

UDC 533.6.07
662.995

航空宇宙技術研究所資料

TECHNICAL MEMORANDUM OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TM-112

極超音速風洞用ペブル加熱器の特性

橋 爪 宏 ・ 橋 本 登

1967 年 8 月

航空宇宙技術研究所
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

既 刊 資 料

TM-60	吹出式超音速風洞における実験データの処理方式について (II)	1965年 9 月	原 亘 利, 高 島 一 明 関 根 英 夫, 中 正 夫 戸 川 保 子
TM-61	クインエア機の風洞試験	1965年 9 月	広 末 健 一, 矢 沢 健 司 塚 野 雄 吉, 田 村 征 一 佐 野 四 郎, 能 村 実 別 府 信 宏
TM-62	高温歪ゲージの温度特性試験	1965年10月	江 川 幸 一
TM-63	2024-T3 アルミニウム合金の有孔補強平板の軸荷重による疲労特性	1965年10月	飯田宗四郎
TM-64	応力集中による材料の疲れ強さに関する一実験 (I)	1965年10月	池 田 為 治, 坂元思無邪 光 山 敏 雄
TM-65	ジェットエンジンの翼の固有振動に関する実験	1965年11月	武 内 澄 夫, 宮 地 敏 雄 星 谷 昌 二
TM-69	質量分析計による水蒸気を含む試料のガス分析	1965年12月	斎 藤 隆, 堀 内 正 司 中 村 浩 子
TM-71	可動アイアンバードの構造および機能	1965年12月	機体第一部, 計 測 部 原 動 機 部
TM-72	地上付近の風の影響による小型ロケットの姿勢角変化	1965年12月	戸 川 隼 人, 石黒登美子
TM-73	固定端を有する薄肉円筒殻の自由振動について	1966年 1 月	田 寺 木 一, 泉 日出夫
TM-74	回転振動試験装置の計画, 構造および特性	1966年 2 月	武 内 澄 夫, 宮 地 敏 雄 星 谷 昌 二
TM-75	高マッハ数風洞の消音装置について	1966年 2 月	牛 田 健 二, 清 水 福 寿 吉 永 崇
TM-76	コーティングの断熱効果のアナログシミュレーション	1966年 2 月	小 川 鉦 一
TM-77	テレメータ電波の偏波面の回転を利用したロケットのスピン測定について	1966年 3 月	田 畑 淨 治, 桜 井 善 雄 三 浦 雅 男
TM-78	昇降舵の操舵力特性に関するシミュレータ解析	1966年 3 月	堀 川 勇 壮, 森 幹 彦 中 野 佳 直
TM-79	テレメータ機上装置の小型化の研究	1966年 3 月	新 田 慶 治
TM-80	安定制御のための一計算法	1966年 3 月	檜 崎 哲 二
TM-81	吹出式超音速風洞の超動時および停止時における過負荷防止装置	1966年 3 月	石 原 久 蔵, 斎 藤 秀 夫 外 立 政 隆, 榊 原 盛 三 宗 美 均
TM-82	ピトー管による境界層速度分布測定について	1966年 4 月	長 洲 秀 夫, 柏原登喜子
TM-83	ジェットリフトエンジン空気取入口の実験 (II)	1966年 4 月	近 藤 博, 増 田 惣 平
TM-84	二段ロケットの低速風洞試験	1966年 7 月	毛 利 浩, 田 村 敦 宏 佐 野 四 郎, 能 村 実
TM-85	航空機の滑走路走行時の振動に関する実験的研究	1966年 8 月	小 野 幸 一
TM-87	極小型超音速機用姿勢制御装置の特性解析	1966年 8 月	池 谷 光 栄, 畑 山 茂 樹
TM-88	プロペラ後流偏向型 STOL 機の風洞試験 (I)	1966年 9 月	犬 丸 矩 夫, 岡部祐二郎 北 村 清 美, 川 幡 長 勝 木 村 友 昭
TM-89	有孔板の振動について	1966年 9 月	川 井 忠 彦, 泉 日出夫
TM-90	地上付近の横風の影響による小型ロケットの方位角変化	1966年 9 月	戸 川 隼 人, 石黒登美子
TM-91	高速タービン翼列二次元試験	1966年10月	近 藤 博, 蓑 田 光 弘 山 崎 紀 雄

極超音速風洞用ペブル加熱器の特性*

橋 爪 宏**・橋 本 登**

航空宇宙技術研究所極超音速風洞の、アルミナ・ペブルを用いた蓄熱式空気加熱器について、実際の風洞運転操作上の見地から、その諸特性を実験的に調べた。すなわち、加熱制御系統の制御特性、ペブル・ベッドの蓄熱放熱特性等を、基本計画と比較、検討し、風洞運転に際して最も能率的で、かつ安全な操作方法を求めた。

1. ま え が き

航空宇宙技術研究所の 50 cm 極超音速風洞¹⁾では、空気の液化を防ぐために、アルミナ・ペブルを蓄熱材とした空気加熱器を使用している。この加熱器はノズル上流側に設けられ、所定温度に蓄熱後高圧常温空気を通過させて、蓄熱材と熱交換を行なわせるものである。蓄熱にはプロパン・ガス燃焼装置を使用し、蓄熱温度を 600~1,200°C に加熱制御している。熱交換能力は最大流量 23 kg/s の常温空気を、間欠的に数十秒~2 分間程度 600~1,000°C に加熱することができる。

加熱器についての諸特性は他の付属設備の性能とも関連するが、極超音速風洞の総合的な性能を左右する重要な要素の一つである。目的とする空気加熱については、空気流量の多少、加熱温度の高低にかかわらず、所定の通風時間内で、よどみ点温度を任意の目標温度に維持し、変動の少ないことが当然要求される。また風洞のか動能率を向上させ、かつ安全確実な運転操作が行なえることも性能上の必要条件である。したがって本加熱器の計画にあたっては、その諸元、諸容量、燃焼制御および運転操作シーケンスなどについて、風洞全般の特性を考慮して十分な検討がなされている。しかし今後実際に風洞試験を有効に行なうためには、現実の加熱器についての諸特性を十分認識しておくことが必要である。このため風洞系の一要素としての見地から加熱器単体の整備試験を行ない、計画性能との比較検討を行なって、性能範囲、運転操作方法などを確立しなければならない。またこのような型式の加熱器については、なお資料も乏しく、設計製作にあたっ

ては不明な点も多い。この意味もかねて本加熱器の熱特性、制御特性などの試験結果を基本計画とあわせて報告する。なお本加熱器の構造、構成などについてはすでに報告されており¹⁾、またペブル・ベッド加熱器の諸特性については本加熱器の 1/5 模型による予備試験の結果が報告されている²⁾。

2. 加熱器の基本計画

2.1 加熱器の容量

加熱器本体の主要寸法および蓄熱材の容量などは、風洞の計画性能を十分満たすものでなければならぬ。風洞の主要性能はつぎのとおりである。

空 気 流 量	1~23 kg/s
よどみ点圧力	10~100 kg/cm ²
よどみ点温度	600~1,000°C
通風持続時間	流量 23 kg/s, 温度 1,000°C で 150 秒以上

加熱器容量の決定にあたって、まず蓄熱材であるアルミナ・ペブルは直径 3/8 インチのものを使用することにした。また上記の通風持続時間内でペブル・ベッド上層部の温度降下は目標値の 1% 以下であることを条件とした。ペブルの所要重量については、これらの値から熱量的に概算することができるが、正確にはベッド内の温度分布を求め、要求される通風持続時間内におけるペブル・ベッドの温度降下を検討しなければならない。しかしこのためには加熱器の直径を決定し、ベッド内での空気の流速、ベッドの深さなどをきめる必要がある。

まず加熱器の直径はペブルの浮き上がりを考慮することにより定められる。すなわち、高圧空気は加熱器の下部から上方へ通過するため、ベッド内に圧力こう配を生じ、ペブルを浮き上がらせる危険がある。この

* 昭和42年5月23日受付

** 空気力学第一部

表 1 加熱器計画諸元

蓄熱体重量 kg		5×10^3			8×10^3			10×10^3			13×10^3		
ベブル・ベッド・	ベブル部直径 m	1.2	1.4	1.6	1.2	1.4	1.6	1.2	1.4	1.6	1.2	1.4	1.6
	ベブル部長さ m	2.30	1.69	1.29	3.68	2.70	2.07	4.60	3.37	2.59	5.98	4.38	3.36
	総重量 kg		82,100	87,800		94,600	98,900		102,700	106,300		115,100	117,300
燃焼系	プロパン・ガス流量 kg/s	0.0315			0.0498			0.0618			0.0808		
	必要空気流量 kg/s	0.948			1.490			1.858			2.419		
	生成ガス流量 kg/s	0.98			1.54			1.92			2.50		
熱交換時の一定温度持続時間 s		94			170			220			296		
圧力損失 kg/cm ²		0.98	0.40	0.183	1.56	0.64	0.293	1.96	0.79	0.367	2.54	1.03	0.475
浮き上がり力 kg		11.1×10^3	6.2×10^3	3.7×10^3	17.6×10^3	9.9×10^3	5.9×10^3	22.1×10^3	12.2×10^3	7.4×10^3	28.7×10^3	15.9×10^3	9.6×10^3

