

低融点熱可塑性推進薬の浸食燃焼

Erosive Burning of Low Melting Point Thermoplastic Solid Propellant

長谷川 宏（日油株式会社）

五十地 輝、大田 部晃、植松 努（株式会社植松電機）

加藤 信治（株式会社型善）

森田 泰弘、堀 恵一（国立研究開発法人宇宙航空研究開発機構）

秋葉 鐔二郎（NPO 法人北海道宇宙科学技術創成センター）

1. はじめに

コンボジット推進薬の燃焼速度は、ロケットモータのグレイン内孔流れの影響を受けて変化することが知られており、この現象は浸食燃焼と呼ばれている。浸食燃焼の理論的な研究は Lenoir and Robillard¹⁾による乱流対流熱伝達に基づいたものに始まり、その後、推進薬表面近傍の反応領域への影響まで含めて様々な観点で行われている^{2,3)}。国内においても浸食燃焼を予測する手法に関して、理論や実験に基づくものが提案されている^{4,5)}。本研究では、低融点熱可塑性樹脂に関して、小型モータの燃焼試験で得られた結果から浸食燃焼特性の解析を行った結果を報告する。

2. 燃焼試験

五十地ら⁶⁾により実施された燃焼試験の概要を以下に示す。試験に用いられた燃焼器は図1に示す通りであり、推進薬は外径φ30mm、内径φ15mm、全長50mmの内両端面型グレインである。推進薬質量は43.7g、ノズルスロート径はφ4mmである。推進薬の組成は、過塩素酸アンモニウム 67wt%、アルミニウム粉 15wt%、バインダ 18wt%である。バインダはスチレン系エラストマ樹脂およびテルペン系樹脂を混合したものに、低融点化のためにオイルを加えたものである。バインダの組成の詳細は文献6)を参照されたい。推進薬を構成する原材料の密度から算定される推進薬密度は1.649g/cm³である。また、同種の推進薬の実測データから、燃焼速度は圧力3MPaの条件で3.95mm/sであり、圧力指数は0.4と推定した。試験で得られた内圧曲線を図2に示す。試験で得られた内圧曲線から特性排気速度(c^*)を算定した結果、 $c^*=1443.5\text{m/s}$ であった。同図中の予測値は、実験で得られた c^* を用いて、浸食燃焼の発生が無く、全面均一に燃焼が進行すると仮定した計算結果である。実測された燃焼圧力は燃焼の初期において均一燃焼を仮定した予測値よりも高く、その後、燃焼が進行するにつれて次第に予測値に近づいていく様子が確認できる。この内圧曲線は内面燃焼型グレインにおいて発生する浸食燃焼の特性と類似している。また、燃焼末期において内圧降下の勾配が緩やかになっていることから、不均一な燃焼進行が発生したことが推測できる。以上の観点より、本実験における内圧曲線の予測値との相違は浸食燃焼の

