

## 固体ロケット不安定燃焼の実験的研究

倉谷 健治\* 城田 賢正\*\*

是木 武正\*\* 青木 一郎\*\*

固体推進薬ロケットモータに発生する縦振動とモータ形状の関係を、種々の推進薬形状をもつ小型テストモータを用いて調査した。テスト結果から、縦振動の発生は、モータ内ガス流条件やモータの長さに対する直径の比  $L/D$  に関係することがわかった。さらに、本報告では振動の発生条件を推進薬の振動応答性および、燃焼面におけるアルミニウムの凝集度と関連させて議論する。また、振動抑制装置の効果および実機に適用した結果について述べる。

### 1. 緒 言

固体ロケットモータの不安定燃焼の1つに、燃焼室内の音響的振動燃焼がある。これは、燃焼室内に音響モードに相当する圧力振動が発生する現象であり、この圧力波が推進薬の燃焼速度に影響を与え、予測した燃焼パターンと異なる結果を生じさせたり、極端な場合にはロケットモータの破壊を起こすこともある。また、ある場合には推力に振動を誘起し、ロケットの搭載機器に悪影響を与える。

東京大学は、1段式の観測ロケット S-310 を開発した。このロケットモータは、外径 310 mm、モータ長さ 5.2 m であり、Fig. 1-(a) に示すような2段推力型の推進薬グレインをもっている。推進薬組成はポリブタジエン19%、過塩素酸アンモニウム64%、アルミニウム17%であり、それに2% (外割) の触媒を加えてある。

地上燃焼試験を行なったところ、振幅約  $2 \text{ kg/cm}^2$  の1次モード (110 Hz) の圧力振動が、燃焼開始後約 4.5 sec から発生した。その圧力および推力カーブを Fig. 1-(b) に示す。このロケットの飛翔試験を行なったところ、地上燃焼試験からの予測と一致する最大振幅約 15 G の加速度が検知された。

今までに圧力振動発生の有無は、増幅係数と減衰係数の和の符号に基くという、安定・不安定基準<sup>1)2)</sup>がいくつか提案されている。しかし、これらの基準または圧力振動に影響を与える内部弾道特性値についての実験的研究は、あまり報告されていないのが現状である。そこで、圧力振動を支配する多くの内部弾道およ

び、音響パラメータのうちで、特にグレイン形状と振動抑制装置 (例えばバップル) に主眼をおいて広範囲に実験を行なった。

### 2. 実 験

グレイン形状と圧力振動の関係を調査するため、Fig. 2 に示す小型テストモータを使用した。ここで、 $D_f$ ,  $D_a$ ,  $L$ ,  $D_r$  はそれぞれ、前端ポート直径、後端ポート直径、グレイン長、ノズルスロット直径である。本実験では Table 1~5 及び7に示すような、種々のグレイン形状をもつ40個のテストモータを用いた。

推進薬組成は、ポリウレタン23%、過塩素酸アンモニウム67%、アルミニウム10%である。燃焼速度と圧力指数はそれぞれ  $6.5 \text{ mm/sec}$  ( $50 \text{ kg/cm}^2$  において)、0.1である。観測ロケット S-310 用の推進薬を使用し、小型モータでテストを行なったところ、圧力振動が発生しなかったので、圧力振動に対し、より不安定な上記組成の推進薬を使用した。

### 3. 実験結果と考察

Fig. 3 (a)~(c) に内圧カーブおよび内圧振動成分を示す。観察された振動は、2つのタイプに分けることができる。1つのタイプは、Fig. 3 (a) に示すように、小振幅で、予測平均内圧が変化しないものである。この場合振動が一度発生するとグレインが燃えつきるまで継続し、その振幅は約  $2 \text{ kg/cm}^2$  とほとんど一定であり、また再現性も良い。この振動は Pressure-Coupled Oscillation に対応しているものと思われる。

