

航空宇宙技術研究所報告

TECHNICAL REPORT OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TR-732

液酸・液水ロケットエンジン用点火器の 真空着火試験

木皿且人・宮島 博・阿部 登

佐藤政裕・鎌田 真・須藤孝幸

毛呂明夫・鳥井義弘

1982 年 8 月

航空宇宙技術研究所

NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

液酸・液水ロケットエンジン用点火器の 真空着火試験*

木皿且人** 宮島 博** 阿部 登**
佐藤政裕** 鎌田 真** 須藤孝幸**
毛呂明夫** 鳥井義弘***

VACUUM IGNITION TESTS OF IGNITERS FOR AN OXYGEN/HYDROGEN ROCKET ENGINE

Katsuto KISARA, Hiroshi MIYAJIMA,
Noboru ABE, Masahiro SATO,
Makoto KAMATA, Takayuki SUDO,
Akio MORO and Yoshihiro TORII

ABSTRACT

The LE-5 engine, which will be installed in the second stage of Japan's next launch vehicle, requires tank head ignition of the main thrust chamber and allows a small pressure budget to the igniter. Vacuum ignition tests of the original igniter revealed that its ignitability was marginal to the requirement. This experimental study was conducted to obtain information to improve the vacuum ignitability of the air-gap type torch igniter.

Vacuum ignition tests of the modified igniters as well as the original igniter were conducted to obtain the minimum ignition pressure as a function of mixture ratio, i.e., lines of demarcation between the ignition and no-ignition regions in the preignition chamber pressure — mixture ratio plane. For the film cooled igniter, a marked reduction of the minimum ignition pressure was demonstrated by the combined effect of the following modifications: (1) locate the igniter throat just downstream of the film coolant injection ports, (2) reduce the throat diameter to half that of the original igniter, and (3) make 6 spikes on the otherwise circular cross section of the cathode, the spikes being in line with 6 fuel orifices. Of the

* 昭和57年6月9日受付

** 角田支所

*** 宇宙開発事業団

above three modifications, the reduction of the throat diameter were shown to be the most effective in improving the vacuum ignitability. The minimum ignition pressure for different throat diameters was correlated well by the Reynolds number of oxygen flowing the annular cross section of the spark gap.

Test results of a dump cooled igniter, photographic observations of the electric discharge over the annular gap, a discussion of the possible mechanism of a ignition failure, and the effect of an inadvertent solid particle contamination on the ignitability are also described.

1. ま え が き

宇宙開発事業団が開発中のH-Iロケットの第2段に用いられる液酸・液水エンジン(L E-5エンジン)の点火にはトーチ式点火器が用いられている。点火器用推進薬は、ターボポンプ下流の主推進薬弁上流部において、酸化剤および燃料の主配管より分岐され、外径3/8インチの導管により、各点火器弁を通して、主燃焼室およびガス発生器用点火器へ導かれる。極低温推進薬が点火器に供給されることによる大巾な作動条件の変化を防ぐため、点火器入口部には推進薬調量用のオリフィスが設けられている。エンジン始動信号と同時に、推進薬タンク圧(LOX; 3.1 Kg/cm², a, LH₂; 2.3 Kg/cm², a)によって点火器へ供給された推進薬に電気火花による着火が行なわれる。点火器による主推力室の着火後、エキスパンドブリード方式によるターボポンプの加速に引き続きガス発生器の着火がおこなわれ、始動信号後約5秒で、主燃焼室圧力は定常値の90%に達し、この時点で点火器の火は消される。

昭和55年度に、宇宙開発事業団と航空宇宙技術研究所は、共同研究としてL E-5原型エンジンの点火器の高空着火性能試験をおこなった。¹⁾ それによると、主燃焼室用点火器では、低温水素の場合には、その燃焼室圧力を1.6 Kg/cm², a以上に設定しなければ、不着火あるいは着火おくれが起ることがわかった。安全のため、主点火器燃焼室圧を2 Kg/cm², a程度に設定するとすれば、圧力損失による水素の供給圧不足のため、タンク圧着火は不可能になる。この点を改善するため、より低い主点火器燃焼室圧

力で完全に着火する事を目的として、点火器を改修し、真空着火限界試験をおこなった。また、昭和55年度のデータの再現性の確認のため、原型点火器についても、着火限界試験を実施した。

2. 試験設備および供試体

2.1 試験設備

航空宇宙技術研究所角田支所の排気系試験装置の一部に点火器用の弁類、制御盤等を付加した装置を用いて試験をおこなった。その系統を図1に示す。昭和55年度には、低温推進薬条件を模擬するために、GO₂、およびGH₂を液体窒素で冷却をおこなったが、今回の試験では推進薬の冷却はおこなわなかった。昭和55年度の試験によれば、¹⁾ 水素を200 Kまで冷却した場合には、常温の水素を供給した場合に較べて約10%着火限界における着火前燃焼室圧力が高くなることがわかった。配管及び弁類の熱容量のため、少なくとも点火時には初期の配管、弁類の温度付近の推進薬が点火器に供給される。常温推進薬を用いることによって、安定した再現性を持つデータが得られる事と、上述の様に実際の使用条件においても着火の初期には推進薬は常温付近と考えられ、また、200 K程度まで温度が下がったとしても、その効果は一応予測可能なので、今期の試験では推進薬の冷却はおこなわなかった。図1に示すように、点火器の燃焼ガスの出口部を低圧室に取付け、2段式蒸気エゼクタによって着火前の低圧室圧力を約10 torrに保つ。試験設備およびデータ収録および処理の詳細は前報¹⁾で述べた。

番号	記号
1	TOL
2	THL
3	POL
4	PHL
5	TOI
6	THI
7	POI
8	PHI
9	TTI
A	TT2
B	TcG
C	Pc
D	Pv

記号	名称
	空圧駆動弁
	調圧弁
	手動弁
	フレキシブルホース

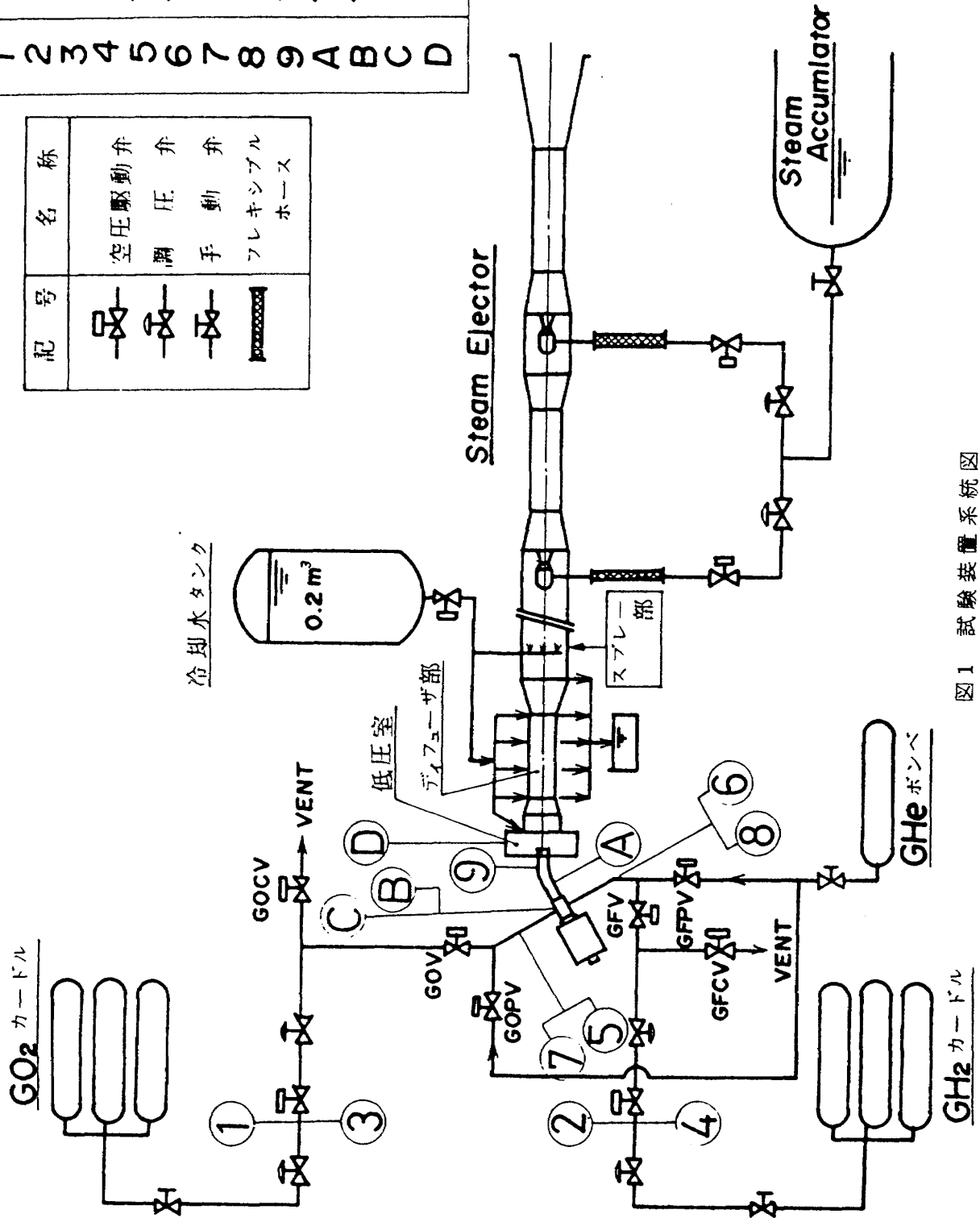


図1 試験装置系統図

2.2 供試体

図2に試験をおこなった点火器の略図を示す。図2(a)は昭和55年度に試験をおこなったものと同じフィルム冷却型点火器であるが、後述のように、点火器スロート径を変えて実験をおこなった。図2(b)は、昭和55年度の試験結果をもとにして後述のように真空着火特性の改善をはかったものである。昭和55年度データによれば、ガス発生器(GG)用の点火器の真空着火特性は主燃焼室用点火器のそれよりも良好であった。GG用点火器のスロート径は4mmであり、フィルム冷却孔の直下流部から流路がしぼられている。これにならって、点火器スロートを上流部に位置させ、そのスロート径を8mmとした。スロート径を小さくすることによって、低流量で着火前の燃焼室圧力を高くし、不着火の原因のひとつと考えられた高混合比の燃焼室部における混合気の滞留時間の過少をさけることを意図したものである。また図2(b)の点火器には、スパークのとぶ位置に再現性をもたせるために、カソード部に凹凸をつけた。図2(b)点火器のバックアップとして、昭和53年度に試作したダンプ冷却型点火器(図2(c))についても試験をおこなった。

試験を行なった供試体のコンフィグレーションを表1にまとめて示す。点火器FC21は図2(b)に対応する改修型であり、DC11は図2(c)のダンプ冷却型点火器である。FC11およびFC1Aは図2(a)に対応する原型エンジン用点火器であるが、FC11は昭和55年度に試験したものと同一品であるが、着火特性が前年度の試験結果と明らかに異なることがわかったので、(3.4節参照)同型別品であるFC1Aについて、前年度の試験の再現性の確認をおこなった。FC21点火器では、原型点火器に同時に3項目の改修、すなわち、スロート径を16mmから8mmとしたこと、スロート位置をフィルムクーリング部の直下流部としたこと、およびカソード部に凹凸をつけたこと、の三項目の改修を同時に行なっている。カソード部の凹凸の効果を分離して実験することを目的として、FC11点火器の試験後、同一点火器のカソード部に凹凸をつけた。これを表1でFC91とあらわした。

エキサイタプラグは、前年度の試験で最も信頼性

が高いと判断されたニッケル電極のコンデンサ放電式のもので、スパーク周期250Hz、スパークエネルギー10mJ/スパークの仕様をもつものであり、前年度の設計に比べて、軽量化がはかられている。