浮き上がりの臨界圧力こう配に関しては、すでに予備試験で Carman の実験式³⁾がよい近似を与えることが確認されている²⁾。実際の設計にあたっては、実験式より算出したベブル浮き上がり限界差圧の 10% 減を考へて加熱器の直径を求めた。さらに浮き上がり防止に有効な方法である二重層式として、上部に直径 1 インチのベブルを積み重ねることとした。つぎにベブル・ベッドの通風時における過渡温度分布については、Dabora による近似式⁴⁾が、初期計画段階では適当な目安を与えることが知られている。ベブルに関する物理的な諸量および必要な計算式などはすべて予備試験で検討されているので、これを参考にして加熱時および通風時の過渡温度分布を求めた。これらより求めた結果から、加熱器の諸元として数種の案をたて、また米国における既設極超音速風洞についても調査検討し、

最終仕様を定めた。表 1 は検討した案の仕様を示し、また表 2 は最終仕様を示したものである。

2.2 加熱制御

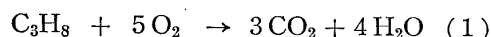
ベブル・ベッドの加熱にはアフタ・ミックス式の高速度ガス・バーナを用いており、バーナは加熱器上部の燃焼室上方に設けられている。バーナの燃焼用ガスにはプロパン・ガスを使用し、その燃焼ガスに希釈空気を混合させて、ベブル・ベッド加熱ガス温度の制御を行なっている。ベブル・ベッドの蓄熱温度はベッド上部が 600~1,200°C で、下部は最高 600°C に制限している。これはベブル・ベッドを支える加熱器底部のステンレス鋼製格子の強度上の問題からである。

加熱制御の諸元決定にはまず加熱時間を定めなければならない。これには風洞の計画性能と他の付属設備の性能などもあわせて、風洞の計画運転条件を設定する必要がある。これらを検討の結果風洞運転のひん度は 2 時間に 1 回と考へた。またこのような運転条件では、ベブル・ベッドの蓄熱状態は常時ある温度分布をもつものと想定され、加熱条件としてはつぎの通風までの約 2 時間の準備時間内に、前回の通風による損失熱量を補給すると考へてよい。1 回の通風による交換熱量は、空気流量 23 kg/s、通風時間 150 秒、熱交換温度 1,200°C とし計算し、約 1.16×10^6 kcal となる。またベブル・ベッドが最初常温の場合、最高温度まで加熱に要する時間を約 4~5 時間程度にすることを目標とした。これらからベブル・ベッドと加熱ガスの熱量関係を考えれば、プロパン・ガスの必要量が概算できる。このさい、プロパン・ガスの発熱量として低発熱量を使用し、また諸種の熱損失を考慮してベブル・ベッドが一様に 1,200°C に加熱されると考へると、常温から 1,200°C までの加熱所要時間 4.5 時間

表 2 加熱器最終諸元

蓄熱体重量		1" ベブル 1,691 kg 3/8" ベブル 6,852 kg 合計 8,543 kg
ベブル・ベッド・	直 径	
	長 さ	1" ベブル部 0.425 m 3/8" ベブル部 1.6 m
燃焼系	プロパン・ガス流量	0.0151 kg/s
	空気流量 { 燃焼用	0.347 kg/s
		0.347 kg/s
	生成ガス流量	0.48 kg/s
圧力損失		0.4347 kg/m ²
浮上がり限界圧力差		11,120 kg/m ²
熱交換時の一定温度持続時間		150 秒

に対してプロパンの必要量は約 50 kg/h となる。プロパンの燃焼式および各量の値はつぎのとおりである。



キログラム分子量 44 kg 5×32 kg 3×44kg 4×18kg

モル数 1 kmol 5 kmol 3 kmol 4 kmol

体積 22.4 Nm³ 5×22.4 Nm³ 3×22.4 Nm³ 4×22.4 Nm³

これより 50 kg/h のプロパン・ガスに対して、必要な理論燃焼空気量は約 780 kg/h となる。しかし実際には理論燃焼空気量に対して余剰空気が必要で、ここでは実際のバーナについて、着火燃焼試験を行ない余剰空気量を定めた。図 1 はバーナの着火燃焼試験の結果で、プロパン・ガス量に対して、実際の燃焼空気量と理論空気量の比を示したものである。なお本試験ではプロパン・ガス圧は 3,600 mmAq, また空気圧は 3,500 mmAq である。この結果から実際の燃焼空気量は、理論空気量の 1.3~1.6 倍の場合がバーナの着火燃焼に対して最適であることがわかった。したがって実際の燃焼制御にはこの比率を 1.4 として、制御機器の設定を行なっている。

つぎに加熱温度の制御は燃焼ガスと希釈空気との混合による生成ガスによって行なうが、希釈空気量と生成ガス温度との関係は、空燃比 1.0 の場合に対して次式で表わされる。

$$x = \frac{Q_0 - (3C_p\text{CO}_2 + 4C_p\text{H}_2\text{O} - 18.8C_p\text{N}_2)\theta}{\theta C_{p\text{AIR}} - \theta' C_{p'\text{AIR}}} \quad (2)$$

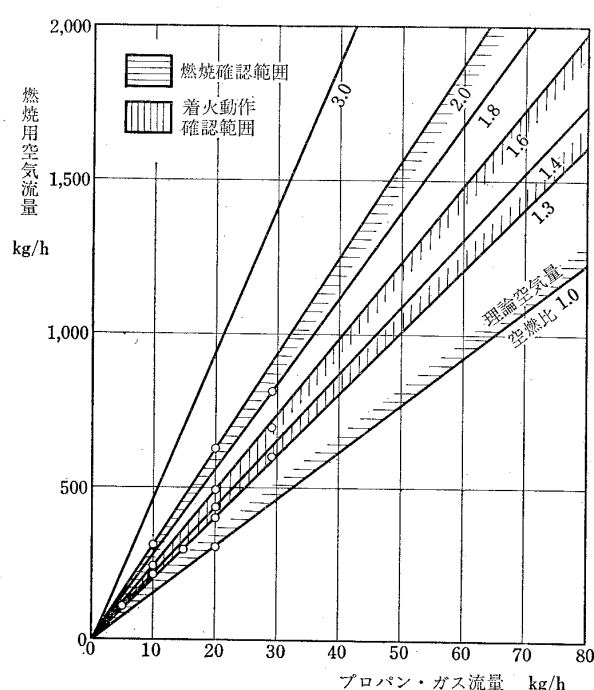


図 1 バーナの着火燃焼範囲

ただし

Q_0 : プロパン・ガスの低発熱量 488 kcal/kmol

x : 希釈空気量 kmol

θ : 生成ガス温度 °C

θ' : 希釈空気温度 °C

C_p : 各気体の θ °C における平

均定圧比熱 kcal/kmol

$C_{p\text{AIR}}$: 希釈空気の θ' °C における

平均定圧比熱 kcal/kmol

なお、空燃比 1.0 以上で燃焼を行なった場合は、その余剰空気は実際には希釈空気の一部に含まれる。しかし運転操作の便宜上、以下にのべる希釈空気量とはこの余剰空気を含まないものとし、余剰空気は燃焼空気に含まれるものとして取り扱っている。表 3 は各気体の C_p 値を温度に対して示したものである。(1)および(2)式から加熱燃焼の場合の諸元を求めることができる。図 2 は空燃比 1.4 の場合の燃焼空気量に対して、生成ガス量、希釈空気量および生成ガス温度の関係を示したものである。この図からプロパン・ガス量と燃焼空気量とはいずれかの量を定めれば一義的に定められる。つぎにこれらの和である燃焼ガス量に対して、目標温度に応じて希釈空気量と生成ガス量が求められる。ただし空気系もしくはプロパン・ガス系の容量から生成ガスの最大流量が制限されるので、それ以下になるように燃焼ガス量を調整しなければならない。最終的には燃焼系の諸元として、バーナのプロパン・ガス系の最大流量を 60 kg/h, 最小流量を 10 kg/h, で設計し、燃焼および希釈空気量の和を最大 2,500 kg/h, おおのこの空気量の最大を 1,250 kg/h とした。なおバーナには主バーナ着火用としてパイロット・バーナが付属しており、点火用プラグのスパークにより

表 3 気体の平均定圧比熱 C_p

項目	平均定圧比熱 C_p kcal/kmol				
気体	CO ₂	H ₂ O	O ₂	N ₂	空 気
温度 °C					
150	9.50	8.07	7.10	7.00	7.00
350	10.32	8.27	7.32	7.08	7.08
600	11.12	8.62	7.62	7.22	7.22
800	11.55	8.90	7.80	7.38	7.48
1,000	11.92	9.20	7.92	7.50	7.58
1,200	12.22	9.48	8.06	7.62	7.70
1,400	12.50	9.73	8.17	7.73	7.79
1,600	12.72	9.98	8.26	7.82	7.88
1,800	12.91	10.21	8.35	7.92	7.97

