

日本船舶振興会 昭和46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. 148

第113研究部会

舶用ディーゼル機関の故障防止 対策に関する研究

報 告 書

昭和47年3月

社 団 法 人
日 本 造 船 研 究 協 会

才 113 研究部会報告書 (研究資料 No. 148 昭和 47 年 3 月)

正 誤 表

頁	行(図、表)	誤	正
1	2	重量疲労試験	重 量 疲労試験
"	20	引張強さ $\sigma_B \approx \frac{kg}{mm^2}$	引張強さ $\sigma_B = \underline{\underline{572}} \frac{kg}{mm^2}$
2	13	99%と1%	90%と10%
10	図 1.1.13	$\delta = C\sigma_B + D$ } とし時の定数 $\psi = E\sigma_B + F$ } とした時の定数	$\delta = C\sigma_B + D$ } とした時の定数 $\psi = E\sigma_B + F$ } とした時の定数
11	1	ピストン実	ピストン
"	14	周周方向	円周方向
16	5	SR 1000	SR 100
17	1	大旨	おおむね
"	22	ピストンの安性	ピストンの安全性
18	表 1.1. 4	降伏点 引張強さ σ_y σ_B ($\frac{kg}{mm^2}$) ($\frac{kg}{mm^2}$)	降伏点 引張強さ σ_y σ_B ($\frac{kg}{mm^2}$) ($\frac{kg}{mm^2}$)
		絞り ψ (%)	絞り ψ (%)
			入れる
22	図 1.1.24	重量サイクル	重 量 サイクル
25	18	この波形では	この波形では
"	22	T_R	$\underline{T_R}$
26	図 1.2. 5	二重重量波	二重重 量 波
27	10	図 1.2.5 普通鋳鋼	図 1.2.5 \backslash 普通鋳鋼
"	33	応力比例 m を	応力比 m を
41	9	機間回転	機 間 回転
"	16	関数であるか	関数であるが
44	14	プロペ \sim	プロペラ

は　し　が　き

本報告書は日本船舶振興会の昭和46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113研究部会においてとりまとめたものである。

本研究の委員は次のとおりである。

第113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）	
幹事	明石源一郎（川崎重工業）	新井淳一（日本海事協会）
	井ノ内一雄（船舶技術研究所）	今井次郎（三菱重工業）
	小泉繁夫（東京大学）	後藤寿穂（日立造船）
	西木戸実（三井造船）	
委員	泉修平（三菱重工業）	岩城正夫（石川島播磨重工業）
	大井利継（三井造船）	岡本速（船用工業会）
	奥村克二（名村造船所）	小川光明（三井造船）
	大坪昇（日立造船）	尾崎久（川崎汽船）
	河津威信（住友重機械工業）	片岡敏道（佐世保重工業）
	孝橋謙一（阪神内燃機工業）	木下勝（三菱重工業）
	佐藤義一（函館ドック）	坂本襄（白杵鉄工所）
	白石邦和（日本鋼管）	高田寿（神戸製鋼所）
	田中兵衛（昭和海運）	葉山真治（東京大学）
	原野二郎（三井造船）	東園安憲（大阪造船所）
	堺之北克朗（運輸省）	真砂宏（大阪商船三井船舶）
	村松省吾（三保造船所）	本岡隆雄（三菱重工業）
	森川卓（日本船主協会）	山田敏郎（京都大学）

目 次

1. 燃焼室壁の強度の研究	1
1.1 欠陥材の定応力引張圧縮重複疲労試験	1
1.1.1 はじめに	1
1.1.2 ピストン用 $1/2\text{Mo}$ 鉄鋼の強度的バラツキ	1
1.1.3 ピストン実体の非金属介在物と強度の分布	11
1.1.4 ピストン用 $1/2\text{Mo}$ 鉄鋼の疲労強度	16
1.1.5 むすび	24
1.2 定歪平面曲げ重複疲労試験	25
1.2.1 試験片と実験方法	25
1.2.2 一定振幅疲れ試験結果	26
1.2.3 二重重複波温度一定疲れ試験結果	26
1.2.4 二重重複波温度変動疲れ試験結果	27
1.2.5 二重重複波疲れ試験	27
1.2.6 重複波形の一整理方法と従来の実験結果の比較結果	29
1.2.7 本研究のまとめ	33
2. 燃焼室壁部材熱負荷の経年変化の研究	34
2.1 緒言	34
2.2 実験データによる熱的境界条件の計算	34
2.2.1 実験データの選択	34
2.2.2 シリンダ内ガス温度の計算法	37
2.2.3 温度分布計算法	38
2.2.4 热的境界条件の計算法	41
2.2.5 計算結果	43
2.3 热的境界条件の解析	69
2.3.1 各種热伝達率実験式の評価	69
2.3.2 热伝達率の実験式	70
2.4 热負荷シミュレーション	75
2.5 結言	77

1. 燃焼室壁の強度の研究

1.1 欠陥材の定応力引張圧縮重量疲労試験

1.1.1 はじめに

ピストンの信頼性の向上のためにはピストン実体の疲労強度のバラツキを明らかにする必要がある。

このために船用ディーゼル機関のピストン・クラウンに最も多く用いられる $\frac{1}{2}$ Mo 鋳鋼について付帯試験片による引張試験結果 463 例の調査とピストン 5 ケの剖析調査を行って非金属介在物含有量の分布と実体内の強度のバラツキについて調査検討した。

一方、非金属介在物の含有量と熱処理を変えた素材および、実体より採取した試験片についても疲労試験を行った。疲労強度はディーゼル機関の発停に伴ってピストンに生ずる熱応力の繰返しに相当する低サイクル疲労と、ガス爆発応力の繰返しに相当する高サイクル疲労、およびこれらの相互干渉によって生ずる強度低下のために重量疲労試験を行った。

これより、上記ピストン実体の静的機械的性質のバラツキと疲労強度との対応について検討した。

1.1.2 ピストン用 $\frac{1}{2}$ Mo 鋳鋼の強度的バラツキ

実際の稼動している機関のピストン・クラウンに使用されている $\frac{1}{2}$ Mo 鋳鋼の化学成分、機械的性質がどれ位のバラツキの巾をもっているものか検討する必要がある。そして、信頼性の高いピストンを設計するためには、これらバラツキを考慮しなければならない。

このため、過去 3 ~ 4 年間のピストン・クラウン実体の付帯試験片の立合試験（製造者側で監督官立合の上で実施する材料試験）の結果を調査し、463 例についてまとめた。

表 1.1.1 には全体的な算術平均を行った化学成分と引張試験データ、硬度の関係を示す。これによれば炭素含有量 0.16 %、引張強さ $\sigma_B \approx \text{Kg/mm}^2$ 前後のものが平均的なようである。

表 1.1.1 ピストン用 $\frac{1}{2}$ Mo 鋳鋼の平均的な化学成分と機械的性質

（463 例の平均）

C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Mo (%)	引張強さ σ_B (Kg/mm^2)	降伏点 σ_y (Kg/mm^2)	伸び δ (%)	絞り ψ (%)	硬度 H_B
0.16	0.40	0.68	0.012	0.012	0.42	57.2	45.2	28.1	63.6	167

頻度分布を調べたものとして炭素含有量（図 1.1.1）、引張強さ（図 1.1.2）、破断絞り（図 1.1.3）を示した。すなわち頻度が最も多いのは炭素含有量 0.18 %、引張強さ 60 Kg/mm^2 、破断絞り 65 % 前後の材料が多い。

これらのデータを統計的に処理するため確率紙によってバラツキを検討することにする。この方法は次式で確率 P を計算するものである。

$$P = \frac{m}{n + 1} \quad (1.1.1)$$

n : 検討に使用したデータの数

m : 大きい方からならべた順位

式(1.1.1)の解釈については W. Weibull⁽¹⁾、E. J. Gumbel⁽²⁾のものがある。整理の結果を例として疲労強度に最も関係があると考えられる引張強さと破断絞りについて炭素含有量 C = 0.16% と C = 0.18% のものを図 1.1.4 ~ 1.1.7 に示した。この意味するところは図 1.1.4 で説明すれば次の通りである。P = 90% に相当するところは $\sigma_B = 53 \text{ Kg/mm}^2$ であり、P = 10% に相当するところは $\sigma_B = 60.5 \text{ Kg/mm}^2$ である。すなわち、炭素含有量 0.16% のピストンに使用される $\pm M$ 鋳鋼の 90% は $\sigma_B = 53 \text{ Kg/mm}^2$ 以上の引張強さをもっており、 $\sigma_B = 60.5 \text{ Kg/mm}^2$ 以上の強さを期待出来るのは全材料の 10% と推定されることを示す。P = 50% の点は中央値（分布が対称であれば平均値）を示す。

これらの図より $\pm M$ 鋳鋼の確率的に機械的な性質の推定値を求めることが出来る。

次に $\pm M$ 鋳鋼の各炭素含有量に対する引張強さ、降伏点、破断伸び、破断絞り、硬度の関係を平均値にしたもの図 1.1.8 に示した。この中でとくに引張強さと破断絞りに対して 99% と 1% の信頼限界の曲線を示した。

図 1.1.9 には炭素含有量と引張強さの関係を示したが炭素量が増せば引張強さも大きくなるが、バラツキが大きく、炭素含有量で引張強さを規定することは無理であることがわかる。

引張強さとその他の機械的性質の関係を求めるため引張強さ σ_B と硬度 H_B 、引張強さ σ_B と伸び δ 、絞り ψ の関係を図 1.1.10、図 1.1.11 に例として示した。

これらの関係を数式化すれば図 1.1.12、図 1.1.13 のようになり、炭素含有量が異なっても同一式で表示出来、炭素含有量 0.13 ~ 0.18% の範囲では平均的に次のように表示出来る。

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_B = 0.25 H_B + 14.46 \\ \delta = -1.02 \sigma_B + 87.0 \\ \psi = -0.8 \sigma_B + 110.7 \end{array} \right\} \quad (1.1.2)$$