FC21およびDC11では点火器本体にノズルスロートが組み込まれており、スロート径はそれぞれ8mmおよび10mmであった。FC21(図2(b))では、主燃焼室のインジェクタに16mmのスロートが組み込まれていることを考慮して、点火器出口部にさらに16mm径のスロートをつけた。FC11、FC1AおよびFC91においては、点火器出口のスロートを取り換えることによって、スロート径を約8mmから16mmまで変えて試験を行なった。

点火器入口部のオリフィスは、試験条件の設定が容易となるように選択して使用した。酸素オリフィス径は1.13mmで一定とし、水素オリフィスを3種類用いた。

2.3 試験方法

試験の目的は着火前燃焼室圧力 P_0 と混合比 $MR = \dot{m}_{O_2} / \dot{m}_{H_2}$ の平面で、着火限界線を求めることであった。従って、着火前の点火器内の流れが十分定常になった後にスパークをONとするシーケンスを採った。蒸気エゼクタによって低圧室圧力が10torr前後で安定した後、図3に示すシーケンスをスタートさせた。

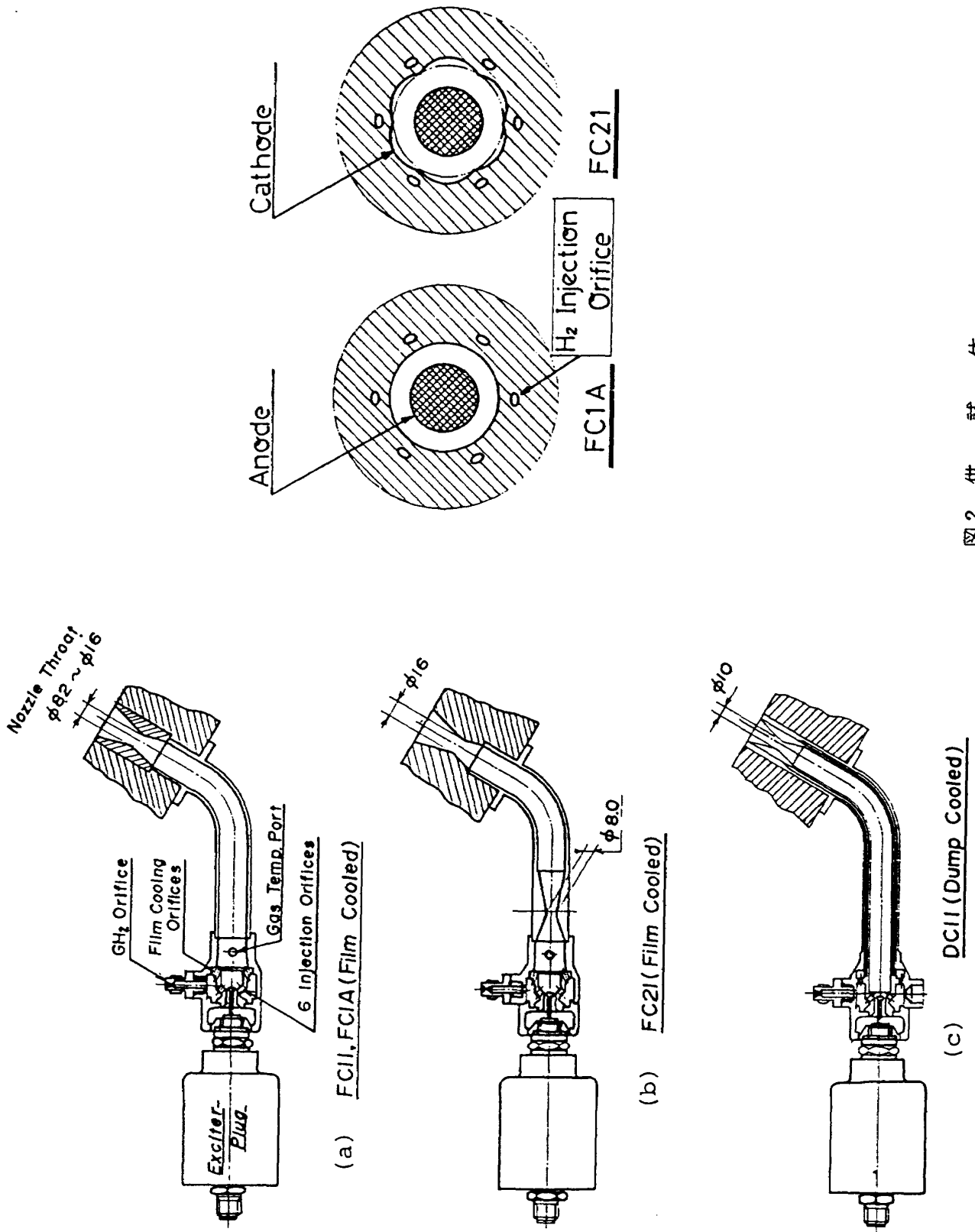


図2 供試体

表1 試験コンフィグレーションコード

試験コンフィグレーションコード

フィルムクーリング型点火器		
記号	部品番号 / 製造番号	
FC21	27B12101-21	001
FC11	27B12101-11	005
FC1A	27B12101-11A	009
FC91	27B12101-911	-----

エキサイタプラグ		
記号	部品番号 / 製造番号	
EP2	27BS12113-1	002
EP7	27BS12113-1	007

ダンブクーリング型点火器		
記号	部品番号 / 製造番号	
DC11	27B12201	-----

ノズルスロート		
記号	スロート径	スロート位置
DS80	φ 8.0	中央
DS82	φ 8.25	下流
DS10	φ 10.0	〃
DS11	φ 11.5	〃
DS14	φ 14.1	〃
DS16	φ 16.0	〃

水素オリフィス	
記号	直径(mm)
016H	φ 1.6
020H	φ 2.06
024H	φ 2.4

※ 酸素オリフィス径は1.13mm一定。

※ [例] FC21-EP-7-DS80-Q24H

部品番号27B12101-21、製造番号001のフィルムクーリング型点火器に部品番号27BS12113-1製造番号007のエキサイタプラグを装着し、水素オリフィスを2.4mm径、そのときのスロート径を8.0とした場合

Test Sequence

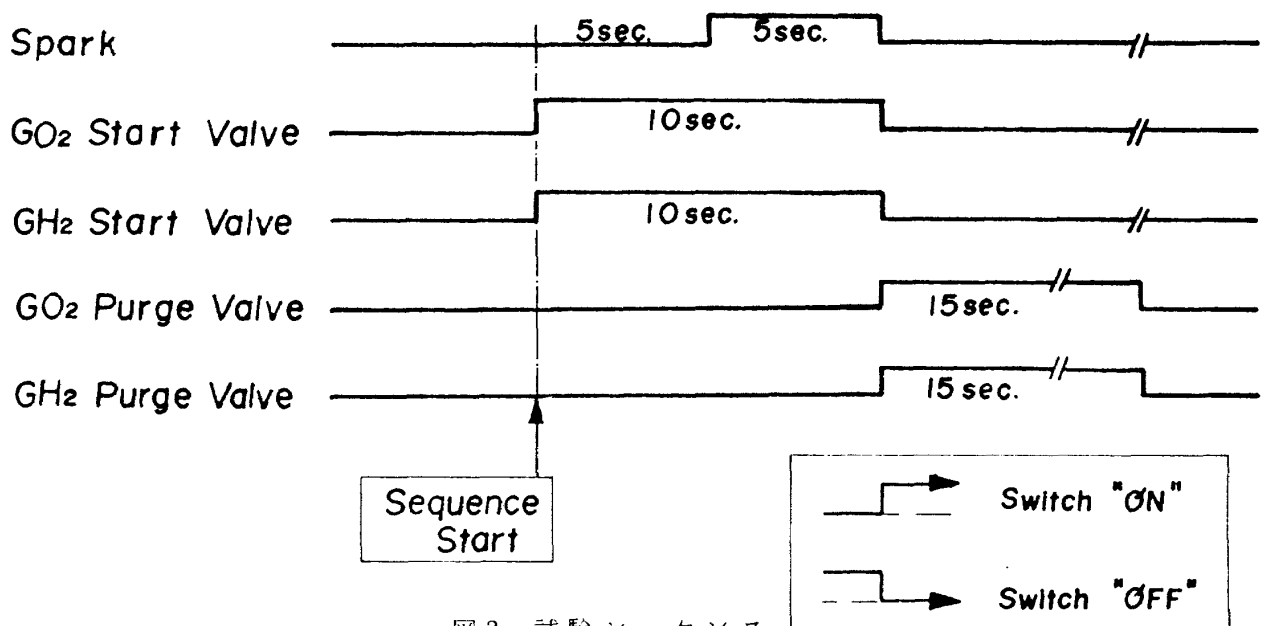


図3 試験シーケンス

3. 試験結果とその検討

3.1 試験実施経過

試験は昭和56年10月～11月におこなわれた。試験に先立って、約2週間の準備期間を要した。表2に試験経過を示す。前年度の試験で使用した供試体FC11(表1参照)を前年度と同一のスロート径1.6mmのノズルと組み合わせたときの着火性は、前年度のそれに比べてきわめて悪くなっていることが判明した。点火器の洗浄等種々の試みをおこなったが前年度のデータを再現することができなかった(試験シリーズNo.2, 4, 5)。この供試体は前年度の試験終了後フロンによる粗洗浄後保管したものであるが、燃焼用GH₂オリフィス内の酸化あるいは異物の付着によって着火性能が劣化したものと考えられた(3.4節参照)。そこで、FC11点火器本体と同型の別の供試体(S/N 009)を、開発試験用エンジンから取り外して試験し、昭和55年度の着火限界データを再現することを試みた(試験シリーズNo.12)。表2の試験シリーズNo.1およびNo.8で、今期の試験目的はほぼ達成したのであるが、後述のように、着火-不着火の限界圧力は点火器スロート径に大きく依存することがわかったので、試験シリーズNo.13～15でその効果をより詳細に求めた。カソード部の凹凸の効果を分離して求めるためには、正常に作動するFC11と同型の点火器を改修してカソード部に凹凸をつけ、これら2種で試験することが望ましかったが、供試体数量の制限によりFC11を改修してカソード部に凹凸をつけた。試験シリーズNo.9～11でこの供試体の試験をおこなった。

試験終了後、異常な挙動を示した点火器の切断点検、ならびに、洗浄時に回収された異物の分析調査をおこなった。静止気体中における放電状況の目視観察もおこなったので、あわせて報告する。

3.2 放電状況の観察

図2に概略を示すように、供試点火器の放電部分は中心に円形断面をもつアノードと、同芯状のギャップ、および点火器本体内壁の一部であるカソード部からなっている。点火器内部の圧力によって放電特性が変化するかどうかを定性的にとらえることを

目的として、放電部とほぼ同一寸法のモデルを製作し、大気圧以下の圧力下で、空気、酸素、水素、およびヘリウム中の放電状況を観察した。

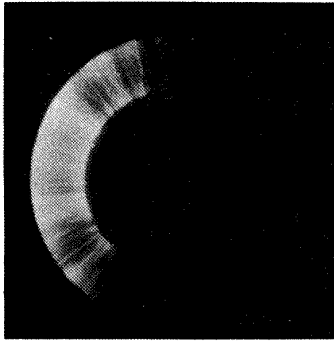
図4にカソード部断面が円形の場合についての燃焼室下流断面より見た放電の時間露出写真を示す。放電による発光を明確にとらえるため、露出時間を2秒とした。表1に記号で示すFC11, FC1AおよびDC11の点火器は円形断面カソードを有する。図4より、放電は均一に放射状に起るわけではなく、放電し易い扇形の部分があることがわかる。この扇形の部分は電極を回転させても変らなかつた。従って、部分的放電は、アノードの偏芯によるものではないと考えられる。約300 torr以下では、グロー放電に特有な発光が固体壁面付近で強くなることが観察され、100 torr付近では明確な電弧は識別し難くなる。この傾向はHeにおいて特に顕著である。点火器の作動条件に近いO₂雰囲気では、他の気体中におけるよりも、均一な放電が起っている。