他のタイプは、Fig. 3 (b) に示すように、最初のタイプの振動にひき続いて起こり、振幅が大きくなり、急激な圧力上昇を伴う。この振動の発生は再現性がなく、他の補足実験から、これは後端レストリクタ片がノズ

昭和51年3月31日受理

\*東京大学宇宙航空研究所 東京都目黒区駒田

\*\*日産自動車株式会社 宇宙航空部 埼玉県川口市内場

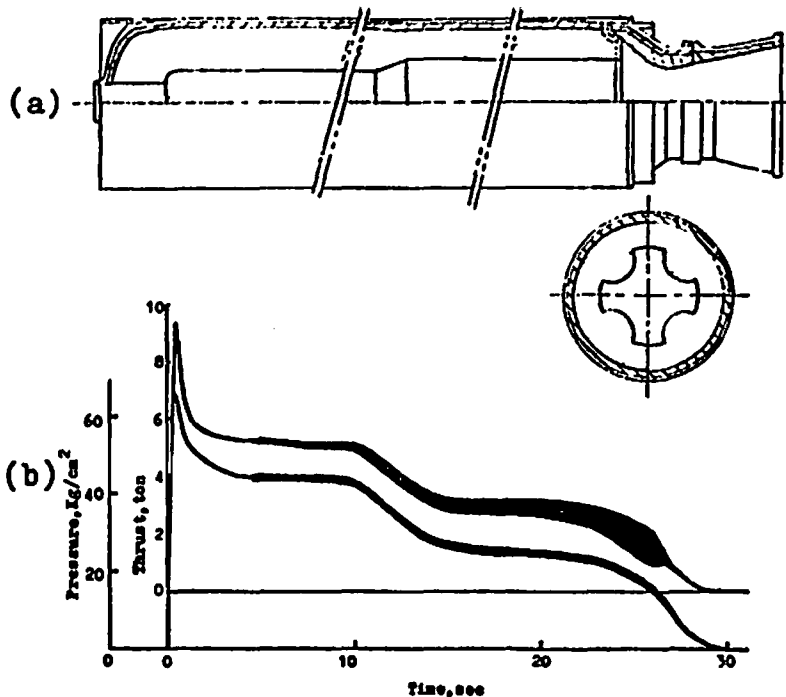


Fig. 1 (a) Motor of sounding rocket S-310 and (b) its pressure- and thrust-time histories

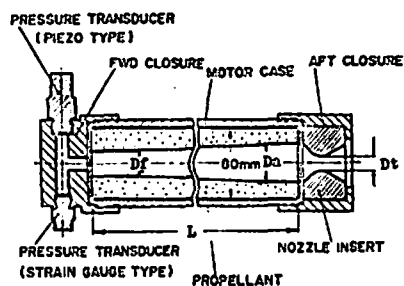


Fig. 2 Small test motor

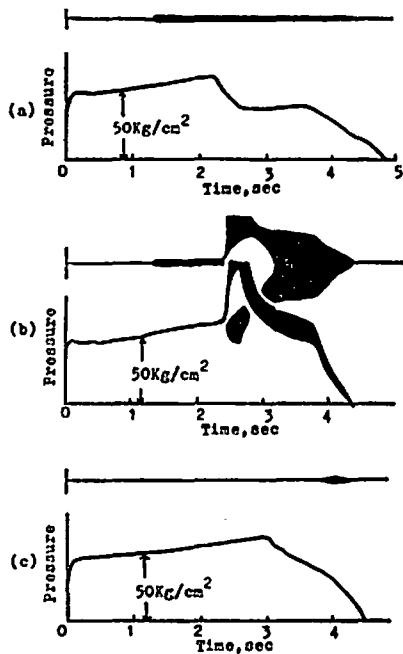
ルから飛び出すことにより発生するものと推定された。これは、Velocity-Coupled Oscillation に対応しているものと思われる。本報告においては、最初のタイプの振動のみを取扱うことにする。

