

# 航空宇宙技術研究所資料

TECHNICAL MEMORANDUM OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TM-540

アーク加熱風洞の特性予測

松崎 利一 ・ 平林 則明

1985年1月

航空宇宙技術研究所  
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

# アーク加熱風洞の特性予測\*

松 崎 利 一\*\* 平 林 則 明\*\*

## 1. ま え が き

極超高速流中での熱空気力学的試験を行うためのアーク加熱風洞では、貯気槽エンタルピを十分に大きくするため、気体を高温に予熱する必要がある。発生する気流の特性を予測するには実在気体効果を考慮した解析が必要となる。回収技術に関する宇宙開発事業団との共同研究で使用するアーク加熱風洞を当所に設置するに当たり、このような解析にもとづく検討が事前に行われた。これらは勿論、理想化された場合についての理論的検討に過ぎないが、この種の風洞の大まかな特性を事前に予測し、全体的傾向を知る上で有用であると考えられるので、これをまとめて報告することとした。

一般にこの種の風洞により生ずる気流の特性の予測をおこなう場合、比熱の一定な完全気体の理論にもとづいたのでは不十分である。そこで次善の方策として後述のように化学平衡な流れを仮定する。これにより流れの温度、圧力の変化に応じた比熱の変化の効果が考慮される。完全気体と化学平衡な流れは一般に両極限の場合に相当するが、この種の風洞の気流としてはもし化学平衡が実現するならば、それが最も理想的な場合と考えられる。

計画されたアーク加熱風洞の要目は、およそ下記のようなものである<sup>1)</sup>。これらの要目は材料実験用小型ロケット(TT-500A型)の打込み回収実験の際の空力加熱環境のシミュレーションを目標として決定された<sup>1)</sup>。

アーク加熱器入力電力	450kW (最大 750kW)
空気流量	6g/s (最大 10g/s)
プレナム室圧力	最大 1MPa (10ata)
ノズルスロート直径	0.5cm (および 0.4cm)
ノズル出口直径	18cm

これらの要目は試験すべき模型の寸法、模型前方のよどみ点エンタルピ、よどみ点圧力等から決定されたもので、アーク加熱器の効率を 30 % とすると、このエンタルピは 13.5 MJ/kg (3,200 cal/g) となり、6 g/s の空気を温度約 6,000 K に加熱する必要がある。なお要目から所要の排気装置や冷却水装置の概略諸元が決定される<sup>1)</sup>。

以下ではアーク加熱風洞のうち、アーク加熱器、プレナム室およびノズルからなる系での高温空気とその流れの特性を、主として化学平衡の仮定のもとでの解析により予測した結果について報告する。測定室のノズル出口におかれたピトー管による総圧の予測についても化学平衡の仮定のもとでの結果を示す。最後のノズル流での NO<sub>x</sub> 発生 の予測については、化学非平衡にもとづく解析が必要であり、予備的解析により得られた結果を示す。

## 記 号

$a$	: 音速
$A$	: ノズル断面積
$A^*$	: ノズルスロート断面積
$d^*$	: ノズルスロート直径
$h$	: エンタルピ
$h_g$	: 熱伝達率
$M$	: マッハ数
$\dot{m}$	: 空気流量
$n$	: 粒子数密度
$p$	: 圧力
$Q$	: 総伝熱量
$T$	: 温度
$u_2$	: 垂直衝撃波後方の流速
$v$	: 流速
$W$	: アーク加熱器入力電力
$W_L$	: アーク加熱器熱損失
$\gamma$	: 等エントロピ指数
$n_s$	: 単位質量当りの粒子数密度 ( $= n_s / \rho$ )

\* 昭和59年11月7日受付

\*\* 空気力学第1部

$\rho$  : 密度  
 $\eta$  : アーク加熱器効率

添 字

0 : プレナム室またはよどみ点状態  
 $ex$  : ノズル出口状態  
 $eq$  : 化学平衡状態  
 $s$  : 化学種  
 $w$  : ノズル壁面

## 2. ノズルスロート上流の状態

### 2.1 プレナム室の状態

アーク加熱器で加熱された空気はノズルスロートの前に設けられたプレナム室でよどむ。プレナム室は通常、内径がアーク加熱器本体の内径の数倍、長さがこの内径程度の円筒形で、ここでの状態量は熱平衡を仮定することにより計算することができる。高温での熱平衡状態量の計算値は、例えばAEDCの数値表<sup>2)</sup>として刊行されているが、ここでは既報<sup>3)</sup>の方法で行った計算結果のうち、アーク加熱器で実現する温度、圧力の範囲について、図1に示す。

図1では計画されたアーク加熱器のプレナム室の

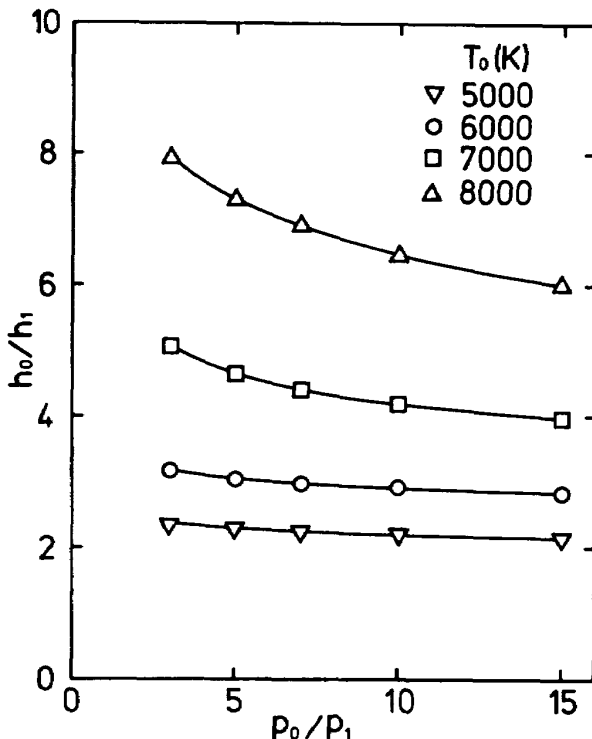


図1 プレナム室の圧力  $P_0$ 、温度  $T_0$ 、エンタルピー  $h_0$  の関係。圧力は  $P_1 = 1.01325 \times 10^5$  Pa (= 1 ata)、エンタルピーは  $h_1 = 4.18 \times 10^3$  kJ/kg (= 1 kcal/g) で無次元化してある。

状態に適合するように、温度  $T_0 = 5,000 \sim 8,000$  K、圧力  $P_0 = 300 \sim 1,500$  kPa の範囲で予期されるエンタルピー  $h_0$  を示す。アーク加熱風洞では通常  $P_0$  と  $h_0$  が実測されるので、図から直ちに温度  $T_0$  を推定することができる。図で実線は計算点を結んだものである(以下同様)。

なお、より広範囲の温度、圧力でのエンタルピーや、2次の熱力学状態量(定圧比熱、等エントロピー指数、音速等)の値も計算したが、それらを参考のために付記の図A1～A4に示す。高温での比熱などの値はノズルスロートへの伝熱の計算の際に必要となる。

### 2.2 ノズルスロートまでの状態

ノズルのスロートより上流の形状をあたえ、プレナム室からノズルスロートまでの気流が化学平衡であると仮定し、スロートでマッハ数  $M_{eq} = 1$  となることを要請し、準一次元ノズル流の方程式(文献3の式5.5～5.7)を解くことにより、気流の状態量と同時に空気流量  $\dot{m}$  が確定する。但し

$$M_{eq} = v/a_{eq}$$

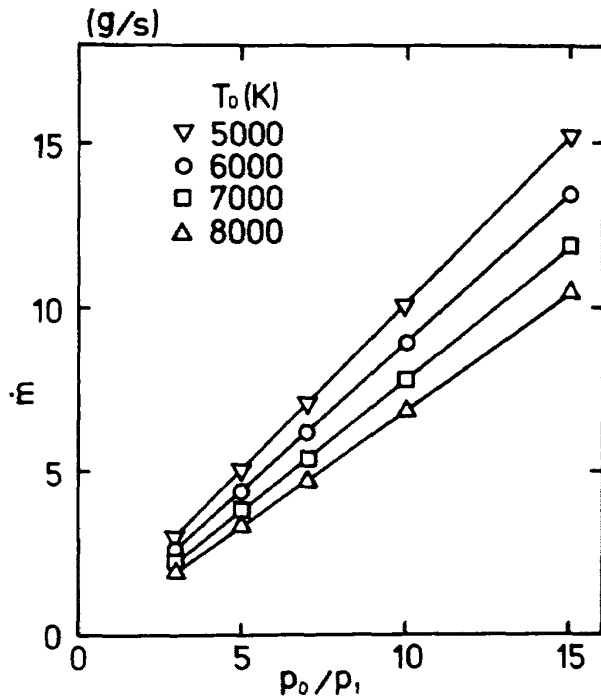
で、 $v$  は流速、 $a_{eq}$  は図A-4に値を示した平衡音速である。このようにして確定した流量とプレナム室状態量との関係を図示してみる。なおこの計算ではノズルスロートまでの流れにおいて境界層厚さは極めて小さいので無視した。したがってそれが空気流量に与える効果は考慮されていない。

図2、3は既報<sup>3)</sup>と同様な円錐ノズルの場合で、スロート直径が  $d^* = 5$  mm および 4 mm の場合について、空気流量  $\dot{m}$  (g/s) とプレナム室エンタルピー  $h_0$  または圧力  $P_0$  の関係を示す。図2(a)、(b)は完全気体の場合に定性的に一致する、 $P_0$ 、スロート断面積  $A^* = \pi d^{*2}/4$ 、およびプレナム室音速に比例した空気流量の値をあたえる。

