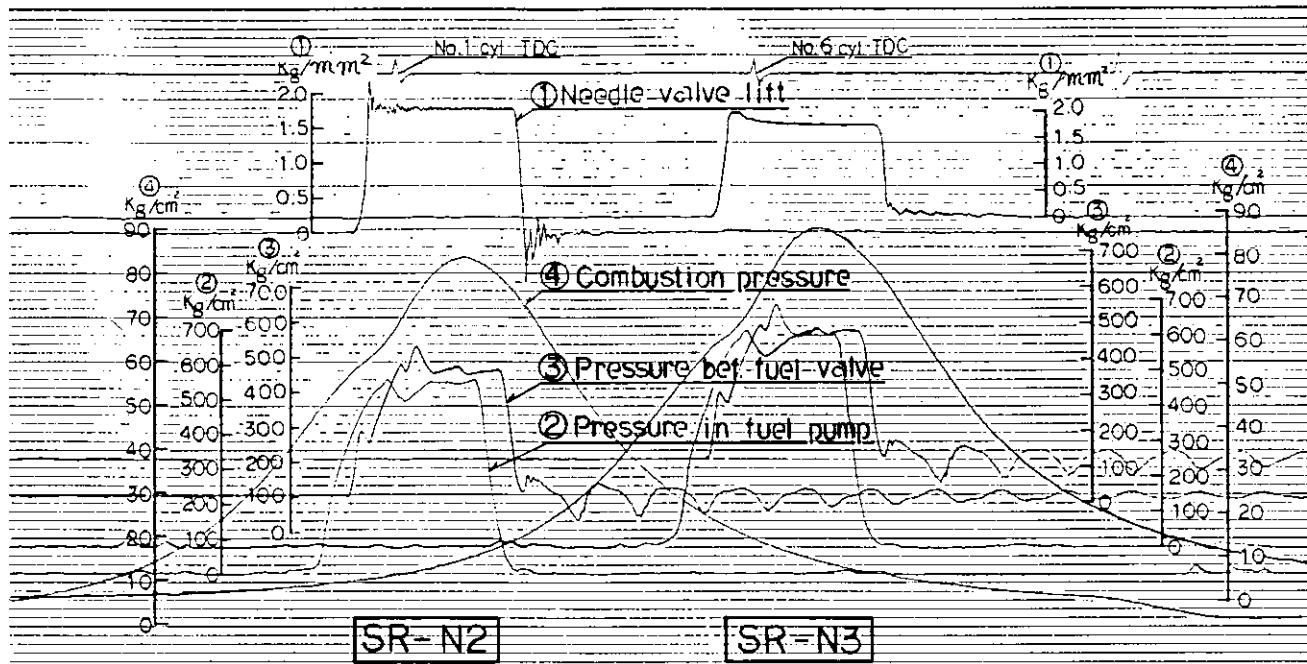


図 8 オシロベーパによる記録の一例(100%負荷時)

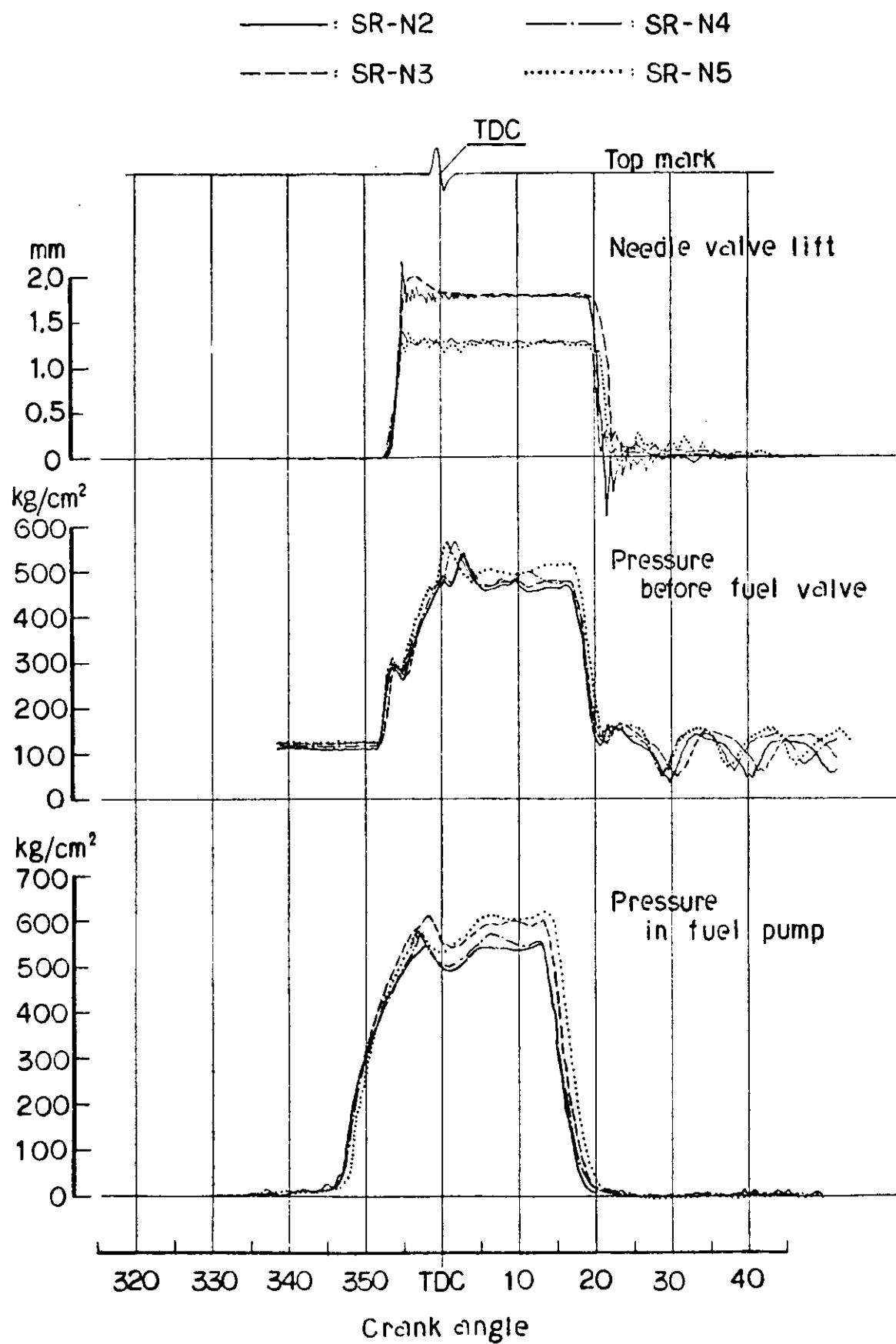


図9 噴射系圧力および弁リフトのオシロ波形の重合図(100%負荷時)

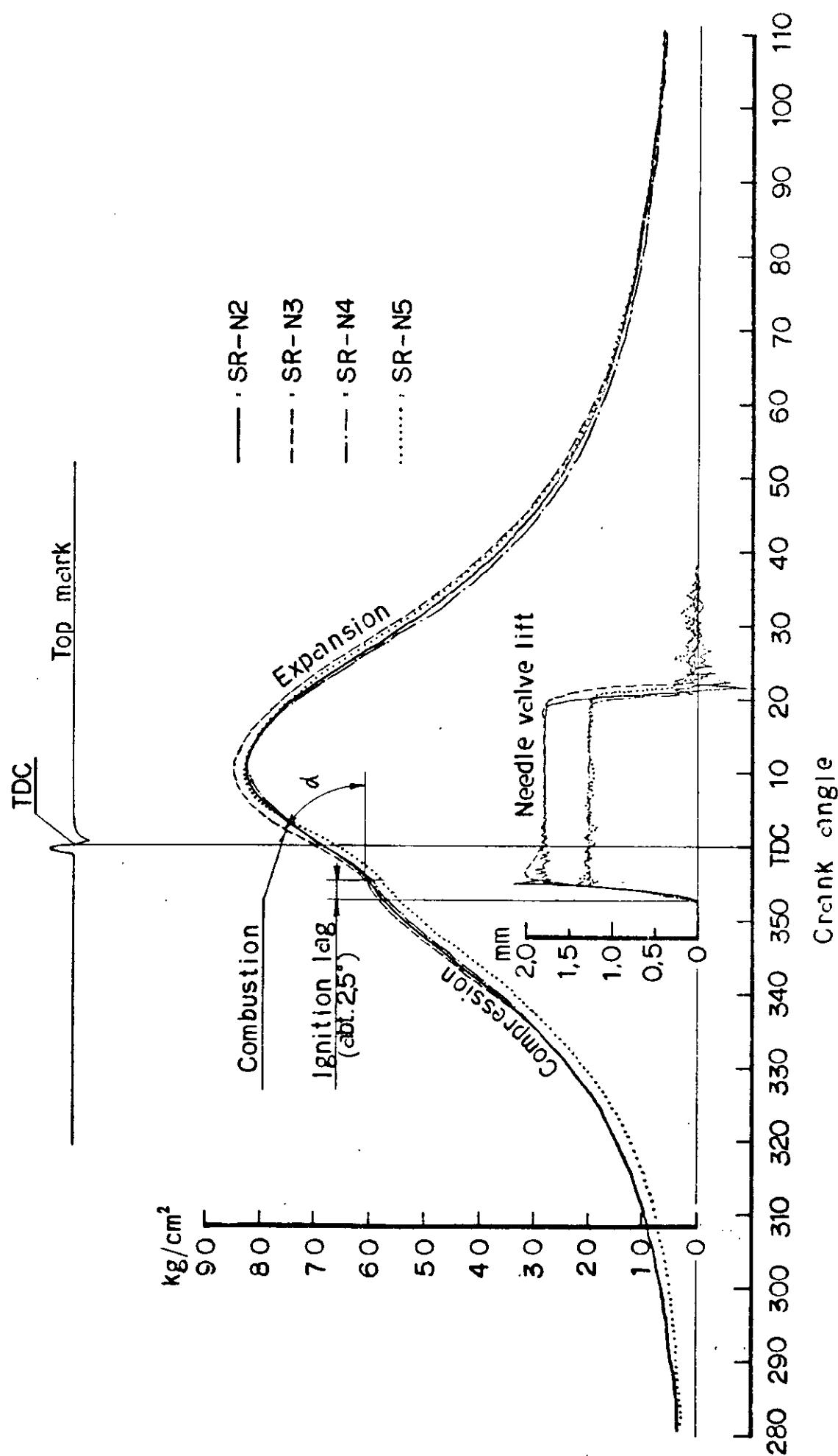


図 10 シリンダ内圧力のオシロ波形の重合図（100%負荷時）

高くなつて、燃料ポンプ内の圧力と同様の傾向を示している点が特異な点であるが、図6の排気温度にはこれとの関連を示すような傾向はとくにあらわれていない。

以上の結果をもつて評価すれば、燃焼上は弁浮き形が多少有利かと判断されるが、正確な評価は耐久性の問題とともに今後の実船の長期にわたる使用結果においてなされるべきである。

(2) 実船試験結果

実船への供試弁の組込みは、A船は47.12.21(横浜)、B船は47.12.30(清水)にそれぞれ完了し、現在試験中である。

本報告では今年度の試験計画として約2000時までの経過を中間報告する予定であつたが、生産工程の中で陸上実機試験を施行する特殊性ならびに供試船の動静事情などから実船試験が当初計画より遅れたため、この結果をとりまとめることができなかつた。

従つて、本試験結果については別途報告することにする。

3.2 ノズル外衣の耐食性向上試験

ノズル外衣の腐食は油冷式弁でもまれに発生することがあるが、水冷式弁ではこれが比較的短時間の使用で、しかも顕著に発生するため、噴霧がまだ良好であるにも拘わらず使用不能に到る例も多くあり、ノズルの寿命に大きな影響をおよぼしている。

図11に腐食の1例を示すが、腐食は掃・排気の流れに対面するP側の約半周に最も著しく発生する。この原因として一般には硫酸腐食が考えられ、対策としても硫酸の凝縮を防止するための手段として高温冷却・その他が採用されたが、大巾な効果はあらわれていない。

最近の実船の経験によると、むしろ耐摩耗性にすぐれた硬質合金に期待がもてるようで、あるいは損傷の主因が燃焼ガス中の粉塵による一種の擦過摩耗ではないかとも考えられている。

そこで、本研究ではこの腐食が何によるものか原因を追求するとともに、材料選定の具体的指針を見出し耐久性の向上を図るために、これに必要な各種基礎実験および実船試験を実施する。