カソード部に6個の凸部をもうけた場合の放電の写真を図5に示す。表1に記号FC21およびFC91で示す点火器本体は、この形状のカソードをもつ。放電は凸部に集中して起るが、円形断面のカソードの場合と同じように、片寄った中心角において起り易い傾向にある。O₂ガス内での放電はどちらかといえば、より均一に起っている。He内での放電を除けば、100 torrまでアーク放電に特有な電弧を識別することが可能であった。He内の100 torrの放電写真によって、放電部分の壁面の形状をみることができる。

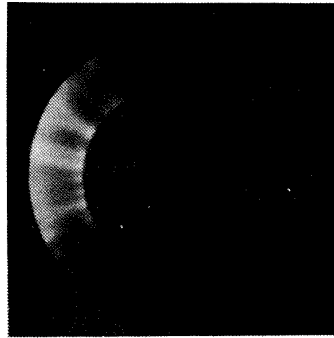
以上のように、カソード部に凹凸をつけることによって、放電位置を凸部に集中させることができること、および、低圧においても電弧が識別できることが示された。すなわち、低圧におけるアーク放電からグロー放電への移行は、カソード部における凹凸によってある程度おさえられる傾向にあるものとみなすことができる。

表2 試験実施経過

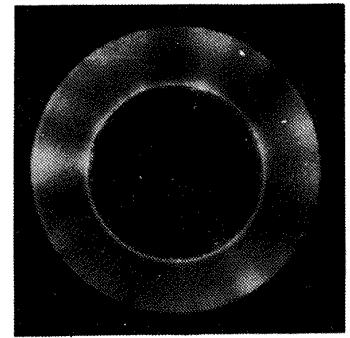
No	点火器試験経過						試験場所 / 航空宇宙技術研究所				角田支所 備考
	試験日付	Exp. No	試験回数	点火器	エキサイタ	ノズル スロート径	燃料	オリフィス径	酸化剤	備	
1	81. 10. 09 - 10. 16	3303 - 3353	51	FC21	EP 7	DS80	024H	φ11.3		スロート位置 中央部	
2	10. 19 - 10. 21	3354 - 3444	91	FC11	"	DS16	"	"	"	" 下流部	
3	10. 22	3445 - 3470	26	"	"	DS82	"	"	"	これ以降全て下流部	
4	"	3471 - 3487	17	"	EP 2	DS16	016H	"	"	016Hで調圧困難	
5	10. 29	3488 - 3524	37	"	"	"	020H	"	"	FC11 内部洗浄	
6	10. 30	3525 - 3559	35	"	EP2/EP7	DS11	024H	"	"	3530以降FP7使用	
7	"	3560 - 3576	17	"	EP 7	DS82	"	"	"		
8	11. 05 - 11. 06	3577 - 3623	47	DC11	"	DS10	"	"	"	ダンプ冷却型	
9	11. 09	3624 - 3653	30	FC91	"	DS16	020H	"	"	FC11を改造したもの	
10	11. 10	3654 - 3674	21	"	"	DS82	024H	"	"		
11	"	3675 - 3702	28	"	"	DS11	"	"	"		
12	11. 11	3703 - 3734	32	FC1A	"	DS16	020H	"	"	FC11と同型別品	
13	11. 12	3735 - 3771	37	"	"	DS82	024H	"	"		
14	"	3772 - 3800	29	"	"	DS11	"	"	"		
15	11. 13	3801 - 3832	32	"	"	DS14	"	"	"		
—	81. 10. 09 ~ 11. 13	3303 ~ 3832	計530	—	—	—	—	—	—	—	—



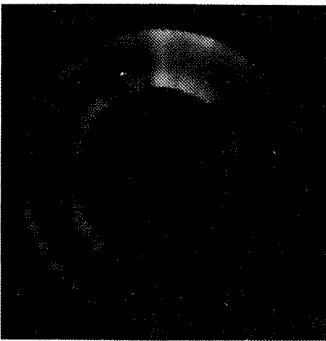
(Air, Amb.)



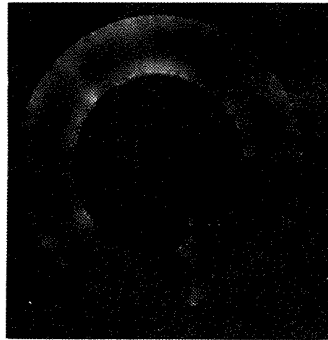
(Air, 300torr)



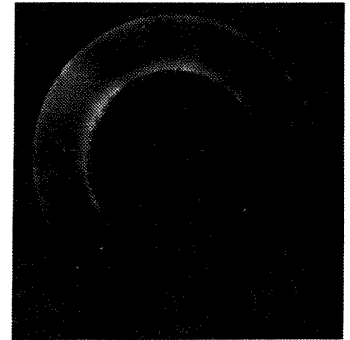
(Air, 100torr)



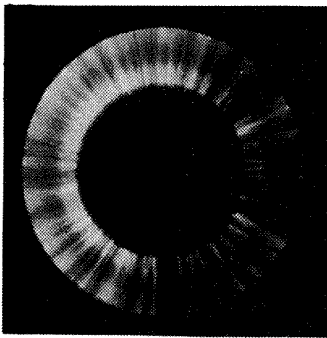
(H₂, Amb.)



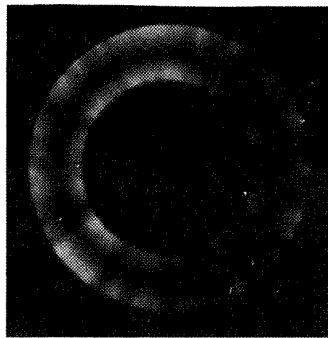
(H₂, 300torr)



(H₂, 100torr)



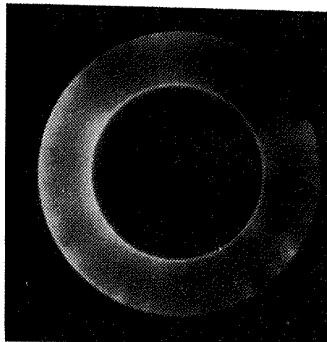
(O₂, Amb.)



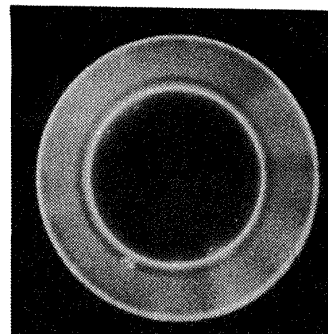
(O₂, 300torr)



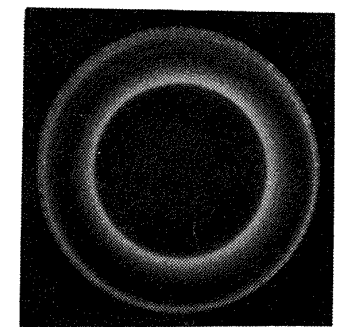
(O₂, 100torr)



(He, Amb.)

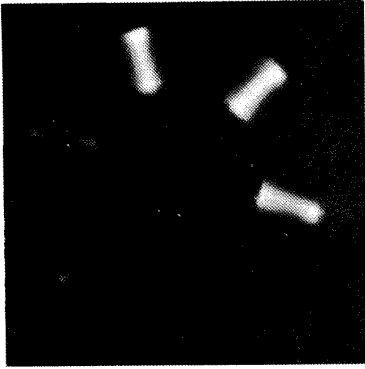


(He, 300torr)

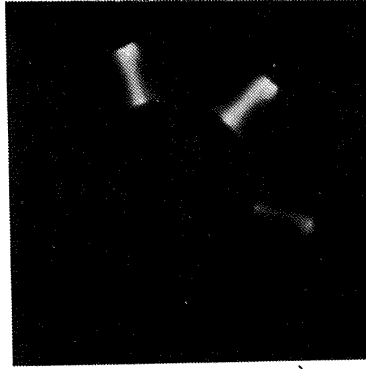


(He, 100torr)

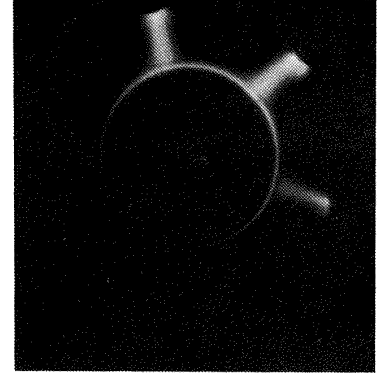
図4 放電写真(円型断面)



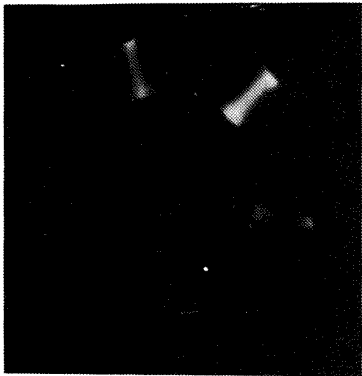
(Air, Amb.)



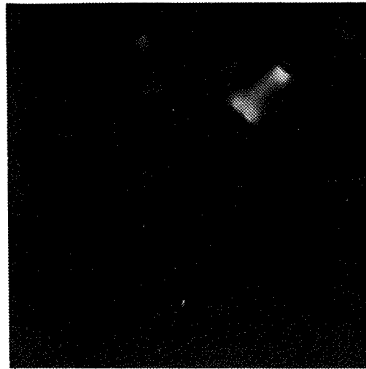
(Air, 300torr)



(Air, 100torr)



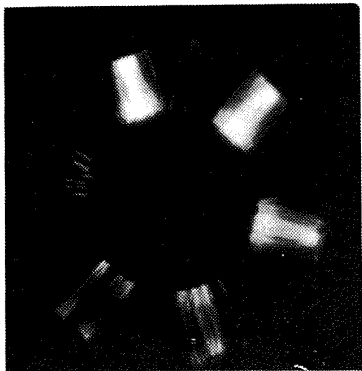
(H₂, Amb.)



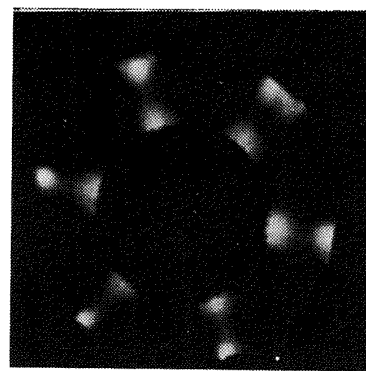
(H₂, 300torr)



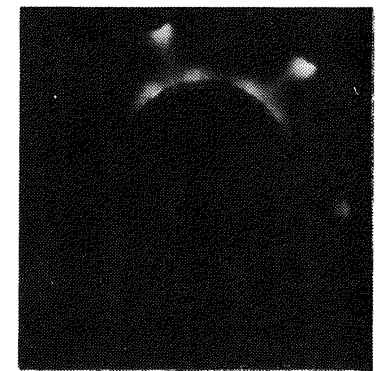
(H₂, 100torr)



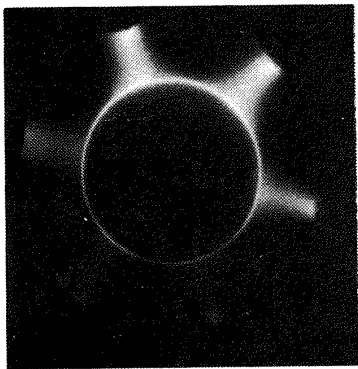
(O₂, Amb.)