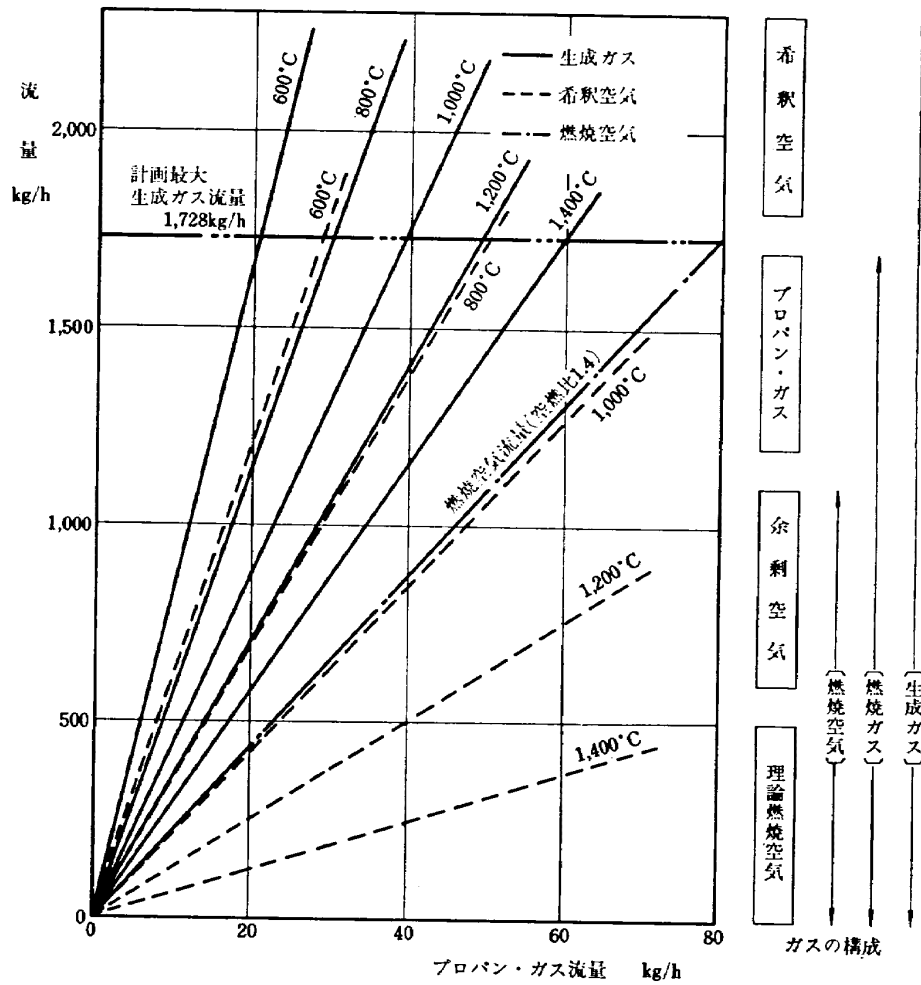


図 2 各温度に対するプロパン・ガス量と空気量の関係

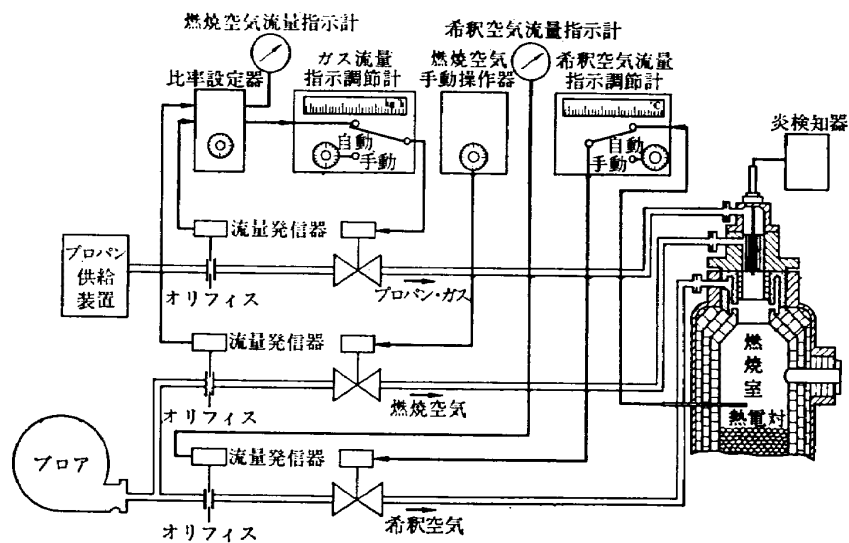


図 3 加熱制御系

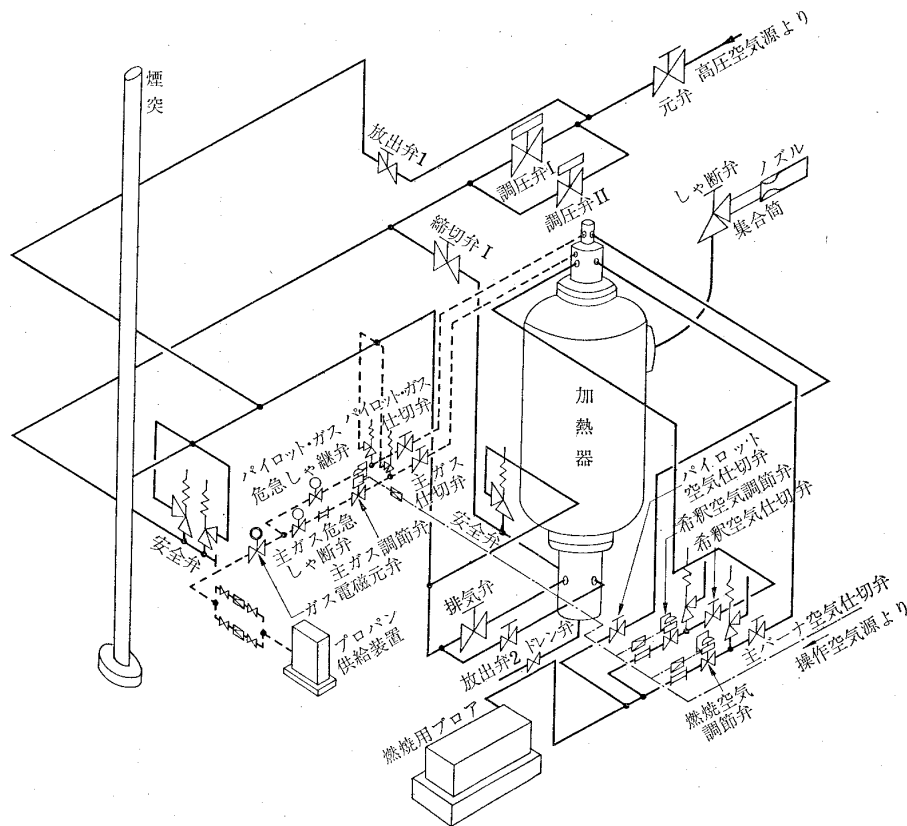


図4 加熱器配管系統

これに点火して、主バーナに着火させる方法とした。また着火の確認は燃焼炎の導電性を応用して、カンタル製（Kanthal）の電極棒をバーナ中心部から燃焼炎中にそうし検知している。

燃焼加熱の制御方式は2形式で行なえるようになっている。一つはペブル・ベッド上方空間部の燃焼室内温度を一定に保持する燃焼方式で、他の一つは生成ガス温度を一定に保持する方式である。いずれの場合もペブル・ベッド上層部の目標到達温度に応じて、プロパン・ガス量と燃焼空気量を選定して燃焼させる。燃焼室温度一定制御の場合は燃焼室内に設けられた温度検出器からの信号により、希釈空気量を自動的に制御し、燃焼室温度を設定値に保持する。また生成ガス温度一定制御の場合は、希釈空気量を目標到達温度に応じて一定値に固定する。したがって生成ガス量は一定となり、温度は燃焼室周辺の影響をうけなければ一定である。ここで目標到達温度とはペブル・ベッド上層部の最終到達温度である。制御方式は原則として燃焼室温度一定加熱を主体として計画した。図3は加熱制御系統を、図4は配管系統を示したものである。

空気量およびガス量の制御はPID演算回路からなる調節器により、空気作動調節弁で行なわれる。また、流量の検出はオリフィスを介して差圧変換器により行

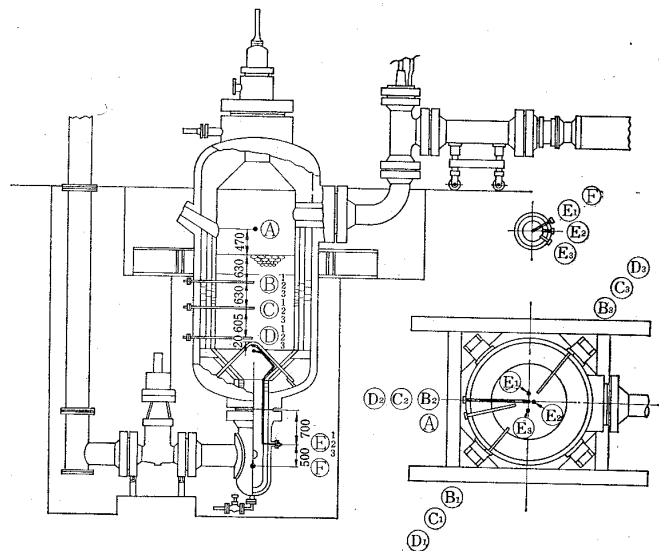


図5 温度検出器の配置

なわれる。温度の検出は、燃焼室温度、ペブル・ベッド内各部温度には白金-白金ロジウム熱電対を、格子温度、加熱器外板温度にはクロメル-アルメル熱電対を使用している。温度検出部の配置を図5に示す。

以上の燃焼加熱の制御系は風洞運転制御系のシーケンスの一部に組み入れられ、風洞制御室の制御盤から遠隔操作で行なわれる。しかし加熱器の運転制御は風洞運転の準備動作として行なわれるもので、風洞の通

風は必ず加熱が停止されてからである。また加熱制御中は加熱系に高圧空気が流入したり、燃焼ガスが風胴系に流出することも非常な危険を伴う。このため加熱系と風胴制御系との間には各種の相互保安用インターロックが設けられており、両系が同時に動作することはない。