Table 1~7 において、 $T_g$  は点火から最初のタイプの振動が起り始めるまでの所要時間である。 $T_g$  欄において NO は振動が全く起らないことを示し、(NO) は Fig. 3 (c) に示すように圧力カーブのテイル部以外には振動が発生しないことを示している。

### 3.1 振動とグレイン形状の関係

#### 3.1.1 燃焼表面上のステップおよびエッジの効果

Table 1 において、前端および後端ポートの初期直径は、No. 8, 24, 9 のモータを除き同一になってい



(a) (b) configuration No. 2, (c) configuration No. 20

Fig. 3 Typical pressure-time histories and pressure oscillations

Table 1 Effect of step and edge

No.	GRAIN CONFIGURATION	Df (mm)	Da (mm)	Dt (mm)	L (mm)	Tg (sec)
2		20	40	30	1300	1.25 1.30 1.30
4		20	40	30	1300	1.25
5		20	40	32	1300	2.05
6		20	40	32	1300	1.75
7		20	40	30	1300	(NO)
11		20	40	30	1300	1.35 1.10
8		25	45	30	1300	(NO)
24		25	45	30	1300	0.75 0.90
9		20	30	30	1300	1.30

る。No. 2~6 では約  $2 \text{ kg/cm}^2$  の振動が発生している。他方、燃焼表面上にエッジのない No. 7 には、振動が観察されない。No. 7 と 11, No. 8 と 24 を比較すると、No. 7, 8 は滑らかに拡がるポート形状をもち、No. 11, 24 はステップ状に拡がるポート形状をもち、振動は No. 11, 24 においてのみ発生した。これらの結果は、燃焼表面上のステップやエッジにより発生した渦流が振動発生に影響を与えることを示している。この渦流は一般に振動の励起作用

と抑制作用の両面に働くものと思われるが、これらの実験においては、前者の方が後者より強く作用したものである。

### 3.1.2 ポートの拡がりの効果

Table 2 の No. 11 と 19 を比較すると、多くのエッジがあっても、よりゆるやかに拡がるポート形状の方が振動が発生しにくいことがわかる。No. 20, 21, 22, 23 のようなストレートなポート形状や、先細のポート形状の場合は振動が発生しない。しかし、先細の

Table 2 Effect of port divergency

No.	GRAIN CONFIGURATION	$D_f$ (mm)	$D_a$ (mm)	$D_t$ (mm)	$L$ (mm)	$T_g$ (sec)
11		20	40	30	1300	1.35 1.10
19		30	40	30	1300	(NO)
20		30	30	30	1300	(NO)
21		40	40	30	1300	(NO)
22		50	40	30	1300	NO
23		60	40	30	1300	NO
27		40	60	30	1300	(NO)

ポート形状の抑制効果はあまり明確でない。それは前  
端と後端のポートが互いに逆になっている No. 23, 27  
において、ともに振動が発生していないからである。

### 3.1.3 ノズルスロット直径の効果

Table 3 の No. 1, 2, 3 のロケットモータは、同  
一グレイン形状でノズルスロット径のみ異なる。これ  
らのモータの実験結果より、振動発生時間  $T_g$  がノ  
ズルスロット直径とともに増加することがわかる。振  
動発生時間における後端ポート直径  $D_{ag}$  は内部弾道  
パラメータから計算でき、ノズルスロット断面積と後  
端ポート断面積の比  $J$  は、次のようになる。

No. 1	$D_{ag} \approx 58$ mm	$J=0.21$
No. 2	$D_{ag} \approx 64$ mm	$J=0.22$
No. 3	$D_{ag} \approx 71$ mm	$J=0.22$

