

液水/液酸 10 トン溝構造燃焼器の試作と燃焼実験

秋葉鐐二郎・堀内 良・倉谷 健治
高野 雅弘・斎藤 敏・橋本 保成
成尾 芳博・湯沢 克宣*・松原十四生*

(1983 年 2 月 10 受理)

Development of Channel Wall Thrust Chamber for LH₂/LOX Rocket Engines

By

R. Akiba, R. Horiuchi, K. Kuratani,
M. Kohno, S. Saito, Y. Hashimoto,
Y. Naruo, K. Yuzawa and T. Matsubara

Abstract: A 10-ton thrust rocket engine thrust chamber made by diffusion melt bonding processes was successfully demonstrated. The regeneratively cooled thrust chamber has been designed, fabricated and tested. This chamber consists of an inner OFHC copper liner which was milled by machining process and bonded with SUS 316L outer shell by means of diffusion bonding with thin Ag layer. The Ag layer was superposed on a Ni layer which plated on the inner surface of outer shell split into two sections. The demonstration tests were conducted at a chamber pressure of about 30 kgf/cm²a and an oxidant-fuel ratio of 6.0 using hydrogen-oxygen as propellant. Data obtained in several static-firing tests are discussed and analyzed.

1. 序

10 トン溝構造燃焼器 TC-1002 は拡散溶融接合法を最初に応用した 1 トン溝構造燃焼器 TC-103 の試作, 燃焼試験の成果を踏まえて宇宙科学研究所が昭和 55 年度から試作を開始したものである。この TC-1002 燃焼器は真空中で開口比 40 のノズルスカートをつけて作動した場合に推力が約 10 トンになるものである。大気燃焼試験では図 1 に示す様にノズル開口比約 7 でカットしたものを使った。TC-1002 燃焼器の形状は推力 7 トン級管構造燃焼器 TC-701 とほぼ同等であるが, 燃焼内圧を高くすることによって推力を 10 トン級としたものである。また, TC-1002 燃焼器はすでに開発を終えている 10 トン及び 7 トン級ターボポンプと組合せてエンジンシステムを構成できる様な圧力諸元に設計されている。この

* 石川島播磨重工業 K.K

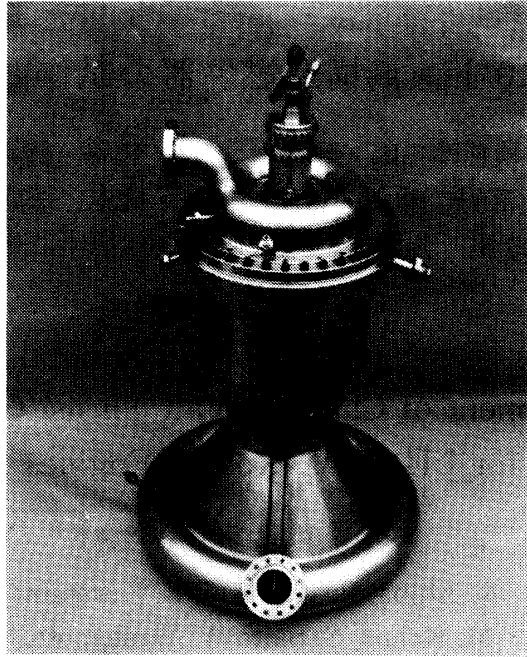


図1 10トン溝構造燃焼器 TC-1002

TC-1002 燃焼器は昭和 57 年 9 月に試作後最初の大気燃焼試験を実施した。

ここでは TC-1002 燃焼器の設計及び製造の特徴を紹介し、次に大気燃焼試験について概略の報告ならびに燃焼試験結果に基づいて TC-1002 燃焼器の燃焼性能、再生冷却特性、噴射器流量特性及び固体点火器特性について考察を加えた結果を報告する。