以上によってピストンに使用される $\pm M$ 鋳鋼の機械的性質の相互の関係を知ることが出来る。

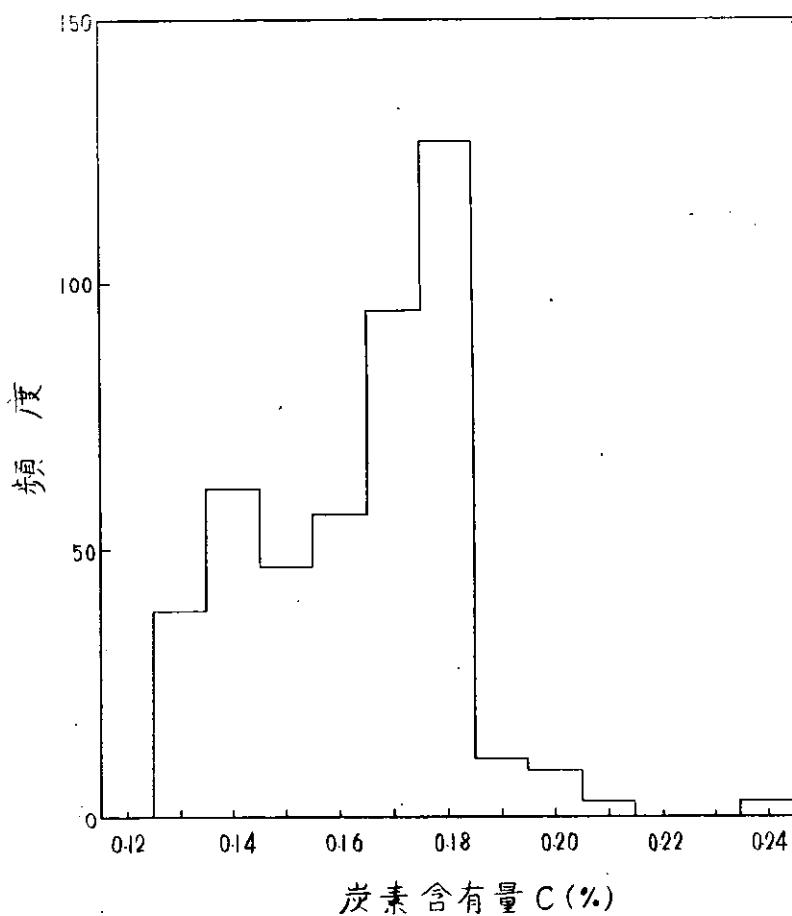


図 1.1.1 炭素含有量 C と頻度との関係

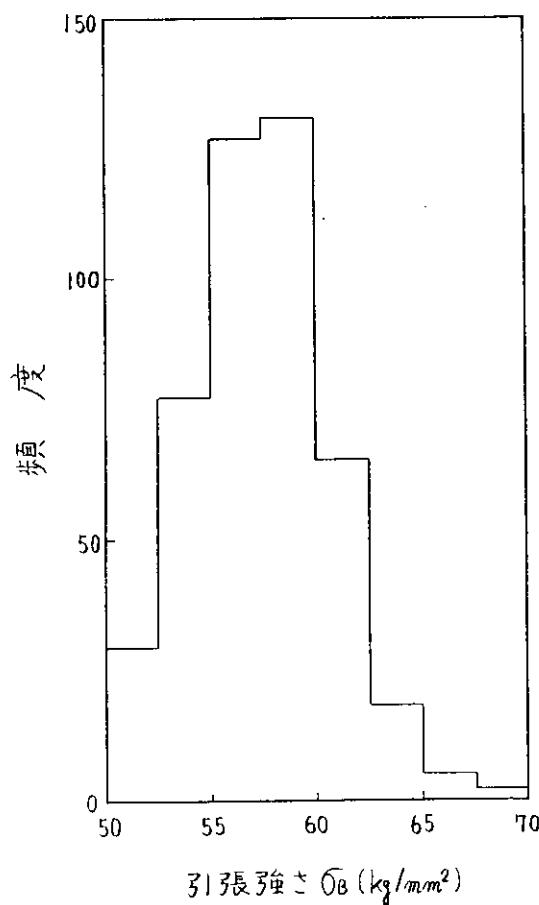


図 1.1.2 引張強さ σ_B と頻度との関係

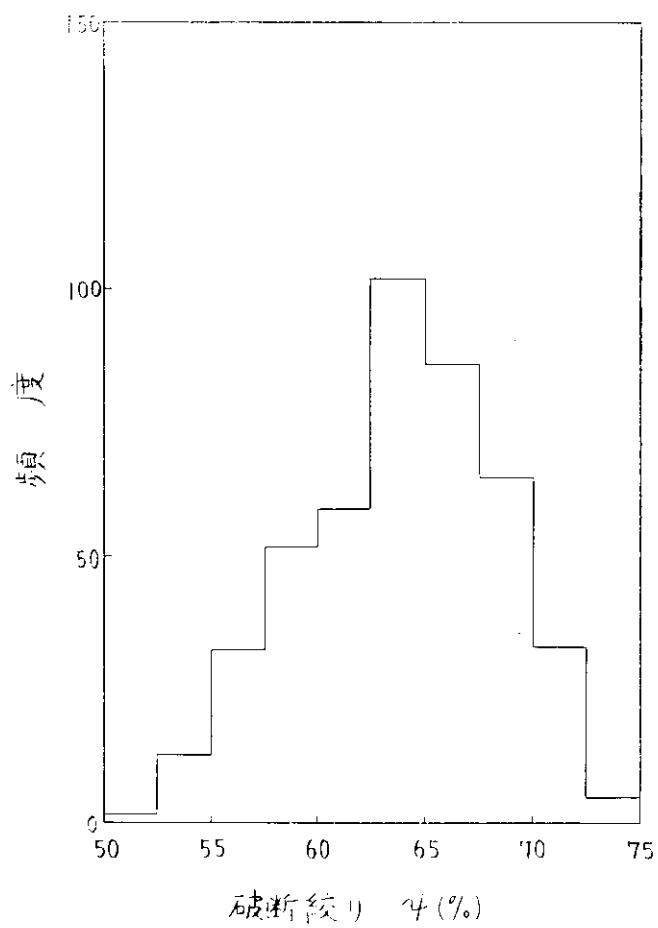


図 1.1.3 破断絞りと頻度との関係

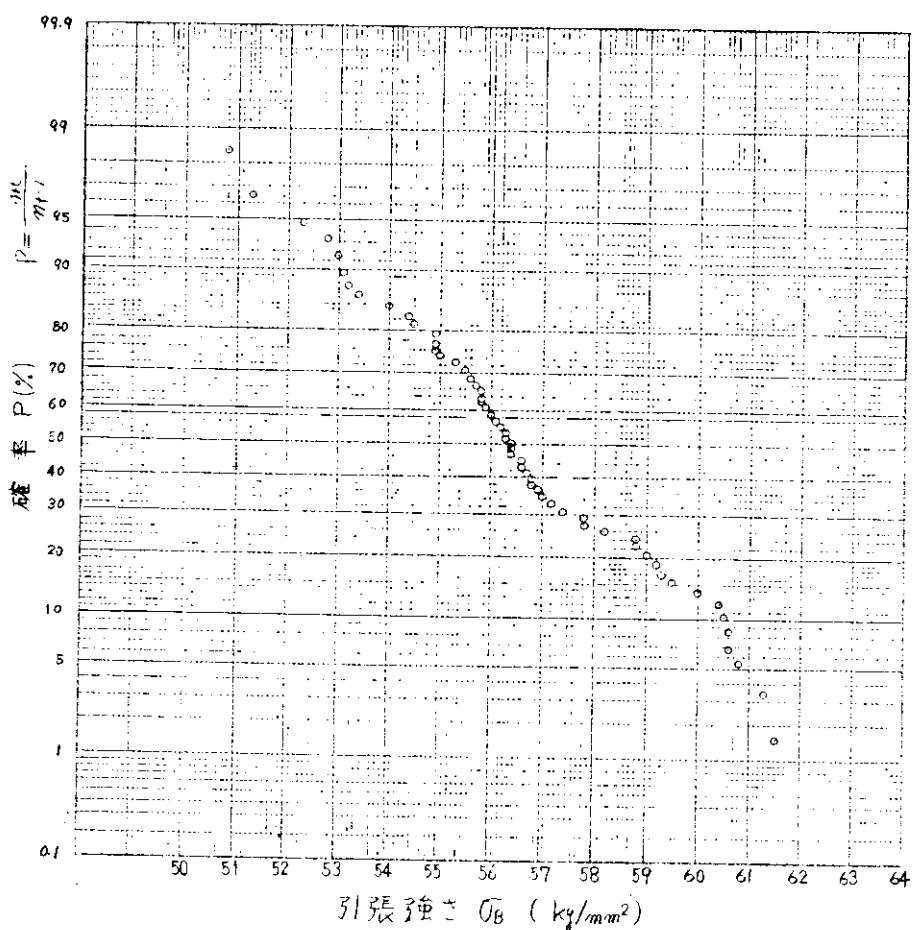


図 1.1.4 $C = 0.1$ 6%の引張強さに対する確率線図

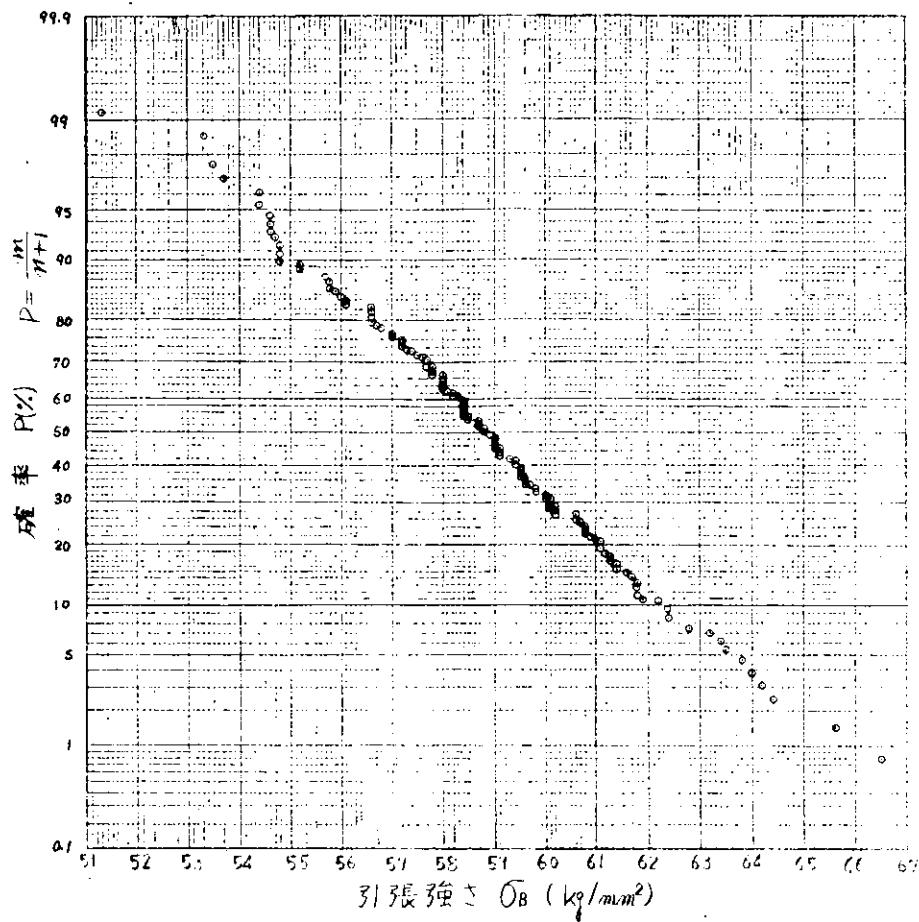


図 1.1.5 C = 0.18% の引張強さに対する確率線図

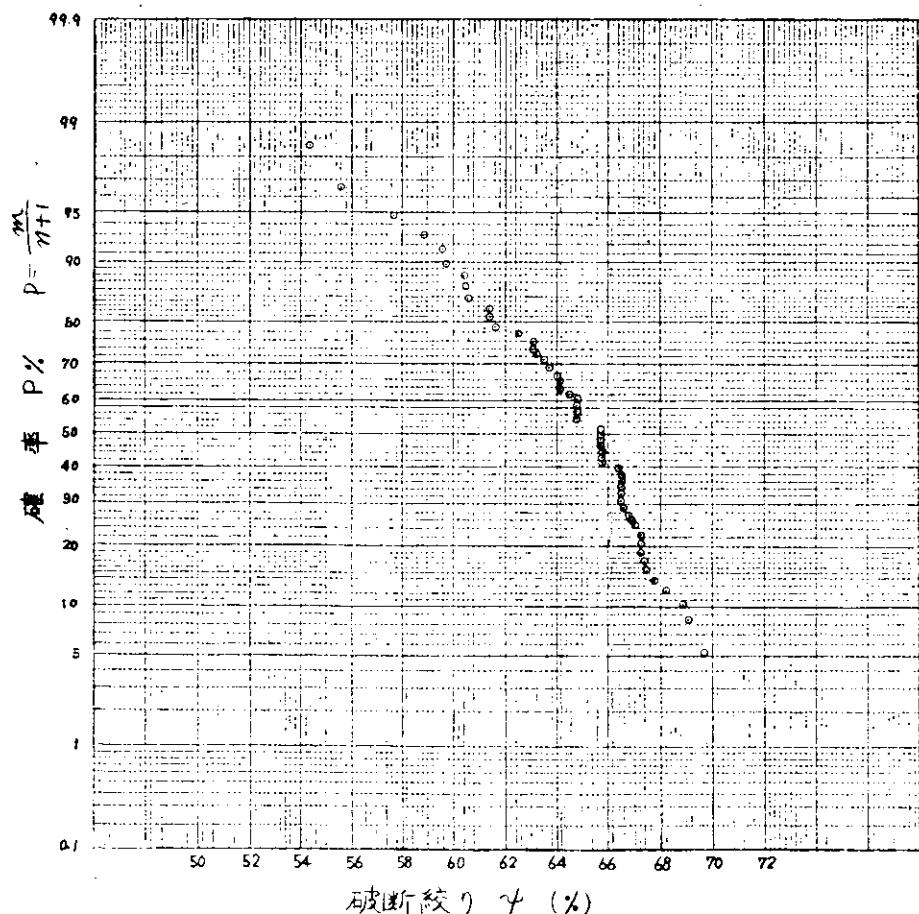


図 1.1.6 C = 0.16% の破断絞りに対する確率線図

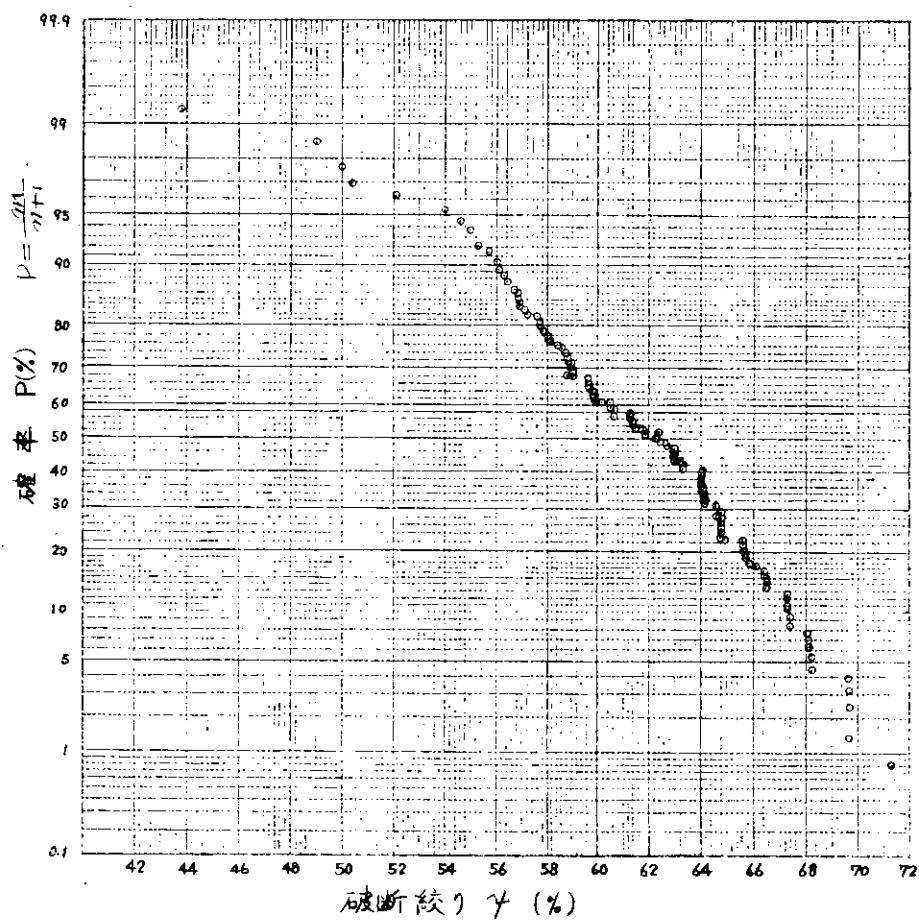


図 1.1.7 $C = 0.18\%$ の破断強さに対する確率線図

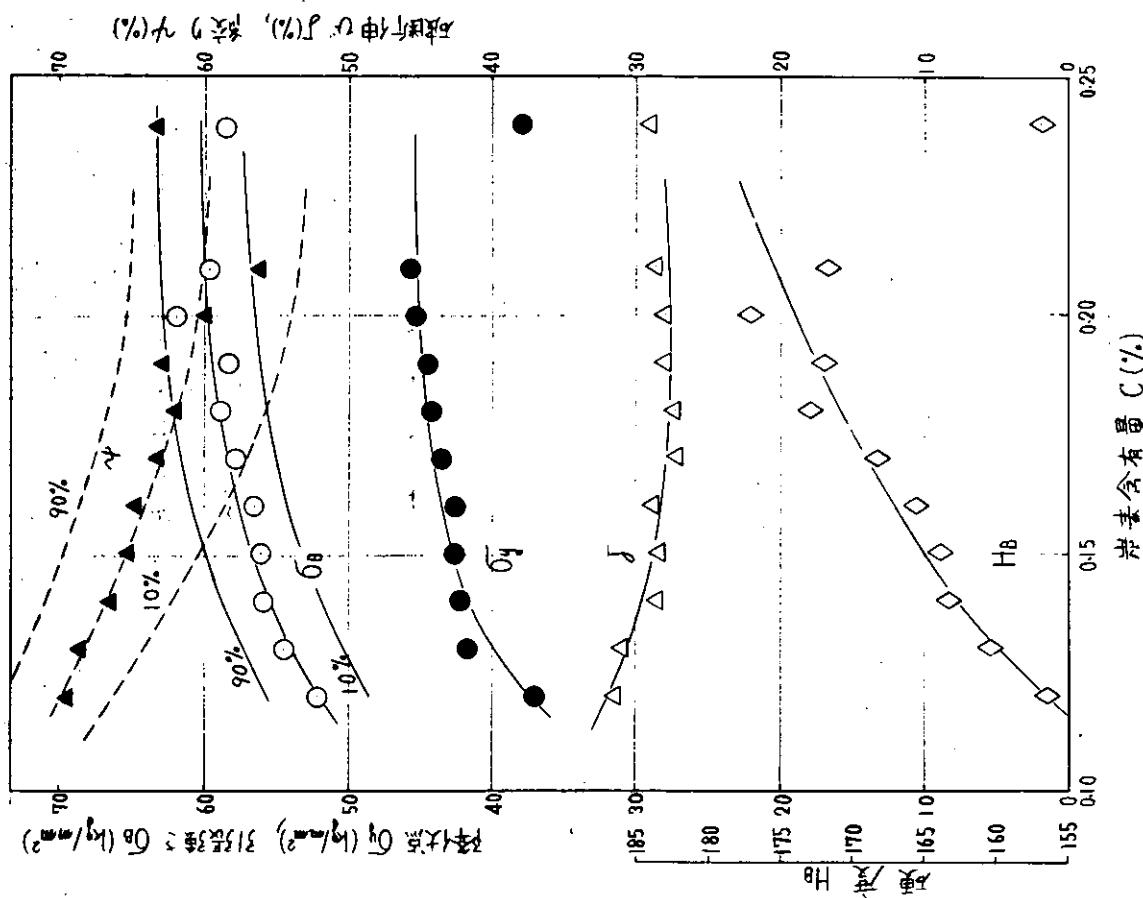


図 1.1.8 炭素含有量と機械的性質との関係

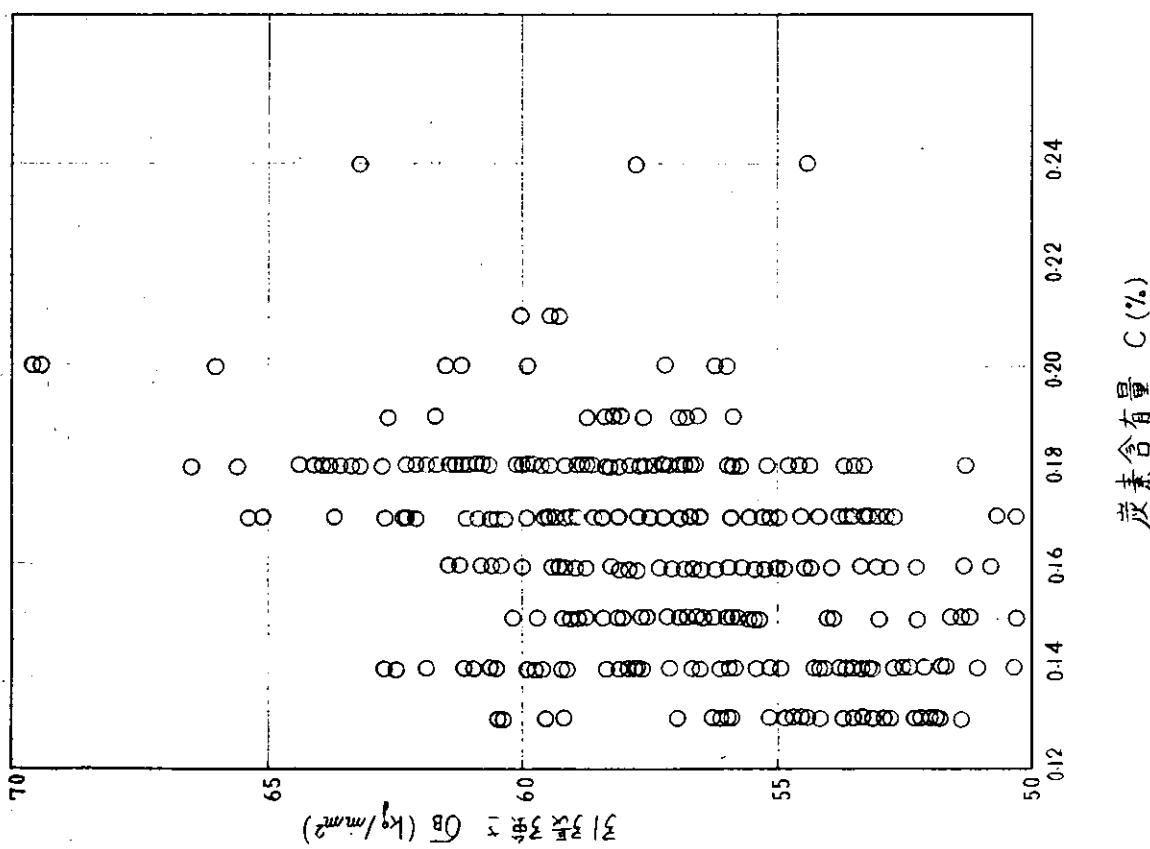


図 1.1.9 炭素含有量と引張強さの関係

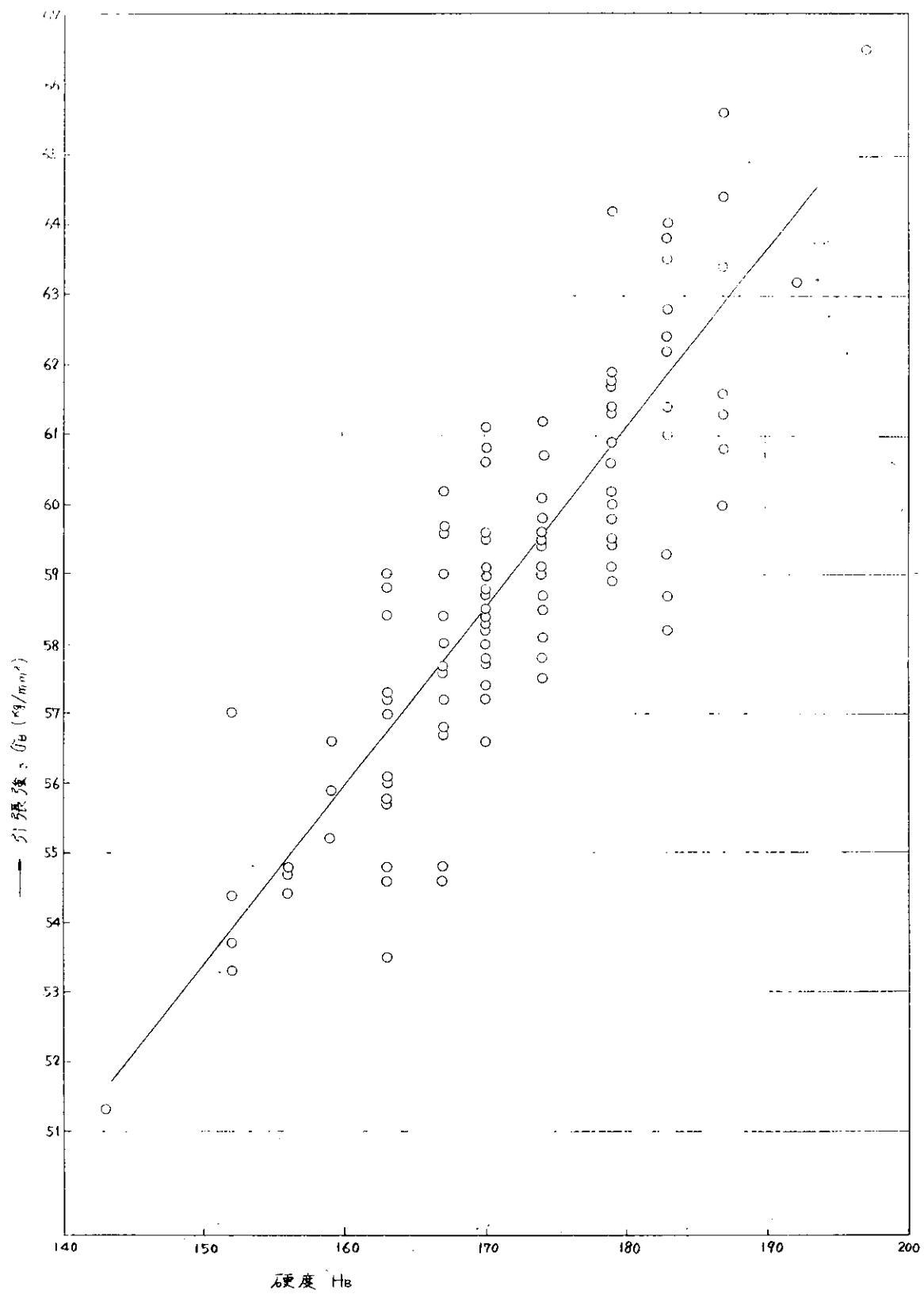


図 1.1.1.0 C = 0.18 %における引張強さ σ_B と硬度 H_B の関係

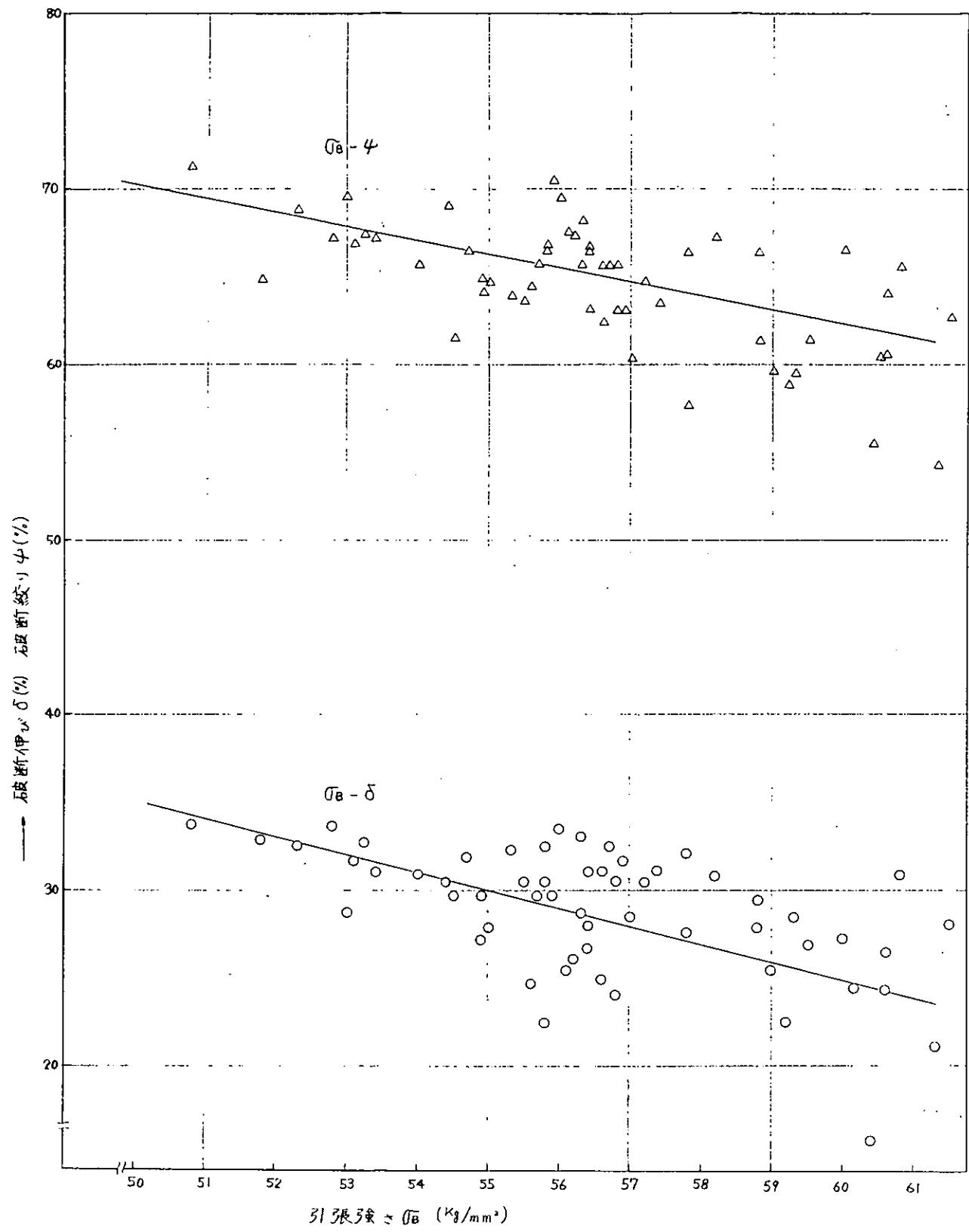


図 1.1.1.1 C = 0.16%における引張強さ σB と破断伸び δ, 絞り ϕ の関係

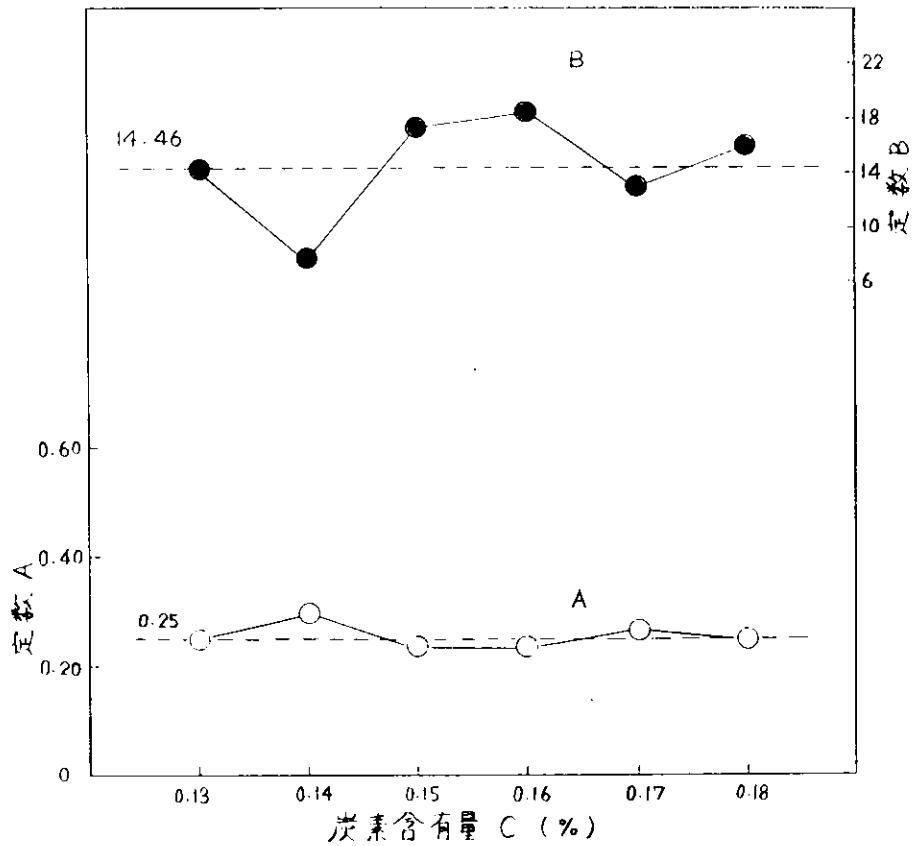


図 1.1.1.2 $\sigma_B = AHB + B$ とした時の定数

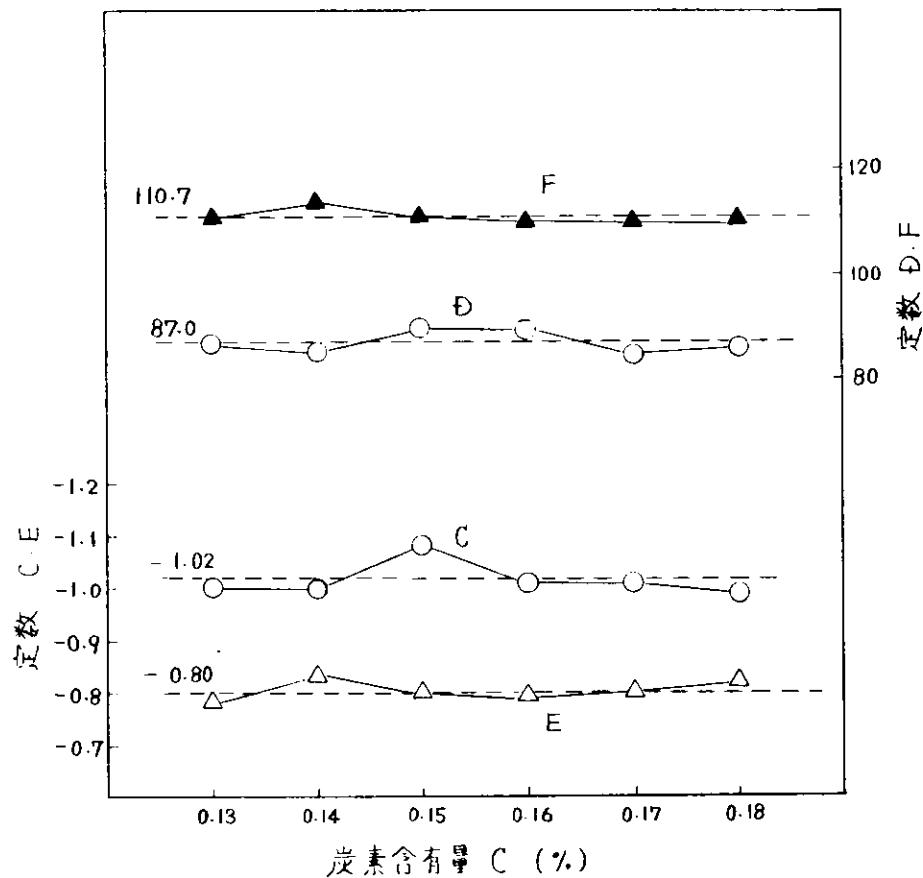


図 1.1.1.3 $\begin{cases} \sigma = C\sigma_B + D \\ \psi = E\sigma_B + F \end{cases}$ とした時の定数

1.1.3 ピストン実体の非金属介在物分布

実際のピストンのチャージごとの材料強度のバラツキは前章で考察した通りであるが、さらにピストン実体の強度の分布を知る必要がある。ピストン実体の強度の差は場所によって肉厚が異なるために、鋳造時の凝固早さの相違によるものと焼入れ、焼戻しを行う際の効果の相違によるもの、つまり、質量効果によるものが第1に考えられるが、さらに実体内部の非金属介在物の分布、程度による強度の影響が従来は調査検討されたことが少ない。非金属介在物は硫化物や酸化アルミナ、酸化シリコンなどの酸化物からなるもので、鋳造の凝固時に金属の中にとじ込められるものである。これらの介在物が強度に及ぼす影響も含めて検討する。

このためピストン実体5ヶを切断して介在物の分布状況や引張性質について調査することにした。

供試したピストンは図1.1.1.4に示す型のもの4ヶであり、その中のピストン記号I～Ⅲは使用後陸揚げされたものである。Ⅳは鋳造時に局部的な中子くずれのために廃却になったもので熱処理は行っていない。また図1.1.1.5に別の型のものをピストン記号Vとして示した。これは試験的に製作されたもので生産工事として通常使用していない高周波炉によって溶解鋳造されたものである。これの化学成分を表1.1.3に示した。いずれも図に示す通り、周周方向は差がないものとみなし、非金属介在物の分布を検査する。図の中でT記号のものは引張試験も行ったもので、数字だけ示しているものは非金属介在物の量を検査したものである。検査した面は太い線で示してある。

介在物の含有量を定量的に表示するにはJIS⁽³⁾に規定されている方法に従い、清浄度によって検査した。

清浄度は $d_{k \times l}$ で表示され、 k は検査する視野数、 l は顕微鏡の倍率である。検査の詳細はJIS規格にゆだねるが、この意味は試料の全視野の中に占める介在物の面積の%を k 回の検査の平均値として表している。今回の実験では k を60視野で検査し、 l として450倍を使用した。(JISでは400倍を使用しているが本質的な差はないものと考える)。又鋳造された材料では検査する材料の面の方向が問題であるが、この場合には鋳造のままなので介在物も変形がなく球状に近くなっているので、とくに問題にしないでよいと考えられる。測定の結果を表1.1.2に示す。

清浄度の大きさとしては今回調査した範囲では $d_{60 \times 450} = 0.09\% \sim 0.28\%$ であり、ピストンVのものはとくに清浄度がよくないと考えられるので、0.28%前後が実際のピストンの上限であるとみなされる。平均的には0.11%～0.15%前後と考えられる。

同一ピストン内での清浄度の分布としては、リブの付根とか肉厚方向にとくに集中的に清浄度の大きい領域があると考えられていたが、そのような傾向は認め難い。ただピストンI～Ⅳの型では「5」の位置は清浄度が低いことが明らかであるが、これは肉厚が大きいために鋳造時凝固に時間がかかり、非金属介在物の浮上する時間が充分なためと考えられる。従って清浄度の差は同一ピストンの内部でのものより、チャージごとの差の方が大きい。

ピストンIVに対しては立合試験の時に使用する付帯試験片IVST-1、IVST-2についてのデータから付帯試験片とピストン本体の清浄度は大差なく、付帯試験片で調査してよいことがわかる。

次に引張り性質に対する検討としては、前述のように質量効果と清浄度による影響の二つを考慮する必要がある。この場合、清浄度は硬度に影響がないものとみなし、質量効果は顕微鏡組織と硬度によって裏付けされると考えられる。引張強さに対しては図1.1.1.4でT-1の位置が明らかに強度が低いのが共通である。これはこの領域の質量効果が大きいためであり、硬度が低く顕微鏡組織である図1.1.1.6(II T

-1) より結晶粒が大きくなっていることから清浄度とは密接な関係がないことがわかる。他の顕微鏡組織(II T-2～II T-4)については組織的に大きな差が認められないが、清浄度に対応する伸び、絞りとの関係も今回調査の範囲では明瞭な関連はつけにくい。

以上のことから、ピストン実体の引張試験結果の性質が強度的に差があるのは主として質量効果であり、清浄度の影響はあまりないとみなせる。

これは鍛造材のように圧延効果によって介在物が変形し、変形した介在物によって起される応力集中が異方性を伴って大きな影響をもつたと異なり、鋳鋼品は介在物が球状であり、今回取扱った範囲では大きな影響がないものと考えられる。

なおこれらピストンの実体強度と立合試験時の引張性質を比較すると引張強さの比で0.75～0.9の間にあります。ピストンの信頼性を検討する場合に従来使用している概念が裏付けられた。

表 1.1.2 実体ピストンの清浄度および引張試験結果

符 号	清 浄 度 $d_{60 \times 450}$	ブリネル 硬 度 H_B	降伏点 σ_{su} $\sigma_{0.2}$ (Kg/mm ²)	引張強さ σ_B (Kg/mm ²)	伸 び δ (%)	絞 り ψ (%)	符 号	清 浄 度 $d_{60 \times 450}$	ブリネル 硬 度 H_B
I T - 1	0.11	135	31.0	47.0	37.6	67.7	I - 5	0.12	146
- 2	0.20	150	38.8	52.8	33.6	65.9	- 6	0.12	180
- 3	0.18	169	41.8	55.2	30.0	69.8	- 7	0.13	184
- 4	0.14	172	43.3	52.7	32.0	77.4			
II T - 1	0.15	141	29.8	47.1	39.2	70.3	II - 5	0.09	140
- 2	0.11	140	29.8	48.3	37.2	77.9	- 6	0.17	173
- 3	0.15	139	30.9	48.7	41.6	73.6	- 7	0.13	182
- 4	0.13	142	32.9	51.1	23.6	33.2			
III T - 1	0.19	138	31.7	49.8	34.4	65.2	III - 5	0.06	157
- 2	0.14	137	34.3	48.7	41.6	72.1	- 6	0.11	166
- 3	0.10	145	38.6	50.7	34.0	73.5	- 7	0.15	171
- 4	0.17	141	36.9	43.4	5.2	32.9			
IV T - 1 ¹⁾	0.15	123	24.8	45.6	32.0	47.7	IV - 5	0.05	138
- 2	0.06	122	23.4	46.7	30.4	44.7	- 6	0.09	137
- 3	0.15	126	49.1	47.1	37.2	64.8	- 7	0.06	145
- 4	0.09	126	25.5	41.3	35.6	65.0			
IV ST - 1 ²⁾	0.11	150	42.4	54.8	31.2	73.6			
- 2	0.13	140	37.6	52.0	36.4	68.9			
VT - 1 ³⁾	0.23		19.8	44.7	34.4	55.3	V - 1	0.25	141
- 2	0.19		24.3	44.9	35.2	57.7	- 2	0.28	150
- 3	0.25		20.5	44.1	35.6	57.1	- 3	0.28	140
- 4	0.25		21.4	45.2	35.6	58.3	- 4	0.15	135
							- 5	0.23	122
							- 6	0.25	123
							- 7	0.25	117
							- 8	0.19	113

備 考 1) IV T 1～4は鍛造のままである。

2) IV ST 1・2は900°C×3.5H₀Q、680°C×4H_{AC}処理
(別取り試験片)

3) 降伏点は $\sigma_{0.2}$ (0.2%耐力)を示す。

表 1.1.3 化学成分 (%)

符 号	C	Si	Mn	P	S	Al	Mo
I	0.17	0.36	0.79	0.014	0.016	—	0.46
II	0.13	0.28	0.83	0.019	0.016	—	0.38
III	0.13	0.26	0.88	0.013	0.016	—	0.40
IV	0.16	0.32	0.75	0.011	0.016	—	0.48
V	0.18	0.26	0.63	0.016	0.022	—	0.43
B ₁ B ₂ 材	0.10	0.63	0.66	0.008	0.006	0.011	0.51

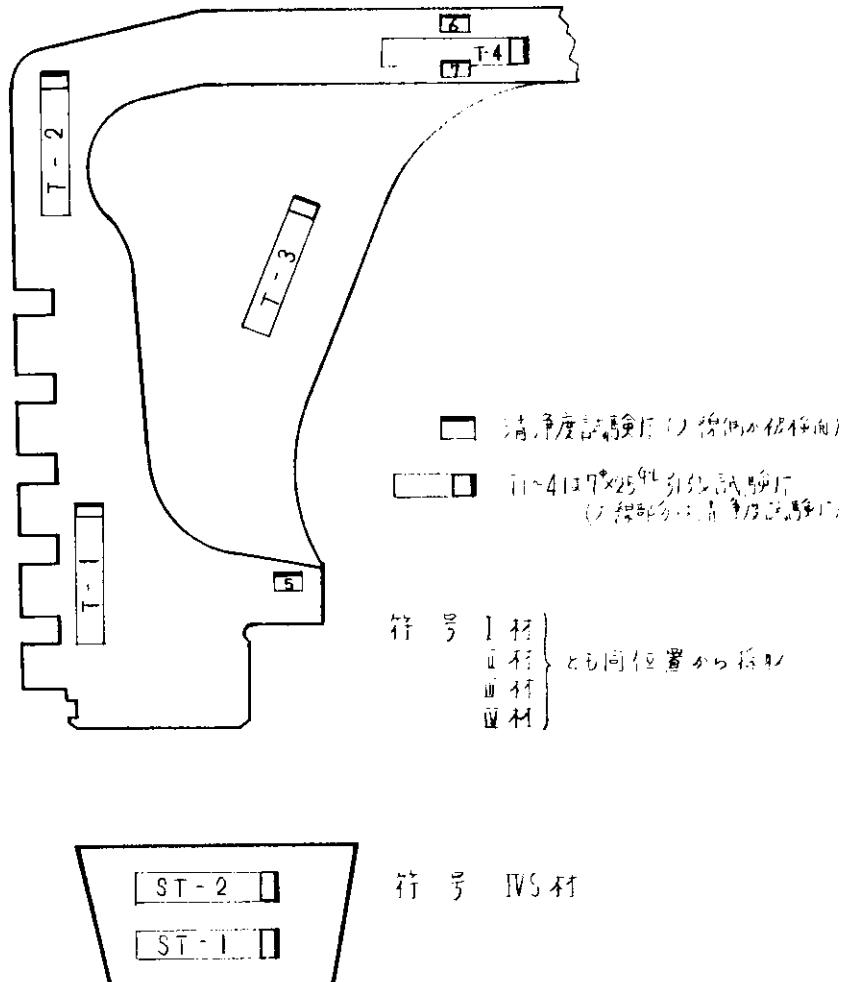


図 1.1.1.4 実体ピストンクラウンの引張試験片採取図

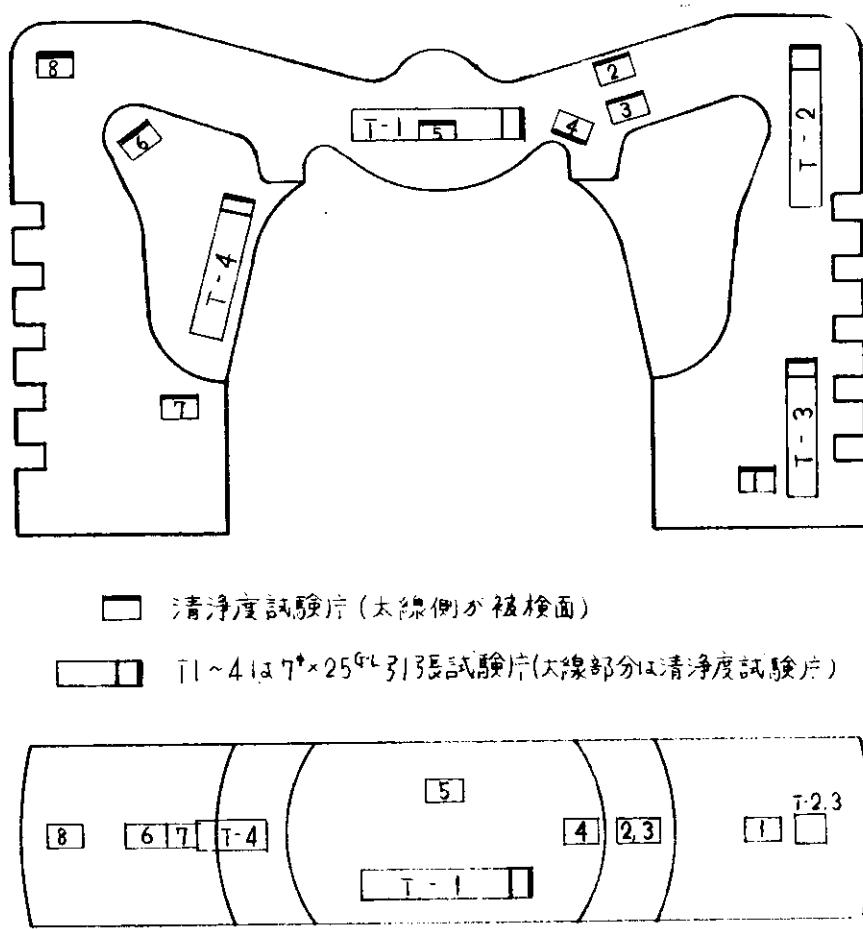
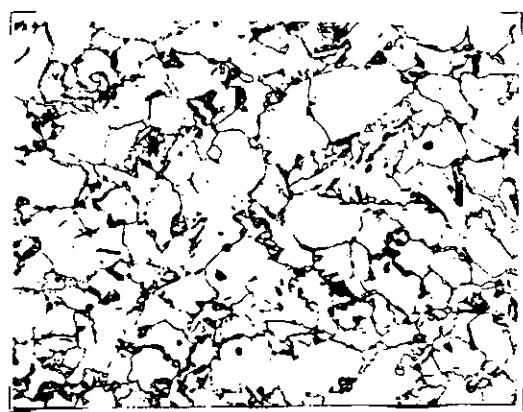


図 1.1.1.5 実体ピストンクラウンの引張試験片採取図 (V材)

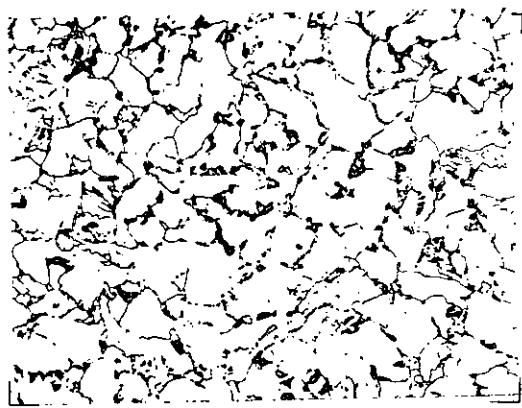
II T - 1



II T - 2



II T - 3



II T - 4

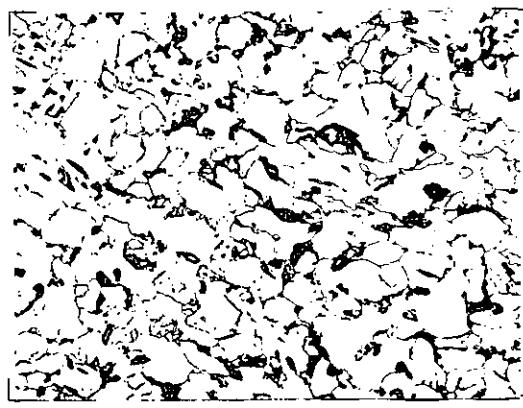


図 1.1.1.6 顕微鏡組織(実体型ピストンクラウン材の一例) ($\times 300$)

B 1 材 ($j_B = 60 \text{ Kg/mm}^2$ 級)



B 2 材 ($j_B = 50 \text{ Kg/mm}^2$ 級)

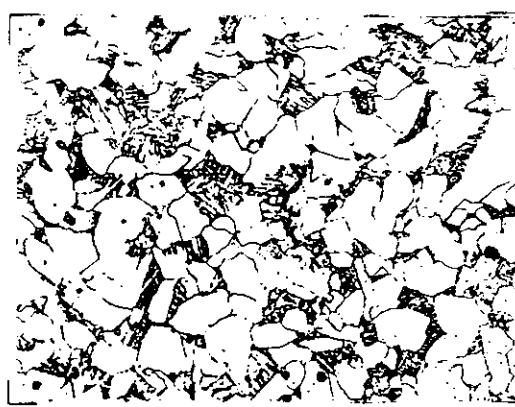


図 1.1.1.7 B 1 および B 2 材の顕微鏡組織 ($\times 300$)

1.1.4 ピストン用 $\frac{1}{2}$ M○鑄鋼の疲労強度

前項によって実際のピストンとして製作されている材料のバラツキ、強度分布が大略明らかとなつた。本章ではピストンの強度を考える場合最も重要な次の疲労強度を考慮する。すなわち、機関発停のたびに繰返される熱応力に対する低サイクルの疲労強度、ガス爆発の繰返しに対する高サイクル疲労強度、さらにはSR 1000⁽⁴⁾、SR 113⁽⁵⁾⁽⁶⁾研究部会で取扱ってきた両者の相互干渉を考慮した重疊疲労強度を含めて一連の疲労強度が上記バラツキの範囲でどのような関係にあるかを検討する。

供試材としてA材、B1材、B2材、の三種のものを供試した。A材としてピストン実体から切出した素材で、実体ピストンの疲労強度を検討すること、および非金属介在物の含有程度すなわち清浄度の相違によって疲労強度がどのように変るかを実験するものである。A材は図1.1.1.4に示す型のピストンでⅡおよびⅢのピストンから採取した。機械的性質は表1.1.2に示した。

次にB材として熱処理の条件を変えた材料で引張強さ $\sigma_B = 60 \text{ kg/mm}^2$ を狙った素材(B-1材)と $\sigma_B \approx 50 \text{ kg/mm}^2$ を狙った素材(B-2)である。(なお、A材とB-2材は引張強さは殆ど同じであり、実体材と試験片素材から取った所が異なる)。本材料は試験片用に図1.1.1.8の铸造方案によって製作し、図1.1.1.9のように試験片を採取した。疲労試験片を図1.1.2.0に示す。化学成分を表1.1.3に示す。熱処理は拡散処理を行ったあと、 $900^\circ\text{C} \times 3.5^\text{H}$ 油焼入れを行い、焼もどし温度によって引張強さを変えることにした。図1.1.2.1に焼もどし温度と引張り強さ、硬度の関係を示した。この関係より、B-1材は $350^\circ\text{C} \times 4^\text{H}$ 空冷、B-2材は $700^\circ\text{C} \times 4^\text{H}$ 空冷の条件を選定した。具体的なデータを表1.1.4に示した。

引張試験による機械的性質を表1.1.5、表1.1.6と図1.1.2.2に示した。なお両材の300倍の顕微鏡写真を図1.1.1.7に示した。

なお清浄度の範囲を $d_{60 \times 450} \approx 0.07\%$ 前後と $d_{60 \times 450} \approx 1.0\%$ 前後のものを得るために取鍋にAl、Siを入れ、これらの酸化物が浮上するのを待たずして、若干低目の鋳込温度で鋳造する予備試験を3種類試みたが、清浄度の悪いものが何箇所か現れなかった。このように非金属介在物を含ませるために考えられる悪条件下で鋳造を試みたにかかわらず、清浄度のとくに悪いものが得られなかつたという事は、実機ピストンについても清浄度の著じるしく悪いものは滅多に出来ないであろうことを推論させる。

表1.1.7には疲労試験の実験条件を示した。実験の符号としてハイフンの前にあるのが材料の記号であり、それに続く1は高サイクル疲労、2は低サイクル疲労、3以降は重疊疲労試験である。試験温度はR、Tであり、引張圧縮の定応力条件で行った。応力振幅の波形は正弦波とし、熱応力に相当する低周波の繰返しは周波数10cpm、ガス圧の繰返しに相当する高周波の繰返しは2000cpmで周波数比は200の実験を行っている。試験片が完全に分離したところを破断サイクルとした。一次波で数えた破断サイクルを N_{f1} とし、二次波で数えた破断サイクルを N_{f2} とした。従って重疊疲労試験の場合 N_{f2} は N_{f1} の200倍に相当する。

実験結果を図1.1.2.3と図1.1.2.4に示した。高サイクル疲労試験の結果はB1材が疲労耐久限($N_{f2} = 10^7$ サイクル)が $\sigma_{WZ} = 25 \text{ kg/mm}^2$ 、引張強さ比は0.426に対し、B2材とA材(引張強さ殆ど同じ)は前者が $\sigma_{WZ} = 23 \text{ kg/mm}^2$ 、引張り強さ比0.467であり、後者(実体ピストン材)は $\sigma_{WZ} = 19.5 \text{ kg/mm}^2$ 引張強さ比は0.402であって引張強さは同じでも疲労耐久限にはかなりの差がある。この理由は顕微鏡組織的に見れば図1.1.1.6(II T-2~II T4)と図1.1.1.7の差であり、実体の方がフェライト多く、ソルバイト組織が均一ではないためと考えられる。

低サイクル疲労強度は図 1.1.2.4 に示すように A材と B2材は殆ど強度差がなく、大旨、B1材に対しても引張強さ比に比例していることがわかる。重複疲労強度も同図に示す。

介在物清浄度の差による重複疲労強度は A-3 の実験で $\alpha = 0.13\% \sim 0.15\%$ のグループ(イ、ハ、ヘ)と $\alpha = 0.08\% \sim 0.09\%$ のグループ(ロ、ニ、ホ)を供試している。この試片の採取位置は図 1.1.14 でリング溝横の位置から同一半径の円周上に試験片セントラが来るようとにとったもので、ピストンⅡ、Ⅲ(引張強さ、化学成分がほぼ同じ)から上述の試片を選んで実施した。これによれば二つのグループを同じ応力レベルで一本ずつ実施したわけであるがイーロ、ハーニ、ホーヘで示されるように清浄度が良好なものは重複疲労強度が必ずしも強いと云う関係を得ることは困難である。以上の実験結果から実際のピストンクラウンの疲労強度におよぼす介在物清浄度の影響はわずかであるとみなせるようである。

さて以上の実験結果より、実験のピストン、クラウンとして作られる材質の強度的なバラツキに対応した疲労強度をどのようにして推定するかを考察する。このために重複疲労強度を含めた疲労強度を図 1.1.2.5 のように無次元化することを試みる。

図 1.1.2.4 から低サイクル疲労強度は材料が異なっても引張り強さの比で無次元化出来ることがわかった。この関係を $N_{f1} = 10^2, 10^3, 10^4$ 破断サイクルでプロットすれば図 1.1.2.5 の横軸上に示す。高サイクル疲労強度は引張強さや他の引張強度との関連を検討したが、前述のごとく複雑であって明確な結果が得られなかつたので、各材料に対応する高サイクル疲労試験結果から疲労耐久限の比によってプロットすることにした。この関係は図 1.1.2.5 の縦軸に示してある(破断サイクルとしては高サイクル疲労の N_{f2} を周波数比 200 で割った値として N_{f1} をとっている)。

重複疲労強度としては一次波応力と二次波応力振巾の組合せがあるが、 N_{f1} に相当する組合せの中で一次波は引張強さの比、二次波は疲労耐久限度の比をとってプロットしたものである。この中には A材、B1材、B2材の三種の材料の試験結果が含まれているが、大体 1 本の曲線にまとめることが出来るようである。この線図より、疲労耐久限と引張強さがわかればピストンの安性を検討するに必要な重複疲労強度を含めた疲労強度が大体推定出来ると考える。

この具体的な一例として 0.18% の炭素含有量のピストン実体の疲労強度が信頼限界 99% ~ 1% の間を考慮するとすればどれ位の範囲にあるものかを試算する。

まず図 1.1.5 より信頼限界 99% ~ 1% に相当する引張強さは $\sigma_B = 53 \text{ kg/mm}^2 \sim 66 \text{ kg/mm}^2$ である。この値は付帯試験片についてのものなのでピストン実体については寸法効果として 0.85 倍をとることにする。この結果、ピストン実体の各場所の強度のバラツキはこの範囲の中に含まれると考えられる。介在物清浄度による疲労強度への影響は前述の結果から考えないものとする。高サイクル疲労強度の耐久限度が必要であるが、求められていないのが一般的であるから今回実験を行った結果、引張強さと耐久限との比は 0.467 ~ 0.402 であるのでここでは最低値として引張強さの 0.4 をとることにする。

図 1.1.2.5 に従って疲労強度を試算すれば図 1.1.2.6 が算出される。すなわち、炭素量が 0.18% を含むピストンクラウン実体の引張圧縮疲労強度は信頼限界 1% ~ 99% の巾を考えれば図 1.1.2.6 のように期待されることになる。

表 1.1.4 機械的性質に及ぼす焼もどし温度の影響

(試験温度 R・T)

降伏点 引張強さ σ_y (Kg/mm ²)	引張強さ σ_B (Kg/mm ²)	真破断力 σ_T (Kg/mm ²)	伸び δ (%)	絞り ψ (%)	ブリネル 硬度 H_B	焼もどし温度 (°C)	清浄度 $d_{60 \times 450}$
40.2	59.5	131.1	30.8	70.7	187	350°C A.C	0.06
35.0	56.2	126.4	36.0	70.5	174	400°C A.C	0.07
38.1	56.5	125.2	32.4	70.9	174	450°C A.C	0.07
34.6	55.2	124.0	39.8	70.9	167	500°C A.C	0.07
40.3	53.1	124.9	36.8	73.4	159	600°C A.C	0.10
37.5	48.9	125.7	38.6	77.0	143	700°C A.C	0.08
35.3	48.6	107.6	38.6	70.9	137	750°C F.C	0.06

表 1.1.5 B1材の機械的性質

試験温度 (°C)	降伏点 $\sigma_{su}, \sigma_{0.2}$ (Kg/mm ²)	引張強さ σ_B (Kg/mm ²)	真破断力 σ_T (Kg/mm ²)	綫弾性率 E (Kg/mm ²)	伸び δ (%)	絞り ψ (%)	ブリネル 硬度 H_B	清浄度 $d_{60 \times 450}$
R・T	37.3	58.1	130.2	21,400	32.4	70.3	156	0.07
	40.0	59.3	131.6	21,600	30.8	70.9	170	0.08
300	32.2☆	57.5	114.2	17,300	25.0	62.3	163	0.08
	32.9☆	56.7	111.8	17,000	27.2	61.5	159	0.11
500	25.6☆	49.1	108.5	13,400	30.2	75.9	163	0.10
	27.0☆	49.5	111.2	13,700	30.8	76.8	159	0.08

備考 1) 降伏点のうち $\sigma_{0.2}$ は $\sigma_{0.2}$ (0.2%耐力)を示す。2) σ_{su} は上降伏点を示す。

表 1.1.6 B 2 材の機械的性質

試験温度 (℃)	降伏点 $\sigma_{su}, \sigma_{0.2}$ (Kg/mm²)	引張強さ σ_B (Kg/mm²)	真破断力 σ_T (Kg/mm²)	綫弾性率 E (Kg/mm²)	伸び δ (%)	絞り ψ (%)	ブリネル 硬度 H_B	清浄度 $d_{60} \times 450$
R・T	34.4	49.7	120.3	20,800	38.8	74.2	143	0.08
	35.1	49.7	120.1	21,000	37.2	75.0	140	0.07
	34.3	48.0	116.6	20,600	39.0	75.5	137	0.08
300	28.9☆	49.8	109.9	18,000	29.0	69.2	146	0.08
	27.2☆	47.7	106.1	18,500	28.6	70.1	137	0.07
500	21.1☆	39.7	92.4	13,300	34.0	78.4	134	0.08
	22.2☆	39.9	89.0	13,000	31.8	77.2	140	0.08

備考 1) 降伏点のうち☆印は $\sigma_{0.2}$ (0.2%耐力) を示す。

2) σ_{su} は上降伏点を示す。

表 1.1.7 試験条件

符 号	試験 温 度 (℃)	供 試 材 ($\frac{1}{2}$ Mn 鋳鋼)	一次波周波数 n_1 (cpm)	二次波周波数 n_2 (cpm)	二次波応力 σ_{a2} (Kg/mm²)	備 考
A-1	R・T	実体型ピストンクラウン材	0	2000	—	高サイクル疲労
-2	"	" "	10	0	0	低サイクル疲労
-3	"	" "	☆	10	2000 (0.89 σ_{WZ})	重畠サイクル疲労
B1-1	R・T	鋳造材 $\sigma_B = 60$ Kg/mm² 級	0	2000	—	高サイクル疲労
-2	"	" "	10	0	0	低サイクル疲労
-3	"	" "	10	2000	16.0 (0.64 σ_{WZ})	重畠サイクル疲労
B2-1	R・T	鋳造材 $\sigma_B = 50$ Kg/mm² 級	0	2000	—	高サイクル疲労
-2	"	" "	10	0	0	低サイクル疲労
-3	"	" "	10	2000	23.0 (1.0 σ_{WZ})	重畠サイクル疲労
-4	"	" "	10	2000	16.1 (0.7 σ_{WZ})	"
-5	"	" "	10	2000	9.2 (0.4 σ_{WZ})	"