発生による可能性が高いと言える。

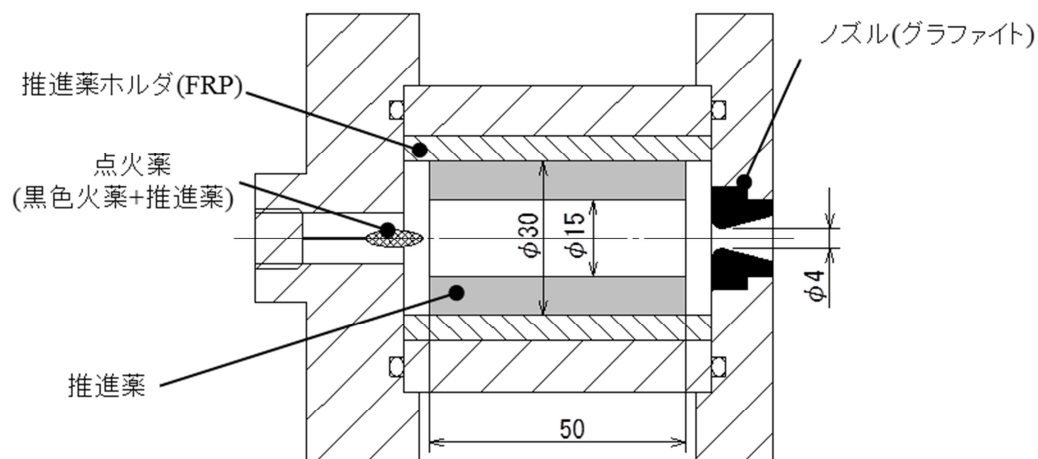


図 1 燃焼器の概要

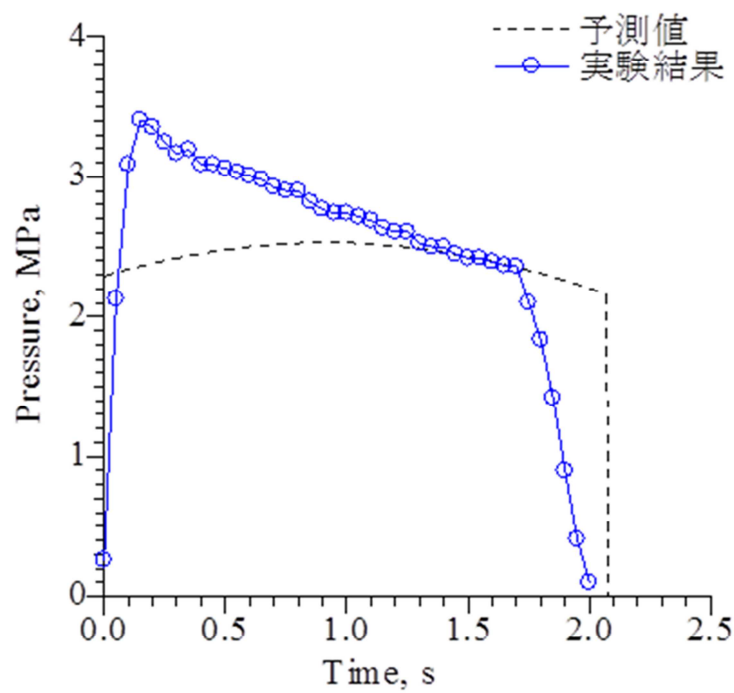


図 2 内圧測定結果

3. 解析結果および考察

浸食燃焼を考慮した場合の内圧計算は、燃焼面からの燃焼ガス発生と内孔断面積の変化を考慮するが内孔流れの方向成分は機軸方向のみを扱う準一次元解析^{5,7)}により行った。浸食発生時の燃焼速度は従来からのコンポジット推進薬に対して使用実績のある式(1)を

用いた^{5,7)}。

$$\frac{r}{r_0} = \begin{cases} 1 + KD_p^{-0.2} P^{-0.7} \left\{ G \left(1 - \frac{B_{cr}}{B} \right) \right\}^{1.2} & (B > B_{cr}) \\ 1 & (B \leq B_{cr}) \end{cases} \quad (1)$$