2. TC-1002 燃焼器

2-1. 燃焼器の特徴

TC-1002 燃焼器は図 2-1 に示す様な形状を持ち、その燃焼室内筒は無酸素銅 (OFHC) 製で、チャンバ軸に沿った 170 本の再生冷却用矩形溝を持つ。この無酸素銅製内筒と内圧に対する強度部材である SUS 316L 製外筒を後述する様な独自に工夫開発した特殊な拡散溶融接合法で結合一体化するという製造方法を採っていることが特徴である。この様に燃焼室内壁に熱伝導性のよい銅を使うことによって熱負荷に強い燃焼器となり、高い熱サイクル寿命が要求される将来の高圧エンジン用燃焼器として発展させ得る素地を持っている。また噴射器は 144 個のコアキシャル要素を等配分したもので噴射面には SUS 316 製多孔質板を使用し、全水素流量の約 6~7% の水素発汗冷却を行って燃焼ガス側噴射器面の熱応力を緩和している。この噴射器面中央にはチャンバ主軸に一致した点火器噴射口がある。点火器はエンジンシステムの要求から新たに固体点火モータを開発し使用したが 7 トン管構造燃焼器用 GH_2/GO_2 点火器 (IG-704) もそのまま使用できる構造になっている。

2-2. 燃焼室

TC-1002 燃焼室の内形状は図 2-2 に示したが、特性長 L^* は約 0.66 m である。完成後の

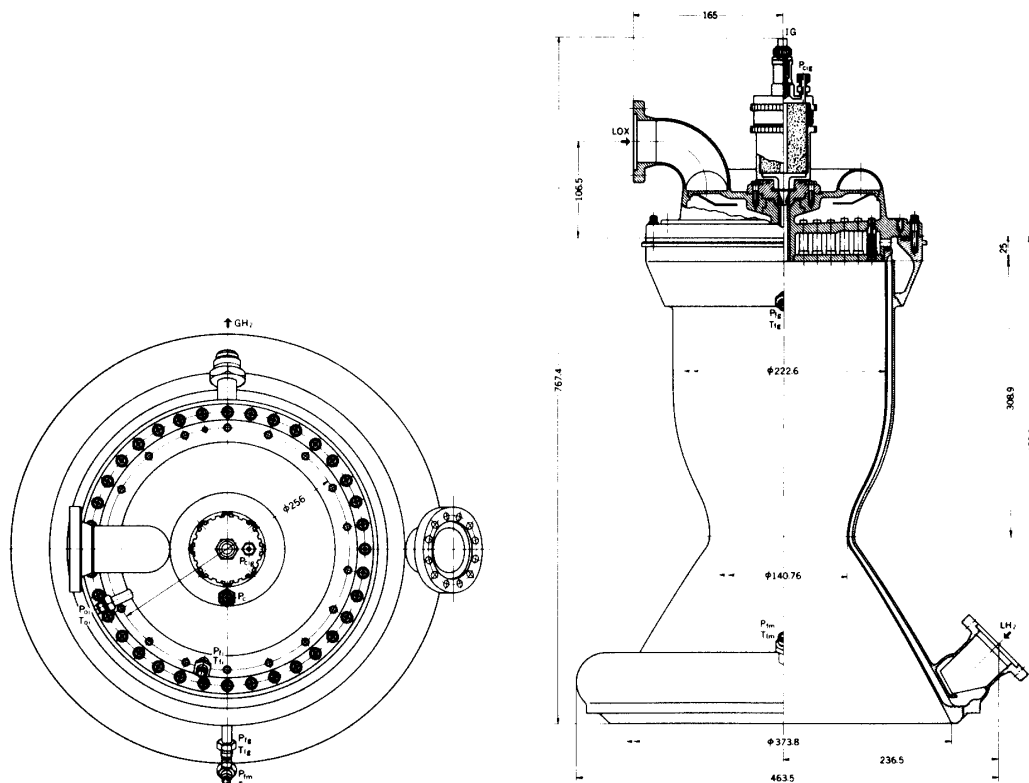


