

小型モータによるコンポジット推進薬の侵食燃焼相関式の考察

長谷川宏^{*1}・徳留真一郎^{*2}・判澤正久^{*3}

Study of Erosive Burning Correlation of Composite Solid Propellants Based on the Experiments with Sub-Scale Motors

by

Hiroshi HASEGAWA, Shinichiro TOKUDOME and Masahisa HANZAWA

(Received on Sep. 28, 2001, accepted on Nov. 21, 2001)

Abstract

Although a number of erosive burning correlations of solid propellants have been proposed, there is no decisive one. Therefore, a simple correlation such as Dickinson's one is preferred from practical point of view.

In this study, another simple correlation expressed in terms of the ratio of mass flow rate to mass burning rate is examined based on the experiments using sub-scale double slab motors. As a result, the present correlation is shown to have the advantage that the threshold value beyond which erosive burning occurs can be treated as a constant value.

Keywords: Solid propellants, Erosive burning, Rocket motor

1. はじめに

固体推進薬における侵食燃焼は、推進薬の燃焼速度が燃焼表面に沿って流れる燃焼ガスとの相互作用により増大する現象である。細長比 (L/D) の大きい内面燃焼型ロケットモータの場合、グレイン内孔下流域の燃焼ガス質量流束が大きくなり、侵食燃焼効果による燃焼内圧の増加が顕著となる。侵食燃焼による燃焼速度増大効果を実用上十分な精度で予測する技術は今日においてもなお完成の域に達したとは言い難い。これは侵食燃焼が乱流と燃焼の複雑な相互作用で、モデル化が困難であること、および、侵食燃焼発生時における局所的な燃焼速度の正確な測定が困難であることに起因している。侵食燃焼を含んだ内圧-時間曲線予測には、局所燃焼速度をグレイン内孔質量流束等のパラメータで定式化した相関式が用いられることが多い。相関式には Green¹⁾, Dickinson²⁾に代表される単純な経験式や Lenoir and Robillard³⁾に代表される対流熱伝達理論に基づく式から、最近では、乱流境界層および化学反応の詳細な研究結果を反映させた複雑なものまで多くのものが提案されている⁴⁾。しかし、実用的で取り扱いに便利な相関式は未だ確立されていない。

2. 侵食燃焼相関式

近年、宇宙科学研究所 (ISAS) では、実験室スケールの小型

モータ燃焼試験結果から実機モータ侵食燃焼を予測する相関式を開発する努力を続けている[Nagata et al.⁵⁾]。通常、侵食燃焼相関式にはその取り扱いの簡単さから以下の表式が用いられる。

$$e \equiv \frac{r}{r_0} = 1 + K_d (\Psi - \Psi_{cr}) \quad (1)$$

侵食燃焼発生を判定するための物理量 Ψ には、グレイン内孔流速 u 、マッハ数 M あるいは質量流束 G を採用する等任意性が与えられているが、 G を用いることが多く、この場合は Dickinson の式²⁾となる。ここで、 r は局所線燃焼速度、 r_0 は侵食燃焼発生がない場合の局所線燃焼速度であり一般に圧力の関数である。 K_d は侵食係数とよばれるパラメータである。添字 cr はしきい値を表し、 Ψ に G を用いた場合、 $G \leq G_{cr}$ では侵食燃焼は起こらず、右辺第 2 項は 0 である。通常、 G_{cr} は同一推進薬種であれば、内孔寸法および形状によらない一定値として扱われる。Nagata et al.⁵⁾は推進薬の線燃焼速度が燃焼面への局所熱伝達率に比例するとの仮説に基づき、乱流境界層内の気相熱伝導率、および、気相化学反応速度の増加を簡単なモデルを用いて解析し、上式右辺第 2 項がほぼ $D_p^{-0.24}$ に比例することを示した。ここで、 D_p は内孔水力直径で、後述のダブルスラブモータ(DSM)に対しては対向する 2 枚の推進薬スラブ間距離で与えられるとした。結局、Nagata et al.⁵⁾の相関式は

$$e \equiv \frac{r}{r_0} = 1 + K_1 (G - G_{cr}), \quad K_1 = K_1' \left(\frac{D_p}{D_{p,ref}} \right)^{-0.24} \quad (2)$$