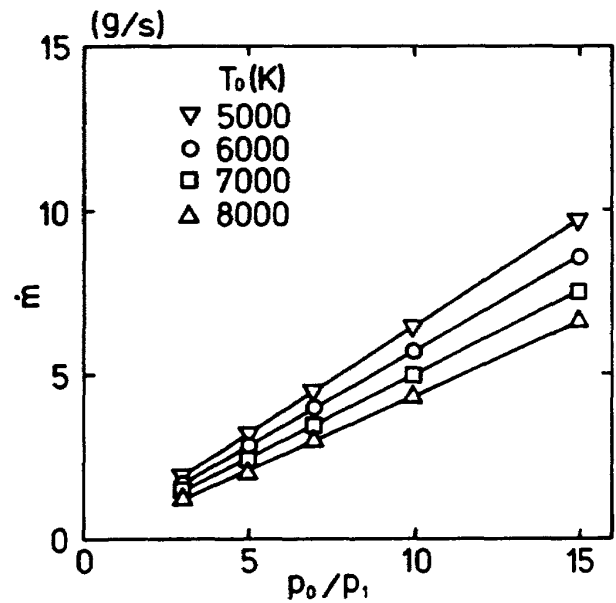
図3(a)、(b)は図1と2とを組合せて得られ、空気流量とエンタルピーの関係を示す。これらの図から既知のノズルに対して所要のプレナム室状態を実現するのに必要な空気流量が明らかになる。

## 3. ノズル出口の状態

ノズルスロートより下流のノズル形状を既知とし、スロートで  $M_{eq} = 1$  となるという条件に加えて、さ

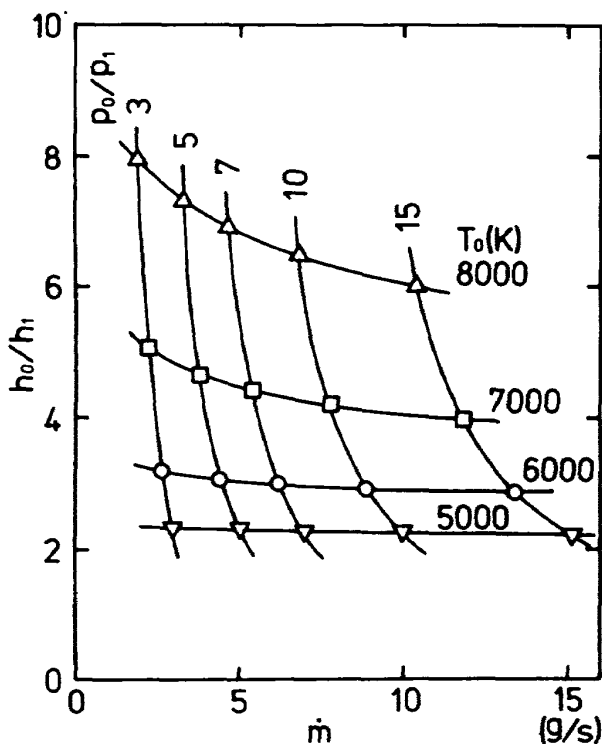


(a) スロート直径  $d^* = 0.5$  cm の場合

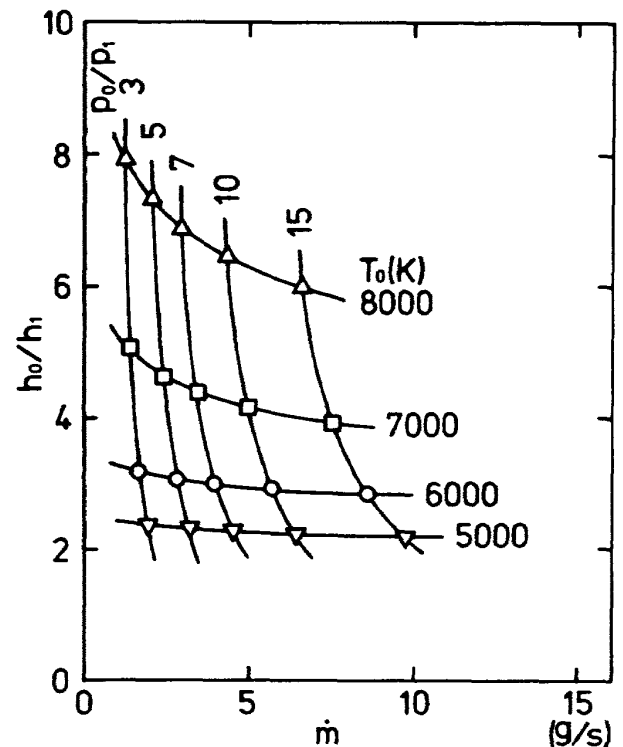


(b) スロート直径  $d^* = 0.4$  cm の場合

図2 プレナム室圧力と空気流量の関係。圧力は  $p_1 = 1.01325 \times 10^5$  Pa (= 1 ata) で無次元化してある (以下圧力についてはすべて同じ)。



(a)  $d^* = 0.5$  cm の場合



(b)  $d^* = 0.4$  cm の場合

図3 空気流量とプレナム室エンタルピーの関係。

らに下流で  $M_{eq} > 1$  とする条件を付加して、流れの全域で化学平衡であるという仮定のもとに、前項のスロート上流の計算に引続いて計算を行う。これによりノズル出口までの流れの状態量が計算される。

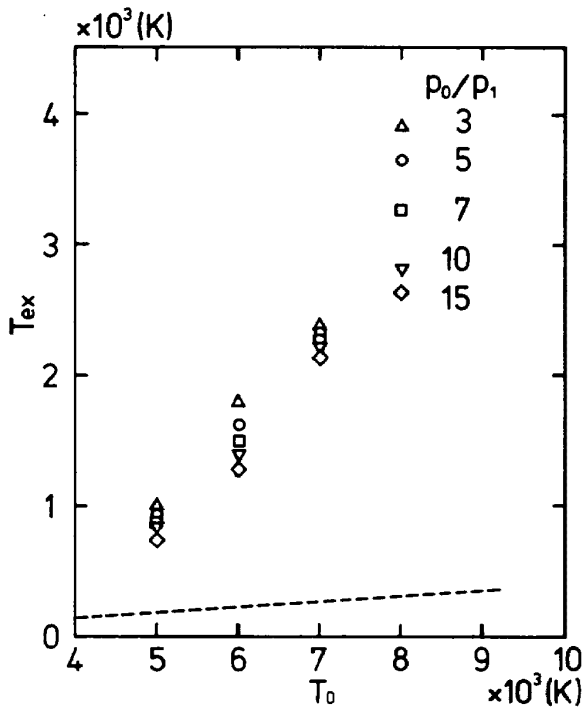
スロート直径 0.5 cm または 0.4 cm, 出口直径 18 cm の円錐ノズルについてこのような計算を行った結果を示す。

図4 (a), (b) はそれぞれ  $d^* = 0.5$  cm および 0.4 cm

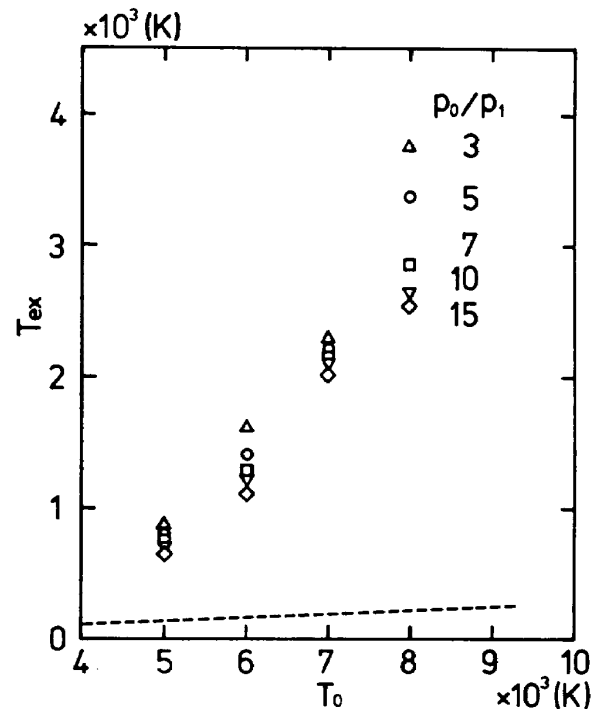
の場合について、プレナム室温度  $T_0$  に対するノズル出口気流温度  $T_{ex}$  の値の変化を示す。点線は比熱比  $\gamma = 1.4$  の完全気体に対する値を示す。化学平衡流の仮定によるとかなり高い出口温度が得られ、その値はプレナム室圧力  $p_0$  にも依存する。同一の  $T_0$  でも  $p_0$  の低い方が実在気体効果が著しいことがわか

る。化学平衡の仮定にもとづく  $T_{ex}$  の計算値は現実の高温気流のノズル出口温度について上限値をあたえるものと考えられる。

図 5 (a), (b) はそれぞれ  $d^* = 0.5 \text{ cm}$  および  $0.4 \text{ cm}$  の場合についてノズル出口での気流の静圧  $p_{ex}$  の  $p_0$  に対する比の値を、 $p_0$  に対して示してある。静圧も

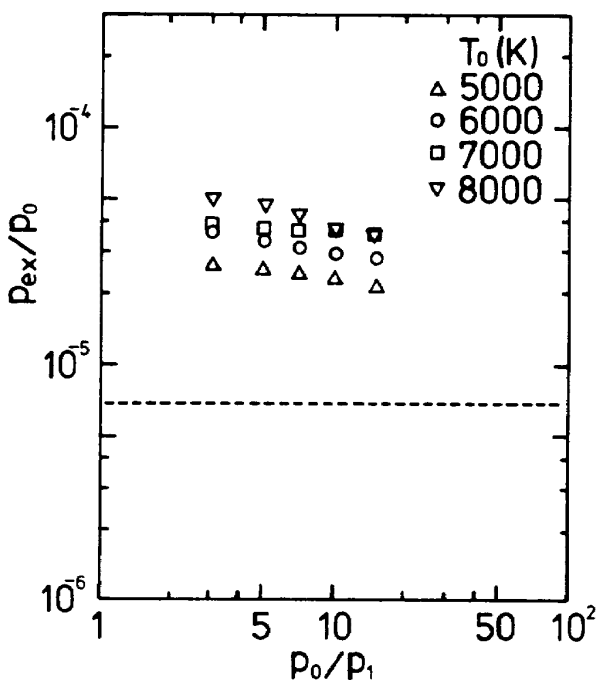


(a)  $d^* = 0.5 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 1,300$  の場合