図 2-1 10 トン溝構造燃焼器 TC-1002 の形状

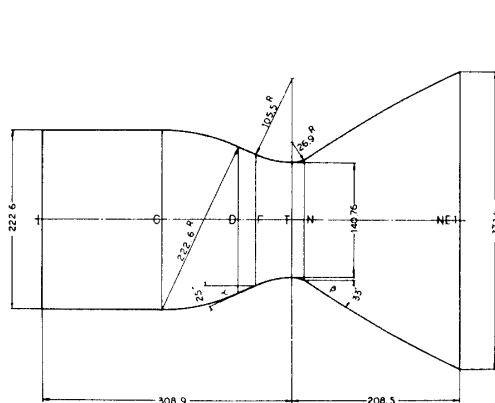


图 2-2 TC-1002 燃烧室内形状

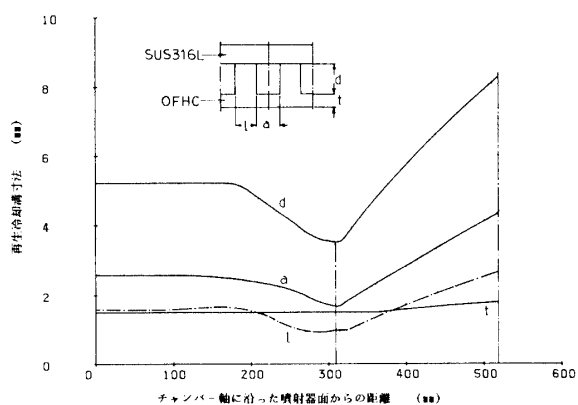


图 2-3 TC-1002 再生冷却沟寸法

寸法検査の結果スロート面積が計画より約 1 % 程度減少し約 154.1 cm² (公称値) となった。このためノズル開口比は約 7.12 (計画値は 7) となっている。また再生冷却溝寸法は図 2-3 に示す通りである。基本設計の段階ではスロート付近の肉厚は一次元熱設計で約 45 回の寿命 (二次元熱計算ではこれより増えるが条件の厳しい一次元を使った) を予定し約 1 mm を計画していたが、実際には 1.5 mm とした。燃焼室内筒は数値制御による精密機械加工を行っているが、厚くしたのは拡散溶融合に重点をおいた試作であるので機械加工上の安全をみたものである。

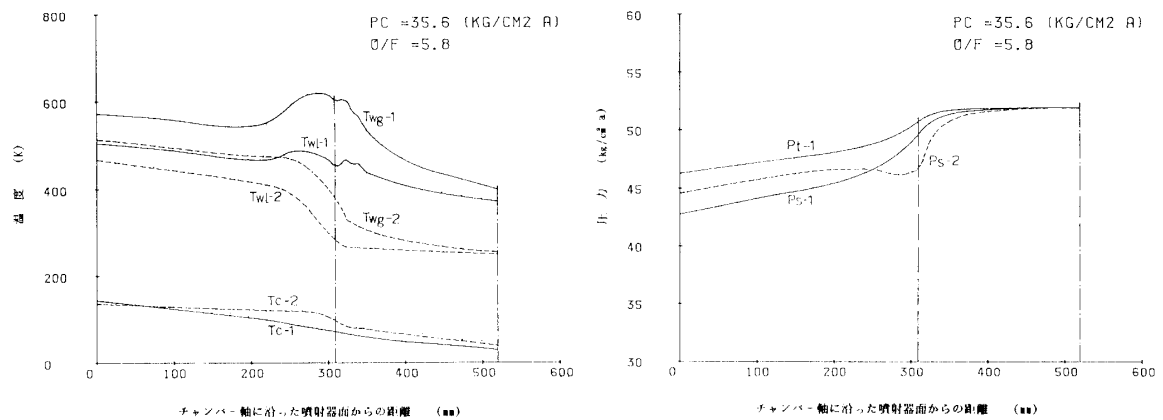


図 2-4 TC-1002 再生冷却特性その 1 (計算値) 図 2-5 TC-1002 再生冷却特性その 2 (計算値)

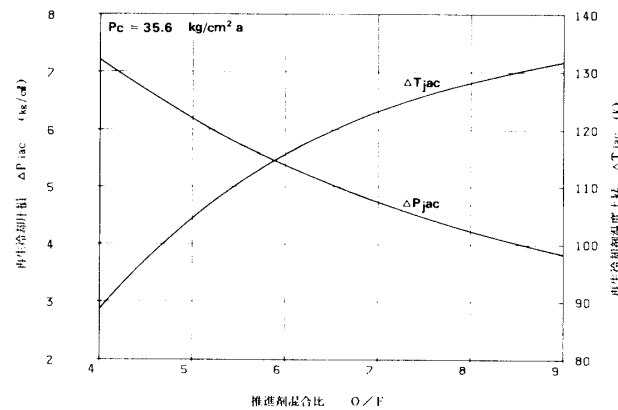


図 2-6 混合比による再生冷却特性の変化 (一次元熱計算例)