加熱制御シーケンスは着火シーケンスと燃焼シーケンスに大別される。もちろんこれらのシーケンスが動作状態に入るまでに、燃焼加熱中に必要な保安用、および燃焼用の弁類と補機類などはすべて所定の状態に操作されていなければならない。これらは燃焼条件としてシーケンスにインターロックされている。燃焼条件が確立されると、パイロット・バーナ、主バーナの順に着火される。パイロット・バーナはパイロット・ガス弁と着火イグニッションの押ボタンを同時に押すことにより着火され、主バーナ着火後時限をおいて自動的に消火される。この間に主バーナの燃焼諸元を設定して同様に押ボタン操作で主ガス弁を開き、主バーナに着火する。主バーナの着火燃焼が確認されれば、燃焼方式を燃焼室温度一定か、もしくは生成ガス温度一定かに選択し、前者の場合は自動に、後者の場合は手動に切り換える。いずれの場合にも燃焼空気量を設定することにより、比率設定器を介して空燃比 1.4 の割合で自動的にプロパン・ガス量が設定される。この着火シーケンスの段階では、加熱制御系統の燃焼条件をのぞいて制御シーケンス上の保安条件は回路にインターロックされていない。したがって主バーナの着火燃焼状態が確認され異状がなければ、はじめて押ボタン操作で保安回路を含んだ燃焼シーケンスに制御系を切り換え、つぎの燃焼シーケンスに移る。燃焼過程における各部の温度は打点式の記録計で記録され、またペブル・ベッド上面の状態はテレビ・カメラにより、遠隔的に制御盤で監視できる。燃焼の停止は手動によって行なうこともできるが、ペブル・ベッド支持格子の温度が 600°C に達した場合に加熱完了として、自動的に行なわれる。図 6 に加熱制御シーケンスの系統を示す。また燃焼条件と保安条件の項目をそれぞれ表 4 に示す。燃焼条件はさらに 2 種類にわけられ、着火前および着火後もその状態を維持するものと、着火後その状態をかえるものとである。表ではそれぞれ燃焼条件 I と II で示されている。なお、図および表中の保安条件で、燃焼不良とは炎検知器の信号が切れた場合の保安条件である。また表中の * 印は風胴本体に含まれる装置である¹⁾。

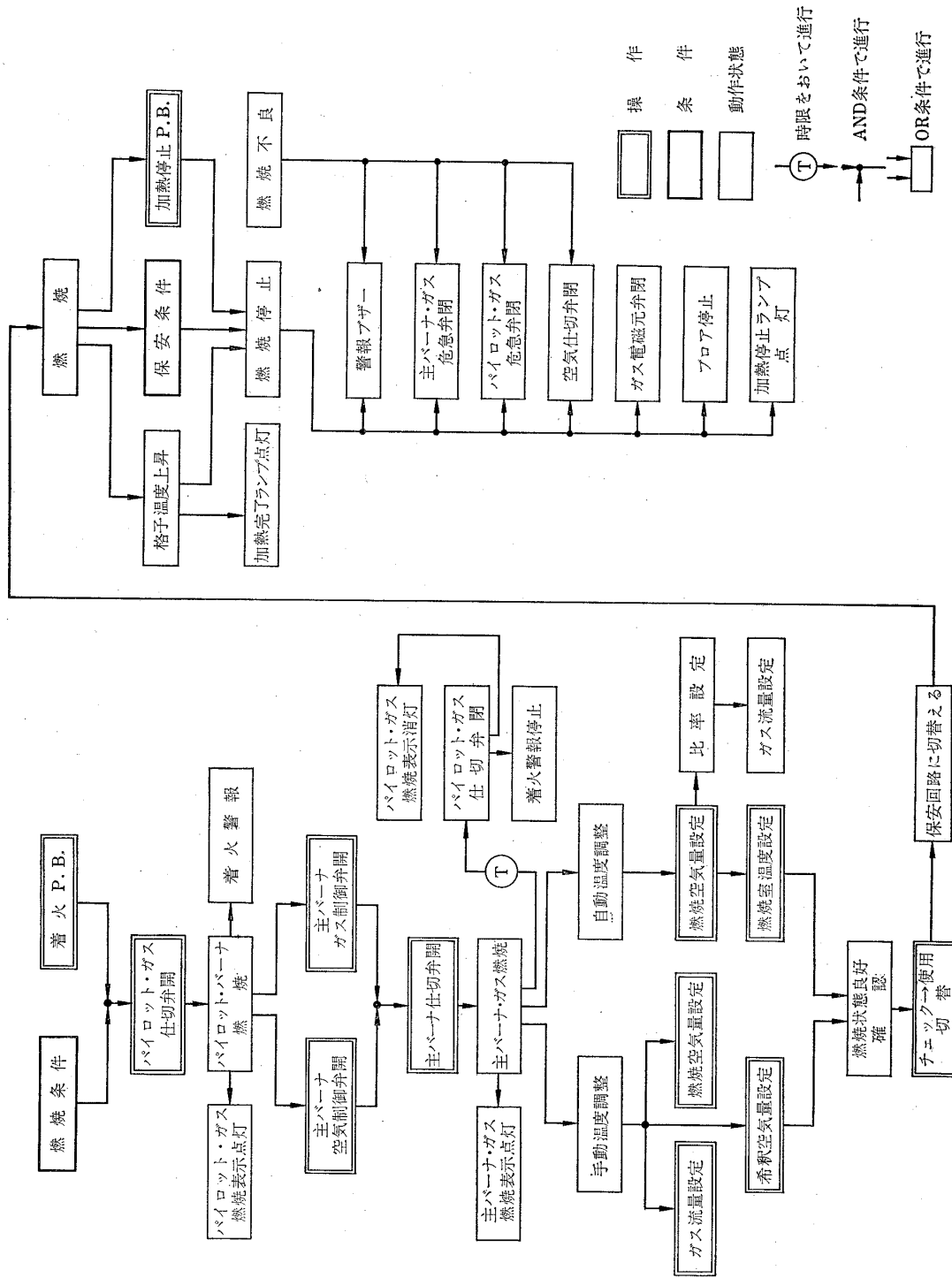
表 4 加熱制御燃焼条件、保安条件

項 目	燃焼条件 (I)	燃焼条件 (II)	保安条件
操 作 電 源	入		
連 動, 単 独, 切 換*	単 独		
使用・チェック切換		チェック	
圧 力 制 御 電 源*	入		
油 圧 源*	油圧上昇		油圧低下
冷 却 水(拡散筒)*	流水		
ガ ス 圧 力	良		ガス圧力低下
ガ ス 流 量			ガス流量低下
プ ロ パ ン	運転		プロパン停止
エバポレータ電源*	入		
元 弁*	閉		
締 切 弁 I*	閉		
排 気 弁*	開		
放 出 弁 2*	開		
し や 断 弁*	閉		
空 気 仕 切 弁	開		
ガ ス 手 動 元 弁	開		
放 出 弁 1*	閉		
ガ ス 電 磁 元 弁	開		
主バーナ・ガス危急弁	開		
パイロット・ガス危急弁	開		
主バーナ・ガス仕切弁		閉	
パイロット・ガス仕切弁		閉	
主バーナ・ガス調節弁		閉	
主バーナ空気調節弁		閉	
希釈空気調節弁		開	
炎 検 知 器			燃焼不良
格 子			格子温度上昇 (600°C)
外 板			外板温度上昇 (200°C)

3. 試 験 結 果

3.1 燃焼系

加熱系の特性を求めるために、生成ガス温度を一定にして燃焼加熱を行ない、ペブル・ベッドの加熱ガス温度とプロパン・ガス量、および空気量との関係を調べた。図 7 は全空気量とプロパン・ガス量との比に対する、加熱ガス温度の実測値と生成ガス温度の計算値を示したものである。プロットされた実測値は図 5 に示される A 点(燃焼室)と B₂ 点(ペブル・ベッド内最上部内側)で測定された温度で、ベッド中央部内側の C₂ 点では B₂ 点とほぼ同温度であった。また両温



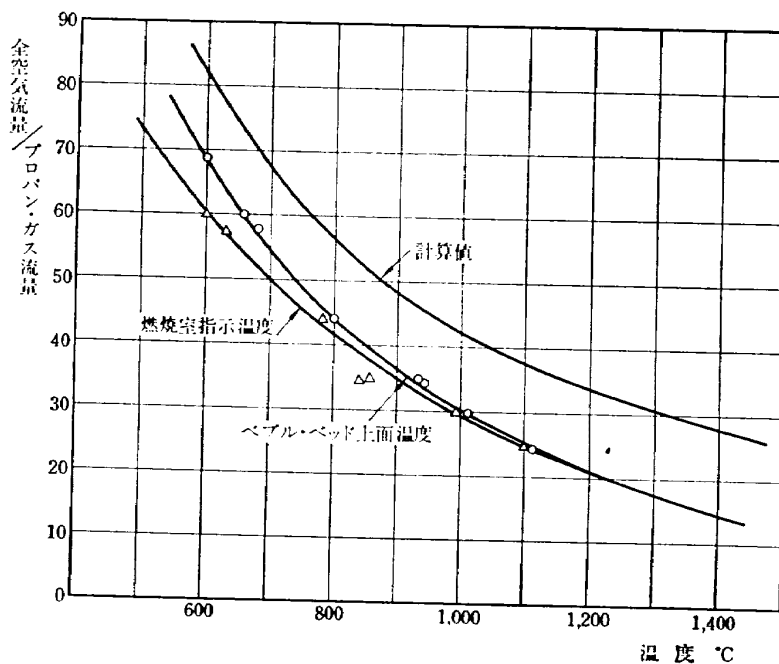


図 7 加熱温度とガスおよび空気流量

度とも同一の飽和値に達しているの、ペブル・ベッドの加熱ガス温度も B_2 点の温度とほとんど等しいと考えてさしつかえない。なお生成ガスの全量はいずれも一定で、約 1,730 kg/h である。図から同じ流量比について、生成ガス温度の計算値と、 B_2 点の実測値とは約 15% から 40% の差があり、この傾向は高温域ほど著しい。また燃焼室温度は比較的低温の低い領域でも計算値より 25% 程度低い値を示している。この相違の主原因は加熱器側壁部に積層された耐火断熱レンガ層の熱容量によるもので、設計時十分考慮に入らなかったものである。すなわち、加熱開始時には側壁部は常温状態にあり、またペブル・ベッドに比べて非常に大きな熱容量を有している。しかも燃焼室内の受熱面積は極めて大きい。このため生成ガスの熱は相当量の燃焼室側壁部に吸収される。またこの量は温度差にほぼ比例すると考えられ、かつ高温加熱の場合にも壁温は加熱所要時間内では余り上昇しない。したがって生成ガスの熱損失率は高温時程増加する傾向にある。