備考 1) σ_{WZ} = 引張、圧縮疲れ強さ。

2) 非金属介在物の重畠疲労強度差 ☆

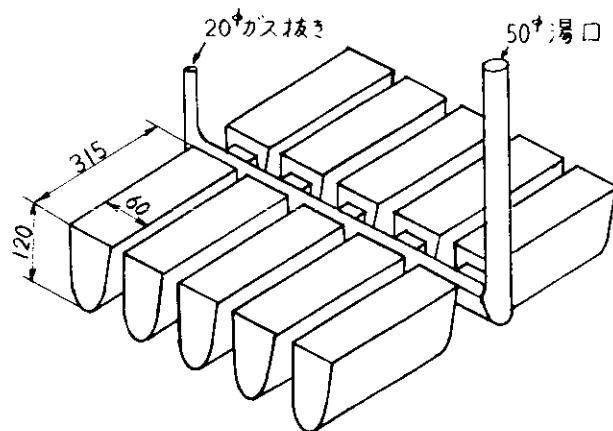


図 1.1.18 鋳造方案

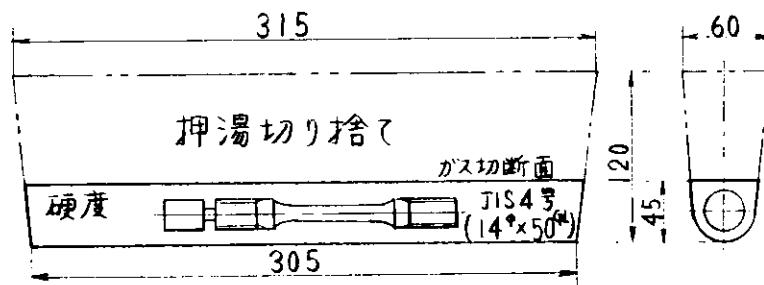


図 1.1.19 試験片採取位置

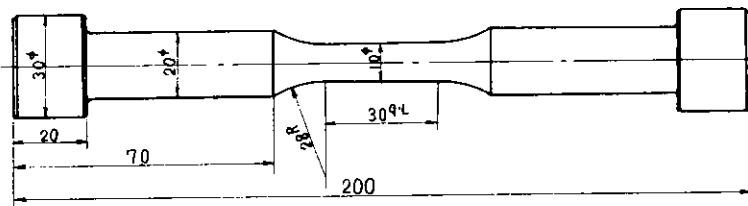


図 1.1.20 疲れ試験片形状

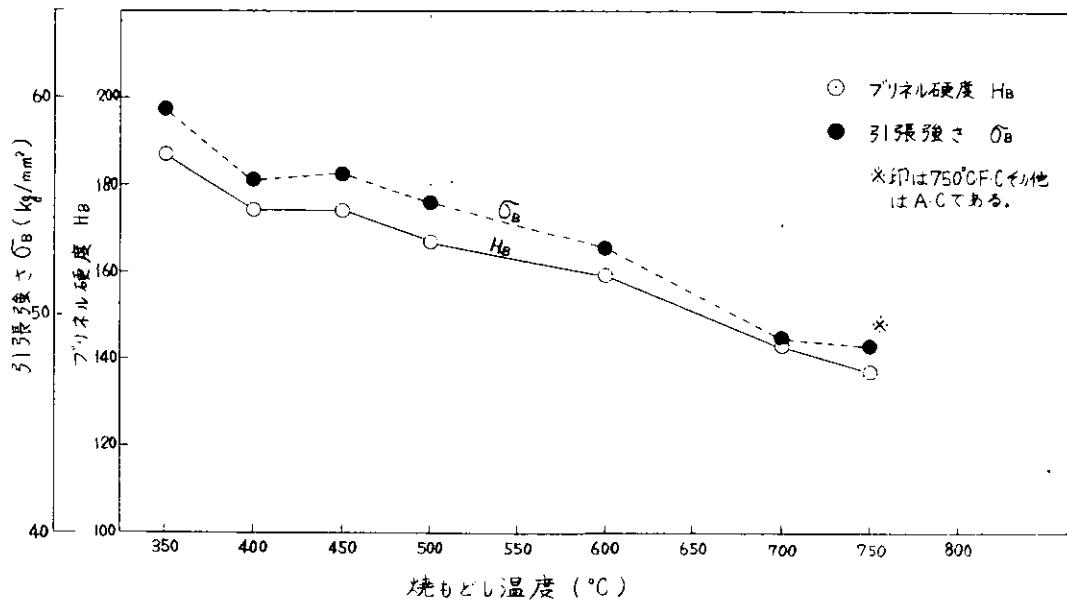


図 1.1.2.1 焼もどし温度による硬度および引張強さの変化

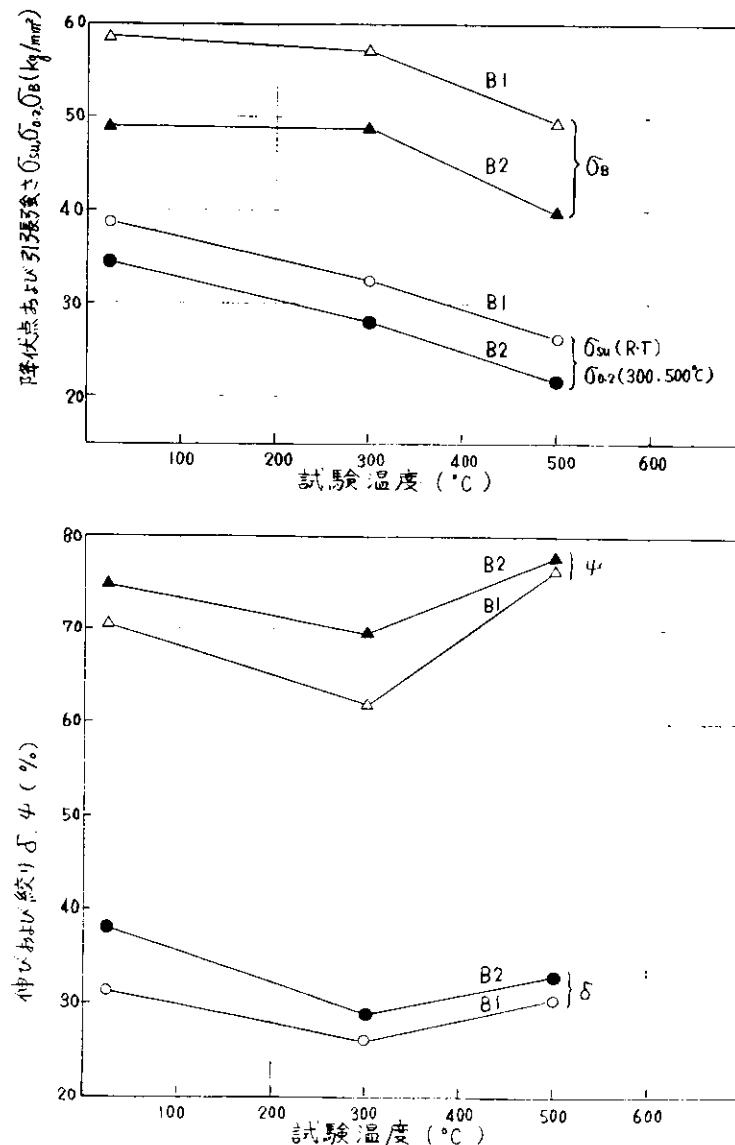


図 1.1.2.2 B 1 および B 2 材の引張試験結果

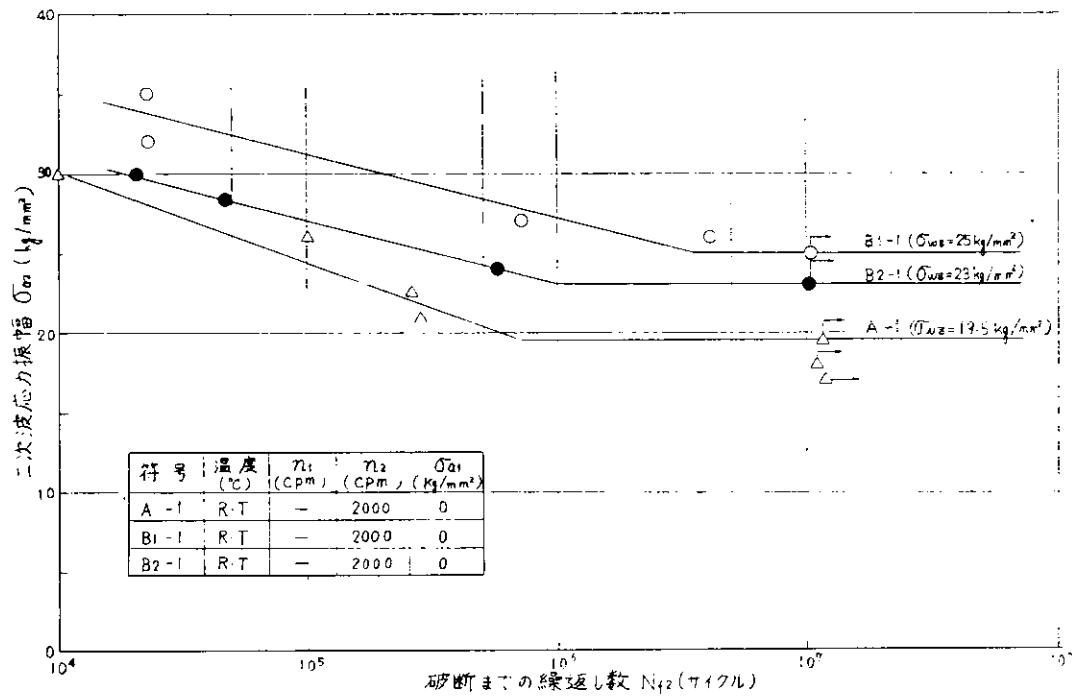


図 1.1.2.3 高サイクル疲労試験結果

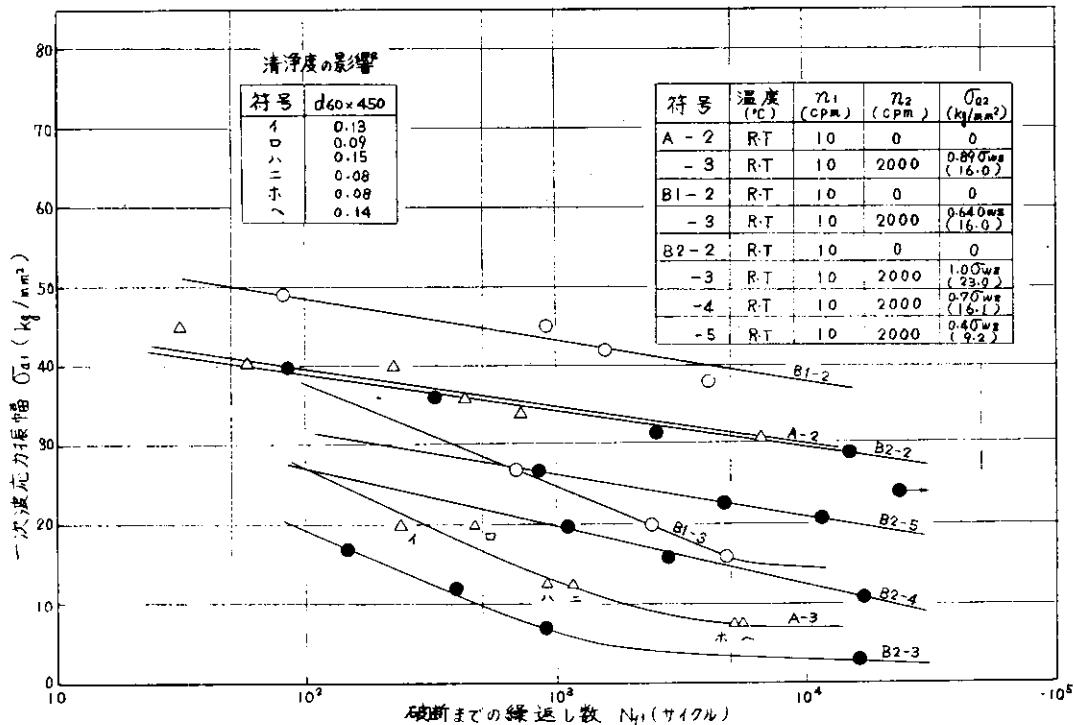


図 1.1.2.4 低サイクルおよび重量サイクル疲労試験結果

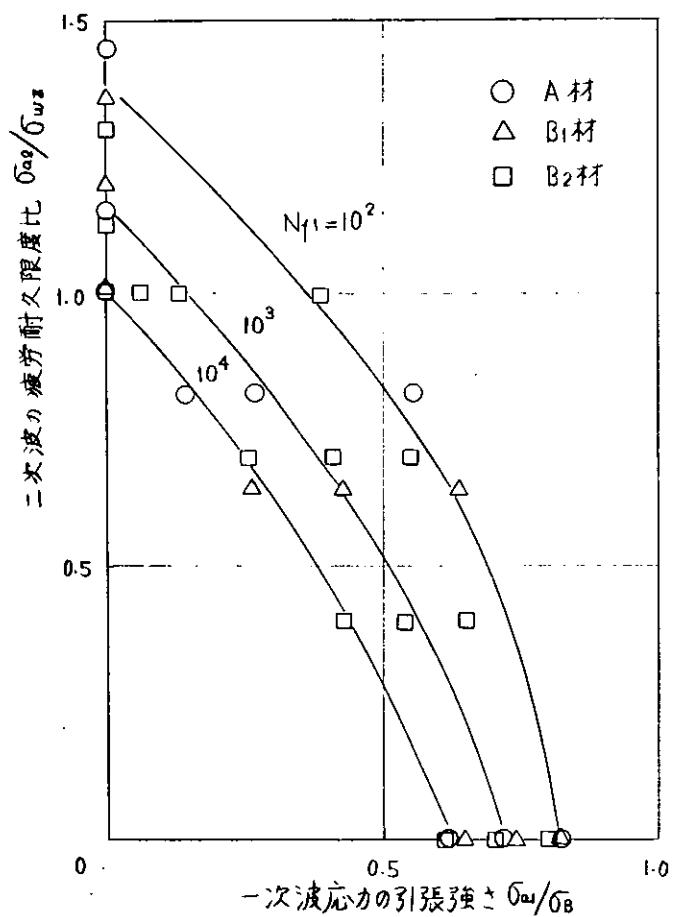


図 1.1.25 $\frac{1}{2}$ Mo 鋳鋼の重畠疲労強度の無次元表示

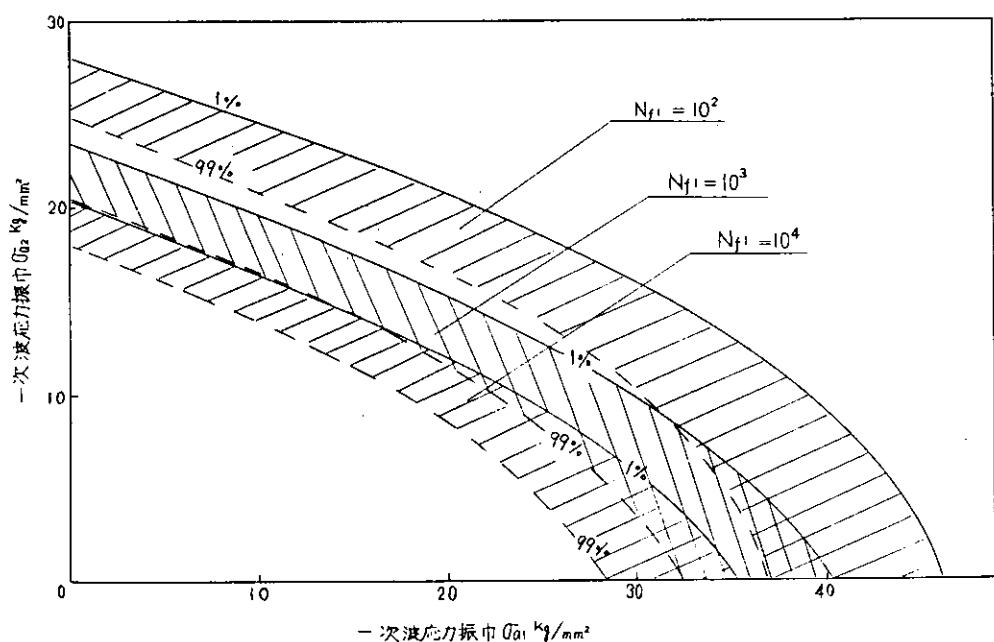


図 1.1.26 0.18% Cr.における信頼限界 99%~1% の $\frac{1}{2}$ Mo 鋳鋼疲労強度

115 むすび

JM0 鋳鋼製のピストン・クラウンの品質と実体強度との関係を明らかにし、信頼性の向上を計るために実体ピストンの材質的なバラツキを調査検討した。また非金属介在物含有量の影響を含めて、これら材質的バラツキが疲労強度に及ぼす影響を実験検討した。主な事項をまとめれば次のとおりである。

- (1) ピストン・クラウン付耐試験片の引張試験結果、463例を調査して材質のバラツキについて検討した。
- (2) ピストン実体5ヶを切断して非金属含有量の分布および引張強度性質について検討した。
- (3) 非金属介在物含有量の実体ピストン疲労強度に及ぼす影響は殆ど考えなくてよいことが明らかになった。
- (4) 実体ピストンで考えられる上述の材質的なバラツキのために生ずる疲労強度を定量的に把握する方法を検討し、1例として0.18%炭素を含有するピストン材質の疲労強度を信頼限界99%～1%の巾で試算した結果を示した。

参考文献

- (1) W. Weibull ; Fatigue and Fracture of Materials (1952). Technology press P. 182
- (2) E. J. Gumbel ; Appl. Math, Ser 33(1954) P. 51
- (3) JIS G 0555(1956)「鋼の非金属介在物の顕微鏡試験方法」
- (4) 造船研究協会 SR第100研究部会 研究資料 N97 (1969.3) P. 7
- (5) 造船研究協会 SR第113研究部会 研究資料 N115 (1970.3) P. 1
- (6) 造船研究協会 SR第113研究部会 研究資料 N130 (1971.3) P. 1

1.2 定歪平面曲げ重畠疲労試験

1.2.1 試験片と実験方法

表1.2.1, 1.2.2に示す化学成分及び機械的性質を示す材料を用いて実験を行なった。この材料は昭和45年度研究の時と同一チャージのものであり、本年度は普通鉄鋼Mo鉄鋼の2種類の材料を用いて疲れ試験を行なった。

図1.2.1に平面曲げ試験片形状を示す。試験部は板厚4mm, 板幅10mmの矩形断面である。試験片の採取要領は昭和45年度研究と同一である。試験機はシェンク式曲げ疲れ試験機である。

実験は i) 両振り正弦波一定振幅疲れ試験, ii) 両振り正弦波に正弦波が重畠した二重重畠波疲れ試験(300°C及び常温), iii) 同上二重重畠波温度変動疲れ試験, iv) 片振り矩形波に正弦波が重畠した二重重畠波疲れ試験(300°C及び常温)の大きく分けて4種類の実験からなる。説明の都合上これらの波形を図1.2.2に示す。
 a) は通常の両振り疲れ試験であり、応力振幅を σ_a で表わす。b) は正弦波の一次波 σ_1 に正弦波の二次波 σ_2 が重畠した二重重畠波であり、二次波の重畠山数nは20である。この波形では常温及び300°Cで実験を行なった。c) は二重重畠波に温度変動を加えたものであり、300°Cでの試験時間 T_s は $m=0.6$ では30分であり、 $m=0.4$ では60分である(詳細は後述)。30°~50°での時間は冷却時間及び加熱時間も含めてTR=45分である。冷却は家庭用扇風機にて空冷を行ない、約10分で50°Cになった。その後5分放置し、加熱を行なうと約15分で300°Cに達する。その後15分間温度を一定に保った後に、二重重畠波の実験を繰返した。d) は矩形波状に変化する一次波に正弦波が重畠した二重重畠波で重畠波の山数nは約 2×10^5 山である。このパターンは現時点では実際のピストンクラウンの波形のシミュレーションとしては最も近いものと考えられるが、一回の変動が約1時間であり、又自動的に変動させられないもので、時間が非常に長くかかる実験である。この波形の実験は昭和47年度の実験の予備的な意味も含めて、これまでの波形との比較を行なうためにあえて行なったものである。

表1.2.1 材料の化学的性質

材 料	C	Si	Mn	P	S	Mo	Cr
Cr-Mo 鉄鋼	0.25	0.31	0.64	0.016	0.012	0.44	0.25
普通 鉄鋼	0.27	0.43	0.67	0.028	0.023	—	—
Mo 鉄鋼	0.26	0.22	0.63	0.019	0.019	0.54	—

表1.2.2 材料の機械的性質

材 料	温度	降伏点	引張強さ	破断力	伸び	絞り	硬さ
Cr-Mo 鉄鋼	R.T	42	60	113	22%	58%	194±3
普通 鉄鋼	•	28	52	79	28	42	147±3
Mo 鉄鋼	•	31	50	89	27	54	146±3
Cr-Mo 鉄鋼	300°C	38	69	128	25	61	
普通 鉄鋼	•	20	51	73	24	38	
Mo 鉄鋼	•	17	52	78	21	33	

* ブリル硬さ 荷重3000kg, 10点の平均

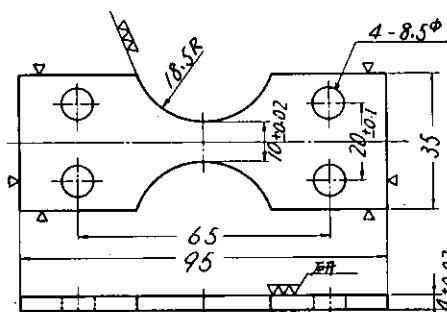


図1.2.1 試験片寸法

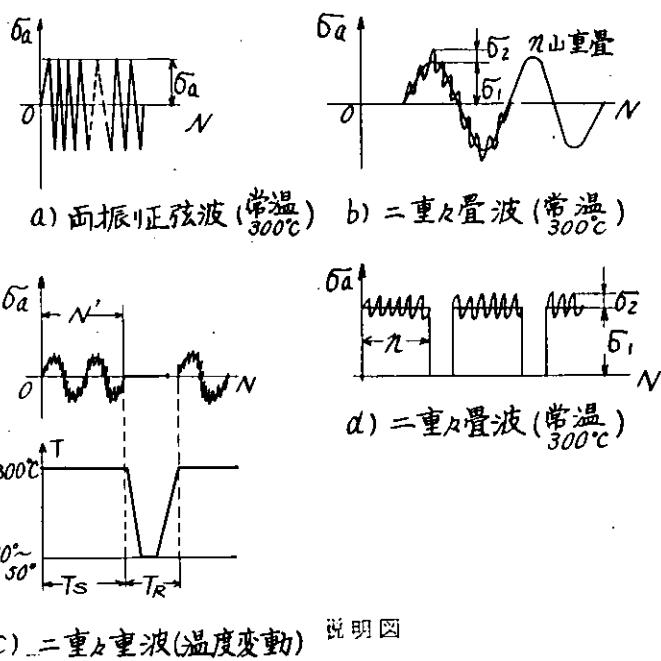


図 1.2.2 試験波形の説明図

1.2.2 一定振幅疲れ試験結果

図1.2.3に普通鉄鋼のS-N線図を示す。常温及び300°Cで疲れ限の差はあまりみられず、300°Cの場合が若干高い。しかし繰返し時間寿命は常温の場合が長くなっている。

図1.2.4はMo鉄鋼のS-N線図である。この場合も普通鉄鋼と同一の傾向を示している。図1.2.2a)の波形での結果を示したが、以後の実験での整理はこのS-N線図が基礎となる。

1.2.3 二重重量波温度一定疲れ試験結果

図1.2.2b)の波形による疲れ試験結果のうち温度一定の場合について図1.2.5, 6にて示す。本実験では一次波に重畠している二次波の山数nは20山である。なおここで応力比m, 寿命比αを次式で定義する。¹⁾ ²⁾

$$m = \frac{\sigma_2}{(\sigma_1 + \sigma_2)} \quad \dots \dots (1.2.1)$$

$$\alpha = \frac{N}{n} \quad \dots \dots (1.2.2)$$

ただし \bar{N} ; 重量波での疲れ寿命

N ; 一定振幅での両振り疲れ寿命

図1.2.5は普通鉄鋼の場合である。300°Cでは $\sigma_1 + \sigma_2 = 30 \text{ Kg/mm}^2$ にとり、mは0.6と0.4の場合について実験を行なっている。これは昭和45年度の結果との関連でこのように条件を定め、各条件で3本の試験片を用いて実験を行なった。実験結果は昭和45年度の結果と同一の傾向を示す。ただばらつきが認められる。常温の場合は $(\sigma_1 + \sigma_2) = 40 \text{ Kg/mm}^2$ にとった。これは後述の実験結果との比較のために選んだ。 $m = 0.6, 0.4$ に対して2本の試験片を用いて実験を行なった。この結果はA-B線にかなり良い一致をみた。,

図1.2.6はMo鉄鋼の場合の結果である。300°Cの実験は $(\sigma_1 + \sigma_2) = 30 \text{ Kg/mm}^2$ にとった。この場合も $m=0.6, 0.4$ に対して各3本の試験片で実験を行なった。実験結果は昭和45年度の結果と同一傾向を示すが、この場合もばらつきが認められ特に $m < 0.5$ では大きい。常温の場合は $(\sigma_1 + \sigma_2) = 40 \text{ Kg/mm}^2$ にとり、 $m = 0.6, 0.4$ に対して各2本の試験片を用いて実験を行なった。

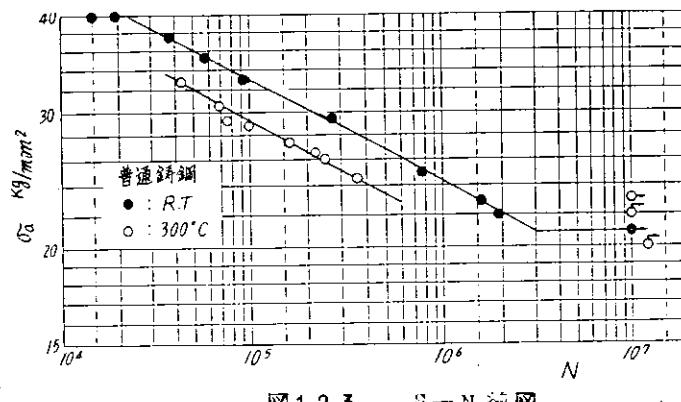


図1.2.3 S-N線図

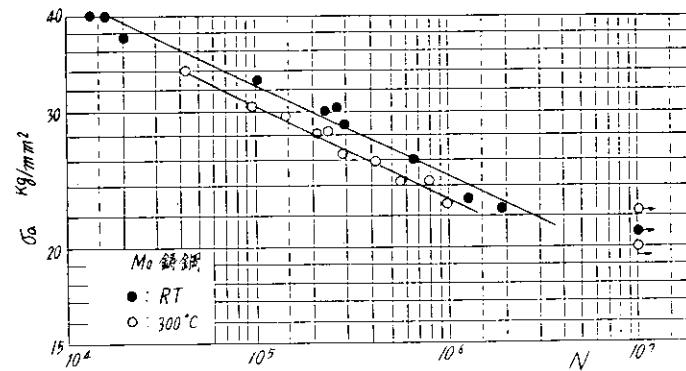


図1.2.4 S-N線図

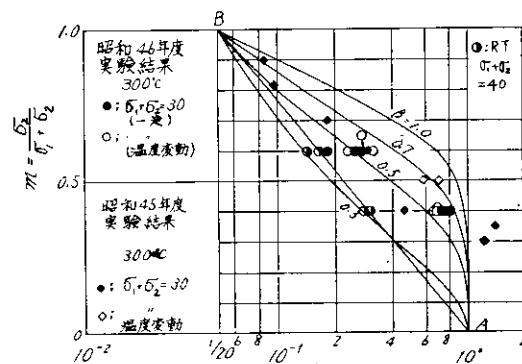


図1.2.5 普通鉄鋼二重重量波疲れ試験

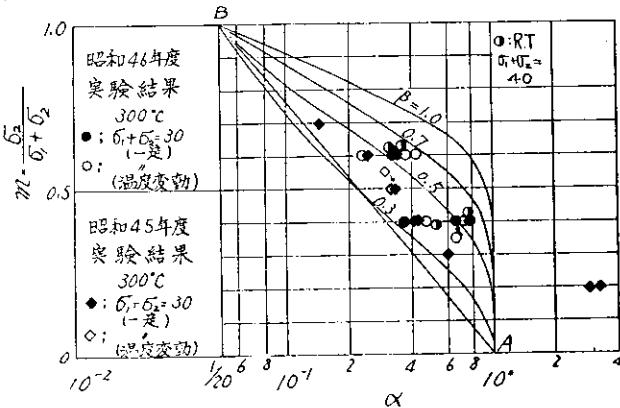


図1.2.6 Mo-鉄鋼二重重量波疲れ試験

1.2.4 二重重畳波 温度変動疲れ試験結果

この実験は図1.2.2 c) に示すように温度変化が疲れ寿命に対して著しい効果があるか否かを検討する目的で実験を行なった。このように温度変化は実船の出港入港の際に生ずるのが最も大きい変化であるのでこの点についての検討になる。

温度変動は $m = 0.6$ の時には $T_s = 30$ 分、 $m = 0.4$ の時は $T_s = 60$ 分である。このように T_s が異なるのは、 $m=0.6$ の時には破断までの時間が割合で短い（2～3時間）ので $T_s = 60$ 分にとると温度変動の回数が少なくなるので温度変動の効果が表われにくいと考えてこのように選んだ。一方 $m=0.4$ の時に $T_s = 30$ 分にとると時間がかかりすぎ、実験が1日のうち（約12時間）に終らず、翌日まで実験を停止しなければならなくなり、この間の影響（あるかないかは不明である）をきらってのことである。

図1.2.5普通鉄鋼の場合の結果を示した。これでわかるように温度変動による著しい差異は認められず、実験のはらつきの範囲に入ってしまう。

図1.2.6にMo 鋼の場合を示すが、この場合も温度変動による著しい影響が認められない結果となった。このようにいずれの材料の場合も本実験では温度変動の影響は十分に認められず、むしろ材料又は実験のはらつきの方が大きいことがわかる。

1.2.5 二重重畳波疲れ試験

矩形上に平均応力が変動する場合

図1.2.2 d) に示すように矩形波状に変動する熱応力の上に正弦波状の機械的応力が作用した時の疲れ試験はこれまでに行なっている図1.2.2 b) のような波形よりも一步実際に近づいたものと考えられる。しかしこの波形による実験は停止の部分を含んでいるので、実験設備が大規模になり時間も長くなるので簡単には満足のいく実験はできにくい。しかし実際問題としてはこの波形による実験を行ない、これまでに行なってきた実験との比較検討を行なう必要がある。

上記の理由により現在ある設備に若干の附属装置を製作し、実験の可能な範囲の条件で実験を行なった。以下にこの結果を述べる。

図1.2.7に試験片表面の応力状態を示す。ここでは一次波の全振幅を σ_1 とし重畠する二次波の振幅を σ_2 とする。なお二次波の重畠山数は 2.0×10^5 である。実験は σ_2 をまず設定し、次に一次応力 σ_1 を負荷する。この時最大応力 ($\sigma_1 + \sigma_2$) が降伏点を越えると試験片表面が降伏する。このため最大応力は若干低下する。この低下量は最大応力の大きさによって異なるが、本実験では1～2%の範囲であり、最大でも約3%をこえることはなかった。一次応力の変動は二次波 σ_2 の振幅の中央を求め、次に一次波に当る変位を零にもどしている。このため図1.2.7に示すように試験片表面には残留応力 $-\sigma_R$ が降伏の程度に応じて生じてくることになる。一次応力 σ_1 は変位ではなく、挿り棒にかかるトルクで与えている。変動疲れ試験と比較するために一次波 σ_1 が変動しない一定の場合の実験を行なった。なおここで応力比例 m を $m = \frac{\sigma_2}{(\sigma_1 + \sigma_2)}$ ……(1.2.3)

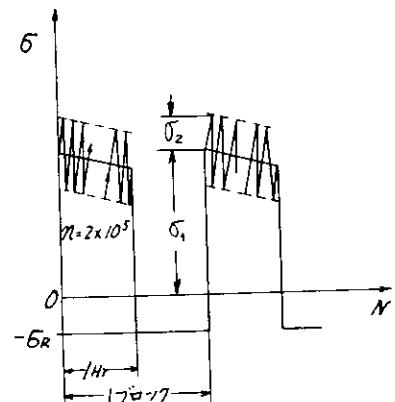


図1.2.7 試験片表面応力状態

とする。(1.2.1)式とは若干意味を異にするが、全応力振幅の中の二次波 σ_2 の割合を表わす点では同一と考えて良い。

図1.2.8は普通鉄鋼の常温での実験結果である最大応力 ($\sigma_1 + \sigma_2$) は 40 kg/mm^2 にとったのは実験時間の都合上のことである。一次応力が一定の場合は $m = 0.5$ 程度で 10^7 回では破断しなくなる。一方変動させた場合には $m = 0.45$ 程度まで破断するが、 $m = 0.4$ になると破断しなくなる。

図1.2.9はMo鉄鋼の常温の場合である。この場合も一次応力が一定の場合は $m=0.4$ では破断しなくなるが、変動すると $m=0.35$ 程度でも破断し、又疲れ寿命も短くなっている。この傾向は普通鉄鋼よりも顕著である。なお図1.2.8, 9では繰返し数Nは二次波の繰返し数である。

普通鉄鋼Mo鉄鋼で若干の傾向の差はあるが、一次波の変動の効果があることが認められる。

図1.2.10, 11は普通鉄鋼及びMo鉄鋼の300°Cでの実験結果である。普通鉄鋼の場合は $(\sigma_1 + \sigma_2) = 30$ Kg/mm²の時は変動の影響が認められるが、40Kg/mm²の時は認められない。

Mo鉄鋼の場合は30及び40Kg/mm²の両者において変動の影響が認められない結果となった。

常温と300°Cの場合を比較すると、300°Cの時は一次波変動の影響は著しく認められないという結果になった。このような結果が得られたのは、荷重の負荷形式から考えて、試験片の変形が高温ではかなり著しく、一次応力が十分に作用していなかったことによるものと推察される。従って高温でのこの種の実験は、変位を制御したような実験で行なうのが好ましいと思われる。

図1.2.12, 13は一定応力と変動応力の実験を耐久限度線図に書いてみたものである。図1.2.12は普通鉄鋼の常温の結果である。縦軸に振幅応力(σ_2)をとり、横軸には平均応力(σ_1)をとった。一次応力 σ_1 が変動しない場合は図中の二点鎖線にて示すように σ_1 と σ_2 の関係が得られるが、これを変動させるとこの線よりも以下で破断する。通常両振りの疲れ限(△点)と真破断力(B点)を結ぶ直線で代表するのであるが、この場合はAB線よりも勾配はゆ

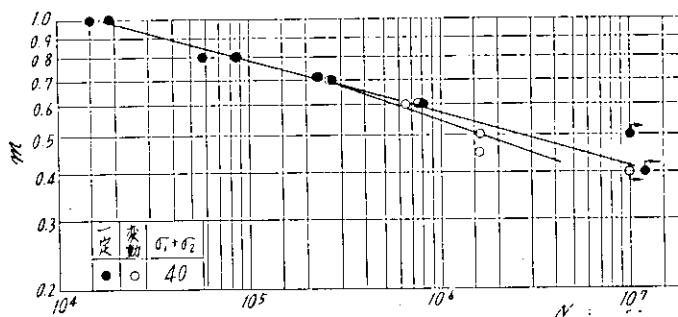


図1.2.8 変動応力疲れ試験結果（普通鉄鋼）R.T.

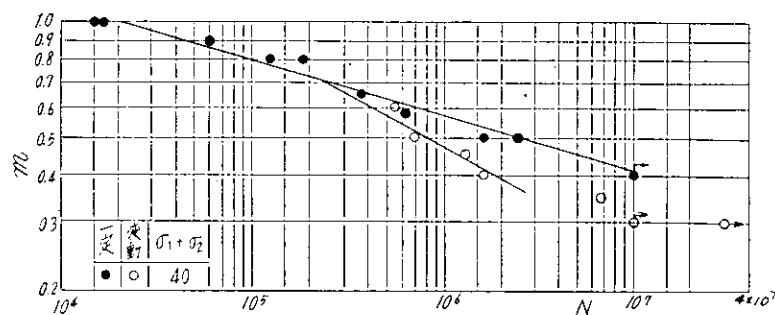


図1.2.9 変動応力疲れ試験結果（Mo鉄鋼）R.T.

