

噴射器の流量係数について

倉谷健治・橋本保成・小田欣司

(1984年1月30日受理)

Flow Coefficient of Injector

By

Kenji KURATANI, Yasunari HASHIMOTO, Kinji ODA

Abstract: Flow coefficient of injector elements having almost the same dimension with the injectors used for the test firing of full scale liquid hydrogen-oxygen rocket engines was studied. In these flow tests, water is used in place of liquid oxygen and the flow coefficient is derived from Bernoulli's equation. However, the value obtained by this procedure is not an universal constant and affected considerably by the experimental conditions. So that, in the liquid flow system, pressure difference at the injector DPO_i was normalized by the down-stream pressure PC and the non-dimensional ratio of DPO_i/PC was introduced as an useful parameter to describe the change of the flow coefficient reflecting the flow experimental conditions. In the gaseous flow, Fanno's equation was applied to derive the flow coefficient and the experimental results was described as the function of Mach number.

In the liquid flow, the flow coefficient C_d shows a maximum at the low ratio DPO_i/PC and the variation of C_d against DPO_i/PC near the maximum was characterized by the injector designs. The other remarkable point of the liquid flow is indicated by the abrupt change induced by the cavitating flow. Therefore, it is important to carry out the flow test at the high down-stream pressure and to keep appropriate DPO_i/PC value to presume the actual flow observed in the engine firing.

In the gaseous flow system, the flow coefficient C_f is obtained as the function of Mach number M , and C_f starts from the low value and

reaches to the constant high value as the increase of M. The coefficient Cf to be observed in the engine firing is able to estimate from the flow tests carried out at the ordinary ambient pressure using room temperature gaseous nitrogen in place of cold hydrogen gas so far as the matching of M is realized in both cases. That is, there is no substantial change with the variation of fluid temperature in the range from 100 to 300 K.

The possibility of the interference between the simultaneous flows of oxidant and fuel, in other words, the acceleration or deceleration of flow by the flow of the another component is denied within the flow conditions encountered in the firing tests of full scale engines.

流量試験の目的は燃焼実験における噴射器流量を予測する事にある。流量試験自体には本質的な問題は無いと見ていたが、従来実施して来た流量試験の結果を用いたのでは燃焼試験時の流量を正確に予測し得ないこと、殊に低流量側での測定精度に問題のある事が判明したので再検討を加える事にした。従って多数回にわたって反復された各試験を識別する意味で、マイコン処理した際のデータファイル名(表1)を本文では用いる事とするが、一方実験の概要を略記する方式としてE7AWH-3等の記号を用いている。E7Aは噴射器の略号(表2に示す)、次のH, N, Wは流体が水素系でGH₂, GN₂, 酸素系で水であること、数字はシリアル番号を示している。

今までに実施した流量試験を表1に示す。

表1 流量試験

試験シリーズ	日付	噴射器要素略号	データファイル名*	使用プログラム名
I	55.6. 16~21	E 10 D, 多孔質板	X-, Y-	AD 2 ~ 3
II	55.8. 4~ 9	" , "	FL-	ADFL 2 ~ 5
III	58.3. 26~29	E 7 A, E 7 D, E 10 D	Q-, P-	ADQ 3 ~ 5
IV	58.8. 18~22	E 7 A	QBB~QBG	ADQB 4
V	58.9. 20~26	E 7 A	QBH~QBT	ADQB 5
VI	58.10.20~21	E 7 A	QBY	ペン記録計
検定	58.5. 12~7.18	オリフィス 8, 11, 15φ	QQ-, QA-	ADQW 2, ADQA 2

* ハイフンの所にアルファベットを順次入れて識別する。

§1. 実験法

模式的に流路を示したものが図1で、QBシリーズ以降で流体が水の場合にはタービン流量計が挿入されている。オリフィス流量計の流路径は22.8φである。タービン流量計はトキコ製ポッターメータ(フルスケール1000 cc/s, 166 cc/s)で、そのプリアンプ出力をDC

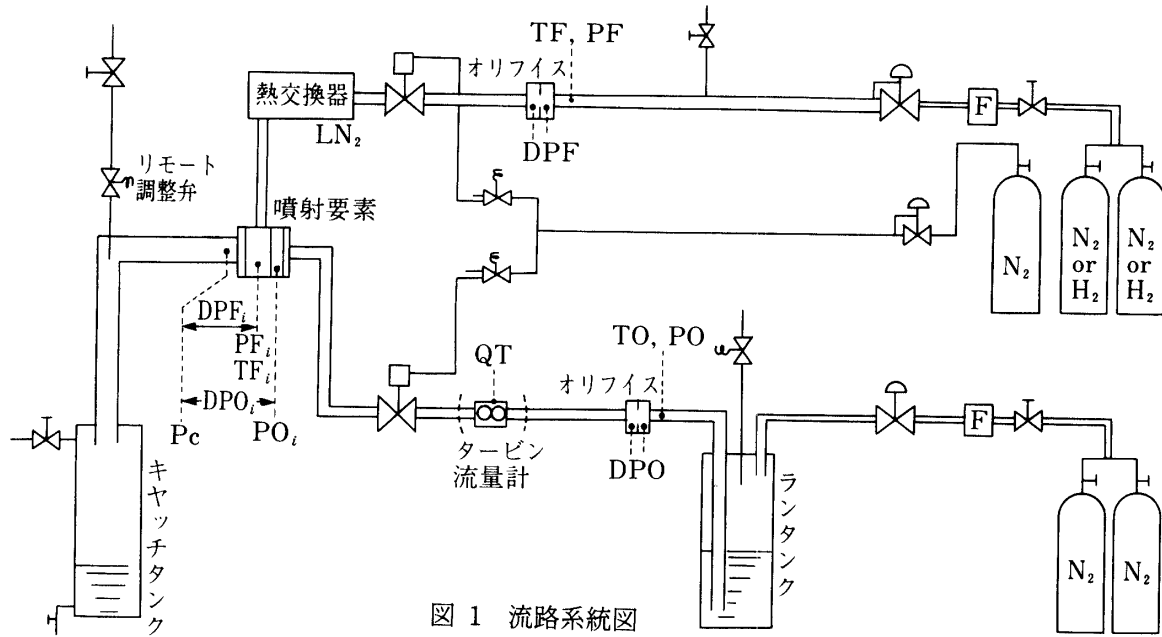


図1 流路系統図

E7D

E10A

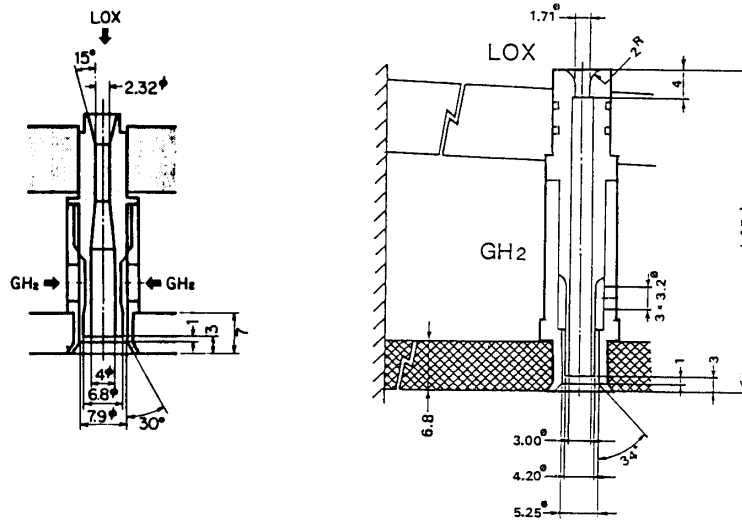


図2 噴射器要素断面図

増幅した。差圧計はひずみゲージ差圧計（新興製。フルスケール0.1, 0.2, 0.5, 1, 2, 10 kg/cm²のものを交換）-ひずみ増幅器系のほか、QBシリーズ以降では小流量の場合、水銀または四塩化炭素マノメータ直読方式も併用した*。

試験に用いた噴射器要素は図2に示されているが、燃焼器本体も含めて、その諸元を表2にまとめた。A型とD型とは最狭部径以外は同一である。酸素系については最狭部径お

* 微量流量の計測法についてはオリフィス検定の項で述べる。

表2 噴射器諸元

噴射器 種別* 通用例**	酸素系			総面積 cm ²	水素系		要素数
	最狭部 d ₁ mm	拡大部 d ₂ mm	最狭部 面積		単孔 面積 cm ²	噴射孔+多孔質 面積 板面積 cm ²	
E7A TC701	2.42	4.0	0.046	4.14	0.1521	13.69+3.57 = 17.26	90
E7A EL7A	"	"	0.046	0.046	0.1521	0.1521	1
E7D EL7D	2.32	4.0	0.0423	0.127	0.127	0.3810	3
E10A TC1002	1.71	3.0	0.02297	3.31	0.0779	11.22+α*** = 11.22	144
E10D EL10D	1.91	3.0	0.02865	0.02865	0.07628	0.07628	1
(TC1001	1.82	3.4	0.02602	3.30	0.1273	16.17+ = 17.27	127)

* A型は燃焼器に採用された諸元。D型は流量試験用要素にのみ使用。

** TC：燃焼器，EL：流量試験用要素噴射器。

TC701はシステム試験HST701の燃焼器である。

*** 多孔質板の寄与は6%程度とみられるので本文では無視している。

よび断面積で噴射器特性を解析するが、後章において、噴射孔の末広がり効果について再論する。

試験の方法は図1において、背圧P_cを高圧にする時はランタンク、キャッチタンクの両者をあらかじめほぼ同じ圧に調圧した後、キャッチタンクの加圧ラインを閉じ、逃気弁を徐々に開けて各種の実験条件を実現させた。大気開放の場合は当然ランタンク圧力を微調節して昇圧または減圧させる。データ処理には実験後に各種パラメータとの相関を見出すためにマイコンを活用した。0.1または0.2秒間隔でADした計測値はリアルタイムで実単位表示されモニタに供する一方、全データはディスクに収納されて詳細な解析に利用されている。この際、相関を求める上でデジタルプロッタを駆使した。