つぎに燃焼室温度である A 点温度の指示値は、温度検出器の位置による影響が多分に関係する。すなわち、A 点は燃焼室の下部にあり、検出器は周辺ガスからの熱伝達と、バーナ部での高温燃焼ガスからのふく射熱および側壁とペブル・ベッド上面からのふく射熱を受ける。しかし検出器周辺のガス温度は加熱ガス温度 (B_2 点温度) に近いから、おもな影響は周辺からのふく射熱である。ふく射熱は熱をふく射する物体と受ける物体との温度差に関係するが、温度の低い場合には検出器と側壁部との温度差が大きいから、側壁部の影

響が大きい。また高温の場合にはバーナ部での高温燃焼ガスとの温度差の方が増大するため、高温ほどバーナ部での燃焼ガスからのふく射の影響が増加し、図のように A 点温度と B_2 点温度との差が縮まるものと考えられる。もちろんこのような測定値は加熱時間を十分長くすれば、計算値に近づくものと思われるが、加熱時間は加熱器下部の格子温度で左右されるため、側壁部のレンガ温度を生成ガス温度近くまで上げることができない。このように生成ガス温度および燃焼室の温度検出器に対する側壁部の影響は直接加熱制御性能におよぼすことになる。たとえば加熱ガス温度を 1,200°C にするためには、生成ガス量一定とすると、プロパン・ガス量と燃焼空気量を増加させ、希釈空気量を減らして全空気量とプロパン・ガス量の比を 21% 程度にまで低下させる必要がある。しかし実際にはおのおの制御機器に限界があるためこの方法がとれず、生成ガス量を減少させて、対応する所要の流量比に調節しなければならない。このため高温加熱の場合には若干供給総熱量が低下するので、加熱時間に影響を与えることになる。また A 点温度に対するふく射熱の影響は、制御方式を自動にした場合に特に関係がある。すなわちこの場合には燃焼室の検出温度で希釈空気量の制御が行なわれるため、この値が実際の温度より低い指示を与えるならば、制御測定値としてあらかじめオフセットを見込んでおく必要がある。なお燃焼室の温度検出器への影響が壁部からのふく射熱と熱伝達のみとすれば、指示温度差は近似的に次式で与え

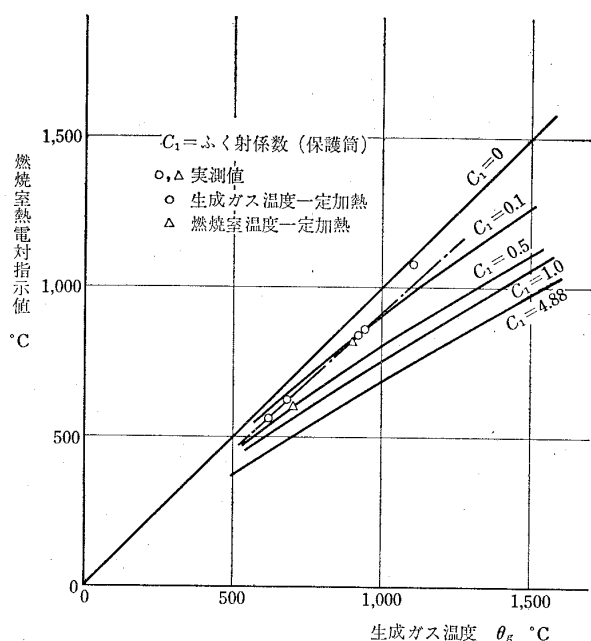


図 8 温度検出器のふく射熱による影響

られる。

$$\theta_g - \theta = \frac{C_1}{\alpha} \left[\left(\frac{T}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w}{100} \right)^4 \right] \quad (3)$$

ただし

- θ_g : 検出器周辺温度 $^{\circ}\text{C}$
- θ : 検出器表面温度 $^{\circ}\text{C}$
- T : 検出器表面温度 $^{\circ}\text{K}$
- T_w : 側壁部表面温度 $^{\circ}\text{K}$
- C_1 : 検出器表面のふく射係数 $\text{kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{K}^4$
- α : 検出器周辺ガスと検出器間との熱伝達係数 $\text{kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$

図 8 は、 $\theta_w = 0.65 \theta_g$ 、 $\alpha = 15 \text{ kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$ と仮定し、 C_1 をパラメータにしてガス温度と検出器の指示値の関係を示したものである。実測点をこれと比較すると、ふく射係数が $0.1 \sim 0.5 \text{ kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{K}^4$ の場合に相当し、加熱ガス温度との間に約 10% の誤差が生じている。

つぎに燃焼制御方式の相違による燃焼系の特性を調べた。図 9 はペブル・ベッド加熱中の燃焼室温度の温度特性と、燃焼室温度一定の場合と、生成ガス温度一定の場合について実測したものである。いずれの場合も加熱開始時における燃焼室温度は、壁温の影響もあって非常に低い。したがって燃焼室温度一定加熱の場合はこの温度によって、希釈空気量を制御するから、制御開始の初期には希釈空気はほとんど流れない。このため生成ガスはプロパン・ガスと燃焼空気を主体とした高温ガスとなり生成ガス量も減少する。しかし側壁部の温度が上昇するとともに、しだいに希釈空気が混

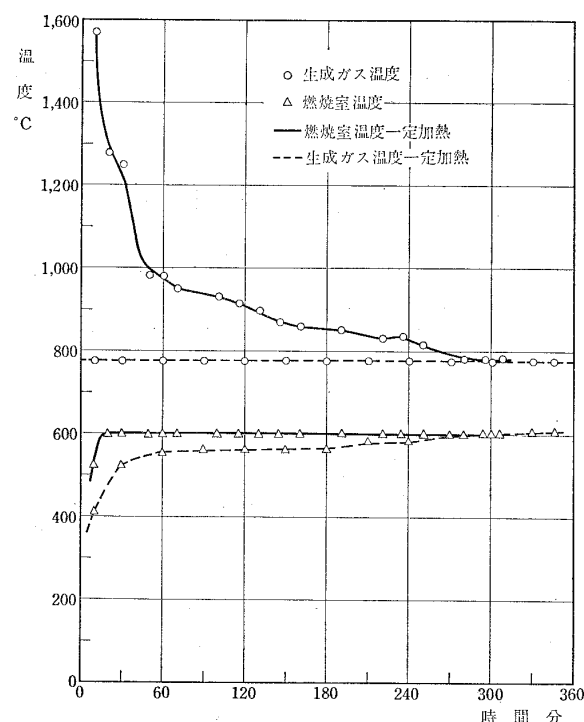
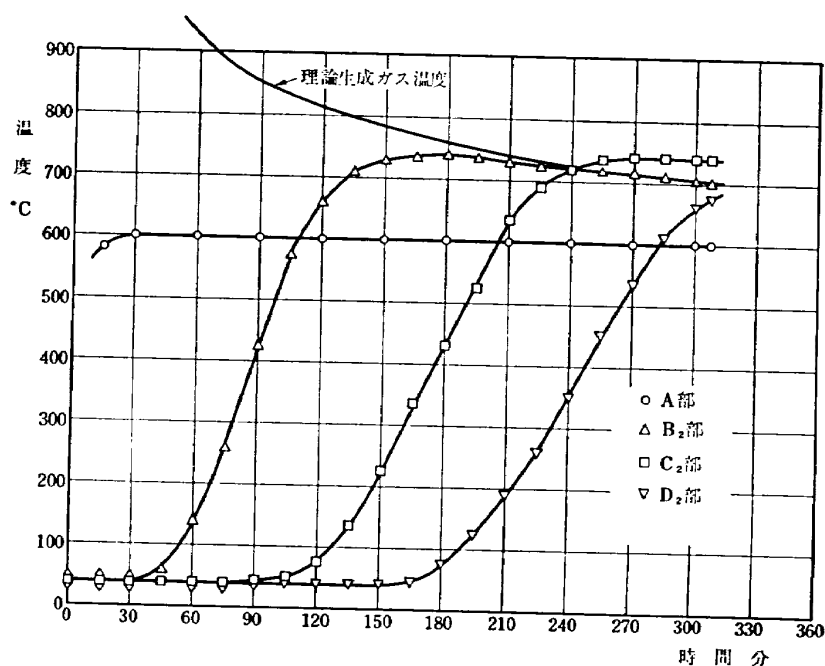