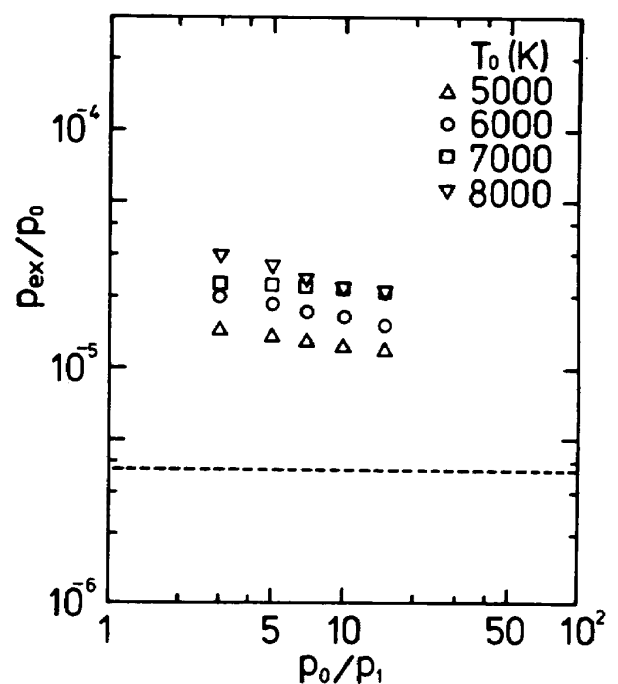


(b)  $d^* = 0.4 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 2,025$  の場合

図 4 プレナム室温度とノズル出口温度の関係。



(a)  $d^* = 0.5 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 1,300$  の場合



(b)  $d^* = 0.4 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 2,025$  の場合

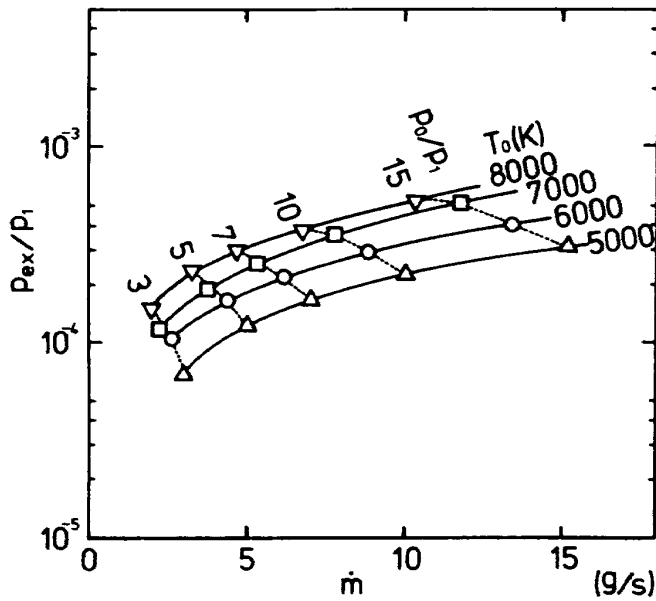
図 5 プレナム室圧力とノズル出口圧力の関係。

図に点線で示す  $\gamma = 1.4$  の完全気体に対する値より  
もかなり高くなると共に、温度  $T_0$  にも依存する。や  
はり  $p_{ex}$  の計算値も現実のノズル出口静圧について  
上限値をあたえるものと考えられる。

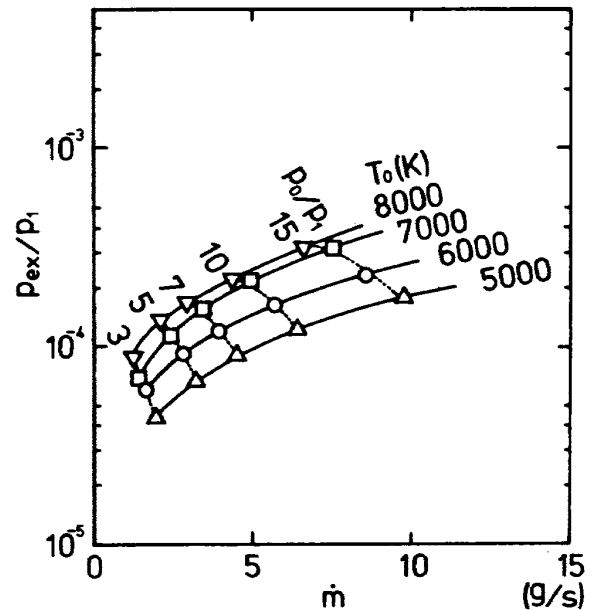
なお前記の図 2, 3 とこの図 5 を組合せることに  
より、図 6 (a), (b) に示すような空気流量  $\dot{m}$  と静圧

$p_{ex}$  の関係が得られる。これによりプレナム室状態  
と流量  $\dot{m}$  と  $p_{ex}$  の相互関係が明らかになる。

図 7 (a), (b) は  $d^* = 0.5 \text{ cm}$  および  $0.4 \text{ cm}$  の場合  
について、ノズル出口での気流の流速  $v_{ex}$  の  $T_0$  による  
変化を示す。やはり点線で示す  $\gamma = 1.4$  の完全気体  
の場合よりかなり高い値を示す。この  $v_{ex}$  も現実の

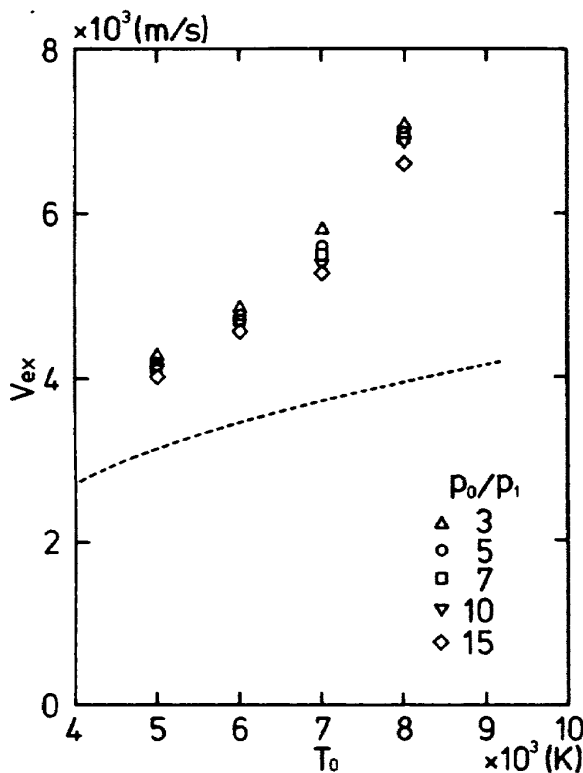


(a)  $d^* = 0.5 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 1,300$  の場合

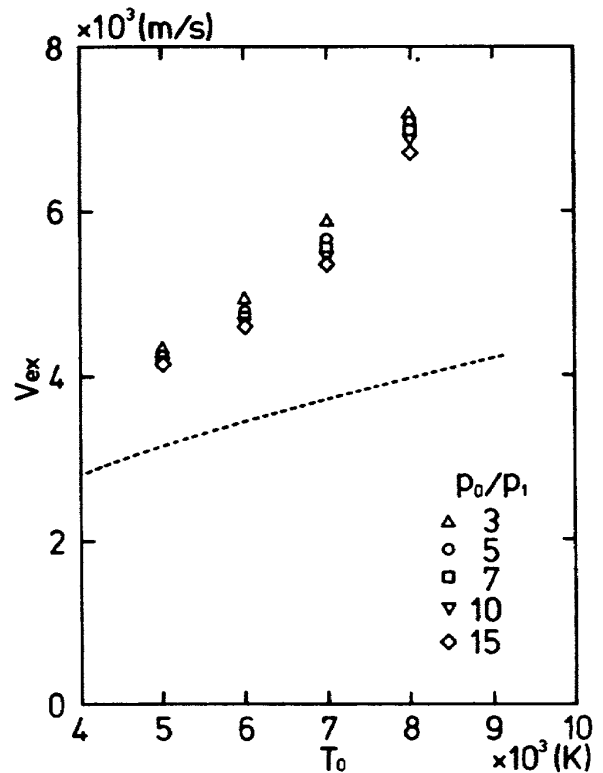


(b)  $d^* = 0.4 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 2,025$  の場合

図 6 空気流量とノズル出口圧力の関係。



(a)  $d^* = 0.5 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 1,300$  の場合



(b)  $d^* = 0.4 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 2,025$  の場合