流量係数の算出には酸素系はベルヌイ式

$$Q = C_d \cdot A_o \sqrt{2g \Delta P \cdot \rho} \quad (1)$$

を用いた。ここにC_d、A_oは酸素系の流量係数、噴射孔最狭部面積、ΔPは噴射器差圧、ρは流体の密度である。水素系はファンノ式によるが、噴射器上流、下流の圧力をP_{Fi}、P_cとするとマッハ数M、比熱比r、気体定数R等を用いれば

$$\left. \begin{aligned} P_{Fi}/P_c &= \left[1 + \frac{r-1}{2} M^2 \right]^{\frac{r}{r-1}} \\ \frac{Q}{C_f A_f} &= \frac{P_{Fi}}{\sqrt{T_{Fi}}} \sqrt{\frac{rg}{R}} M / \left[1 + \frac{r-1}{2} M^2 \right]^{\frac{r+1}{2(r-1)}} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

で与えられる。ここにC_f、A_fは水素系の流量係数、水素系流路の断面積で、T_{Fi}は噴射器温度である。またオリフィスを流量計として使用する場合にはベルヌイ式の流量係数をC_oとするが、気体については圧縮効果を示す係数εが(1)式に乗せられる。その値はコーナタップ型として

$$\epsilon = 1 - [0.3707 + 0.3184(d/D)^4][1 - (P_2/P_1)^{1/r}]^{0.935}$$

で与えた。ここに d, D はオリフィス径, 流路管径で, P_1, P_2 はオリフィス上, 下流の圧力である。

§ 2. 実験結果

i) 試験 I

噴射器要素 E10D を用いた。雑音が激しいのでデータレコーダに収録後 2.8 Hz の LPF (森研より借用。JEIC 製) を介して AD した。酸素系 X-シリーズ, 水素系 Y-シリーズで, その後実施したオリフィス検定結果を適用して再計算した。図 3 に示すように, 差圧が階段状に細かく制御されており, この圧力調整はその後実施したどの実験よりも優れている*。

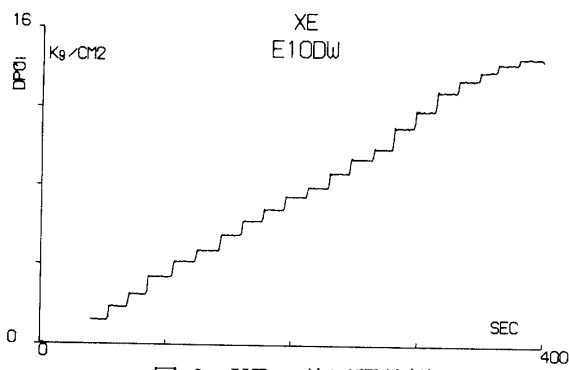


図 3 XE の差圧調整例

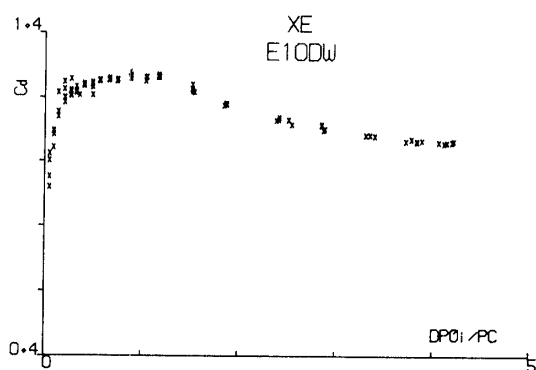


図 4

表 3 X-, Y-シリーズ
[オリフィス酸素系 7φ, 水素系 8φである。7φの Cφ=0.65 と仮定]

データ ファイル名	流体		試験概要名	ランタンク圧		Cd at (DPOi/PC = 1)
	水素系	酸素系		水素系	酸素系	
XCAL		水	E 10 DW		5~6 kg/cm ²	1.29
XA		"	"		26	1.21
XB		"	"		16	1.26
XC		"	"		16	1.28
XD		"	"		11, 20	1.26
XE		"	"		20	1.26
YC	GH ₂		E 10 DH	22		
YD	GH ₂		"	30		
YE	GH ₂		"	21		
YF	GN ₂		E 10 DN	22		
YG	GN ₂		"	27		
YH	GN ₂		"	35		
YI	GH ₂		E 10 DH	35		

* 平川政春氏の御協力による。

X-, Y-のそれぞれのシリーズ内での再現性は良いが、

- ① 酸素系では $DPO_i/P_c=0.4\sim 1$ で流量係数 C_d が極大値を示す (図4)。
- ② 水素系ではマッハ数が低下すると流量係数 C_f が大きくなるのみでなく、絶対値も明らかに過大で較正ミスが考えられ、Y-シリーズは以下の検討から除いた。

実験結果を一括したものが表3である。

ii) 試験II

噴射器要素は E10D で、実験結果を表4に一括する。得られた実験結果は

- ① 酸素系では差圧範囲が狭く X-シリーズのような傾向が認め難い。微差圧の所は実験誤差が大きく分散が激しいので図示を省略した。例示した図6の FLJ では $DPO_i/P_c=0.1$ 近くまで C_d ほぼ一定しているが、先の XE では $DPO_i/P_c=0.1$ で、極大値を過ぎて C_d はかなり小さくなり矛盾している。

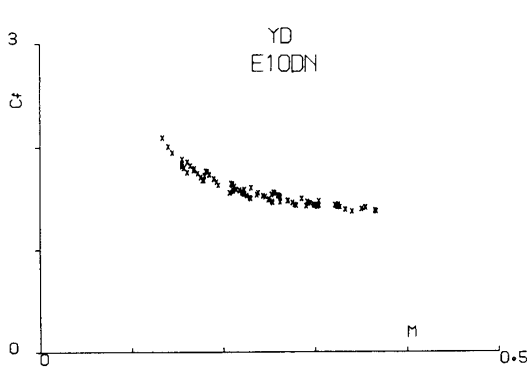


図5

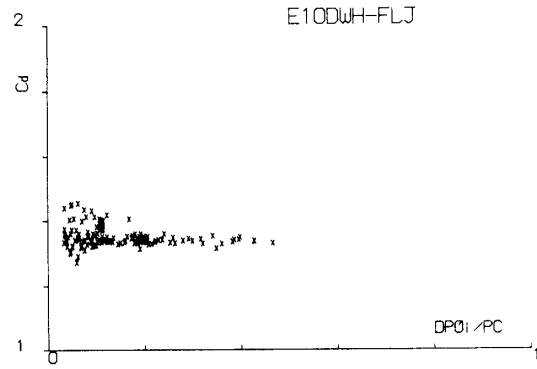


図6

表4 FL-シリーズ

[オリフィスは酸素系7φ、水素系6φで、これらはその後再加工されたので
検定していない。Cφ=0.65と仮定する。]

データファイル名	流体		試験概要名	ランタンク圧		Cf M=0.4	Cd DPOi/PC=0.2~0.4
	水素系	酸素系		水素系	酸素系		
FLA*		水	E 10 DW	—	7 kg/cm ²	—	不定
FLB		"	E 10 DW	—	33	—	1.34
FLC	GN ₂	"	E 10 DWN	33	34	0.87	不定
FLD	GN ₂	"	E 10 DWN	14	15	1.08	1.34
FLE		"	E 10 DW	—	16	—	1.32
FLF	GN ₂	"	E 10 DWN	9	10	1.0	1.38
FLH	GN ₂	"	"	22, 29	20	1.0	1.36
FLJ	GN ₂	"	"	30, 39	29	0.87	1.34
FLS	GN ₂	"	"	25, 27, 13	20, 31, 10	0.52**	1.33
FLT	GN ₂	"	"	13, 10	10	0.69**	1.30

* 大気圧開放。

** 異常に低い。原因不明であるが検討より除外する。

② 水素系では YD と同様、マッハ数の小さい所で C_f が上昇しているが、その後の実験と対比すると傾向は逆であり、酸素系、水素系共に低流量測での測定精度に問題がある。

iii) 試験Ⅲ

Q-, P-シリーズに当り、その要領は表5に示した。

今までの実験結果から見ても流量係数は流量式で与えられるような噴射器の普遍的な定数ではなく、実験条件、言い換えれば各種パラメータによって大幅に変動する。従って実験結果を適当なパラメータで整理しないと広範囲に変化させた実験のすべてを統一的に解釈する事はむつかしくなる。水素系はマッハ数をパラメータとする事で不都合を生じないが、酸素系についてはいろいろとパラメータを取替えて検討した。その結果噴射器差圧 $DPO_i (= P_{oi} - P_c)$ とキャッチタンク圧(または下流圧) P_c との比をとるか、噴射器前後の圧力比 P_{oi}/P_c をとって無次元化し、一種の正規化を施すと好結果の得られる事が判明した。図7, 8, 9が上流圧 $\sim 10 \text{ kg/cm}^2$ の PC と上流圧 $\sim 20 - 23 \text{ kg/cm}^2$ の PD について対比したもので、 DPO_i 自体では PC, PD 間に大差があるが無次元化すると両者の実験条件の差が打消されている。更に PD においては C_d が2価関数となっているが、無次元化す