図 9 燃焼室温度過渡特性

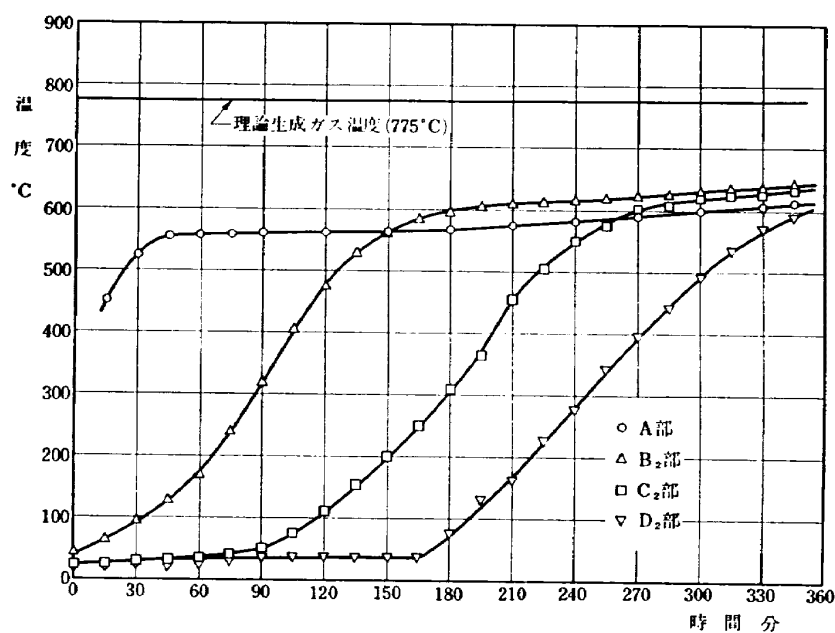
入し流量が増加して、生成ガス温度はある飽和値に漸近する。したがってこの制御方式では燃焼室温度は急速に立ち上がり、設定値を保持する。一方生成ガス温度一定加熱の場合には、常時供給される熱量と生成ガス温度が一定のため、壁温の上昇とともに比較的緩慢に目標値に漸近する。しかし両者とも十分時間が経過したのちも、燃焼室の目標温度と生成ガス温度の間にはなおかなりの相違がある。これは先にのべた壁部からのふく射熱の影響のために生じる検出器の検出誤差による偏差で、側壁部の温度はこの程度の時間内では容易に上昇しないことがわかる。いずれにせよ、実測される燃焼室温度は真のガス温度を検出していないから、燃焼制御の諸元はこの偏差を考慮に入れなければならない。

3.2 ペブル・ベッドの特性

ペブル・ベッドの温度分布特性については、これまでに Dabora⁴⁾、林⁵⁾らによって解析されている。しかし、いずれもベッドを加熱するガス温度は常に一定で、かつ加熱ガス流量も変化しないとして考えられている。実際にこの条件に近い場合には実測値とよく一致することが、すでに本加熱器の 1/5 模型による予備試験で知られている²⁾。しかし、すでにのべたように本加熱器の場合には、燃焼室側壁部の影響によって加熱ガス温度は一定でなく、2 種の燃焼方式との相違が著しい。したがって解析的には側壁部への熱伝達と壁内で



(a) 燃焼室温度一定制御



(b) 生成ガス温度一定制御

図 10 ペブル・ベッド加熱時の過渡温度分布

の熱伝導を考慮に入れた解を試みる必要がある。現在生成ガス温度一定加熱に相当する場合について、近似解が求められており、加熱ガス温度の特性に対してかなりよい一致を得ている⁶⁾。

図 10 は目標到達温度が約 600°C の場合について、燃焼室温度一定制御と生成ガス温度一定制御のおののに対する、ペブル・ベッドの過渡温度分布の実測値を示したものである。なおこの際のプロパン・ガス量と燃焼空気量は図 7 によって定めた。また生成ガス温度はそれぞれ図 9 に示される経過をたどっている。加熱

制御方式の相違によって生成ガスおよび加熱ガスの熱的な特性が非常に異なるため、ペブル・ベッドの過渡温度分布も著しく相違する。まずベッド内各層の温度の立ち上がりは、燃焼室温度一定加熱の場合には高温のガスで加熱されるため、生成ガス温度一定加熱の場合に比べて温度こう配が大きい。しかし生成ガス量が減少するため、立ち上がりの開始が若干遅れる。またペブル・ベッド上層部 B₂ 点の到達温度は、生成ガス温度一定加熱の場合には当然その温度に漸近する傾向を示す。しかし、結果としてはペブル・ベッド底部の格子

温度におさえられるため、ペブル・ベッド上層部温度はほぼ目標到達温度に近い分布で加熱が停止される。

なおこの場合の生成ガス温度は 780°C である。一方燃焼室温度一定加熱の場合には、高温の生成ガスのため、ペブル・ベッド上層部温度は一旦目標温度より約 20~30% 程度超過し生成ガス温度に漸近するが、その後、壁温度の上昇につれて両温度とも低下しはじめる。またベッド中層部 (C_2 点) 温度も同様に目標温度を超過し、さらに生成ガス温度よりも高い値を示す。これは生成ガス温度の低下とともに、一旦達した高温のベッド上層部の熱が下部へ伝達されるためである。しかし格子温度の制限により加熱が停止されると、結果としてペブル・ベッドは目標温度を相当超過した温度分布を示す。したがって加熱制御を自動で行なう場合には、先にのべた検出器の温度偏差分と、格子温度の制限による加熱時間の長さから超過温度分を考慮して制御の設定を行なわねばならない。図 11 はペブル・ベッド上面温度と燃焼室温度との関係を実験的に調べ

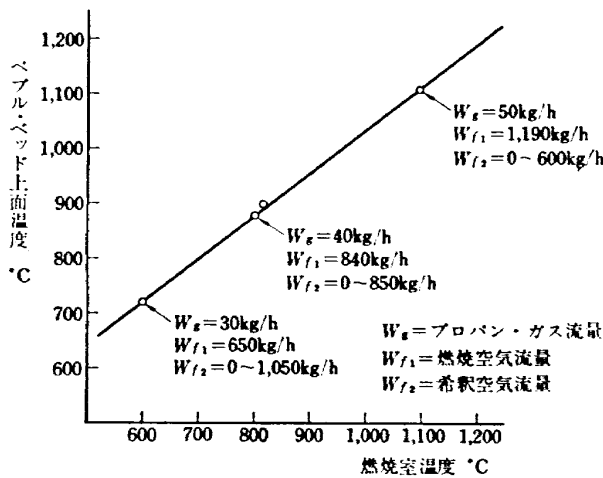


図 11 設定温度と到達温度

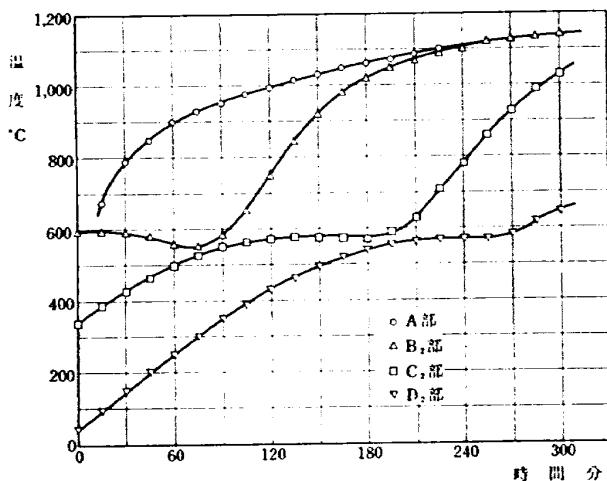
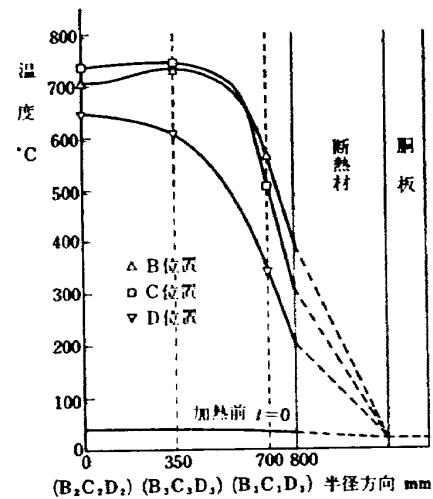
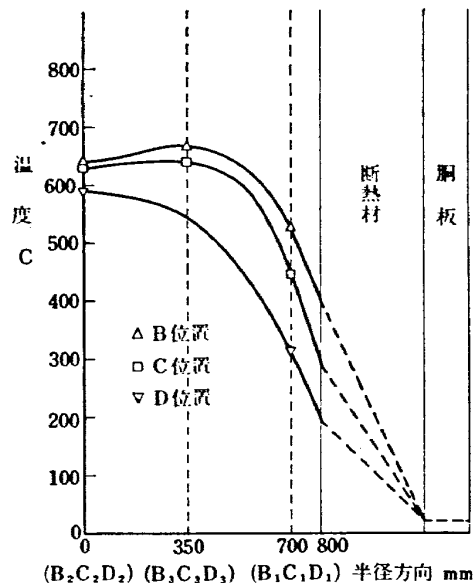