$T_g$ ,  $D_{ag}$  はノズルスロット直径とともに増加する  
が、 $J$  は、ほとんど変化しないことがわかる。

No. 10 と 11 の実験も次のように同様の傾向を示  
している。

No. 11	$D_{ag} \approx 51$ mm	$J=0.26$
No. 12	$D_{ag} \approx 61$ mm	$J=0.24$

これらの結果は、 $J$  が特定値になった時、振動が発  
生しはじめることを示し、後端ポートにおける臨界ガ  
ス速度の存在を予測させる。No. 12 のモータでは振  
動は全然発生しない。燃焼後期では、ポート内のエッ  
ジがエロージョンにより小さくなるためであろう。

### 3.1.4 グレイン長の効果

Table 4 の 11, 13, 14, 15 のロケットモータは、  
ノズルスロット直径を同一にそろえ、グレイン長だけ  
をかえたものであり、No. 11, 17, 18 のモータは、  
 $K_N$  を同一にそろえ燃焼室圧力がほぼ同じになるよう  
にしたものである。これらのモータの中で、No. 14  
から 18 までは振動が起らない。これらは、約 1100

Table 3 Effect of nozzle throat diameter

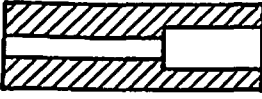
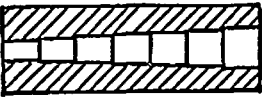
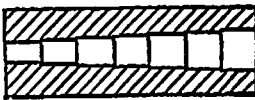
No.	GRAIN CONFIGURATION	Df (mm)	Da (mm)	Dt (mm)	L (mm)	Tg (sec)
1		20	40	26.5	1300	0.90 0.95
2				30	1300	1.25 1.30 1.30
3				33	1300	1.75 1.70
10		20	40	26.5	1300	0.65
11				30	1300	1.35 1.10
12				33	1300	NO

Table 4 Effect of grain length

No.	GRAIN CONFIGURATION	Df (mm)	Da (mm)	Dt (mm)	L (mm)	Tg (sec)		
11		20	40	30	1300	1.35 1.10		
13						30	1200	1.60
14						30	1100	(NO)
15						30	1000	(NO)
16						30	600	NO
17						26.5	1000	(NO)
18						20.4	600	(NO)

mm 以下のグレイン長すなわち 14 以下の  $L/D$  をもつモータである。また No. 11 と 13 を比較すると、 $T_g$  は  $L$  が減少するにつれて増加することがわかる。グレイン長およびノズルスロット直径が  $T_g$  におよぼす効果の物理的意味については後述する。

### 3.1.5 振動の発生に必要な時間

上記考察から、 $T_g$  は小さなステップやエッジの存在のもとに  $J$  と  $L/D$  に依存することがわかる。しかし、 $T_g$  はそのようなパラメータのみならず、振動発生に必要な誘導時間にも依存するものと思われる。

Table 5 の No. 11~27 の  $T_g$  から誘導時間の存

Table 5 Rocket motors for examination of induction time

No.	GRAIN CONFIGURATION	Df (mm)	Da (mm)	Dt (mm)	L (mm)	Tg (sec)
11		20	40	30	1300	1.35
						1.10
24		25	45	30	1300	0.75
						0.90
25		30	50	30	1300	0.50
26		35	55	30	1300	(NO)
27		40	60	30	1300	(NO)

在が推測される。ここで、ウェブの厚さは、No. 11 から No. 27 へ順に 5 mm ずつ薄くなっている。No. 11, 24, 25 において振動は燃焼開始後各々平均 1.3 sec, 0.8 sec, 0.5 sec で発生している。計算上、振動の発生した瞬間における前端のポート直径は各々約 36 mm~37 mm となる。この結果からすると No. 26, 27 は、燃焼開始直後に振動が発生するはずであるが、実際には発生していない。それゆえ振動発生には、0.5 sec 以下の誘導時間を必要とすると推定される。他方、振動は一度発生すると、S-310 の燃焼室圧力カーブや Fig. 3(a) の No. 2 に示すような著しい圧力変化が発生しても、グレインが燃えつきるまで続く。これらの興味ある現象について、今後さらに研究を続けてゆく必要がある。No. 24 から 27 のグレイン形状は、No. 11 の燃焼途中形状をかみならずも正確にはシミュレートしていないので、これらの現象を、燃焼中断や再点火の手段を用いてより詳細に調査する必要がある。