で表される。ここで、 $D_{p,ref}$ は与えられた推進薬の基本パラメータ K_1' および G_{cr} を求めるための燃焼試験に供される基準モ

* 1 工学部航空宇宙学科研究員
* 2 文部科学省宇宙科学研究所
* 3 工学部航空宇宙学科教授

ータの内孔水力直径で、ダブルスラブモータ(DSM)における初期スラブ間距離が用いられている。 $(D_p/D_{p,ref.})^{-0.24}$ が侵食燃焼の内孔寸法効果である。 G_{cr} は推進薬ごとに異なる値を示し、燃焼速度の速い推進薬ほど増加することが一般に知られている。各相関式におけるパラメータは実用上、内圧-時間曲線のフィッティングで間接的に決定されることが多い。このとき複数のパラメータを同時に動かして最適解(最適組み合わせ)を決定しなければならず、解を一義的に決定することが困難なことが多い。故に、パラメータ決定の際には、その物理的な解釈に基づく指針が必要とされる。ここでは、対流熱伝達理論に基づく Lenoir and Robillard 式³⁾と、(1)式を対比させることにより、特に Ψ について検討する。Lenoir and Robillard 式を以下に示す。

$$e = 1 + \frac{kh_0}{r_0} \exp\left(-be \frac{r_s r_0}{G}\right) \quad (3)$$

ここで r_s は推進薬密度、 k および b は実験パラメータ、 h_0 は壁面からの吹き出しが存在しない場合における乱流熱伝達率である。同式は侵食燃焼による燃焼速度増加分が乱流対流熱伝達率に比例するという仮定に基づいている。(3)式は過去の多くの実験データに関して良い一致を示す実績を持つが、 e が右辺指数部内に含まれ、 e について陽的に解を得ることが出来ない点において、(1)式あるいは(2)式に比べて取り扱いがやや困難である。 G が吹き出し質量流束 $r_s r_0$ に比べて十分大きい場合、 e は h_0 に比例して増加する。 h_0 は Lawrence et. al.⁶⁾によると $h_0 \propto GR_e^{-0.2}$ である。但し、 R_e は内孔水力直径で定義されたレイノルズ数である。右辺第二項の指数部は、壁面からの吹き出し質量流束の増加による熱流束の緩和を意味し、(1)式におけるしきい値に相当する効果を持つものであるが、(3)式では無次元量 G/m_0 で評価される。ここで、 $m_0 = r_s r_0$ である。侵食燃焼は内孔流れと吹き出しを伴う燃焼間における相互作用であることを考えると、制御因子として G の代わりに無次元質量流束 G/m_0 を採用するほうがより一般的であるといえる。よって、質量流束比 G/m_0 を B と定義し(1)式の Ψ に B を採用すると、以下に示す無次元相関式を得る。

$$e = 1 + K_2(B - B_{cr}) \quad (4)$$

ここで、 K_2 は内孔寸法効果を含むパラメータであり、(2)式で示されるように内孔水力直径のべき乗で表されるとすれば、一般的に $K_2 \propto (D_p/D_{p,ref.})^a$ 、 $a < 0$ と表すことができる。Nagata et. al.⁵⁾ による a の推奨値は -0.24 である。本論では Ψ に B を採用した方が、 G を用いる場合よりも、特にしきい値に関してより一般的となり、相関式の扱いやすさの点で有利となることを示す。