図 12 高温時のペブル・ベッド加熱過渡温度分布

たものである。なお加熱停止までの時間はどの場合も約 5 時間程度で、計画と大体一致している。もちろん、もし加熱時間に制限がなければ、ベッド各層の到達温度は側壁温度の上昇とともに、両加熱方法とも生成ガス温度に収れんすると考えられる。図 12 はすでにペブル・ベッドに初期温度分布がある状態からの加熱過程を示したものである。燃焼方式は燃焼室温度一定加熱で、設定温度 $1,200^{\circ}\text{C}$ としている。しかしこのように設定温度の高い場合は、壁温の影響と相まってプロパン・ガス流量に制限があるため、最終状態までほとんど希釈空気が流れず、生成ガス流量は一定のまま加熱される。したがって結果としては燃焼ガス温度



(a) 燃焼室温度一定加熱



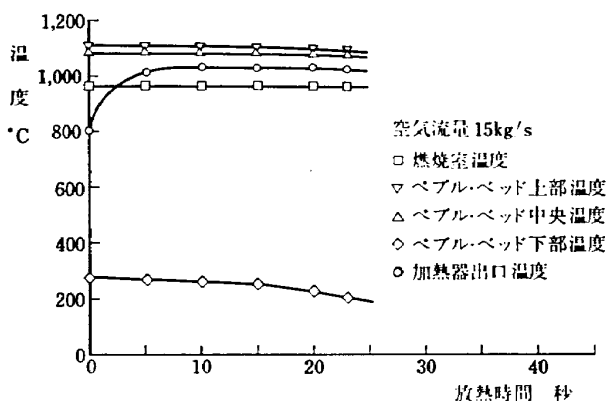
(b) 生成ガス温度一定加熱

図 13 ペブル・ベッド加熱終了時の半径方向温度分布

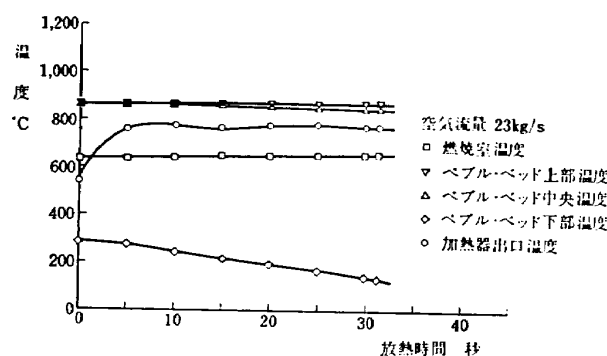
一定加熱の場合とまったく同様の過程を示し、壁温の上昇とともにベッド上層部温度は設定値に収れんしていく。このため、高温加熱になる程燃焼制御方式による差は小さい。つぎに図 13 は加熱完了時におけるベッド内半径方向の温度分布である。(a) は燃焼室温度一定加熱の場合、また、(b) は生成ガス温度一定加熱の場合である。前者の場合には加熱終了期に希釈空気が増加するため、最上層ペブルの熱は下部に伝達され、むしろ最上層部は下部より低い温度となる。またベッド上層部の温度分布は、器内中央部でやや低い値を示している。これはガス・バーナの燃焼特性に関連するものと考えられ、下方に向かってらせん状に噴出する生成ガスの分布によるものと思われる。またベッド内でも側壁部のレンガ層の影響によって、温度分布は周辺に向かって急速に低下する。このことは通風時の熱交換効率に影響するが、一方構造的には加熱器胴板温度はこの程度の加熱時間ではほとんど変動がなく、断熱材としてのレンガ層の効果は大きい。図 14 は通風時における温度特性の一例を示したもので、(a) は蓄熱温度 $1,100^{\circ}\text{C}$ 、空気流量 15 kg/s 、また (b) は蓄熱温度 900°C 、空気流量 23 kg/s の場合である。両者ともベッド上層部の温度は有効通風持続時間内でほとん

ど変化していない。また加熱器出口部における熱交換後の空気温度も、立上がり部を除いて良好な結果を示している。立上がり部の実測温度が低いのは、検出器の検出誤差と、熱交換後の空気が燃焼室を通過するさいに、燃焼室側容量に熱を奪われるための熱損失によるものとが考えられる。検出器については先にのべた周辺部からのふく射熱の影響と、熱電対の検出時間遅れがある。また実際の熱損失については、図からわかるようにペブル上部の壁付近温度は、ペブル上部温度に比べて相当低い値を示しており、かつこの影響もあって、ベッド上部の 1 インチ・ペブル層の上面温度も低下していると考えられる。特に加熱終了後の放置時間が長いと当然燃焼室内各面の温度低下が著しく、熱交換効率は低下し、立上がり時の特性も悪い。図 14 では (b) の方が (a) より放置時間が長い、加熱終了後の放置時間が $10\sim 20$ 分程度では、最上層ペブル温度に対して熱交換効率は 90% 以上になることを示している。したがって通過空気の混合が十分行なわれればさほど問題にならないようである。

つぎに高圧空気がペブル・ベッドを通過する際に生じる圧力損失は、前にのべた Carman の実験式を用いて算定し、本加熱器のペブル浮上がり限界差圧を約 $10,000\sim 12,000\text{ kg/m}^2$ としている。しかし加熱器内



(a) 蓄熱温度 $1,100^{\circ}\text{C}$ 、空気流量 15 kg/s



(b) 蓄熱温度 900°C 、空気流量 23 kg/s

図 14 ペブル・ベッド通風時の温度特性

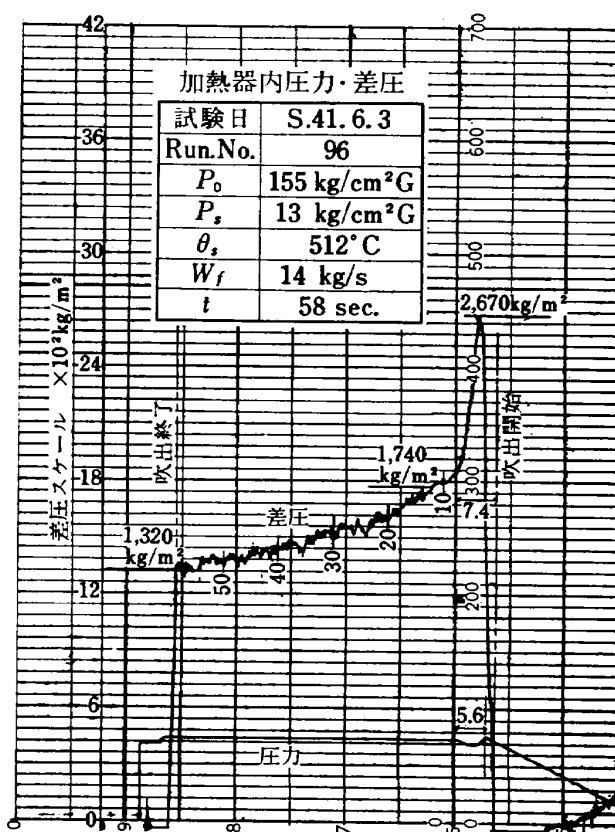


図 15 ペブルベッド差圧の実測値

を通過する空気は、熱交換によって流れ方向に密度変化があり、また圧力制御系の過渡特性も考慮に入れる必要がある。図 15 は通風時の加熱器内圧と、ペブル・ベッド上下流の差圧を示す記録の一例である。差圧は圧力制御が自動に切りかわった直後に著しいピーク値を示し、圧力制御が定常的になっても、差圧は定常状態にならず、しだいに減少の傾向を示す。なお本図の通風条件は、貯気槽圧力 $155 \text{ kg/cm}^2\text{G}$ 、設定圧力 $13 \text{ kg/cm}^2\text{G}$ 、ペブル・ベッド上層部温度 512°C 、空気流量 14 kg/s である。通風開始と同時に生じる差圧のピークは、加熱器への流入流量がこの時期に一時的に増大し、その結果ペブル・ベッド内の流速が著しく増加して、大きな圧力損失を生じるためと考えられる。この主原因は本風洞のしゃ断弁を含む圧力制御系の過渡特性によるものである。すなわち、制御過渡期には急速に加熱器より空気が流出するため、設定圧との偏差が著しく増大し、調圧弁の開度が一時的に大きくなり、流入流量の増加率を急激に高めることになる。この傾向はしゃ断弁を通じてノズルへの流出流量が増加するほど著しくなるから、制御流量の大きい場合はもちろん、加熱温度が低い場合、しゃ断弁の開速度が早い場合も過渡期の差圧は大きい。また通風開始時には風路各部の壁面温度が低く、通過空気の壁部への熱損失が

多いため空気温度が低下し流出流量が増加する。このことも過渡期の差圧増加に寄与するものと思われる。しかし圧力制御系の過渡状態が定常になれば、加熱器上流側の圧力は安定し、加熱器上下流側の差圧はペブル・ベッド内の定常的な圧力損失のみと考えてよい。しかし風路各部の壁温は時間の経過とともに上昇し、通過空気の温度損失が減少して空気温度は通風開始時から徐々に上昇しはじめる。したがって流出流量も低下の傾向を示し、加熱器内での流速が減少し圧力損失も低下する。またペブル・ベッド内の温度分布も下部より低下しはじめるから、加熱器内の流速は流量一定とすれば減少し、全体としての圧力損失は時間とともに低下する。これらのことから加熱器内の差圧は過渡時をすぎてもなお徐々に減少傾向を示すものと考えられる。しかし風洞の計画制御圧の範囲内では、ペブルの浮上がり限界値は過渡値に対しても、また最大定常値に対しても十分な余裕をもっている。図 16 は差圧と空気流量との関係をマッハ数別に示したもので、温度をパラメータにとり、差圧のピーク値と最大定常値の実測値をそれぞれプロットしたものである。なおマッハ数 5 および 7 のスロート面積はそれぞれ約 61.6 cm^2 および約 13.2 cm^2 、また制御圧の範囲は $9 \sim 27 \text{ kg/cm}^2\text{G}$ および $20 \sim 100 \text{ kg/cm}^2\text{G}$ である。し

