

# 真空燃焼試験装置のための吸込式 フィルム冷却ディフューザについて

秋 葉 録二郎・加勇田 清 勇・東 照 久・中 部 博 雄

On the Diffuser Adopting Film Cooling with Water Introduced  
by Ejector Action of Motor Exhaust Gas

By

Ryojiro AKIBA, Seiyu KAYUTA, Teruhisa HIGASHI and Hiroo NAKABE

**Abstract:** A new type of diffuser is tested and evaluated for the altitude simulation of rocket motors. The device adopted to the new type diffuser is that cooling water is introduced into the diffuser by the ejector action of the motor exhaust gas itself, and the wall is protected against high temperature exhaust gas by the layer of vaporized water on the surface of the wall.

It has been shown that the diffuser wall is sufficiently cooled when the water is introduced more than 60% of the exhaust gas mass flow, and the water flow into the diffuser can be realized without any noticeable degradation of the diffuser characteristics if the configuration in the vicinity of the injection port is properly designed as B type shown in Fig. 9.

## 概 要

この報告は、ロケットモータの真空燃焼試験装置のディフューザの冷却に関するもので、水をディフューザ入口付近の負圧を利用して、ディフューザ壁内面に噴入させ、フィルム冷却により有効に壁面を保護する型の新しい構想に基づく単純で耐久性のあるディフューザの諸特性を理論的、実験的に検討しその実用性を示した。

## 主 な 記 号

$A_D$ : ディフューザ断面積	$g : =G/\rho u$
$b$ : 吹出し係数	$g_0$ : 重力加速度 $=9.8 \text{ m sec}^{-2}$
$C$ : ガスの定圧比熱	$H$ : (ディフューザ入口より出口までの間に、外部より流れに加わる全エネルギー)/ $A_D$
$C_{f0}$ : 断熱で吹き出しのない平板の抵抗係数	$L$ : ディフューザ全長
$D$ : ディフューザの直径	$M$ : ディフューザ中の流れのマッハ数
$E_x$ : (1)式につかわれている定数	$m'$ : 噴入水 (質量) 流量率
$G$ : 単位時間に壁より噴入する水量を、ディフューザ断面積で割ったもの	

$p$ : 圧力	$p_0$ : 淀み点圧力	$W_w$ : 噴入水の流量率
$q$ : 単位時間単位面積当りに流入する熱量		$W_p$ : ロケットの推葉消費率
$Q_D$ : 単位時間ディフューザに流入する全熱量	$\kappa$ : 比熱比	
	$\rho$ : 密度	
$T$ : ガス絶対温度	$\Psi$ : スタントン数の比	
$U$ : ロケットの単位時間に放出するエネルギー	$\phi_s$ : 壁温とガス温度 (共に絶対温度) の比	
	添字	
$u$ : ガス流速	$G$ : 境界層のへりにおける量を示す	

## 1. 序 論

ロケットの真空燃焼試験装置には、目的に応じ異なった型式のものが用いられているが、特に、大型の実機の真空燃焼試験装置には最も経済的であることから、図1に示した様なエンジンの噴射ガス自体のエジェクタ作用を利用したものが一般に用いられてきている。

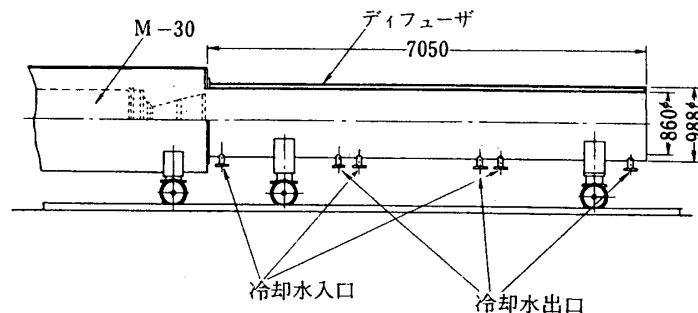


図1 M-30 用真空燃焼実験装置

この装置において、特に實際上問題があるのはエンジンの熱い排気ガスにさらされるディフューザ壁の冷却で、現在は二重壁構造として、壁間に冷却水を流通している。この方法では、循環能率が悪くならない様に、冷却水を沸騰させないで用いる。

ところが、ロケットが大型になると冷却水量が非常に大きくなり、これにともない送水ポンプや水タンクが非常に大きくなって来る。

そこで、壁内面に水を噴入し、フィルム冷却を行ない蒸発潜熱までも利用し、冷却効果を上げると同時に、水の噴入を、排気ガスのエジェクタ作用を利用して吸込させることにより、まったくポンプを用いないですませようというのが、ここに報告する吸込式フィルム冷却ディフューザである。

今、現状において大略どれだけの熱エネルギーがディフューザ冷却によって取去られているかを概算してみる。例としては表1に示す M-30 の諸元を用いる。

まずレイノルズ数の概略を与えると、

$$\mu = 7 \times 10^{-6} \text{ kgsecm}^{-2}$$

$$\rho = 0.0112 \text{ kgm}^{-3}$$

$$u = 1000 \text{ msec}^{-1}$$

$$L = 3 \text{ m}$$

表 1 M-30 諸元

葉	種		BP-12
葉	量	kg	1970
ノズルスロート径		mmφ	166
ノズル開口比			17.4
全	長	mm	3938
外	径	mmφ	860
比	推 力	sec	267
最	大 推 力	kg	16800
"	内 圧	kg/cm <sup>2</sup>	44
全	燃 焼 秒 時	sec	42.2

ディフューザ諸元

全	長	mm	7050
内	径	mmφ	860
外	径	mmφ	988
L/D			8.1

として、長さを前後からの距離にとったレイノルズ数  $Re_x = 5 \times 10^{-6}$  となる。

また、平板に対しほぼ等温流の場合の Stanton 数  $S_0$  は

$$S_0 = \frac{1}{2} E_x R_x^{-m_x} P_{rx}^{-0.6} = \frac{1}{2} C_{f0} P_{rx}^{-0.6} \quad (1)$$