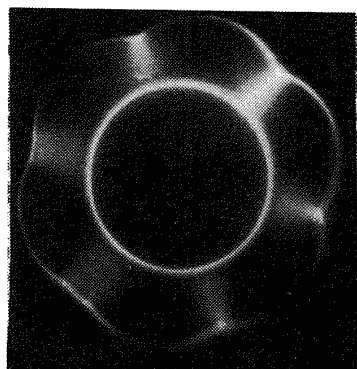
(O₂, 300torr)



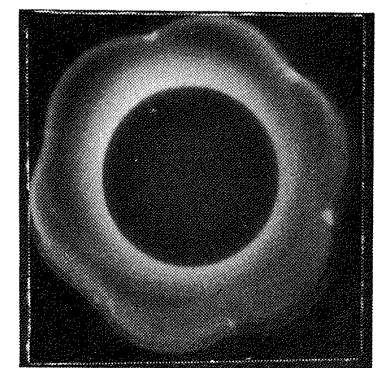
(O₂, 100torr)



(He, Amb.)



(He, 300torr)



(He, 100torr)

图5 放电写真(凹凸断面)

3.3 着火限界

3.3.1 改修型およびダンプ冷却型点火器の着火限界

本試験の主たる目的は、改修型点火器FC21および、バックアップの候補としてのダンプ冷却型点火器DC11の着火限界性能を求めることであった。

図6に原型点火器FC1Aと改修型点火器FC21の着火限界を着火前燃焼室圧力 P_0 - 点火器混合比 (O_2 質量流量 / H_2 質量流量)の平面で示す。MR ≈ 1.0 における着火限界線上での P_0 の値は原型点火器では約350 torr, 改修型では約130 torrであり、改修型点火器の着火性がきわめて良好であることがわかる。

実際にメインエンジンに装着された点火器では、着火のために設定される点火器燃焼室圧力は着火後の燃焼室圧力 P_c である。 P_c は P_0 の値に依存する。図7に常温の推進薬を用いた原型点火器と改修型点火器の着火した場合の着火前と着火5秒後の燃焼室圧力比 P_c/P_0 とMRの関係を示す。原型点火器と改修型点火器ではMRに対する P_c/P_0 の傾向はやや異なるものの、設計点近傍であるMR ≈ 1.0 においてはほぼ同じ値、 $P_c/P_0 \approx 1.8$ を示している。

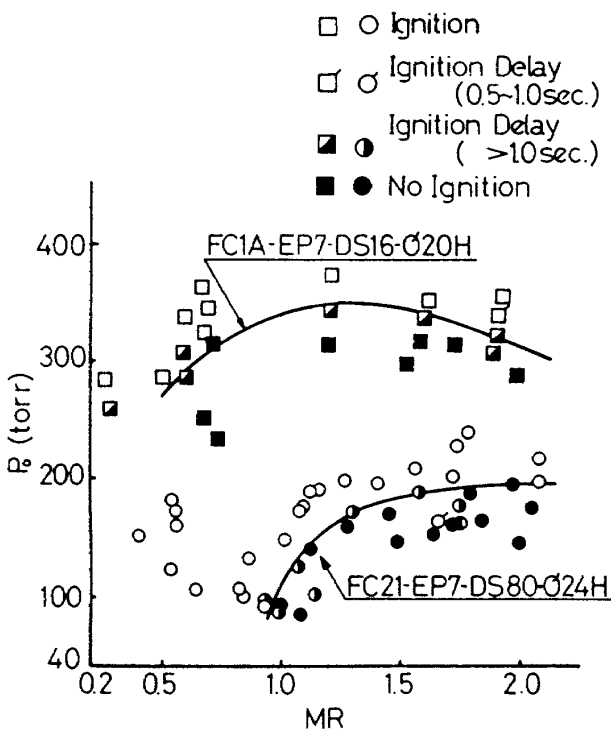


図6 原型点火器FC1Aおよび改修型点火器FC21の着火限界

図6で示されたMR ≈ 1.0 における着火限界線上での値を図7の結果にあてはめてみると、改修型点火器では着火遅れなしに良好に着火する設定点火器燃焼室圧力は $P_c \approx 0.32 \text{ Kg/cm}^2 \cdot \text{a} = 235 \text{ torr}$ 以上であるのに対し、原型点火器では $P_c \approx 0.86 \text{ Kg/cm}^2 \cdot \text{a} = 632 \text{ torr}$ 以上となり、原型点火器に較べ改修型点火器の着火性は著しく改善されたといふことができる。

昭和55年度の試験では低温推進薬条件を模擬した着火限界を求めている。その試験によれば、推進薬を約200 Kまで冷却した場合には常温の推進薬を供給した場合に較べて着火限界における着火前燃焼室圧力 P_0 が約10%高くなり、着火した場合の着火前後の燃焼室圧力比 P_c/P_0 は約30%高くなることわかった。¹⁾それ故、低温の推進薬が供給された場合には P_c/P_0 の値は常温の場合よりも約40%高くなり、 P_0 の値を常温のデータを用いるとすればMR ≈ 1.0 における P_c/P_0 比は約2.5になる。この場合、良好な着火を得るために設定される設定点火器燃焼室圧力 P_c は改修型点火器では $P_c \approx 0.45 \text{ Kg/cm}^2 \cdot \text{a} = 332 \text{ torr}$ 以上、原型点火器では $P_c \approx 1.2 \text{ Kg/cm}^2 \cdot \text{a} = 882 \text{ torr}$ 以上となる。

図8にダンプ冷却型点火器の着火限界を示す。低混合比側の着火性が悪くなる傾向にある。図に示す P_0 -MR平面における着火限界線は、高混合比側ではFC21点火器と同程度にみえるが、図2(c)に示すように、ダンプ冷却用の水素は点火器スロートを

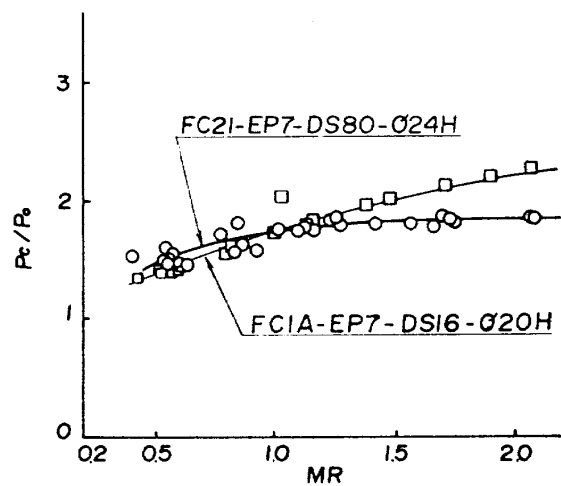


図7 原型FC1Aおよび改修型点火器FC21の着火前後の燃焼室圧力比

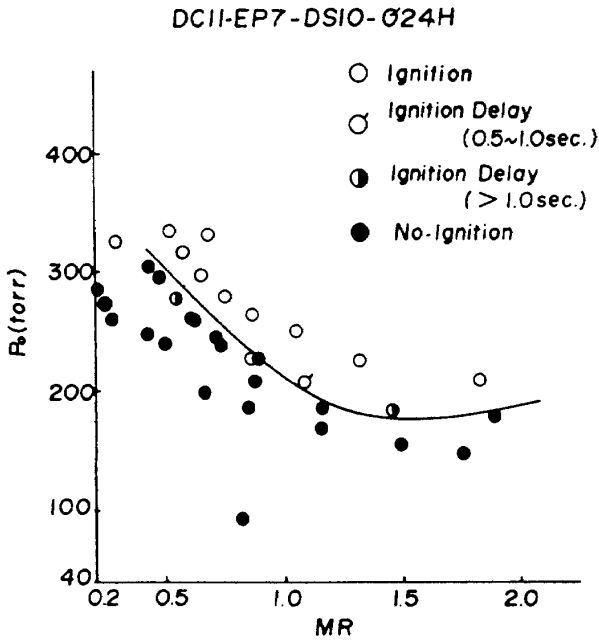


図8 ダンプ冷却型点火器DC11の着火限界

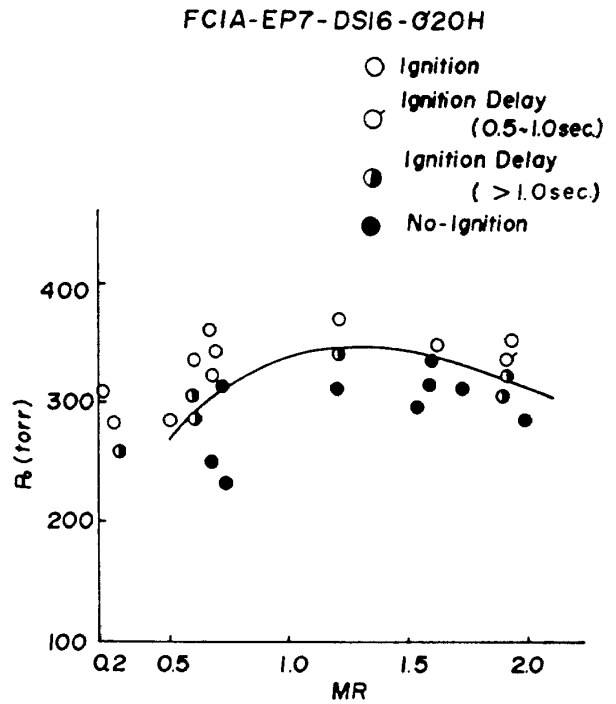


図9 スロート径16mmのときの着火限界

通っていないので、点火器燃焼室圧力には関与しない大部分の水素が冷却用として使われる。従って、後に3.3.3節で述べるように、満足な着火をおこなうためには、本試験のどのコンフィグレーションよりも水素、酸素共大流量を必要とし、推進薬タンク圧供給による着火は不可能である。ダンプ冷却型点火器を実用に供するためには、冷却流量を大巾に減少させた供試体の試作および試験が必要である。

3.3.2 点火器スロート径の効果

フィルム冷却型原型点火器(スロート径16mm)と改修型点火器FC21(スロート径8mm)との著しい着火性の相異は主としてスロート径の相異によるものと考え、(2.2節参照)スロート径の効果を求めることを試みた。3.4節で述べるように、FC11点火器は、その着火性が劣化していたので、同一型式のFC1A点火器を用いて、その出口部のノズル部分を交換することによってスロート径の着火限界に及ぼす効果を求めた。

図9に前年度のコンフィグレーションと同一の16mmの場合の着火限界を示す。前年度の着火限界線との比較を図10に示すが、データの再現性は十分と判断できる。図11および12にそれぞれスロート径8.25mmおよび11.5mmの場合の着火限界線を示

	Igniter	Exciter-Plug
S55	27BI210I-II	27BSI2112
S56	27BI210I-IIA	27BSI2113

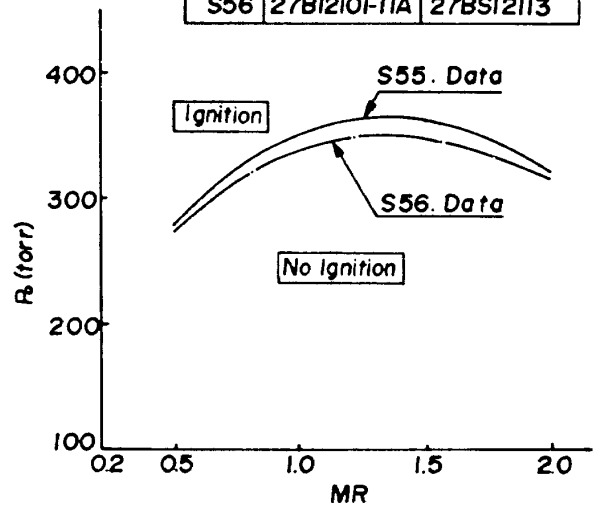


図10 着火限界の再現性

す。四種類のスロート径についての着火限界線をまとめて図13に示す。スロート径を大きくすれば、着火限界の着火前燃焼室圧力が高くなることわかる。また、スロート径が大きき場合には、着火限界線に極大値がみられる。図13の結果は、点火器スロート径(主燃焼器インジェクタの一部を構成する)の選定のために有用であるばかりではなく、3.5節で述べるように、不着火の原因の推定にも主要な役割