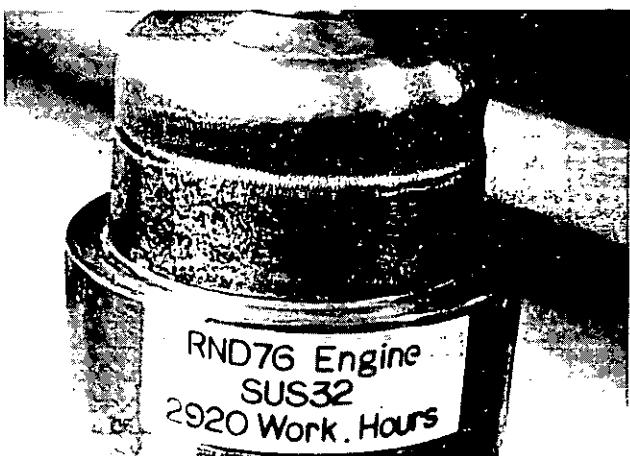


図11 ノズル外衣の腐食例

3.2.1 試験要領

(1) 腐食原因調査のための基礎実験

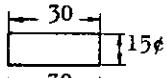
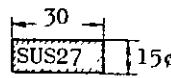
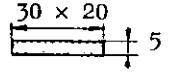
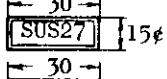
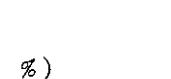
(a) ノズル外衣材の硫酸腐食試験

ノズル外衣の腐食が硫酸腐食ないしは擦過摩耗によるものと仮定し、各種耐食・耐摩耗材料の中から実船試験に供するノズル外衣材の選定資料を得るため硫酸腐食試験を行なう。

(I) 供試材

供試材として13種類を選び表5に示す。それぞれの試料はノズル外衣に適用された際の実際の加工方法に準拠して製作された。

表5 硫酸腐食試験供試材

記号	名 称	化 学 成 分												試料の形状
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Co	W	Fe	その他	
A	SUS 27	0.08	1	2	0.04	0.03	8-11	18-20						I
B	SUS 32	0.08	1	2	0.04	0.03	10-14	16-18	2-3					I
C	STELLITE NO. 6	1						28		Bal.	4	3 Max.		II
D	STELLITE NO. 1	2.5						30		Bal.	12	3 Max.		II
F	HASTELLOY C						Bal.	16.5	17		4.5	5		II
G	METECO 16C	0.5	4				67	16	3			2.5	Cu:3 B:4	III
H	COLMONOY NO. 6	0.65	3.75				77.35	11.5				4.25	B:2.5	III
I	CERAMIC												Al ₂ O ₃	III
J	DICHROME									主成分				IV
K	CHRONIC 5						50	50						I
L	CHRONIC 6						40	60						I
M	STELLITE NO. 250	0.08	0.75	0.75				28		Bal.		21.5		II
N	PENETRONE						35	20	10	35				V
試料の形状	I : 削り出し													
	II : 盛金(1mm)													
	III : 溶射(1mm)													

(II) 試験条件

(1) 腐食液 = 5% H₂SO₄, 15% H₂SO₄, 50% H₂SO₄ (wt %)

(2) 加熱温度 = 沸点

(3) 試験時間 = 6時間 単位で試験をくり返し行ない、各試料の腐食傾向が判明するまで続行する。

(I) 装置および試験方法

電熱ヒーター（定格 100V, 22A）にサンドバスを置き、共栓三角フラスコ（500ml）に腐食液を 400ml 入れ、冷却器を取り付け、腐食液が沸点に達するのをまつて試料を挿入し、連続 6 時間保持する。

試料は 6 時間経過毎に腐食液より引揚げ、水洗い・乾燥して外観検査するとともに秤量して腐食量を求める。
図12 は試験装置の 1 例である。

(b) ノズル外衣の温度計測

実際の使用条件下におけるノズル外衣の温度状態と硫酸凝縮の可能性を調査するため、陸上の実機でこれを計測する。

(I) 供試燃料弁

図13 のごとく供試弁に熱電対を埋込み、熱接点は触火面側は表面から 0.5 mm 深さに、冷却水側は面一となるようそれぞれ銀ロー付けし、シーズ線はスポット溶接機で固定する。

熱電対は触火面側に IC 1 φ シーズ線を、冷却水側にはテフロン被覆の 0.4 φ × 2 の IC 素線を用い、コネクターにより補償導線と接続する。

(II) 実機試験

試験は 3.1.1 (2) 項の実機（6RND76形）で弁・シートの変更試験と同時に施行し、冷却水の温度に対するノズル外衣の温度変化を調査するため、冷却水入口の温度が約 50 °C と 80 °C の場合について計測する。

装置の 1 例を図14 に示す。

なお、計測には 24 点打点式温度記録計を用いた。

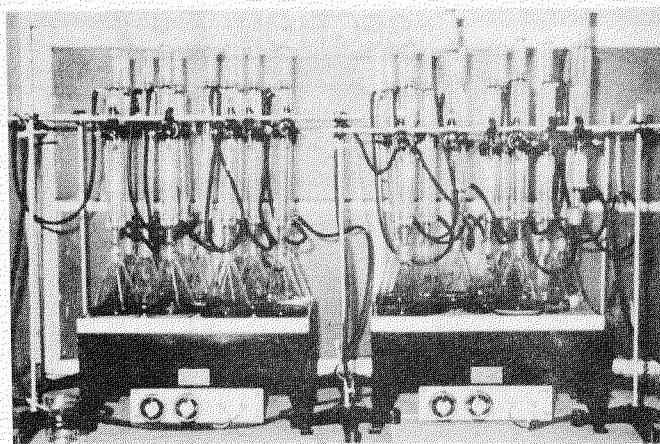


図12 試験装置（硫酸腐食試験）

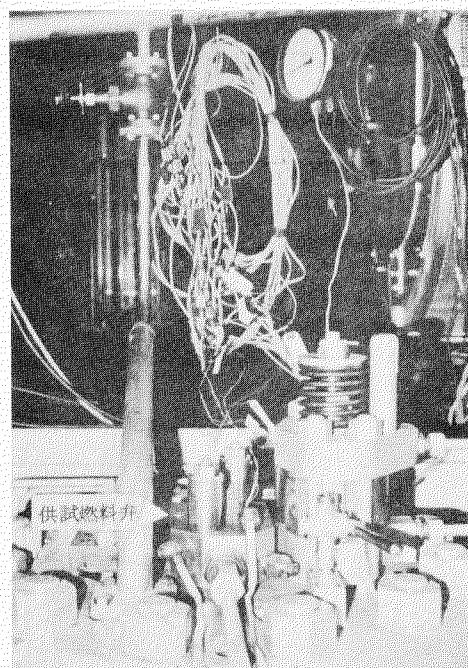
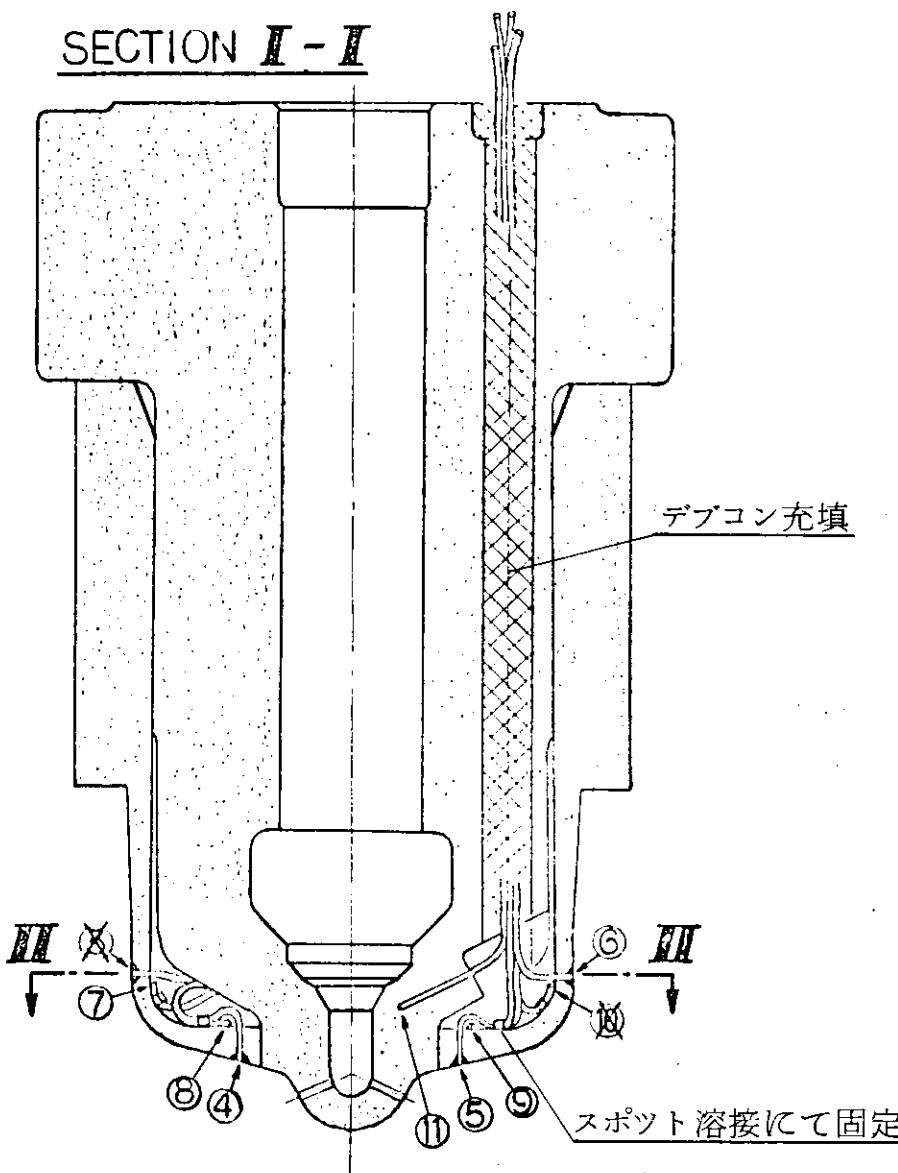


図14 試験装置（温度計測）

SECTION II - II



SECTION II - II

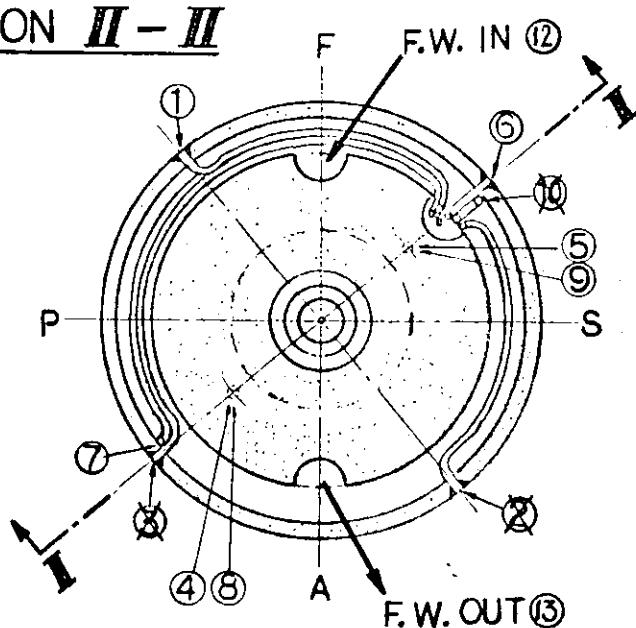


図 13 ノズル外衣の温度計測用燃料弁

(c) ノズル外衣焼嵌時の応力計測

ステンレス鋼(SUS32)を材料としているため、応力腐食の疑いがもたれ、実際の取扱いにおいてシリンダ蓋への取付時の過縫付防止も実施された。結果的にはこれによる効果はあがつていないが、実情を把握し、原因追求する際の基礎資料とするため、焼嵌時に発生する問題部分の応力を計測する。

(I) 供試燃料弁

温度計測を実施する3.2.1(1)(b)項の燃料弁を共用し、歪ゲージを図15のごとく貼付け、合計6点の応力を計測する。

使用した歪ゲージはZFLA-1形、接着剤はNP-50で、ともに東京測器製である。

(II) 計測方法

焼嵌前の自由状態時をゼロ点とし、焼嵌後の歪量を実測する。焼嵌温度は接着剤の耐熱の点より250°C以下に抑えることとし、不足分はノズル本体を冷却して補うこととした。

装置の1部を図16に示すが、焼嵌温度までの加熱は徐々に行ない、各段階で歪ゲージに異常のないことを確認する。なお、計測には、新興通信工業製のPS-750形スイッチボックス、共和電業製SM-60AT形静歪計を使用する。

(3) ノズル外衣のカーボン分析

ノズル外衣がどのような腐食性雰囲気の中におかれているか、とくに酸食の点よりこれを調査し、原因追求の基礎資料とするため、現在腐食が発生しているA船のノズル外衣に附着しているカーボンを採取し、化学分析する。