で、 $E_x = 0.0576$ ,  $m_x = 0.20$

とすると

$$S_0 = 0.0013 \quad (P_r = 1.0 \text{ の場合})$$

$$= 0.00098 \quad (P_r = 1.6 \text{ の場合})$$

これより、単位面積単位時間当りの熱流入量  $q_0$  は

$$q_0 = C_G \rho_G u_G S_0 \theta_f \quad (2)$$

で与えられ、

$$C_G = 0.458 \text{ kcal/kg}^\circ\text{Cm}^{-1}\text{-sec}^2$$

$$\rho_G U_G = \frac{102}{g_0} \text{ kgm}^{-3}\text{sec}$$

$$\theta_f = 2700^\circ\text{C}$$

として、

$P_r = 1.6$  (排出ガスの比熱比 1.2 に相当) では、

$$q_0 = 123 \text{ kcal/m}^2\text{sec}$$

また  $P_r = 1$  ならば

$$q_0 = 164 \text{ kcal/m}^2\text{sec}$$

となる。

この大きさのロケットの単位時間に放出するエネルギー  $U$  との概略比較をするために、(2) を次のように変形する。

$$q_0 \cong C T_f \frac{m'}{A_D} S_0 = U \frac{S_0}{A_D} \quad (2)$$

これより、ディフューザの長さを  $L$ 、直径を  $D$  として単位時間にディフューザ壁に流れる熱量  $Q_D$  は、

$$Q_D = 4 \left( \frac{L}{D} \right) S_0 U$$

$L/D = 8$  とし、前出の  $S_0$  を用いると、

$$Q_D = 0.031 U$$

すなわち、ロケットの放出するエネルギーの 3.1% 程度の値が、壁がほぼ断熱の場合に失なわれていく。

壁が断熱でなく冷却する場合には、 $S$  と  $S_0$  の比 ( $S/S_0 = \Psi$ ) は 1 より大きい値となり、Kutateladze と Leontév [1] によれば、

$$\Psi \cong 4 \left( \frac{1}{\phi_s^{1/2} + 1} \right)^2 \quad (3)$$

となる。今の場合  $\psi_s \approx 0.1$  なので、断熱の場合と比し、熱流入量は約 2.3 倍となるとみられる。すなわちこの場合、熱流入量を単位面積当り  $q$  とすれば、

$$q = 284 \text{ kcal/secm}^2$$

全熱流入量は、5300 kcal/sec となる。

これを水冷する場合、水温上昇を  $80^\circ\text{C}$  におさえれば、水量は 66 l/sec 全水量では  $2.8 \text{ m}^3$  すなわち推葉量の 1.4 倍という量を必要とする。この場合、冷却水に失われる熱量は全エネルギーの約 7% 程度となる。

## 2. 理論的性能予測

### 2.1 水の吸込噴射

今、ロケットの運動エネルギーへの変換効率を 50% としても、まだ 40% 程度のエネルギーは利用されないまま放出されている。そこで、このエネルギーを利用し水をディフューザ内に吸込み、その蒸発熱を利用して、効率よくディフューザを冷却する方法が考えられる。

ディフューザ内の圧力分布は既存のものについての測定例が数多くあるが、ノズル出口より徐々にいくつかの衝撃波を通じて圧力が大気圧に達しているの、静圧よりみればノズル出口近傍ではほぼ 1 気圧の圧力差で外部より水を吸込む可能性がある。

これが実現できるかには、噴入後の水と燃焼ガスとの相互干渉が関係する。

今、水をノズル出口直後の真空槽内に噴入すれば、確実に真空圧で吸込むが、これは当然真空圧の劣化を由来する。この事実はまた、以下の実験においても確かめられている。

そこで、一度噴射ガスが拡散筒に入射した点より後方で噴射することが望ましいが、効果的な噴射方法は実験的にきめることにした。

水の噴入量は、ざっとした計算よりみても主流の必要量と同程度の量を必要とすることから、これは当然ディフューザに関する各種の性能、たとえばスタート圧力等に影響をもたずである。

この影響をみるため、ディフューザ内の流れを質量添加のある一次元流とみて、保存則を適用すると、

$$\left. \begin{aligned} \rho' u' &= \rho u + G \quad (\text{質量保存}) \\ \rho' u'^2 + p &= \rho u^2 + p \quad (\text{運動量保存}) \\ \rho' u' \left( \frac{u'^2}{2} + \frac{\kappa'}{\kappa' - 1} \frac{P'}{\rho'} \right) &= \rho u \frac{u^2}{2} + \left( \frac{\kappa}{\kappa - 1} \frac{p}{\rho} \right) + H \quad (\text{エネルギー保存}) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

が成り立つ。ここに、' をつけた量はディフューザ出口側の諸量、何もつけないのはディフューザ入口側の諸量をあらわす。

これから、たとえば  $u'$  を解くと、次の様になる。

$$\frac{u'}{u} = \frac{\kappa'}{\kappa' + 1} \left[ (1 + g)^{-1} \left( \frac{1}{\kappa M^2} + 1 \right) \pm \sqrt{(1 + g)^{-2} \frac{1}{\kappa M^2} - 2 \frac{\kappa' + 1}{\kappa'} (1 + g)^{-1} \left( \frac{\kappa' - 1}{2\kappa'} + \frac{\kappa' - 1}{\kappa - 1} \frac{1}{\kappa M^2} + \frac{\kappa' - 1}{\kappa'} \frac{H}{\rho u^3} \right)} \right] \quad (5)$$