3. 実験

3.1 供試モータ

供試モータ(Fig.1)は板状(Slab)の固体推進薬を2枚対向に設置したグレインを持つことから、DSM(Double Slab Motor)と呼ぶ。推進薬スラブの初期寸法は、長さ250mmまたは210mm、幅50mm、厚さ7.5mmである。燃焼面は各推進薬スラブの対向する2平面である。推進薬の接着にはHTPB(末端水酸基ポリブタジエン)ポリマーを用いた。流路断面形状は推進薬燃焼面とFRP製断熱側壁で囲まれた矩形である。DSM作動中、全燃焼面積がほぼ一定に保たれ、侵食燃焼の発生が無ければほぼ一

定の定常内圧が得られる。DSMは、グラファイト製スロートインサートおよび2枚の推進薬スラブ接着基板を交換できる構造になっており、スロート径およびスラブ対向距離を変えることにより、モータ燃焼内圧および内孔内ガス流速もしくは質量流束を容易に制御することができる。DSM内圧はグレインの上流端と下流端の2点で測定される。

着火はDSM前端部に取り付けられた点火モータにより行う。点火モータ推進薬はPE(ポリエステル)とAP(過塩素酸アンモニウム)を3:1の質量分率で配合したコンポジット推進薬である。点火モータの作動時間・点火噴流流量率を通常より低めに設定し、点火モータとDSM本体の間に設けた内容積300cm³の点火噴流滞留スペースの緩和効果により推進薬燃焼面全体を緩加熱して、点火モータの作動終了後に推進薬全面がほぼ同時に着火する遅延着火システムを考案・開発して適用した。これにより、DSM着火時の内圧ピークへの点火噴流重量による影響は無視できる。

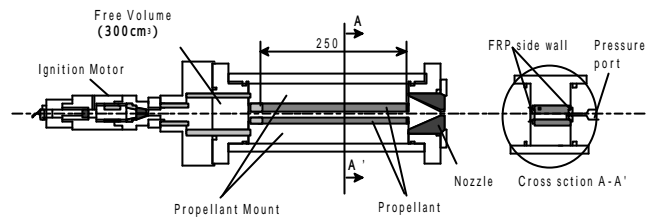


Fig. 1 Double slab motor (DSM) used for present experiment

3.2 試料および実験条件

供試推進薬の組成および燃焼特性をTable 1に示す。推進薬はAP(過塩素酸アンモニウム)、HTPB(末端水酸基ポリブタジエン)またはCTPB(末端カルボキシル基ポリブタジエン)、Al(アルミニウム)を主成分とした実用コンポジット推進薬である。

Table 1 Propellant properties

Propellant	TYPE-A	TYPE-B	TYPE-C	TYPE-D	TYPE-E
Composition, % by mass					
Binder	17 (CTPB)	16 (CTPB)	17 (HTPB)	14 (HTPB)	12 (HTPB)
Al	14	16	14	18	20
AP	64	68	69	68	68
Additive	5 (SrO ₃)	-	-	-	0.3-0.5 (Fe ₂ O ₃)
Density, g/cm ³	1.70	1.71	1.70	1.77	1.82
Linear Burning Rate ¹⁾ , mm/s	3.8	5.6	5.0	5.9	9.2
Pressure Exponent	0.14	0.38	0.32	0.29	0.4
Adiabatic Flame Temp. ²⁾ , K	2941	3143	3031	3366	3530
Mean Molecular Wt. ²⁾ , g/mol	24.8	26.1	25.4	27.9	29.6
Specific Heat Ratio ²⁾	1.21	1.29	1.19	1.18	1.17

1)@5MPa, 20deg 2)frozen equilibrium calculation @5MPa

実験条件をTable 2に示す。推進薬種は5種類、初期スラブ間距離 D_{p0} は5mm および7mmの2水準とした。燃焼内圧水準は4MPaである。同表に示した内孔下流端における質量流束最大値 G_{max} (あるいは B_{max})、および、最小値 G_{min} (あるいは B_{min}) はそれぞれ、初期内孔断面積、および、燃焼終了時の内孔断面積に対して、内圧4MPaで侵食燃焼発生がないと仮定した場合の値である。ここで、 B については侵食燃焼発生がないと仮定した場合、燃焼面積と内孔断面積の比のみで決まり、推進薬種および燃焼内圧に依らない。