### 3.1.6 安定・不安定基準

モータ内における振動発生の有無は、燃焼による増幅係数  $\alpha_b$  と減衰係数  $\alpha_d$  の和の符号によって判断することができる<sup>1)</sup>。ここで、 $\alpha_d$  はノズルによる減衰係数  $\alpha_n$ 、燃焼ガス中の粒子による減衰係数  $\alpha_p$ 、燃焼

室壁による減衰係数  $\alpha_c$  などから成り立つ。

$$\alpha_b + \alpha_n + \alpha_p + \alpha_c < 0 \quad (1)$$

R. L. Coates と M. D. Horton は、 $\alpha_b$ ,  $\alpha_n$ ,  $\alpha_c$  について、次の式を用い振動発生に関する安定・不安定基準を提案した<sup>1)11)</sup>。

$$\left. \begin{aligned} \alpha_b &= kf(L/2)(P_A/P_V)^2(A/V) \\ P_A^2 &= (1/A) \int_A P^2 dA \\ P_V^2 &= (1/V) \int_V P^2 dV \\ k &= \alpha_{bT}/f \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\alpha_n = -2fJ \quad (3)$$

$$\alpha_p = -0.34Xf \quad (4)$$

$$\alpha_c = 0 \text{ (内面燃焼グレインの場合)} \quad (5)$$

ここで、 $f$  は周波数、 $L$  は燃焼室長、 $A$  は燃焼面積、 $V$  は燃焼室体積、 $P$  は圧力振動の振幅、 $\alpha_{bT}$  は、片端面燃焼形式の T パーナでの増幅係数、 $X$  は、排気中の粒子の重量分率である。

(1)式に(2), (3), (4), (5)式を代入すると次の不等式が導かれる。

$$k < 2(2J + 0.34X)(P_A/P_V)^2(V/AL) \quad (6)$$

この不等式は  $J$  と  $V/AL$  が大きくなると振動が発生しにくくなることを示している。 $V/AL$  は、円

筒グレインにおいては、 $L/D$  に逆比例するのでこの予測は、実験で得られた結果と一致している。不等式の右辺を  $k_b$  とすると、振動が発生する瞬間には  $k=k_b$  が成立する。実験に用いたいくつかのモータの  $k_b$  の時間変化を Fig. 4 に示す。ここで曲線上の黒点は、実験で得られた振動発生時間を示している。この図からすべての振動は、 $k_b$  が 0.009~0.012 の領域に到達すると発生することがわかる。そこで、この推進薬の特性値  $k$  を 0.011 と仮定すると  $k_b$  の時間変化から  $T_0$  を、Table 6 に示すように逆に予測することができる。No. 19, 20, 21, 22, 26, 27 は、実験で

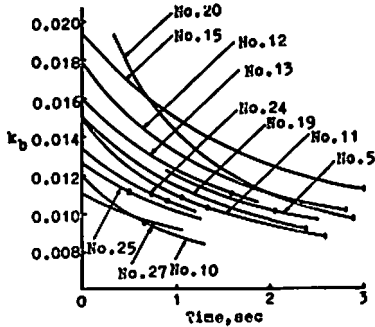


Fig. 4 Some  $k_b$  changes with burn time

Table 6 Comparison of experimental and predicted initiation time

No.	Experimental $T_0$ (sec)	Predicated $T_0$ (sec)
5	2.05	1.5
6	1.75	1.55
10	0.65	0.2 →NO
11	1.35 1.10	1.0
12	NO	2.0
13	1.60	1.6
14	NO	2.6
15	NO	NO
16	NO	NO
17	NO	NO
18	NO	NO
19	NO	1.45→NO
20	NO	2.0 →NO
21	NO	1.5 →NO
22	NO	2.0 →NO
23	NO	NO
24	0.75 0.90	0.75
25	0.50	0.55
26	NO	0.35→NO
27	NO	0.1 →NO