ここに、 $g = \frac{G}{\rho u}$  である。

噴入される水は、蒸発潜熱  $\Delta L$  を系より奪い、気化したガスのエンタルピー  $H_G$  を持ち込むから、 $H$  の項を書きかえると、

$$\begin{aligned}\frac{H}{\rho u^3} &= \frac{1}{\kappa-1} \frac{H_G - \Delta L}{C_p T_0} \left( \frac{T_0}{T} \right) \frac{1}{M^2 g} \\ &= \frac{1}{\kappa-1} \frac{H_G - \Delta L}{C_p T_0} \left[ 1 + \frac{1}{2} (\kappa-1) M^2 \right] \frac{1}{M^2 g} \\ H_G &= 130 \text{ } g_o \text{ kcal/kgm}^{-1} \text{sec}^2 \\ \Delta L &= 580 \text{ } g_o \text{ kcal/kgm}^{-1} \text{sec}^2 \\ C_p T_0 &= 1400 \text{ } g_o \text{ kcal/kgm}^{-1} \text{sec}^2\end{aligned}\quad (6)$$

とすると、

$$\frac{H}{\rho u^3} = -\frac{1}{\kappa-1} \cdot 0.32 \left( \frac{1}{M^2} + \frac{2}{\kappa-1} \right) g \quad (6)'$$

さらに、概略の特性変化の傾向をみるために  $\kappa = \kappa'$  ととると、垂直衝撃に対応して根号の符号を負にとり、

$$\begin{aligned}\frac{u'}{u} &= \frac{\kappa}{\kappa+1} (1+g)^{-1} \left[ \frac{1}{\kappa M^2} + 1 \right. \\ &\quad \left. - \sqrt{\left( \frac{1}{\kappa M^2} + 1 \right)^2 - 2 \frac{\kappa}{\kappa+1} \cdot \left( \frac{\kappa-1}{2\kappa} + \frac{1}{\kappa M^2} \right) (1-0.32g)(1+g)} \right] \quad (5)'\end{aligned}$$

となる。

$\frac{u'}{u}$  より、以下の関係でよどみ点圧力  $p_o$  と  $p'_o$  の比が求められる。

$$\begin{aligned}\frac{\rho'}{\rho} &= (1+g) \left( \frac{u'}{u} \right)^{-1} \\ \frac{\rho'}{\rho} &= 1 + \kappa M^2 - \kappa M^2 \frac{u'}{u} (1+g) \\ \frac{M'}{M} &= \frac{u'}{u} \left( \frac{\rho}{\rho'} \right)^{1/2} \left( \frac{p'}{p} \right) \left( \frac{\kappa'}{\kappa} \right) \\ \frac{p'_o}{p_o} &= \frac{p'}{p} \left( 1 + \frac{\kappa-1}{2} \right)^{-\frac{\kappa}{\kappa-1}} \left( 1 + \frac{\kappa'-1}{2} \left( \frac{M'}{M} \right)^2 M^2 \right)^{\frac{\kappa'}{\kappa'-1}} \quad (7)\end{aligned}$$

これを、 $\kappa = \kappa' = 1.3$  で計算したのが表 2 である。参考のため、ここには  $\frac{H}{\rho u^2} = 0$  の場合も記入した。これより垂直衝撃の関係と比較して次のことが言える。

1. よどみ点圧力回復の度合は劣化する。

すなわちスタート圧力として、高い圧力が必要となる傾向があるが、その程度はたかだか 1 割で、 $\kappa$  の値の不定性の方が、予想に際しては大きくきいてくる。

2. 入口マッハ数によっては、最大の水噴入量があり、それ以上の噴入量であると、流れがチョークする。図 2 には、この限界噴入水量と入口マッハ数の関係を (6) の仮定による場合 (A) と、 $H/\rho u^3 = 0$  の場合 (B) について示した。普通の条件では  $M$  が 4~5 であるから、チョークは起らないとみられる。これは飽くまで、噴入された水が全部気化し、完全に燃焼ガスと混合した場合の議論であって、実際の流れは、この仮定とかなりかけ離れてい

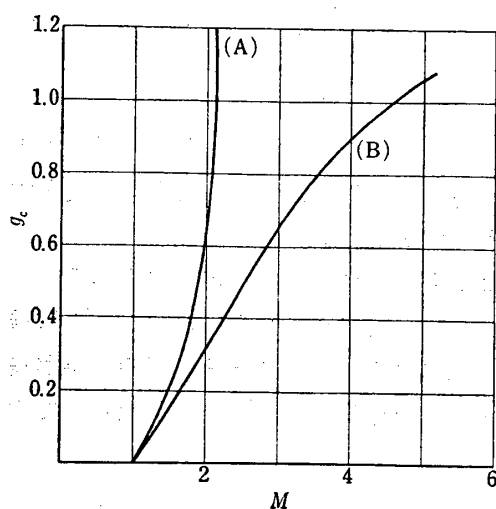
表 2  $p_o/p'_o \sim M$  の関係

$$H/\rho u^3 = 0$$

$M \backslash q$	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0	1.2	1.4	1.6
2	1.43	1.50	—	—	—	—	—	—	—
3	3.54	3.65	37.7	39.4	—	—	—	—	—
4	10.1	10.3	10.6	10.9	11.3	—	—	—	—
5	27.7	28.2	28.9	29.7	30.5	31.6	—	—	—
6	70.4	71.9	73.5	75.2	76.9	79.4	—	—	—

$$H/\rho u^3 = -\frac{0.227}{\kappa-1} \left( \frac{1}{M^2} + \frac{\kappa-1}{2} \right) q$$

$M \backslash q$	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0	1.2	1.4	1.6
2	1.43	1.47	1.51	1.54	—	—	—	—	—
3	3.54	3.60	3.66	3.70	3.73	3.74	3.74	3.72	3.69
4	10.1	10.2	10.3	10.4	10.5	10.5	10.5	10.5	10.4
5	27.7	28.0	28.3	28.5	28.7	28.7	28.7	28.6	28.4
6	70.3	70.1	71.8	72.3	72.6	72.8	72.7	72.5	72.1