図 7 プレナム室温度とノズル出口流速の関係。

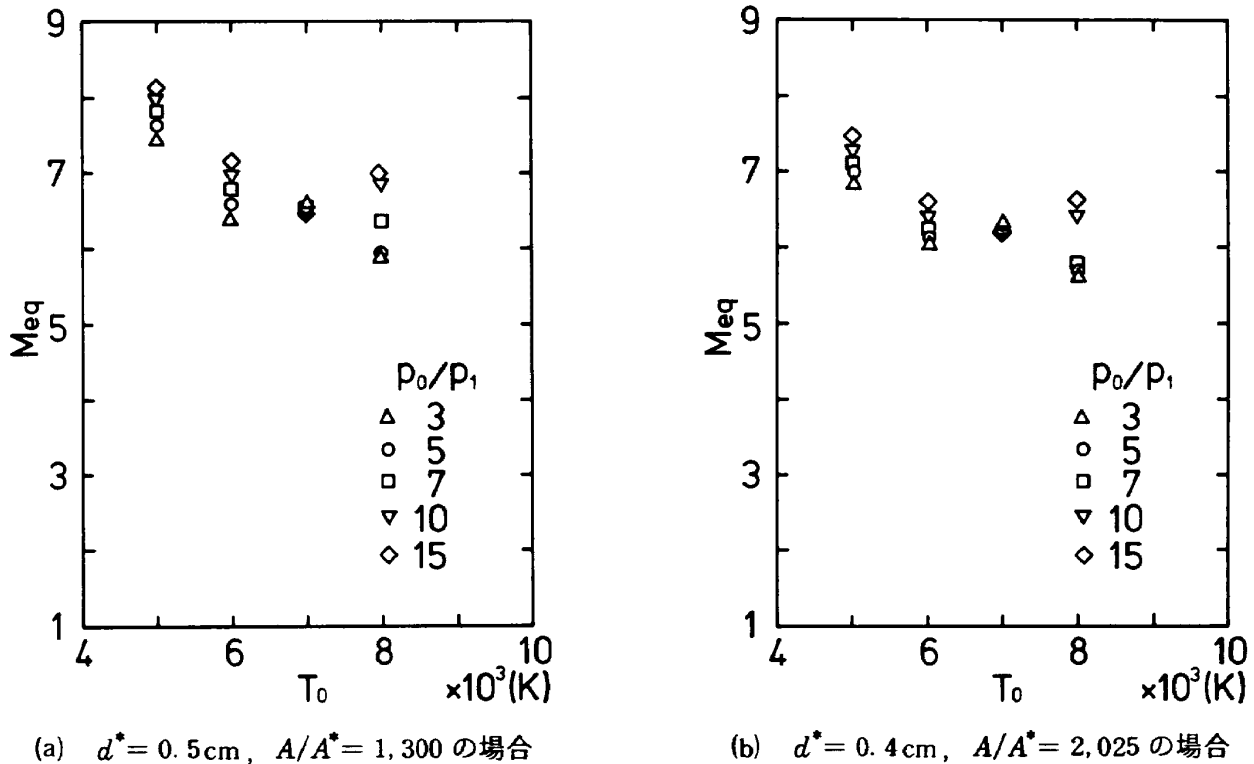


図8 プレナム室温度とノズル出口平衡マッハ数の関係。

ノズル出口流速の上限値のめやすとなる。温度  $T_0$  の低下と共に  $v_{ex}$  の値も完全気体の場合の値に漸近する。

図8(a), (b)はマッハ数  $M_{eq}$  のノズル出口での値を示す。ノズル出口での気流温度が高いことに関連して音速  $a_{eq}$  が大きく、出口流速  $v_{ex}$  がかなり大きいにかかわらず、 $M_{eq}$  は完全気体を仮定した場合より低下する。比熱比  $\gamma = 1.4$  の完全気体では、 $d^* = 0.5 \text{ cm}$  ( $A/A^* = 1,300$ ) に対してマッハ数 12.0、 $d^* = 0.4 \text{ cm}$  ( $A/A^* = 2,025$ ) に対してマッハ数 13.2 である。なおマッハ数(音速に対する流速の比)は音速が一意的な値をもつ平衡流または完全気体流の場合にのみ一意的に定義され、それ以外の場合には音速の定義により異なる値をとり得る。

#### 4. 熱損失の推算

##### 4.1 アーク加熱器の効率

アーク加熱器はその形状と作動条件が決まれば、その効率

$$\eta = (W - W_L) / W$$

の値を推算することができる。但し  $W$  は入力電力、 $W_L$  は熱損失である。 $W_L$  としてプレナム室およびノズルでの熱損失を含めるとアーク加熱器全体として

の効率が得られる。以下では円筒形でその両端に電極を有する、いわゆる縮流型のアーク加熱器について、効率を推算した結果につき述べる。効率推算の方法としては、放射を無視した Stine 等<sup>4)</sup>の近似解析、Watson<sup>5)</sup>のより複雑なモデルにもとづく解析などがあり、後者は電子計算機コードとなっている。ここでは比較的現実の縮流型アーク加熱器の効率を良く予測することのできる、Harder 等<sup>6)</sup>による半経験則にもとづく方法で  $\eta$  を算出した。この方法ではアーク加熱器の内径、全長、入力電圧および電流、空気流量および熱損失量から構成される三個のパラメータ  $F_1$ ,  $F_2$ ,  $F_3$  の間の関係を、多くの類似のアーク加熱器の実績から推定し、効率  $\eta$  をはじめとするアーク加熱器の諸量を決定する。但し  $W_L$  は内壁への放射損失のみであるとしている。

図9(a), (b), (c)に、この方法により内径が 2.54 cm, 全長が  $L = 18 \text{ cm}$ , 36 cm および 54 cm のアーク加熱器の効率の、 $p_0$  と空気流量  $\dot{m}$  に対する変化を計算した結果を示す。図から放射損失のみを考えると全長の大きいアーク加熱器は一定  $p_0$ 、一定  $\dot{m}$  では効率は低下する。また一定長さのアーク加熱器の一定流量では、 $p_0$  が上ると効率は低下する。なお一定長さ、効率一定のもとでは  $\dot{m}$  の大きい方が  $p_0$  も大き

い。これらの結果は実際のアーク加熱器の作動結果と傾向が一致する。なお全長の大きいアーク加熱器の方が入力電力が大きく、エンタルピ $h_0$ は大きく

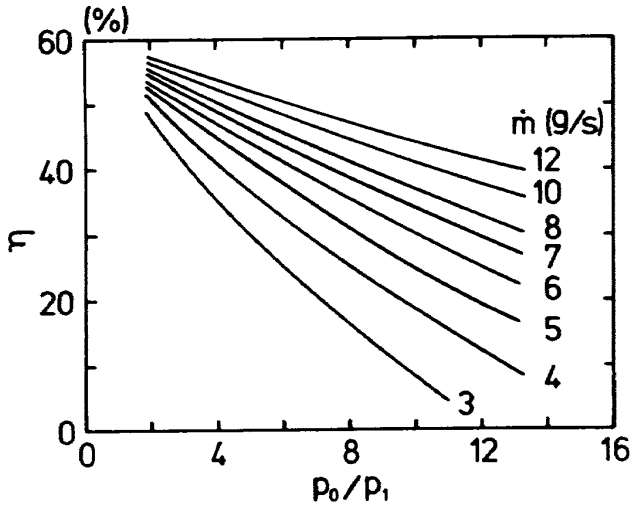
なる傾向がある。

効率が推算されれば直ちに熱損失 $W_L$ が見積られる。図から例えば $\dot{m}=10\text{ g/s}$ 、 $P_0=1\text{ MPa}$ を実現するには全長 $L=36\text{ cm}$ のアーク加熱器で $\eta=25\%$ となることが予想される。この $\eta$ が実現されれば $h_0=16.7\text{ MJ/kg}$  ( $4,000\text{ cal/g}$ )を実現するには $756\text{ kW}$ の入力電力を要することがわかる。このとき熱損失量 $W_L$ は約 $500\text{ kJ/s}$ である。

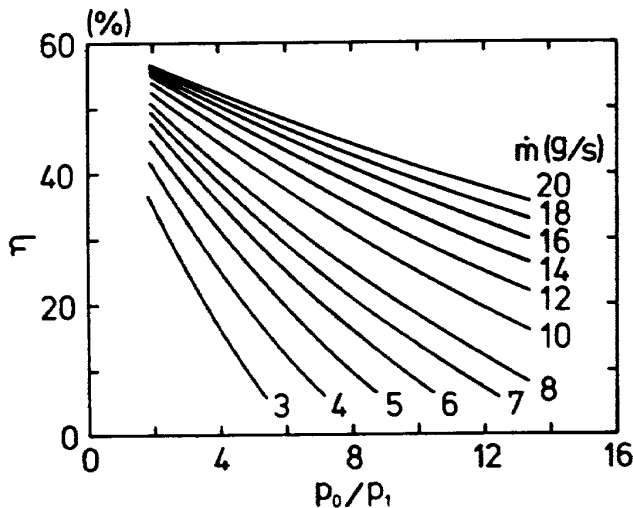
#### 4.2 ノズルへの伝熱の推算

ノズルへの冷却水の配分を考える上で、特にノズルへの伝熱量を推算する必要がある。Bartz<sup>7)</sup>は燃焼ガスあるいは高温空気の流れからノズル内面への乱流熱伝達に対して有効な一種の相関式を導出した。このBartzの式を用いてアーク加熱された高温空気流から、ノズルスロートを中心とする領域への伝熱量を推算することができる。この計算には高温空気の物性値が必要となるが、熱平衡物性値については付記に示した比熱等の値を、輸送物性値についてはHansen<sup>8)</sup>による粘性係数等の値を用いた。

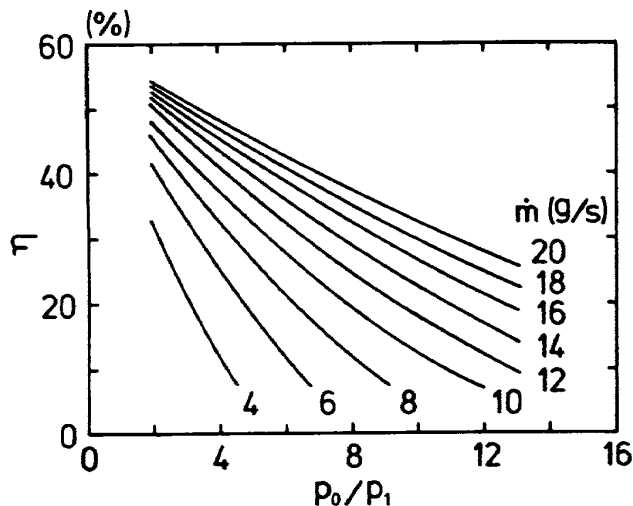
図10はノズル断面積とスロート断面積の比 $A/A^*$ に対する熱伝達率 $h_g(\text{J/m}^2\text{ s}^\circ\text{C})$ の変化を、スロート $A/A^*=1$ を中心として上流(左側)および下流について示す。Bartzの式では $h_g$ が $(A^*/A)^{0.9}$ に比例する結果としてスロートで最大値に達する。図からプレナム室状態が高温高压であるほど熱伝達率のピーク値も総伝熱量も大きいことがわかる。