は振動が発生していないが、予測によると振動が発生することになる。この不一致は、No. 19~22 の場合、ポートの拡がり効果とステップの効果により、また No. 26, 27 の場合は誘導時間の存在から説明できるものと思われる。それゆえ、これらの効果を加味すると、予測した大部分の  $T_0$  は、実験結果と一致していることになる。

上述の安定・不安定基準は、研究から得られた結果から判断すると、設計上非常に有効であると思われる。

### 3.2 抑制装置

#### 3.2.1 単孔バップル

Table 1 に示すように、No. 2 のモータにおいては、点火後 1.3 sec で振動が発生するが、Table 7 に示すごとく No. 2 に単孔バップル (FRP) をとりつけたモータ No. 28, 29 においては、振動が発生していない。ここで  $D_b$  は、バップル内径又はグループ外径を示す。これらのモータにおいて、バップルの近傍におけるポート直径は、点火後 1.3 sec において計算上 41 mm となる。したがって 20 mm と 30 mm の内径をもったバップルは、1.3 sec の時にガス流ポート断面積をバップルの位置で各々 24%, 54% に絞っていることになる。一方、バップル内径が 45 mm の No. 30 の場合には No. 2 と同様の時間 (1.3 sec) に振動が発生する。この時バップルは、まだ燃焼面にさらされていないからである。しかし、点火後 2.5 sec で振動が消える。この時、バップルの近傍におけるグレインのポート径は計算上 66 mm となり、バップルはガス流ポート断面積を56%に絞っていることになる。これらの結果から、もし、モータの中央にあるバップルが、ガス流ポート断面積を約50%に絞れば、振動を抑制できることがわかる。しかしこれは、グレイン形状や、推進薬組成のような種々のパラメータ<sup>5)6)</sup>にも依存するであろう。

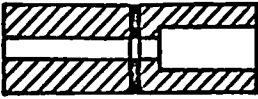
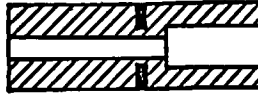





#### 3.2.2 グループ

4 mm 幅の細いグループを、Table 7 の No. 32, 33, 34 のように、推進薬ポートに削り込み、そこから噴出する燃焼ガスによる乱れで、振動を抑制しようとしたが振動を消すことはできなかった。したがってグループは、振動を抑制するのにあまり有効でない。ただし、グループがグレインの両端に近づくにつれ、 $T_0$  は増加する傾向にあることがわかる。

### 3.3 S-310 ロケットへの適用

L. A. Watermeier<sup>7)</sup>, L. H. Tough<sup>8)</sup> らは、推進薬燃焼表面上のアルミニウムの凝集が減少すると、振動が起りにくくなることを報告している。そのためア

Table 7 Effect of suppression devices

No.	GRAIN CONFIGURATION	Db (mm)	Dt (mm)	Tg (sec)
28		20	30	NO
29		30	30	NO
30		45	30	1.30
31		20	30	NO
32		60	30	1.30
33		FWD:40 AFT:50	30	1.50
34		FWD:60 AFT:60	30	1.90

ルミニウムの凝集の少ない推進薬を採用し、観測ロケット S-310 の第 2 回目の地上燃焼試験を行なった。推進薬組成はポリブタジエン17%、過塩素酸アンモニウム64%、アルミニウム14%、添加物4%である。しかし、この試験においても、第1回目の地上燃焼試験と同様の振動が発生した。これは圧力振動が、燃焼表面上のアルミニウムの凝集に、それほど依存しないことを示している。No. 31 のシミュレーションモータにおいて、バブルが非常に有効であることが分かったため、第3回目の S-310 地上燃焼試験では、推進薬グレインの中間点にバブルをとりつけた。実験結果を Fig. 5 (b) に示す。1次モードの振動 (110 Hz) は発生しなかったが、圧力振幅 0.2~0.3kg/cm<sup>2</sup> をもつ2次モードの縦振動が点火後 0.5sec から発生した。