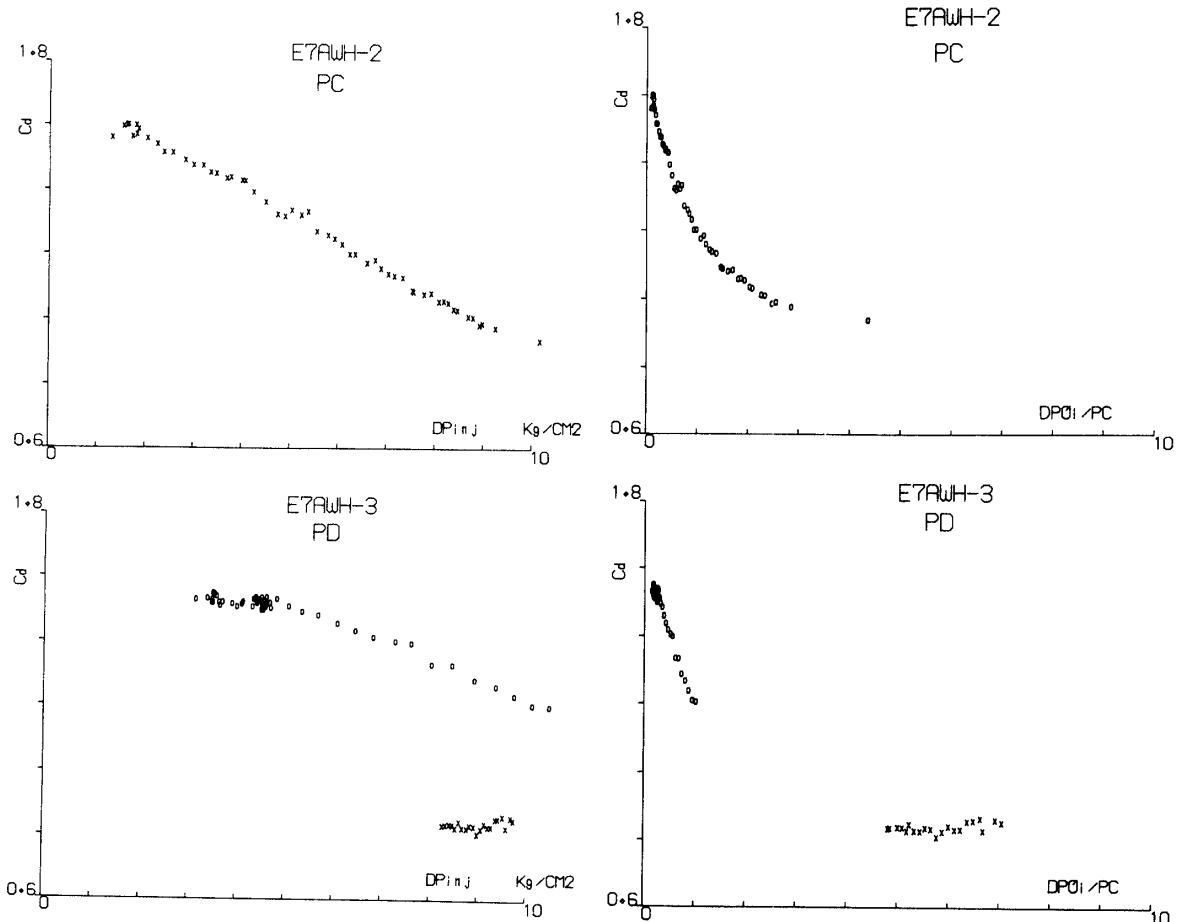


図 7

図 8

TABLE 5 TEST-I I I SERIES

ファイル名		流 体		試験項目名	オリフィス		元 圧	
1*	QR	GN 2		E 7 DN-1	15		1-18	
2*	QS	GN 2		E 7 DN-2-1	15		15-3	
2*	QT	GN 2		E 7 DN-2-2	11		1-4	
3*	QE		H 2 O	E 7 DW-1-1		11		1-5
3*	QF		H 2 O	E 7 DW-1-2		11		2-8
3*	QG		H 2 O	E 7 DW-1-3		11		2-7
3*	QH		H 2 O	E 7 DW-1-4		11		7-10
4*	QM		H 2 O	E 7 DW-2-1		8		2-3
4*	QN		H 2 O	E 7 DW-2-2		8		2-3
5	QU	GN 2		E 7 AN-1	11		5-19	
6	QV	GN 2		E 7 AN-2	11		18-11	
7	QW	GN 2		E 7 AN-3	11		23	
8	QX	GH 2		E 7 AH-1	11		7	
10	QY	GH 2		E 7 AH-3	11		23	
11	QZ		H 2 O	E 7 AW-1-1	11	8		27
11	PA		H 2 O	E 7 AW-1-2	11	8		30
12	PB	GH 2	H 2 O	E 7 AWH-1	11	8	23-12	22
12**	PB'		H 2 O	E 7 AWH-1'		8		22
13	PC	GH 2	H 2 O	E 7 AWH-2	11	8	15-4	14
14	PD	GH 2	H 2 O	E 7 AWH-3	11	8	22-3	22
14	PE	GH 2	H 2 O	E 7 AWH-4	11	8	22	22
14	PF	GH 2	H 2 O	E 7 AWH-5	11	8	26-12	22
14	PG	GH 2	H 2 O	E 7 AWH-6	11	8	26-14	22
15	PL	GH 2		E 10 DH-1	11		24	
16	PM	GH 2		E 10 DH-2	11		24	
17	PN	GH 2		E 10 DH-3	11		14	
18	PP	GH 2		E 10 DH-4	11		20	
OR-1*	PH		H 2 O	E 7 AW		8		1-10
OR-2*	PI		H 2 O	E 7 AW		8		3-6
OR-3*	PJ		H 2 O	E 7 AW		11		5-8
OR-4*	PK		H 2 O	E 7 AW		15		6-12

各欄右側は LOX 系、左側は LH₂ 系

* 大気圧開放。

** 途中で水素消尽、単独流となる。

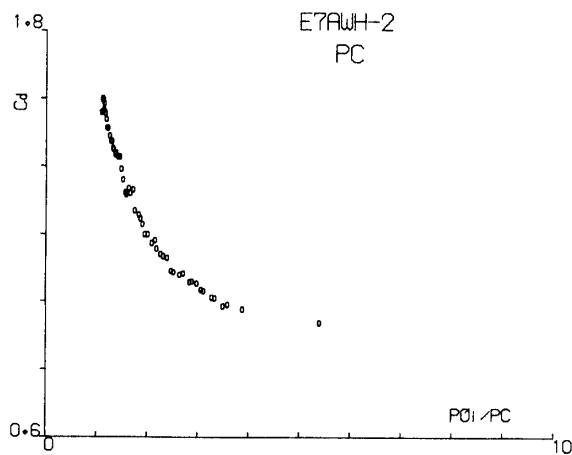


図 9

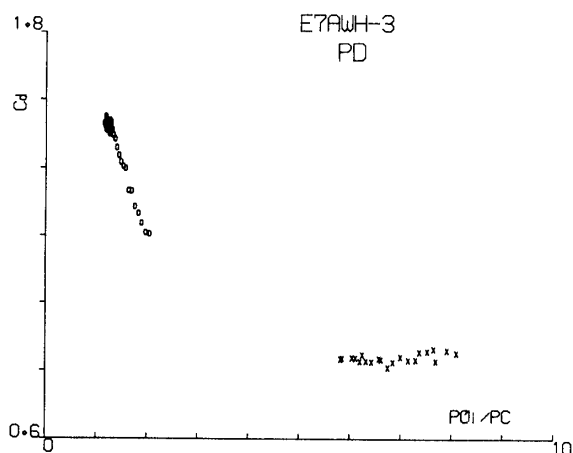
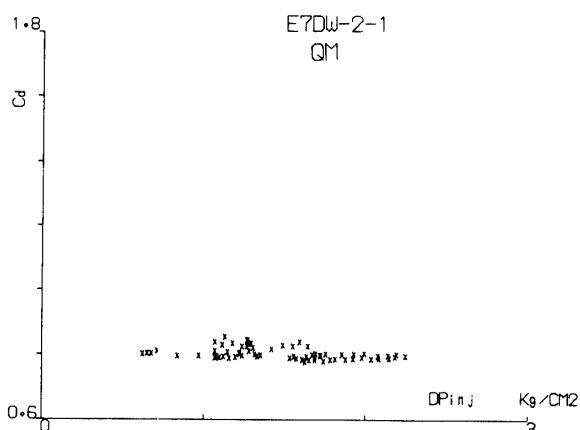


図 10



ると1価関数に取まとめられている。従って本文では酸素系の C_d は DPO_i/P_c を尺度として整理する事とした。

本シリーズで得られ知見は

- ① 大気開放下でE7Dを用いたQM*は $C_d \approx 0.8$ であるのに対し、背圧をかけE7Aを用いたPAでは $C_d \approx 1.6$ と大きな差異を示す(図10, 11)。両噴射器は本質的に大きな相違はなく、この矛盾は理解し難かったが、その後実験を追加してE7Aについても大気開放下で実験した所(8φオリフィス流量計の検定を兼ねて実施) DPO_i/P_c の大きな所では $C_d \approx 0.9$ にまで下り、噴射器に大差のない事が確認された(図12)。
- ② 酸素系のE7Aでは差圧の小さい所で C_d は急上昇している(図7, 8, 9)。一方E10D(図4)では極大値がみられる。E7Aでも差圧の極めて小さい所では C_d はほぼ一定しており、更に低流量とすると極大値の現われる可能性があり測定精度を上げて検討するに価すると見られる。

E7Dについては実験例が少ないので結論を導き難いが、図13のQEでは低いながらも極

* 図10は差圧を横軸に取ってある。大気開放故横軸は DPO_i/P_c と大差はない。

大値が存在するようである。

③ 水素系では C_f のマッハ数に対する変化が問題となる。E7D を用いた QT (図 14, 流体 GN_2) では M が小さくなると C_f も下り, E7A を用いた QX (図 15, 流体 GH_2) でも同様である。E10D については図 5 のように逆の傾向が見られたが, 今回常温 GH_2 を用いた PL, 低温 GH_2 を用いた PM, PN, PP ではいずれも図 16 に示すように M 小で C_f 小の傾向が見られ, 微差圧での C_f の挙動を測定精度を上げて確認する必要がある。