(2) 実船試験

(a) 供試燃料弁

供試弁は原則として3.1節の弁・シートの耐久性向上試験のものを共用し、それに本試験用のノズル外衣を装着する。

ただし、これに用いる耐食材は3.2.1(1)項の硫酸腐食試験の結果により決定する。

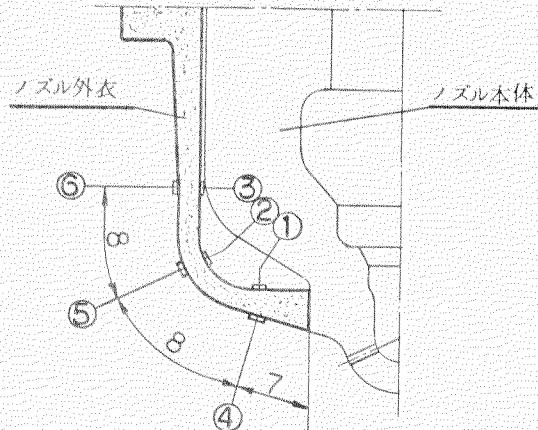


図15 歪ゲージ貼付位置

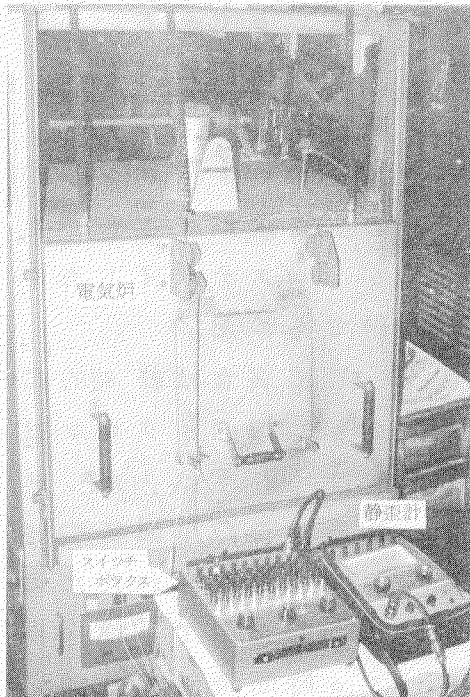


図16 試験装置(焼嵌め)

(b) 供試船

表6 供試船諸元

供試船は3.1.1(3)項の試験で予定の表2のA船とB船、それに表6のC船を加えた3隻をあてる。

供試船としての条件は、ある程度腐食が発生していることが望ましく、これを考慮のうえ選定した。

(c) 試験方法および調査項目

3.1.1(3)(b)項に準じ施行する。

3.2.2 試験結果

(1) 基礎実験結果

(a) ノズル外衣材の硫酸腐食試験結果

試験は36時間まで続行し、各腐食液に対する試料の経時的な腐食傾向が把握できたのでこれをもつて終了とした。ただし、腐食が著しく短時間で試験を中断したものがあるが、これらのほとんどは50%硫酸液によるものに多い。

試験結果の一例として、図17に各試料の最終的な外観を、また図18~図20にはこれら試料の各腐食液に対する腐食量の経時的变化を示すが、要約すると次のとおりである。

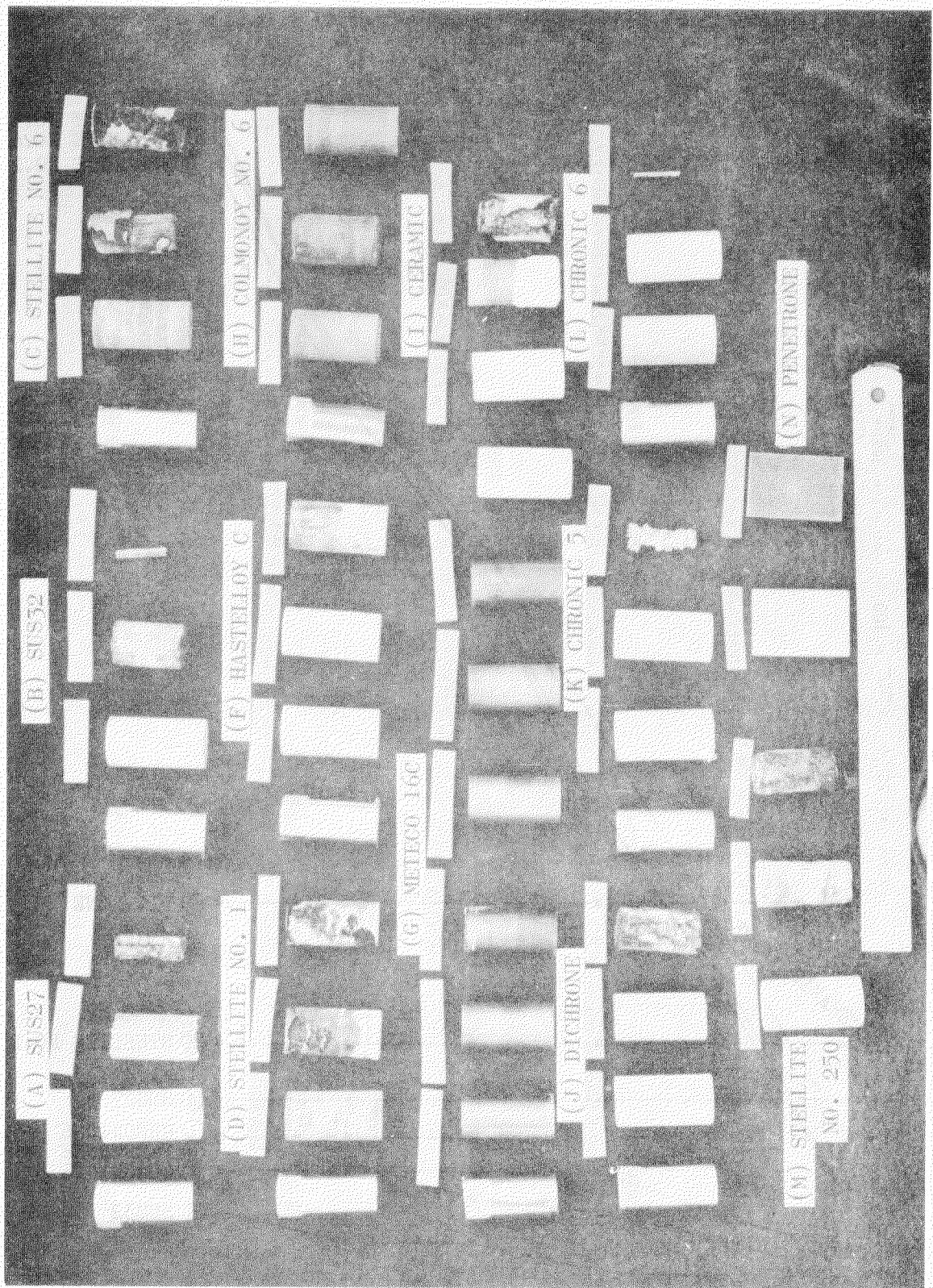
(I) 5%硫酸液に対して

腐食は(G)メテコ16C、(F)ハステロイC、(B)SUS32、(K)クロニツク5、(N)ペネトロン、(L)クロニツク6の順に少なく、とりわけ(G)、(F)の腐食量が少なかつた。逆に、(H)コルモノイM6、(C)ステライトM6、(D)ステライトM1は腐食がきわめて著しく、(B)SUS32の約10倍であつた。

一般に腐食は経時に増大するが、(A)SUS27、(M)ステライトM250、(J)ダイクロンは6時間後に、(K)クロニツク5、(L)クロニツク6はそれぞれ18、24時間後に腐食の進行が停滞しており注目される。この原因については、初期腐食後表面に形成した酸化被膜によつて保護されたためと考える。

こうした中で、従来から外衣材として採用されている(B)SUS32は36時間時点では(G)、(F)に次いで良好であるが、その腐食傾向から推定すると約130時間後には(J)ダイクロンより悪くなり、(N)ペネ

圖 17 硫酸腐食試驗結果(試料外觀)



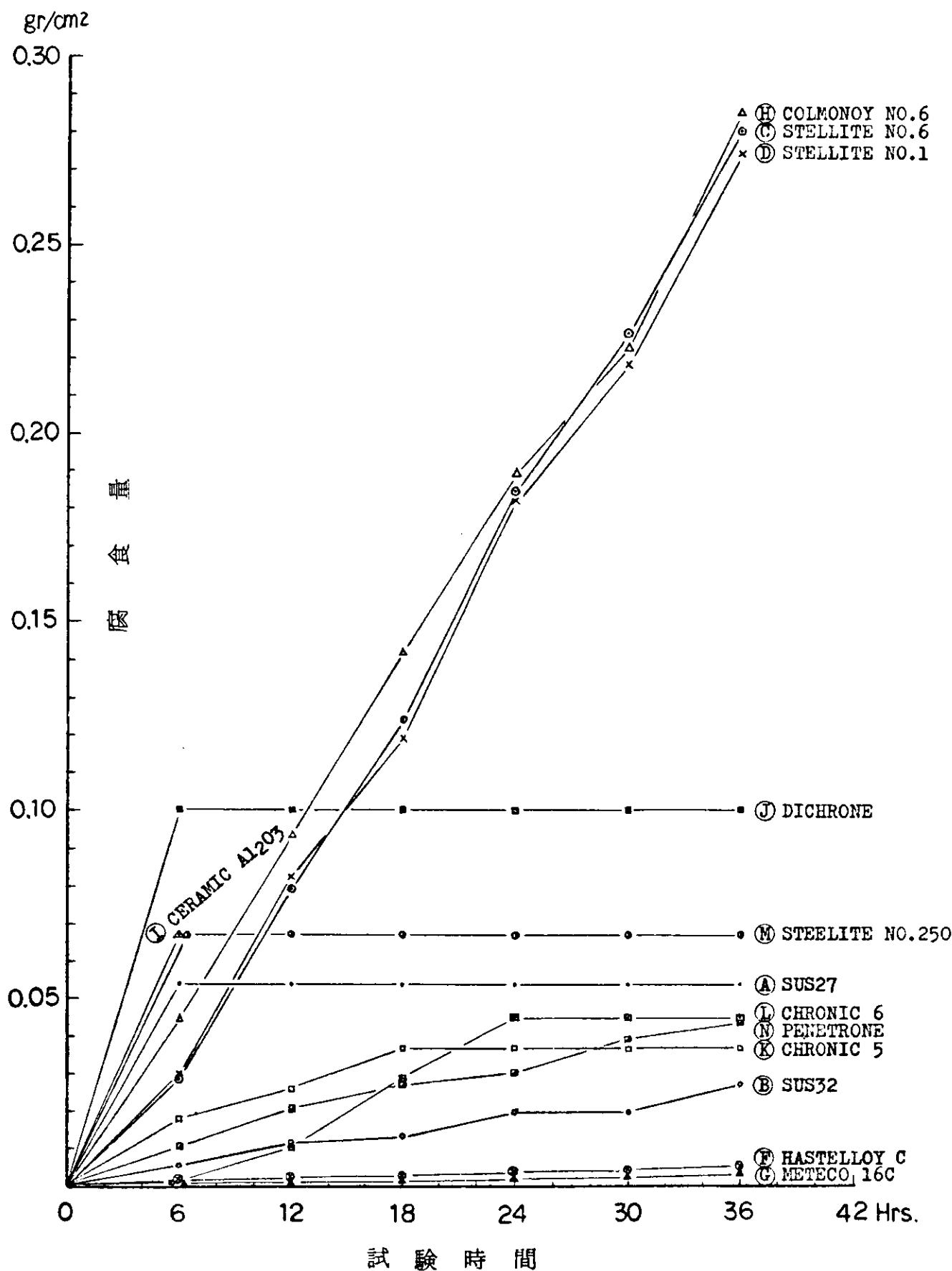


図 18 硫酸腐食試験結果 (5% H₂SO₄)