(A)  $H$ が(6)式による場合  
(B)  $H=0$ の場合

図 2

所要量をみると,

$$W_w \cong \pi D L m' q_o$$

$$= 4 \cdot \frac{C_{fo}}{2} \rho_G \kappa_C \pi D L q_o$$

または,

$$\frac{W_w}{W_p} = 4 \frac{C_{fo}}{2} \cdot \frac{4}{D}$$

る模様で、この一次元モデルの適用範囲に問題はあがあるが実験においてもこの様なチョーク現象はみられなかった。

## 2.2 必要噴入水量

表面から質的添加のある境界層を通じての熱伝達に関しては、前出のスタントン数比  $\Psi$  は、近似的に次の表式となる<sup>1)</sup>。

$$\Psi = 4 \left( \frac{1 - b/bcr}{\phi_s^{1/2} + 1} \right)^2 \quad (8)$$

$$\text{ここに, } b = \frac{2}{C_{fo}} \cdot \frac{m'}{\rho_G u_G} \quad (9)$$

で吹き出し係数 blowing parameter である。 $bcr$  は、熱伝導係数が 0 となる吹き出し量を与えるもので、今の場合は 4 の程度とされている。これより、おおまかに  $bcr$  を与える水の

前出の値をつかうと,  $\frac{W}{W_p} \approx 0.17$

すなわち, 噴入した水が非常にうまくディフューザ表面上に層をつくり, 蒸発していけば, 主流の 20% 程度の水を噴入してやればよい. すなわち, 全必要水量は推薬量の 20% あればよいことになる.

また別の試算として, 吹出しのない場合の熱流入量を水の蒸発潜熱  $550 \text{ g} \cdot \text{kcal/kgm}^{-1}\text{sec}^2$  で吸収することとして, M-30 に対し,  $P_r$  数 1 とした値  $7100 \text{ kcal/sec}$  を用いると約,  $13 \text{ l/sec}$  すなわちこの場合は, 推薬量の約 25% 程度の水量を必要とする.

しかし, 今考えている様にディフューザ入口に比較的近い点で水を噴入する場合には, 後流でかくはんが大きく, これら予想値よりかなり大きい量を必要とするであろう.

### 3. 実 験

#### 3.1 ハイブリッドモータを用いた実験

千葉実験場においては, 数年来, ハイブリッドモータの開発研究がなされてきたが, 比較

表 3 ハイブリッドモータ諸元

燃 料	料		ポ リ エ チ レ ン
酸 化 剤			90%過酸化水素
燃 料 外 径	mmφ	50	
" 内 径	mmφ	26	
" 長	mm	440	
ノズルスロート径	mmφ	10	
ノズル開口比		4	
酸 化 剤 送 圧	kg/cm	35	
燃 焼 秒 時	sec	14.5	
内 圧	kg/cm	12~19	
推 力	kg	13~15	
燃 料 消 費 率	gr/sec	120	
混 合 比		6~7	

的に簡単に長燃焼秒時の燃焼試験が可能である点が, 吸込式フィルム冷却ディフューザ試験の目的に適しているので, まずこれより基礎的のデータを取得することとした.

#### (1) 実験装置

##### (i) ハイブリッドモータ

表 3 に示すような諸元をもつ, ポリエチレンを燃料とし, 過酸化水素を酸化剤とするものである.

固体と比較すると, 燃焼室内圧が低く, したがって開口比の大きいエンジンの試験ができないのが欠点であるが燃焼秒時が長くとれ, 十分熱的に平衡に達した状態での

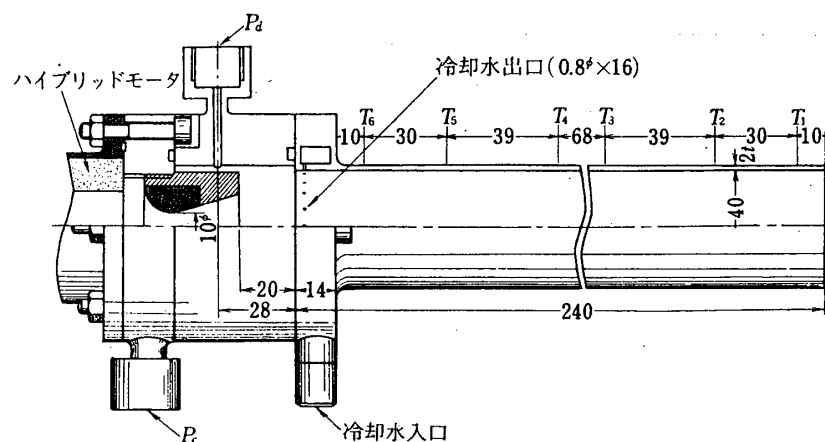


図 3 ディフューザ

試験が可能である。ハイブリッドの場合、燃焼ガス温度は固体より数  $100^{\circ}\text{C}$  低いとみられるので、結果についての補正が必要である。

(ii) ディフューザ

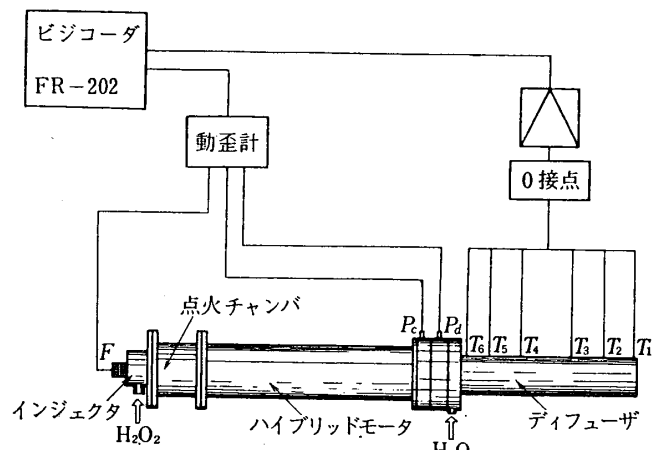


図 4 計測系ブロック線図

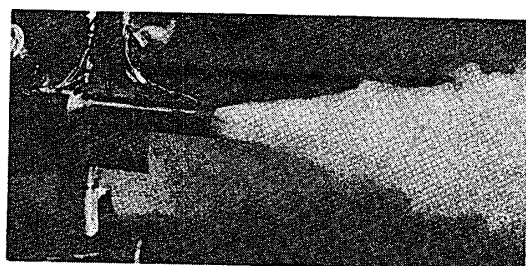
図 3 に示すものを用いた。この実験を通じて、穴の位置、形状等寸法は同一のものを用い、噴入水量は、貯水タンクの背圧を大気圧より数気圧まで変えて調節した。