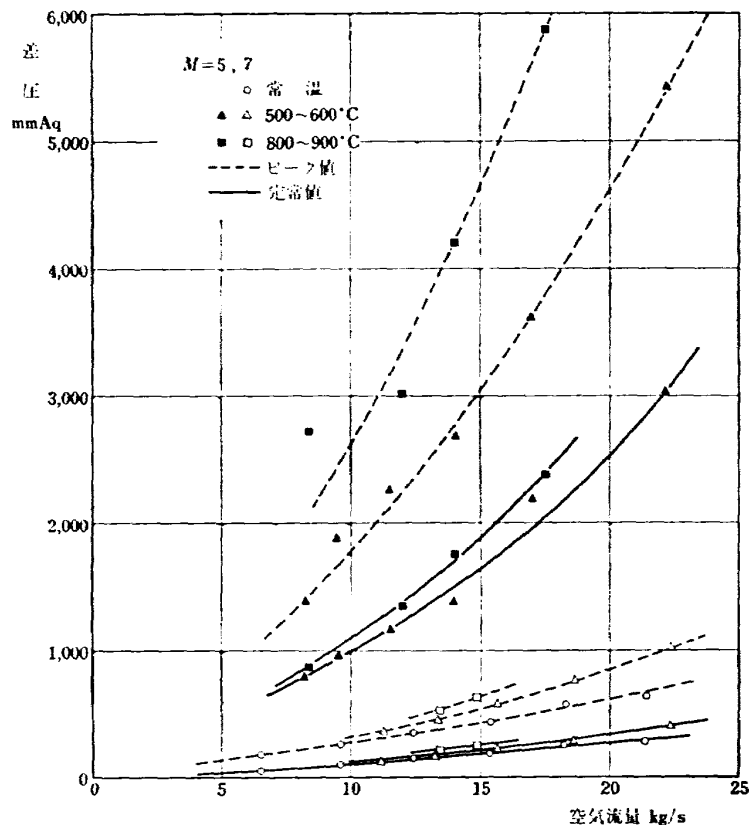


図 16 ペブル・ベッド差圧特性

たがって両マッハ数に対して同流量でも、よどみ点圧力は両者で 3~4 倍の差があり、このため加熱器内の流速はマッハ数 7 の場合、マッハ数 5 に比べて同温度ならば $1/3 \sim 1/4$ 程度になる。マッハ数がさらに高くなれば流量が減少するから、ベッド内での圧力損失は、著しく減少する。また空気温度が低いほど空気密度が増加するため、一定流量の場合には流速が低下し、温度の低いほど過渡時、定常時ともに圧力損失は減少する。

4. む す び

50 cm 極超音速風洞用加熱器の整備試験を行ない、燃焼系の性能、ペブル・ベッドの加熱時および通風時の特性、圧力損失などを実験的に調べ、計画性能などと比較、検討した。またこれらの結果から、実際の加熱器の運転、制御方法などの基準を求めることができた。

燃焼系としては、容量的には計画した加熱時間を満足するが、燃焼室側壁部の影響をうけて生成ガス温度に熱損失があり、実際のペブル加熱ガス温度は生成ガス温度より 5~20% の温度降下を生じた。この熱損失のため、高温加熱の場合には温度に応じて生成ガス量を計画値より減少させる必要が生じた。また燃焼室の温度検出器も主として側壁部からのふく射熱の影響をうけて、実際より約 10% 程度低い値を示す。この検出温度は燃焼加熱の自動制御に使用しているため、自動制御の場合には制御設定値と目標温度との偏差が大きい。したがって生成ガスの熱損失およびペブル・ベッドの熱特性も考慮にいれて、目標温度と設定値の関係を較正した。ペブル・ベッドの温度分布特性は、生成ガス温度の側壁部による熱損失の影響をうけ、過渡時、加熱終了時ともに計画特性との相違がみられる。しかし熱交換器としては性能上なんらさしつかえない。過渡特性は燃焼方式によって設定温度が 800°C までは著しく異なるが、それ以上の温度の場合は燃焼系が飽和状態となり、ほとんど差違がない。いずれにせよ計画方式である燃焼室温度一定加熱方式で行なうのが時間的

には短い。しかしペブル・ベッドの上層部温度が中央部温度よりやや低下した状態で加熱が停止される。また生成ガス温度一定加熱の場合には加熱時間はやや長い、ベッド各部の温度分布は規則的である。

通風時の熱交換は、加熱器出口側で安定した空気温度をえている。熱交換効率にはベッド加熱後の放置時間が短ければ、90% 以上とみてよく、壁部による損失はペブル・ベッドの容量が十分あるため、通過空気の混合さえよければ問題とはならない。ベッド内における通過空気の圧力損失は通風過渡時に著しいが、計画流量、温度などの範囲内ではベッド浮上がり限界値までには余裕があり懸念されることはない。

整備試験の結果、計画性能とはある程度の相違が生じたが、風洞用加熱器として十分な容量をもち、風洞の通風持続時間内で安定した気流温度をうることができた。また運転制御の面では目標蓄熱温度に対する加熱制御の方法を確立し、安全かつ能率的な運転操作法を確認することができた。

おわりに、本加熱器の整備試験ならびに報告の作成にあたって、終始ご協力をいただいた三菱重工業株式会社神戸研究所の山口課長および福栄技師に厚くお礼を申し上げる。

文 献

- 1) 極超音速風洞建設グループ; 50 cm 極超音速風洞の計画と構造, 航技研報告 TR-116 (1966)
- 2) 平木 一, 林 二識, 橋本 登, 吉永 崇, 山口富夫; 極超音速風洞用ペブル加熱器の予備実験, 航技研資料 TM-48 (1965)
- 3) Perry, J.H. (Editor); Chemical Engineers' Handbook (3rd. Edition), McGraw-Hill (1950) p. 364.
- 4) Dabora, E.K.; Regenerative Heat Exchangers with Heat Loss Consideration, ASME Paper No. 58-SA-29 (1958)
- 5) 林 二識; 粒状加熱器の熱特性, 航技研報告 TR-52 (1963)
- 6) 山口富夫, 福栄久宜; 蓄熱式ペブル加熱器の熱特性, 三菱重工業技報 MTB 010048 (1967)

TM-92	リフトジェットエンジン試験設備(I) 一台上運転設備一	1966年10月	大山耕一, 吉田晃昇 中山晋, 菅原晃昇 五味光男
TM-94	J-3 ジェットエンジン用タービン動翼 の固有振動特性	1966年11月	武内澄夫, 宮地敏雄 星谷昌二
TM-95	超軽量軸流圧縮機動翼の固有振動特性	1966年11月	武内澄夫, 宮地敏雄 星谷昌二
TM-96	2024-T4 および7075-T6 有孔平板の曲 げ疲労試験と2024-T4 平滑丸棒の軸 荷重疲労試験	1966年11月	佐野政明, 菰岡一洋
TM-97	高マッハ数風洞について (II)	1967年1月	吉永崇, 井上建二 広田正行, 楯篤志
TM-98	40kW プラズマ発生装置の諸特性	1967年1月	野村茂昭, 相原康彦
TM-99	搭載機器用環境試験装置の特性	1967年2月	大月正男, 鈴木孝雄 田畑浄治, 円居繁治
TM-100	二連型リフトエンジンの吸込み抵抗	1967年3月	近藤博, 大城章一郎
TM-101	低圧環境下における固体ロケットモ ータの性能	1967年3月	望月昌, 斎藤信 五代富文, 伊藤克弥 湯沢克宜
TM-102	弾性支持片持板の振動	1967年3月	塙武敏, 築地恒夫 越出慎一, 林洋一
TM-103	結合梁の振動について	1967年3月	築地恒夫, 林洋一
TM-104	平板翼模型の固有振動モードの測定	1967年4月	中井暎一, 森田甫之
TM-105	非定常境界層方程式を含む放物型微積 分方程式の数値解法	1967年4月	関口清子
TM-106	動安定微係数測定用風洞天秤について	1967年5月	高島一明, 榊原盛三 原亘利, 北出大三 金成正好
TM-107	プロペラ後流偏向型 STOL 機の風洞 試験 (II)	1967年6月	大丸矩夫, 岡部祐二郎 北村清美, 川幡長勝 高橋俤, 木村友昭
TM-108	インダクタンス型小型圧力変換器の試 作とその応用	1967年7月	長洲秀夫, 柳沢三憲
TM-109	ロケットの飛しょう径路計算のための プログラム	1967年7月	戸川隼人, 石黒登美子
TM-110	二次元スラットおよびスロツテッドフ ラップの実験的研究 (I)	1967年8月	大丸矩夫, 北村清美 川幡長勝
TM-111	リフトジェット VTOL 機の離陸径路 に関する近似解	1967年8月	西村博史

注: 欠番は配布先を限定したもの

航空宇宙技術研究所資料112号

昭和42年8月発行

発行所 航空宇宙技術研究所
東京都調布市深大寺町1880
電話武蔵野三鷹(0422) 44-9171 (代表)
印刷所 株式会社 東京プレス
東京都板橋区桜川 2~27~12