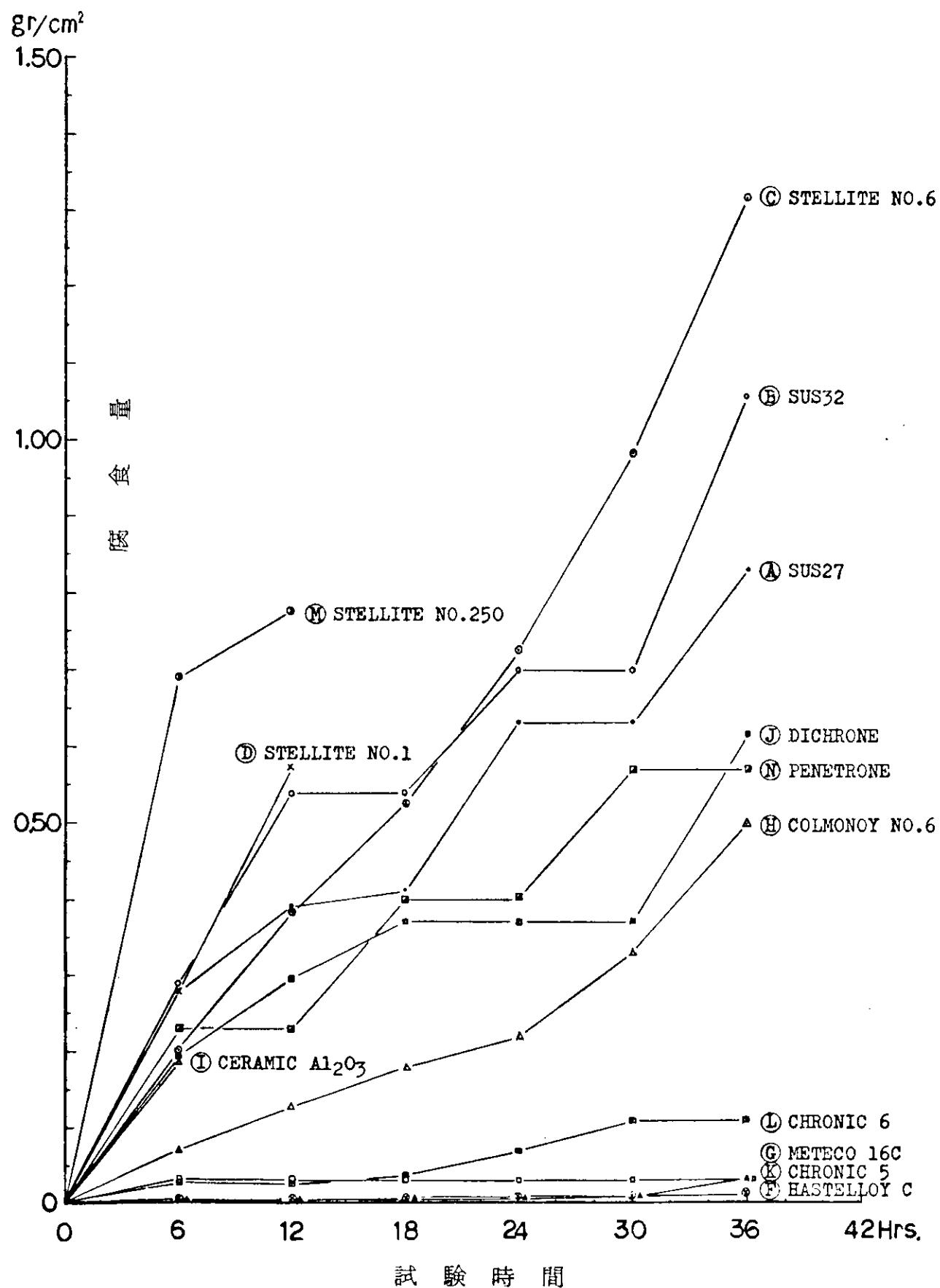


図 19 硫酸腐食試験結果 (15% H₂SO₄)

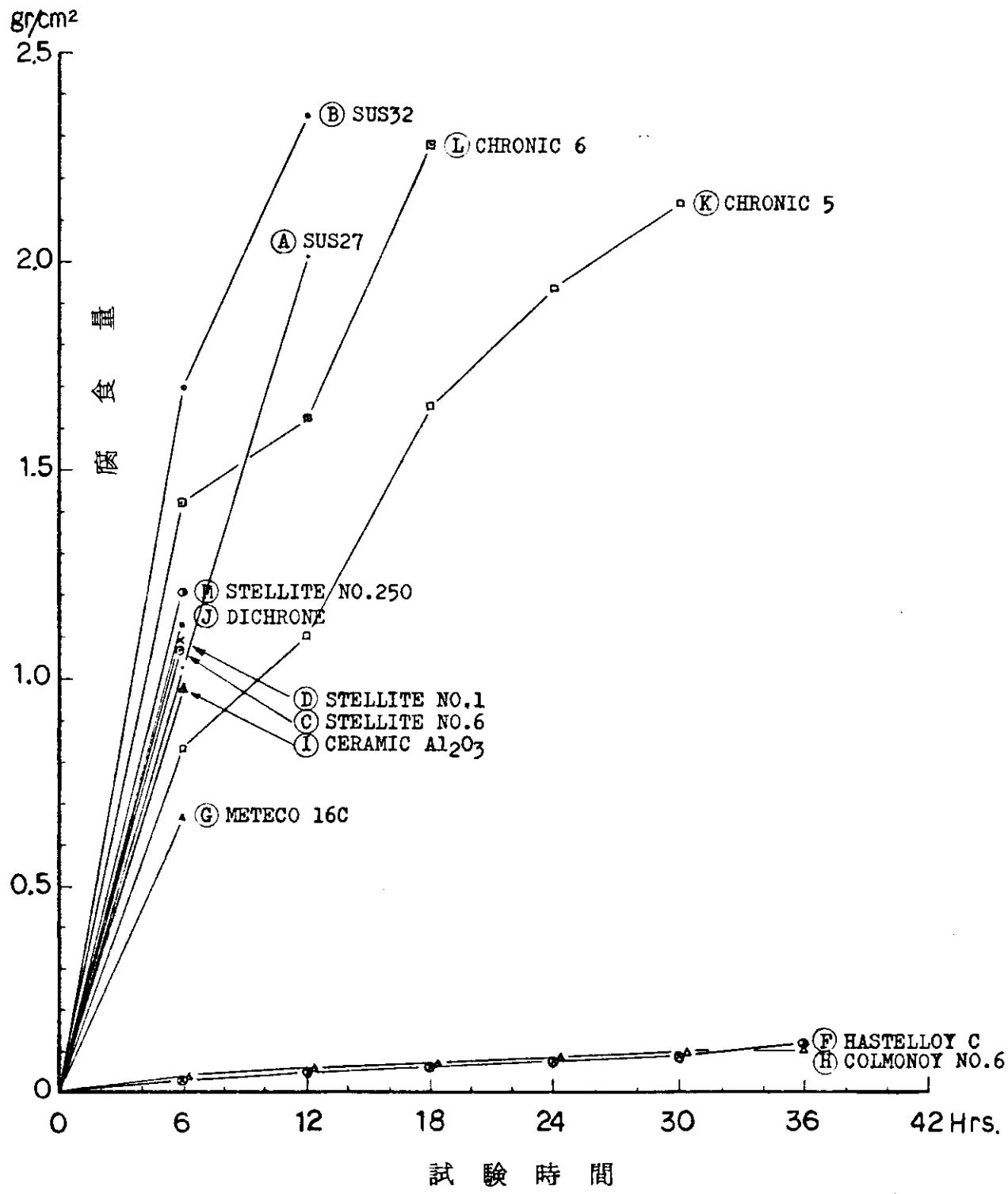


図 20 硫酸腐食試験結果 (50% H₂SO₄)

トロンについてはさらに短時間で同様の結果となる。

なお、(I)セラミックは最初の6時間で剥離したため試験を中断したが、これは溶射したセラミック層がポーラスなため腐食液が浸透し台金を腐食させたためである。

以上から、5%硫酸液では(G), (F), (K), (L), (A), (M), (J)等が良好と判断された。

(II) 15%硫酸液に対して

全般に腐食の増大している中で、(F)ハステロイC, (K)クロニツク5 (G)メテコ16Cの腐食が少なく、次いで(L)クロニツク6が良好であつた。

これに対し、SUS32は硫酸濃度とともに腐食量も増大し、(C), (D), (M)の各ステライトも同様の傾向を示した。とくに、(D), (M)は1~2時間後に盛金層が腐食して試料の台金が露出したため試験を中断した。しかし、(H)コルモノイM6は硫酸濃度の上昇の割には腐食の進展が鈍く、他の試料と異なる傾向を示した点が注目される。

(III) 50%硫酸液に対して

腐食のためほとんどのものが3~6時間まで試験できなかつた中で、(H)コルモノイM6, (F)ハステロイCが抜群に腐食量も少なく良好であつた。とくに、(H)コルモノイM6が稀硫酸よりも濃硫酸に強い傾向を示したことは特異な存在であつた。

(G)メテコ16Cは6時間後に試料の製作上の欠陥から溶射部に破孔を生じ、台金の腐食が著しく試験を中断したが、同時間における他の試料との比較では、表面はきわめて滑らかでほとんど腐食が認められず、濃硫酸にも強い状態を呈していた。

従つて、50%硫酸液では(H)コルモノイM6, (F)ハステロイC, (G)メテコ16Cが良好であると云える。

上記試験によつて、各試料の耐硫酸性に関する一応の傾向を捉えることができたが、ノズル外衣材として要求される耐摩耗性を考慮する必要があり、これを調査する方法として一応の目安となる硬度を実測した。

この結果を表7に示すが、比較を容易にするためビッカース硬度に換算（概略値）したものを作成して右欄に示した。これによると、硬度の点では(G), (H), (D), (C), (L)が高いことが判る。

そこで、以上の試験結果を総合して検討し、実船試験用のノズル外衣材を表8のとおり決定した。

表 7 各種ノズル外衣材の硬度実測結果

試 料		硬 度		
記 号	名 称	HRB	HRC	Hv 換算値
A	SUS 27	81.2	---	160
B	SUS 32	71.9	---	130
C	STELLITE NO. 6	---	50.3	520
D	STELLITE NO. 1	---	52.9	560
F	HASTELLOY C	93.4	---	210
G	METECO 16C	---	61.5	740
H	COLMONOY NO. 6	---	54.4	580
I	CERAMIC Al ₂ O ₃	82.5	---	160
J	DICHROME	85.5	---	170
K	CHRONIC 5	---	23.7	260
L	CHRONIC 6	---	42.6	420

表 8 実船試験用供試弁のノズル外衣材

記 号	材 料 名 称	試 用 理 由	装着する供試弁とその個数			
			供試弁 型 式	A 船	B 船	C 船
				7RND68	7RND76	8RD76
B	SUS 32	従来の標準品で新材料との比較のため	SR-N1	2		
C	STELLITE NO. 6	現在の標準品で新材料との比較のため	SR-N2	4	4	
F	HASTELLOY C	硫酸濃度全域にわたり耐食良好	SR-N6	4		
G	METECO 16C	同上，硬度も高い	SR-N4		4	
H	COLMONOY NO. 6	硫酸濃度が高くなつても耐食良好，硬度も高い	SR-N5		4	
L	CHRONIC 6	稀硫酸に耐食良好 硬度も高い	SR-N3	4	2	外衣材のみ変更 (3)
合 计				14	14	3

(b) ノズル外衣の温度計測結果

計測結果を図21および図22に示す。運転条件で両者の間に異なる点は、冷却水入口の温度を約50°Cと約75°Cに調節した点のみで、負荷条件は同一である。

この結果が示すように、各計測点の温度は相対的に冷却水の温度に支配されることが判つた。

腐食の発生する問題部分の温度は計測点①で代表されるが、常用出力付近では冷却水温度50°C、75°Cに対し、それぞれ60°C、85°Cを示し、また、計測点⑥は通常腐食の程度が軽い部分であるが、それでも約70°C、95°Cと予想を下廻る低い温度であつた。

一方、燃焼ガス中に生成した無水硫酸(SO₃)は、約200°C以下の温度では水分との化合割合が増大し、低温の金属面に接触して硫酸(H₂SO₄)を凝縮付着すると云われているが、この露点温度は実際には燃料油中の硫黄分の含有程度、燃焼の状態などによつて異をもつたため、かならずしも画一的ではない。しかし、上記実測温度からみて、外衣の表面は十分腐食性雰囲気の中にいると判断される。

さらに、ここで計測点①と⑥の温度を比較すると、約10°Cの温度差に過ぎないが、実際の腐食は大差をもつて発生しており、これについては抽・排気の流れに對面する側と側面に位置する側との相違による硫酸凝縮量または擦過作用の差によることが考えられる。

(c) ノズル外衣焼嵌時の応力計測結果

図23に発生応力の実測結果を示す。

内面の計測点①、②、③は焼嵌時の加熱温度225°Cで歪ゲージがクリープしたため計測できなかつたが、外面はこの点に関して異常なく、④で-29.2 kg/mm²、⑤で-26.0 kg/mm²、⑥で-12.4 kg/mm²といずれも圧縮応力を記録した。これが腐食との関連については、硫酸による腐食性雰囲気の存在を考えあわせると、可成りその影響を受けているとみられるが、ステンレス鋼におけるこの種腐食の特徴である割れを伴なう