(iii) 計測

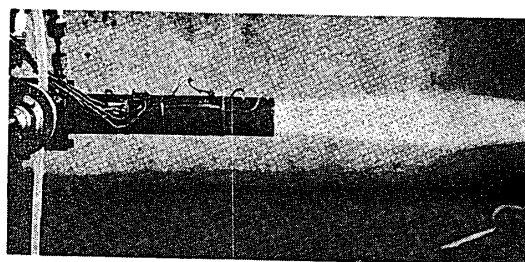
燃焼中は以下の項目を計測した。

ディフューザ壁温度  $T_1 \sim T_6$  6 点  
(測定位置は第 3 図を参照)

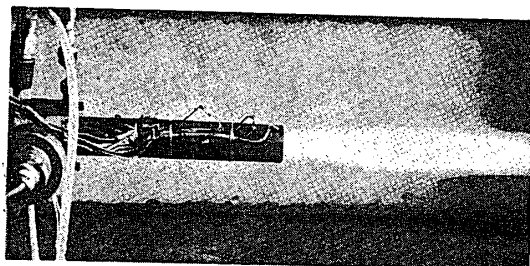
真空圧 1 点  
燃焼室内圧 1 点



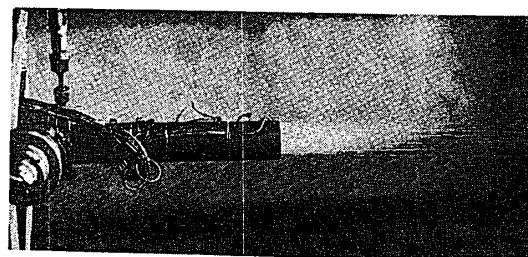
HM-D-2  
 $\dot{W}_w \geq 100 \text{ gr/sec}$



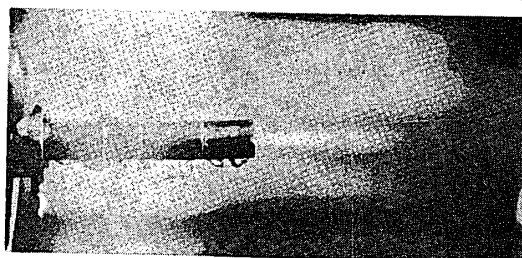
HM-D-6  
 $\dot{W}_w = 35 \text{ gr/sec}$



HM-D-5  
 $\dot{W}_w = 44 \text{ gr/sec}$



HM-D-7  
 $\dot{W}_w = 23 \text{ gr/sec}$



HM-D-8  
 $\dot{W}_w = 0 \text{ gr/sec}$

図 5 ディフューザ試験状況 (X+5~8 秒)



その他、ハイブリッドモータについて常に計測している項目が測定された。

また、貯水タンク背圧、使用水量スロート径を実験前後に計測した。

計測系ブロック線図を図 4 に示す。

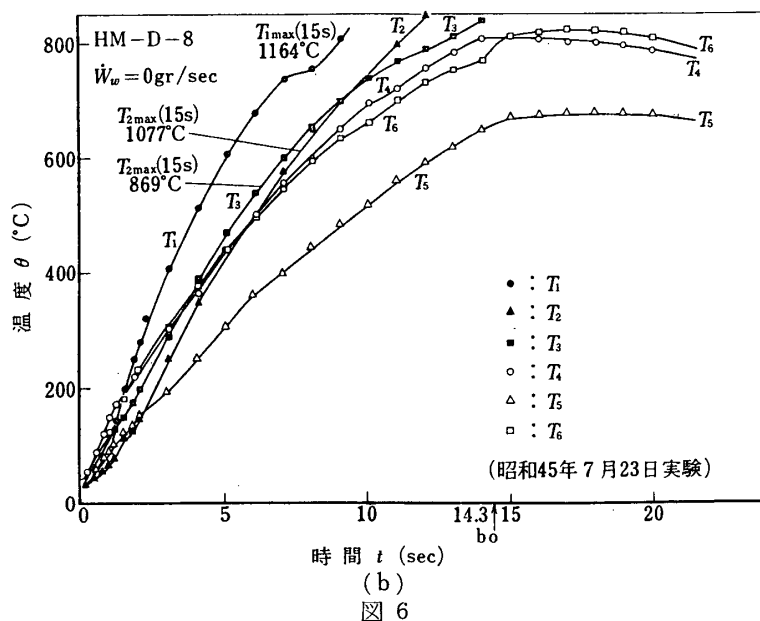
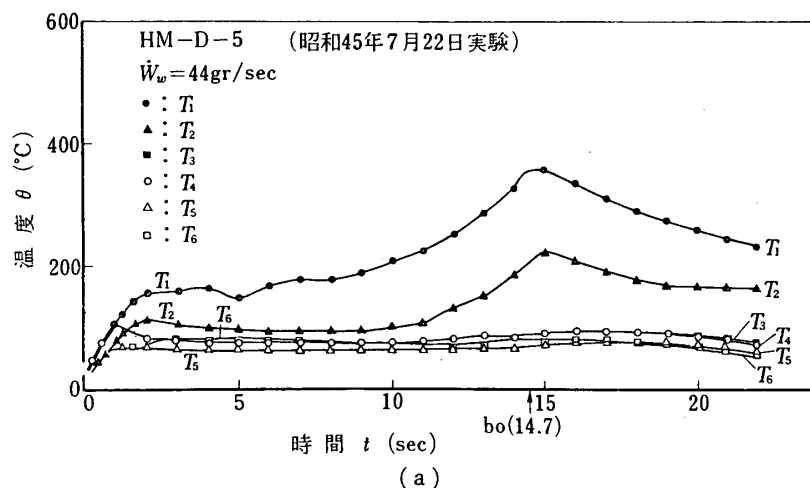
## (2) 実験結果