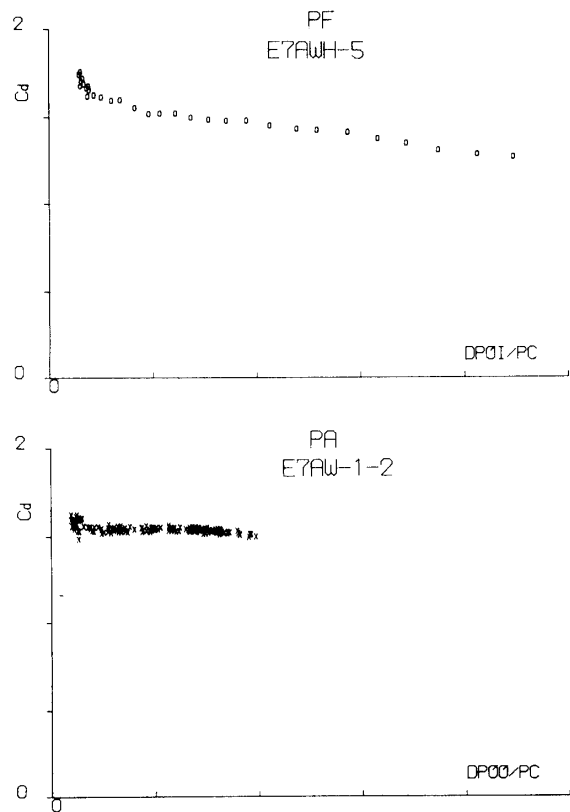


図 11

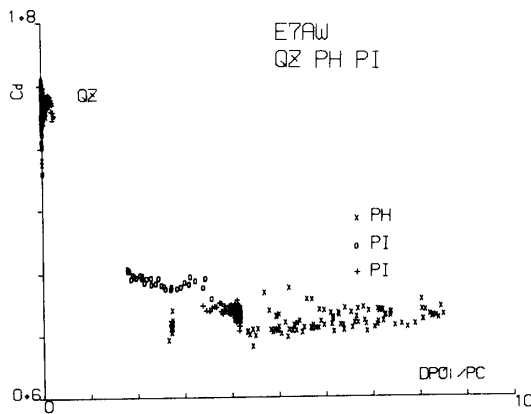


図 12

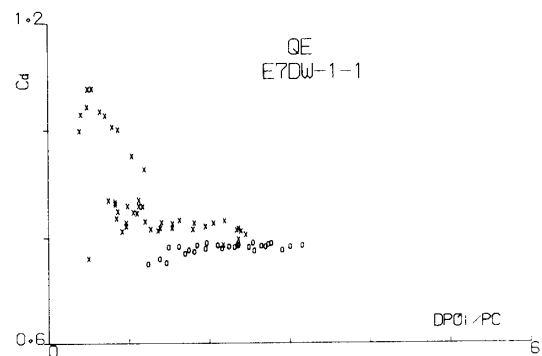


図 13

なお試験IIIでは圧力調整が図3のようにはいかず、急激且大幅な圧力変化となったため、transient部のデータが大量に混入した。transient部ではパラメータ間の正確な相関を導き得ないので、比較的ゆるやかな変化部のデータのみを採用する事となり、データ選択に任意性が入った点、実験としては余り良好なものとは言えない。

④ 次に従来の流量試験の結果よりは燃焼試験の方が LH_2 流量が高く、 LOX 流量が低い事が度々指摘されて来た。両試験の差は前者が一方の流体のみの単独噴射であるのに対し、後者が両流体の同時噴射であることから、この差が「干渉」によるものと解されていたが、従来の流量試験そのものの精度に疑問があり、Q-, P-シリーズではこの点を確認する事に重点を置いた。図17は実験の途中で水素が消尽され、同時噴射(PB)が単独噴射(PB', 水流のみ)となった例で水素側、酸素側の流量はそれぞれ $Q_f=4\sim 12\text{ g/s}$, か 0 g/s , $Q_o=150\sim 240\text{ g/s}$ である。図17は完全に符合し、干渉はこの流量範囲では否定される。同様に図18は H_2 単独噴射(QY: $Q_f=2\sim 17\text{ g/s}$, $Q_o=0$)と H_2 , 水の同時噴射(PC: $Q_f=2\sim 10\text{ g/s}$, $Q_o=120\sim 180\text{ g/s}$)とを比較したもので、これも差を認め難い。一方これらと同じ噴射孔をもつ燃焼試験HST701での流量を常温の噴射器要素当りの水素、水の流量に換算すると $Q_f=12\sim 18\text{ g/s}^*$, $Q_o=120\sim 180\text{ g/s}$ で上記流量試験の流量範囲と一致しており、

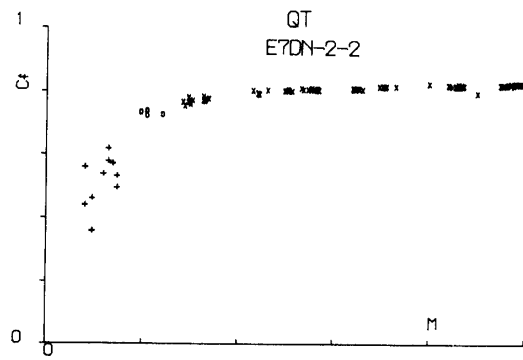


図 14

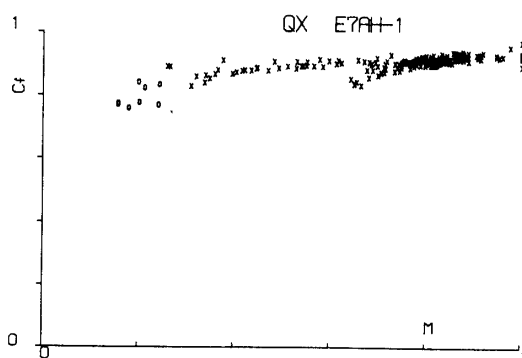


図 15

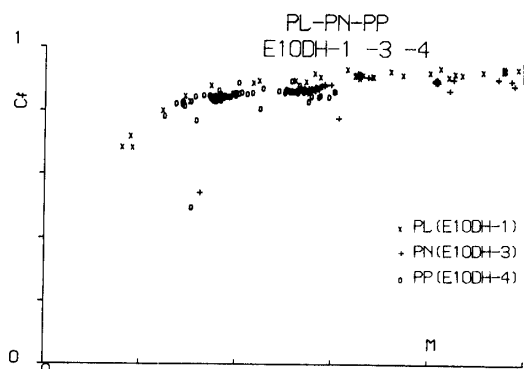


図 16

* 多孔質板の流量も含まれている。

燃焼試験では「干渉」は起っていないと結論できる。しかし酸素系については DPO_i/P_c の極めて小さい所では単独流 (図 19 の PB' : $C_a=1.65$)、同時流 (PF : $C_a=1.8$) で僅差が見られるが、前述の「干渉」とは逆の傾向である。この領域は C_a 変化が極めて激しいので、エンジン設計に当ってはむしろ避けるのが望ましい。

⑤ このシリーズでは水素系の温度効果も調べた。図 1 の熱交換器内では流路は 3 本の銅ラセン管に置き換えられ、ラセン部を液体窒素に浸して作動流体を冷却した後、出口で 3 本が統合されている。噴射器 E10D を用い、対照用に常温での試験 PL を行なった後、PM, PN, PP の 3 回の冷却試験を実施した。100 K までしか冷却されなかったが、図 16 にあるように温度効果は小さい。図 20 はこの点を確認するために、マッハ数領域、 $0.65 > M > 0.55$, $0.45 > M > 0.35$, $0.25 > M > 0.15$ の 3 者について対温度で流量係数 C_f をプロットした。

§3 オリフィス検定

今まで述べて来た流量試験ではオリフィス流量計を用いていた。オリフィスはコーナタップ型で JIS 規格に準じて作られているが細部は規格を満たしていないので、オリフィスの流量係数をレイノルズ数の関数として検定する事とした。オリフィス検定に当ってはタービン流量計を付加し、大気開放下で実験して総流出量をキャッチタンクの代りに大容量のポリバケツで受けて秤量し、受器に溜める時間幅は手動スイッチによりマイコンのトリガマークを計数して決定できるようにした。タービン流量計は小流量の所に dead zone があるので、総流出量は上記秤量法を正としている。一方微小差圧は水銀または四塩化炭素