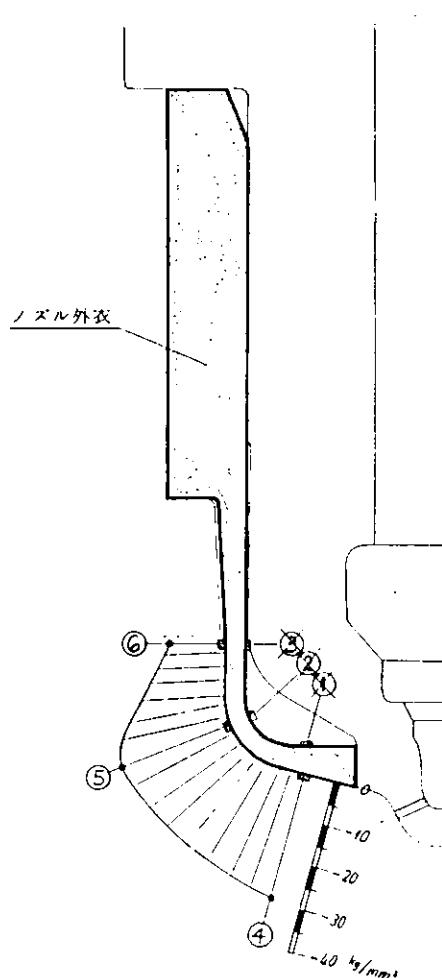
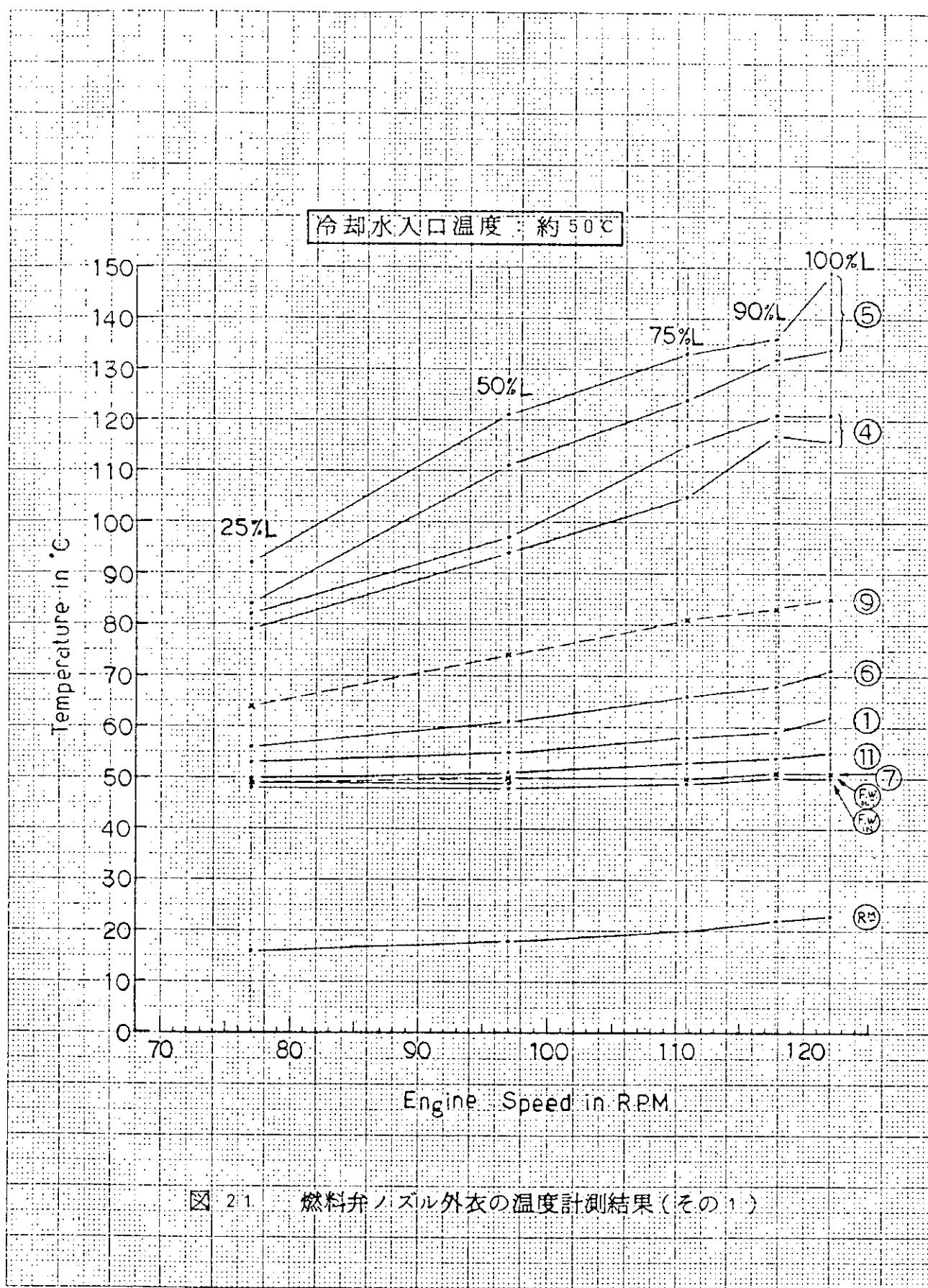
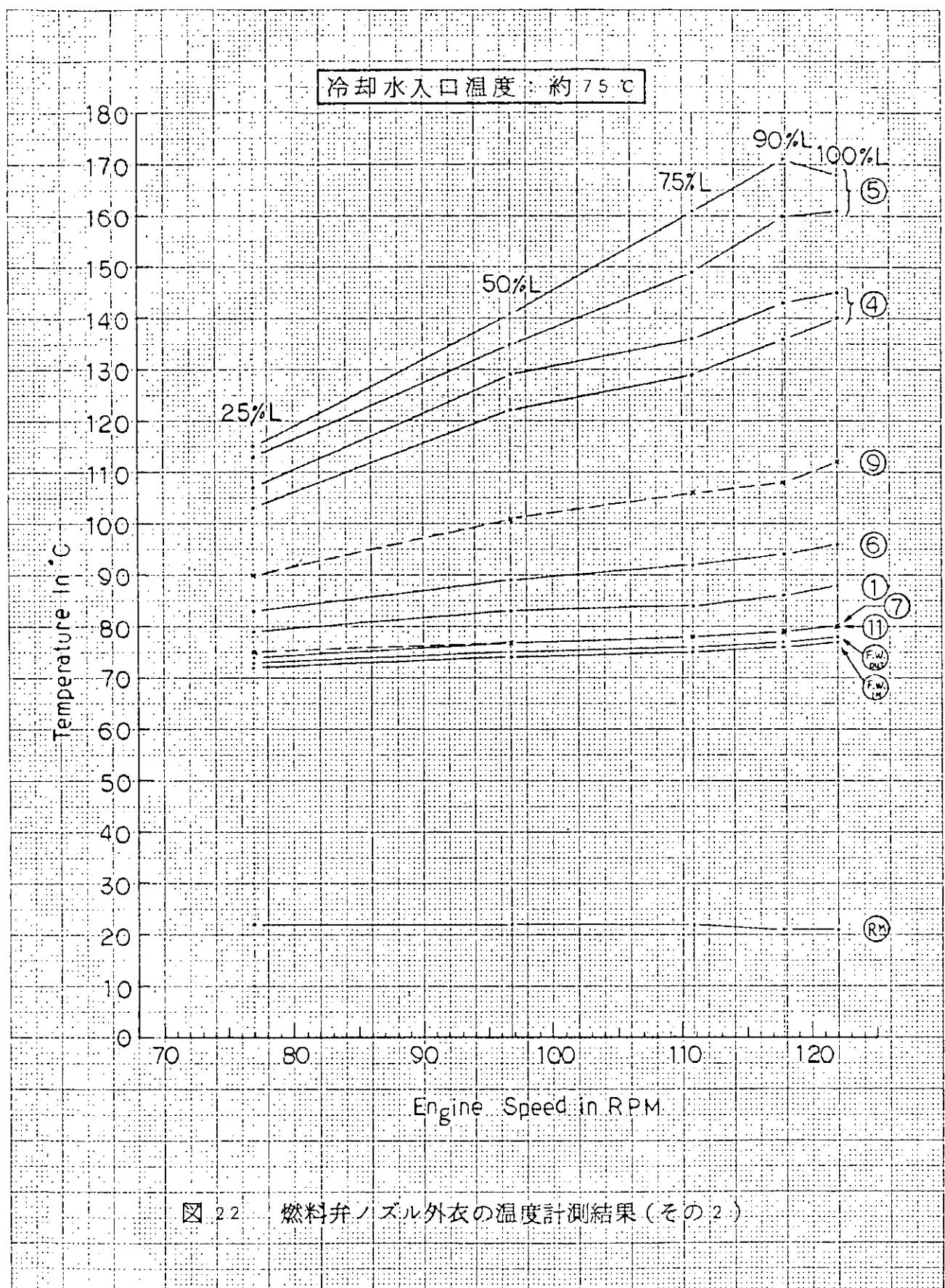


図23 焼嵌時の発生応力





ことはほとんどなく、この影響をどこまで受けているかは不詳である。

(1) ノズル外衣のカーボン分析結果

分析結果を表9に示す。主成分は重油燃焼成分のバナジウム、ナトリウムおよびシリンダ油添加剤成分のカルシウムなどで、これらは硫酸化合物として存在し、その合計が33.41% (wt.) を占めていることは、そこに可成りの腐食作用が存在することを示すものである。

表9 ノズル外衣に附着のカーボン分析結果

検出元素	スペクトル線強度	検出元素	スペクトル線強度	検出元素	スペクトル線強度
V	MS	Cr	S	Zn	W
Ca	MS	Mg	S	Al	MW
Na	MS	Si	M	Pb	MW
Mo	S~MS	Mn	W	Cu	MW
Fe	S	Co	W		
Ni	S	Ti	W		

性状 = 黒色粉末 反応 = 酸性 SO₃ = 33.41% (wt.)

発光分光定性分析の表示記号とその意味

表示記号	意味	備考
VS	最も強い	主成分
MS	すこぶる強い	"
S	強い	1~数%程度
M	中ぐらい	0.5% 前後
W	弱い	0.1% "
MW	すこぶる弱い	0.05% "
VW	最も弱い	0.01% "
T	かろうじて認められる	痕跡
N	認められない	なし

(2) 実船試験結果

実船試験は3.1.2(2)項と同一の理由により目下実施中で、本報告ではこの結果をとりまとめることができなかつた。

したがつて、予定の試験終了後、3.1.2(2)項の結果と一緒にとりまとめ、別途報告する。

3.3 ノズル外衣のガス洩れ防止対策試験

燃料弁はノズル本体に外衣が焼嵌めされ、冷却室を形成する構造になつてゐるため、嵌込部よりガス洩れを発生することがあり、これを防止することが、燃料弁の耐久性を向上する1つの要素になつてゐる。

そのため、この損傷防止策として嵌込部シメシロの変更、加工精度の向上などの処置がとられた結果、ガス洩れの発生頻度は大巾に減少したが、根本的には一体化を図るなどして構造面よりその危険性を取り除くことが望ましい。

そこで、本研究では溶接形およびボアクリング形の燃料弁を設計・製作し実船でその性能・耐久性を調査する。

3.3.1 試験要領

(1) 供試燃料弁

(a) 溶接形燃料弁 (SR-G1)

溶接形供試弁の特徴を図24に示す。外衣部には腐食防止のため、3.2.2(1)(a)項の試験で耐食性の認められたクロニッケル6を、ノズル本体側には窒化鋼(SACM1)をそれぞれ用い、弁・シートの形状については3.1.1(1)項のSR-N1形と同一の標準形状とした。

この燃料弁において、溶接は電子ビーム溶接(E.B.W)を採用し製作を進めたが、図25に示すごとく溶接部にクラックが発生した。このため、溶接条件を変えて施工したが、クラックの防止はきわめて困難と判断されたので電子ビーム溶接を断念し、アルゴン溶接に切替えることにした。

アルゴン溶接の結果は、製作数6個中2個に図26のようなクラックが発生したが、4個はカラーチェックによつても異常なく良好であつたので、さらに改善を検討のうえ、この方法で製作を進めることにした。

(b) ボアクリング形燃料弁 (SR-G2)

図27に断面図を、図28にドリル孔部の実体切断面をそれぞれ示す。

ノズル材としてはニッケルクロムモリブデン鋼(SNCM25)を用い、従来形燃料弁の腐食発生位置に相当する部分には、防食処理としてタンクステンニッケルメッキ(W-Ni)を 50μ の厚さで施行する。

また、ドリル孔の塞栓はネジ部を摺合せ、廻止めかつシール剤として耐熱200°Cのロックタイトを塗布して取付ける。

(2) 実船試験

(a) 供試船

供試船の諸元を表10に示す。このD船ではボアクリング形(SR-G2)を試験し、溶接上の問題から製作が遅れている溶接形(SR-G1)については、供試弁が完成した時点で決定する。