通算 8 回の燃焼実験がなされた。変えたパラメータは噴入水量で主流の流量に対する比率として、最大 1.5 から最小 0 までについて実験した。排気の様子流量比による変化を図 5 の写真に示す。

### (i) 温度

ディフューザの入口側の方については、予想とおりにきわめて少ない流量比においても十分な冷却効果がみられるが、出口に近い方は、流量比 0.3 程度でも約 500°C の温度上昇がみられた。

各点の温度時間の測定結果の例二つを図 6 に示す。



また、点火後 14 秒における各点の温度を流量比に対しプロットしたものを図 7 に示す。

これより流量比 0.6 となれば、すべての点において、温度は定常に達するとみられる。

図 6 (b) の、水がない場合の壁温上昇から、ディフューザ壁への熱流入が計算されるが、ほぼ、最大点で  $200 \text{ kcal/m}^2\text{sec}$  で、ハイブリッドモータの火焰温度が低いことや、管内のマッハ数がまだかなり高いこと、プラントル数その他の定数が、固体と異なっている点を考慮すれば、予想値に近いといえる。

## (ii) 真空圧

今の場合、計算値として約 0.2 気圧程度となる。測定値として約 0.25 気圧で、これは、図 8 で流量比 0 と 0.37 の場合が示されているように、噴入水量のいかんにかかわらず、ほとんど一定であって、水の噴入による真空度劣化はみられない。

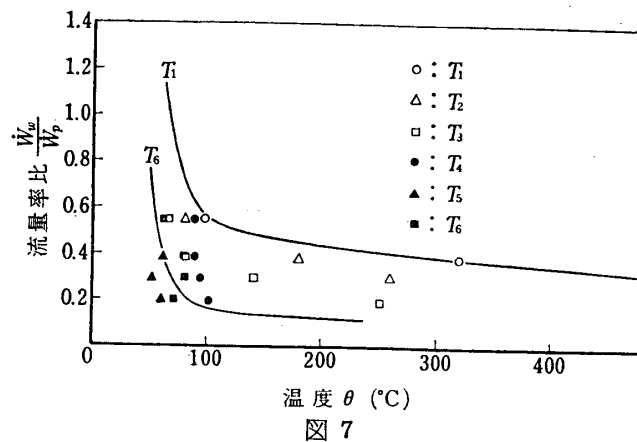
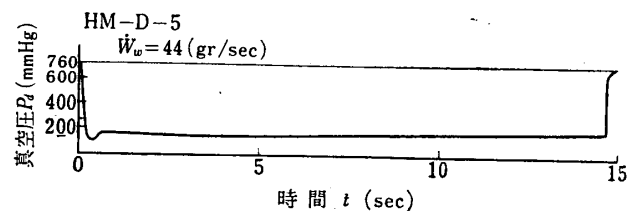
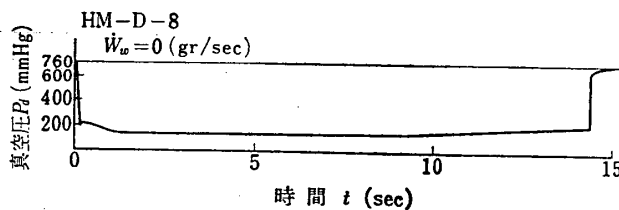


図 7



昭和45年7月22日実験



昭和45年7月23日実験

図 8 真 空 圧

## Ⅲ-2 固体ロケットを用いた実験<sup>2)</sup>

最終的には固体ロケット用の真空燃焼試験装置につかう予定であるので、小型固体ロケットを用いた一連の実験を日産自動車実験課の協力を得て実施した。

### (1) 実験装置

本実験では、すべてディフューザ内への水の噴入は、吸込みによってなされた。

## (i) エンジン

エンジンは、日産自動車で基礎実験用に使用している 116φ 外径のエンジンで、その諸元を表 4 に示す。

表 4 116φ モータ諸元

外 径	mmφ	116
葉 種		UD-10
葉 量	kg	3,850~3,900
葉 長	mm	430
比 推 力	sec	215
ノズルスロート径	mmφ	26
" 開口 比		9.5
最 大 内 圧	kg/cm <sup>2</sup>	42~44

## (ii) ディフューザ

図 9 に示すような A, B 二種のものについて、それぞれの穴の数をかえて実験を行なった。実験 No. と使用ディフューザの型、穴数を表 5 に示す。

水を吸込ませるため、貯水タンクはなるべくディフューザと同一レベルに置き水頭損失を少なくした。

## (iii) 計測

ディフューザ温度 (測定点は図 9 参照) 6 点, 真空圧, 燃焼室圧, 冷却水流量, 各 1 点を

表 5

実験 No.	ディフューザ 型 式	冷却水出口穴数(面積mm <sup>2</sup> )	実 験 日	備 考
1	A	38φ×12 (136)	1370.12.3	
2	"	18 (204)	"	
3	"	18 (204)	"	
4	"	18 (204)	"	
5	"	18 (204)	1971.3.13	噴射孔軸方
6	B	18 (204)	"	向位置変更
7	"	12 (136)	"	
8	"	24 (272)	"	
9	"	24 (272)	"	
10	"	18 (204)	"	
11	"	12 (136)	"	