FCIA-EP7-DS82-Ø24H

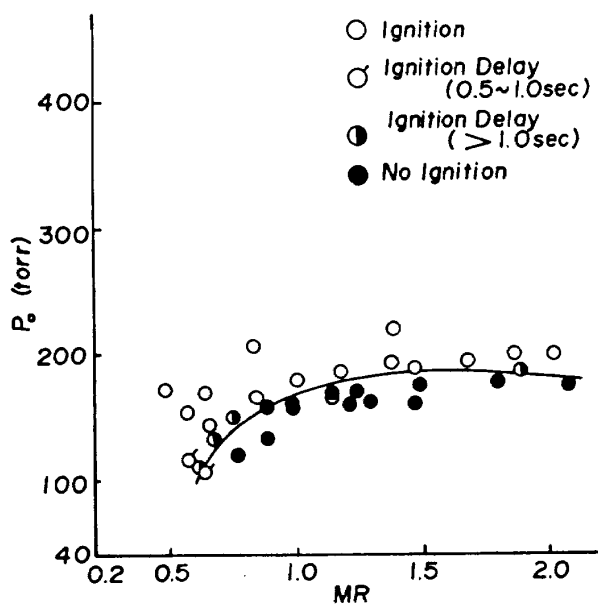


図11 スロート径8.25mmのときの着火限界

FCIA-EP7

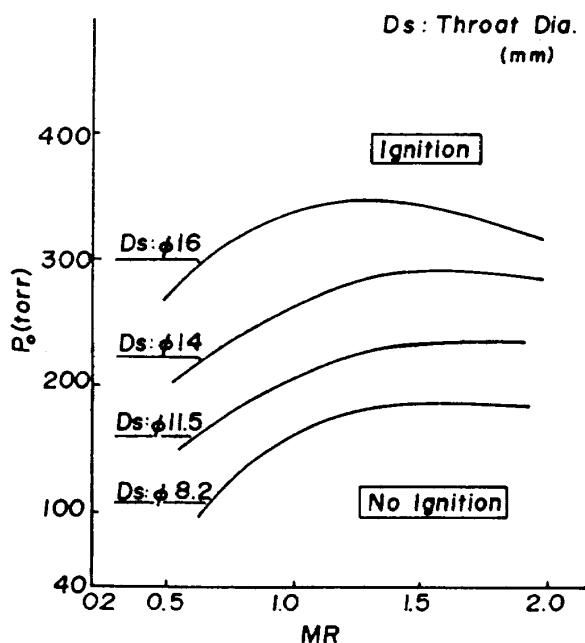


図13 着火限界に及ぼすスロート径の効果

FCIA-EP7-DS11-Ø24H

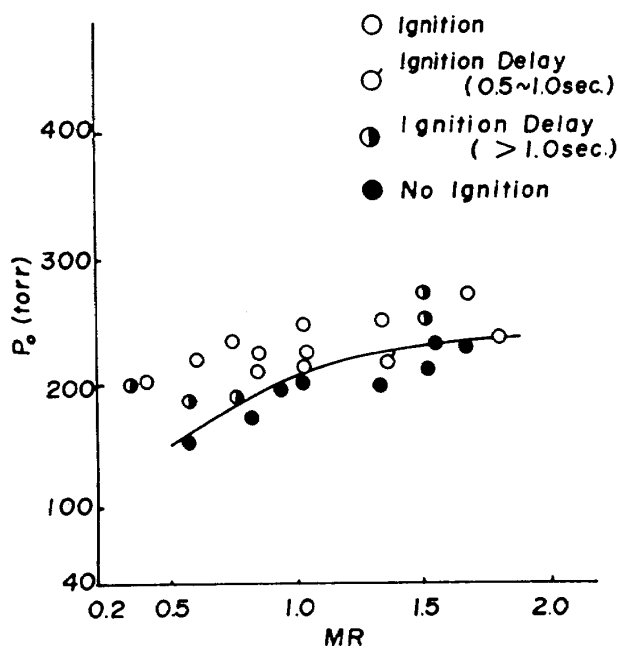


図12 スロート径11.5mmのときの着火限界

FCIA-EP7

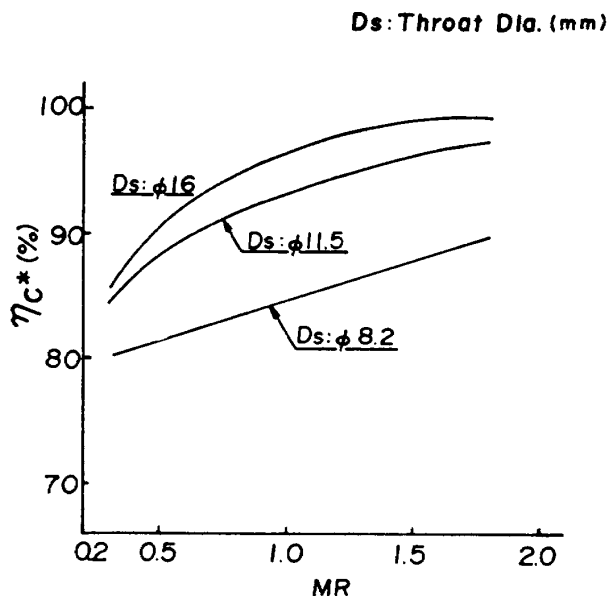


図14 特性排気速度効率

を果す。

図14に、燃焼効率の指標として特性排気速度効率を示す。良好な着火をした場合の5秒燃焼後の燃焼室圧力と幾何学的スロート面積 A_s を用いて計算した特性排気速度

$$C^* = \frac{P_c A_s}{\dot{m}_t} \quad (1)$$

を一次元平衡流の理論特性排気速度で割った値を特性排気速度効率 η_{c^*} とした。ここで、 \dot{m}_t は全推進薬流量である。スロート径が小さな場合には、 η_{c^*}

は小さい。スロート径が小さな場合には、推進薬流量が少なく、混合効率が低いことその他に、壁面への熱損失のために η_c^* は小さくなるものと考えられる。

3.3.3 着火限界における推進薬流量

ロケットの推進薬タンク圧力の標準値は LH_2 タンク 2.3 Kg/cm^2 , a, LOX タンク 3.1 Kg/cm^2 , a であり、タンク圧によって着火時の推進薬を点火器に供給するために許容される圧力損失はきわめて小さい。実用の際の点火器入口部オリフィスの選定のためには、着火に必要な水素と酸素の流量の平面で着火限界線をあらわすと便利である。図15に、FC1A点火器においてスロート径を変えたときの着火限界を $\dot{m}_O - \dot{m}_H$ の平面で示す。着下限界線の左下方が不着火領域である。混合比、約0.5~2.0の範囲をこえる試験はおこなっていない。スロート径8.25mmの場合は16mmの場合に比べて約1/10の流量で着火することがわかる。

図16にダンプ冷却型点火器の着火限界線を流量平面上に、フィルム冷却型点火器のそれと比較して示す。ダンプ冷却型点火器の着火に必要な流量はフィルム冷却型FC1Aのスロート径16mmの場合と同程度であり、タンク圧供給による着火はきわめて

困難と考えられる。ダンプ冷却型とフィルム冷却型の着火限界線を、MR0.5~1.5において比較すれば、ダンプ冷却型では、着火限界は水素の流量にほとんど関係なく酸素の流量のみによって決定されるのに対して、フィルム冷却型では酸素の流量への依存性は弱く、水素流量に大きく依存している。ダンプ冷却型点火器の着火前燃焼室圧は、主として酸素の流量に依存し、フィルム冷却型では、冷却用の多量の

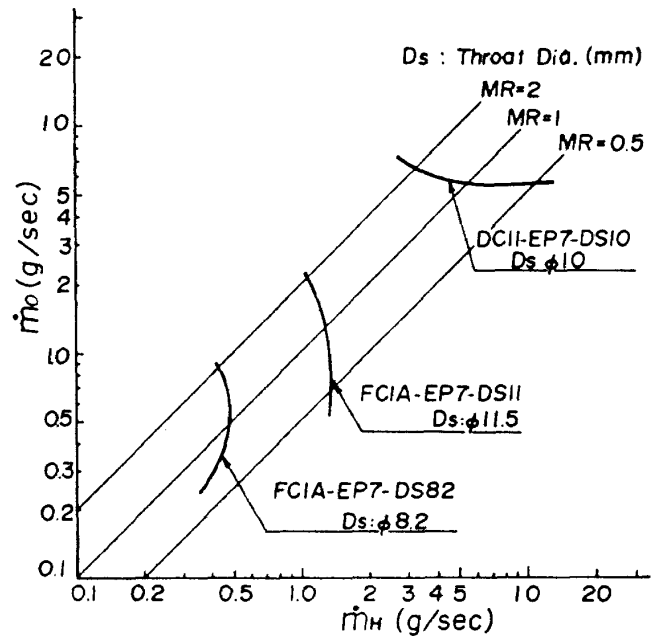


図16 ダンプ冷却型点火器の流量平面における着火限界の比較

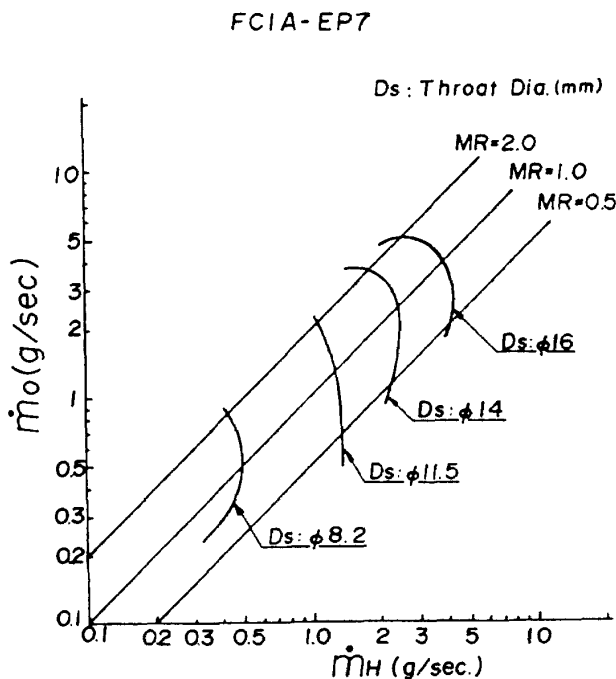


図15 流量平面における着火限界

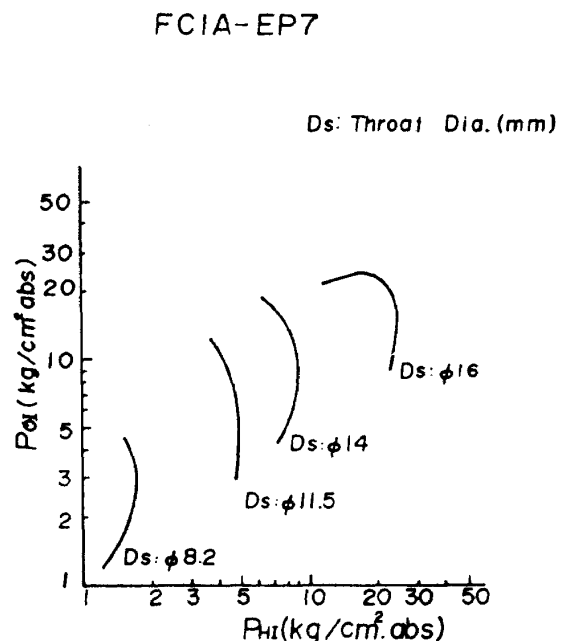


図17 インタフェース圧平面における着火限界

水素がスロートを通るので、水素流量が着火前燃焼室圧力に大きく影響するためである。

本試験では、着火前後における推進薬流量の変動をさけるために、点火器入口部のオリフィス径をやや小さく選定し、着火前および着火後に確実に流れがオリフィス部でチョークするようにした。着火限界線を、オリフィス上流圧力酸素インタフェース圧 P_{OI} - 水素インタフェース圧 P_{HI} の平面で図17に示す。水素側オリフィス2.4mm、酸素側オリフィス1.13mmにおいてタンク圧着火が可能なのは、スロート径が約8mmの場合だけである。スロート径が11.5mmの場合においても、水素側オリフィス3.4mm、酸素側オリフィス1.7mmとすれば、タンク圧着火は可能である。なお、スロート径12mm以下の場合には、着火限界における推進薬流量は少ないので、配管、弁類の圧力損失は無視し得る程度と考えられる。