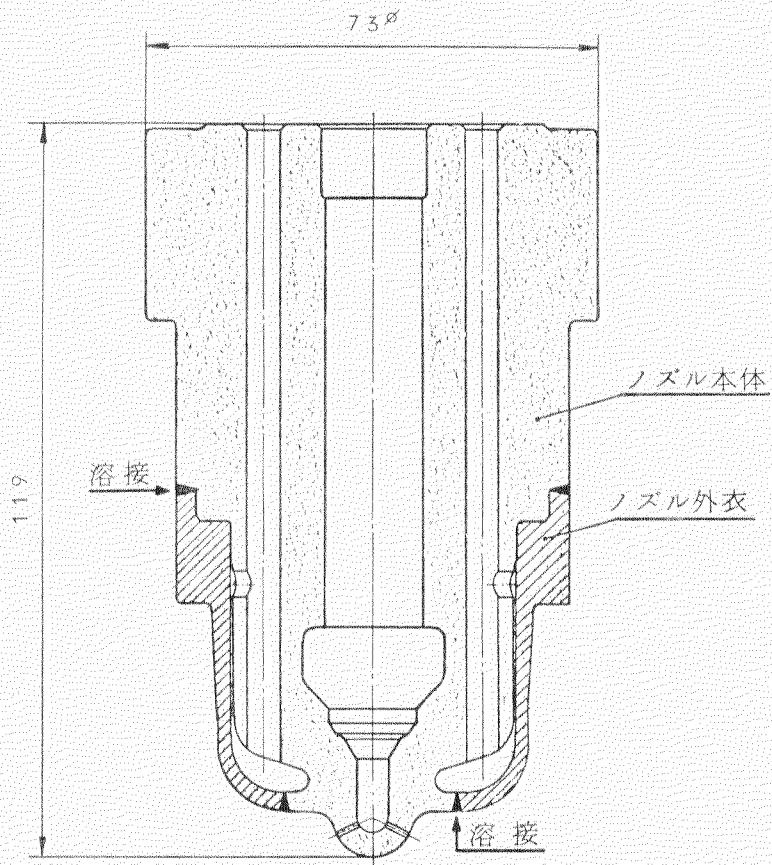


図 24 溶接形燃料弁

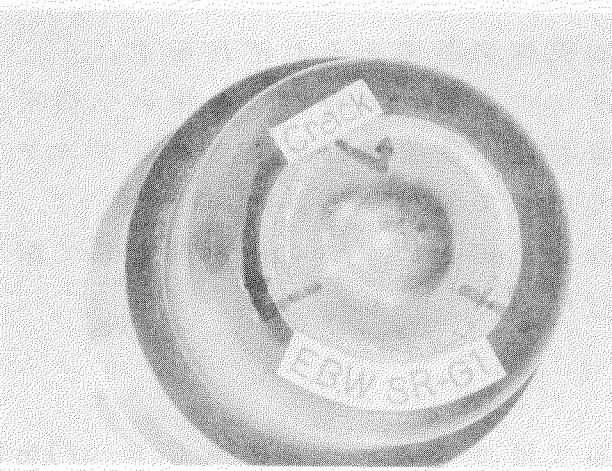


図 25 溶接形燃料弁のクラップ
(電子ビーム溶接)

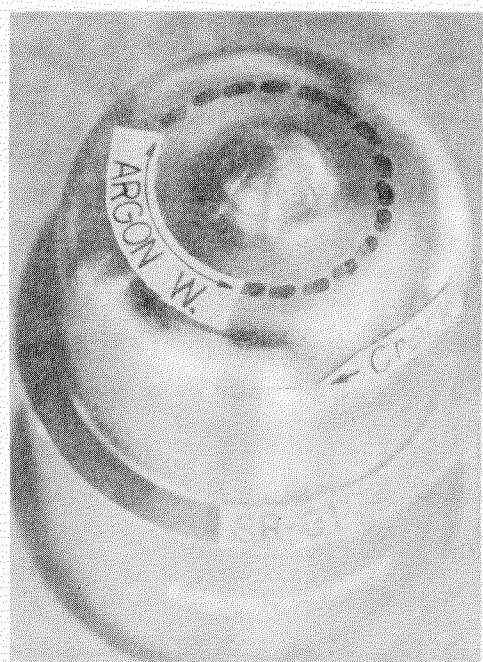


図 26 溶接形燃料弁のクラップ
(アルゴン溶接)

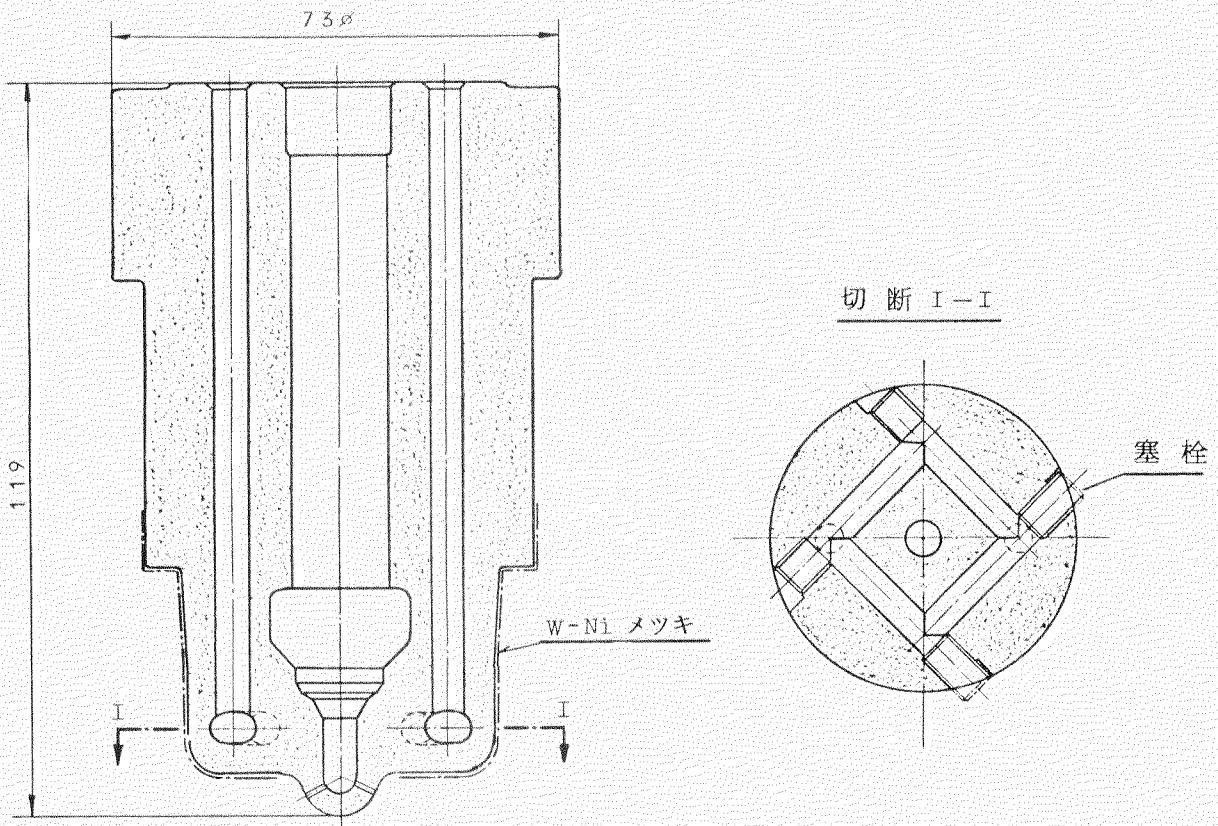


図 27 ポア・クーリング形燃料弁

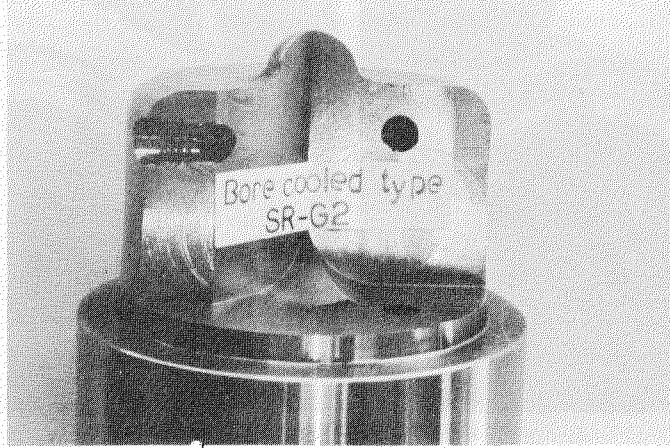


図 28 ポア・クーリング形燃料弁
(冷却孔実体断面)

表10 供試船諸元

- (b) 試験方法および調査項目
 実船試験では溶接部または塞栓部の異常の有無、構造の相違による噴孔周辺部の冷却状態などの調査が主となるが、同時に機関性能への影響、腐食発生の有無を調査する。
 その他の供試弁の取扱い、一般調査などについては3.1.1(3)項に準じ施行する。

3.3.2 試験結果

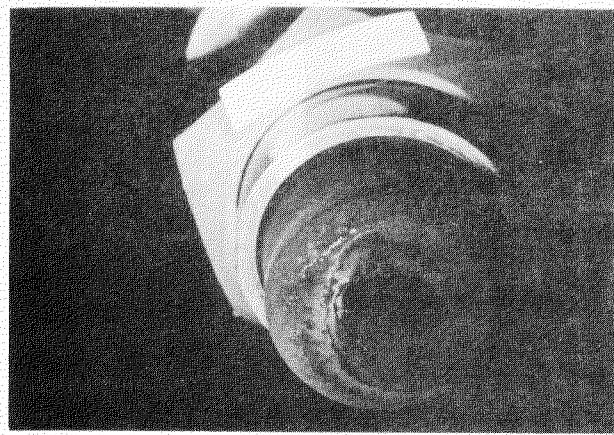
(1) 陸上実機試験結果

ボア・クーリング形燃料弁は従来形とは全く冷却方式が異なるため、噴孔部まで十分冷却ができるかどうか懸念がもたれたので、計画外ではあつたが供試船と同形の陸上実機で従来形との比較試験を行なつた。

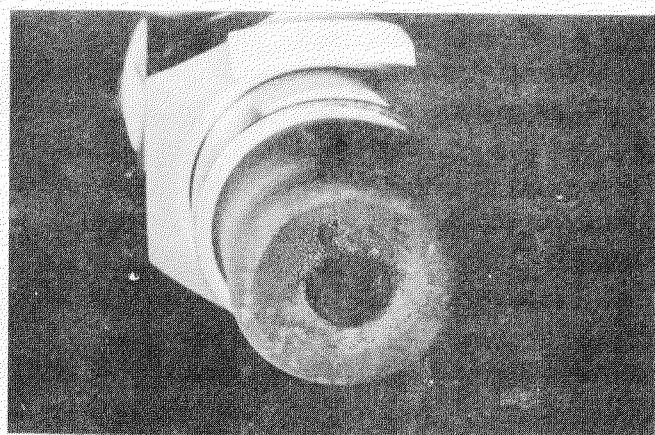
試験はA重油運転ではあつたが図2.9に示すごとく、噴孔部のカーボンの付着状態は両者の間にほとんど差異がなく、冷却水出入口の温度差でも各負荷で同様の傾向が得られ、遜色のないことが確認された。

したがつて、C重油運転でも実用上とくに問題はないと判断し、実船試験に供することとした。

諸元	船名	D 船
船種		木材運搬船
載貨重量		24,500トン
航路		日本 - 北米
主な帰港地		清水、松山、姫路
航海ピッチ		50 ~ 60日
	形式	THI-SULZER 6RND68
主機	シリンダ径	680 mm
	ストローク	1,250 mm
	シリンダ数	6
出力	9,900 PS	
回転数	150 rpm	
平均有効圧力	10.90 kg/cm ²	



従来形



ボア・クーリング形

図2.9 陸上実機試験結果比較

(2) 実船試験結果

供試弁の製作過程で溶接形弁（SR-G1）にクラックが発生し、予想外に困難な状態に到つたこと、およびボア・クーリング形弁（SR-G2）において予定外の実機調査が必要となり、これを実施したことなどにより、計画より進捗が遅れたため、本報告にこれらの試験結果をとりまとめることが出来なかつた。

しかし、ボア・クーリング形弁については 4.8.1.2.9 D 船に供試弁を組込まずみで目下試験中であり、溶接形弁についても早急に問題解決して試験実施し 3.1 および 3.2 節の試験結果とともに別途報告する予定である。

付録 排気弁の耐久力向上の研究

1. はじめに

本報告は排気弁の耐久力向上の研究に関する研究のうち表1.1の研究項目についての追加報告である。なお実験機関および機関の運転条件は排気弁の吹抜け防止の研究の表1.2.1と全く同じである。

表 1.1 研究内容

符号	燃料油	シリング油		弁座	O:水冷	X:無冷	動力計側	AP FP AS FS	シンドル側
		ベース油	アルカリ価(TBN)						
TEST №3	軽油	パラフィン	0	X	O	O	X		
TEST №4		ナフテン	60	O	X	X	O		
TEST №5	C重油(A951クラス)	ナフテン	0	X	O	O	X		カバ上面から見る

表1.1の燃料油およびシリング油の性状は表1.2および表1.3のとおりである。

表 1.2 燃料油の性状

銘柄		C重油		軽油
比 重	15°C	0.943 ~ 0.950		0.843
引火点	°C	97 ~ 110		107
粘度	50°C	RW1	280 ~ 450	100°F 3.4 cst
	80°C	RW1	95 ~ 120	210°F 1.3 cst
残留炭素分	%		8.7 ~ 9.6	< 0.01
硫黄分	%		2.5 ~ 2.8	0.69
バナジウム分	PPM		10 ~ 80	—