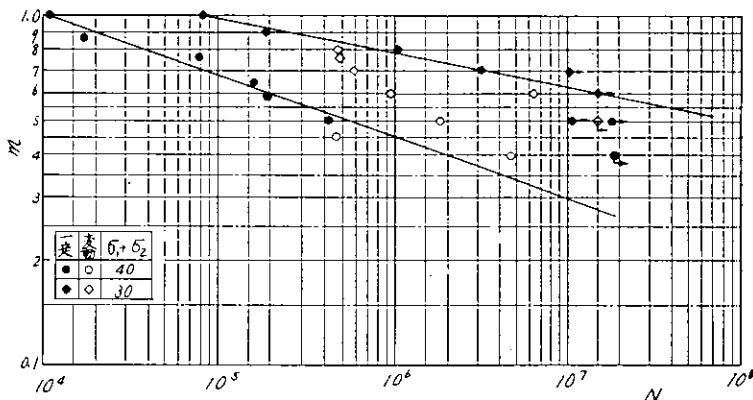


図1.2.10 変動応力疲れ試験結果（普通鉄鋼）300°C

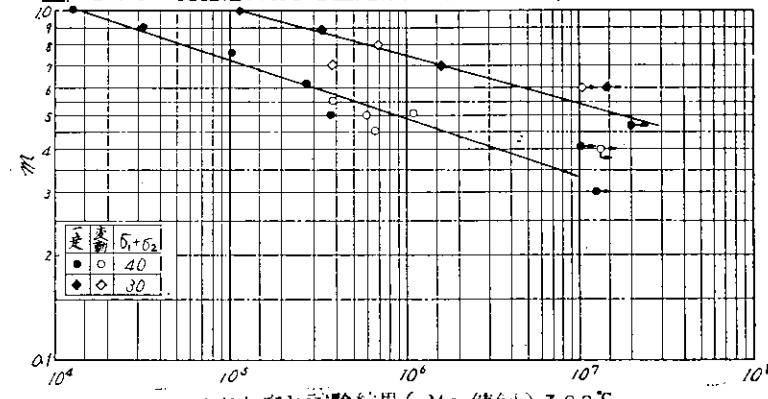


図1.2.11 変動応力疲れ試験結果（Mo鉄鋼）300°C

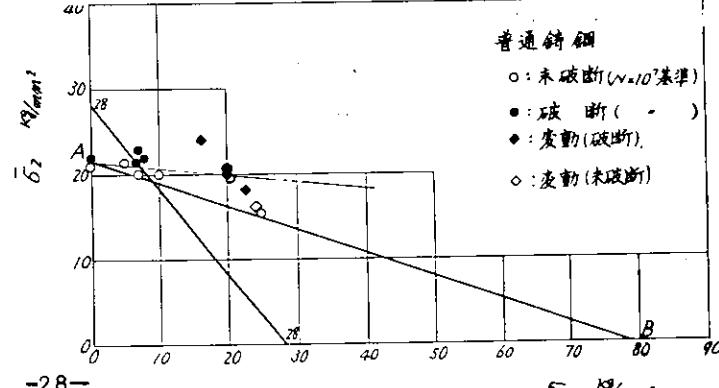


図1.2.12 耐久限度線図

るやかであり、平均応力の効果は著しく現われない材料と考えられる。図1.2.13はMo 鋳鋼の結果である。この場合は一次応力が一定の場合でもA-B線に近い関係であり、普通鉄鋼と比べると平均応力の影響の大きい材料である。一次応力が変動する場合は変動の影響が大きく現われ、特にA-B線の内側でも破断する場合がある。

1.2.6 重量波形の一整理方法と従来の実験結果の比較検討

重量波形の読みとり方法としては種々の方法が提案されているが、ここでは昭和45年度の研究報告に述べたようにレンジペア法的読みとり方法を用いる。図1.2.14 i) は正弦波と正弦波の二重重量波の場合であり、ii) は矩形波に正弦波が重畠した場合である。このようにして最大応力と振幅応力を分離して応力波形を読みとった場合で以下に実験結果を整理し説明を加えることとする。

昭和45年度研究報告において詳細に説明したことなく、疲れ被害は応力振幅の α 乗に比例して繰返し数とともに直線的に累積されると仮定すると次式が得られる。
4)

$$\alpha \{ 1 + K(n-1)m^{\alpha} \} = 1 \quad \dots \dots \dots \quad (1.2.4)$$

K の意味するところは、図1.2.14のように応力波形を読みとった時の応力振幅 σ_2 に対する修正係数である。即ち図1.2.15に示すように σ_2 の繰返し数 N_2 に対する修正係数である。今もとのS-N線図A-Bを用いて $\beta(n/N) = 1$ とおいて寿命推定しようとする時に σ_2 の繰返し数をいくら修正するかを示すものである。このことは N_2 を修正して新しいS-N線図A-Cで考えていることになる。もとのS-N線図A-Bを $N\sigma^{\alpha} = K$ $\dots \dots \dots \quad (1.2.4)$

$$\text{新しい修正したS-N線図A-Cを } N\dot{\alpha} = K' \quad \dots \dots \quad (1.2.6)$$

とするとCorren-Dolan流の考え方によつて β を次式で定義する。
1), 4)

このようにすると二重重量波の場合に応力比 m 、寿命比 α と β の間には次の関係式が得られる。

$$\beta = \frac{\log \{ (1-\alpha)/\alpha(n-1) \}}{\alpha \log m} \quad \dots \dots \quad (1.2.8)$$

上記の考え方によつて昭和45年度実験結果を整理して報告したが、ここでも本実験結果の一部を同様に整理してみよう。

図1.2.16は普通鉄鋼の常温での結果である。ここでは一応説明の都合上、図に示すように各波形をA波、B波と名づける。A波の場合は $(\sigma_1 + \sigma_2) = 40 \text{ kg/mm}^2$ であるが、一定と変動では若干 β に差異が認められる。一方B波の場合は最大応力による差はあまり認められず、 $\beta \approx 0.3$ 程度となっている。

図1.2.17はMo 鋳鋼の常温の結果である。A波において変動の効果が β の値にもかなりはっきりと現われ、 $m \leq 0.5$ ではほぼ $\beta = 0.6$ 程度である。一方B波の場合は最大応力が 28 kg/mm^2 のものを除いては $\beta \approx 0.4 \sim 0.5$ 程度となっている。

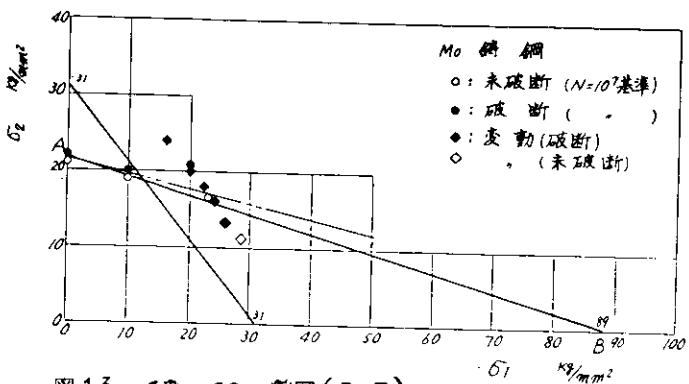


図1.2.13 $\sigma_{\text{B}} - \sigma_2$ 線図(R.T.)

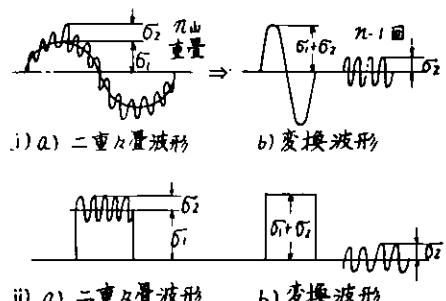


図1.2.14 応力波形の読みとり方法

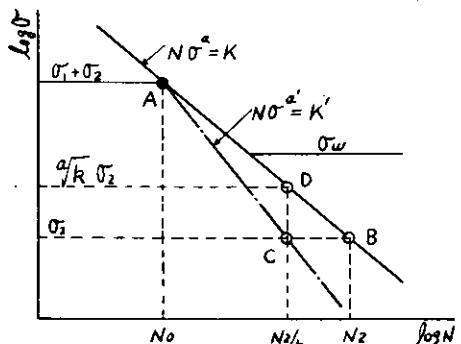


図1.2.15 S-N線図の修正

$$\beta = \frac{1}{\alpha} / \alpha \quad \dots \dots \quad (1.2.7)$$

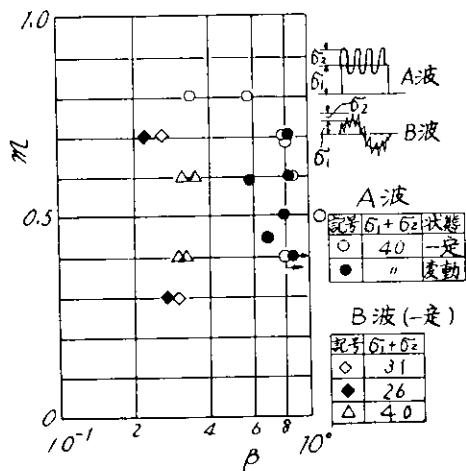


図1.2.16 β の計算結果(普通鉄鋼) R.T.

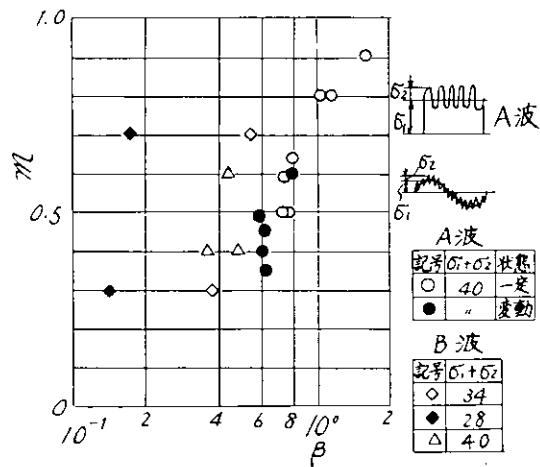


図1.2.17 β の計算結果(モニ鉄鋼) R.T.

これら2つの結果で最大応力 40 Kg/mm^2 の場合 A波と B波で β の値が必ずしも一致していない点が考察の対象となると思われるが、これは波形そのものの差による原因と重畠山数が著しく違うのでこれによるこの2つが大きく分けて考えられる。本当の理由は実験を行なってみなければわからないのだが、ただ図1.2.15のように A-Cで考える場合には B波のように最大応力の繰返し数よりも σ_2 の繰返し数が著しく多い場合には繰返し数比 $\Sigma (n/n)$ に与える効果は σ_2 の方が大きくなり、このため S-N線図は大きく修正する必要がなくなりてこのような結果になったと考えられる。

図1.2.18, 1.2.19は 300°C の場合である。すでに説明したようにこの場合の A波の結果は著しくばらついていたが、B波にもその傾向がでている。ただ A波と B波による β の値の差は認められ、この点は常温の場合と同様である。

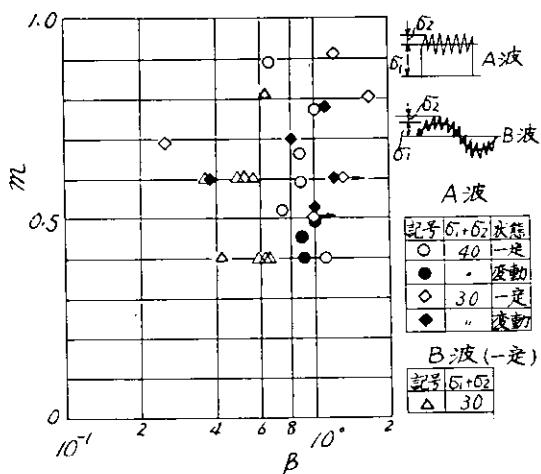


図1.2.18 μ の計算結果(普通鉄鋼)

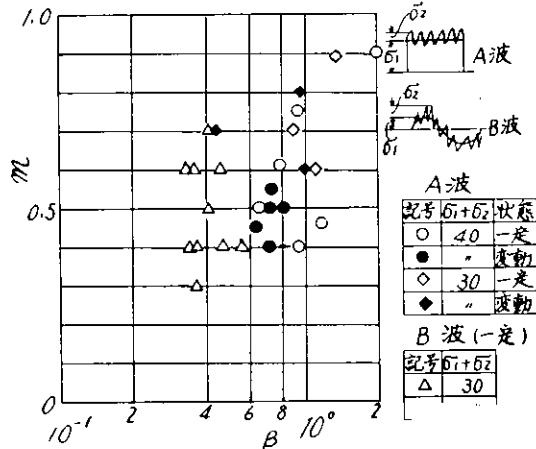


図1.2.19 μ の計算結果(モニ鉄鋼) 300°C

すでに実例を用いて疲れ寿命の推定結果との比較検討を行なった結果を報告したが、この時には β として $0.3 \sim 0.55$ を用いると良かった。この点について考えてみると、A波の場合は本実験結果では $\beta \geq 0.6$ であり、B波では $\beta \leq 0.6$ であることがほぼ認められるから、一応はこれまでに行なってきた B波による実験は見当はずれではなかったと考えられる。このような結論は現時点の疲れ寿命推定がかなり大まかな点や仮定を含んでいるので導かることであり、ビストンクラウンの応力解析、応力頻度などがはっきりと求まり、疲れ試験資料が多く蓄積されれば変ってくる可能性も勿論含まれている。この点に関しては今後の研究成果にまたなければならない。

図1.2.15で S-N線図を A-Cのように修正して繰返し数で考え方代りに、S-N線図はもとの A-Bを用いて、応力 σ_2 を修正して考える方法もある。⁶⁾ このように応力振幅を修正する方法はどちらかと言うと現場の設計者にとってわかり易

いと思われる。今B点とD点の座標値をAB線を表わす式(1.2.5)に代入すればD点の応力振幅はすぐさま求まり、修正係数をfとすると $f = a\sqrt{\frac{1}{n-1}} \times \sqrt{\frac{1-\alpha}{\alpha^m}}$ であることがわかる。(1.2.4)式のKを代入すると、

$$f = a\sqrt{\frac{1}{n-1}} \times \sqrt{\frac{1-\alpha}{\alpha^m}} \quad \dots \dots \dots \quad (1.2.9)$$

となる。このようにしてみると(1.2.8)は、 σ_2 の線返し数を修正するものであり、(1.2.9)は応力振幅を修正するものである。(1.2.8)、(1.2.9)式で求めた β とfの結果について述べ、従来から行なわれている結果と合せて検討を加えることにしよう。

図1.2.20

は本年度の実験結果の一部をまとめたもので、 $m=0.6$ 、0.4の場合しかないの

で、かなり

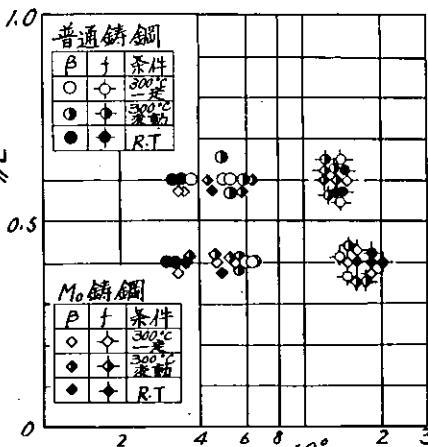


図1.2.20 β とfの計算結果

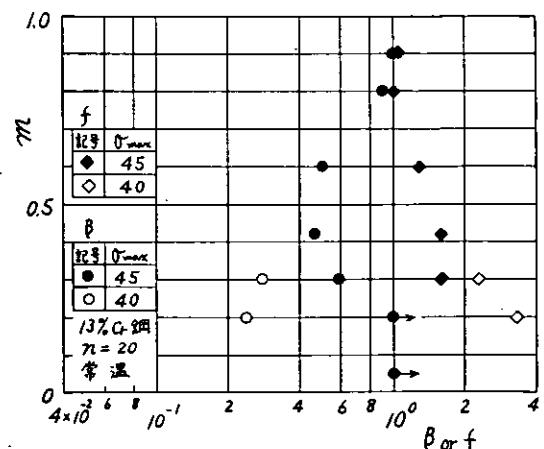


図1.2.21 β とfの計算結果(A材)

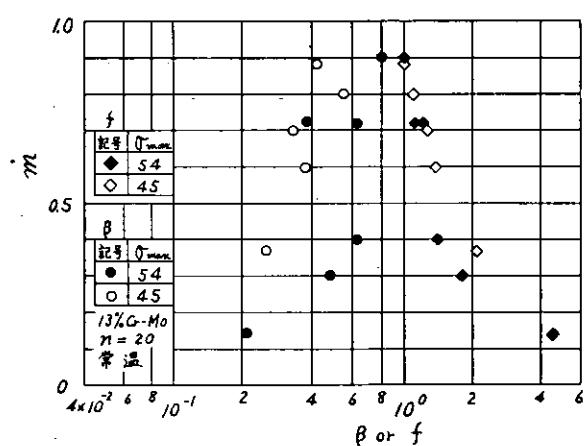


図1.2.22 β とfの計算結果(B材)

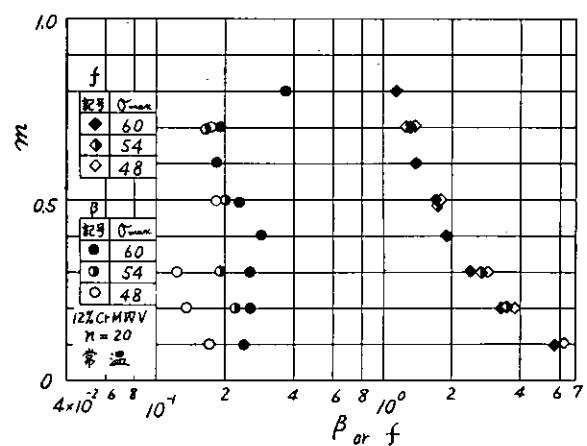


図1.2.23 β とfの計算結果

わかりにくいかが、 β では値のばらつきの範囲がかなり広いが、fで表わすと実験条件によらず、かなりばらつきが少なくなっている。図1.2.21～23はステンレス鋼の場合であり、この場合は β とfのばらつきの差が明らかとなり、fの値はある曲線の上に分布する傾向を示す。又最大応力 σ_{max} (= $\sigma_1 + \sigma_2$)が変化しても十分に同一曲線上にのることがわかる。

図1.2.24, 25は $\frac{1}{2}$ Mo铸钢による平面曲げ応力下での結果である。これは昭和44年、45年度の結果である。^{1), 8)}この場合 β のばらつきは大きいがfとmの関係は、ばらつきもなく、上記のものと同一である。しかし実験条件によって若干傾向に差異があるのがうかがえる。

図1.2.26は昭和43年度研究(三菱長崎研究所分担研究)⁹⁾をまとめたものである。この場合も β のばらつきはかなり大きいが、fはかなりなめらかな曲線にのると考えられる。

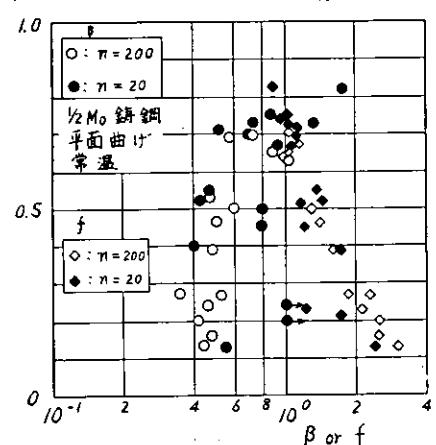


図1.2.24 β とfの計算結果(SR113、昭和44年度)

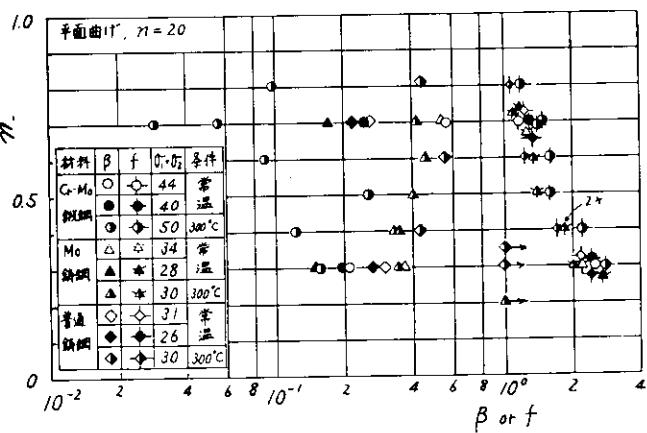


図1.2.25 β と f の計算結果($n=20$)(SR113 昭和45年度)

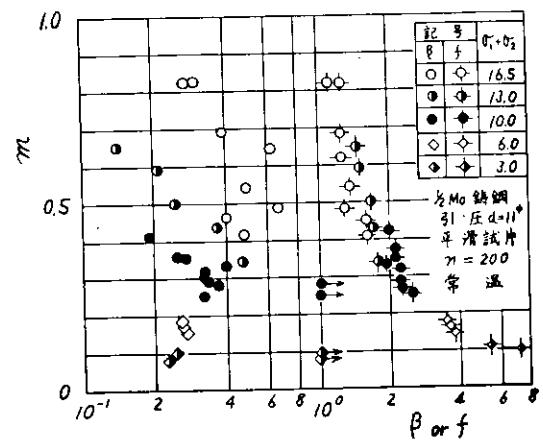


図1.2.26 β と f の計算結果(SR100 昭和43年三菱長崎)

図1.2.27 は鯨淵

氏の実験結果であ
る。

この実験は一次
波が矩形波の場合
であるが、この結
果も同様な傾向で
ある。ただ $m < 0.5$
では f による差異
が認められる。

図1.2.28 は山
田氏らの結果であ

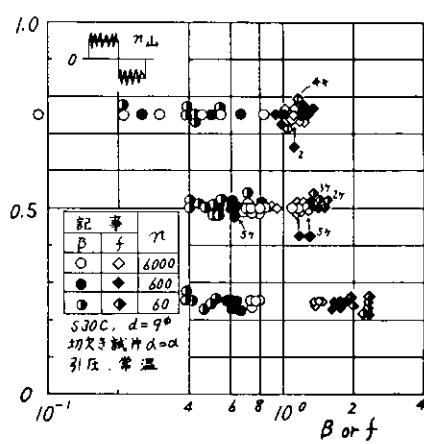


図1.2.25 β と f の計算結果
(鯨淵;機講論-188(昭43-4)P61)

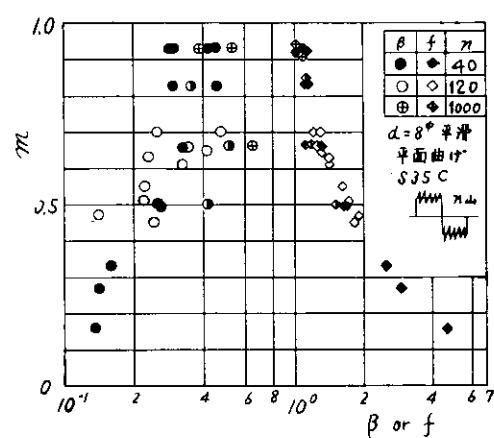


図1.2.28 β と f の計算結果(山田・北川)
材料Val. 17,6173 (昭43-2) P16

る。これは図1.2.27と同様に一次波は矩形波であるが、 f は上記の場合と同様になめらかな曲線にそって変化する。

以上の他にこの種の資料はかなり沢山あるが、 m の値が広範囲にわたっている実験結果を整理して説明した。他の結果は m の一部分の結果であるので、実験点が多くあれば上述と同様に f と m は滑らかな曲線となることが予想された。

m が1になれば当然 f は1になるが、 m が0に近づくにつれて、 f の値が大きくなっている。このことは一次波に重複する二次波の効果がかなり大きいことを示すものである。

図1.2.29はこれまでの結果を整理し、 m と f についてプロットしたものである。全体的にみるとかなり広範囲にばらついているが、傾向としては実線で引いた曲線のようになるであろう。図1.2.30は図1.2.29の曲線を m と f の両対数目盛で描いたものであり、直線関係があるとみなしうる。

実験資料がない場合にはこの図より f と m を求めて、一応の疲れ寿命の推定ができる。

図1.2.29に示した曲線A-Bを多くの実験結果を整理して、できる限り普遍性のある値との

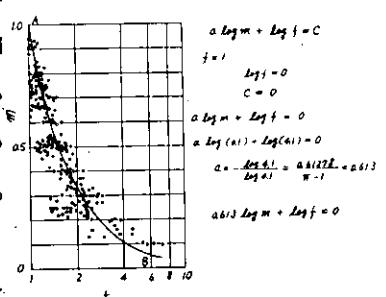


図1.2.29

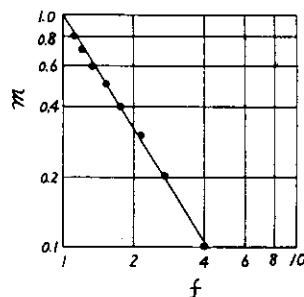


図1.2.30

間の相関を求めておけば、実際の疲れ寿命の推定につかうことができるであろう。

1.2.7 本研究のまとめ

- 昭和46年度研究について説明を加えたが、簡単にとりまとめると次のようになる。
- I) 温度変動による疲れ寿命への効果は認められず、むしろ材料自体のばらつきが大きい。ただ本実験では温度変動回数が3～8回程度であるので十分に影響が生じなかつたのかもしれない。この点については今後検討を要する。
 - II) 平均応力(一次応力)が矩形波状に変動する場合は変動しない時に比べて変動の効果は認められ、特に従来考えていた耐久限度線図の内側でも破断する場合があるという結果が得られた。
 - III) 応力振幅を修正する係数 f を提案し、この値は実際条件によってさ程大きく変化せず、むしろ β よりもばらつきの範囲は小さい。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会、第113研究部会昭和45年度研究報告書 P22
- 2) 中村、堀川、蔵田；機講論関西支部第223回(昭44-11) P7
- 3) 山田、北川；材料Vol 1 13 No.131(昭39-8) P619
- 4) 堀川、中村、鎌田；機講論関西支部第226回(昭46-6) P34
- 5) SRI113部会資料(昭和46-7-20)川重技研提出資料
- 6) 堀川、中村、鎌田、公江；機講論関西支部第47期定期総会講演会(昭47-3) 申込中
- 7) 堀川、中村、鎌田；機講論全国大会No.720-1(昭47-4) 予定
- 8) 日本造船研究協会第113研究部会昭和44年度研究報告書
- 9) " " 第100 " 昭和43年度 "
- 10) 鯉淵；機講論No.188(昭43-4) P61
- 11) 山田、北川；材料Vol 1 17 No.173(昭43-2) P116

2. 燃焼室壁部材熱負荷の経年変化の研究

(燃焼室壁部材熱負荷の電算機シミュレーション)

2.1 緒言

ディーゼル機関の故障低減、耐久性向上をはかるためには、機関の経年変化を把握し、さらにそれを極力軽減する必要がある。現在、ディーゼル機関の最大の問題点の一つは、燃焼室壁部材の熱負荷に起因する事故であり、将来機関の高出力化、高性能化に伴って熱負荷の条件はますます苛酷になり、その防止は、機関の大形化、高出力化のみならず、現在計画されている機関の高度集中制御において欠かせない要因である。本研究は、この燃焼室壁部材の熱負荷による故障を防止するため、その経年変化について検討し、その予知方法および軽減方法を解明することを目的とするものである。

そこで、44年度は、実験機関により機関各部の経年変化と熱負荷との関連を、再現実験によって解明し、45年度は、これらのデータおよびこれまで第100研究部会などで得てきた各種機関条件および運転条件と熱負荷との関係などの実験データをもとに、経年変化を含めた各種機関条件および運転条件による熱負荷への影響を電算機シミュレートするため、シミュレートのフローチャートおよび熱的境界条件計算法を確立した。本年度は、本研究の最終年度として、45年度確立された計算方法にもとづき、各種実験データを解析し、熱負荷の電算機シミュレーションを完成させ、その応用により経年変化を含むあらゆる条件での熱負荷の解析方式を確立するものである。

2.2 実験データによる熱的境界条件の計算

燃焼室壁熱負荷シミュレーションにおいては、熱的境界条件、特に熱伝達率の決定が最も重要であるが、従来多くの研究者によって作られた各種の熱伝達率実験式が燃焼室壁部材に対して平均的なものであり、熱応力計算などに必要な温度分布を得るために不十分であるために、部材の位置に対する項を含んだ熱伝達率の一般式を求める必要のあること、および、それを各種実験データの解析により求める方法を45年度において検討し、報告した。そこで本年度はその方法により、熱伝達率の一般式を求めるが、本節においては、解析するデータの選択と、計算方法の概要（詳細は45年度報告書参照）を述べる。

2.2.1 実験データの選択

熱伝達率の一般式作成のために解析するデータの選択についてはまず、ガス側熱伝達率の支配因子としてガス圧力 P_g 、温度 T_g 、ピストン速度 C_m 、掃気圧力 P_s 、温度 T_s 、給気量 Q_e （または給気比 ϵ_e ）、燃料噴射方向などがあげられ、また冷却側熱伝達率の支配因子として、冷却剤性状（粘性係数 μ ）、温度 T_o 、ピストン速度 C_m などがあげられるので、これらの影響を決定するために、各種系統的実験データの中から次のように選択した。なおこれらの実験データは表2.2.1に示すA、B2種類の機関にて得られたものである。

表 2.2.1 機 関 仕 様

	A	B
機 関 形 式	排気ターボ過給・ユニフローディーゼル機関	
シリンドラ直 径	620 φ mm	740 φ mm
ピストン行 程	1400 mm	1,600 mm
シリンドラ数	6 cyl	7 cyl
出 力(最大/常用)	8,300 / 7,600 PS	11,500 / 10,500 PS
回 転 数(")	144 / 140 rpm	119 / 115 rpm
正味平均有効圧(")	10.23 / 9.64 kg/mm ²	9.05 / 8.60 kg/mm ²
平均ピストン速度(")	6.72 / 6.53 m/s	6.35 / 6.13 m/s

(1) 機関回転数および正味平均有効圧

A機関において機関回転数と正味平均有効圧の異なる24種の組合せによる運転によって得られたデータの中から、標準負荷特性に沿った4種類の運転、正味平均有効圧一定のもとで機関回転数の異なる4種類の運転、および回転数一定のもとで平均有効圧の異なる4種類の運転において得られた9ケース（一部重複）のデータを抽出した。

(2) 排気過給機ノズル面積およびディフューザ径

B機関において排気タービンノズル面積の異なる5種類の運転およびディフューザ径の異なる2種類の運転の中から、前者2ケース、後者から1ケースを2種類の負荷において、計6ケース選出した。

(3) 掃気圧力

(2)の条件下で、経年変化を想定して行った掃気圧力低下実験結果の中から、(2)で選んだノズル面積変更の2種の条件で、掃気圧力を約0.1at、および0.2at低下して運転したデータを標準を含め6ケース選んだ。

(4) 掃気温度

掃気空気冷却器の汚れなどによる掃気温度の上昇を想定して行なった掃気温度上昇実験運転の中から、2種類の負荷における10°C上昇した場合のデータを4ケース選んだ。

(5) 燃料噴射時期

最高圧力の影響を把握するためIC、燃料噴射時期を1.0deg進めた運転結果から標準を含め2ケース選んだ。

(6) 燃料噴射弁

熱負荷軽減のために、燃料噴射弁の噴孔数、噴孔面積、噴射方向などを変更した実験結果の中から、標準を含む10ケースを選んだ。

以上、抽出されたデータの実験および運転条件の概要を表2.2.2に示す。

表 2.2.2 解析データの概要

項目 No.	実験内容	機関 回転数 n_e (rpm)	正味平均 有効圧 P_e (kg/m³)	出力比 N_e (%)	掃気圧力 P_s (ata)	掃気温度 t_s (°C)	機関	
5	運転負荷 (n_e , P_e) 変更	91.2	4.05	25.05	1.214	27.0	A	
8		143.7	4.03	39.30	1.323	27.5		
10		115.0	6.44	50.30	1.443	27.5		
12		144.0	6.58	64.37	1.622	31.5		
13		91.2	8.48	52.52	1.500	29.8		
14		114.5	8.48	65.94	1.644	32.5		
15		133.5	8.43	76.40	1.763	34.0		
16		144.1	8.57	83.86	1.892	36.5		
21		144.4	10.31	101.08	2.133	42.0		
	ノズル面積、ディフューザ径							
133	660 cm², 848/834 mm	114.1	8.41	88.91	1.827	34.0	B	
134	" " (Ps低下)	114.6	8.41	89.30	1.691	34.0		
135	" " ("")	114.7	8.41	89.38	1.585	33.0		
136	" "	118.2	9.01	98.65	1.937	36.0		
143	" 834/820	114.7	8.41	89.38	1.808	35.0		
146	" "	119.7	9.02	100.11	1.932	36.0		
153	860 cm², 848/834	115.1	8.41	89.69	1.627	35.0		
154	" " (Ps低下)	115.1	8.41	89.69	1.529	31.0		
155	" " ("")	115.6	8.41	90.08	1.475	33.0		
156	" "	118.8	9.02	99.36	1.714	35.0		
33	掃気温度変更	114.0	8.41	88.83	1.718	35.0	B	
35		114.3	8.41	89.06	1.759	52.0		
37		118.4	9.02	99.03	1.854	45.0		
38		118.0	9.02	98.69	1.888	55.0		
43	33に對して燃料噴射時期 1°進め	115.7	8.41	90.16	1.700	35.0		
213	燃料弁標準 1.0 φ × 4孔	114.6	8.41	89.69	1.719	35.0	B	
223	噴孔面積拡大 1.1 φ × 4孔	115.1	8.41	90.08	1.734	35.0		
243	噴孔長さ／径 (2.7 → 1.7)	114.4	8.38	89.23	1.699	35.0		
253	噴孔数減少 1.15 φ × 3	114.4	8.41	89.53	1.727	35.0		
263	噴射方向を水平方向に拡大	114.4	8.41	89.53	1.701	35.0		噴射方向
273	" " 縮少	115.5	8.41	90.39	1.723	35.0		を図2.2.
283	噴孔数増加 0.9 φ × 5孔	114.1	8.41	89.30	1.728	35.0		1に示す
293	噴射方向を外側へ移動	114.1	8.41	89.30	1.710	35.0		
303	" を下側へ "	114.5	8.41	89.61	1.746	35.0		
323	" をひねる	114.8	8.41	89.84	1.716	35.0		

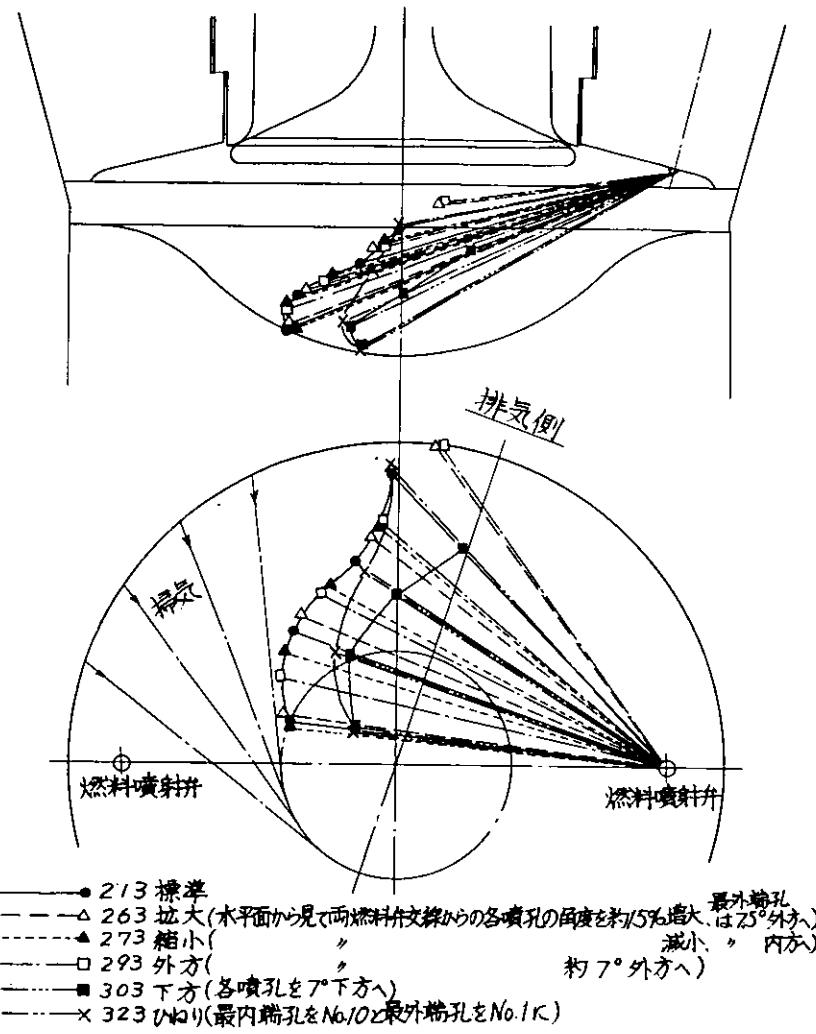


図 2.2.1 燃料噴射方向変更実験条件

2.2.2 シリンダ内ガス温度の計算法

熱的境界条件の計算において、まず把握しなければならないのがシリンダ内のガス温度であるが、その測定は实际上不可能であるので、45年度の研究において得られたシリンダ内インジケータ線図から求める方法により計算した。

ここでは、シリンダ内ガス温度および従来の各種熱伝達率実験式 (W. Nusselt, G. Eichelberg らによる)による熱伝達率などの計算プログラムのフローチャートを図 2.2.2 に示す。