3.3.4 スロート位置の効果

本節では改修型点火器FC21(図2(b))とほぼ等しいスロート径8.25mmのスロートを出口部に装着したFC1A-DS82コンフィグレーション(図2(a))とFC21との着火性の比較を行なう。FC21とFC1A-DS82との相異は、スロート位置がFC21ではフィルム冷却孔の下流部にあるのに対してFC1A-DS82においては、点火器出口部にスロートがあること、ならびに、放電部カソードにFC21では6個の凹凸があるのに対して、FC1Aではカソード部は円形断面であることである。また、主燃焼室インジェクタには現在までの所、16mmのスロートが残されたままになっている事を考慮して、図2(b)に示すように、点火器出口部に直径16mmの第2のスロートを取りつけたコンフィグレーションでFC21のすべての試験をおこなった。簡単な一次元計算²⁾によれば、径8mmのスロートの下流の燃焼ガス導管部は超音速デフューザとして働き、第2スロートの上流部で、気体のよどみ圧は、衝撃波による損失のために燃焼室圧力の約 $\frac{1}{4}$ となる。本試験においては点火器出口圧力が約10 torr程度であり、十分に低いので、第2スロートを含む拡大部は超音速ノズルとして作動する。FC21の8mmのスロート部

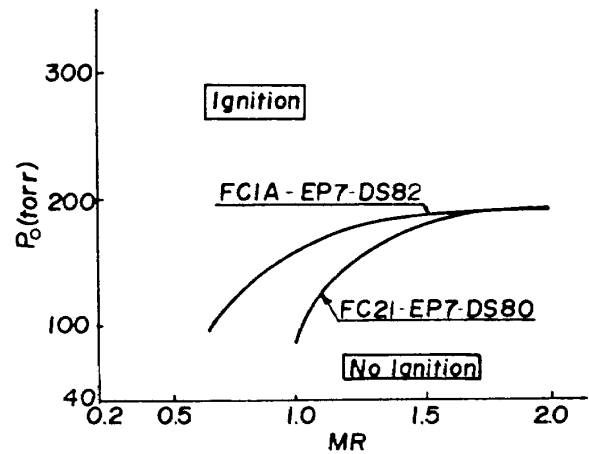


図18 FC21とFC1Aとの着火限界の比較

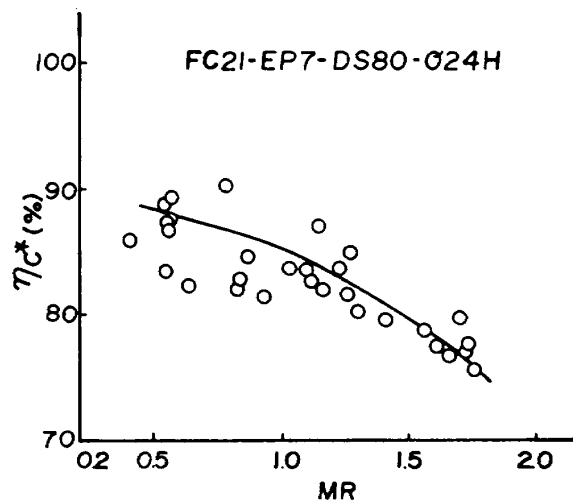


図19 FC21型の特性排気速度効率

で流れはチョークしているので、点火器の着火性は、第1スロート下流部の影響を受けない。

図18にFC21とFC1A-DS8のコンフィグレーションとの P_0 -MR面における着火限界線を比較して示す。FC21では $MR < 1.2$ において、着火限界の P_0 は急速に小さくなっている。 $MR > 1.5$ ではFC21とFC1A-DS8のあいだの限界 P_0 の差はほとんどない。 $MR < 1.2$ における両者の差は、スロート位置の効果と、カソード部形状の効果を含めたものである。カソード部形状の効果のみを分離して求めようとした実験(3.4.2節参照)によれば、カソード部に凹凸をつける事によって逆に、着火性が悪くなる結果を得た。ただし、この実験に用いた点火器は本試験シリーズにおいてもともと着火性が悪化していたものに、カソード部の改修をおこなったもので、この供試体を用いてカソード部の効果を

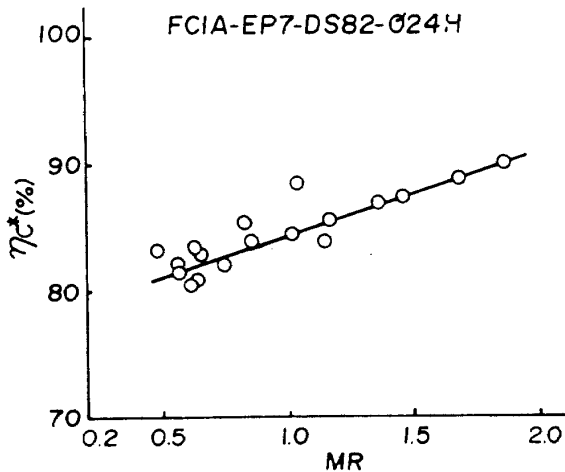


図20 FC1A型の特性排気速度効率

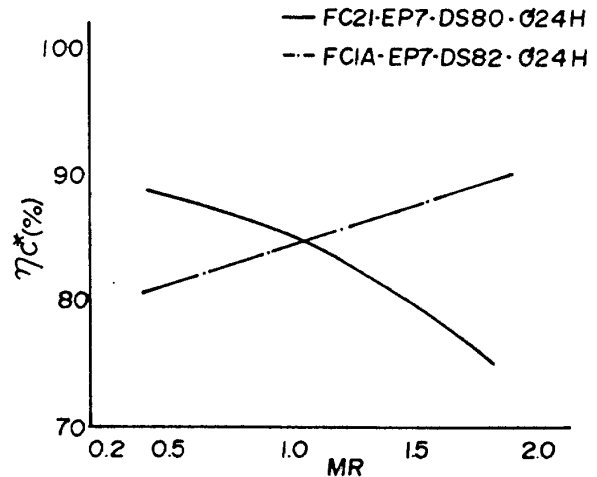


図21 FC21とFC1Aにおける特性排気速度効率の比較

求めた結果は必ずしも正常に作動する点火器に当てはまるとは限らないので、上記カソード部の形状の効果については十分に説明できない。しかし、スロート径が約8mmの場合には、円形断面のカソードと凹凸つきカソードの場合の着火性の相異はわずかであったので(3.4.2節図27参照)、図18のふたつのコンフィグレーションにおける着火性の相異は主としてスロート位置の効果と考えることができる。このことをさらに裏付け得るデータとして図19および20にFC21とスロート径8.25mmの場合の特性排気速度効率 η_c^* を示す。図19と20とを同一グラフにあらわしたのが図21であるが、FC21の η_c^* はMRと共に減少し、逆にFC1Aのそれは混合比の増加と共に増加する傾向にあり、特に、 $MR < 1.0$ ではFC21の η_c^* の方がFC1Aのそれよりも大きい。図22に図式的に示すように、混合比が低いときにはFC21点火器のスロート径がフィルム冷却孔の直下流部にあるため、フィルム冷却用の水素のかなりの部分が燃焼室部へ逆流し、通常は酸素が大過剰である燃焼室部の混合比をより量論比側へ近づけ、従って燃焼温度も高くなり、短時間で効率の良い燃焼がおこなわれるものと考えられる。点火器総括混合比MRは常に水素過剰であるので、フィルム冷却用水素の数分の1が燃焼室部へ逆流して燃焼すれば、酸素はすべて消費されることになる。MRが高くなると、スロート部まで流れるあいだに、酸素はすべて消費されなくなり、 η_c^* は小さくなる。FC1Aの場合には、長い導管がスロート上流部にあるので、

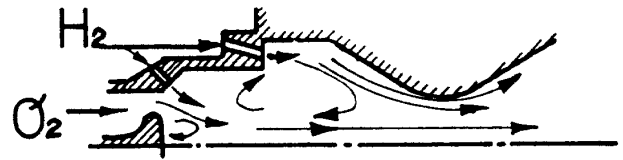


図22 FC21におけるフィルム冷却用水素の逆流

燃焼室部への水素の逆流は起らない。すでに図14にも示したように、燃焼ガスの流量が多いとき、混合比が高いときに η_c^* は大きくなる傾向にある。

以上の考察から、図18に示した低混合比側においてFC21点火器の着火性が下流部にほぼ同一径のスロートをもつFC1A点火器に比べて良好であることは、燃焼室部へのフィルム冷却用の水素の逆流によるものと推論できる。

3.4 異物等による着火性能の低下

3.1項で述べたように、FC11-DS16 コンフィグレーションにおいては、前年度に比べて著しく着火性能が劣っていた。FC11点火器は、前年度インコネル製アノード部を2度焼損し、点火器燃焼ガス温度測定用の熱電対を一度焼損した履歴をもつもので、前年度の試験中には特に異常な挙動は示していなかった。前年度試験終了後フロンによる粗洗浄後約15ヶ月保管したものである。本節ではFC11点火器の着火性の劣化について配述する。

3.4.1 FC11 点火器の着火性

図23に、FC11-DS16 コンフィグレーションで、今期の最初に着火限界試験をおこなったときのデータを示す。図9に示したFC1A-DS16の場合に比べ、着火に必要な着火前燃焼室圧力は高く、着火と不着火の境界がはっきりしないこと、ならびに着火限界 P_0 の混合比依存性が、図9に示す場合と著しく異っている。何らかの原因で、燃焼用 GH_2 あるいはフィルム冷却孔に異物がつまり、着火性が悪くなったものと考え、フロンおよびブラシによ