表 1.3 シリング油の性状

ベース油		パラフィン	ナフテン	ナフテン
アルカリ価(TBN)	KOH %	0	0	60
比 重	15°C	0.889	0.906	0.945
引火点	°C	220	212	228
流動点	°C	-12.5	-17.5	-22.5
粘度	37.8°C	cst	222.9	273.5
	98.9°C	cst	17.9	16.5
粘度指数	—		95	58
				70

2. 実験結果

2.1 TEST No.3 (軽油×パラフィン系ストレートシリング油)

一般に、燃料油が粗悪化するほど排気弁の耐久力が小さくなるといわれている。そこで、ここでは燃料残渣が少ないと思われる軽油とストレート油を組合せたTEST No.3の実験を行なう。なお、本実験に限り、入手の都合でパラフィンベースのシリング油を使用する。

図2.1にこの実験の最終開放状況を示す。運転時間は268Hrである。燃焼室壁の付着物は非常に少なく、弁および弁座シート面の状況は非常に良好である。燃焼室壁の付着物は全面赤銅色で、極く薄く金属表面を着色する程度であった。赤銅色の原因については明らかでないが、弁および弁座のシート面にも薄く斑状に付着している。弁傘首部には、このすき間から燃焼ガスの吹抜けた形跡があるが、これが焼損に結びつくとは到底考えられない程度である。弁座の凹み疵は比較的に小さくて少なく、さらに長時間の運転に耐えると判断して実験を中止した。シリング油を適切に選べば排気弁の状態はさうに良くなるものと思われる。この点を明らかにするために、軽油にハイアルカリのシリング油を使用してみたのが次のTEST No.4で、軽油にハイアルカリ油を用いる例は少ないと、A重油では稀にあるようである。

2.2 TEST No.4 (軽油×ナフテン系シリング油 TBN60)

図2.2および図2.3に本実験のそれぞれ104Hrおよび309Hr後の開放状況を示す。燃焼室壁には、すでに100Hr程度で多量の燃焼残渣が付着している。ことにシリングカバの燃料弁周りおよび排気弁側面に多く灰白色で、剥離した跡が明りようにみられる。燃料油がC重油の同時期の開放結果(既報)に比べると、燃焼残渣の付着物は量的には大差ないが、軽油の場合の方が脆くて、付着力が弱い感じである。燃焼残渣は弁・弁座のシート面にもかなり付着している。弁座の凹み疵もC重油の場合と同程度である。図2.2の弁FSに見られるとおり、これらの付着物にむらのあるところおよび弁座の凹み疵の部分から、すでに100Hr程度でも吹抜けが起っている。しかし焼損の形跡はない。さらに運転を続けると図2.3のとおり、弁座の凹み疵はシートの全面に及ぶが、付着物は弁棒首部でやや増加する程度で、他は100Hr程度のときと大差ない。弁・弁座シート面には灰白色と黒色の燃焼残渣が斑状に付着しており、その剥離部から燃焼ガスの吹抜けた跡がかなり多く点在する。弁座シート面の凹み疵も吹抜けの原因にはなっているが、凹みの中に灰白色の燃焼残渣を埋没している例も多く見受けられ、むしろ燃焼残渣の付着むらから吹抜けている場合が多いように見受けられた。なお、本実験のAPおよびASには水冷却弁座を使用しているが、排気弁の損傷状況および燃焼残渣の付着状況は無冷却弁座使用のAS

および FP を大して変らす。弁座を水冷却した効果は明らかでない。

2.3 TEST № 5 (C重油×ナフテン系ストレートシリング油)

TEST № 3 および № 4 から、燃料油が軽油の場合の燃焼室壁付着物はシリング油の TBN によって大幅に異なることが明らかになった。それでは一体燃料油が C重油の場合の燃焼残渣は、C重油中の不燃物なのか、或るいは C重油に対応して使用されるシリング油に由来するアルカリ添加物なのかという疑問が生ずる。本実験はこの点を明らかにするために実施したものである。

図 2.4 に本実験の最終開放状況を示す。運転時間は 299 Hr である。燃焼残渣の付着物はシリング油の TBN が高い場合に比べるとはあるかに少ない。黒色の燃焼残渣が薄く全面に付着している程度である。量としては少ないが付着物は 200 Hr 程度まで次第に増加し、以後は定常状態に達した。このように燃焼残渣があまり厚く成長しないためか、シート面の凹み疵は小さくて少なく、299 Hr 運転後も軽微な吹抜けがある程度で、弁が焼損するまでには到っていない。しかし、弁および弁座のシート面にも燃焼室壁同様の燃焼残渣が付着しており、打ち叩かれて斑状に金属様の光沢の出ているところがあり、シート面の状況は必ずしも良いとはい難い。シート付着物が剥離して溝を形成し、焼損に到る可能性も十分ある。現に弁シート面には、すでに 100 Hr 頃から付着物の剥離に起因すると思われる軽微な吹抜けが認められていたが、その位置は開放する毎に異なっていた。付着層が薄いために大きな焼損には進展しなかったものと判断される。AS および FP には水冷却弁座を使用しているが、弁および弁座の付着物および損傷の程度は無冷却の AP および FS と差がなく、弁座冷却の効果は明らかでない。しかし本実験結果から、シリング油のアルカリ添加剤が排気弁の耐久力に、かなり悪く影響していることは明らかである。

3. 考察

3.1 燃焼残渣の付着物

排気弁周りに付着した燃焼残渣の分析結果を既報の結果を含めて表 3.1 に示す。TEST № 1 および TEST № 2 については先に報告したので、ここでは、おもに TEST № 3 ～ № 5 について考察する。ただし、TEST № 3 は付着物が少なく、分析精度が悪いので単なる参考データとして取り扱ってほしい。

TEST № 4 から軽油とアルカリ価 60 のシリング油と組合せたときの燃焼残渣の主成分は Ca および SO₃ であることが分る。ただし、軽油で運転した場合にかかる多量の硫酸分が検知される理由は明らかでない。

TEST № 5 は、C重油とストレートシリング油を組合せた場合で、これも付着物が少なく、分析の精度はやや劣るが、主成分は SO₃, V₂O₅ および Na₂O 系の腐食性物質であることが分る。また、この場合の PH は可成り低く、この

今まで長時間運転することはリングライナの摩耗の面から好ましくないものと思われる。

一方、既報の結果をもとに、今回の実験結果から燃焼残渣の付着量が燃料油よりは、むしろシリング油のアルカリ添加剤に対する依存度の方が大きいことはほぼ確実であり、排気弁の耐久力向上策として、できるだけ低アルカリ価のシリング油を使用することは有効と判断される。

3.2 燃料油の影響

シリング油のTBNが同じであれば、燃料油がC重油と軽油のときの排気弁の状況は明らかに軽油の場合がよく、ことに燃料油が軽油とTBN0のシリング油を組合せた場合には付着物が少なくて十分な分析ができる程であった。また同じシリング油でも、軽油の場合の付着物は全般的にC重油の場合ほど黒くなく、燃焼が良く、未燃カーボンの含有率が少ないと判断された。このように、燃焼残渣の付着に対して燃料油の影響のあることは否定できないが、シリング油のCa添加剤に比べれば、燃料油の影響度は小さいとみてよいようである。

次に、排気弁の焼損に及ぼす燃料油の影響について考える。排気弁が焼損する前段階として吹抜けが存在する。吹抜けの原因は既報告のとおり、燃焼残渣の咬込による凹痕ならびに付着むらが有力であるが、吹抜けがすべて焼損に結びつくとは限らない。シリング油のアルカリ価が60の場合、燃料油がC重油のときも軽油のときもシート面の凹痕および付着物、したがって初期吹抜けの程度に明りような差は認められなかった。それがC重油のときにはすぐに焼損に結びつき、軽油のときはなかなか焼損に至らなかった理由は、弁および弁座の温度条件には大差ないとと思われるから、燃油それぞれの組成の相違に求めざるを得ない。軽油と違って重油には腐食性のバナジウム、ナトリウム始め、各種灰分が含まれている。これらの化合物は弁・弁座の通常の作動温度範囲では大した腐食性を示さないが、シート面が吹抜けている近傍の弁・弁座は高温・高圧の燃焼ガスの通過によって、高温腐食が進行するのに十分な温度に加熱されるであろう。軽油の場合も温度条件はほぼ同じであるが、腐食性物質がほとんど含まれていないために腐食が進行しなかったのではないかと考える。

4.まとめ

(1) 燃焼室壁付着物の量は燃料油の性状よりは、むしろシリング油のアルカリ価(カルシウム添加剤の量)に対する依存度が大きく、排気弁の耐久力を向上させるには、できるだけ低アルカリ価のシリング油を使用するのが好ましい。

(2) 吹抜けが大きくなると焼損に進展するが、同程度の吹抜けならば、燃料油が軽油よりもC重油の場合が早く焼損する。C重油にはバナジウムを始め

ナトリウム等、高温で腐食性のある物質が含まれているためではないと考える。

5. おわりに

排気弁の焼損事故には多くの因子が絡んでおり、その対策を行なうには、まず、それぞれの因子の影響度を明らかにしなくてはならない。本研究では、漸くその一端が分りかけてきた程度で、今後に残された課題が多い。