Table 2 Experimental conditions

Exp. No	Propellant	D_{p0} , mm	D_{pmax} , mm	L_p , mm	D_t , mm	G_{max} , kg/m ² s	G_{min} , kg/m ² s	B_{max}	B_{min}
1	TYPE-A	5	20	250	7.80	627	157	100	25
2	TYPE-B	5	20	250	10.65	880	220	100	25
3	TYPE-C	5	20	250	9.80	791	198	100	25
4	TYPE-D	5	20	210	10.10	822	206	84	21
5		7	22	210		587	187	60	19
6	TYPE-E	5	20	250	13.77	1531	383	100	25
7		7	22	250		1094	348	71	23
8		5	20	210	12.60	1286	322	84	21
9		7	22	210		919	292	60	19

D_{p0} : Initial distance between propellant slabs
 D_{pmax} : Maximum distance between propellant slabs
 L_p : Length of Propellant
 D_t : Nozzle throat diameter

4. 結果および考察

実験で得られたDSM上流端および点火モータ内の内圧-時間曲線の一例をFig. 2に示す。同図 P_{fwd} および P_{ig} はそれぞれ、DSM上流端内圧および点火モータ内内圧を表す。この実験例の場合、点火モータ流量の調整により、同作動時間終了後約 1.9 s 後にDSMが着火した。DSM内圧上昇開始時刻 t_0 から内圧最大時刻 t_1 までを着火遷移期間と定義する。また、燃焼終了時刻を t_2 と定義する。

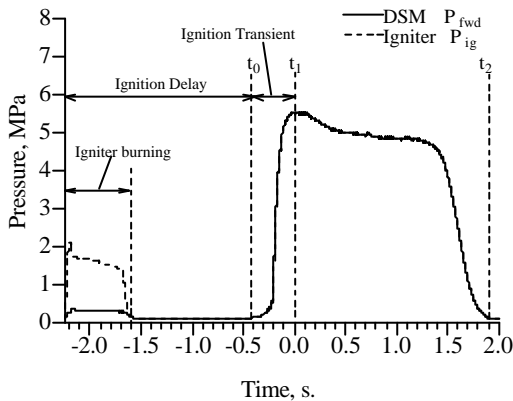


Fig. 2 Typical Pressure time curves

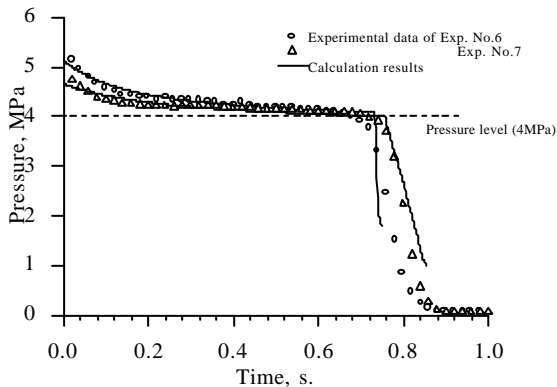


Fig. 3 Results of curve fitting by the proposed correlation

内圧計算は内孔内流れに対して、壁面からの吹き出しを伴う準一次元定常、および、理想気体を仮定して行った。ここで、壁面からの吹き出しは(2)式あるいは(4)式により与えられる。フィッティングは非定常性の強い着火遷移期間を外し、 t_1 以降を対

象とし、実験で得られた内圧-時間曲線との二乗誤差が最小となるように相関式のパラメータを決定した。着火遷移期間中における推進薬消費に伴い、初期状態に対して t_1 における推進薬スラブ間距離は局所的に変化している。本論では、着火遷移期間における全焼失薬量を、全作動時間と着火遷移期間における内圧-時間曲線積分値の比率から計算し、着火遷移期間における推進薬焼失薬量が均一であると仮定して、 t_1 でのスラブ間距離を算定した。内圧-時間曲線測定結果と計算結果の比較の例をFig. 3に示す。