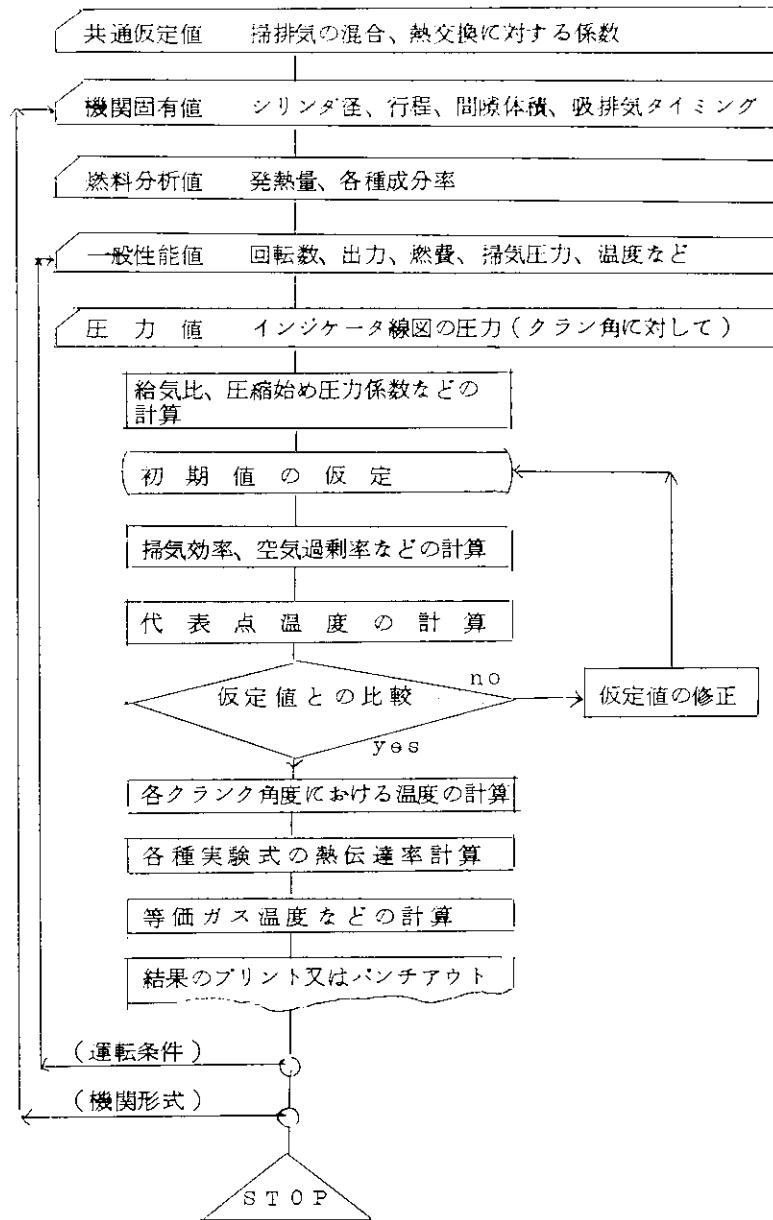


図 2.2.2 シリンダ内ガス温度計算図

2.2.3 温度分布計算法

燃焼室壁部材の温度測定値から、部材の温度分布を求める方法は、45年度に検討された方法を採用したが、本年度さらに、分割要素の形状および大きさ、収れん方法について検討し、プログラムの改良をおこなった。そのプログラムのフローチャートを図2.2.3に、部材の分割図および温度分布計算結果の一例を図2.2.4に、他の分割点数および計測点数を表2.2.3に示す。

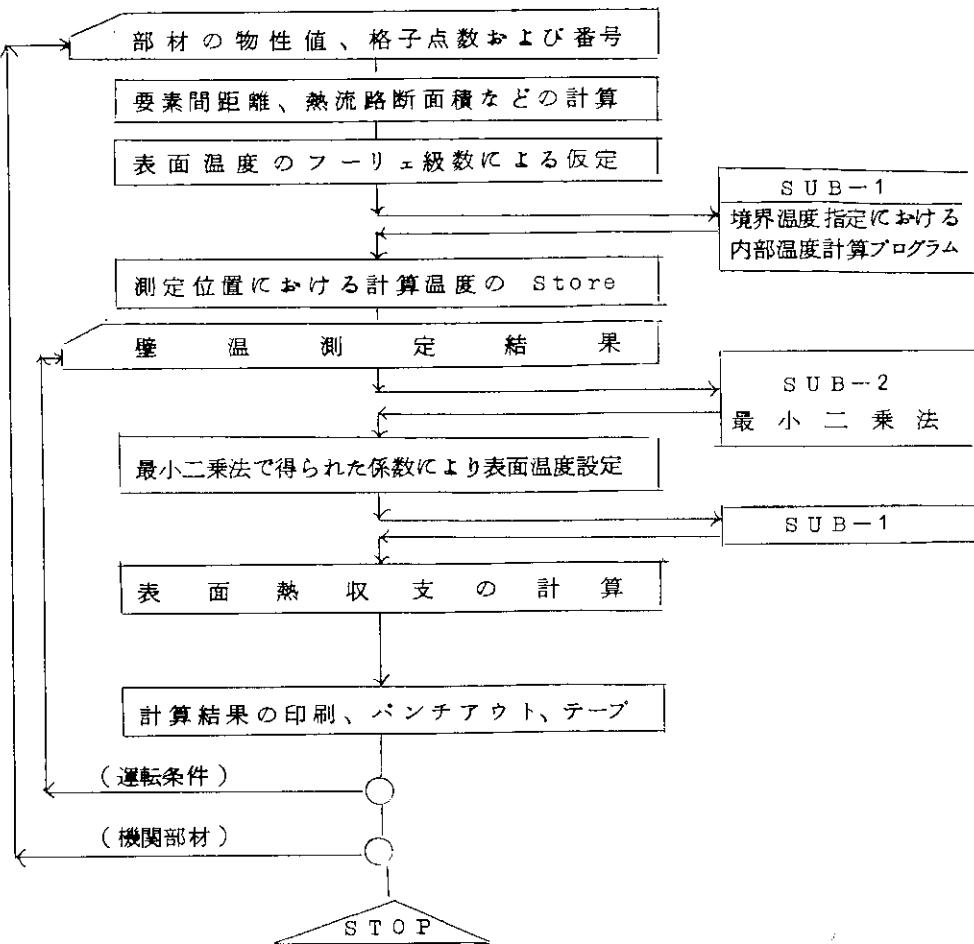


図 2.2.3 温度分布計算プログラム

表 2.2.3 部材分割要素と測定点数

機関形式	部材名	格子点数	表面格子点数	補間点数	測定点数	近似次数
A	ピストン	271	84	69	13	26
	ライナ	509	174	79	20	28
	カバー	206	79	67	11	28
	排気弁座	265	86	72	9	23
	排気弁	377	61	80	16	24
B	ピストン	380	107	80	13	26
	ライナ	591	192	80	17	28
	カバー	428	133	78	16	28
	排気弁座	289	83	75	8	23
	排気弁	369	67	80	18	24

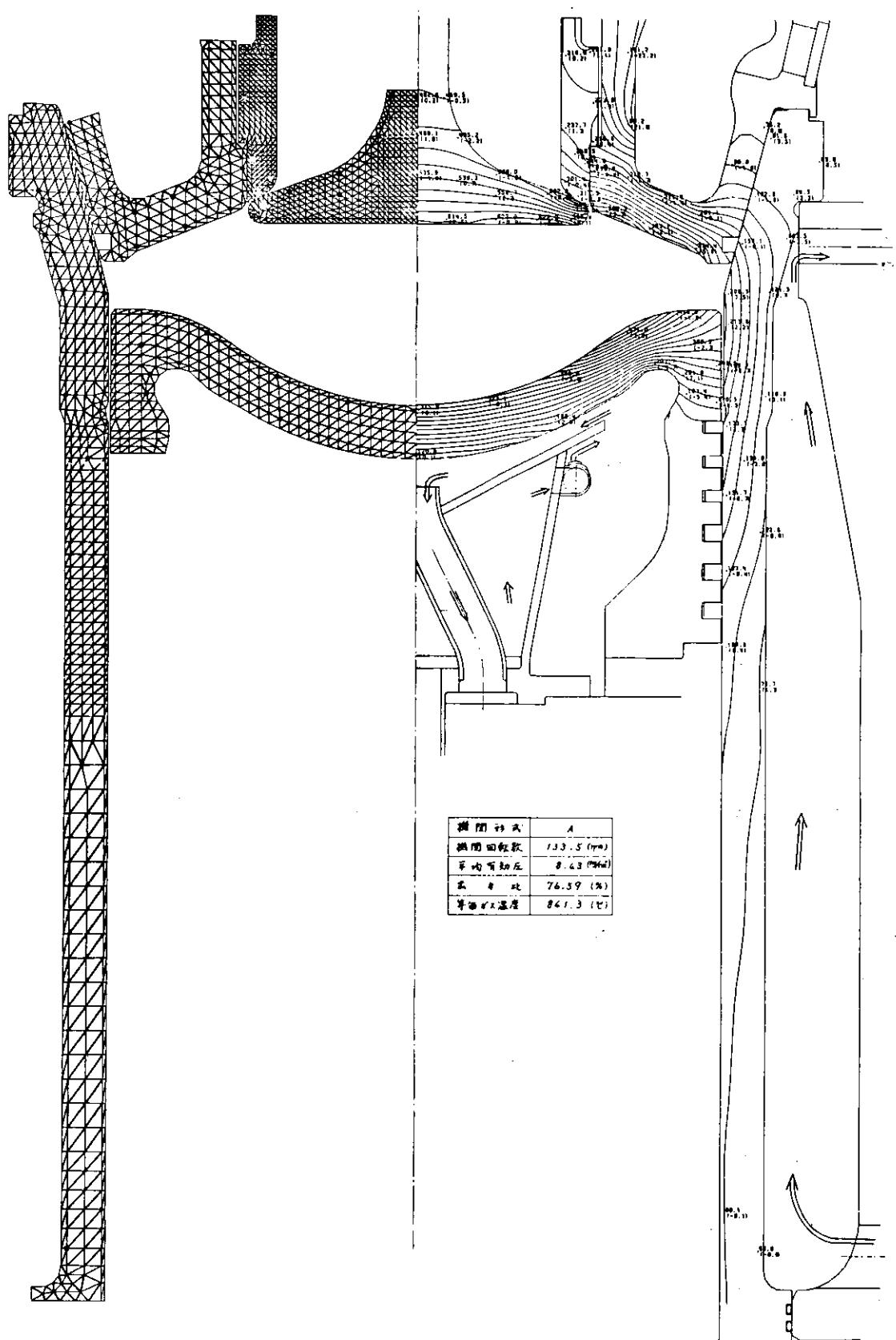


図 2.2.4 燃焼室壁部材要素分割図及び温度分布図の一例 (A 機関)

2.2.4 热的境界条件の计算法

热的境界条件は燃烧室壁のガス側、冷却側のガス、冷却剂の圧力、温度、成分、性状および挙動によって支配されるが、それは時間および位置の関数である。したがって、それらを完全に把握しなければ、热的境界条件を完全にシミュレートすることはできないが、それは極めて困難であり、不可能に近い。そこで、热負荷シミュレーション上での热的境界条件すなわち、ガスおよび冷却剂の温度および热伝達率を時間または位置に対して、次のように等価する。

(1) ガス温度および热伝達率

機関条件および運転条件によつて定まるサイクル特性によつて得られるガス温度 T_g 、圧力 P_g 、時間 t の関数、ガス成分は圧力と温度を関係づけ、热伝達率に影響すると思われるが省略する）、ガス挙動を代表する機間回転数 n_e またはピストン速度 C_m 、給気量 Q_e または給気比 b_s （掃気流速を代表）および燃烧室形状に対する燃料噴射方向、噴霧貫徹力などによつて等価温度 T_{gm} および等価热伝達率 α_{gm} として求める。すなわち

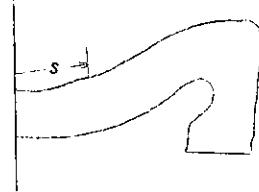
(a) ガス温度 T_g は厳密には位置の関数であるが、それを無視し時間 t のみの関数とする。すなわち

$$T_g = f(t) \quad (2.2.1)$$

として、§ 2.2.2 によつて得られる。

(b) ガス側热伝達率 α_g は時間 t および位置の関数であるか、

このうち位置は燃烧室壁の場合半径または軸方向位置および周方向位置が考えられる。しかし、周方向に対する壁温の変化は小さいのでそれを省略して位置は半径または軸方向位置すなわち、壁断面の外周位置 s をとる（右図参照）。



そこで α_g は次のように表現する。

$$\alpha_g(t, s) = \alpha_{g1}(P_g, T_g)(t) \cdot \alpha_{g2}(C_m, b_s) \cdot \alpha_{g3}(\alpha, \beta, \psi)(s) \quad (2.2.2)$$

ここで、 $\alpha_{g1}(P_g, T_g)(t)$: T_g, P_g の関数で、時間 t の関数とする。

$\alpha_{g2}(C_m, b_s)$: 運転条件によつて定まる定数項で、上述のように C_m はガス流動効果を表わし、場合によつては n_e を用いる。また、 b_s は掃気による渦流流動効果または冷却効果を表わし場合によつては Q_e を用いる。

$\alpha_{g3}(\alpha, \beta, \psi)(s)$: 燃烧室形状に対する燃料噴射方向 α （垂直面内方向）、 β （水平面内方向）および噴霧貫徹力の指數 ψ （たとえば噴霧群中の空気過剰率が 1 となる噴射弁からの距離）による位置の関数

(c) 時間にに対する等価法：ここで、微小時間 dt におけるガスと壁との単位面積当たり伝熱量を d_q 、その位置での壁表面温度を T_{wg} とすると

$$d_q = \alpha_g(T_g - T_{wg}) dt \quad (2.2.3)$$

であるから、一サイクル中（一サイクルの周期 t_e ）の伝熱量 q は

$$q = \int_0^{t_0} \alpha_g (T_g - T_{wg}) dt = \int_0^{t_0} \alpha_g T_g dt - T_{wg} \int_0^{t_0} \alpha_g dt \quad (2.2.4)$$

と表わせる。ゆえに等価ガス温度 T_{gm} 、等価熱伝達率 α_{gm} を

$$T_{gm} = \frac{\int_0^{t_0} \alpha_g T_g dt}{\int_0^{t_0} \alpha_g dt} = \frac{\int_0^{t_0} \alpha_{g1} T_g dt}{\int_0^{t_0} \alpha_{g1} dt} \quad (2.2.5)$$

$$\alpha_{gm} = \frac{\int_0^{t_0} \alpha_g dt}{t_0} = \alpha_{g2} \cdot \alpha_{g3} \cdot \alpha_{gm1} \quad (2.2.6)$$

ただし α_{gm1} は α_g の時間項の平均値で

$$\alpha_{gm1} = \frac{\int_0^{t_0} \alpha_{g1} dt}{t_0} \quad (2.2.7)$$

とすると (2.2.4) 式は

$$q = \alpha_{gm} (T_{gm} - T_{wg}) \quad (2.2.8)$$

となる。なお、時間項 α_{g1} については従来の実験式から

$$\alpha_{g1} = P_g^n \cdot T_g^m \quad (2.2.9)$$

とし、指数定数 n 、 m は $n = 1/2$ 、 $m = 1/2$ または $n = 2/3$ 、 $m = 1/3$ をとするものとする。

(d) 位置に対する等価法： 2.2.3 項で求めた壁表面温度 T_{wg} 、伝熱量 q および等価ガス温度 T_{gm} の間には各位置に対して式 (2.2.8) が成り立つている。そこで全体的に、これら因子を把握するために、次のように位置 s に対して等価し、等価壁温 T_{sg} 、等価熱伝達率 α_{gms} として評価すると、便利である。

そこで (2.2.8) 式を全表面について積分すると

$$\begin{aligned} Q_g &= \int_0^{Asg} q(s) dA_s = \int_0^{Asg} \alpha_{gm} (T_{gm} - T_{wg}) dA_s \\ &= T_{gm} \int_0^{Asg} \alpha_{gm} dA_s - \int_0^{Asg} \alpha_{gm} T_{wg} dA_s \end{aligned} \quad (2.2.10)$$

となる。なお、 Q_g は全表面の伝熱量であり、 dA_s は回転体では、中心からの距離を r とすると $dA_s = 2\pi r \cdot ds$ であり Asg はガス側表面積である。

そこで各等価値を

$$\alpha_{gms} = \frac{\int_0^{Asg} \alpha_{gm}(s) dA_s}{Asg} \quad (2.2.11)$$

$$T_{wg}s = \frac{\int_0^{Asg} \alpha_{gm}(s) T_{wg}(s) dA_s}{\int_0^{Asg} \alpha_{gm}(s) dA_s} \quad (2.2.12)$$

とすれば、(2.2.10)式は

$$Q_g = \alpha_{gms} (T_{gm} - T_{wgs}) \cdot A_{sg} \quad (2.2.13)$$

となる。なおデータ解析計算において、上式の $\alpha_{gms}(s)$ の値は

$$\alpha_{gms}(s) = \frac{q(s)}{T_{gm} - T_{wgs}(s)} \quad (2.2.14)$$

として計算される。

(2) 冷却剤温度および熱伝達率

冷却側熱伝達率 α_c は、冷却剤の性状すなわち粘性係数 μ およびその挙動を代表するピストン速度 C_m によるものとして位置の関数とする。なお冷却剤温度 T_0 は入口、出口平均温度とする。またガス側と同じく α_c 、 T_{wc} を位置 s に対して (1)(ii) の方法で等価すると、等価熱伝達率 d_{cms} 、等価壁温 T_{wcs} は

$$d_{cms} = \frac{\int_0^{A_{sc}} \alpha_c(s) dA_s}{A_{sc}} \quad (2.2.15)$$

$$T_{wcs} = \frac{\int_0^{A_{sc}} \alpha_c(s) \cdot T_{wc}(s) dA_s}{\int_0^{A_{sc}} \alpha_c(s) dA_s} \quad (2.2.16)$$

となり、全表面の冷却熱量は

$$Q_c = \alpha_{cms} (T_{wcs} - T_0) \cdot A_{sc} \quad (2.2.17)$$

となる。なお $\alpha_c(s)$ の値は 2.2.3 項で算出された表面放熱量 $q_c(s)$ と壁温 $T_{wc}(s)$ から

$$\alpha_c(s) = \frac{q_c(s)}{T_{wc}(s) - T_0} \quad (2.2.18)$$

として計算される。

2.2.5 計 算 結 果

(1) 平均有効圧 P_e およびピストン速度 C_m の影響

2.2.3 項にて計算された A 機関ピストン表面温度分布の一例をデータ 2.2.5 について図 2.2.5 に、2.2.4 項にて計算された熱的境界条件を図 2.2.6 ~ 図 2.2.11 に、2.2.2 項の計算入力、計算結果である掃気圧力 P_s 、温度 T_s 、給気量 Q_i 、給気比 l_s 、空燃比 G_1/B 、時間平均ガス圧力 \bar{P}_g 、時間平均ガス温度 \bar{T}_g 、および 2.2.4 項で計算された等価壁温 T_{wgs} 、 T_{wcs} 、熱伝達率 α_{gms} 、 α_{cms} 、ガス温度 T_{gm} などを図 2.2.12 に示す。

図 2.2.5 の温度分布から、ピストン肩部の燃料噴霧の衝突部（格子 #21）の壁温は 500°C で最も高く、冷却側も対応して高くなっていることがわかる。また冷却油通路面積が狭くなる中央部（格子 #84）は冷却性がよいために低い温度を示している。図 2.2.6 は平均有効圧 P_e 一定のもとでの回転数 n_e によ

る熱伝達率 α_{gm} , α_{cm} (式(2.2.14)および式(2.2.18)による計算値)、表面受授熱量 q_g , q_c 壁温 T_{wg} , T_{wc} など熱的境界条件の変化を示す。 P_e 一定で n_e が上昇するとピストン速度 C_m の上昇によりガスの乱れにより α_{gm} は全般的にわざかに増大し、 α_{cm} は冷却油のシエーカー効果(冷却油送油管内)の増大により中央部で著しく増大するため、等価ガス温度 T_{gm} が空燃比 G_1/B の増大によりわざかながら低下するにもかかわらず受授熱量 q_g , q_c は増大する。したがってガス側表面壁温 T_{wg} はわずかながら低下し、冷却側表面壁温 T_{wc} は中央部において著しく低下する。

次に n_e 一定のもとで P_e の上昇に対する熱的境界条件(図2.2.7)はガス圧力 P_g 、温度 T_g の上昇により α_{gm} は著しく増大するが、 α_{cm} は冷却油の挙動が一定であるためにあまり変化せず、ただ伝热量の増大による境界層の油の粘性が低下することにより、全般的にわざかながら増大する。そのために壁温は、ガス側では大巾に上昇するが冷却側ではガス側上昇分の約 $\frac{1}{2}$ 程度である。

また標準プロペラ特性に沿った P_e , n_e の上昇に対する熱的境界条件の変化(図2.2.8)は前述の P_e , n_e 変化の両方の影響を受けて、冷却側壁温が中央部で低下するのみで、他の熱的境界条件は大巾に上昇する。以上の各熱的境界条件の P_e , n_e およびプロペラ特性上における変化を各熱的境界条件別に図2.2.9～図2.2.11に示す。そして2.2.4項で述べた熱的境界条件の各等価値(図2.2.12)は、以上述べた傾向を適確に示している。

ここで船舶の経年変化による機関トルクの上昇すなわちトルクリッチと熱負荷の関係を検討すると、一定出力を保つために回転数の減少分だけ平均有効圧を上昇させるとした場合、平均有効圧の上昇によるガス温度の上昇と、回転数の低下による冷却側熱伝達率 α_{cm} の低下により壁温は全般的に上昇する。したがってトルクリッチの対策を検討する場合、ガス側条件のみでなく冷却側条件も十分に考慮する必要がある。

(2) ノズル面積およびディフューザ径の影響

排気過給機のノズル面積およびディフューザ径に対する熱的境界条件の変化を図2.2.14および図2.2.15に、ガス温など伝熱特性を図2.2.25に示す。またデータNo.155におけるB機関ピストン温度分布の一例を図2.2.13に示す。ピストンはA、B機関とも相似形であるために、温度分布も同じような分布を示している。

ターピンノズル面積を 660 cm^2 から 860 cm^2 に増大した場合、排気圧力の低下により掃気圧力が低下し、給気量が減少するために等価ガス温度 T_{gm} は上昇する。しかし掃気圧力の低下による圧縮始め圧力の低下により圧力レベルが低下するためにガス側熱伝達率は低下する。一方冷却側熱伝達率は、回転数一定のため冷却油の挙動が変わらず、ただ伝热量の増大による冷却油粘性の低下によりわざかながら上昇する。そのため、壁温の上昇はガス温度の上昇に対して小さい。またディフューザ径の変化に対しても熱的境界条件の変化は小さい。

(3) 掃気圧力の影響

過給機系の汚れによる給気量減少を想定して、給気量を減少(一部を大気に放出)させた場合、掃気圧力、給気量が減少し、ガス温度は著しく上昇する(図2.2.25)。しかしガス側熱伝達率は圧力レベルの低下により、ほとんど変化なく、冷却側熱伝達率は伝热量の増大による粘性の低下によりわざかながら増大する。そのため壁温は全般的に上昇する。(図2.2.16)

(4) 掃気温度および燃料噴射時期の影響

空気冷却器の汚れを想定して掃気温度を上昇させた場合の熱的境界条件の変化を図2.2.18に、燃料噴射時期を 1 deg 早くした場合の変化を図2.2.19に、またこれらの変化に対する伝熱特性を図2.2.26に各々90%、100%負荷に対して示す。掃気温度を上昇させた場合、排気エネルギーの増大により給気量 Q_i が増大し、掃気圧力 P_s が上昇するため、圧縮始めの温度の上昇がおさえられガス温度の上昇は掃気温度の上昇程度となる。そのため伝熱特性にも著しい変化はみられない。また噴射時期を 1 deg 進めた場合、最高圧力の上昇による熱伝達率の上昇がピストン肩部にみられるが、全般的に大差ない。

(5) 燃料噴射弁の影響

燃料噴射弁の噴孔数、径、面積噴射方向を変更した場合の熱的境界条件および伝熱特性を図2.2.20～2.2.24および図2.2.27、図2.2.28に示す。なお噴射弁変更によるサイクル因子の変化は少いことが既に確認されているので、等価ガス温度は一定として計算した。まず噴射方向を全体的に標準より外側へ移動し、次に中央側を下げ、さらに外側も下側へ移動した場合、噴霧火炎が外側へ移動することにより外周部の熱伝達率が上昇し、噴射方向を下側へ移動した場合も、火炎が壁表面に近づくために熱伝達率は全体的に上昇する。次に噴霧拡り角を縮少した場合、噴霧と空気との接触性が悪くなるため、燃焼性が悪くなり、ガス温度が上昇するとともに残留ガス効果が増大し、熱伝達率も上昇する。また噴孔面積が増大した場合、噴霧の貫徹力が増大するため、中央部の熱伝達率が上昇し、壁温も上昇する。噴孔径を増大させた場合も同様の傾向を示している。

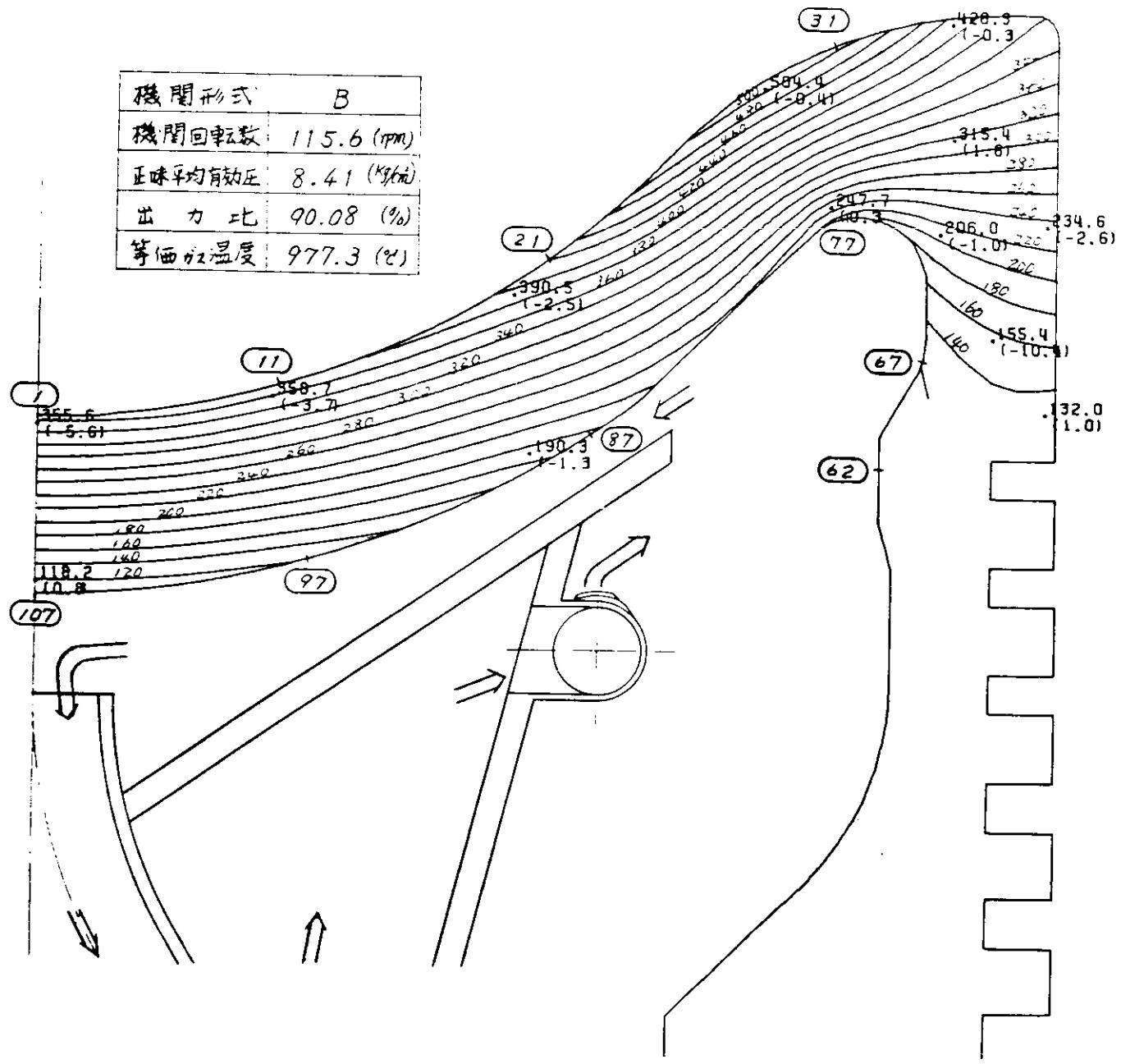


図 2.2.5 ピストン温度分布の一例 (A機関-15)