(a) 内径 2.54 cm, 長さ 18 cm の場合



(b) 内径 2.54 cm, 長さ 36 cm の場合



(c) 内径 2.54 cm, 長さ 54 cm の場合

図9 アーク加熱の効率。

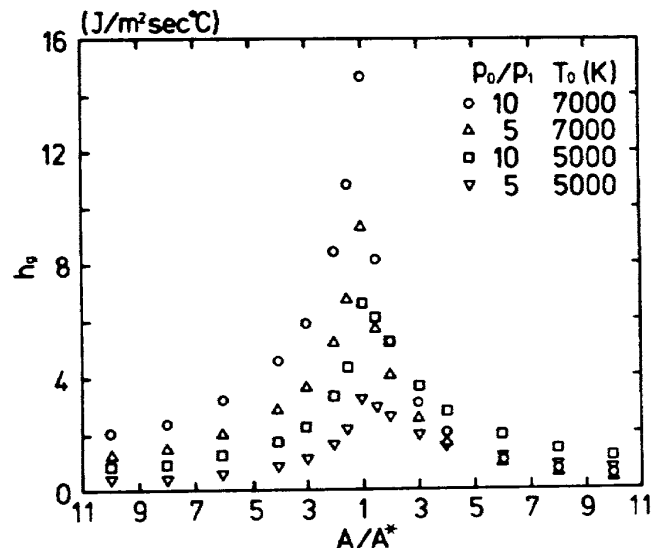


図10 ノズルへの伝熱。スロート直径 0.5 cm, スロート曲率半径 3.5 cm の場合



総伝熱量  $Q$  (J/s) は、ノズル表面温度を  $T_w$ 、気流温度を  $T_g$  として、 $h_g$  をノズル表面積  $S$  で積分し

$$Q = \int h_g (T_g - T_w) dS$$

として見積ることができる。 $T_g$  として前節のノズル流により計算された値を用い、 $T_w = 300$  K (一定) と仮定し、 $p_0 = 1$  MPa、 $T_0 = 7,000$  K の場合に、 $d^* = 0.5$  cm、スロート曲率半径 3.5 cm の円錐ノズルについて総伝熱量を見積った結果は、 $Q = 89.6$  kJ/s ( $= 21.43$  kcal/s) となる。即ち入力電力を  $W = 750$  kW とすると  $W$  の約 12% に相当する。実際のアーク加熱器のノズル表面温度  $T_w$  は 300 K より高いと考えられるから、 $Q$  のこの値は上限をあたえると考えられる。前項の効率の推算値からこの損失率を差引いた値が、ノズルを含むアーク加熱器全体としての効率となる。

## 5. Pitot 総圧の推算

測定室に膨張させた気流の特性を調べる一つの方法として Pitot 管による総圧分布の測定がある。

Pitot 総圧を予測するには比熱比  $\gamma = 1.4$  の完全気体と仮定するのが簡単であるが、アーク加熱風洞のような高温高速流中ではあまり現実的でない。 $\gamma = \gamma_{ex}$  (ノズル出口流の等エントロピー指数) の完全気体と仮定すれば、より実際に近い総圧が得られるかも知れない。しかし総圧管の前方には強い衝撃波が発生することを考慮すると、化学平衡流の仮定にもとづく数値解による方法が最も実際に近いと考えられる。以下ではこのような解析の概略と数値解の結果を例示する。

ノズル出口の気流中におかれた総圧管を考えると、その前方には強い垂直衝撃波が発生している。衝撃波面の前方での気流の状態は、3 節で示したようなノズル出口状態量として計算されており、既知である。波面後方では気流はわずかの非平衡領域をへて平衡状態に達する。この状態に対しては、文献 9 で示したような垂直衝撃波後方の状態量の計算法が応用できる。総圧管内の総圧  $p_{02}$  は、 $p_{01} = p_0$  (プレナム室圧力) と異なり、一般に  $p_{02} < p_{01}$  である。しかし総圧管内で気流がほとんど静止した状態では、 $p_{02}$  は波面後方の平衡流の圧力  $p_2$  より大きい ( $p_2 <$

$p_{02} < p_{01}$ )。

さて  $u$  を流速、 $\rho$  を気流密度として運動量の式

$$u du + dp/\rho = 0$$

を、垂直衝撃波後方の平衡状態値  $u = u_2$ 、 $p = p_2$  から総圧管内の状態  $u = u_{02}$ 、 $p = p_{02}$  まで積分すると、 $u_{02} = 0$  だから

$$-\frac{1}{2} u_2^2 + \int_{p_2}^{p_{02}} dp/\rho = 0$$

となる。 $u_2$ 、 $p_2$  は前述のように既知であるが  $p_{02}$  が現在必要とする未知量である。密度  $\rho$  の圧力  $p$  および温度  $T$  への複雑な依存性のため、数値計算によらなければならないが、

$$\int_{p_2}^{p_{02}} dp/\rho = \int_{\rho_2}^{\rho_{02}} a_{eq}^2 d\rho/\rho = \frac{1}{2} u_2^2$$

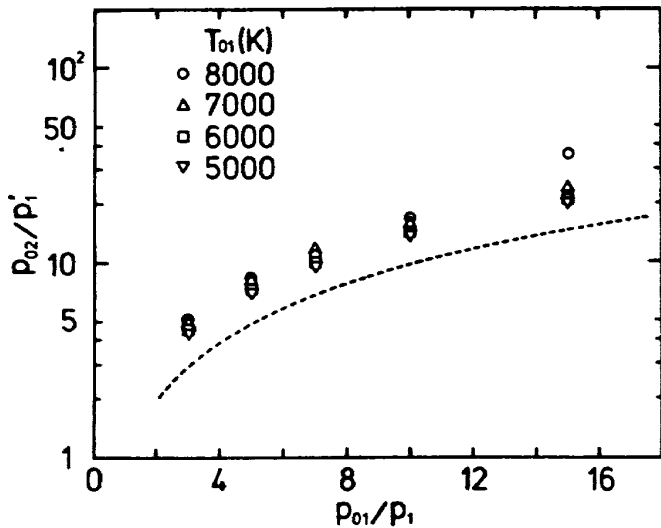
となるような  $p = p_{02}$  が計算されれば、それが平衡流における Pitot 総圧をあたえるであろう。計算ではまず  $p_{02}$  を適当に仮定し、上式を満足するまで反復的に数値積分を行う。

計算手順はおよそ以下の通りである。まずノズル出口の気流の状態をあたえ、垂直衝撃波の後方の平衡状態を計算し、 $p_2$ 、 $T_2$  等と共に  $u_2$  を計算し、 $U = u_2^2/2$  とする。ここで  $p_{02}$  を、 $p_2$  と  $p_{01}$  の間のある適当な値に仮定する。そしてエンタルピが等しい

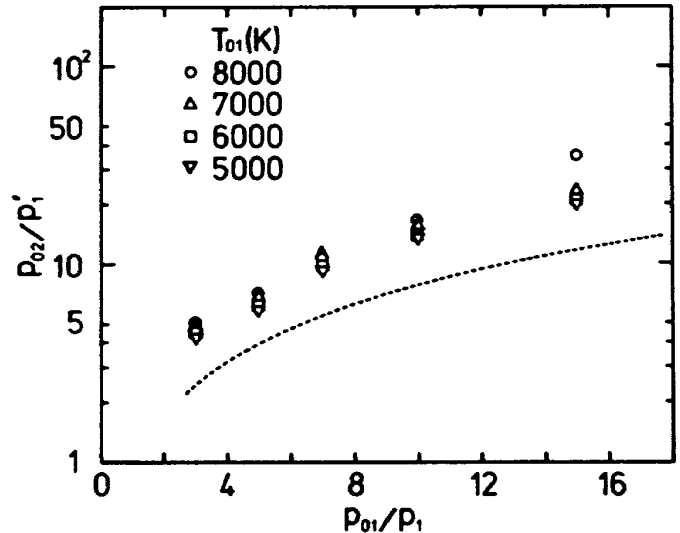
$$h_{02} = h_{01} (= h_0)$$

とする条件を課して  $T_{02}$  を決定する。 $T_{02}$  と  $p_{02}$  から密度  $\rho$  を計算しつつ上述の数値積分を行う。数値積分には Weddle の公式を用いた。ここで密度  $\rho = \rho(n_s)$ 、即ち粒子 ( $O_2$ 、 $N_2$ 、 $O$ 、 $N$ 、 $NO$ 、 $O^+$ 、 $N^+$ 、……) の数密度  $n_s$  の関数で、結局温度  $T$  と圧力  $p$  の関数であり、その計算には熱平衡状態量に関する補助プログラムを用いる。以上の計算を  $p = p_{02}$  を変えながらくり返し、数値積分の値がある誤差以下で  $U = u_2^2/2$  に等しくなったら終了する。このようにして得られた  $p = p_{02}$  を求める Pitot 総圧であるとする。

図 11 (a), (b) に  $d^* = 0.5$  cm の円錐ノズルの出口の  $A/A^* = 1,300$  および  $A/A^* = 1,600$  の気流中におかれた Pitot 総圧管により予測される総圧の、プレナム室圧力  $p_{01} = p_0$  に対する変化を計算した結果を示す。点線はいずれも  $\gamma = 1.4$  の完全気体に対する値



(a)  $d^* = 0.5 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 1,300$  のノズル出口での値



(b)  $d^* = 0.5 \text{ cm}$ ,  $A/A^* = 1,600$  のノズル出口での値

図 11 Pitot 総圧。この図ではプレナム室圧力  $P_{01}$  を  $P_1 = 1.01325 \times 10^5 \text{ Pa} (= 1 \text{ ata})$  で、総圧  $P_{02}$  を  $P_1' = 133.32 \text{ Pa} (= 1 \text{ mmHg})$  で、それぞれ無次元化してある。