ここで、各変数と物理量の対応については以下の通りである。 r ：燃焼速度、 r_0 ：浸食燃焼の無い場合の燃焼速度($=aP^n$)、 D_p ：内孔水力直径、 G ：内孔質量流速($=\rho u$)、 P ：圧力、 B ：無次元質量流束($=G/(\rho_s r)$)、 K ：浸食燃焼係数、 B_{cr} ：閾値。また、左辺の燃焼速度の比を浸食燃焼比と呼ぶ。解析の範囲を図3に示す。本解析では、非定常性が影響する着火直後の急激な昇圧期間(着火遷移期間)を除外して、内圧が初期ピークに達した時刻以降を対象とする。燃焼中のある時刻における推進薬の燃焼質量は全燃焼期間の圧力時間積分値に対する当該時刻までの圧力時間積分値に比例すると近似して着火遷移期間での推進薬燃焼質量を計算すると、着火遷移期間における燃焼質量は全推進薬質量の7%に当たる3.06gとなる。これを推進薬の燃焼面全面に対して均等に割り振ると着火遷移期間での推進薬燃焼厚さは0.538mmと計算される。この結果より圧力計算は内孔径 $\phi 16.08\text{mm}$ 、グレイン全長48.92mmを初期値として行った。式(1)における浸食係数 K および閾値 B_{cr} を内圧曲線が実験と合うように調整した結果、図4に示す内圧計算結果を得た。実験結果との合わせこみにより得た K と B_{cr} は、 $K=4.0 \times 10^{-3}$ 、 $B_{cr}=3$ である。ここで、 K の単位は $\text{m}^{2.6} \text{s}^{1.2} \text{MPa}^{0.7} \text{kg}^{-1.2}$ である。以後、単位の記載は省略する。文献5)によると、今回試験を実施した低融点熱可塑性推進薬に近い燃焼速度を有する推進薬に対しては $K=3.4 \times 10^{-4}$ および $B_{cr}=10$ が得られている。この数値を用いて内圧計算を行った結果を図4に比較として示す。得られた結果は、浸食燃焼の発生を無視した場合の計算結果とほぼ一致した。従って、燃焼速度が同等レベルである従来の推進薬においては、図1に示すグレイン形状での浸食燃焼の発生はほぼ無視できるレベルであると言える。図5(a)および図5(b)に浸食燃焼を無視した場合と、浸食燃焼の発生を考慮した場合におけるグレイン下流端の質量流束(Port Mass Flux(AFT); G)、グレイン下流端の無次元質量流束(Non-dimensional Port Mass Flux(AFT); B)、グレイン下流端のマッハ数(Port Mach Number(AFT); M)、グレイン上流端、中間、下流端における浸食燃焼比(Erosive Burning Ratio(FWD, MID, AFT); r/r_0)、グレイン上流端および下流端での内孔径(Port Diameter(FWD, AFT); D_p)、および、グレイン全長(Grain Length)の時間変化を示す。図5(a)に示す浸食燃焼を無視した場合にはグレイン下流端での無次元質量流束 B が時刻0.7s付近まで10を越えており、文献5)に示されている従来推進薬に対する閾値を超えている。従って、従来の推進薬においても燃焼初期に浸食燃焼が発生することになる。但し、浸食燃焼係数 K の値が小さいため、図3に示すように浸食燃焼による圧力の増加は無視できるレベルに収まっていると考えることができる。図5(b)に示す $K=4.0 \times 10^{-3}$ 、 $B_{cr}=3$ を用いて浸食燃焼を考慮した場合には、グレイン下流端での無次元質量流束 B の値は

定常燃焼中の全期間に亘って閾値の 3 を越えており、常に浸食燃焼が発生していることがわかる。ちなみに、閾値に文献値の $B_{cr}=10$ を用いた場合は浸食燃焼による内圧増加分が燃焼進行に従い急激に減少し、内圧が実験結果と合う K が得られなかった。浸食燃焼比(r/r_0)は、燃焼の進行に伴う内孔径の拡大による無次元内孔質量流束 B の急激に減少に応じて燃焼進行に従って減少していることがわかる。グレイン下流端における浸食燃焼比は燃焼初期において $r/r_0=1.9$ であり燃焼速度が 2 倍近く増加している。その後、内孔の拡大に応じて浸食燃焼比は減少するが、燃焼末期においても下流端で 10% 程度の燃焼速度の増加が発生している。浸食燃焼の発生によるグレイン上流から下流にかけての内孔径の変化は、最大で 2.5mm 程度であるので準一次元性を損なうほどの燃焼面の急勾配は発生していないと考える。本解析においては、燃焼中のノズルスロート断面積は燃焼前の値を一定値とした。しかしながら、過去の研究⁵⁾によるとアルミニウムを高い割合で含むコンポジット推進薬では溶融したアルミニウムもしくはその生成物がノズルスロート内面に付着し、燃焼圧力に影響を与えることが示されている。一方で、燃焼後のノズルスロート径の測定結果から燃焼中の化学焼損は無視できることがわかっている。より精密な解析を実施するにはアルミニウム由来の生成物のノズル内面への付着を考慮する必要があるが、それは今後の課題としたい。