#### 4. 結 論

これらの実験結果から、1次モードの縦振動に対するグレイン形状および抑制装置の影響について、次のような結論を得た。

(a) グレイン内の小さなステップやエッジは、圧力振動を励起させる傾向を持つ。特にある角度以上でステップ状に広がるポート形状は、その特徴が顕著である。

(b) 振動開始時間はノズルスロート直径の増加や、グレインの  $L/D$  減少につれておいてくる。

(c) 振動の発生には、0.5 sec 以下の誘導時間が必要である。

(d) 振動は一度起こると、推進薬が燃えつきるまで継続する。

(e) バブルは縦振動を抑制するのに非常に有効な装置である。しかし、条件によっては高次モードの振



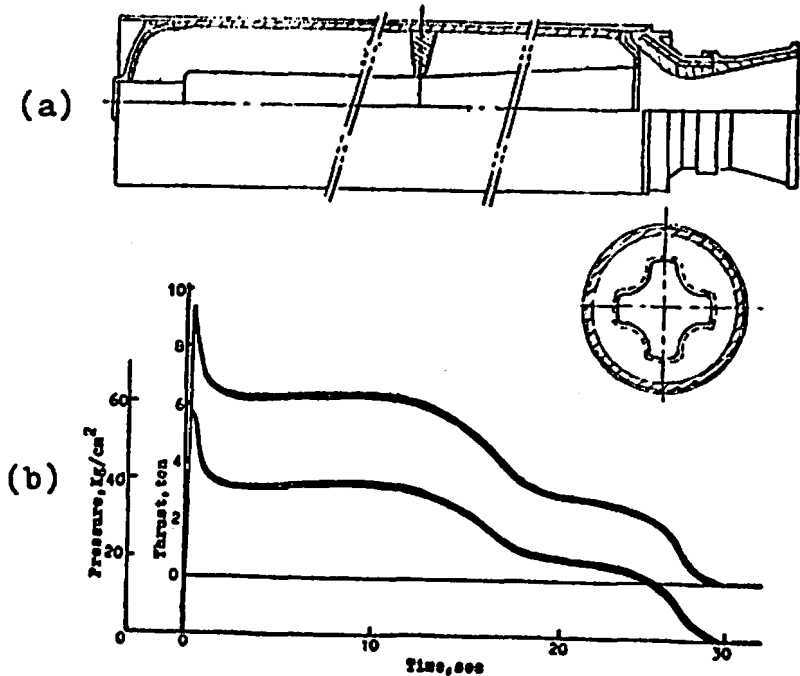


Fig. 5 (a) Sounding rocket S-310 with a baffle and (b) its pressure- and thrust-time histories

動が発生する。グループは、あまり有効ではない。

(f) R.L. Coates と M.D. Horton によって提案された縦振動の安定不安定基準は、(a)と(b)で述べた結果が加味されると非常に有効である。

#### 参考文献

- Hart, R. W. and McClure, R. T., "Theory of Acoustic Instability in Solid Propellant Rocket Combustion," 10th Symposium (International) on Combustion, Aug. 1964, pp. 1047-1065.
- Coates, R. L. and Horton, M. D., "Design Considerations for Combustion Stability," Journal of Spacecraft and Rockets, Vol. 6, No. 2, Mar. 1969, pp. 296-302.
- Culick, F. E. C. and Levine, J. N., "Comparison of Approximate and Numerical Analyses of Nonlinear Combustion Instability," AIAA 12th Aerospace Sciences Meeting, Washington D. C., Jan. - Feb. 1974, AIAA Paper No. 74-201.
- Slates, R. O., Buffum, F. G. and Dehority, G. L., "Acoustic Attenuation in Resonant Model-Rocket Motors, ICRPG/AIAA, Second Solid Propulsion Conference, Anaheim, Calif., June 1967.