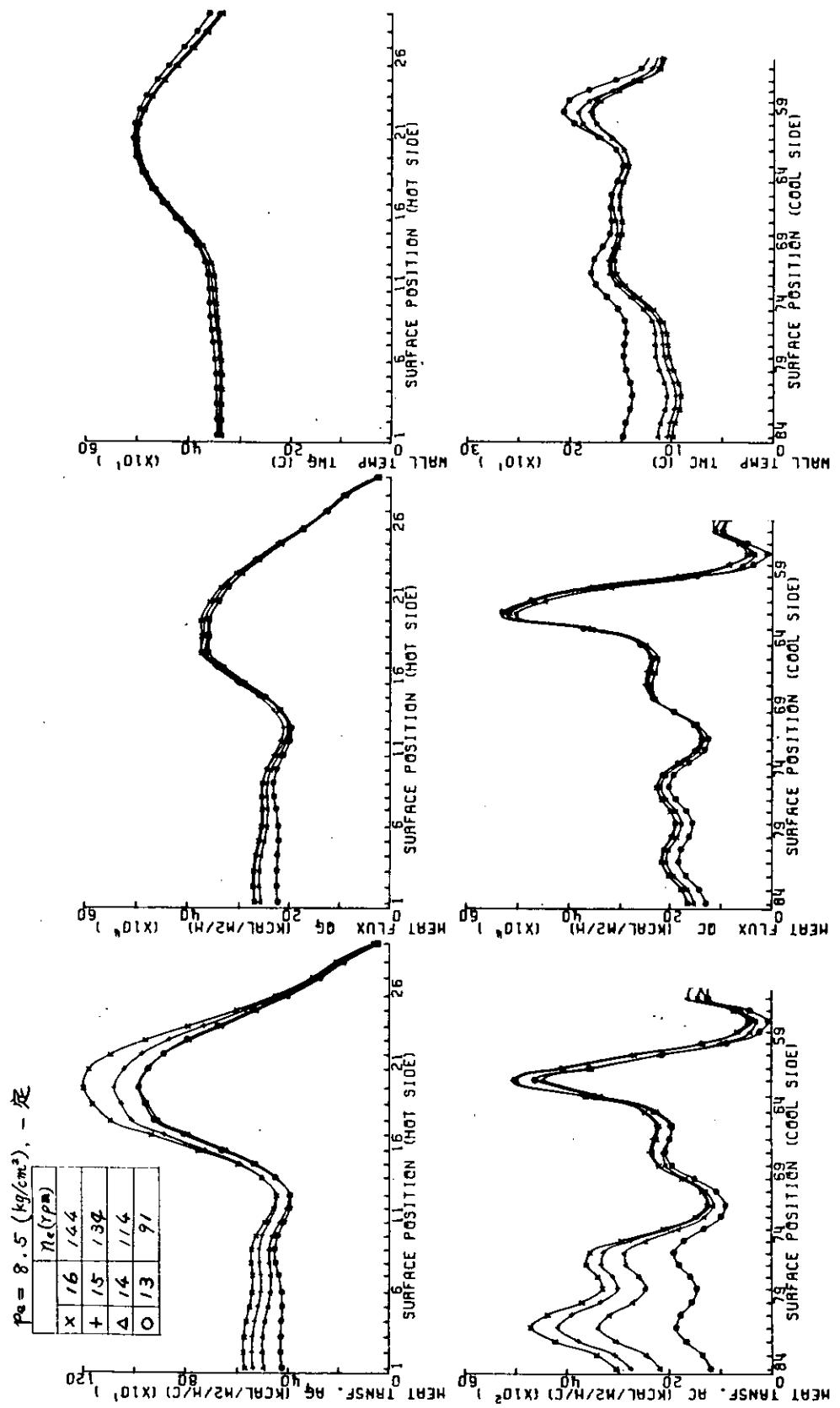


図 2.2.6 ビストン表面熱的境界条件（回転数の影響 — A 機関）

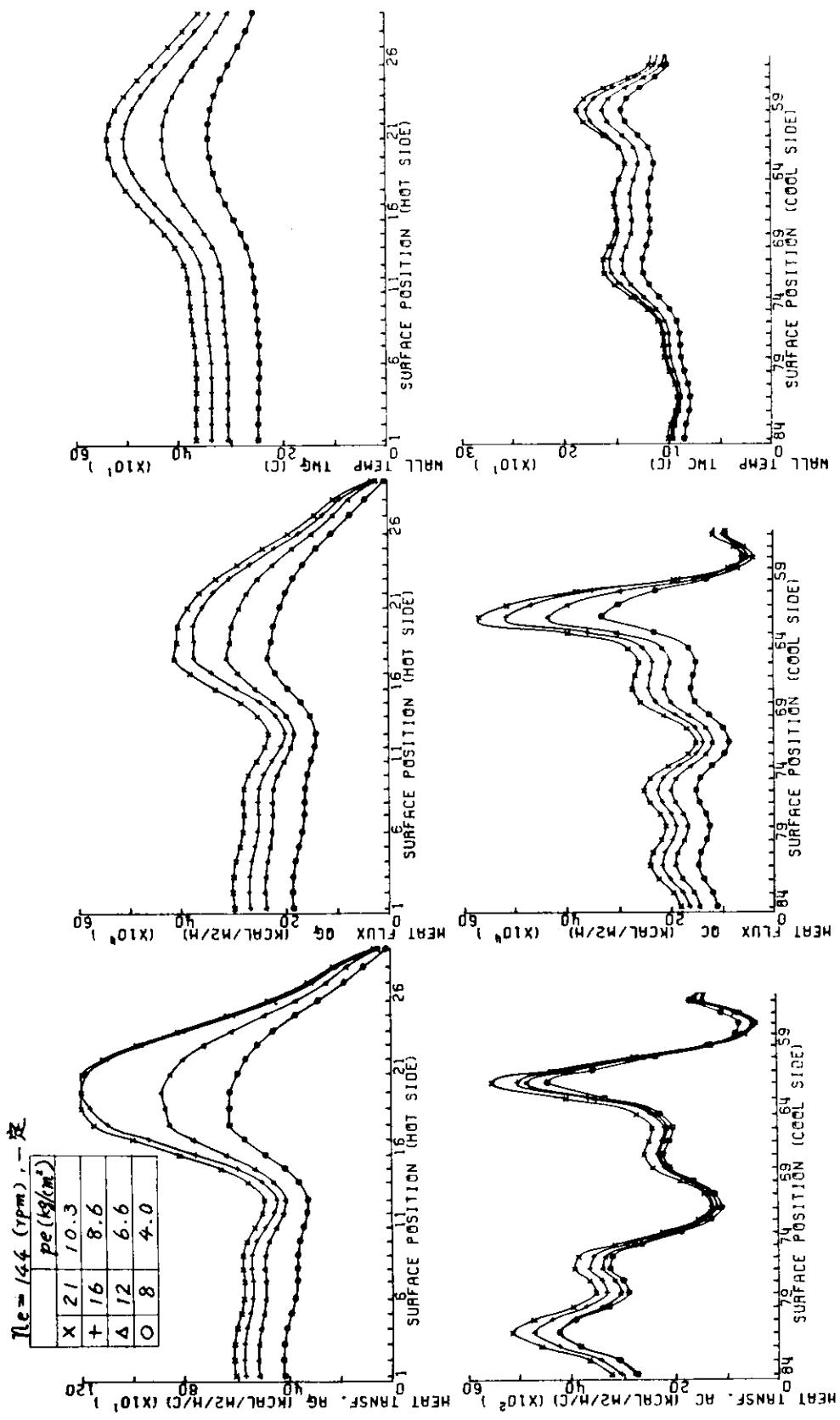


図 2.2.7 ピストン表面熱的境界条件（平均有効圧の影響－A 機関）

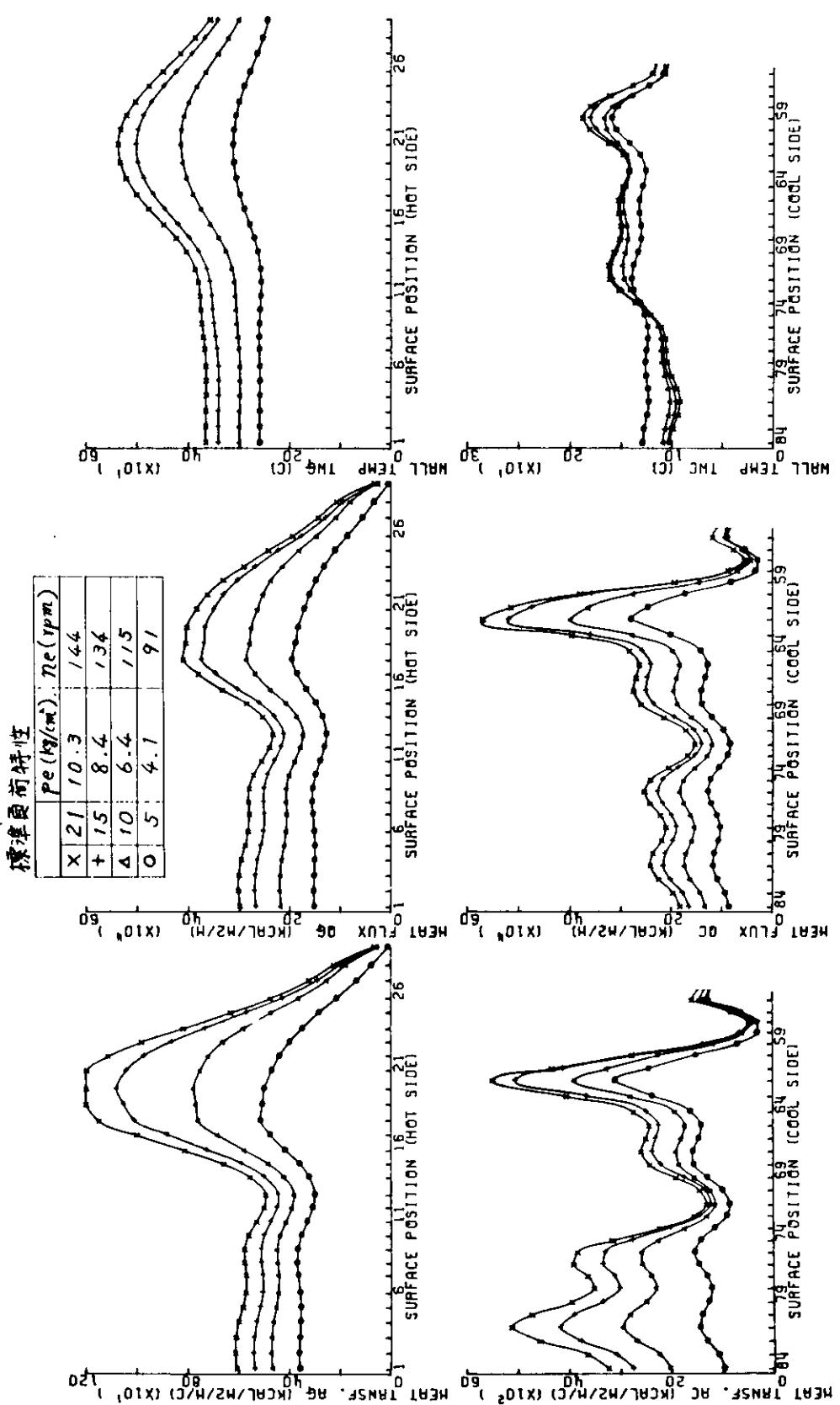


図 2.2.8 ピストン表面熱的境界条件（標準負荷特性一 A 機関）

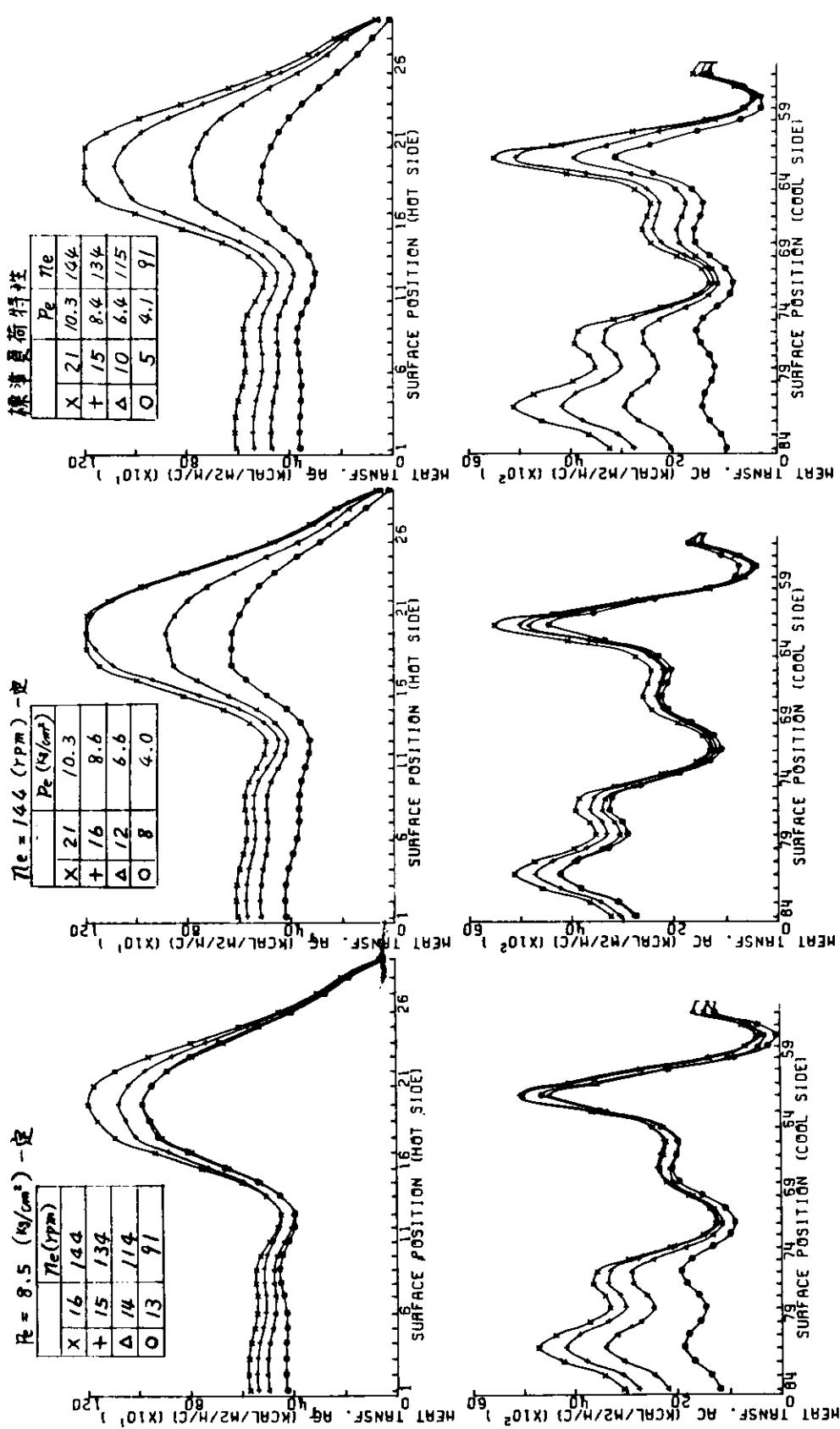


図 2.2.9 ピストン表面熱伝達率（平均有効圧と回転数の影響－A 機関）

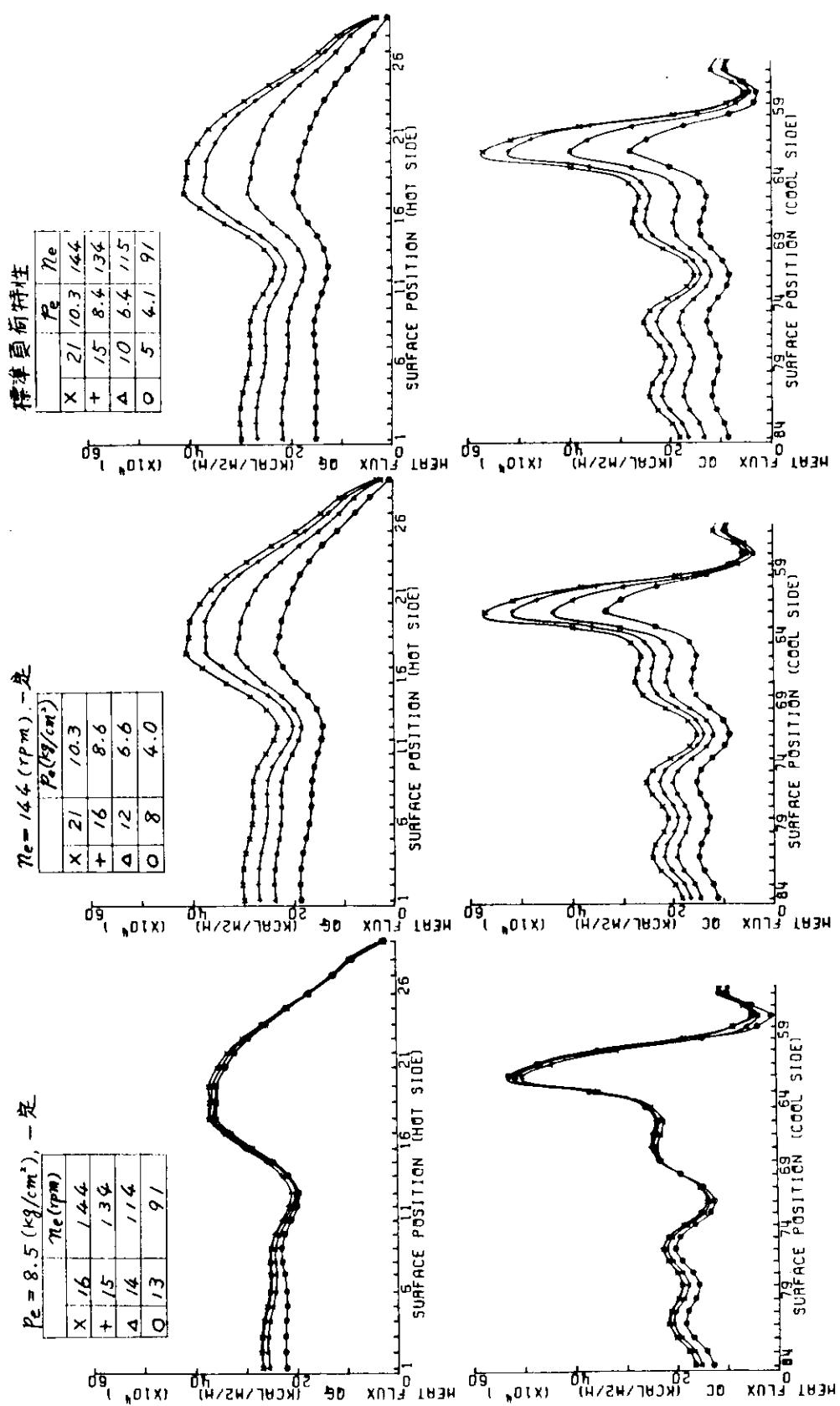


図 2.2.1.0 ピストン表面受援熱量 (平均有効圧と回転数の影響一 A 機関)

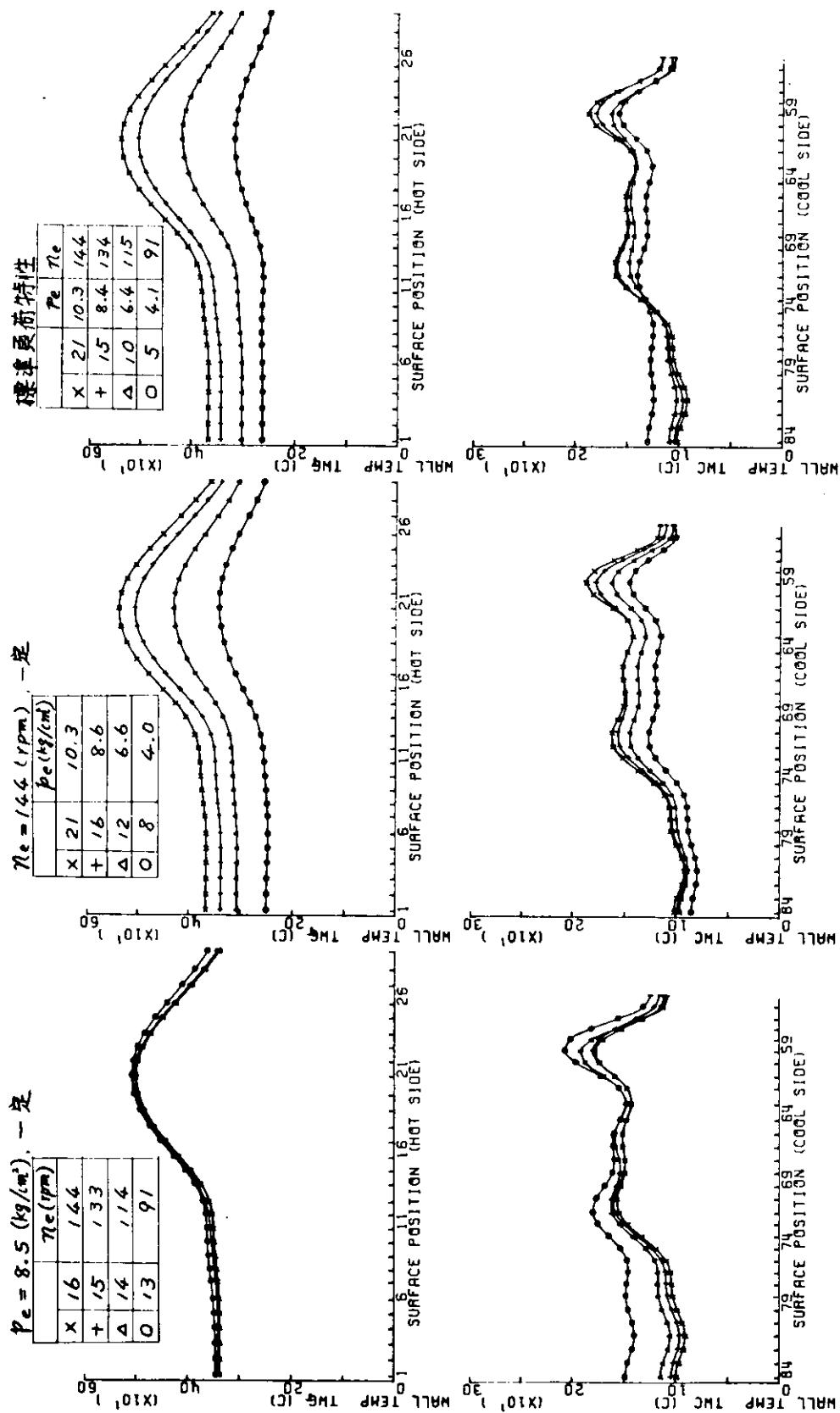


図 2.2.11 ピストン表面温度（平均有効圧と回転数の影響—A 機関）

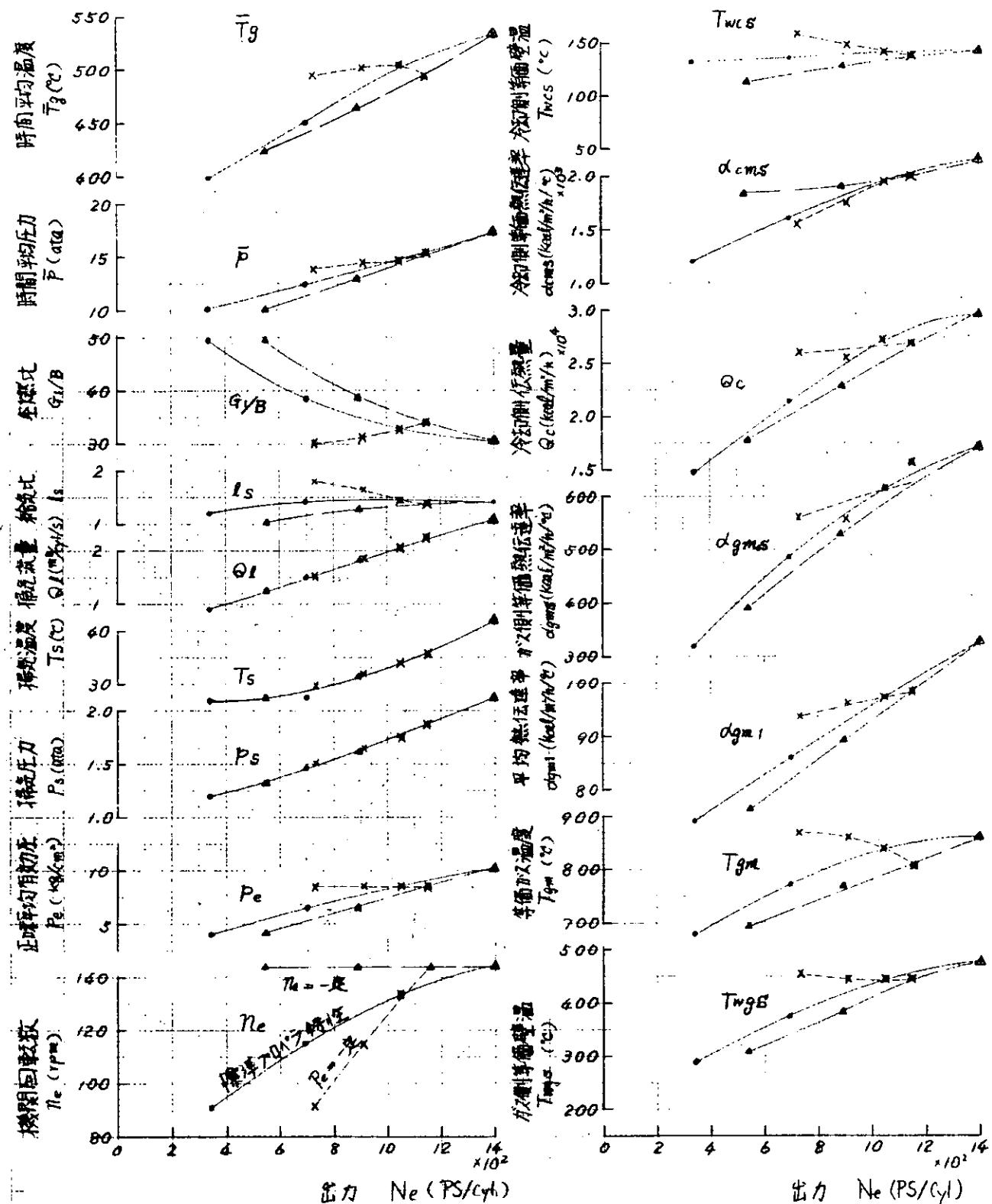


図 2.2.1-2 機関回転数および平均有効圧に対するピストン伝熱特性（A 機関）

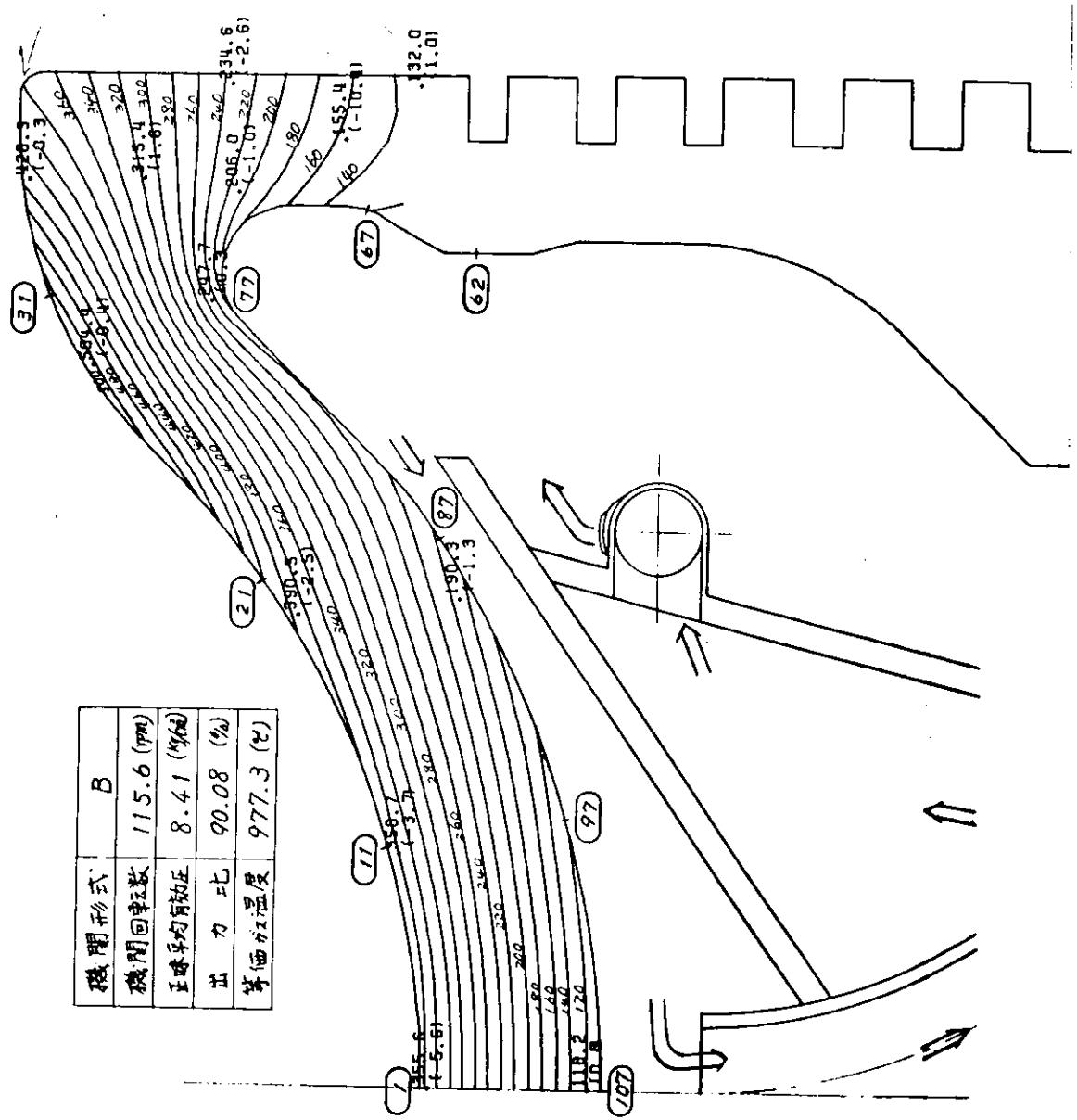


図 2.2.13 ピストン温度分布の一例 (B 機関-155)

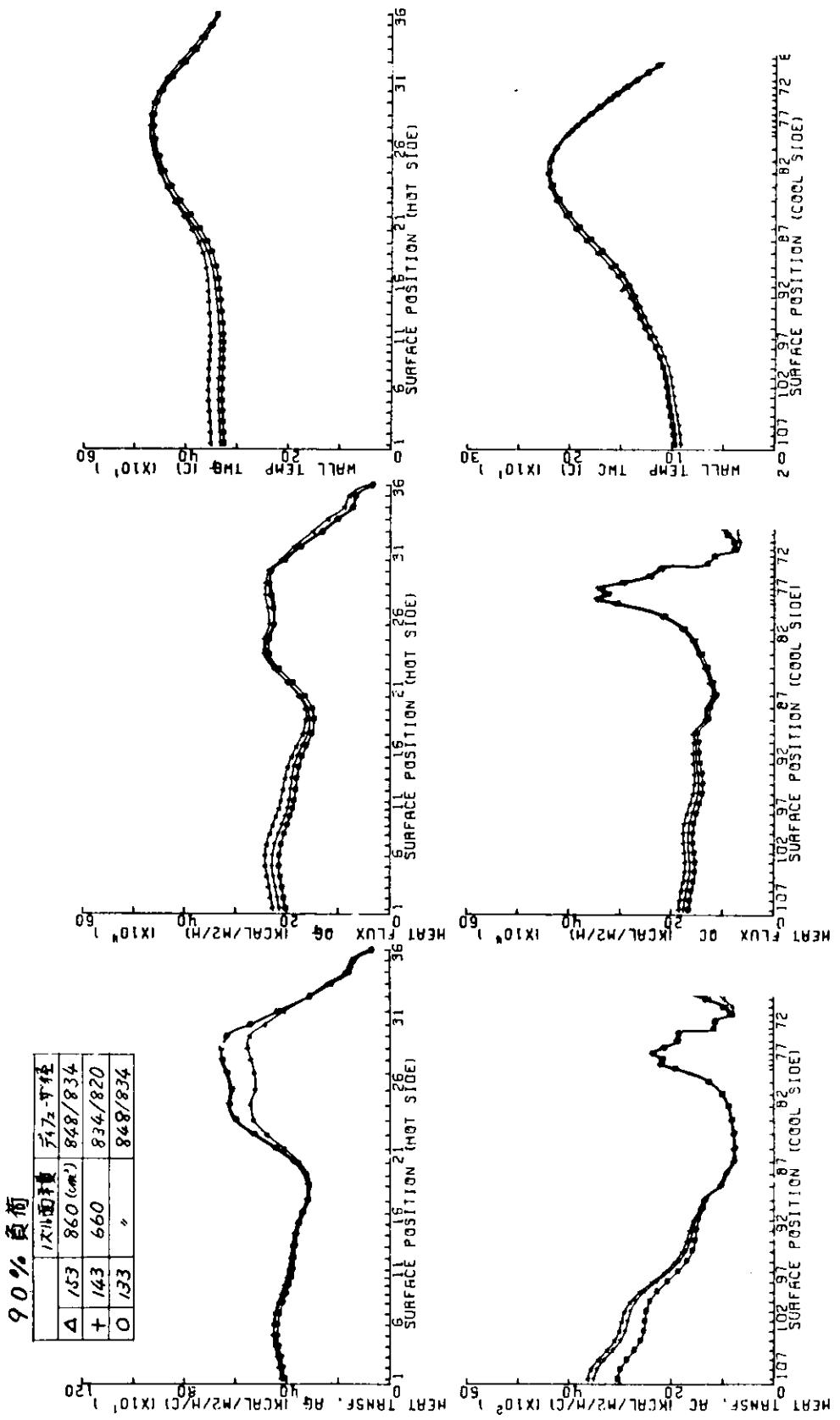


図 2.2.1.4 ピストン表面熱的境界条件(ノズル面積、ディフューザ径の影響—B 機関)