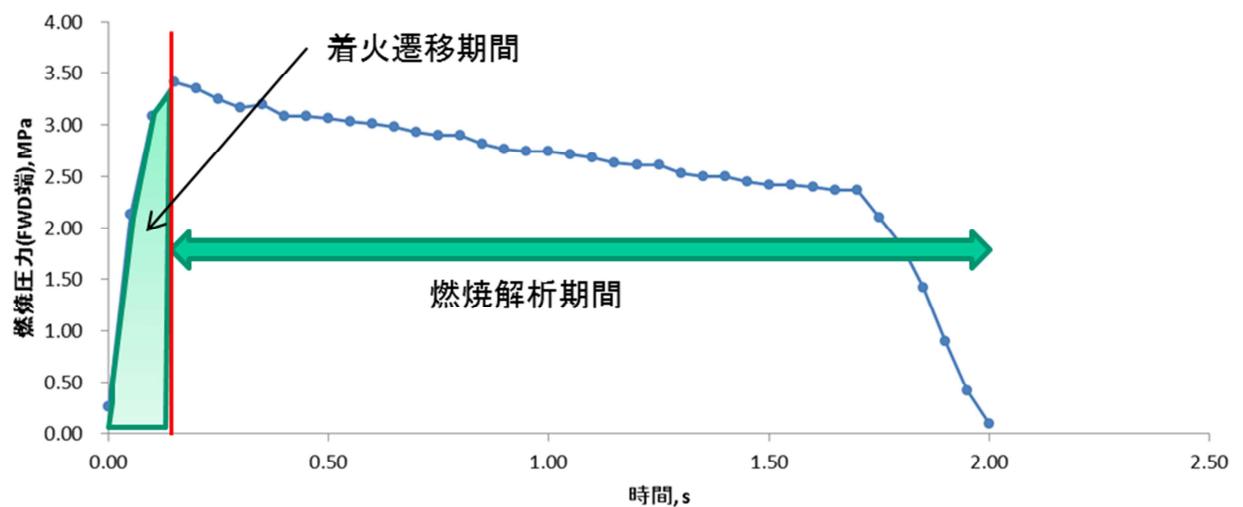


図 3 燃焼圧力解析期間の概要

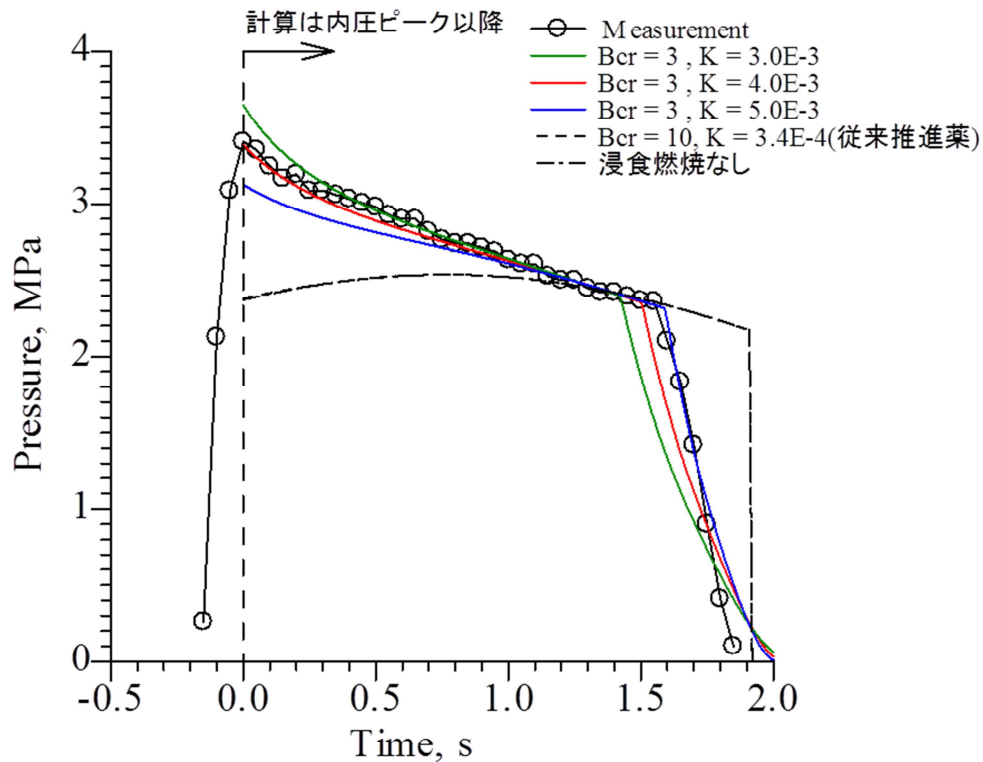