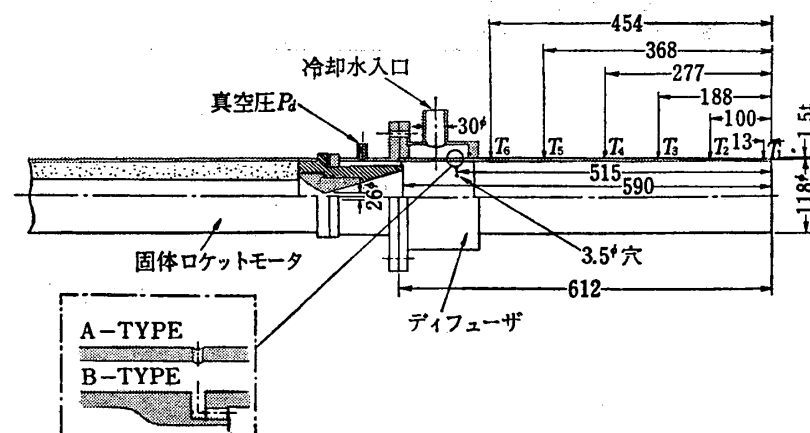


図 9 温度測定位置

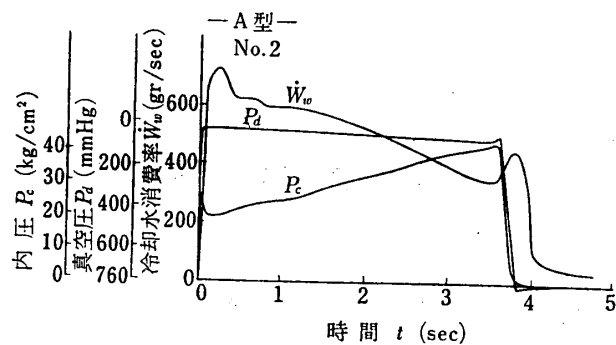
1971 年 7 月

真空燃焼試験装置のための吸込式フィルム冷却ディフューザについて

679

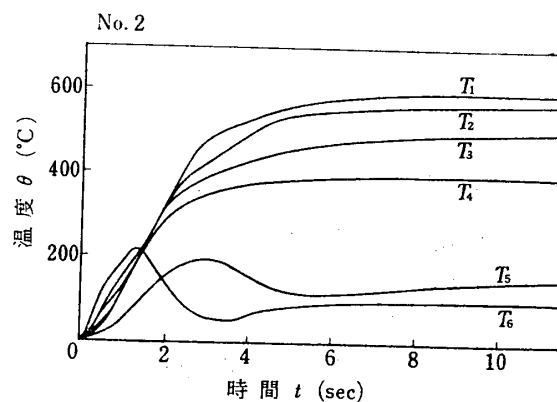
測定した。

流量はタービン式流量計を用いた。



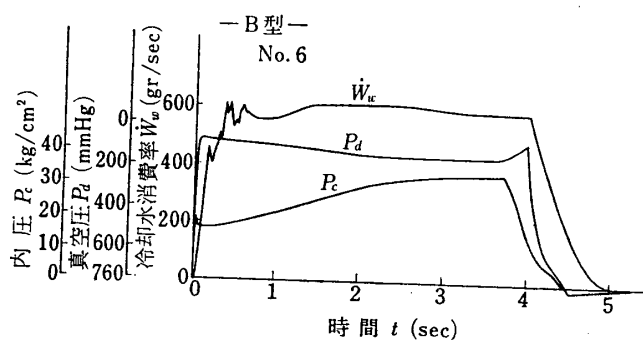
昭和45年12月3日実験

1



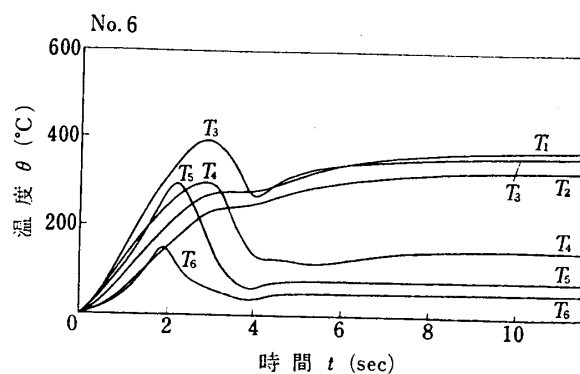
昭和45年12月3日実験

4



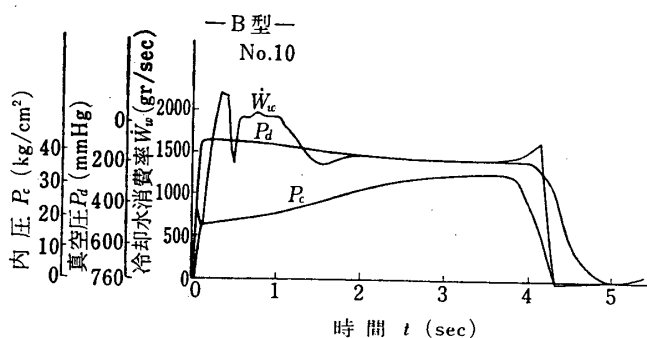
昭和46年3月19日実験

2



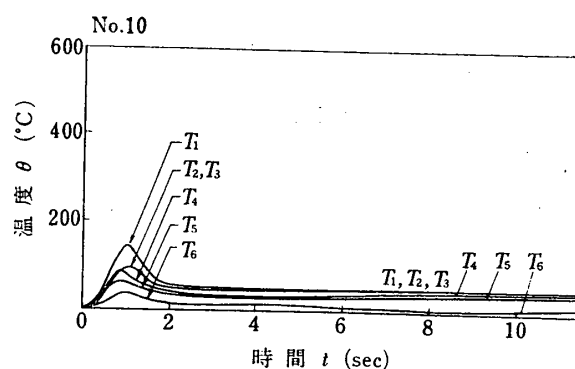
昭和46年3月13日実験

5



昭和46年3月17日実験

3



昭和46年3月13日実験

6

図 10

また、16 mm ムービー、35 mm 連続撮影装置で光学記録した。

## (2) 実験結果

固体ロケットの燃焼秒時が約4秒であり、また、冷却水が吸込みで、流路をあらかじめ水で満しておくことができなかったため、点火後、冷却水がディフューザ中に噴入するまでに1秒以上かかって、燃焼中に熱的に十分に定常な状態には達しなかった。