初期スラブ間距離5mmの実験に関して、フィッティングにより決定した(2)式および(4)式におけるパラメータをTable 3に示す。但し、ここでは、侵食燃焼の効果が顕著である燃焼初期のみをフィッティングの対象としているため、 D_p は各実験における初期スラブ間距離を代表値として用いた。よって、各実験に対して、 K_1 および K_2 は一定値として扱われる。初期スラブ間距離7mmのデータに関しては、侵食燃焼による内圧増加の割合がわずかであり、フィッティングのあいまいさが大きくなるため考慮しないこととした。 G_{cr} は推進薬種間で異なる値をとるが、燃焼速度の速い推進薬ほど G_{cr} の値が増加することが一般に知られている。 G_{cr} を $m_0 (= r_s r_0)$ で整理した結果をFig. 4に示す。ここで、 m_0 は内圧4MPaでの値とした。同図から G_{cr} は m_0 の増加に従い増大する傾向があることが読み取れる。また、 B_{cr} についてみると、 10 ± 7 の範囲でばらつきはあるものの、初期スラブ間距離5mmに対する内孔下流端での B 値(100あるいは84)に対して概ね一定であるといえる。 B_{cr} が推進薬によらず一定となることは、侵食燃焼発生の有無が内孔質量流束と吹き出し質量流束の比のみで決まり、各推進薬固有の性質に依存しないことを意味している。これは、しきい値は内孔流れが推進薬燃焼表面近傍の化学反応領域に影響を与えるか否かの判定を与えるにすぎないことを考えれば妥当な結果であるといえる。

Table 3 Summary of curve fitting based on Eqs.(2) and (4)

Exp.No	Propellant	G_{cr} , kg/m ² s	K_1	B_{cr}	K_2
1	TYPE-A	8	9.10E-04	4	6.40E-03
2	TYPE-B	0	4.80E-04	3	4.80E-03
3	TYPE-C	90	6.10E-04	10	4.60E-03
4	TYPE-D	110	6.80E-04	15	8.50E-03
6	TYPE-E	190	2.10E-04	15	3.70E-03
8		230	2.80E-04	17	5.30E-03

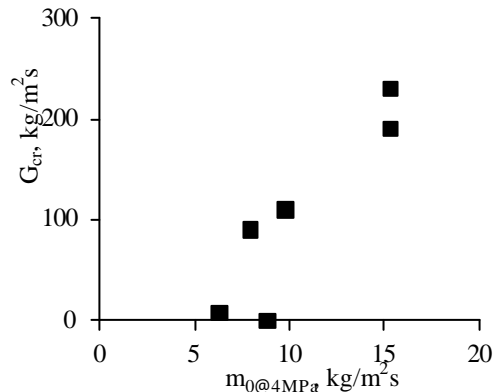


Fig. 4 Correlation between G_{cr} and m_0

ここで、 $B_{cr}=10$ 一定として K_2 を求めた結果をTable 4に示す。 K_2 は内孔径依存性のみではなく、推進薬種ごとに異なる値をとる。ここでTable 1に示した燃焼速度に着目すると、燃焼速度の

大きい推進薬ほどその値は小さくなる傾向を示していることがいえる．これは、燃速が大きい推進薬は内孔流れに対して吹き出し質量流れが大きく、内孔流れの影響に対して感度が鈍くなることで説明できる．また、 K_2 には各推進薬固有の性質も含まれていると考えられる．同表におけるパラメータを用いて計算された内圧-時間曲線と実験データとの比較を付録に示した．

Table 4 Results of curve fitting assuming $B_{cr} = 10$

Exp.No	Propellant	B_{cr}	K_2
1	TYPE-A	10	8.20E-03
2	TYPE-B		6.00E-03
3	TYPE-C		4.60E-03
4	TYPE-D		7.00E-03
5			5.00E-03
6	TYPE-E		3.10E-03
7			3.20E-03
8			3.90E-03
9			2.70E-03