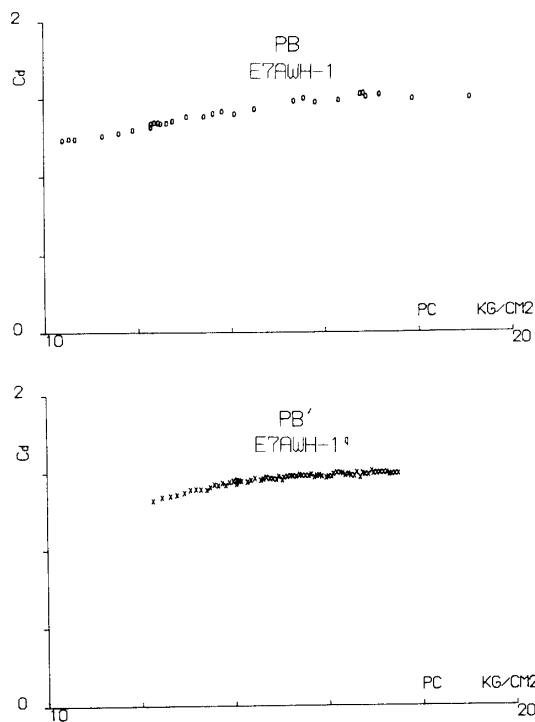


図 17

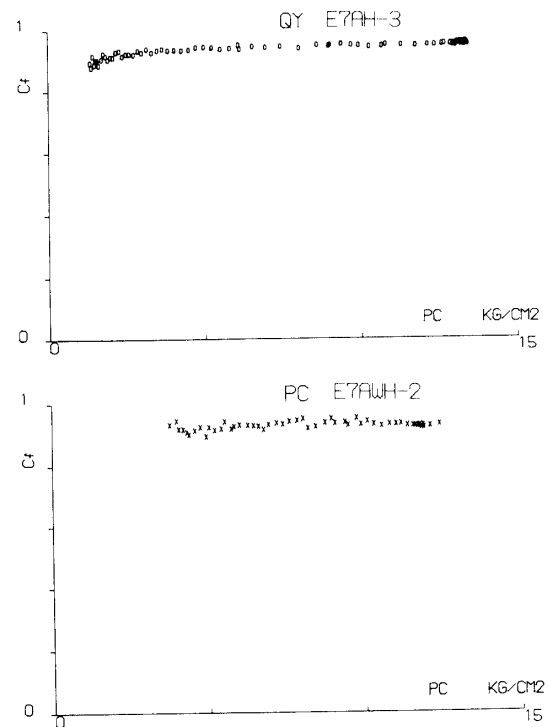


図 18

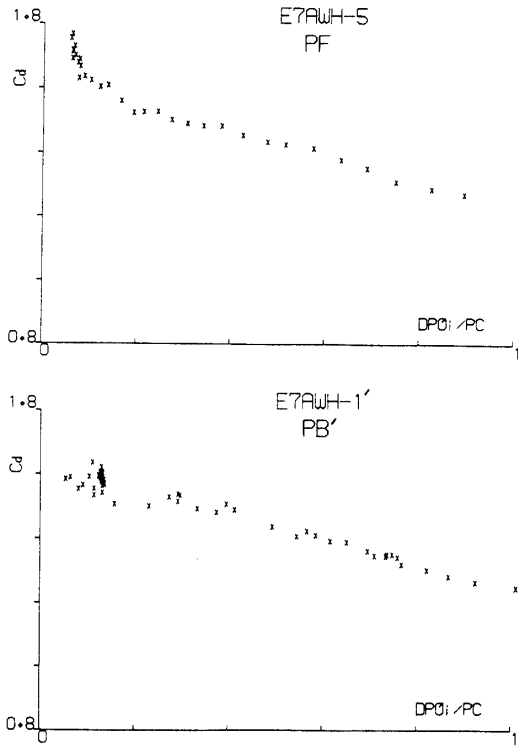


図 19

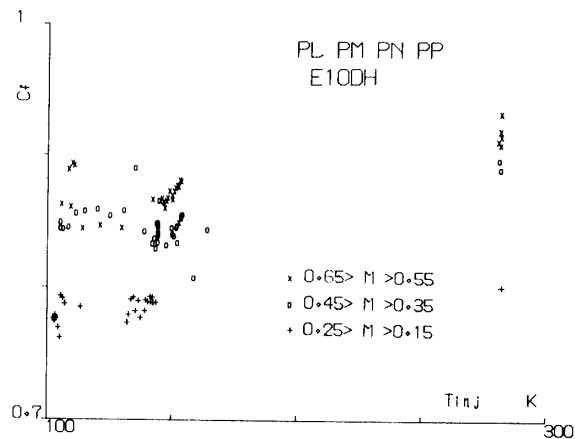


図 20 温度効果

マンメータ直読方式を併用し、試料採取開始より5秒毎にマンメータの読みを携帯テープレコーダに吹込み、実験後再生して差圧平均値を算出した。勿論必ず差圧計は測定レンジに合った規格のものを小まめに交換して使用した。従って測定系統は図21に示すものとなるが、シフトアンプはマイコンの全入力範囲(-5V~+5V)を有効利用するためのものである。

実験上では差圧計への導管には常に作動流体を満たしてゼロ戻りを確実にした。またマイコンプログラムを改良して、定常流に近い所のみを数多くサンプリングすると共にデータ取得を中断できるようにして、パラメータを変更した実験も待ち時間なしに取込み、これら数回の実験をまとめて1データファイルに収納して実験能率を高めた。

その結果、オリフィス規格に準じているものの1割近く流量係数が大きくなっている。図22は実験結果〔文献1〕をForsythe多項式(2次まで)を用いて最小二乗近似でcurve fittingさせたものでレイノルズ数 Re の対数を横軸にとり、 $\log(Re)$ が4を超えると $C\phi$ は一定、4以下で2次式近似をとる形に整理した。実験式はオリフィス流量係数を $C\phi$ 、 $\log(Re)=x$ とすると、

$$\begin{aligned}
 8\phi \quad x > 4 \quad C\phi &= 0.65 \\
 \quad \quad x < 4 \quad C\phi &= 1.3916 - 0.34793x + 0.045176x^2 \quad \sigma = 0.00878 \\
 11\phi \quad x > 4 \quad C\phi &= 0.65 \\
 \quad \quad x < 4 \quad C\phi &= 0.83673 - 0.057238x + 0.0026183x^2 \quad \sigma = 0.00957 \\
 15\phi \quad x > 4 \quad C\phi &= 0.714
 \end{aligned}$$

$$x < 4 \quad C_\phi = 12.1664 - 5.69139x + 0.7071x^2 \quad \sigma = 0.00793$$

で、その後微小流量用に追加した5φオリフィスでは

$$5\phi \quad x < 4 \quad C_\phi = 0.95593 - 0.13504x + 0.014622x^2 \quad \sigma = 0.0113$$

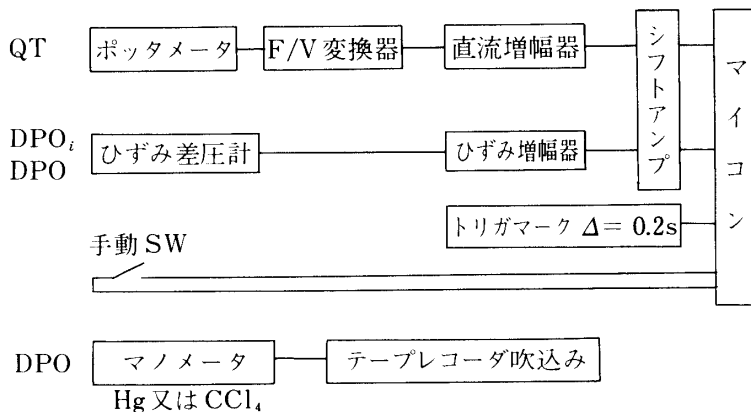


図 21

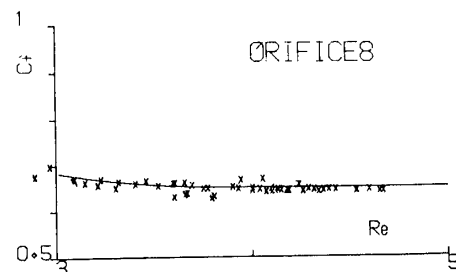
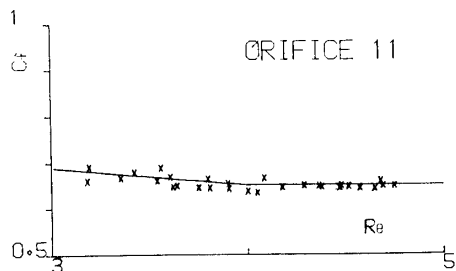
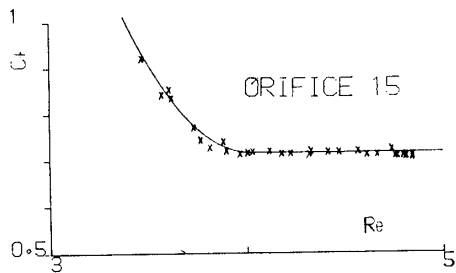


図 22-1

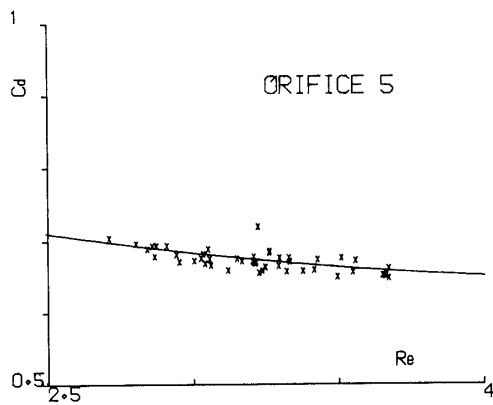


図 22-2

図 22 オリフィス流量計の検定

が得られた。なお X-, FL-シリーズでは $6\phi, 7\phi$ のオリフィスが使用されているが、これらはその後再加工されており検定できないので上記実験結果にもとずき $C_d=0.65$ と仮定し、従来のデータを改訂している。

§4 再試験

i) 試験IV

試験III①でほぼ確認できているが、噴射器 E7A の酸素系について大気開放下の流量試験を追加し、E7D と比較することも目的としている。大気開放下であるので DPO_i/P_c の広範囲のデータが取得された(図 23)。押圧の小さい所では図 1 の系統図のポンベの代りに水道管に直結する方が変動の少ない良好な流量-時間曲線がえられる。実験要領は表 6 に一括されており、得られた成果は

- ① 差圧の小さい所で C_d は上昇し DPO_i/P_c 大となると C_d は激減し、E7A と E7D に本質的な差はない。今回はオリフィス差圧計、タービン流量計、秤量法の 3 者の一致もよく、流量値の信頼度は高い。
- ② 図 23 は気温 37°C 、水温約 30°C で実施されたが、差圧 2.5 kg/cm^2 付近で C_d に段差が見られる。噴射孔出口の流れも、この点を境として高差圧側では噴霧状に移り変わり、キャビテーションと関連するものと見られる〔文献 2〕。

ii) 試験V

微小流量で E7A の C_d は E10D (X シリーズ) のように極大値を示すかを確認する目的で、小流量タービン流量計(No. 70527, 166 cc/s 上限), 5ϕ オリフィス, 0.5 kg/cm^2 差圧計に取替えた。小流量であるので水道管に直結し、流路中に制御弁を設けて調整する。 20 cc/s 以下ではタービン流量計は追随しないので秤量法を正とした。実験要領は表 7 に一括