である。この場合は  $A/A^* = 1,300$  でマッハ数 12.0,  $A/A^* = 1,600$  でマッハ数 12.6 とした。計算結果は平衡流の方が数 10% 高い  $P_{02}/P_{01}$  の値をあたえ、しかも  $T_0$  に依存する。一般に高温高压である方が完全気体の値からのずれが著しい。

## 6. 窒素酸化物の発生

アーク加熱風洞のプレナム室で実現するような高温高压の空気の熱平衡状態において、各種粒子の発生状況を数密度  $n_s$  の分布で見ると、 $\text{O}_2$  と  $\text{N}_2$  の解離する結果として一酸化窒素  $\text{NO}$  の発生が著しいことがわかる<sup>3)</sup>。  $\text{NO}$  の数密度は  $T_0 = 5,000 \text{ K}$  以下でピークに達し、その比率は  $P_0 = 100 \text{ kPa} (= 1 \text{ ata})$  で約 5% になり、より高压ではさらに増大する (文献 3 の図 21 ~ 23)。プレナム室で発生した  $\text{NO}$  はノズル内で膨張する際に酸化されて  $\text{NO}_2$  等の窒素酸化物を生成する可能性がある。即ち高温に熱せられた空気は、元の常温常圧の状態に回復するまでに、その成分も元の一定比率の  $\text{O}_2$  と  $\text{N}_2$  の混合物に回復すれば問題はないが、ノズル内での膨張、あるいはその後の冷却、圧力回復の過程で安定な窒素酸化物が生成される可能性がある。この問題を検討するための第一段階として、以下ではノズル出口までの気流の状態に限って、 $\text{NO}_x$  の発生の程度を見積ることとする。

ノズル内での膨張過程にともなう  $\text{NO}_x$  の発生の

予測は、前節までのような化学平衡の仮定にもとづく解析では不十分で、有限の反応速度を考慮した化学非平衡流の解析が必要となる。この目的のために、文献 3 で示した一般の三原子分子気体  $\text{AB}_2$  の平衡状態 ( $\text{A}_2$ ,  $\text{B}_2$ ,  $\text{A}$ ,  $\text{B}$ ,  $\text{AB}$ ,  $\text{AB}_2$  および  $\text{A}_2\text{B}$  からなる) を出発値として、ノズルスロートまでの平衡流解析プログラムに、スロートより下流の非平衡流解析プログラムを付加して用いる。後者の計算は酸素-水素燃焼生成物の非平衡ノズル流の場合<sup>10)</sup>と全く同様である。ノズルスロートまでを平衡と仮定したのは、文献 10 の計算の経験から、この部分の流れを平衡と仮定しても非平衡と仮定しても温度、圧力等には目立つ差異はなく、したがってそれがノズル出口の粒子数密度  $n_s$  ( $/\text{cm}^3$ ) を大きく変化させることはないと考えられるためである。計算は  $\text{A} = \text{O}$ ,  $\text{B} = \text{N}$  として、次の 7 成分

$\text{O}_2$ ,  $\text{N}_2$ ,  $\text{O}$ ,  $\text{N}$ ,  $\text{NO}$ ,  $\text{NO}_2$ ,  $\text{N}_2\text{O}$

からなる系について有効である。このモデルでは電離成分 ( $\text{O}^+$ ,  $\text{N}^+$ ,  $\text{NO}^+$ ,  $\dots$ ,  $e^-$ ) は無視されるが、 $P_0 = 100 \text{ kPa}$  前後で  $T_0 = 7,000 \text{ K}$  以下であれば近似的に許されよう (文献 3 の図 21 ~ 23 参照)。その代り窒素酸化物  $\text{NO}_x$  としては 3 種類 ( $\text{NO}$ ,  $\text{NO}_2$ ,  $\text{N}_2\text{O}$ ) が考慮される。

上記の 7 成分の間の化学非平衡過程として考慮された反応は次のような順逆計 36 通りである。

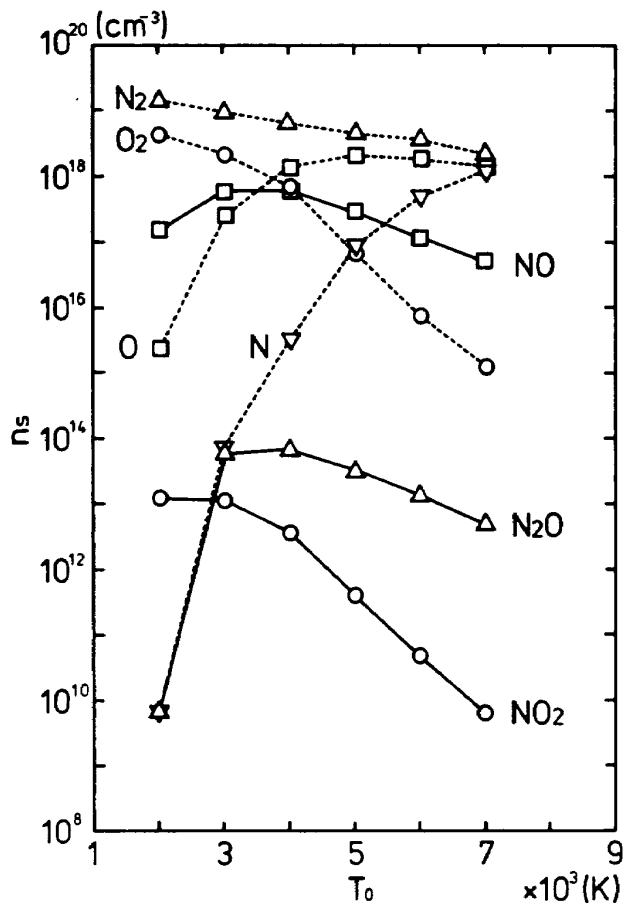
1.  $O_2 + O_2 \rightleftharpoons 2O + O_2$
2.  $O_2 + N_2 \rightleftharpoons 2O + N_2$
3.  $O_2 + O \rightleftharpoons 2O + O$
4.  $O_2 + M \rightleftharpoons 2O + M$ ,  $M = N, NO$
5.  $N_2 + N_2 \rightleftharpoons 2N + N_2$
6.  $N_2 + N \rightleftharpoons 2N + N$
7.  $N_2 + M \rightleftharpoons 2N + M$ ,  $M = O_2, O, NO$
8.  $NO + M_1 \rightleftharpoons N + O + M_1$ ,  $M_1 = O_2, N_2$
9.  $NO + M_2 \rightleftharpoons N + O + M_2$ ,  $M_2 = O, N, NO$
10.  $NO + O \rightleftharpoons N + O_2$
11.  $N_2 + O \rightleftharpoons N + NO$
12.  $O + NO + O_2 \rightleftharpoons NO_2 + O_2$
13.  $O + NO + N_2 \rightleftharpoons NO_2 + N_2$
14.  $2NO + O_2 \rightleftharpoons 2NO_2$
15.  $NO_2 + O \rightleftharpoons NO + O_2$
16.  $NO_2 + N \rightleftharpoons 2NO$
17.  $NO_2 + N \rightleftharpoons N_2 + O_2$
18.  $N_2O + O \rightleftharpoons 2NO$

これらのうち 1～7 は  $O_2$  と  $N_2$  の解離再結合反応で、

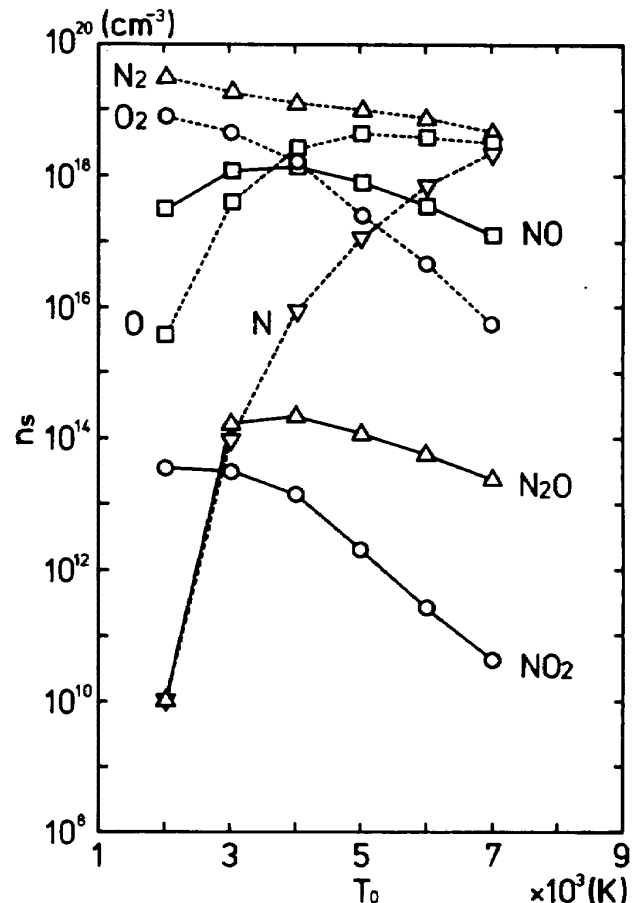
8 以下が  $NO_x$  の生成に関連する反応である。このうち  $NO$  は 8, 9 で生成され,  $NO_2$  は, もし十分な  $O$  があれば 12, 13 で生成される。十分な  $O$  がなくても, 大気圧に回復する過程で, 14 により  $NO$  が  $NO_2$  に酸化されよう。計算はノズル出口までの気流の状態に限って, これらの非平衡な生成の様相を見ることにする。なお反応速度定数は文献<sup>11-14)</sup>の値を用いた。

まず図 12 (a), (b) に, プレナム室での成分の数密度  $n_s$  ( $/cm^3$ ) ( $s = O_2, N_2, O, N, NO, NO_2, N_2O$ ) を, それぞれ  $p_0 = 0.5 \text{ MPa}$  および  $1 \text{ MPa}$  の場合に,  $T_0$  に対して示す。ここではまだ平衡状態で,  $NO$  は  $T_0 = 3,000 \sim 4,000 \text{ K}$  でピーク値を示すが,  $NO_2$  は  $T_0$  が低いほど多量に生成される。 $N_2O$  は  $N$  の減少に伴って急減する。一般に  $p_0$  が高い方が  $NO_x$  の発生は多いことがわかる。