同推進薬種で初期スラブ間距離の異なるケースに関して、 K_2 を初期スラブ間距離 D_{p0} に対してプロットした結果をFig. 5に示す．

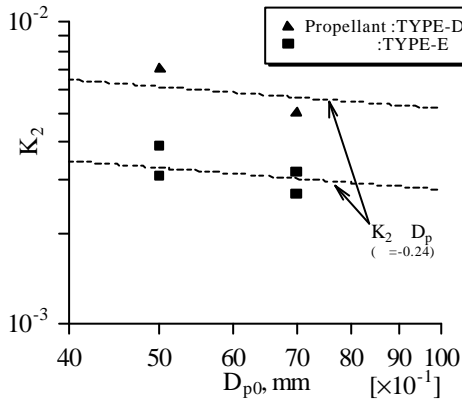
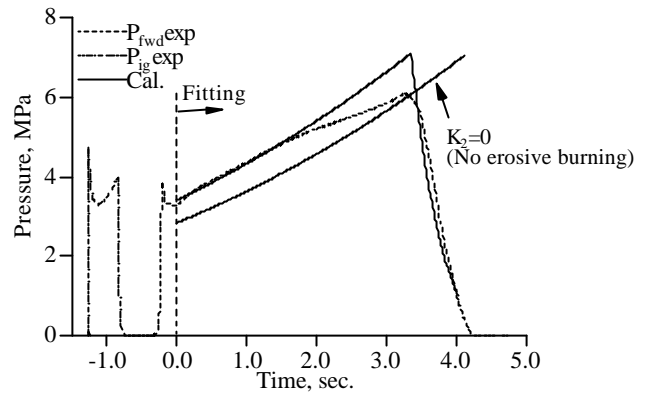


Fig. 5 Scale effect of K_2

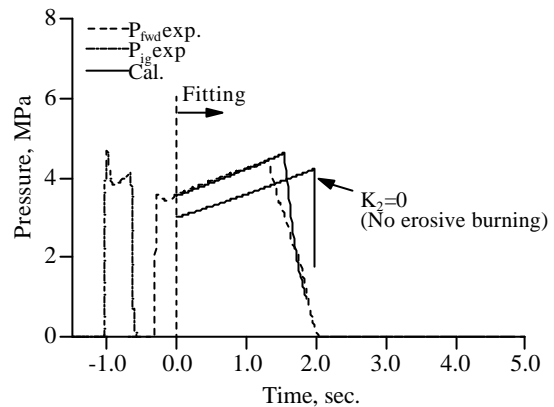
Nagata et. al. ⁵⁾ の知見から K_2 は内孔水力直径 D_p のべき乗に比例すると推測される．その指数は同図における直線の勾配に相当するが、ここでの実験データからはその値を特定することは困難である．参考のために、指数がNagata et. al. ⁵⁾ の推奨値 -0.24 の場合の相関線を同図に示す．

初期スラブ間距離5mmおよび7mmの2水準のDSM試験結果からは K_2 の D_p 依存性が定量的に特定できなかった．そこで、内面燃焼型丸孔グレインを持つモータ(80 モータ)の燃焼試験結果を用いて K_2 の寸法効果を調べた．対象とするモータは2種類 (TYPE-1,2)であり、概要は、初期内孔径40mm (TYPE-1)および60mm (TYPE-2)、グレイン長さ840mm(TYPE-1)および1260mm (TYPE-2)、ノズルスロット径23mm (TYPE-1)および34mm (TYPE-2)である．グレイン外径は両モータ共、80mm である．推進薬はDSM試験におけるTYPE-Cと同種である． $B_{cr} = 10$ がモータ形状に依らないと仮定し、 $B_{cr} = 10$ に対して内圧-時間曲線フィッティングにより K_2 を求めた．結果、 $K_2 = 4.0 \times 10^{-3}$ (TYPE-1)、 3.6×10^{-3} (TYPE-2)であった．TYPE-1およびTYPE-2モータに関する内圧-時間曲線比較をFig. 6(a),(b)に示す．ここで、着火直後の急激な内圧ピークは非定常燃焼によるものである疑いがあるため、ここでは、初期内圧ピークが一旦収まった時刻からフィッティングを行った．但し、燃焼が大半進んだ状態では、内