表 6 試験IV QB シリーズ QBB-QBG
試験概要名 E7AW オリフィス 8ϕ タービン流量計 1000 cc/s (No.70057)

データ ファイル名	No.	押圧源	ランタンク圧	データフ ァイル名	No.	押圧源	ランタンク圧
QBB	1	ポンベ	$\sim 12 \text{ kg/cm}^2$	QBE	4	水道	$2.1 \sim 2.4 \text{ kg/cm}^2$
	2	"	$8.5 \sim 13.6$		5	"	$1.7 \sim 1.9$
QBC	1	水道	4	QBF	1	ポンベ	$5.5 \sim 6.5$
	2	ポンベ	6.5		2	"	4
	3	水道	2		3	"	$6 \sim 7$
QBD	1	"	1.4	4	"	7.6	
	2	"	$1.7 \sim 2.0$	5	"	12	
	3	"	$2.3 \sim 2.6$	QBG	1	水道	$4 \sim 4.3$
	4	"	$2 \sim 4$		2	"	1.8
QBE	1	"	1.8	3	ポンベ	1.5	
	2	"	1.5	4	"	$3.3 \sim 4.3$	
	3	"	$2.4 \sim 2.6$				

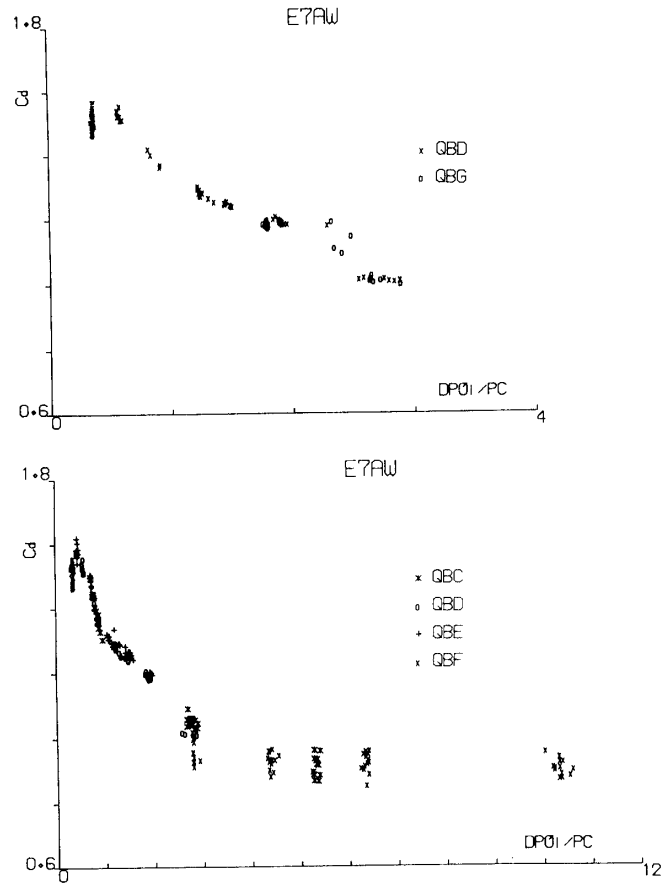


図 23

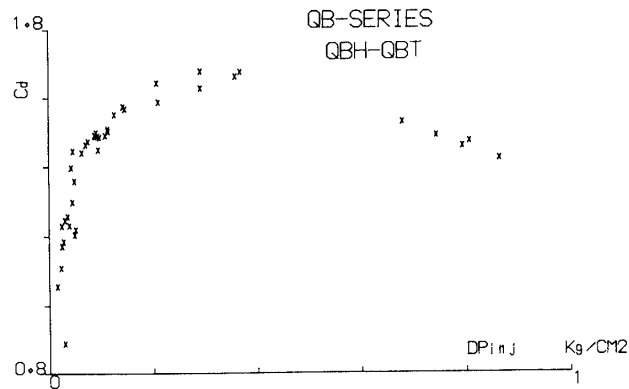


図 24

したが、E10Dと同様、小流量の所で極大値が見られる(図24)。先に示した図23でQBDの一部が C_d の上昇延長線上からずれていたのは実験誤差ではなく極大値付近にあったためであるとの結論を得た。

iii) 試験VI

低マッハ数における水素系流量係数確認のために、大気開放下で窒素ガス、5φオリフィ

表7 試験V QBシリーズ QBH-QBT
 試験概要名 E7AW オリフィス5φ タービン流量計 166 cc/s (No.70527) 水道直結

データファイル名	回数	データファイル名	回数	データファイル名	回数
QBH	4	QBL	4	QBQ	4
QBI	3	QBM	3	QBR	5
QBJ	4	QBN	5	QBS	5
QBK	4	QBP	5	QBT	5

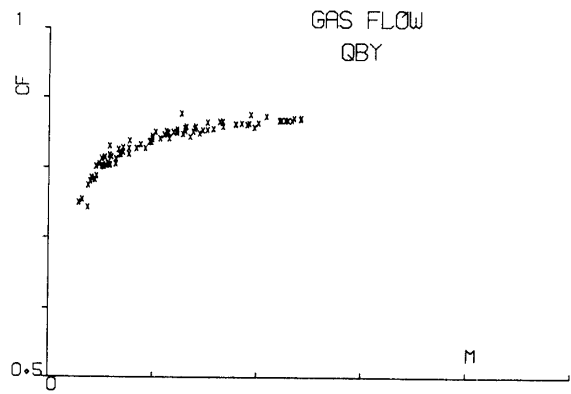


図 25 微小ガス流量の流量係数

ス, オリフィス差圧計 0.1 kg/cm^2 , 噴射器差圧計 0.2 kg/cm^2 を用い, タービン流量計を外して, ランタンク圧を階段上に変えて計測した. マイコンはステージ試験のため NTC に移したので, ペン記録計に収録, 解析した. 実験結果は図 25 に整理されており, マッハ数が下ると C_f も下る事を確認した. なおガス流量を噴射器出口でポリエチレン製袋に採取し, ガス容積をテプラーポンプ方式で求めようとしたが, 低速のガス流を乱さないでガスを採取する事は出来るが (水上置換法は流量の大きい事, 水柱差が効く事から採取法としては不適であった), 袋をかぶせる時の袋のひろがり具合が不揃いとなって精度が低下し, オリフィス差圧より求めた流量の積算値とは一致しなかった.

§ 5 燃焼試験との比較

i) TC1002 (10 トン溝構造燃焼器の単体試験)

流量試験は噴射器要素 E10D で行なわれているが, その結果にもとずき, 燃焼器の噴射器は E10A 型に改められている. 従って流量係数の絶対値が両試験で完全に符合することは期待できないが, 各種のパラメータに対する挙動は相似しているはずである. TC1002-1-2~1-4 の実験結果より 5 秒間隔でデータを抽出して表 8 に示した.

a) 酸素系

燃焼試験での噴射器温度は $95 \sim 100 \text{ K}$ に集中しているので, 温度効果は本実験からは導き得ない. その他の各種パラメータとの相関を調べたが, DPO_i/P_c , レイノルズ数, 流速の

TABLE 8-1 TC 1002 <LOX>

	PC	POi	TO	WO	DPOI/PC	CD
	KG/CM 2	KG/CM 2	K	KG/S		
1-2-5S	24.72	29.33	102.3	13.19	0.1865	1.271
1-2-10S	25.97	30.84	99.4	13.97	0.1875	1.300
1-2-15S	26.47	31.62	96.5	14.37	0.1946	1.292
1-2-20S	26.27	31.98	96.3	14.54	0.2174	1.241
1-3-5S	30.03	37.44	98.6	17.14	0.2468	1.290
1-3-10S	30.43	37.62	96.4	17.15	0.2363	1.304
1-3-15S	30.48	37.56	96.0	17.09	0.2323	1.308
1-4-5S	30.29	37.57	99.5	17.10	0.2403	1.301
1-4-10S	30.29	37.39	95.4	16.97	0.2344	1.295
1-4-15S	30.29	37.27	94.9	16.99	0.2304	1.306

TABLE 8-2 TC 1002 <LH2>

	PC	FFi	TF	WF	GAMMA	M	CF
	KG/CM 2	KG/CM 2	K	KG/S			
1-2-5S	24.72	33.06	114.6	2.600	1.453	0.647	0.805
1-2-10S	25.97	33.78	109.8	2.617	1.476	0.610	0.797
1-2-15S	26.47	34.44	112.8	2.635	1.463	0.613	0.799
1-2-20S	26.27	34.26	111.9	2.609	1.467	0.615	0.790
1-3-5S	30.03	37.91	123.0	2.746	1.427	0.582	0.823
1-3-10S	30.43	37.85	119.4	2.818	1.439	0.560	0.851
1-3-15S	30.48	38.09	117.4	2.843	1.448	0.564	0.839
1-4-5S	30.29	37.95	113.2	2.800	1.467	0.564	0.810
1-4-10S	30.29	38.19	109.1	2.853	1.488	0.569	0.797
1-4-15S	30.29	37.58	109.6	2.782	1.484	0.549	0.811

いずれに対しても C_d は一定しており相関は見られない。燃焼試験での DPO_i/P_c は 0.18~0.24 で流量係数 C_d 1.24~1.30 であるので X-, FL-シリーズにおける $DPO_i/P_c \approx 0.2$ での流量係数と比較すると

単独噴射	XA	XB	XC	XD	XE	FLS	FLE
C_d	1.08	1.23	1.26	1.21	1.24	1.34	1.32
同時噴射	FLD	FLD	FLH	FLJ	FLS	FLT	
C_d	1.34	1.38	1.36	1.34	1.33	1.30	

となり、同一試験体制で行なわれた FL-シリーズ間では単独と同時噴射とで差はなく、表 8 の燃焼試験での C_d と一致している。しかし管構造燃焼器 TC-1001 についての三菱重工での試験結果〔文献 3〕を整理すると