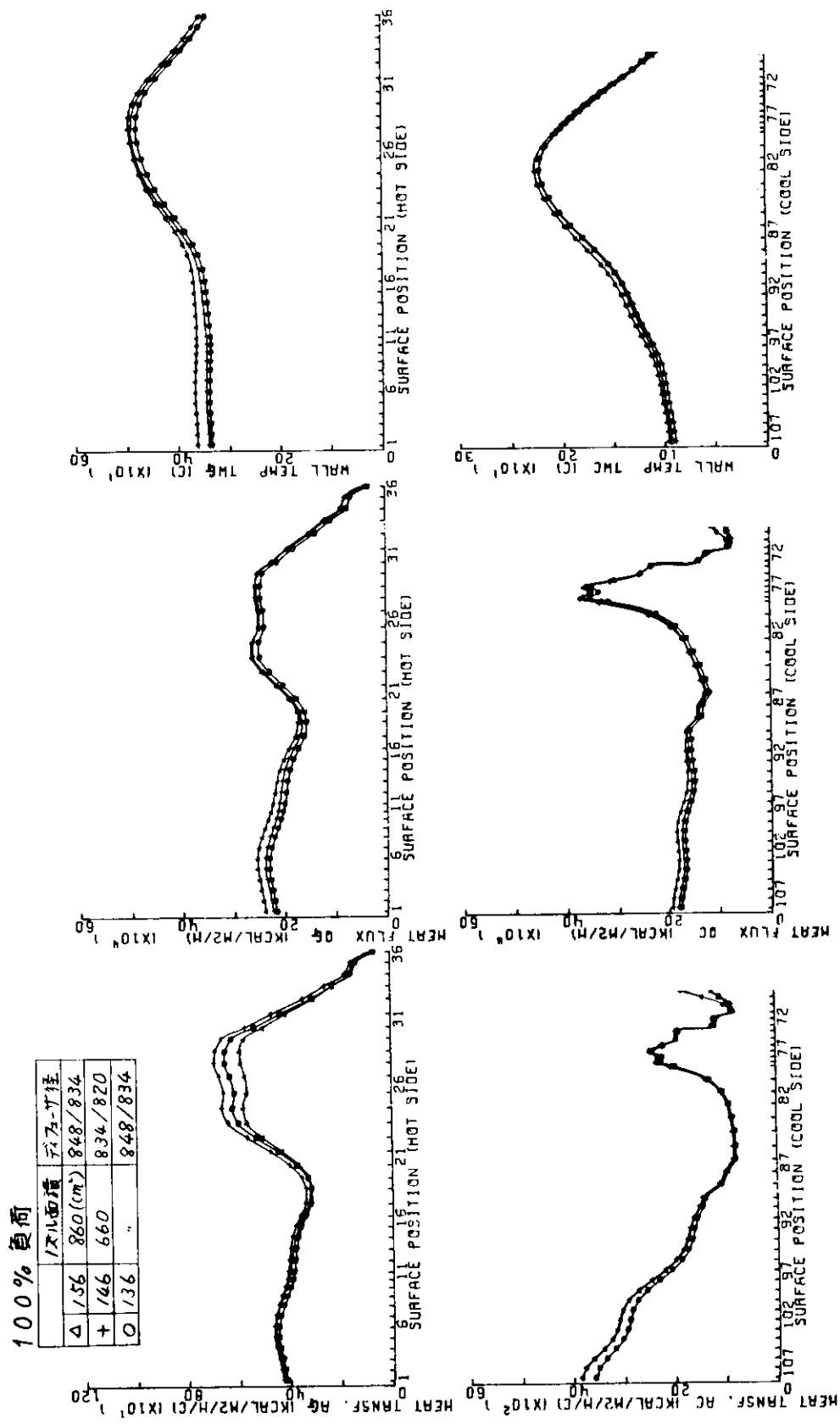


図 2.2.1-5 ピストン表面熱的境界条件（ノズル面積、ディフューザ径の影響－B 機関）

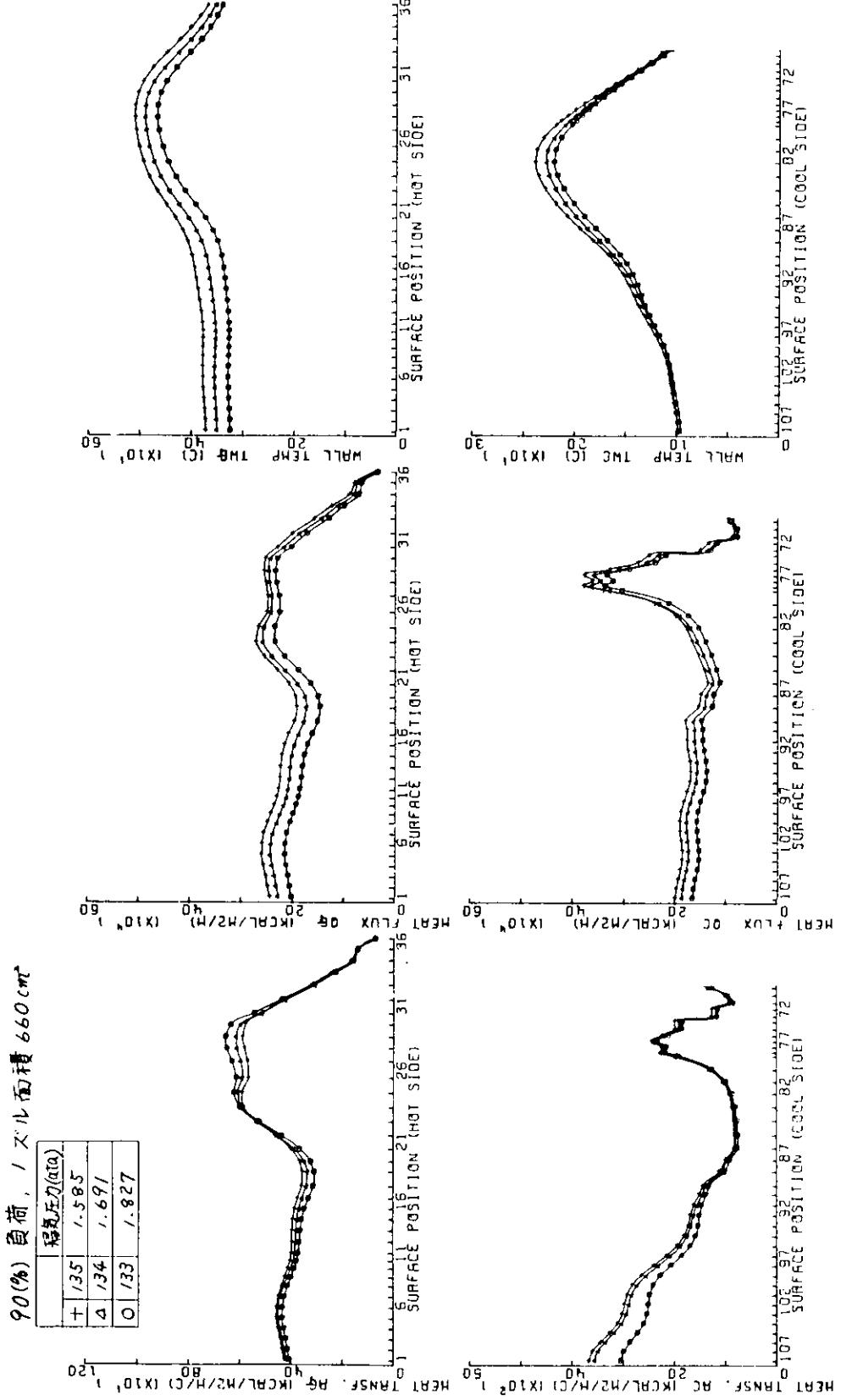


図 2.2.16 ヒストン翼面熱的境界条件（褐炭圧力の影響—2 機関）

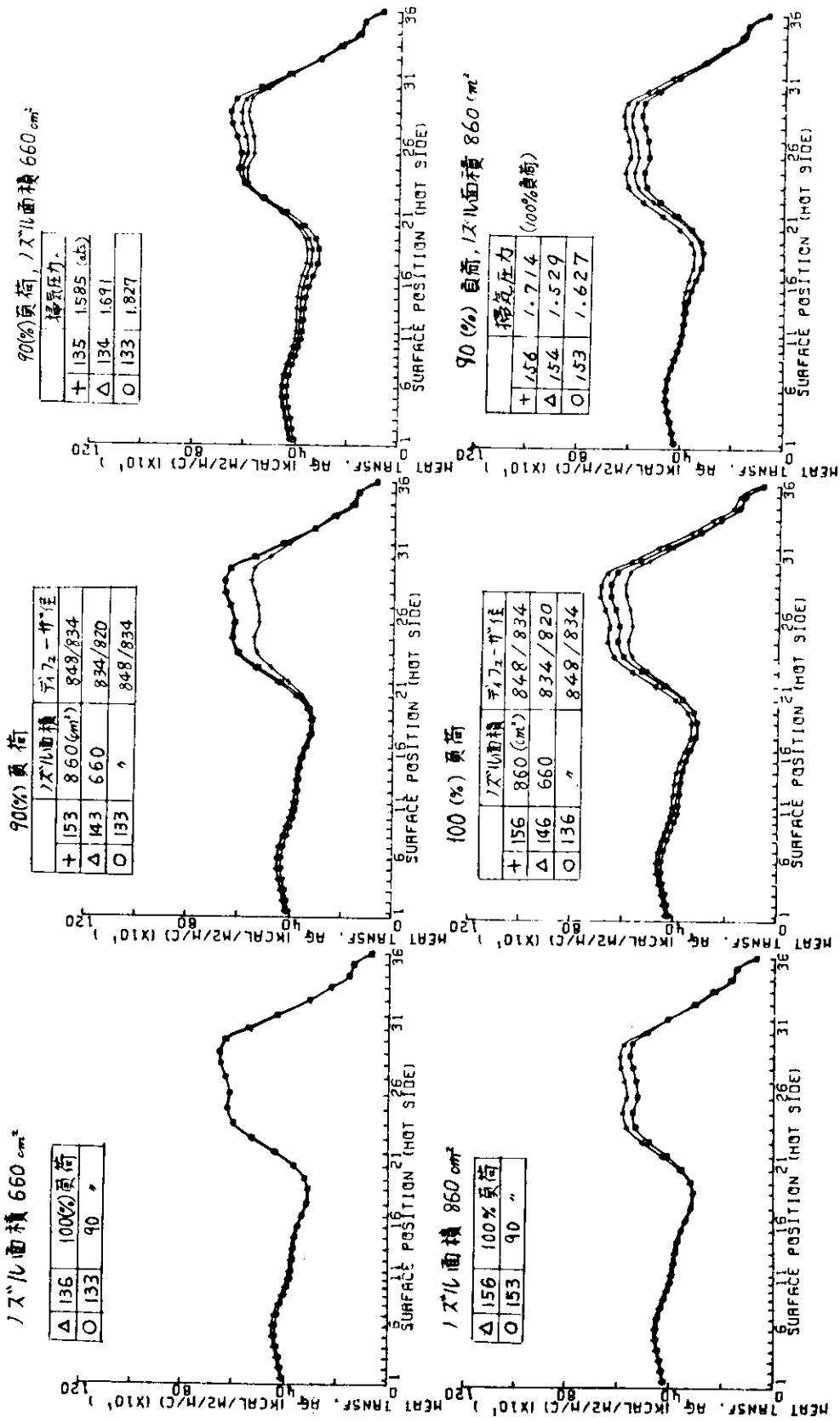


図 2.2.17 ピストン表面ガス側熱伝達率（ノズル面積、負荷、排気圧力以下の影響—3機関）

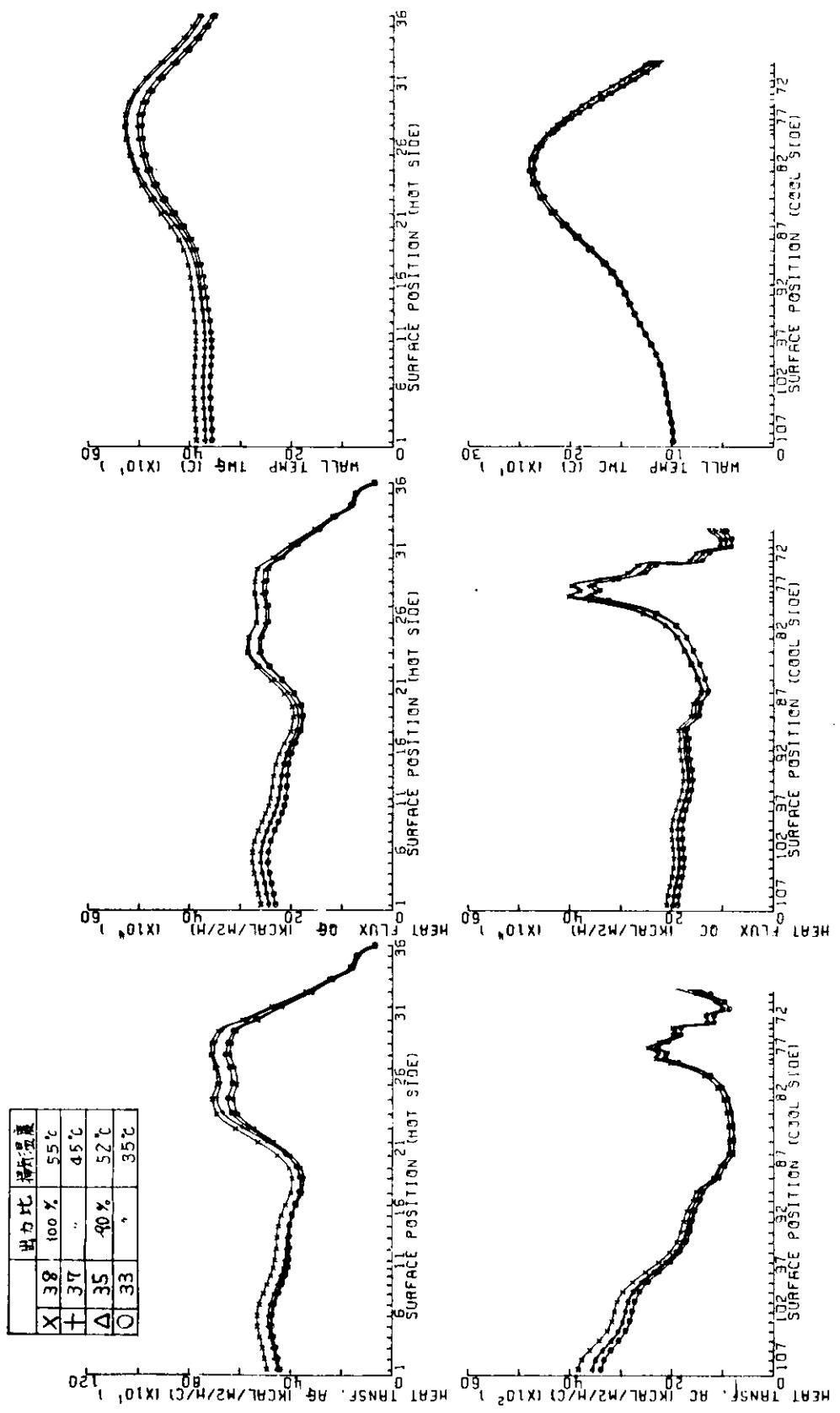


図 2.2.1-8 ピストン表面熱的境界条件（攝氏温度の影響—B 機関）

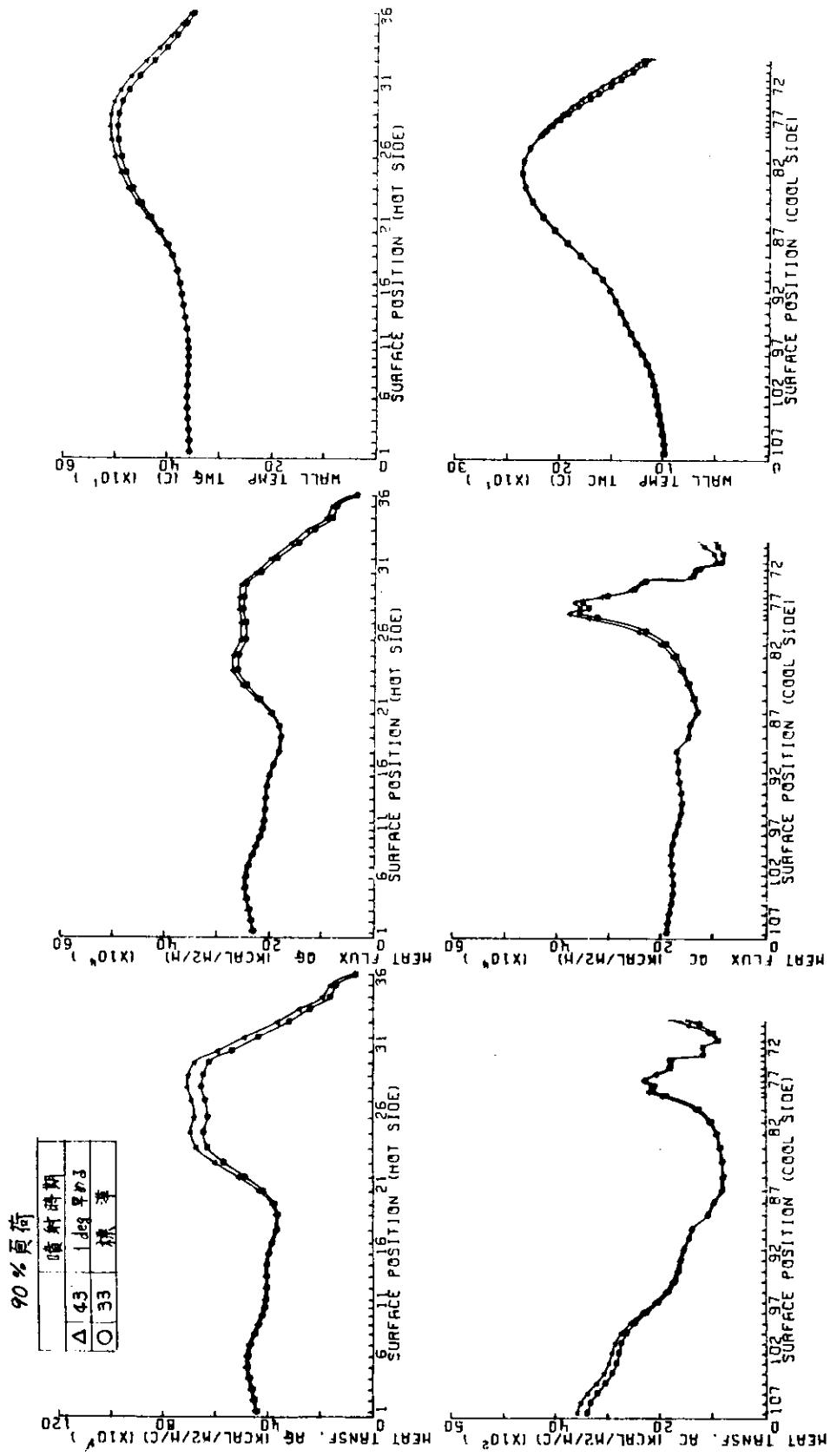


図 2.2.19 ピストン表面熱的境界条件(燃料噴射時期の影響一 機関)

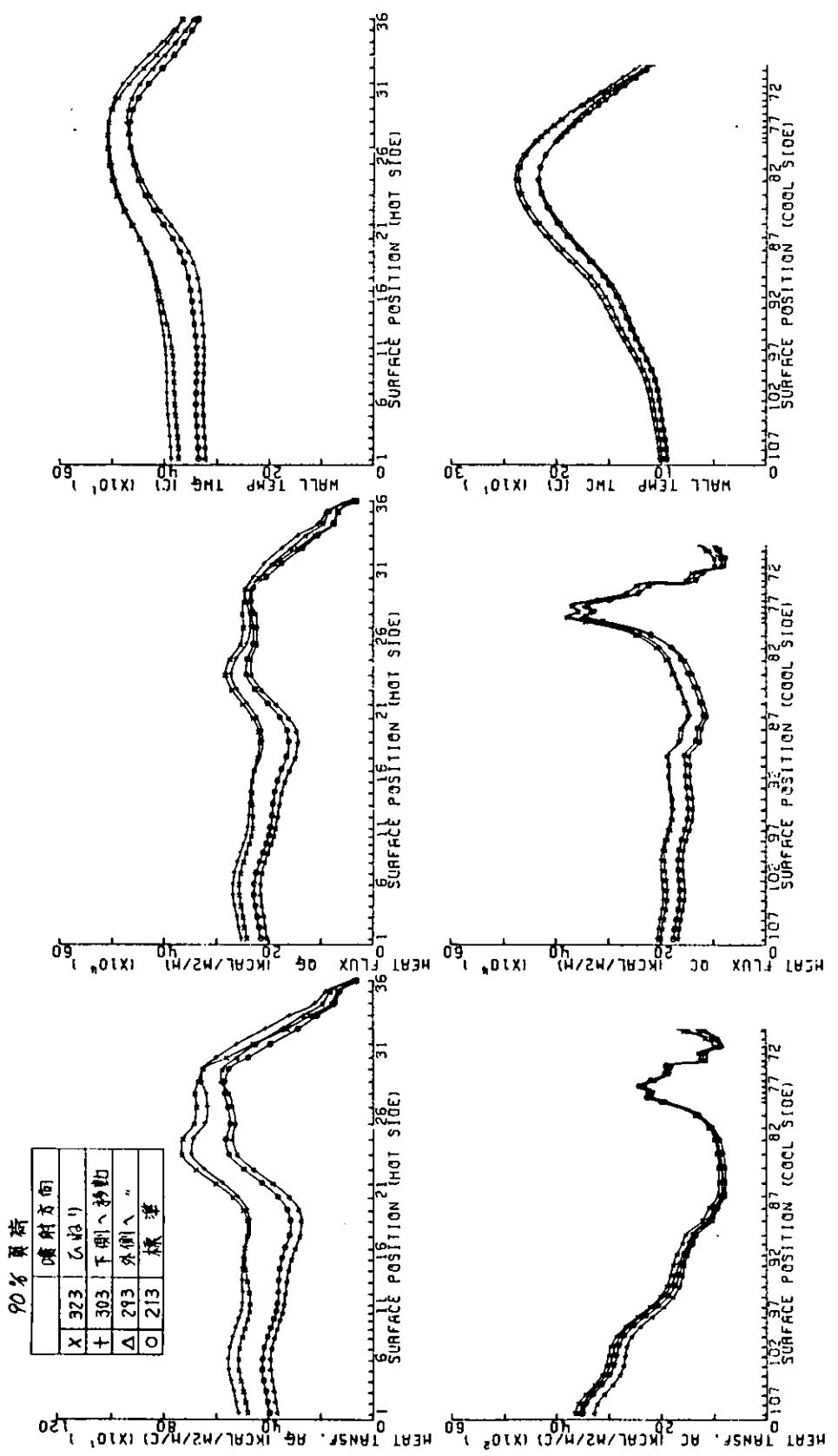


図 2.2.20 ピストン表面熱的境界条件(燃料弁噴射方向の影響—B 機関)

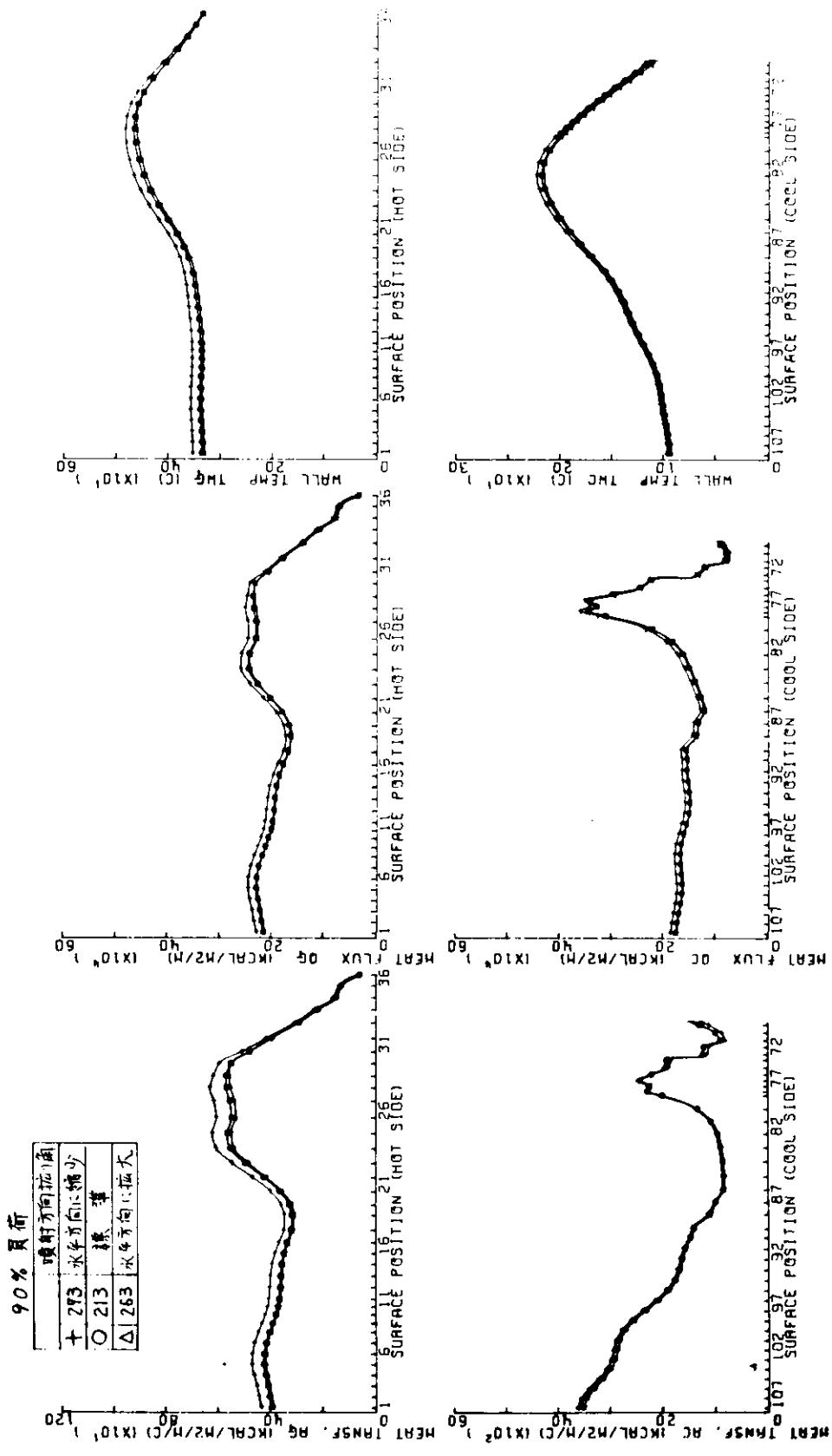


图 2.2.2-1 ピストン表面熱的境界条件（熱射流噴射方向角度の影響－流機関）

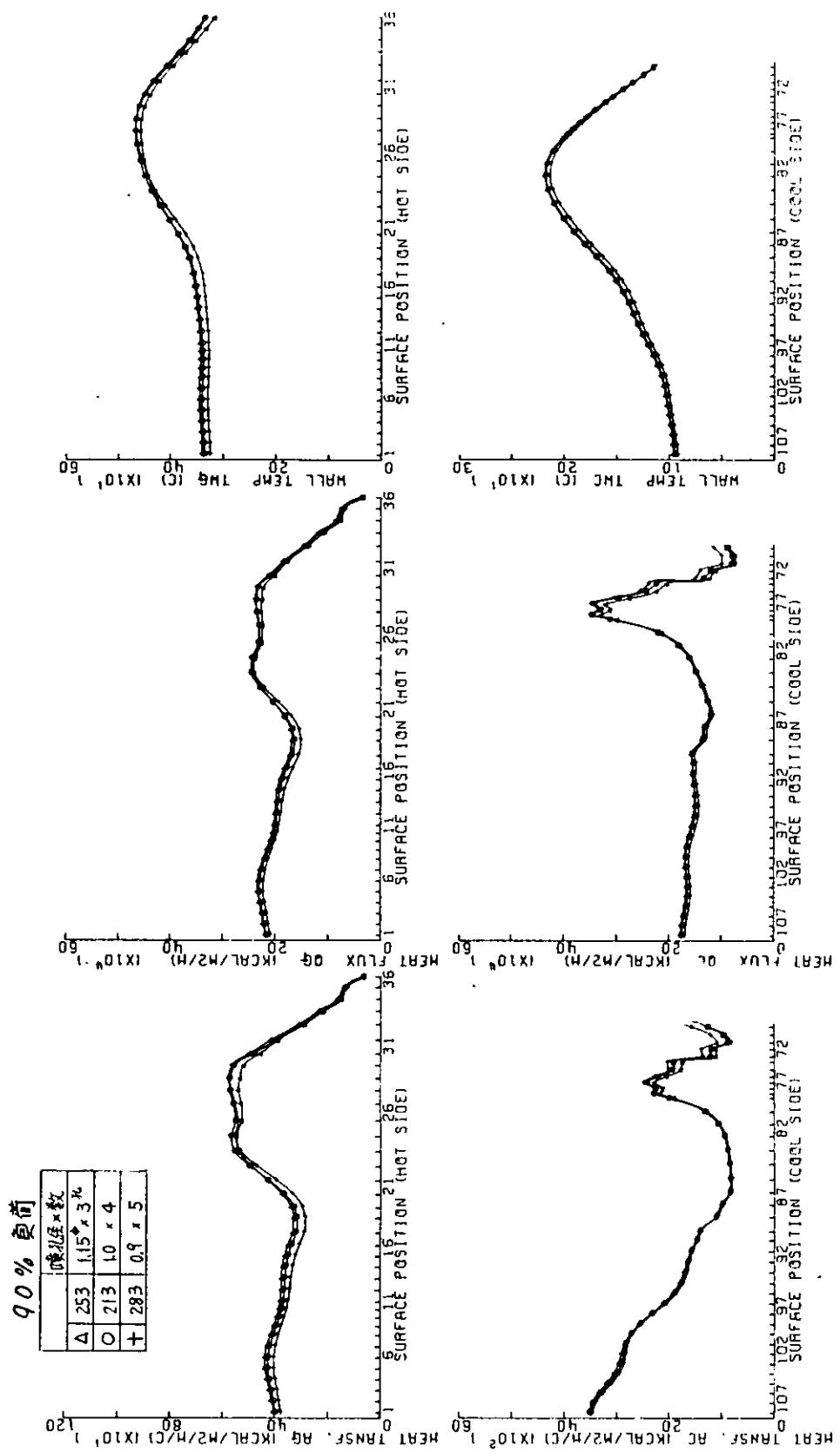


図 2.2.2 ピストン表面熱的境界条件（燃料弁噴孔数の影響－B 機関）

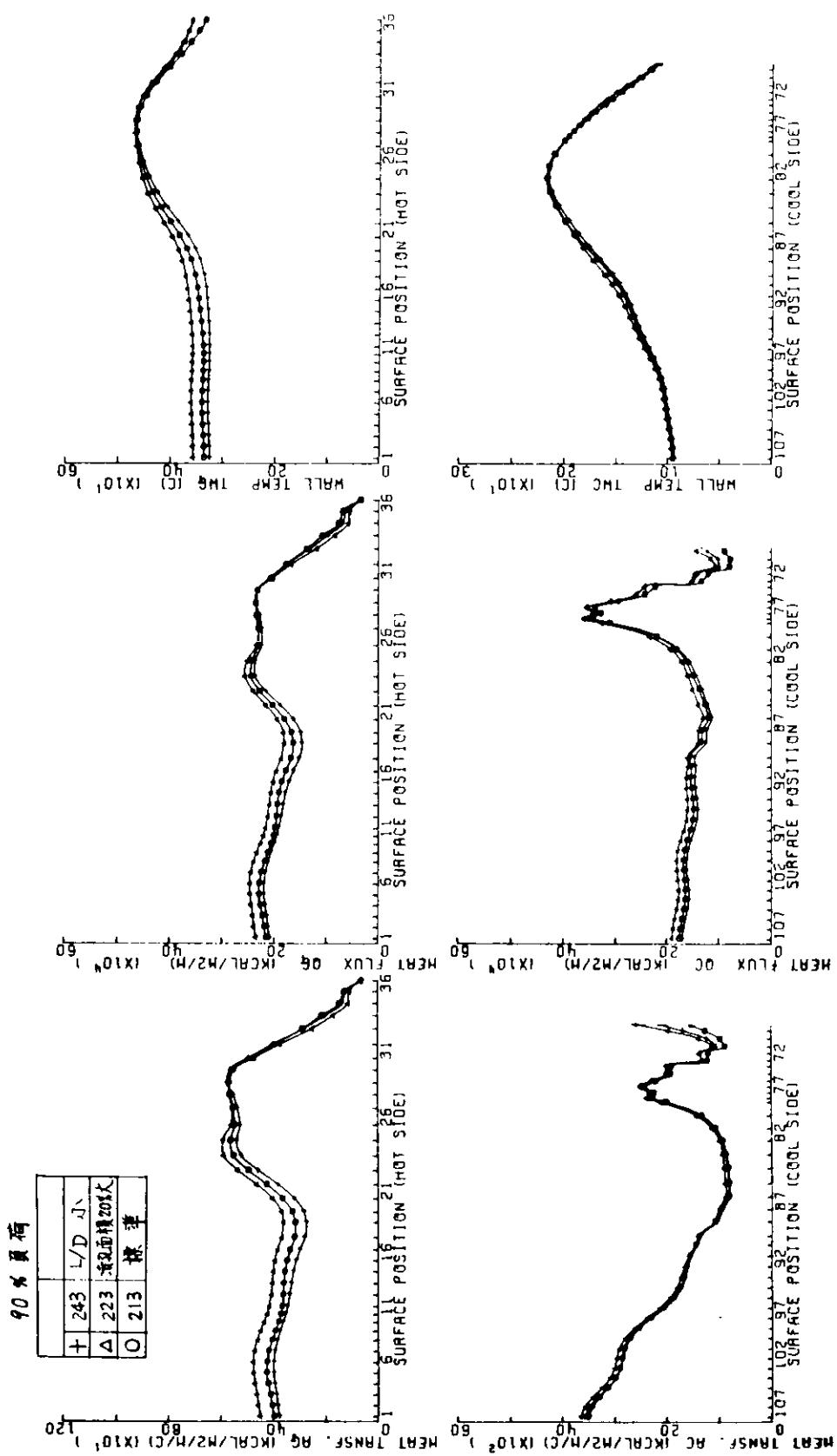


図 2.2.2.3 ビストン表面熱的境界条件（熱得弁噴孔面積および D 影響—3 機器）

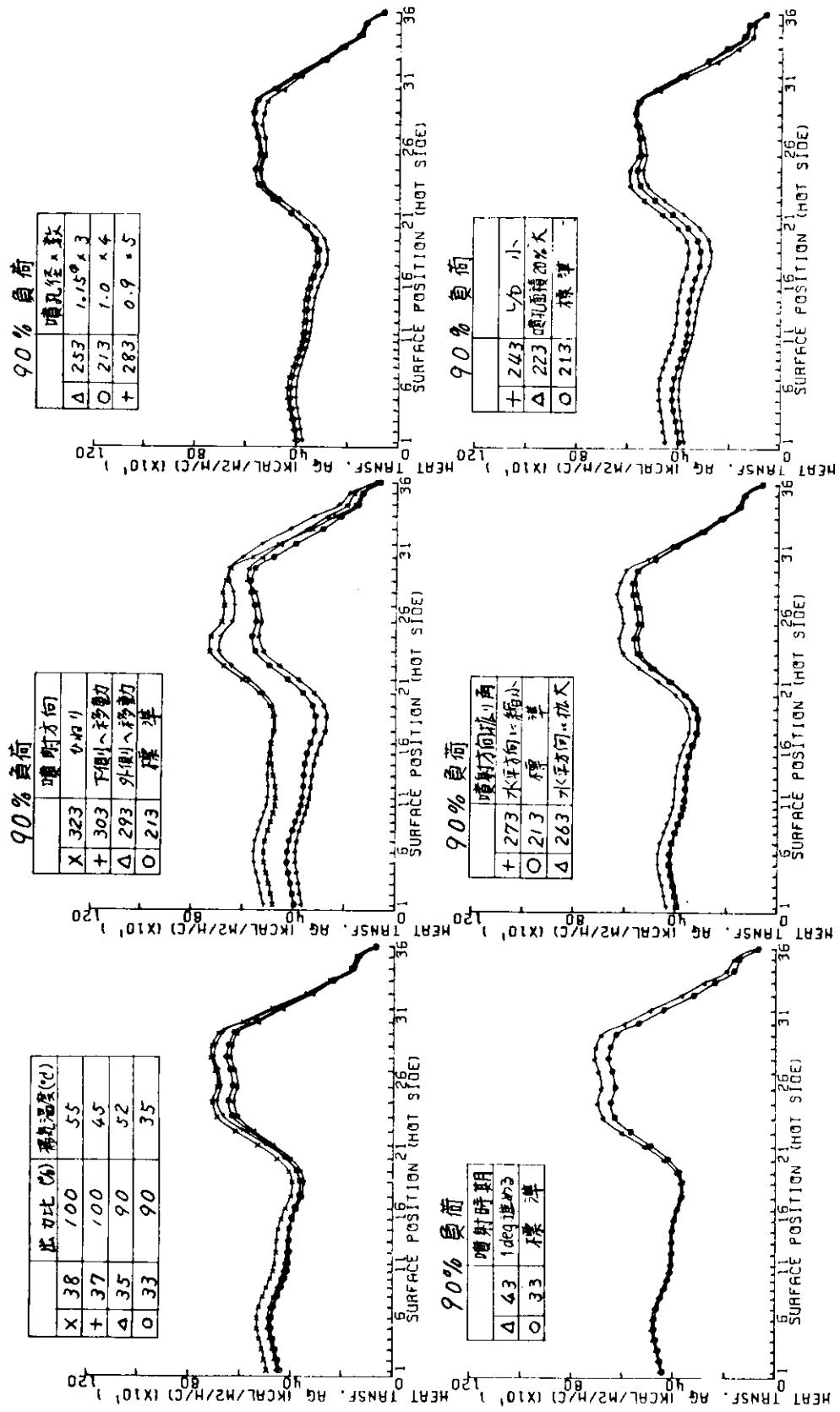


図 2.2.24 ピストン表面ガス側熱伝達率（排気温度、噴射時期、噴射方向、噴孔径、面積の影響一 3 機関）

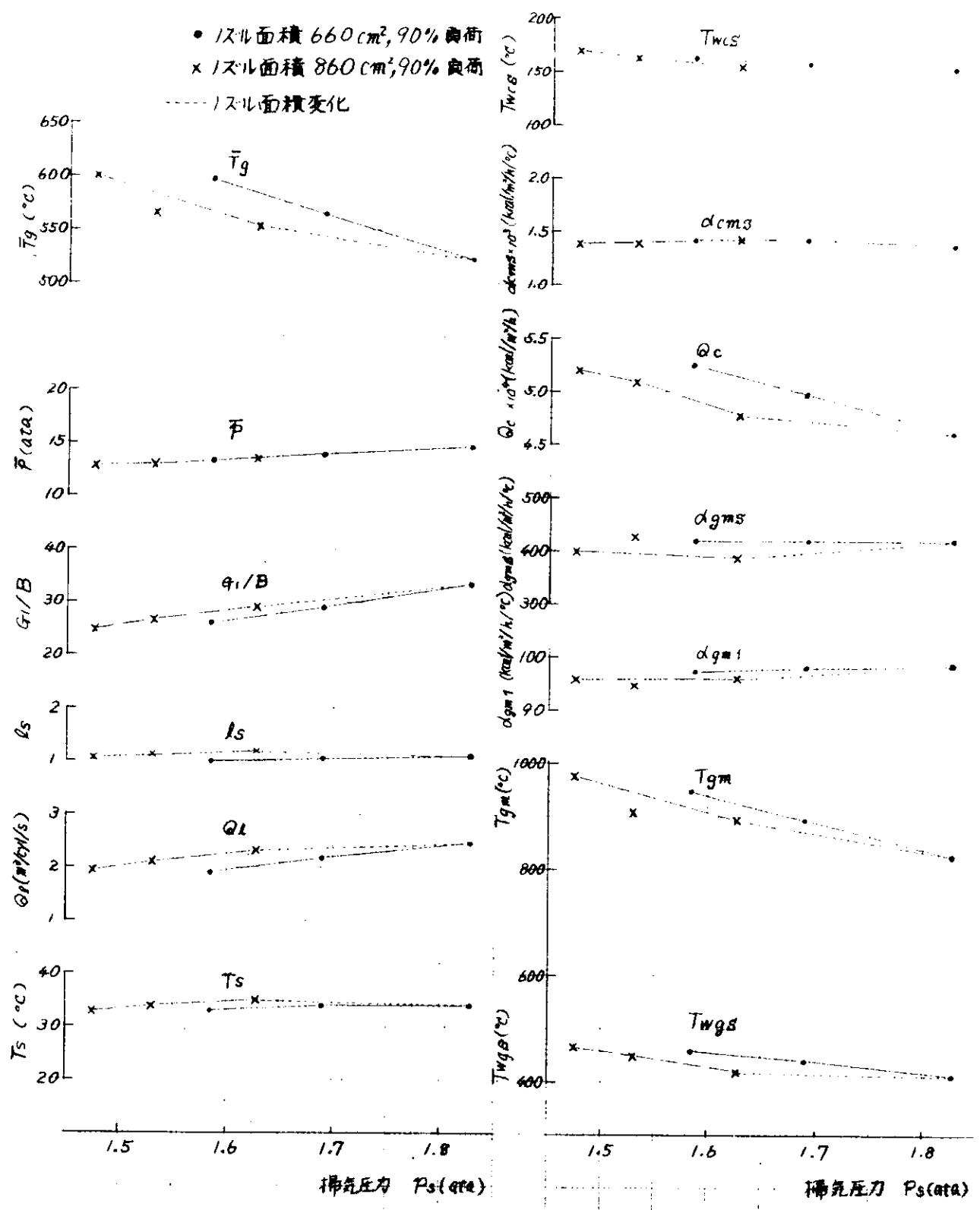


図 2.2.2.5 タービンノズル面積および掃気圧力に対するピストン伝熱特性（B 機関）

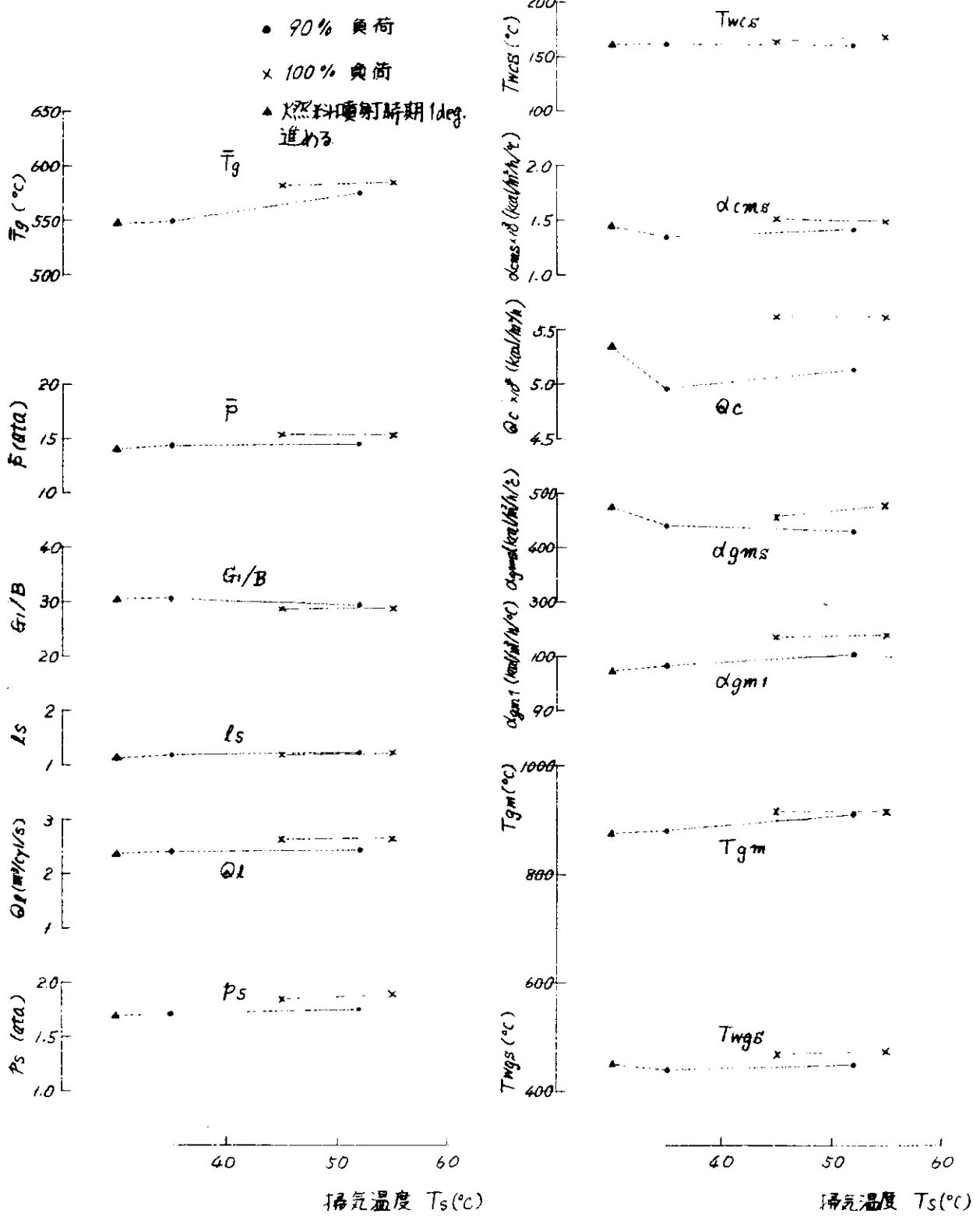


図 2.2.26 搾気温度に対するピストン伝熱特性（B機関）

A	213	標準燃料供給量 $1.0^4 \times 4^{st}$
B	223	噴孔面積増大 1.1×4
C	243	噴孔長さ/噴孔直径 小
D	253	噴孔数減少 1.15×3
E	283	" 増加 0.9×5

A	213	水平方向: 標準
B	263	" " 拡大
C	273	" " 縮少
D	293	噴射方向外側へ移動
E	303	" 下側 "
F	323	" ひねりを加える

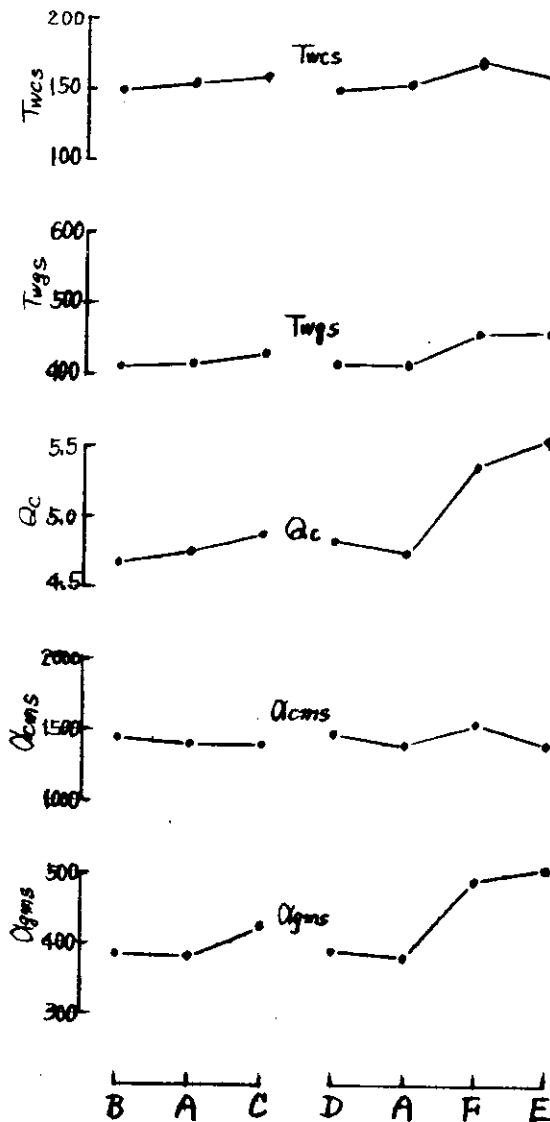
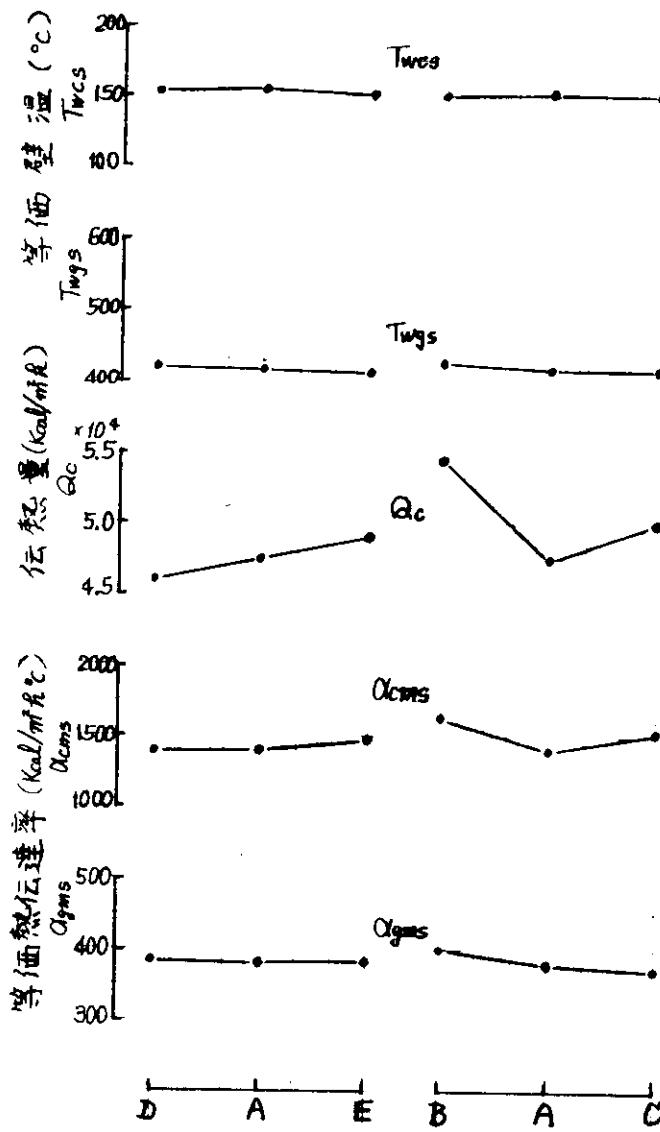