冷却水流量は、ディフューザの穴により変えるつもりであったが、実験によっては、流量計の圧力損失によりきまってしまったものもあった。

代表的なもの2例について、温度、流量、内圧、真空圧～時間の関係の測定結果を、図10に示す。

### (i) 温度

ムービーや画像より点火後約1秒間は水がディフューザ中に噴入していない模様で、すべての温度計測結果は、一度2秒付近で最高に達した後低下する曲線を示した。

この最高温度点は、測定点がディフューザ出口に近いほど、時間的には後の方へ移っていく。

また、噴射水量が後述の様に、燃焼室内圧につれ特にA型ディフューザで変動が大きく、実験条件としてハイブリッドの場合の様な一様な部分が少ないので、流量比～温度の関係は単純でなく、かなりバラツキが出ている。(図11)

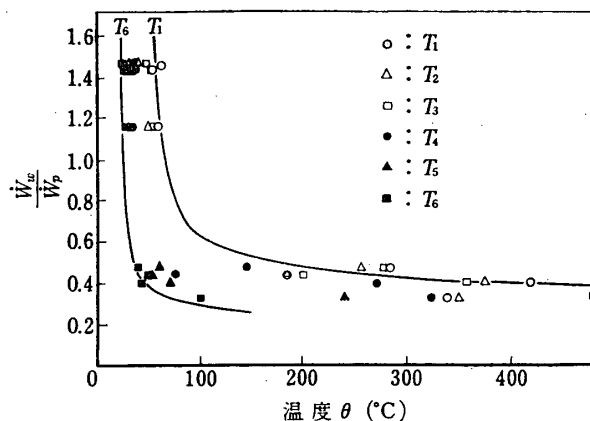


図 11

このような点を考慮すれば、流量比0.6の近傍で十分実用には差しつかえないとみられる。なお、流量比は、燃焼末期での値を用い、4秒における温度に対し整理したものである。

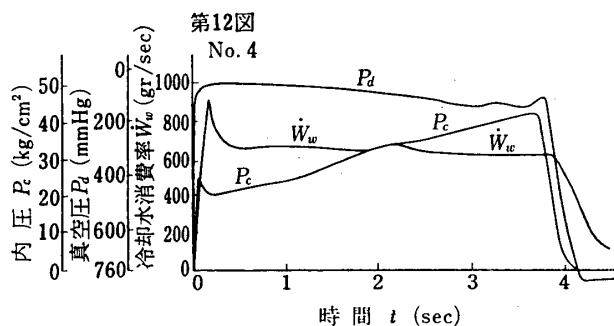
### (ii) 流量

流量は流量計で測ったが、点火直後の流量は、ディフューザ中に噴入された水量を示しているものではない。

A型ディフューザでは、ちょうどノズルからの噴流が壁に突き当たる付近となってしまうので、特に燃焼末期の内圧の高いところでは、動圧の影響で吸込水量が減少し、冷却効果を減じている。

そこで、噴射点をもっと上流の部分に移動したのが、図12の結果である。

これにより、吸込効果は著しく改善されたが、真空圧に大きく影響し、好ましくない結果となった。



昭和45年12月3日実験

図 12

以上の結果に基づき、ディフューザの水噴射孔をB型の様に改め、一度ディフューザに段をつけ、この base pressure を利用して、吸込効果を助けることとした。この結果、前出の第 10 図にみられる様な良好な吸込特性が得られて、しかも上流の真空圧に、なんらの影響をも及ぼさない様にすることができた。

### (iii) 真空圧

実測値は図 10 にみられる様な結果で、噴射水量の影響はA型で、噴射孔位置を真空槽側にしたとき以外は、現われていない。

B型の場合は、A型の場合に比し真空圧が悪いが、これは流量の影響というよりも、B型において、セカンド・スロートを設けた影響と考えられる。

## 4. 結 び

以上述べた様に、まだ小型モデルによる実験段階ではあるが、吸込式フィルム冷却ディフューザの実用性が確かめられ、また将来大型の装置を作るための基礎データが得られた。

おもな結論としては、

- (1) 大気圧との差圧を利用して、ディフューザ中に水を吸込むことができる。
- (2) B型の噴射孔は、一様な吸込特性をもつものとして推奨される。
- (3) 十分安全な冷却効果は、流量比 0.6 以上において期待できる。
- (4) ディフューザのスタート圧力、および真空槽圧は、水を吸込むことによりほとんど影響を受けない様にすることができる。

まだ不足しているデータは、今後の実験において補足して行きたい。なお、この様な装置では、排気ガスに水を混入するので、水量を多くすると、排気ガスの洗滌効果や消音効果が期待される。これらの点については、以前類似の装置での実験報告<sup>3)</sup>を行なったが、真空装置としての機能を損わずに、どこまで公害防止効果があげられるかを、今後検討して行きたい。

また理論的性能予測としては、従来の境界層伝熱理論では不十分で、フィルム冷却モデルで改めて考える必要がある。

## 5. 謝 辞

固体ロケットによる実験を行なうに当っては、日産自動車の協力を得た。実験に当られた実験課、和地英麿課長、二宮一芳、島野、島田、渡部、栗原、内野、小井沼の諸氏に、改めて感謝する次第である。また、雛田講師には、有益な助言をいただいた。あわせて感謝の意を表する。

1971 年 5 月 31 日新設部 (工学)

## 参 考 文 献

- [1] Kutateladze, S. S. and Leont'ev, A. I. "Turbulent Boundary Layers in Compressible Gases" Translated by Spalding, D. B., Edward Arnold Pub. LTD, 1964.
- [2] 二宮、島野、島田、渡部、栗原、内野、小井沼 "吸込式ディフューザ基礎実験" (その 2) 日産自動車研究実験報告 621-H-46-15 (1971/3)
- [3] 秋葉他, "ロケット排気処理装置の試作" 第 11 回宇宙科学技術講演会講演集 (1968/3)