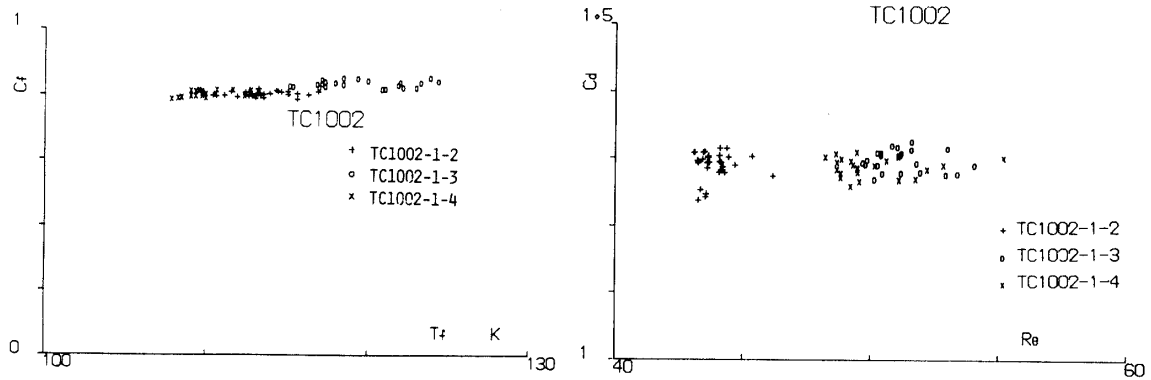


図 26 TC 1002 水素系

LOX 側 $C_v = 15.063(1 + 4.868 \times 10^{-3} T_{inj})$

LH₂ 側* $C_v = 96.902(1 - 1.377 \times 10^{-3} T_{inj})$

で表わされるように温度効果が見出されている。従って水素側と同様 90~100 K ほとんかく常温~95 K の間に限れば温度効果がほとんど無いのかもしれない。

b) 水素系

燃焼試験での流量係数はリヂメッシュ面の寄与を無視して算出したが、 C_f の噴射器温度、レイノルズ数(ただし噴射器出口の水素流路断面積より等価直径 D を求め、 $Re = v \cdot D / \nu$, ν = 動粘性係数で整理)との間に僅かに相関が見られる(図 26)。対 T_f , 対 Re で相関係数の符合が逆転しているが、これは主として温度上昇に伴なって動粘性係数も上昇し、 Re が降下することに起因している。噴射器要素については PL~PP の実験例(図 16, 20)に見られるように温度効果は小さく、 C_f 対 Re もほぼ一定している(図示省略)。この事から要素での試験範囲 100~300 K では C_f は飽和して一定しているが更に低温にすると C_f が低下し始めるのかもしれない。

C_f の絶対値については表 8 より燃焼試験では $M = 0.56 \sim 0.61$ で $C_f = 0.8 \sim 0.85$ に対し、 $M \approx 0.6$ での要素試験では

単独噴射 (GH ₂)	PL	PM, PN, PP	PM, PN, PP
C_f (温度)	0.92 (293)	0.86 (150)	0.85~0.89 (100 K)
同時噴射 (GN ₂)	FLD	FLF	
C_f	1.0	1.0	

で比較的良好一致している(TC1002 では多孔質板の寄与が少ないので、多孔質板からの流量を無視しているが、燃焼試験の方が C_f は見かけ上大きくなるはずである)。

ii) HST701 (7トン管構造燃焼器のステージシステム試験)

流量試験は噴射器要素 E7A, E7D の両者について行われているが、燃焼器には E7A が採用されている。表 9 にステージ試験 HST-701-1-2, -1-3, -2-1, -2-2 の 10 秒間隔のデータを表示しておく。

* 水素側での負の温度係数は本実験と全く相容れない。

TABLE 9-1 HST 701 <LOX>

	PC	POi	TO	WO	DPOI/PC	CD
	KG/CM ²	KG/CM ²	K	KG/S		
1-2-10S	29.26	31.00	94.8	16.18	0.0594	1.994
1-2-20S	29.39	31.23	94.8	16.24	0.0626	1.947
1-2-30S	29.94	31.71	95.1	16.42	0.0591	2.008
1-2-40S	30.08	31.94	95.1	16.56	0.0618	1.976
1-3-10S	29.95	32.29	95.9	16.46	0.0781	1.754
1-3-20S	27.36	29.19	95.4	14.37	0.0669	1.730
1-3-30S	28.57	30.56	95.9	14.58	0.0697	1.685
1-3-40S	30.63	32.95	95.9	16.90	0.0757	1.808
1-3-50S	27.36	29.04	96.8	14.62	0.0614	1.843
2-1-10S	23.53	24.64	94.0	13.26	0.0471	2.044
2-1-20S	23.94	24.98	93.8	13.42	0.0434	2.136
2-1-30S	23.53	24.47	93.8	13.33	0.0399	2.232
2-1-40S	23.67	24.64	93.8	13.51	0.0409	2.227
2-1-50S	22.71	23.63	93.8	12.18	0.0405	2.061
2-2-10S	27.76	29.72	94.9	15.62	0.0706	1.815
2-2-20S	28.03	29.95	94.9	15.80	0.0684	1.855
2-2-30S	28.11	30.12	95.1	15.89	0.0715	1.824
2-2-40S	25.35	26.94	95.1	13.85	0.0627	1.788
2-2-50S	25.19	26.94	95.1	13.89	0.0694	1.709

a) 酸素系

この場合も噴射器温度は 94~97 K で一定しており、温度との相関は求められない。酸素流速、酸素流のレイノルズ数との相関も分散が大きく明確ではない。DPO_i/P_c および水素側レイノルズ数（水素系噴射孔断面積より等価直径 D を求めた）との間には比較的是っきりした相関（図 27）が、またやや特異的な HST-701-2-1 を除けば相対速度比 v_H/v_o 、モー

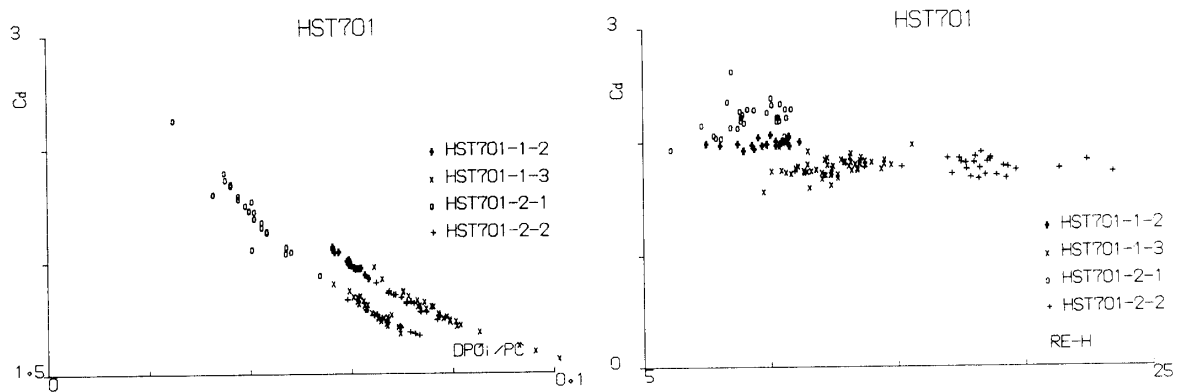


図 27 HST 701 酸素側

TABLE 9-2 HST 701 <LH 2>

	PC	Pfi	TF	WF	GAMMA	M	CF
	KG/CM ²	KG/CM ²	K	KG/S			
1-2-10S	29.26	31.43	103.9	3.360	1.508	0.310	1.153
1-2-20S	29.39	31.60	91.5	3.390	1.601	0.303	1.077
1-2-30S	29.94	32.28	82.4	3.440	1.701	0.300	0.996
1-2-40S	30.08	32.44	87.6	3.460	1.643	0.305	1.028
1-3-10S	29.95	33.33	93.8	3.380	1.586	0.371	0.870
1-3-20S	27.36	30.45	92.9	3.200	1.585	0.371	0.898
1-3-30S	28.57	31.41	83.4	3.240	1.685	0.340	0.873
1-3-40S	30.63	34.03	83.1	3.440	1.701	0.356	0.819
1-3-50S	27.36	30.45	77.5	3.250	1.756	0.362	0.810
2-1-10S	23.53	25.94	97.6	2.630	1.535	0.345	0.961
2-1-20S	23.94	26.31	93.7	2.650	1.565	0.340	0.939
2-1-30S	23.53	25.87	91.7	2.620	1.580	0.340	0.928
2-1-40S	23.67	26.11	81.2	2.630	1.682	0.346	0.829
2-1-50S	22.71	25.44	84.8	2.600	1.639	0.373	0.818
2-2-10S	27.76	30.86	64.9	2.980	1.981	0.360	0.634
2-2-20S	28.03	31.26	68.2	3.000	1.916	0.366	0.648
2-2-30S	28.11	31.29	63.8	3.010	2.017	0.362	0.617
2-2-40S	25.35	28.25	58.8	2.840	2.116	0.364	0.602
2-2-50S	25.19	28.28	61.7	2.850	2.030	0.377	0.614

メント比 $(Q \cdot v)_H / (Q \cdot v)_0$ との間にも弱い相関が認められる (図示省略)。

DPO_i/P_c との相関は図 27 に見られるように比較的明瞭であるが、変化しているパラメータの領域は噴射器要素 E7A を用いての流量試験での C_d 降下域 (図 24 では $DPO_i/P_c = 0.2$ 以降では C_d は急激に下がっている) に当り、全く相容れない。水素系レイノルズ数、相対速度比、モーメント比がいずれも大きくなると、 C_d がやや小となるから (HST-701-2-1 は例外として) 干渉によって LOX 流が抑えられたものとも解することが出来る。

燃焼実験での DPO_i/P_c は 0.04~0.08 で $C_d = 1.7 \sim 2.2$ となっているが、この領域では流量試験の測定精度が低下するが流量試験での C_d 値は下表に示すように、従来の説とは異り、同時噴射の方が C_d 値が大きく*、燃焼試験もこの傾向と一致している。