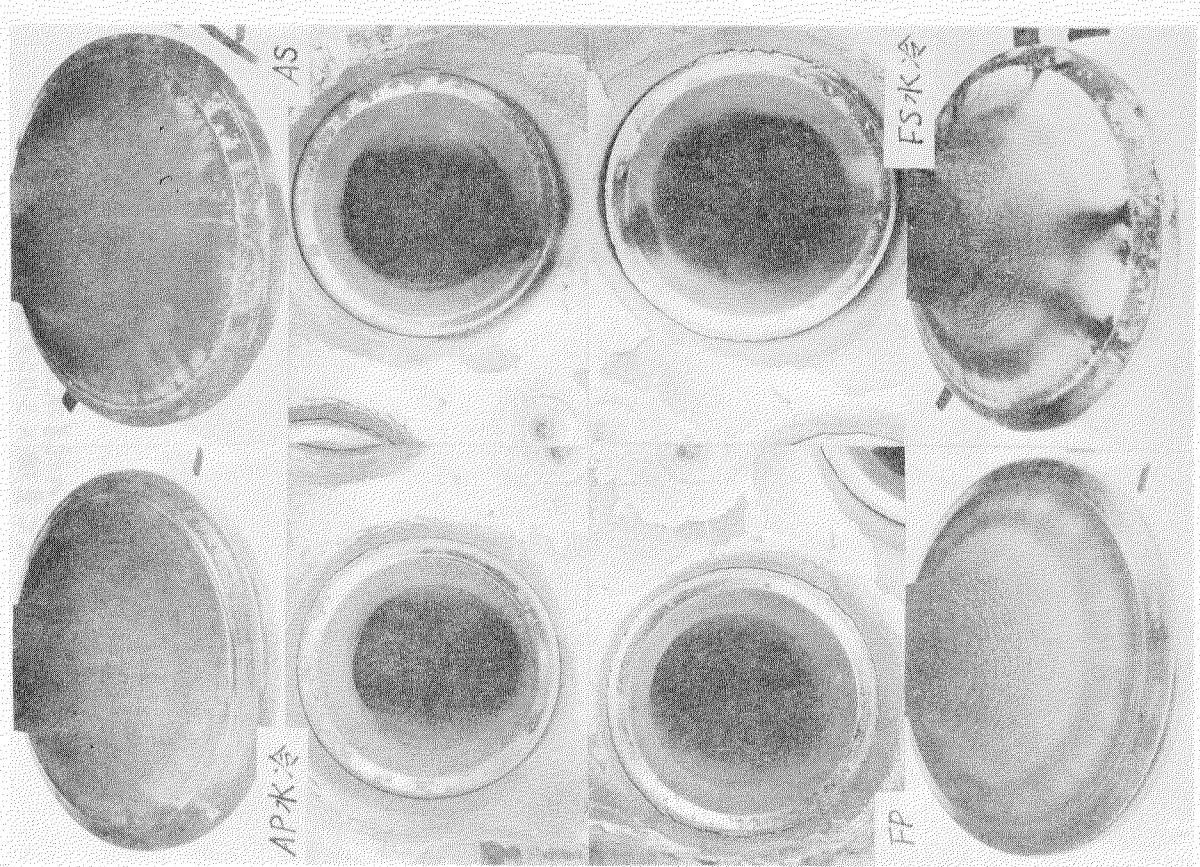


図 2.2 燃焼残渣の付着状況
(重油 × シリンダ油 TBN 60)
104 Hr

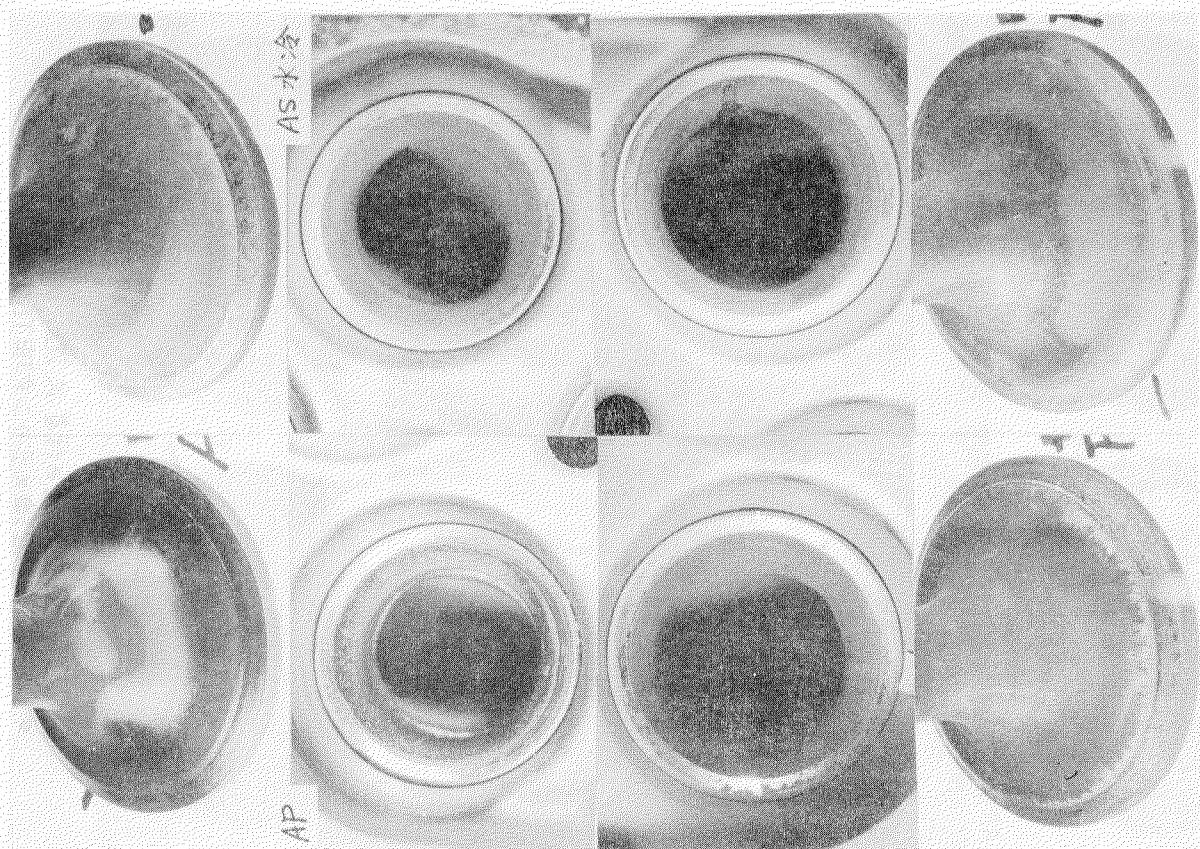


図 2.1 燃焼残渣の付着状況
(軽油 × シリンダ油 TBN 0)
268 Hr

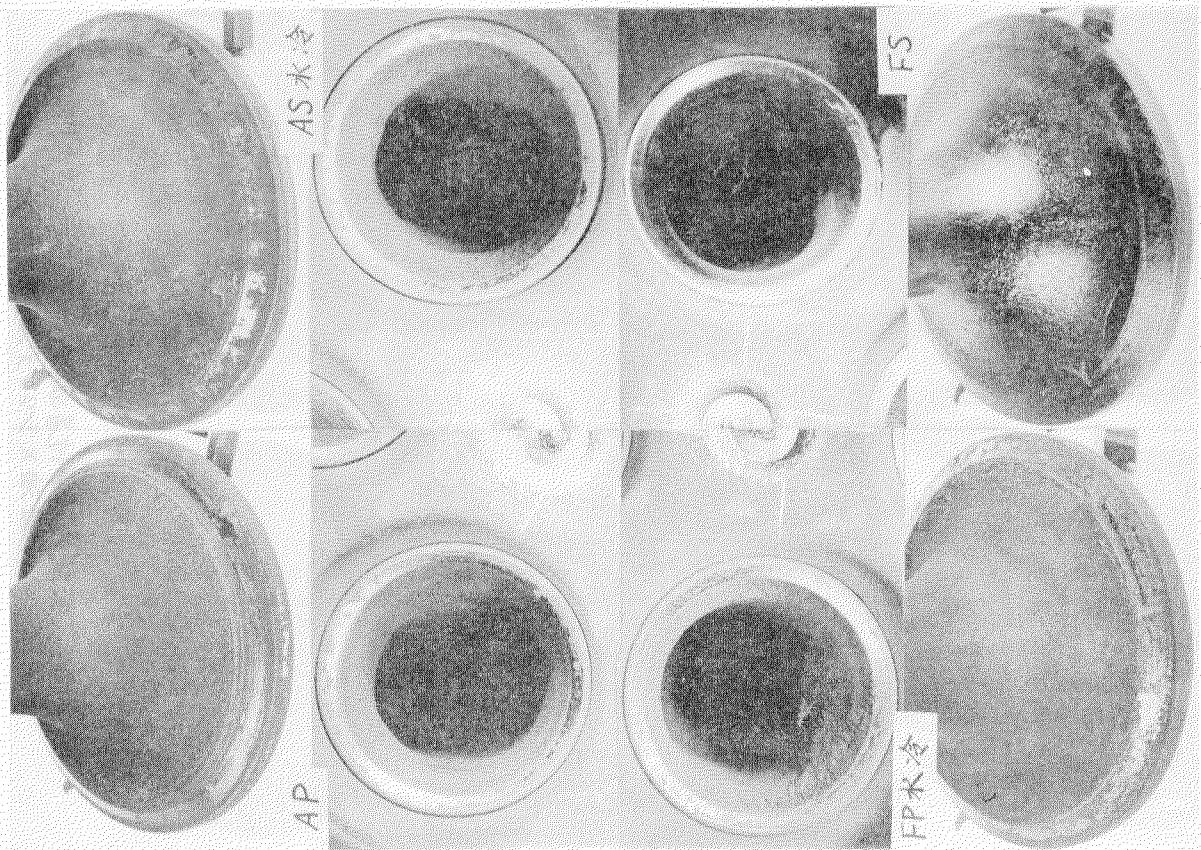


図 2.4 燃焼残渣の付着状況
(C重油×シリナジ油TBN 0) 295 Hr

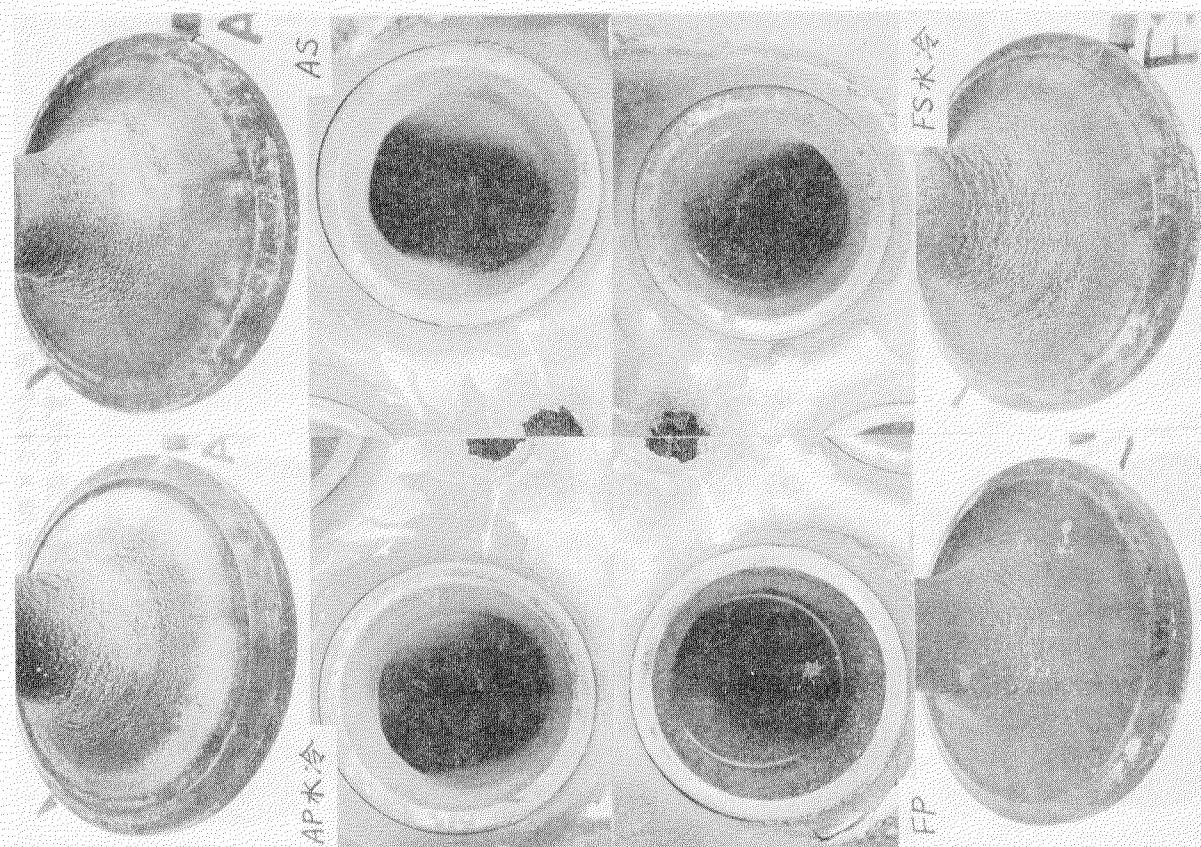
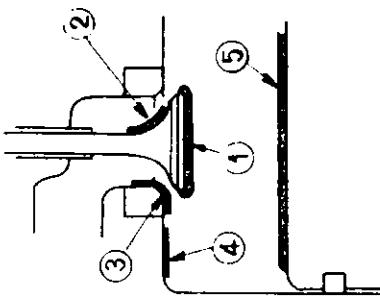


図 2.3 燃焼残渣の付着状況
(軽油×シリナジ油TBN 60) 309 Hr

表 3.1 付着物分析結果

実験番号	燃料油 (TBN)	弁座	符号	PH _{H₂O} 18/100ml	分析結果 (重量百分率 %)				
					V ₂ O ₅	Na ₂ O	Fe ₂ O ₃	CaO	SO ₃
TEST №1	4.0	無冷	1	2	4.1	—	2.3	21.0	44.9
			3	—	0.6	—	2.3	1.6	8.4
			4	—	1.1	0.7	1.7	22.5	36.5
			5	—	1.1	1.3	2.1	25.8	38.0
			1	—	2.2	0.8	0.9	42.7	51.7
	C重油	水冷	2	—	5.7	2.9	2.9	37.1	46.5
			3	—	2.4	—	13.9	3.9	5.4
			4	—	3.9	—	4.0	37.9	42.9
			5	—	5.8	2.2	1.1	35.3	46.2
			3	—	1.4	0.6	16.6	3.0	4.3
TEST №2	6.0	無冷	4	7.5	4.0	0.9	0.5	31.6	35.8
			5	6.6	11.2	3.0	0.7	30.0	38.2
			3	—	3.2	0.0	0.3	2.9	0.6
			4	—	4.4	0.0	1.3	33.7	3.5
			5	—	7.3	0.0	0.3	0.2	26.6
	0	水冷	1	—	9.4	0.03	0.1	0.4	32.5
			2	—	3.1	0.0	0.0	3.2	0.8
			3	—	6.6	0.0	0.6	1.2	30.6
			4	—	7.7	0.0	0.2	0.1	32.5
			5	—	9.6	0.0	0.3	0.6	35.0
TEST №3	0	無冷	1	—	3.0	0.0	0.04	9.9	1.2
			2	—	6.6	0.0	0.6	1.2	36.7
			3	—	7.3	0.0	0.2	0.1	60.1(14.1)
			4	—	9.4	0.03	0.1	0.4	39.1(23.0)
			5	—	11.2	0.0	0.0	0.8	52.8(9.3)
	C重油	水冷	1	—	3.1	0.0	0.0	0.2	60.1(14.1)
			2	—	6.6	0.0	0.6	1.2	30.6
			3	—	7.3	0.0	0.2	0.1	32.5
			4	—	9.4	0.0	0.3	0.6	35.0
			5	—	11.2	0.0	0.0	0.8	59.9(15.7)
TEST №4	軽油	無冷	1	—	7.7	0.0	0.2	0.1	32.5
			2	—	9.6	0.0	0.3	0.6	35.0
			3	—	11.2	0.0	0.04	9.9	1.2
			4	—	12.9	0.0	0.2	0.1	32.5
			5	—	14.3	0.0	0.2	0.1	32.5
TEST №5	C重油	水冷	1	—	2.7	—	—	—	—
			2	—	3.0	—	—	—	—
			3	—	6.6	—	—	—	—
			4	—	7.3	—	—	—	—
			5	—	9.4	—	—	—	—

符号の説明



()内は SO₃ の水溶性成分