図 13 (a), (b) はノズル内での非平衡過程による  $n_s$  の変化の様相を,  $d^* = 0.5 \text{ cm}$  の円錐ノズルの出口  $A/A^* = 1,300$  においての値についてプロットしたもの



(a)  $p_0/p_1 = 5$  の場合



(b)  $p_0/p_1 = 10$  の場合

図 12 プレナム室での窒素酸化物等の粒子数密度。

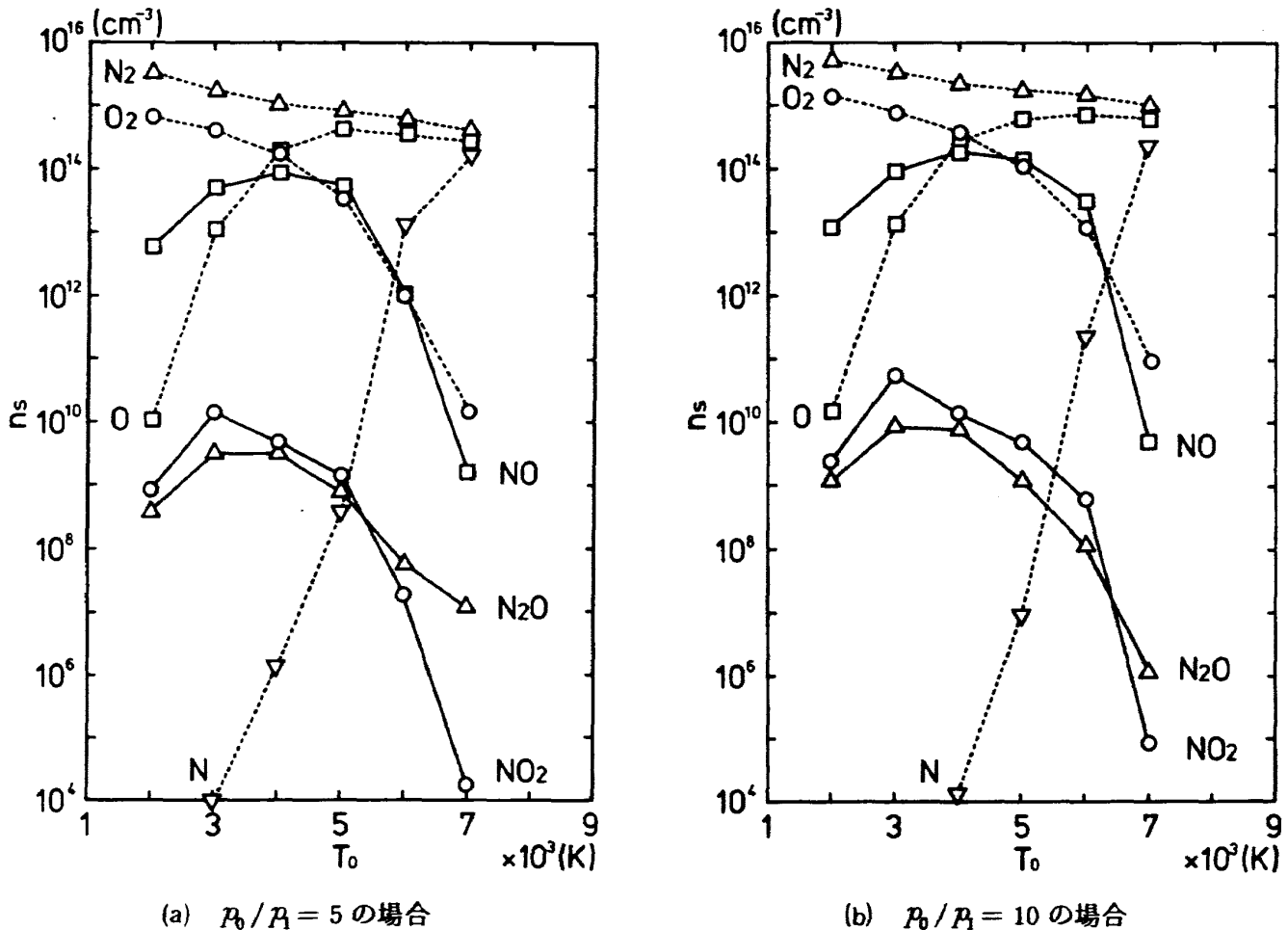


図 13 スロート直径 0.5 cm,  $A/A^* = 1,300$  のノズル出口での窒素酸化物等の粒子数密度。

である。前図と同様に(a), (b)はそれぞれ $p_0 = 0.5$  および 1 MPa に対応する。前図のプレナム室での値と比較すると NO のピークの位置はやや高温側にずれているようでもあり、また  $\text{NO}_2$  の生成も  $T_0 = 3,000 \sim 4,000 \text{ K}$  にピークが生ずる。ノズル内で O が減少すると  $\text{NO}_2$  の生成も少なくなるのであろう。NO に対する  $\text{NO}_2$  の相対的比率は、プレナム室での値より多少増大している。しかしなお数 ppm であり、NO が 10,000 ppm 程度であるのと比較してわずかであることがわかる。

以上で窒素酸化物の生成についておよその傾向を示したが、ノズル内での非平衡過程やその後の冷却や圧力回復の過程等についても、より詳しい検討が必要と考えられるので、現在検討中のこれらの事項については別の機会に報告することにする。

## 7. あとがき

熱空気力学的試験研究用として計画された大電力

のアーク加熱風洞の要目にもとづいて、アーク加熱器の特性や発生する高温高速流の特性を予測するために下記に示す検討を行った。

(1) 化学平衡の仮定によりアーク加熱器のプレナム室のエンタルピ  $h_0$  (J/kg) を温度  $T_0 = 5,000 \sim 8,000 \text{ K}$ 、圧力  $p_0 = 300 \sim 1,500 \text{ kPa}$  の範囲で計算した。

(2) 化学平衡流の仮定にもとづく計算によりスロート直径 0.5 cm および 0.4 cm のノズルについて空気流量  $\dot{m}$  の、温度  $T_0$ 、圧力  $p_0$ 、エンタルピ  $h_0$  に対する関係を明らかにした。

(3) 同様の仮定によりスロート直径 0.5 cm および 0.4 cm、出口直径 18 cm の円錐ノズルの出口での気流の状態量(温度、圧力、流速など)を計算し、完全気体流の場合と比較して示した。

(4) 熱損失の推算を行い、アーク加熱器の効率とノズルへの伝熱量の値の計算例を示した。

(5) 化学平衡流の仮定にもとづいてノズル出口の

気流中におかれた Pitot 管の総圧の推算をおこない、完全気体流の場合と比較して示した。

(6) 化学非平衡流の仮定にもとづいてノズル出口気流中の窒素酸化物の数密度を推算し、微量の  $\text{NO}_2$  に対して  $\text{NO}$  が最大約 1 % 程度の比率で残存することを示した。

これらの検討の結果はアーク加熱風洞を運用する際の指針となるものである。なおこのアーク加熱風洞はすでに設置され、宇宙開発事業団との共同研究に使用されている。運用の結果と現在の予測との比較検討を行えば、さらに新しい知識が得られ、今後の参考となるであろう。

まえがきにも述べた通り、この共同研究は空気力学第一部を中心に行われている回収技術の研究に関するもので、本装置はこの試験研究に使用されている。本装置に関する事前の検討には和田部長を始めとする同研究グループ、および宇宙開発事業団の関係各位から有益な助言と指導を頂いたことを感謝いたします。

#### 付記 プレナム室の熱平衡状態量

エンタルピー  $h$  (図 A-1)

$$h = \sum_s h_s \gamma_s$$

但し  $h_s$  は成分  $s$  の粒子 1 個当りのエンタルピー、 $\gamma_s$  は単位質量当りの粒子数。

定圧比熱  $C_p$  (図 A-2)

$$C_p = \left( \frac{\partial h}{\partial T} \right)_p$$

等エントロピー指数  $\gamma$  (図 A-3)

$$\gamma = \frac{d \ln p}{d \ln \rho} = \frac{C_p}{C_v} \left\{ 1 + \frac{\rho}{z} \left( \frac{\partial z}{\partial \rho} \right)_T \right\}$$

但し  $z = \sum_s \gamma_s$ 。

音速  $a_{eq}$  (図 A-4)

$$a_{eq} = \left( \frac{dp}{d\rho} \right)^{1/2} = \left( \frac{\gamma p}{\rho} \right)^{1/2}$$

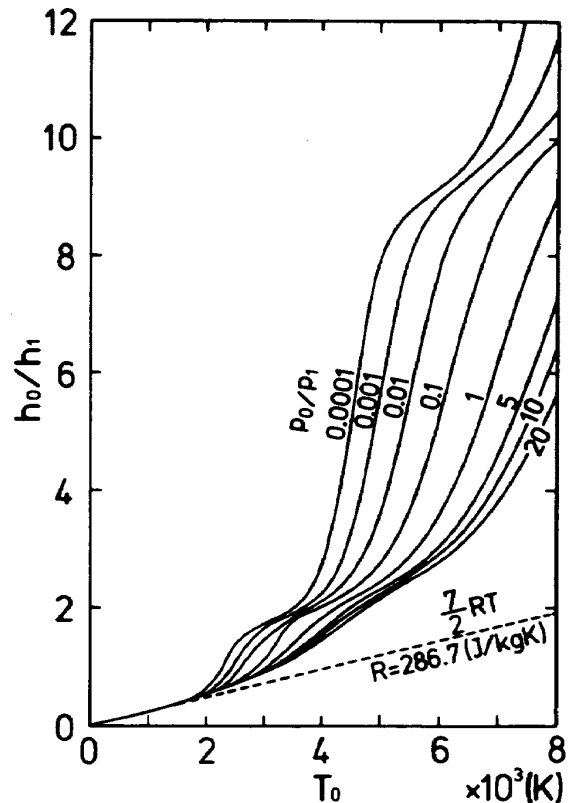


図 A-1 エンタルピー。無次元化パラメータ  
 $h_1 = 4.18 \times 10^3 \text{ kJ/kg} (= 1 \text{ kcal/g})$ ,  
 $P_1 = 1.013 \times 10^5 \text{ Pa} (= 1 \text{ ata})$