孔形状が複雑化していることが推測され、準一次元計算の精度が低下する疑いがあるため、考慮しないこととした．また、フィッティング開始時刻における内孔形状はDSMの場合と同様の方法で与えた． K_2 を初期内孔径に対してプロットした結果をFig. 7に示す．DSMにおける内孔径に対して初期スラブ間距離を用い、丸孔モータとDSMにおける K_2 の内孔径依存性が同一相関線上に乗るものと仮定した場合、 K_2 は内孔径 D_p の -0.1 乗に比例する結果が得られた．しかし、実験データの数および D_p の範囲が未だ不足しているという点から同結果は確証的であるとは言い難い．今後、DSM、および、更に大内孔径のモータによる検討を行うことが必要である．



(a) TYPE-1



(b) TYPE-2

Fig. 6 Result of Cylindrical motors

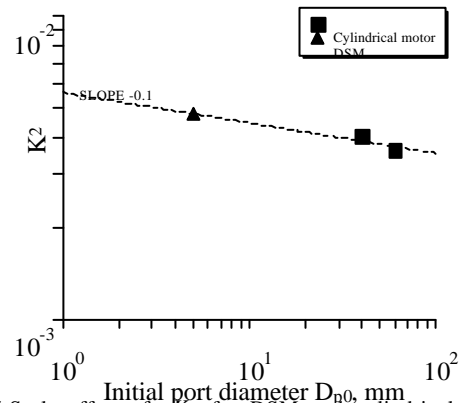


Fig. 7 Scale effect of K_2 for DSM and cylindrical motors

5. まとめ

本論では無次元質量流束 B の一次関数で表された侵食燃焼相関式を提案した。この相関式に基づいた、内圧-時間曲線のフィッティングにより、しきい値 B_{cr} が矩形流路形状(DSM)および丸孔流路形状(80 モータ)に対して、推進薬種に依らない一定値(=10)とみなせることが分かった。しかし、内孔寸法効果に関しては確証的な結果は得られなかった。今後、内孔寸法効果に関するデータ取得も兼ね、より大きなサイズで複雑な内孔形状を持つ実機モータに対する有効性を検討する予定である。一方、しきい値に関してその存在自体に懐疑的な研究も多く、定義もあいまいであるのが現状である。また、その存在を直接検証した実験は少なく、燃速測定手法の今後の発展が期待される。宇宙研(ISAS)ではX線を用いたDSM内局所燃速測定を行っており、今後そこで得られた知見を基に本論で得られた結果を更に検討する予定である。

謝辞

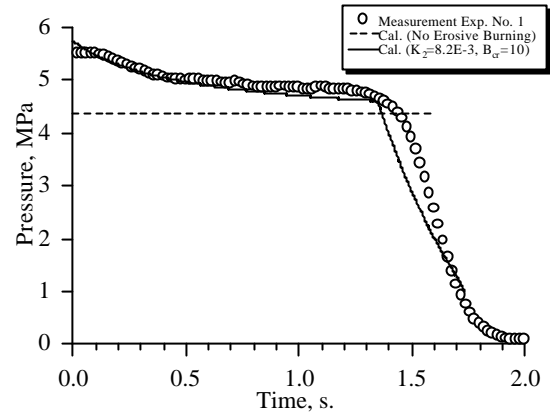
本実験にあたり、株式会社 アイ・エイチ・アイ・エアロスペースの反野晴仁氏、および、池田博英氏には多大な支援を頂くとともに、有限会社 東海技研の北坂秋秀氏には実験装置製作でご助言を頂きました。また、文部科学省宇宙科学研究所の高野雅弘教授、ならびに、嶋田徹助教授には本研究全般にわたりご指導頂きました。ここに感謝の意を表します。