- Oberg, C. L., Haymes, W. G. and Wong, T. L., "Solid Propellant Combustion Instability Suppression Devices," AIAA/SAE 8th Joint Propulsion Specialist Conference, New Orleans, Louisiana, Nov.-Dec. 1972, AIAA Paper No. 71-1051.

- Colucci, S. E., "Mechanical Suppression Devices to Stabilize Solid Rocket Motors," AIAA/SAE 9th Propulsion Conference, Las Vegas, Nevada, Nov. 1973.

- Watermeier, L. A., Angst, W. P. and Pfaff, S. P., "An Experimental Study of the Aluminum Additive Role in Unstable Combustion of Solid Rocket Propellants," 9th Symposium (International) on Combustion, Aug. - Sep. 1962, pp. 316-327.

- Tough, L. H., "Motor Development for the Black Blant VB," AIAA Sounding Rocket Specialist Conference, Feb. - Mar. 1967, pp. 280-286.

- Karnesky, A. L. and Colucci, S. E., "Recent Occurrences of Combustion Instability in Solid Rocket Motors - An Overview," Journal of Spacecraft and Rockets, Vol. 12, No. 1, Jan. 1975, pp. 33-38.

## An experimental study on oscillatory combustion in solid propellant motor

T. Koreki\*, I. Aoki\*, S. Shirota\*  
K. Kuratani\*\*

The relationship between the longitudinal mode oscillatory combustion phenomena in solid propellant motors and the motor configuration is experimentally examined, using small test motors with various grain configurations.

The test results show that the establishment of longitudinal oscillation closely relates to the change of the port area along the motor axis, the internal gas flow conditions and the motor slenderness. Effects of these parameters on the motor design criterion are qualitatively discussed in relation to the propellant response function and the agglomerative burning of aluminum particles. Test results of an effective mechanical suppression device applied to an actual sounding rocket motor are presented.

(\*Aeronautical & Space Division, Nissan Motor Co., Ltd. Momoi 3-5-1, Suginami-ku, Tokyo, Japan

\*\*Institute of Space and Aeronautical Science, University of Tokyo, Komaba 4-6-1, Meguro-ku, Tokyo, Japan)

### ニュース

#### 振動公害にも規制基準

中央公害対策審議会の振動専門委員会は工場、建設工事などの振動規制に関する原案をとりまとめ、騒音振動部会（部会長、五十嵐寿一東大教授）に報告した。この案は環境庁長官に答申され、環境庁はこれに基づいて今国会へ「振動規制法」（仮称）の法案を出す予定である。この案では、発生源として工場、建設作業、道路交通、新幹線鉄道の四種を規制対象とし、それぞれ音響学上の単位の「デシベル」によって規制値を決め、答申のベースとなる工場振動の規制基準については下限 55db（デシベル）上限 70db と厳しい規制値、また建設作業振動については、日曜・祝日の作業を禁止し、作業時間も限定した上、くい打ち機で 75db、ブルドーザーで 70db とする「規制基準値」を定め、道路交通振動については下限 60db、上限 70db という「要請基準

値」を決めている。新幹線振動については勧告を示す対策指針を示すにとどまった。

こんどの規制値は「健康、物的被害を生ずる程度以下まで抑える。夜間は睡眠を確保できる程度以下とする」ことを目安としている。これまでの調査では「振動を感じる」境界は 60db、睡眠妨害をひき起こす程度が 55~57db とされ、この数値が基礎となって各分野ごとの規制基準値が決まった。なおデシベルとは振動の強さを示す単位で、振動の加速度を対数で表した単位で、振動速度に比べ、人体感覚に対応した表現といわれる。人体に震動を感じないいわゆる「震度ゼロ」は 55db 以下。「震度 1」が 55~65db、「震度 2」が 65~75db に相当する。

（黒田）

朝日、毎日新聞 51.3.21