DPO _i /P _c	QZ	PA	QBH~QBT	PB	PC	PF	PG
0.05	1.6	1.6	1.2~1.3	1.6	—	1.75	1.8
0.1	1.5	1.5	1.5	1.6	1.55	1.6	1.6
	単 独 噴 射			同 時 噴 射			

* この点は先にも指摘したが (図 19)、上述の対モーメント比の傾向とは矛盾する。

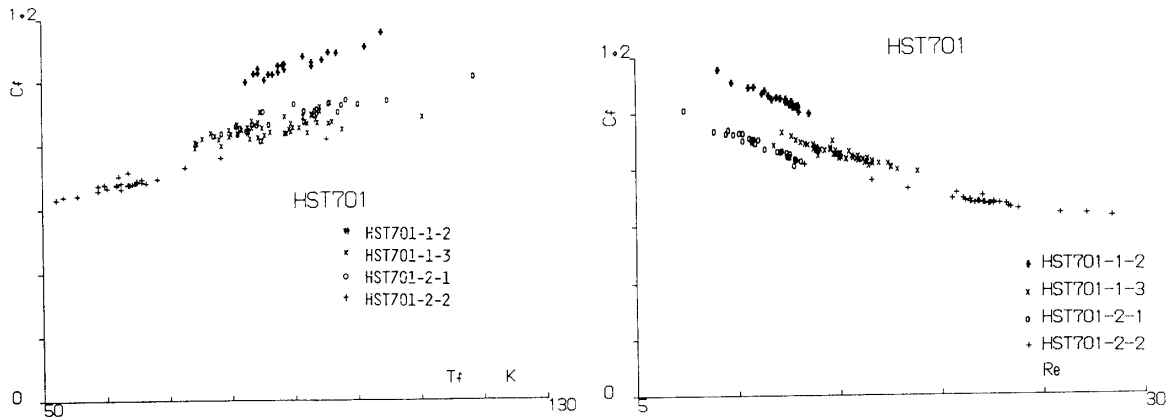


図 28 HST 701 水素側

b) 水素系

C_f と他のパラメータとの相関を求めたが、温度、流速、相対速度比、モーメント比が大きくなると C_f もやや大きくなる^{**}。温度上昇に伴って C_f も顕著に大となるが、対レイノルズ数に対しては逆の傾向がはっきりと出ている(図 28)。ただしいずれも 1 本の相関曲線には乗らず、平行に走る複数の線に分れている。しかも酸素系では HST701-2-1 が特異的であったのに対し、水素系では HST701-1-2 が他の 3 者より、かけ離れた値を示している。今一つの特徴は温度効果が TC1002 よりも顕著なことで、 $C_f \sim T_f$ の傾斜は

$$\text{HST701-1-2} \quad C_f = 0.860 + 0.00486(T_f - 50)$$

$$\text{HST701-1-3} \sim \text{2-2} \quad C_f = 0.624 + 0.00438(T_f - 50)$$

$$\text{TC1002} \quad C_f = 0.765 + 0.00323(T_f - 100)$$

となっている。

絶対値について要素流量試験と比較すると、燃焼試験は $M = 0.3 \sim 0.38$ で $C_f = 0.7 \sim 1.2$ であったのに対し、要素での $M = 0.4$ での C_f 値は (E7A について)

単独噴射	QX	QV		
C_f	0.9(GH ₂)	1.0(GN ₂)		
同時噴射	PB	PC	PF	PG
C_f	0.92	0.92	0.94	0.93(GH ₂)

である。この場合は燃焼試験で多孔質板から予測値よりも大量の流出があった。しかもデータ解析に当たっては、この流量も含めて噴射孔 1 コ当りに換算しているので、要素試験より C_f が大きくなりうる。

§ 6 結論

- ① 酸素系の流量係数 C_d は無次元化した DPO_i/P_c すなわち酸素系噴射器差圧を下流圧で正規化した値を尺度とすると、実験条件の相違を打消して一義的に取扱い得る。
- ② 酸素系では DPO_i/P_c の小さい所で極大点が出現する。極大点付近の様子は

* 温度、レイノルズ数以外では相関が明瞭ではないので図示省略。

E7A QBB~QBG (図23), QZ, PH, PI (図12), QBH~QBT (図24)

E7D QE (図13)

E10D XE (図4), FLJ (図6)

に図示されており、噴射要素間に個性が認められる。ことにE7AとE10Dとの差は著しい。

③ 水素系の流量係数 C_f はマッハ数を尺度として統一的に比較し得る。マッハ数の小さい所では C_f が降下する事が一般的に言い得る。

E7A GH_2 QX (図15), GN_2 QBY (図25)

E7D GH_2 QT (図14)

E10D GH_2 PL~PP (図16)

④ 流量試験としては GN_2 を用いて大気開放で行なうのが実験的には最も容易であるが、 $M=0.4$ で比較すると

E7A GN_2 大気開放 $C_f=0.88$ 例: QBY (図25)

E7A GN_2 高背圧 $C_f=1.0$ 例: QV, QW

E7A GH_2 高背圧 $C_f=0.9$ 例: QX, QY (図15)

となり、 N_2 大気開放で代用して差支えないと見られる。

⑤ ただし酸素系についてはキャビテーションの影響 (図23) があるので高背圧で流量試験をする必要がある。

⑥ 燃焼試験が行われている流量範囲では酸素流と水素流との間の「干渉」はないと考えられる。

⑦ 本文では従来から用いていた定数値との混乱を避けるために、酸素系については噴射孔最狭部断面積を使用したので、流量係数 $C_d > 1$ となっている。この点は付記で述べる有効面積を採用することにより $C_d < 1$ の妥当な値に換算される。未修正の時にはE7Aの方がE10Dより流量係数が見かけ上大きい、修正後はこの関係は逆転している。

以上が流量試験そのものから得られた知見であるが、これらを基にして燃焼試験の流量を予測しようとする、

イ. 多孔質板の寄与を正確に求める必要がある。例えばHST701では多孔質板が流れ易い状態にあったと見られ、要素流量試験時より C_f が大きい。

ロ. 温度効果は流量試験の100-300 Kの間ではほとんど無いが、燃焼試験60~100 Kでは顕著である。

ハ. 図27, 28に示されるように対温度、対レイノルズ数の相関が1本の線に収束せず、他の因子が影響を与えている可能性がある。

等の事情により、所期の目的を完全に達成することは出来ないが、1割程度の誤差で推測することは可能と見られる。それには本文でも指摘したように微小流量、微小差圧を測定範囲に適したセンサに忠実に切換えて綿密な計測を行なう必要がある。

付記

用いられた噴射孔は図A・1に模式化したように管の断面は流れ方向に拡げられている。しかも圧力計測点は噴射孔出口であるから、流路面積 A_1 から A_2 への拡大効果を考慮す

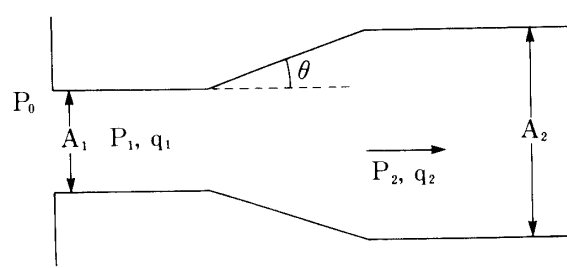


表 A-1 酸素系断面積の修正 (表 2 参照)

種 別	適用例	最狭部 d ₁ mm	拡大部 d ₂ mm	A ₂ /A ₁	θ	η*	修正係数	本数	修正後 断面積 cm ²
E 7 A	TC 701	2.42	4.0	2.7	6°	0.9	2.115	90	8.76
"	EL 7 A	2.42	4.0	2.7	6°	0.9	2.115	1	0.0973
E 7 D	EL 7 D	2.32	4.0	3.0	6°	0.9	2.115	3	0.2686
E 10 A	TC 1002	1.71	3.0	3.1	90°	0.5	1.342	144	4.44
E 10 D	EL 10 D	1.91	3.0	2.47	90°	0.55	1.360	1	0.03896
参 考	TC 1001	1.82	3.4	3.5	90°	0.38	1.246	127	4.12

* 文献 4 の略図より読取った概略値である。

る必要がある。図の流路ではベルヌイ式で常用の記号を用いれば

$$P_2 - P_1 = 1/2 \cdot \rho q_1^2 \cdot [1 - (A_1/A_2)^2]$$

一方噴射器入口の停滞部では

$$P_0 - P_1 = 1/2 \cdot \rho q_1^2$$

である。実際には拡大部での圧損により圧力は P_2 より低い P_2' までしか上昇せず、これを拡大効率 η と呼んでいる。

$$\eta = (P_2' - P_1) / (P_2 - P_1)$$

η の値は拡大角 θ と面積比 A_2/A_1 の関数として示されているが [文献 4]、これらの式より、実測された圧力 P_0, P_2' 間に

$$P_0 - P_2' = 1/2 \cdot \rho q_1^2 [1 - \eta \{1 - (A_1/A_2)^2\}]$$

が成立するから、噴射孔の断面積は $1/\sqrt{1 - \eta \{1 - (A_1/A_2)^2\}}$ 倍された事になる。この数値を修正係数と呼ぶと、今回用いた噴射器については次表の値となる。

修正後の断面積を採用すると流量係数 C_d は 1 より小さい妥当な値になるが、本文では従来の慣用値との混乱を避けるため、本修正は施していない。

参 考 文 献

- [1] TRW Systems Group, "Aerospace Fluid Component Designers 'Handbook'" vol. 1 Revision D (1970) -AD-874542 と傾向的によく一致する。
- [2] L. N. Randall, ARS J. Jan-Feb, (1952) p. 28.
- [3] 液水/液酸 10 トン・エンジンシステム試験計画書, SES TD-81-005.
- [4] 谷一郎, "流れ学", 岩波全書, p. 18.