参考文献

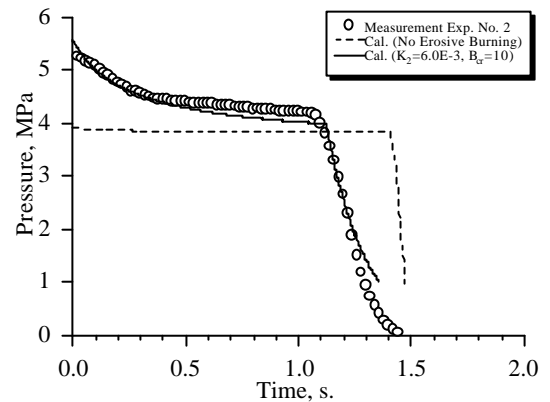
- 1) L. Green Jr.: Erosive Burning of Some Composite Solid Propellants, Jet Propulsion, Vol. 24 (1954), pp. 9-15.
- 2) L.A. Dickinson, F. Jackson, and A.L. Odgers: Erosive Burning of Polyurethane Propellants in Rocket Engines, eighth Symposium (International) on Combustion, Williams and Williams, Baltimore, MD.(1960), pp. 754-759.
- 3) J.M. Lenoir and G. Robillard: A Mathematical Method to Predict the Effects of Erosive Burning in Solid-Propellant Rocket, sixth Symposium (International) on Combustion, Reinhold, New York (1957), pp.663-667.
- 4) M.K. Razdan and K.K. Kuo: Fundamentals of Solid Propellant Combustion, AIAA, New York, (1983), Chap. 10, pp.515-597.
- 5) M. Kohno, H. Nagata and T. Shimada: Erosive Burning of Highly Aluminized Composite Propellant : Improved Correlation and Grain Design Applications, first TEMPE-ISAS Joint Workshop on Space Propulsion and Related Materials, Bonassola, (1997).
- 6) W.J. Lawrence, D.R. Matthews and L.I. Deverall: The Experimental and Theoretical Comparison of the Erosive Burning Characteristics of Composite Propellants, AIAA Paper 68-531, third Solid Propulsion Conference, Atlantic City, N. J., June (1968).

付録

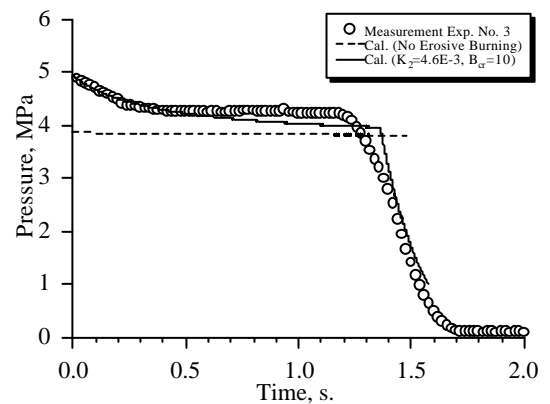
本文、Table 4 に示したパラメータ(B_{cr} および K_2)により計算された、DSM上流端における内圧-時間曲線と燃焼実験データの比較を以下に示す。各図中、白丸は実験で得られた内圧-時間曲線であり、破線は侵食燃焼発生がない場合の内圧-時間曲線で、 $K_2 = 0$ の条件で計算されたものである。また、実線はTable 4 に示されたパラメータを用いて計算されたものである。以下、Table 2 に示された燃焼試験番号(Exp. No.)の順に結果を示す



(a) Experiment No.1



(b) Experiment No.2



(c) Experiment No.3

小型モータによるコンボジット推進薬の侵食燃焼相関式の考察