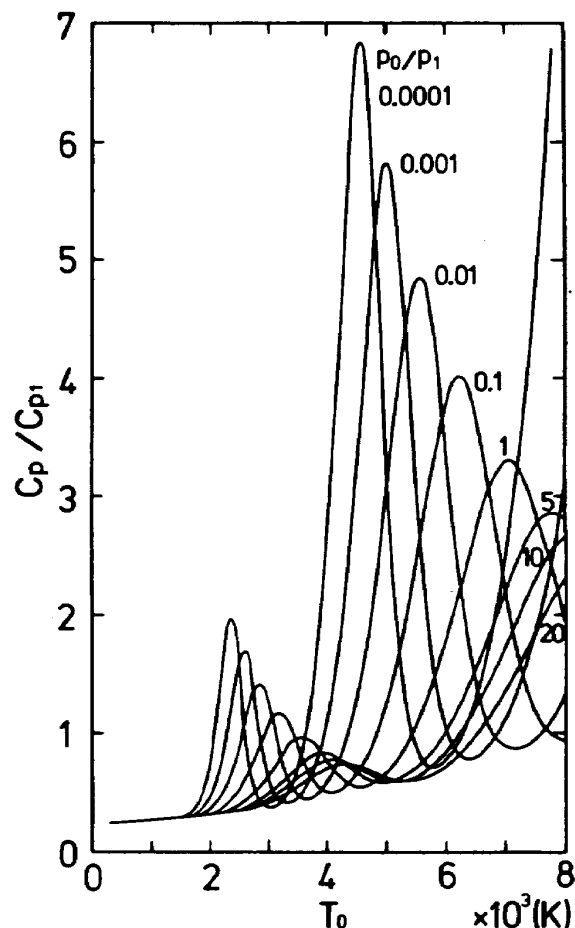


図 A-2 定圧比熱。無次元化パラメータ  
 $C_{p1} = 4.18 \times 10^3 \text{ J/kg}^\circ\text{C} (= 1 \text{ cal/g}^\circ\text{C})$

参 考 文 献

- 1) 昭和55年共同研究成果報告書；回収技術の研究 (1981), 航空宇宙技術研究所, 宇宙開発事業団
- 2) H. S. Brahinsky and C. A. Neel ; Tables of Equilibrium Thermodynamic Properties of Air, Vols. I - IV, AEDC-TR-69-89 (1969)
- 3) 松崎利一, 平林則明 ; 高温気体の比熱と等エントロピー指数に対する解析的表示とその応用, 航技研報告 TR-671 (1981)
- 4) H. A. Stine and V. R. Watson ; The Theoretical Enthalpy Distribution of Air in Steady Flow Along the Axis of a Direct-Current Electric Arc, NASA TN D-1331 (1962)
- 5) V. R. Watson ; Comparison of Detailed Numerical Solutions with Simplified Theory for the Characteristics of the Constricted-Arc Plasma Generator, Proceedings of the 1965 Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute, ed. by A. F. Charwat, Stanford University Press (1966) pp.24-41
- 6) R. L. Harder and G. L. Cann ; Correlation of High-Pressure Arc Heater Results, AIAA Journal, Vol.8, No.12 (1970) pp. 2220-2225
- 7) D. R. Bartz ; Turbulent Boundary-Layer Heat Transfer from Rapidly Accelerating Flow of Rocket Combustion Gases and of Heated Air, Advances in Heat Transfer, Vol.2, ed. by J. P. Hartnett and T. F. Irvine, Jr., Academic Press, New York and London (1965) pp.1-108
- 8) C. F. Hansen ; Approximations for the Thermodynamic and Transport Properties of High-Temperature Air, NASA TR R-50 (1959)

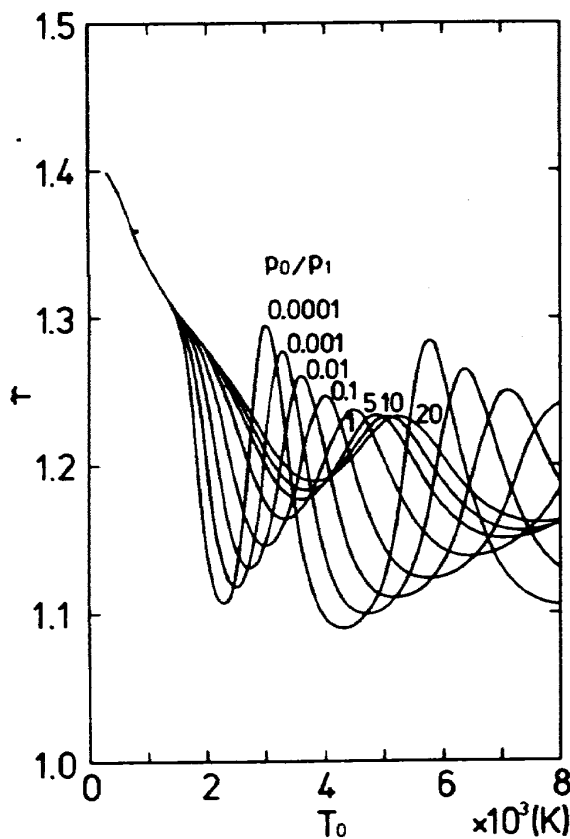


図 A - 3 等エントロピー指数

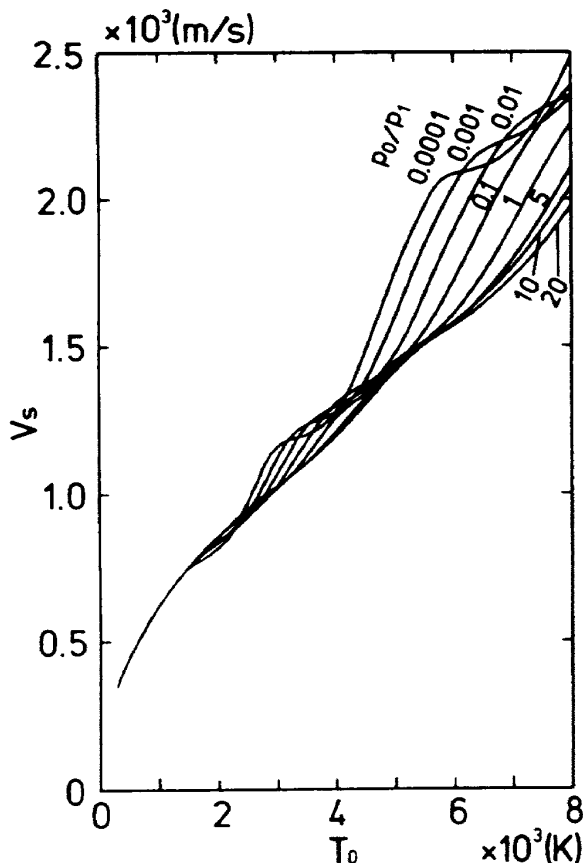


図 A - 4 音速

- 9) 平林則明, 松崎利一; 分配関数に対する多項式近似とその応用, 航技研資料 TM-434 (1981)
- 10) 松崎利一, 平林則明; 酸素・水素燃焼生成物の非平衡ノズル流, 航技研報告 TR-508 (1977)
- 11) S. W. Kang, W. L. Jones, and M. G. Dunn; Theoretical and Measured Electron-Density Distributions at High Altitudes, AIAA Journal, Vol.11, No.2 (1973) pp. 141-149
- 12) 疋田 強; 窒素酸化物の反応化学, 窒素酸化物防止技術, 別冊化学工業17-14, 化学工業社 (1974) pp.31-40
- 13) 日本化学会編, 環境汚染物質シリーズ, 窒素酸化物, 丸善 (1974) pp.75-97
- 14) 日本化学会編, 化学便覧(改訂第2版), 基礎編Ⅱ, 丸善 (1975) p.1016

## 既 刊 資 料

TM-530	NAL ガン・トンネルのデータ処理システム	1984年 5 月	山崎 喬
TM-531	赤外線温度計測装置	1984年 5 月	吉田 豊明
TM-532	浮動型積分ジャイロ用温度制御方式の研究	1984年 6 月	円居 繁治, 大月 正男 鈴木 孝雄
TM-533	衛星用二液エンジンのノズル性能	1984年 6 月	木皿 且人, 宮島 博 中橋 和博
TM-534	ストラップダウン型慣性計測装置用加速度計の試作とその特性	1984年 6 月	滝沢 実, 鈴木 孝雄 大月 正男
TM-535	動翼振動監視装置の研究(1) (光ファイバによる動翼光端検出器)	1984年 7 月	松田 幸雄, 遠藤 征紀
TM-536	アーク加熱風洞データ処理ソフトウェアの開発	1984年 7 月	松崎 貴至
TM-537	風車翼の強度試験(1) ー振動試験および静強度試験ー	1984年10月	機体第一部, 機体第二部
TM-538	FJR 710/600 S エンジン用ころがり軸受ウインドミル台上試験	1984年11月	関 勝美
TM-539	風力・熱エネルギー利用技術 ー熱発生装置の予備試験ー	1984年11月	高橋 宏, 半沢 麻雄 馬場 滋夫, 小松 行夫

---

## 航 空 宇 宙 技 術 研 究 所 資 料 540 号

昭和 60 年 1 月 発行

発行所 航 空 宇 宙 技 術 研 究 所  
 東京都調布市深大東町 7 丁目44番地 1  
 電話武蔵野三鷹(0422)47-5911(大代表)〒182  
 印刷所 株 式 会 社          東 京 プ レ ス  
 東京都板橋区桜川 2 - 27 - 12

---