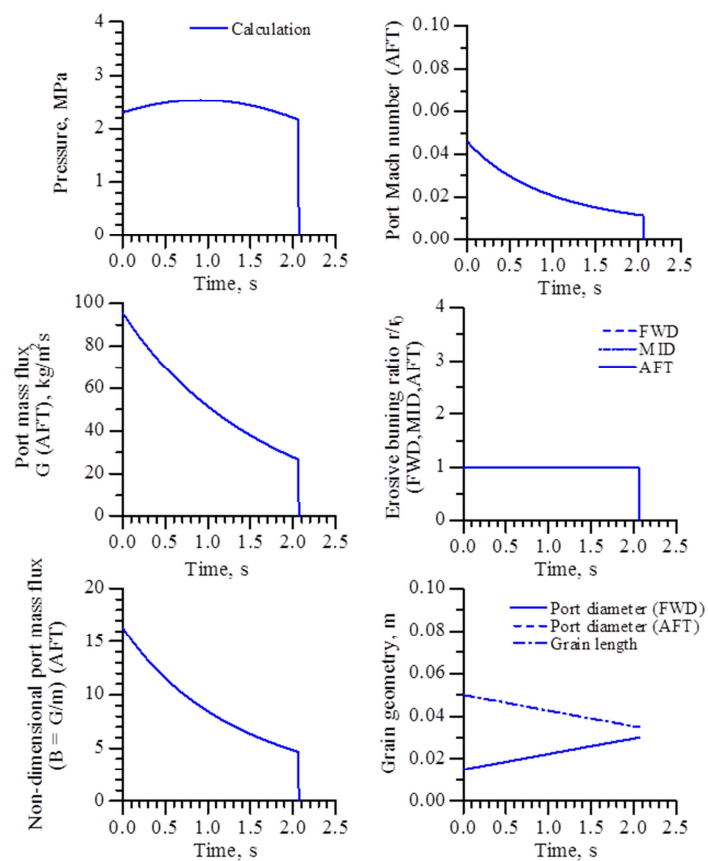
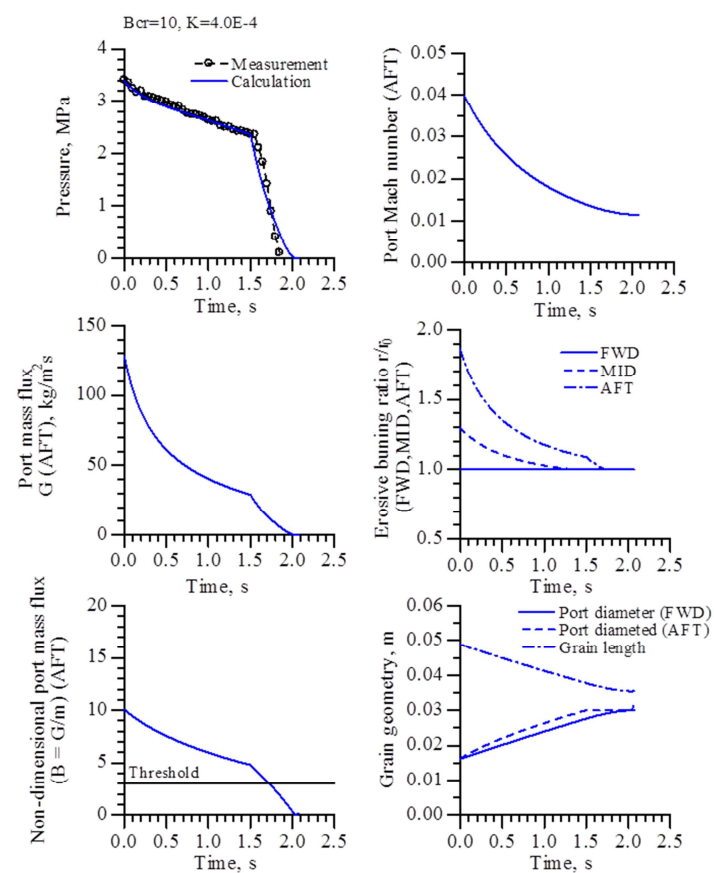