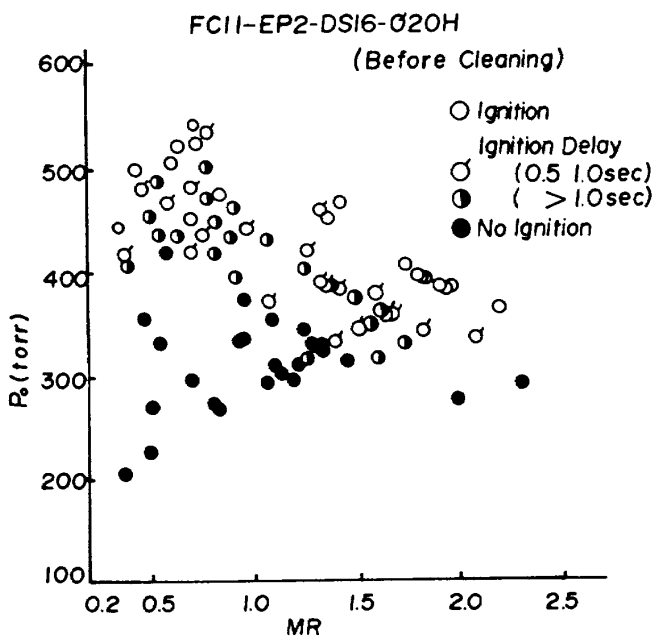


図23 洗浄前のFC11-DS16の着火限界データ

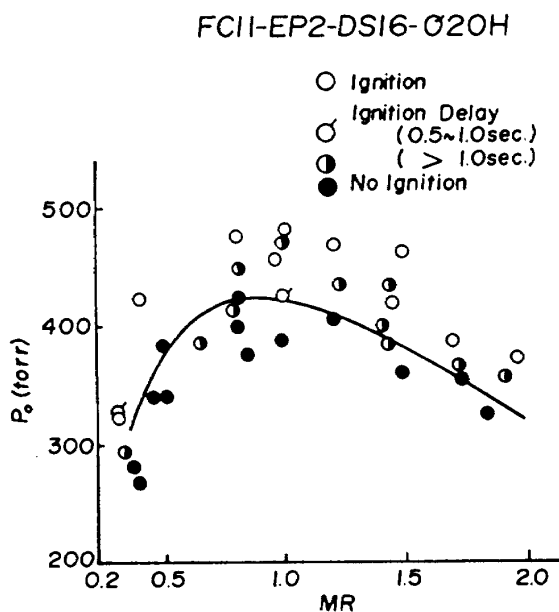


図24 洗浄後のFC11-DS16の着火限界

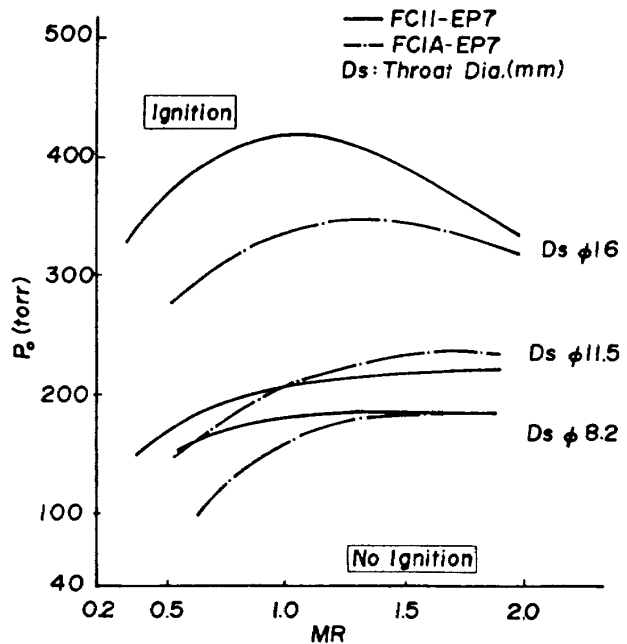


図25 FC11型の着火限界

る入念な洗浄をおこなった。ブラシによる洗浄の結果、熔融金属が壁面に再付着したと思われるフレーク状の異物および金属の切粉と思われる異物が回収された。これらの分析結果については、3.4.3節で述べるが、主としてNi基成分、ステンレス鋼およびセラミック系絶縁材が含まれていた。洗浄後の試験結果を図24に示す。洗浄前に比較すればかなり着火性は良好にはなっているが、まだ、1秒以上の着火おくれを示す実験点が多く、図25に示すように、正常な点火器に比べ、着火限界 P_0 が $\text{MR}=1$ において約80 torr高い。

図25には、出口部スロート径を変えた場合のデータも示すが、スロート径11.5mm以下では、低混合比側でやや着火性は悪いが、スロート径16mmの場合ほど大きな差はないように見える。異物等による燃焼用 GH_2 オリフィスの部分的な制限は、特に流量の大きな範囲において着火性の著しい劣化につながるものと思われる。

3.4.2 カソード部凹凸の効果

すでに3.1節で述べたように、カソード部の凹凸の効果を生かして求めるためには、正常に作動する点火器を改修してカソード部に凹凸をつけるのが望ましかったが、LE-5エンジン試験スケジュールに關係なしに自由な改修がゆるされる点火器はFC11

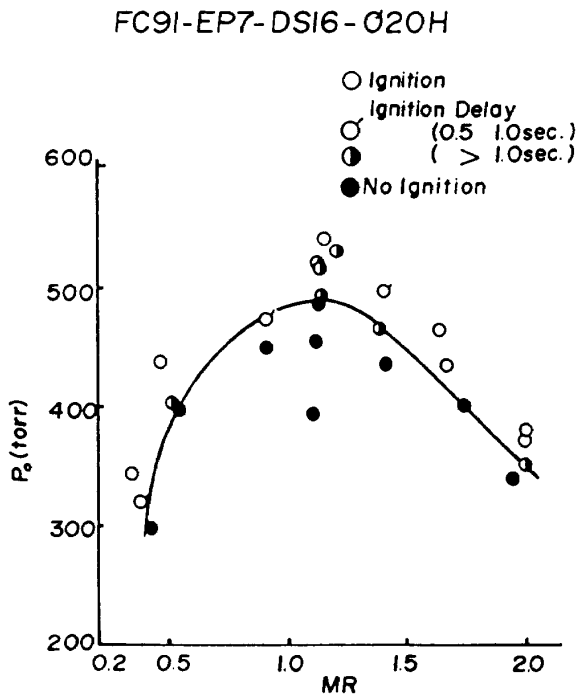


図26 FC91-DS16コンフィグレーションの着火限界

ただひとつであったため、これを改修した。

図26にカソード部に凹凸をつけた場合FC91-DS16コンフィグレーションの着火限界試験データの一例を示す。図27に改修前後の着火限界線を比較して示す。カソード部に凹凸をつけたことによって着火性が悪くなっていることがわかる。低流量、すなわち、 $DS=8.25\text{mm}$ の場合には、改修前後の着火性はあまり変わっていない。

以上の結果からだけ判断すれば、カソード部の凹凸は、着火性を改善することにはならないようにみえる。しかしながら、もともとFC11点火器においては、燃焼用 GH_2 オリフィスが異物等によって制限された等の疑いがあり、図5の放電写真に示すように、カソード部に凹凸をつけた場合にも、放電部分は片寄った中心角において起り易い傾向があり、この放電しにくい凸部にある水素オリフィス(凸部と水素オリフィスは一対一に対応するようにした)が異物等で制限された場合には、かえって着火性が悪くなることも考えられる。ただし、切断検査の結果からは、上記の仮定を証明する結果は得られなかった(3.4.3節参照)。従って、カソード部の凹凸の効果については、明確な結論は得られていないが、すでに着火性が劣化している点火器に上記改修を加

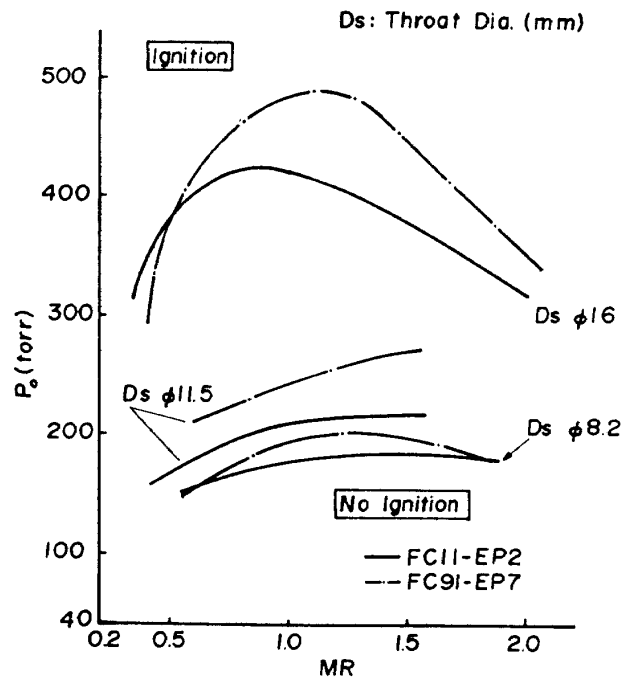


図27 FC91とFC11の着火限界の比較

えると、さらに着火性を悪くする結果となる一例が得られたことになる。

3.4.3 洗浄回収物の分析および切断検査

FC11点火器の洗浄の際に洗浄液フロンから回収した異物は三菱重工業(株)名古屋航空機製作所において、X線マイクロアナライザにより分析した。異物は再凝固片状、かけら片状、まもう片状、はくり片状のものおよびちぎれかす状のものよりなっていた。

合計27コの供試体の分析をおこなった結果、異物は次のように大別できた。

- (1) Ni-Cr系耐熱材料
- (2) ステンレス材料
- (3) 酸化鉄
- (4) 塗膜
- (5) 繊維
- (6) 高分子材料
- (7) 絶縁材

このうち、(1)は電極アノードおよび熱電対シース材であり、(6)、(7)は熱電対内絶縁材と思われる。これらは前年度の試験において焼損したものに該当する。(5)は洗浄の際に用いたブラシのちぎれかすと考えられる。同様に(3)の酸化鉄の一部はフロンドラ

ム缶およびブラシの針金等洗浄の際に混入したものと考えられる。ステンレスのまもう片状の異物は、設備の配管系統から混入したものと考えられる。事実、以下に述べるように、点火器の切断検査において、フィルム冷却孔に、ステンレスの切粉状の異物の付着が認められた。

FC11点火器にカソード部の改修をほどこしたFC91点火器の試験後、これを切断し、内部を点検した。前述のように、フィルム冷却孔にステンレスの切粉が、数ヶ所つまっていた。しかしながら、燃焼用水素の孔には大きな異物がつまった様子ではなかった。この孔に細線を通したところ、わずかな「カス」が出た。点火器の着火性の低下とは直接の関係はないが、フィルム冷却孔の直下流部約5mmに渡って焼けによるエロージョンがみられた。フィルム冷却用水素が高混合比の燃焼ガスをまき込み、はくり部分が高温になるためと推定される。

以上の異物の分析および切断検査の結果から、FC11点火器の着火性の劣化の原因を結論づけることはできなかったが、フィルム冷却孔、あるいは、燃焼用水素オリフィスへの異物の付着によって、燃焼室部の流れが、正常な点火器と比較して不均一となったために着火性が悪くなったものとみなすべきであろう。

3.5 不着火原因の推定

本節では正常に作動した点火器FC1Aにおいて、スロート径の着火限界に及ぼす効果を求めた実験結果をもとにして、フィルム冷却型点火器における不着火の原因を推定することを試みる。

図2(a),(b)に示すフィルム冷却型点火器における着火の過程はきわめて複雑であるが、次のように単純化して考えることができよう。スパークONによって、アノードとカソードが形成する環状部分を流れる酸素に放電エネルギーがあたえられる。アーク放電の場合には、放電部分は下流へ吹き流され、断続して何回かの放電をくり返す。³⁾ 3.2節で述べたように、着火前燃焼室圧力が高いときには、アーク放電が支配的であり、より低圧の場合にはグロー放電が支配的となる。着火限界付近の作動条件においては、6個の燃焼用水素オリフィスでチョークした水

素噴流がほぼ音速で燃焼室へ噴射され、水素と酸素が混合する。放電によってあたえられたエネルギーは混合によって拡散されるが、適当な混合比の局所的な小体積において、エネルギー密度が十分であれば火炎核、すなわち、着火の必要条件をもった小体積が形成される。この小体積が燃焼室内で化学反応をほぼ完結し、十分発熱すれば着火は達成されることになる。いい換えれば、この火炎核が反応するのに要する時間が、混合による火炎核の冷却に要する時間よりも長ければ不着火となる。冷却に必要な特性時間は、燃焼室内の混合速度に依存する。

上述のように単純化した着火過程を仮定すれば、不着火となる原因として次の3項目を考えることができる。

- 1) 放電しない。
- 2) 電極への熱損失のため火炎核が形成されない。
- 3) 火炎核の反応時間が流れの特性時間(火炎核の冷却時間)よりも長いために着火が起らない。

このうち1)項については、3.2節で述べたように、静止酸素中ではあるが放電を確認しているので、不着火原因からは除外して良いものと考えられる。ここでは、着火限界に及ぼすスロート径の効果(図13)を求めた実験結果から、上記2)および3)項について定性的な検討をおこなう。

電極壁面への熱損失は、酸素側のレイノルズ数に依存するものと考えられる。図13の着火限界線上の代表的な点について、電極環状部の動水直径を代表長さにとったレイノルズ数 Re_{ox} に対して、着火限界における着火前燃焼室圧力 P_{oc} を図28にプロットした。 P_{oc} と Re_{ox} のあいだには、 Re_{ox} が5000以上においてはきわめて良好な相関があることがわかる。 $Re_{ox} < 3400$ と $Re_{ox} > 5000$ のふたつの範囲において P_{oc} の Re_{ox} 依存性は異なるが、これは層流と乱流の相異によるものとも考えることもできる。このことから、不着火の主たる原因は放電エネルギーの電極壁面への損失、すなわち、流れ場における最小着火エネルギー以上のエネルギーがガスにあたえられず、火炎核が形成されないことである可能性が強い。