図 2.2.27 ピストン伝熱特性(噴孔数、噴孔径の影響)

図 2.2.28 ピストン伝熱特性(噴射方向の影響)

2.3 热的境界条件の解析

2.3.1 各種热伝達率実験式の評価

従来から燃焼室壁に対する熱伝達率は数多く発表されているが、全て部材位置に対して平均的なものとして求められたものであるので、2.2.4項で求められたガス側等価熱伝達率 α_{gms} と比較、検討する。比較対象とした実験式は次の5式である。

W. Nußelt (1923)

$$\alpha_g \cdot N = 0.99 (1 + 1.24 C_m) \cdot P_g^{2/3} T_g^{1/3} \quad (2.3.1)$$

B. Brillings (1931)

$$\alpha_g \cdot B = 0.99 (2.45 + 0.185 C_m) P_g^{2/3} T_g^{1/3} \quad (2.3.2)$$

G. Eichelborg (1939)

$$\alpha_g \cdot E = 2.1 C_m^{1/3} (P_g^{1/2} \cdot T_g^{1/2}) \quad (2.3.3)$$

Van. Tijen (1959)

$$\alpha_g \cdot T = (3.19 + 0.885 C_m) P_g^{2/3} T_g^{1/3} \quad (2.3.4)$$

W. Pflaum (1962)

$$\alpha_g \cdot P = f(C_m) \cdot K(P_s) \cdot P_g^{1/2} T_g^{1/2} \quad (2.3.5)$$

$$\text{ただし } f(C_m) = 3 + 2.57 (1 - \exp(-1.5 - 0.416 C_m))$$

$$K(P_s) = 1.1 + 0.366 (P_s/P_1 - 1)$$

なお記号は

C_m : ピストン速度 m/s

P_g : シリンダ内圧力 Kg/cm^2

T_g : " 温度 $^{\circ}\text{K}$

P_s : 過給圧力 Kg/cm^2

P_1 : 圧縮始め圧力 "

である。

これらの式に2.2.2項で計算された P_g , T_g を代入し、瞬間平均した結果を図2.3.2に、2.2.4項で求められたガス側等価熱伝達率 α_{gms} と各式計算結果との比を図2.3.1に示す。 α_{gms} と各式計算結果との比をみると、 α_{gms} は、W. Pflaum の値に最も近い値を示し、W. Nußelt, V. Tijen, G. Eichelborg らの値の約1.5倍、B. Brillings の値の3.2倍である。また回転数と平均有効圧の変更に対して α_{gms} と反対の傾向を示している。さらに位置に対して α_{gms} は $600 \sim 1200 \text{ Kcal}/m^2\text{h}^{\circ}\text{C}$ (M 2.1の場合)と大巾に変わるのでに対し、従来の実験式から求められる熱伝達率は位置に対して一定であり温度分布の計算には用いられない。なお、計算値の差については部材の熱伝導率の設定および従来の式が

冷却側熱伝達率を考慮していないことによるものと思われる。

2.3.2 熱伝達率の実験式

2.3.1項で述べたように冷却側、ガス側とも熱伝達率を位置の関数として表わす必要がある。そこで両表面の熱伝達率の実験条件に対する変化を式のうえで検討するとともに、それを2.2.4項で述べた影響因子の関数とするため、ガスおよび冷却側熱伝達率（(2.2.14)、(2.2.18)式で求めた値）を次のように展開した。

ガス側熱伝達率は

$$\alpha_{gm}(S) = \sum_{i=0}^n a_i \cos\left(\frac{S}{l_{sg}}\pi\right) \quad (2.3.1)$$

冷却側熱伝達率は

$$\alpha_{cm}(S) = \sum_{i=0}^n b_i \cos\left(\frac{S}{l_{sc}}\pi\right) \quad (2.3.2)$$

である。ここで l_{sg} , l_{sc} はガスおよび冷却側表面の全長であり、 S は中央からの表面距離である。また n は近似次数であり、最初 $n = 26$ としたが11次以上の調和解析係数 a_i , b_i の絶対値が非常に小さいことから、 $n = 10$ として計算した。全データに対する調和解析係数 a_i , b_i を図2.3.3～図2.3.7に示す。

これらの図と、2.2.5項の計算結果の分布図を比較すると位置と運転条件の関係が明確にわかる。

そこで式(2.3.1)および式(2.3.2)で求めた調和解析係数 a_i , b_i の内、その絶対値および変化の少ない項を無視しガス側については a_0 , a_1 , a_2 , a_3 , a_4 の5項、冷却側では b_0 , b_1 , b_2 , b_3 , b_4 , b_5 , b_6 , b_{10} の8項で各々 α_{gm} , α_{cm} を表わし得るものとした。そして各調和解析係数を2.2.4項で述べた因子の関数とし、その関数形を次のようにした。

$$a_i = A_g (l_s)^{m_1} \cdot (C_m)^{m_2} \cdot (\alpha_{gm_1})^{m_3} + B_g \quad (2.3.3)$$

$$b_i = A_c (C_m)^{n_1} \cdot (\xi)^{n_2} + B_c \quad (2.3.4)$$

ここで A_g , A_c , B_g , B_c , $m_1 \sim 3$, $n_1, 2$ は定数、 l_s は給気比、 C_m はピストン速度、 α_{gm_1} は式(2.2.7)で求められた値、 ξ は冷却剤入口、出口平均温度に対する粘性係数である。

(2.3.3)式および(2.3.4)式の定数を最小二乗法で求め、(2.3.1)および(2.3.2)式に代入すると $\alpha_{gm}(S)$ および $\alpha_{cm}(S)$ が位置および運転条件に対する関数として次のように定まる。

ガス側熱伝達率 $\alpha_{gm}(S)$:

$$\alpha_{gm}(S) = \sum_{i=1}^4 a_i \left\{ \cos\left(\frac{S}{l_{sg}}\pi\right) \right\} \quad (2.3.5)$$

$$\text{ただし } a_0 = 0.85 \cdot (l_s)^{0.35} \cdot (C_m)^{0.41} \cdot (\alpha_{gm_1})^{1.24}$$

$$a_1 = -2.27(l_s)^{2.31} \cdot (C_m)^{1.33} \cdot (\alpha_{gm_1})^{0.21+100}$$

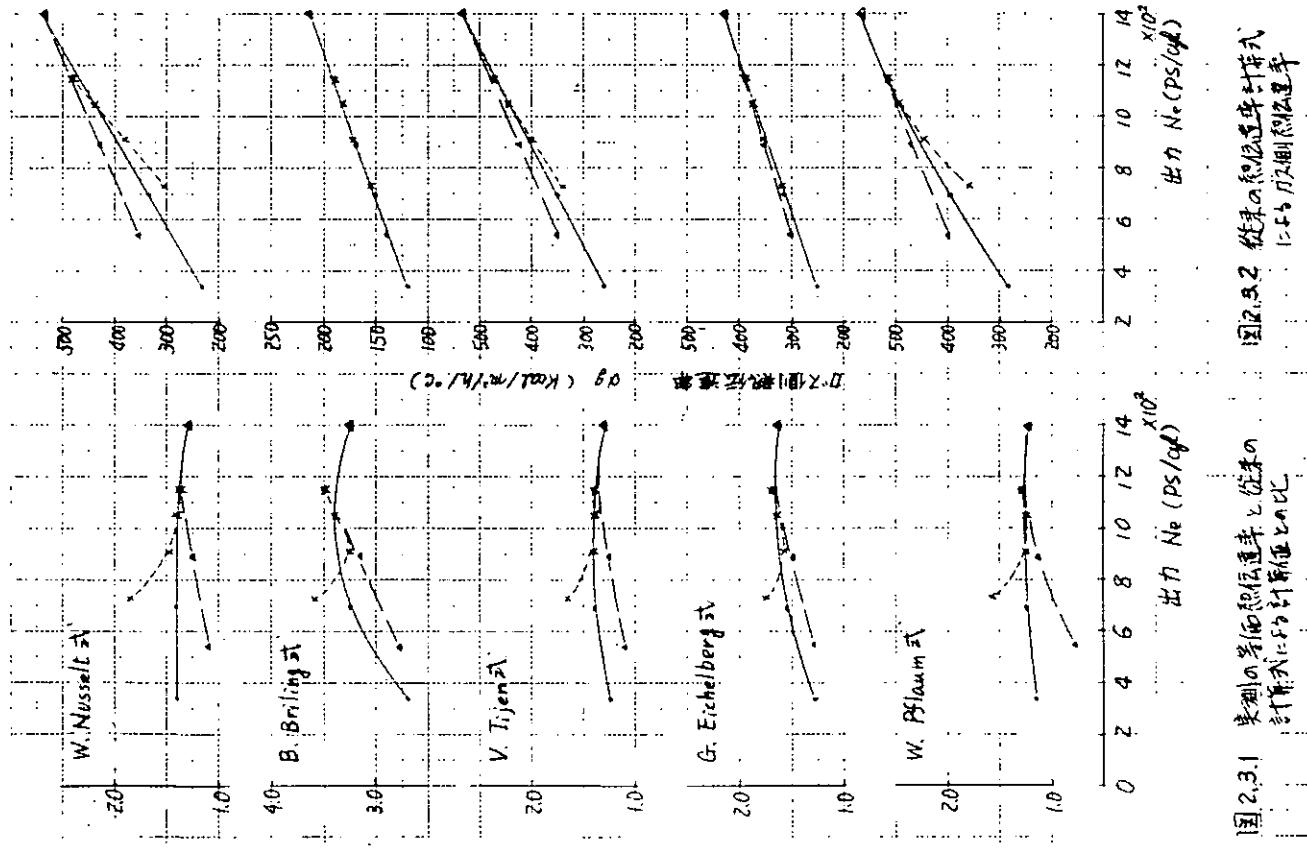


図2.3.1 管理の表面熱伝導率と往來
計算式による比較
（出力 Ne (PS/cfm)）

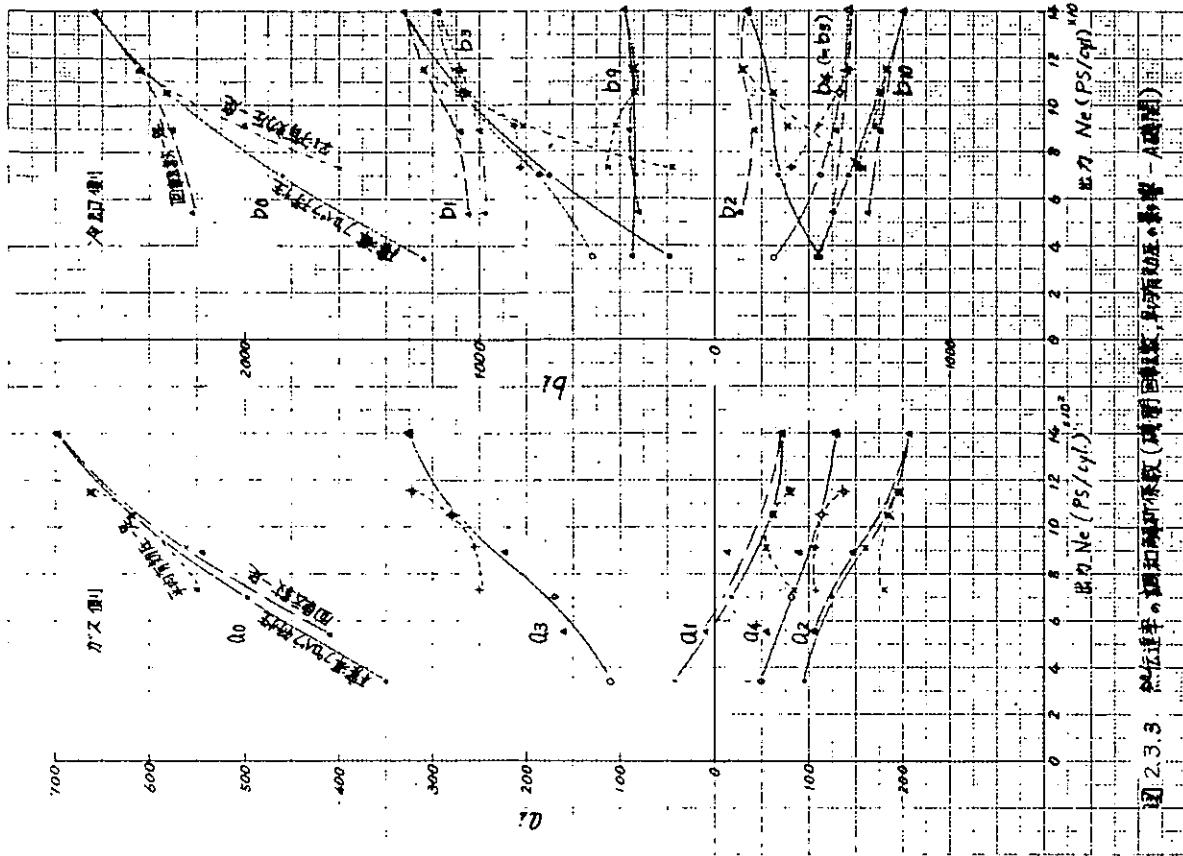


図2.3.2 従来の熱伝導率計算式
（出力 Ne (PS/cfm)）

図2.3.3 無遮半・調和熱伝導（表面熱伝導率と往來）

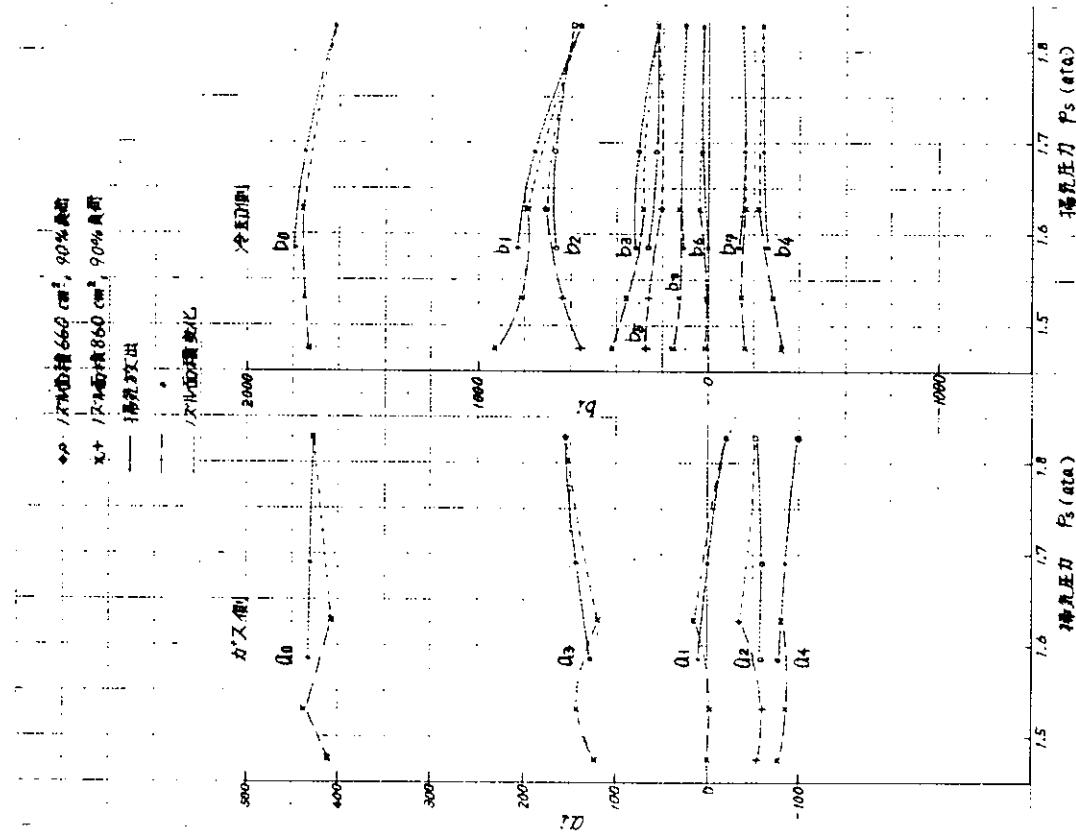


图 2.3.4 热流速率、传热系数和操作参数 (1/2球面積 660 cm², 90% 負荷 - B 流動)

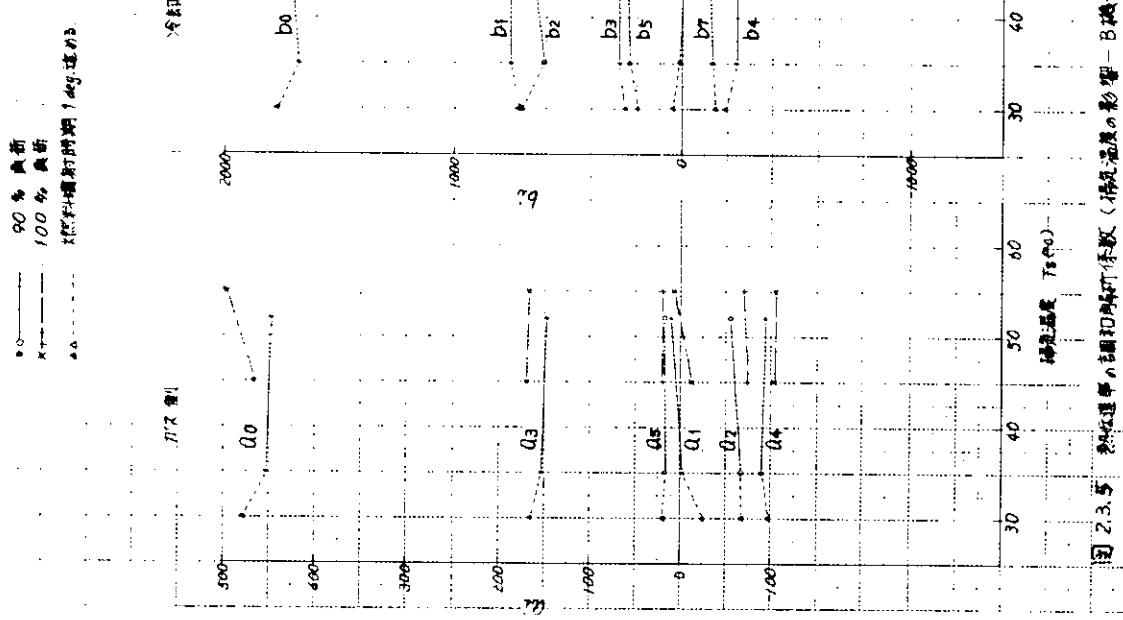
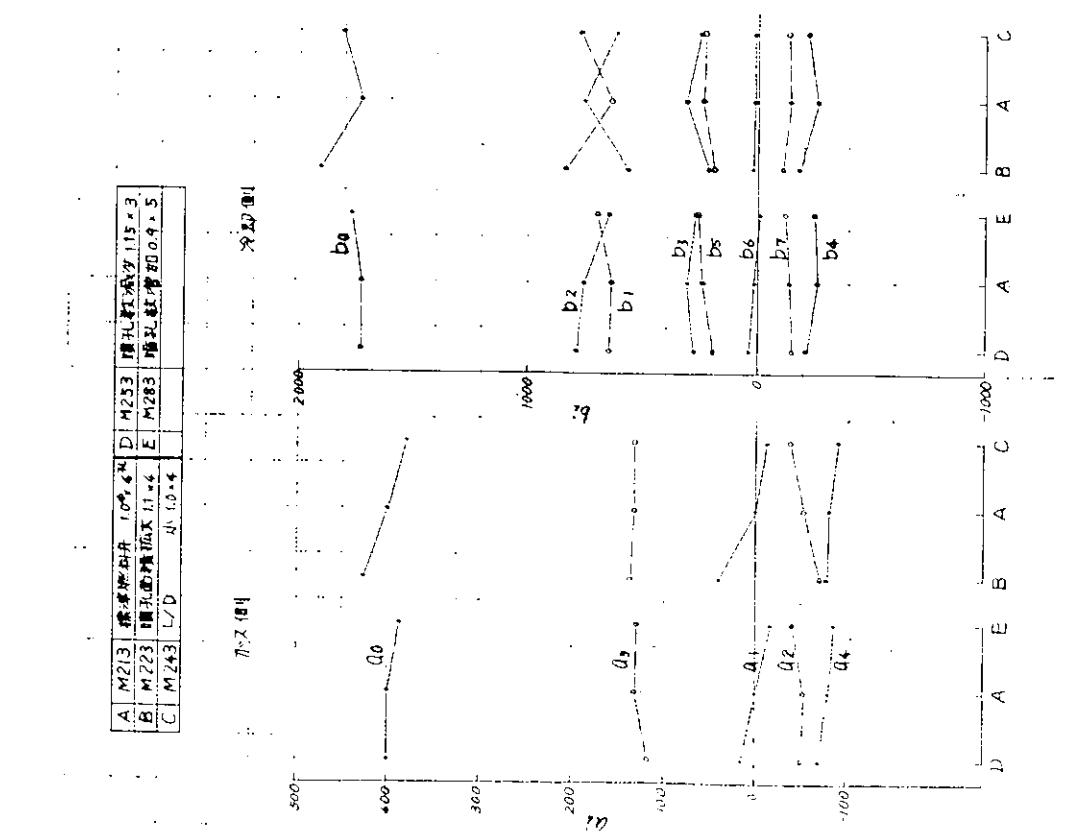


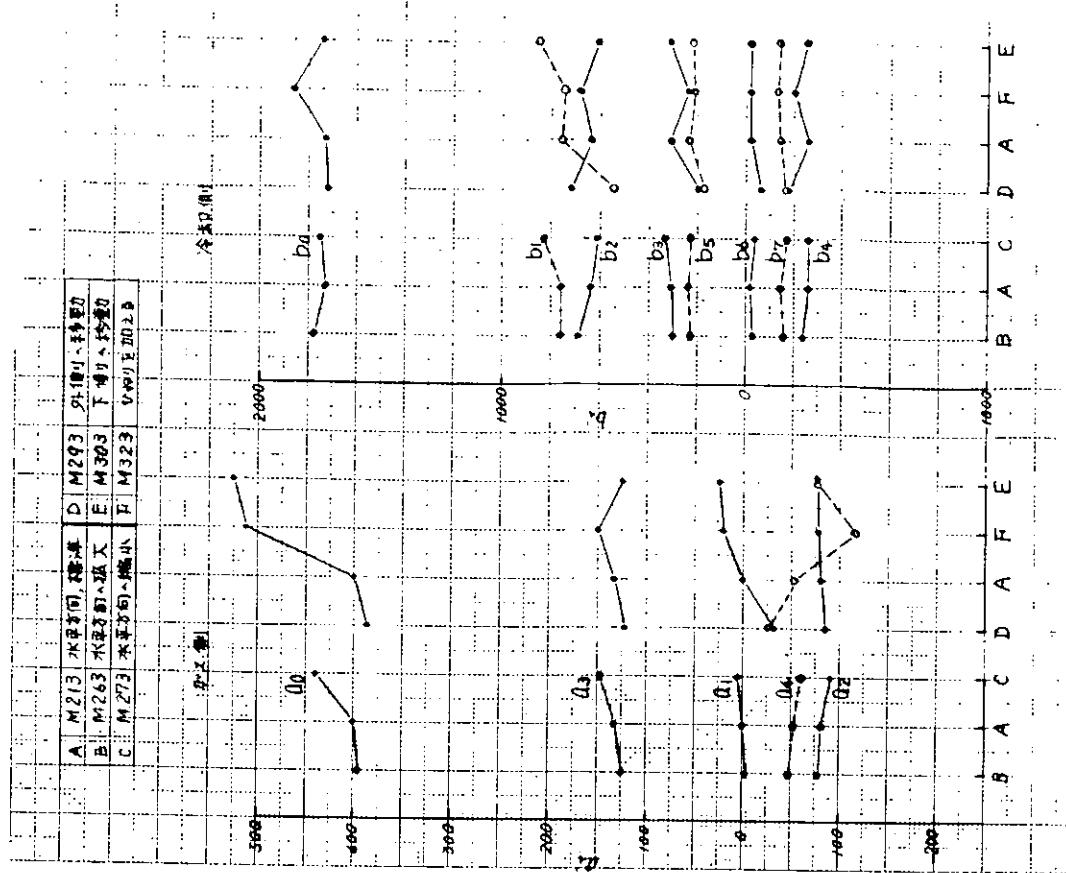
图 2.3.5 热流速率、传热系数和操作参数 (1/2球面積 800 cm², 90% 負荷 - B 流動)

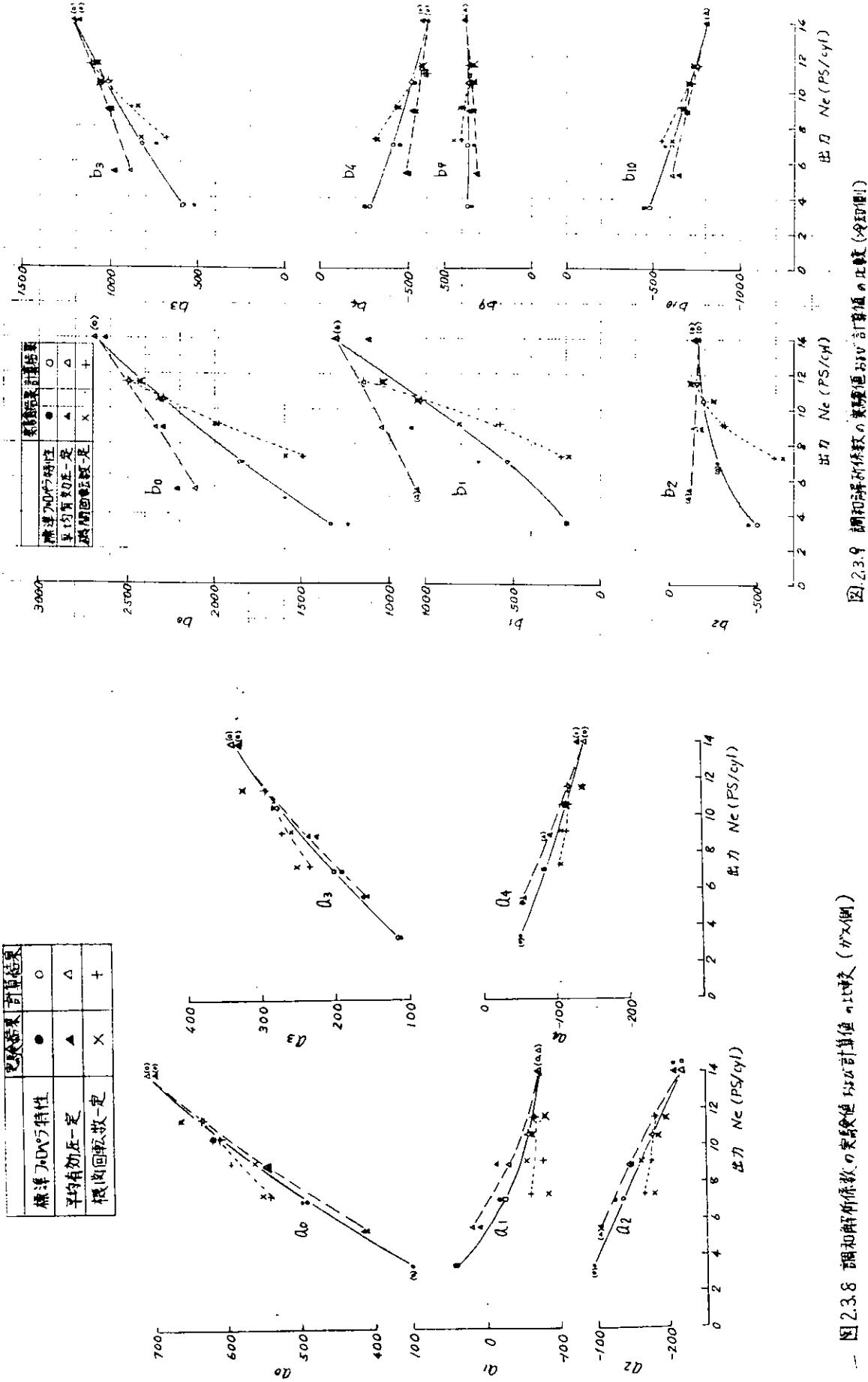
图 2.3.6 热流率、辐射和角系数 (X射线照射行变更-增益系数影响-B玻璃)



- 73 -

图 2.3.7 热流率的辐射和角系数 (X射线照射行变更-增益系数影响-B玻璃)





$$a_2 = -0.011 (l_s)^{0.16} \cdot (C_m)^{0.08} \cdot (\alpha_{gm_1})^{2.07}$$

$$a_3 = 0.065 (l_s)^{1.0} \cdot (C_m)^{0.92} \cdot (\alpha_{gm_1})^{1.38}$$

$$a_4 = -0.0065 (l_s)^{0.78} \cdot (C_m)^{0.49} \cdot (\alpha_{gm_1})^{1.87}$$

冷却側熱伝達率 $\alpha_{cm}(s)$;

$$\alpha_{cm}(s) = \sum_{i=0}^{10} b_i \left\{ \cos \left(i \cdot \frac{s}{l_{sc}} \pi \right) \right\} \quad (2.3.6)$$

$$\text{ただし } b_0 = 2.36 \cdot (C_m)^{0.67} \cdot (\xi)^{-1.38}$$

$$b_1 = 0.78 \times 10^{-3} \cdot (C_m)^{3.18} \cdot (\xi)^{-2.02}$$

$$b_2 = -14.4 \cdot (C_m)^{-3.81} \cdot (\xi)^{-2.33}$$

$$b_3 = 0.28 \cdot (C_m)^{0.49} \cdot (\xi)^{-1.79}$$

$$b_4 = -0.58 \cdot (C_m)^{0.89} \cdot (\xi)^{-1.26}$$

$$b_5 = -0.23 \times 10^{-3} \cdot (C_m)^{-0.072} \cdot (\xi)^{-3.56}$$

$$b_6 \sim 8 = 0.0$$

$$b_9 = 5.98 \cdot (C_m)^{-0.76} \cdot (\xi)^{-1.35}$$

$$b_{10} = -0.51 \cdot (C_m)^{0.12} \cdot (\xi)^{-1.72}$$

なお最小二乗法で求めた式 (2.3.3)、(2.3.4) の定数、指數を (2.3.3)、(2.3.4) 式に代入して a_i , b_i を求めると、図 2.3.8 および図 2.3.9 に示すように各調和解析係数を表わしていることが確認されている。

2.4 熱負荷シミュレーション

以上で求められた実験式を用い、サイクルシミュレーションまたは計測によって得られたガス圧力、給気量、機関回転数、冷却剤温度などを入力することにより、燃焼室壁部材の断面温度分布が得られる。そのフローチャートを図 2.4.1 に示す。なおプログラムは使用目的によって、簡単に組合すことのできるよう Subroutine 化されている。参考までに、計算時間は I.B.M. SYSTEM 360.65 でサイクル温度計算、温度分布計算、等温線の作図まで含め、最終的には約 8 秒程度になる。

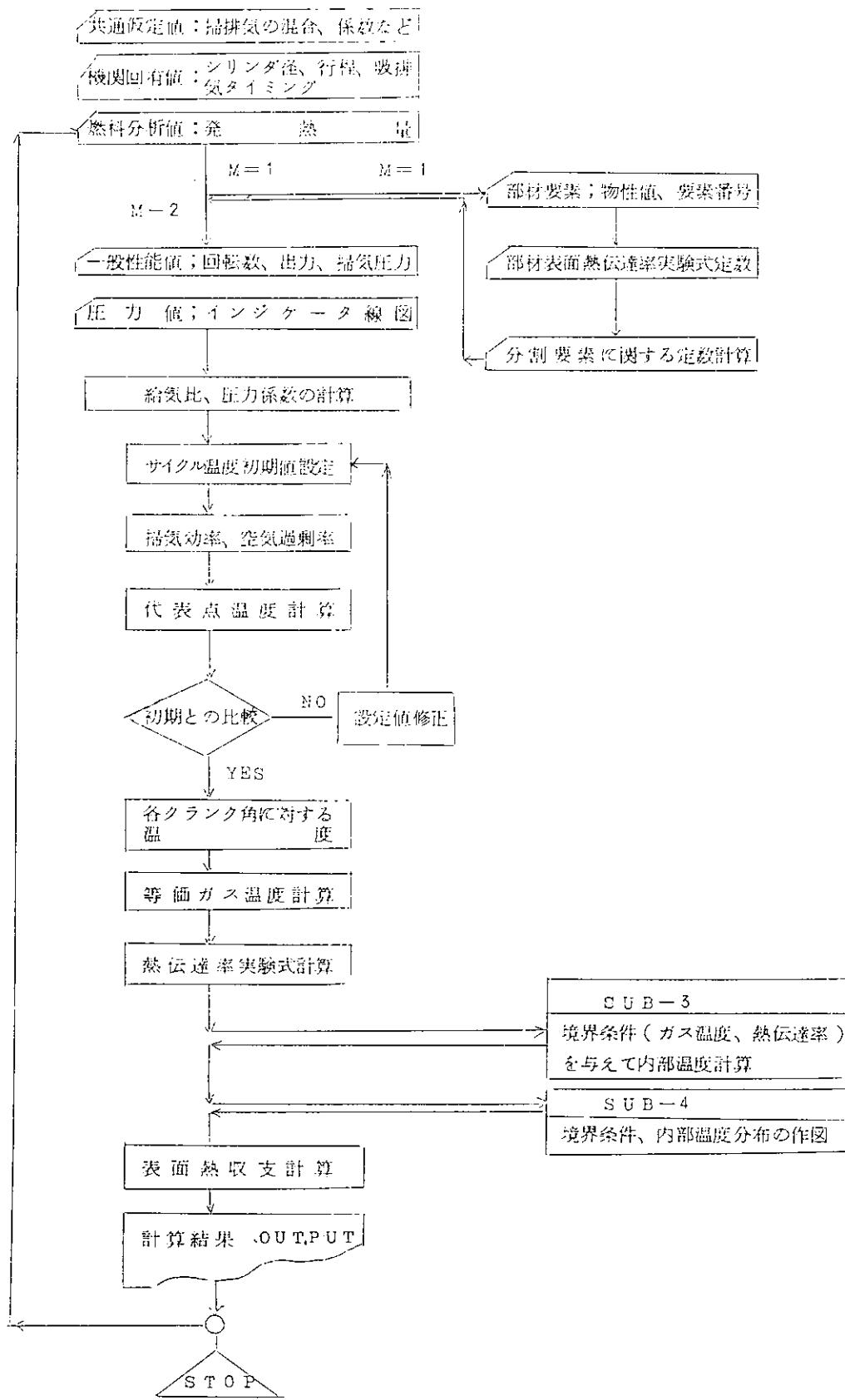


図 2.4.1 热負荷シミュレート計算フローチャート

2.5 結 言

以上、45年度研究結果にもとづき、燃焼室壁熱負荷の電算機シミュレーションのための熱的境界条件計算方式ならびに計算式を得るための実験データの解析をおこない、電算機シミュレーションプログラムを得た。その内容は次のとおりである。

- (1) 比較的測定容易なインジケータ線図、給気量その他機関一般性能などを用いてシリンダ内ガス温度を計算するとともに、従来の各種熱伝達率実験式を計算し評価した。
- (2) 従来の実験式では得られなかった部材表面の熱伝達率の分布を求めることのできる実験式を求めた。
- (3) (1)と(2)の結果をもとに、熱応力計算に必要な温度分布計算プログラムを得た。
- (4) 各種実験条件での熱的境界条件の解析により、従来疑問であった諸問題が明確になった。