図 4 計算結果

低融点熱可塑性推進薬で製造した内面燃焼型グレインの燃焼試験は過去にも実施されており、ブタジエンエラストマを用いた低融点熱可塑性推進薬を外径 $\phi 44\text{mm}$ 、内径 $\phi 20\text{mm}$ 、全長 85mm の内両端面グレイン形状で燃焼試験を実施した結果が報告されている⁸⁾。推進薬の組成は過塩素酸アンモニウム $79.5\text{wt}\%$ 、アルミニウム $0.5\text{wt}\%$ 、バインダ $20\text{wt}\%$ である。燃焼速度および圧力指数を読み取ると、燃焼速度は圧力 3MPa で約 4mm/s 、圧力指数は約 0.5 である。燃焼試験で得られた圧力曲線は浸食燃焼発生を無視した場合の予測値に近く、浸食燃焼と推定される圧力増加は認められなかった。従って、本論の解析で得られた従来推進薬よりも顕著な浸食燃焼の発生はバインダの低融点性が原因であると判断することは現段階ではできず、使用した樹脂の特性と燃焼の関係を個々に調査することが今後必要である。また、再現試験および浸食燃焼に影響を与える内孔径やグレイン長さなどを変えてデータを取得し、本論の内圧増加が浸食燃焼によるものであることを今後さらに裏付けてゆくことが重要である。



(a) 浸食燃焼を無視



(b) 浸食燃焼を考慮

図 5 グレイン内孔中の諸物理量の時間変化

4. 結論

低融点熱可塑性樹脂を用いたコンポジット推進薬を用いて内両端面型グレインの燃焼試験を実施した結果以下の知見が得られた。

- (1) 浸食燃焼の影響を推定される内圧の増加が確認された。
- (2) 浸食燃焼であると仮定して、閾値および浸食燃焼係数を求めた結果、閾値は従来の推進薬での値よりも小さく、浸食燃焼係数は従来推進薬の値よりも 12 倍程度大きい値が得られ、従来推進薬よりも浸食燃焼の発生が顕著であることが明らかになった。

参考文献

- 1) Lenoir, J.M. and Robillard, G., “A Mathematical Method to Predict the Effect of Erosive Burning in Solid-Propellant Rocket,” *Proceedings of the 6th International Symposium on Combustion*, Reinhold, New York, 1957, pp.663-667.
- 2) Razdan, M.K. and Kuo, K.K., “Erosive Burning of Solid Propellants,” *Fundamentals of Solid Propellant Combustion*, Edited by K.Kuo and M.Summerfield, Vol.90, Progress in Astronautics and Aeronautics, AIAA, New York, 1984, pp.515-598.
- 3) King, M.K., “Erosive Burning of Solid Propellants,” *Journal of Propulsion and Power*, Vol.9, No.6, 1993, pp.785-805.
- 4) 秋葉鐔二郎, “Kutateladze, Leont’ev の乱流熱伝達式に基づく浸食燃焼効果の表示,” 平成 6 年度宇宙輸送シンポジウム講演集, 1995, pp.17-20.
- 5) Hasegawa, H., Hanzawa, M., Tokudome, S. and Kohno, M., “Erosive Burning of Aluminized Composite Propellants: X-Ray Absorption Measurement, Correlation and Application,” *Journal of Propulsion and Power*, Vol.22, No.5, 2006, pp.975-983.
- 6) 五十地輝, 大田部晃, 植松努, 加藤信治, 森田泰弘, 堀恵一, 秋葉鐔二郎, “低融点熱可塑性推進薬の製造方法に関する研究,” 火薬学会 2016 年度秋季研究発表会, 2016.
- 7) 日本機械学会編, 機械工学便覧応用システム編 γ 4 内燃機関, 丸善, 2006.
- 8) 福地亜宝朗, 松浦新, 宮崎繁文, 是木武正, 岡本久夫, 堀恵一, 森田泰弘, 秋葉鐔二郎, “次世代固体ロケット用低融点熱可塑性推進薬の実験的研究 (その 1),” 第 53 回 宇宙科学技術連合講演会講演集 1B12, 2009.