次に火炎核が形成された場合について検討する。

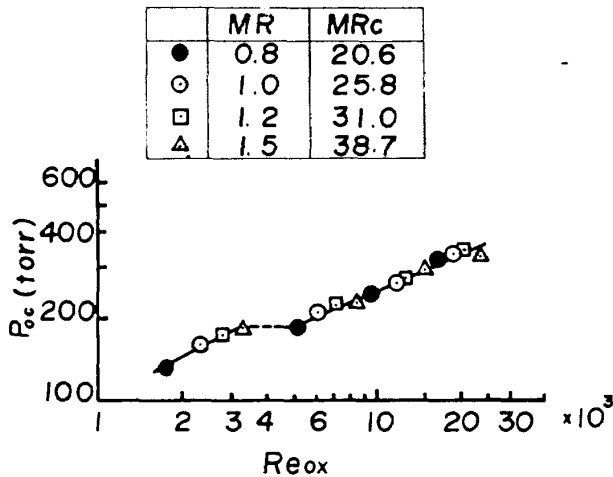


図28 限界着火前燃焼室圧のレイノルズ数依存性

混合による火炎核の冷却速度あるいは活性化学種の拡散速度が反応速度より速ければやはり不着火となる。混合による冷却速度もまた Re_{ox} に依存する可能性がある。燃焼室における水素と酸素の混合速度は、第一義的にはそれらのモーメントム比によって支配される。水素噴流はチョークしており、その速度はほぼ音速に等しく、その密度は酸素のそれに比べてはるかに小さい。これに反して環状部の酸素流速は、図28の実験範囲で圧力130 torrで約50 m/sから、圧力320 torrで290 m/sまで変化している。従って、混合による火炎核からの熱損失は主として酸素のモーメントムに依存するものと考えられる。酸素モーメントムは Re_{ox} と対応するので混合による熱損失も、 Re_{ox} に対応すると考えられる。このことを別の角度から検討するため、十分な放電エネルギーが混合気に与えられ、着火の必要条件が整ったと仮定し、不着火は、火炎核の反応時間が、その冷却時間あるいは流れの特性時間よりも長い場合に起るものと仮定する。反応時間の圧力依存性から、この仮定を検討することができる。点火器内の実際の流れはきわめて複雑なので、単純化して議論する。初期温度 T_0 、混合比一定の小体積が反応を完結するとみなすことのできる全時間、すなわち全反応時間 τ_{TR} を、混合気の温度が、

$$T_{TR} = 0.95(T_{eq} - T_0) + T_0 \quad (2)$$

に達する時間と定義する。 T_{eq} は平衡温度とする。同様にして着火時間 τ_{ig} は、混合気の温度が

$$T_{ig} = 0.05(T_{eq} - T_0) + T_0 \quad (3)$$

に達するまでの時間とする。一次元の化学反応計算においては、初期温度 T_0 をあたえ、着火時間 τ_{ig} を(3)式に示すようにある程度任意に定義する。放電による着火においては、火炎核ができたときに、すでに着火の必要条件は満たされている、すなわち、火炎核の温度は $T_0 \approx T_{ig}$ であるが、活性化学種の濃度が十分高く、着火おくれ時間はないと考えることができる。従って、放電によって形成された火炎核の反応時間は均一相反応において全反応時間から着火時間をひいたものに対応する。すなわち、

$$\tau_R = \tau_{TR} - \tau_{ig} \quad (4)$$

Rogers ら⁴⁾ によれば、空気/水素系における反応時間は、当量比0.5~1.5、圧力 $P=0.2\sim 4$ atm、 $T_0=800\sim 2000$ Kにおいて±10%の精度で次式によってあらわすことができる。

$$\tau_R = 325 P^{-1.6} \exp\left(\frac{-0.8 T_0}{1000}\right) \quad (5)$$

ここで τ_R の単位は μ s、 P は atm、 T_0 は Kである。同様な計算を H_2/O_2 系について NASA Lewis の一次元動力学計算コード⁵⁾を用いておこなった結果、

$$\tau_R = 25.1 P^{-1.7} \exp\left(\frac{-0.4 T_0}{1000}\right) \quad (6)$$

を得た。但し、(6)式は量論比において、圧力30~760 torr、 $T_0=900\sim 1200$ Kについて計算したものである。反応速度定数は Rogers ら⁴⁾ の用いた値と同一とした。空気/水素と O_2/H_2 混合気では、反応過程における濃度、および温度条件がかなり異なるが、(5)、(6)式の比較からあきらかなように、 τ_R の圧力依存性はわずかしき変わっていない。着火限界における火炎核の初期温度 T_0 がほぼ一定であるとすれば、

$$\tau_R \propto P_0^{-n} \quad (7)$$

となる。

一方、火炎核の冷却時間(あるいは流れの特性時間) τ_f は、混合速度の逆数に比例するので、

$$\tau_f \propto \frac{1}{Re_{ox}^m} \quad (8)$$

着火限界の条件は、

$$\left(\frac{\tau_R}{\tau_f}\right)_c = \text{const} \quad (9)$$

であらわせるものとすれば、着火限界圧力 P_{oc} は、

$$P_{oc} \propto Re_{ox}^{m \cdot \frac{1}{n}} \quad (10)$$

となる。

図 28 の $Re_{ox} > 5000$ における直線の勾配は 0.42 であり、乱流における混合速度のレイノルズ数依存性として $m = 0.8$ をとり、(6)式より $n = 1.7$ とすれば $m \cdot \frac{1}{n} = 0.47$ となり、実測の勾配ときわめて近い値となる。このことから、試験した点火器における不着火の原因として、火炎核の反応時間が混合による冷却時間より長いためである可能性も考えられる。

ここで、さらに現象を単純化して、混合による冷却時間が、燃焼室における火炎核の滞留時間に比例すると仮定してみよう。燃焼室部の平均体積流量を V_{core} とし、有効燃焼室体積を $V_{eff} = \text{一定}$ とすれば、

$$\tau_f = \frac{V_{eff}}{\dot{V}_{core}} \propto \frac{1}{\dot{V}_{core}} \quad (11)$$

(9)式と(11)式から

$$P_{oc} \propto \dot{V}_{core}^{\frac{1}{n}} \quad (12)$$

となる。

図 29 に、図 13 に示した着火限界線上の代表的な点の限界着火前燃焼室圧を燃焼室部の平均体積流量に対してプロットした。図 28 に比較してデータのバラツキはやや大きいのが、 $n = 1.65$ となり、(6)式の反応時間の圧力依存性と良好な一致をしているようにみえる。(9)式および(12)式が実験データと矛盾しないことから、本点火器の不着火の原因として、火炎核の反応時間が、冷却時間よりも長いことである可能性は十分考えられる。

	MR	MRc
●	0.8	20.6
○	1.0	25.8
□	1.2	31.0
△	1.5	38.7

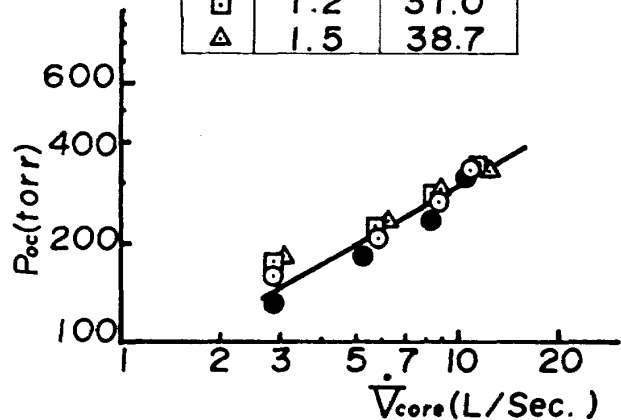


図 29 限界着火前燃焼室圧の体積流量依存性

上述の議論では種々の検証し難い仮定をしているが、反応時間の強い圧力依存性が、試験をおこなった点火器の不着火に關与していることを定性的に示すことができたと考える。

4. む す び

LE-5 エンジンの主燃焼室用の点火器の数種のコンフィグレーションについて、常温水素、酸素を用いて、低圧における着火限界を着火前燃焼室圧と混合比の平面で求める実験をおこない、次のことがわかった。

(1) 原型点火器のフィルム冷却孔の近くに 8mm 径のスロートをつけ、カソード部に凹凸をつけた改修をおこなうことにより、フィルム冷却型点火器の着火性能は著しく向上し、混合比 1 以下では着火前燃焼室圧 100 torr 以上で着火する。これは主としてスロート径を 16mm から 8mm にしたことによる効果であるが、同一スロート径の改修前点火器の着火性との比較から、混合比 1 以下における着火性の向上はスロート位置をフィルム冷却孔の近くへ位置させたことによって燃焼室部へ冷却用水素が逆流したことによるものであると考えることができる。

(2) 試験したダンプ冷却点火器においては、限界着火前燃焼室圧力はフィルム冷却型のそれと同程度であるが、フィルム冷却用水素がスロートを通らないため、その圧力するには推進薬流量をきわめて多くしなければならない。

(3) 点火器出口部にのみスロートをもつフィルム冷却型点火器の限界着火前燃焼室圧は、そのスロート径に大きく依存する。スロート径の効果は、電極環状部分の動水直径を基準とした酸素のレイノルズ数でまとめることができる。

(4) 電極の焼損あるいは、設備配管系清浄度に問題がある等の理由で、異物が燃焼用水素噴口あるいはフィルム冷却孔へ付着したときには、点火器の着火性は著しく悪化することがある。

(5) カソード部(点火器本体の一部)に凹凸をつけることによって、放電位置の再現性が向上し、アーク放電の範囲がやや低圧側まで拡大する。

試験した点火器における不着火の原因は、電極への熱損失のために火炎核ができないか、あるいは低圧のため火炎核の反応時間が流れの特性時間よりも長いために着火が起らないかのいずれかであると推定できる。カソード部の凹凸が点火器の着火性に及ぼす効果については結論を得られなかった。

主点火器は実際に主燃焼室に装置され、真空においての安全かつ確実な点火が達成されて始めて、その機能を満足する。本報告の中で実験を行なった点火器のうち、改修型点火器FC21は宇宙開発事業団のLE-5エンジン主燃焼室の点火に用いられるもので、昭和57年5月に行なわれたLE-5エンジンの高空性能試験において、主燃焼室への良好な着火が達成され、その機能は満足すべきものであることが示された。

なお、本研究の実施にあたり、三菱重工業(株)名古屋航空機製作所の方々に絶大な協力をいただいた。ここに深く感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 阿部登, 宮島博, 佐藤政裕, 鎌田真, 勝田秀明; 液酸・液水エンジン用点火器の高空作動試験, NAL TM-435(1981)
- 2) 宮島博, 阿部登, 木皿且人; ロケット・エンジン高空性能試験用デフューザの設計計算, NAL TM-313(1976)
- 3) R. Maly; Ignition Model for Spark Discharges and the Early Phase of Flame Front Growth; Eighteenth Symposium (International) on Combustion(1981) p.p. 1747-1754
- 4) R.C. Rogers and C.J. Schexnayder, Jr; Chemical Kinetic Analysis of Hydrogen-Air Ignition and Reaction Times, NASA TP 1856 (1981)
- 5) D.A. Bittker and V. J. Scullin; General Chemical Kinetics Computer Program for Static and Flow Reactions, with Application to Combustion and Shock-Tube Kinetics, NASA TN D-6586 (1972)

航空宇宙技術研究所報告 732 号

昭和 57 年 8 月 発行

発行所 航空宇宙技術研究所
東京都調布市深大寺町 1880
電話武蔵野三鷹(0422)47-5911(大代表)〒182

印刷所 株式会社実業公報社
東京都千代田区九段南 4-2-12

Printed in Japan