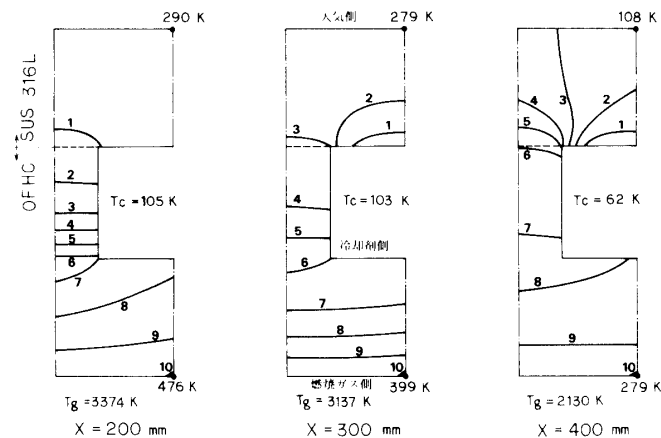


図 2-7 再生冷却溝断面温度分布の予想 (設計点)

TC-1002 燃焼室の再生冷却特性を一次元及び二次元再生冷却熱計算により調査した。計算の方法は一次元は昭和 51 年度「推進系シンポジウム」p. 49~57 に紹介されている SUS 管構造燃焼器用計算プログラムの再生冷却路水力直径を溝構造の等価直径に、また材料特

性データを無酸素銅のものに置き換えただけのもので、溝構造の特徴であるランドから冷却路に回り込む熱伝達は考慮していない。一方、二次元再生冷却熱計算方法は昭和 55 年度「宇宙輸送と推進系シンポジウム」p. 211～219 に詳細が述べてあるが当時は最終的な溝形状は決っていなかったもので、ここで図 2-3 に示す溝寸法を入力し計算したものである。これらの設計検討に使用した熱計算結果の一部を参考までに図 2-4～図 2-9 に示した。図中の記号は

$P_{t-1,2}$: 再生冷却流の動圧
$P_{s-1,2}$: 再生冷却流の静圧
$T_{wg-1,2}$: 燃焼ガス側壁温度
$T_{wt-1,2}$: 冷却剤側壁温度
$T_{c-1,2}$: 冷却剤温度
ΔP_{jac}	: 再生冷却圧損
ΔT_{jac}	: 再生冷却剤温度上昇
N_d	: 設計使用回数
T_g	: 燃焼ガス温度

である。ここで添字 1, 2 はそれぞれ一次元と二次元計算結果であることを示している。ここでは一次元計算結果と二次元計算結果の違いについては議論しないが、一般に限界設計がそれほど要求されない場合には一次元計算で諸強度をクリアしていれば安全側の設計であるといえる。またこれらの再生冷却計算の結果燃焼内圧及び推進剤混合比が設計点を相当量外れてもそれだけでは燃焼器を焼損させるモードにはならないということが分かる。燃焼室の構造強度については内・外筒の接合部に重点をおいて再生冷却溝内は最高使用圧力の約 1.6 倍（約 80 kgf/cm² G）、燃焼室は約 1.3 倍（約 45 kgf/cm² G）の耐圧試験を行い、AE、ひずみ計測を通して異常ないことを確認している。TC-1002 の場合は再生冷却溝角度・本

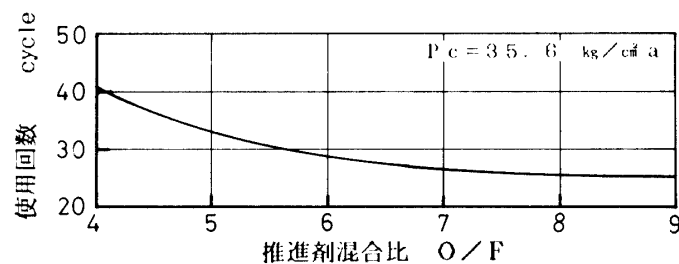


図 2-8 設計使用回数の O/F による変化

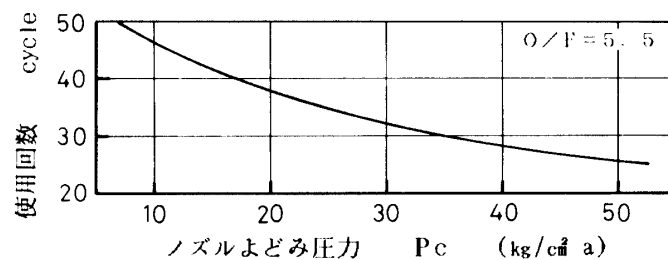


図 2-9 設計使用回数の P_c による変化

数が一定となっているため、溝耐圧は LH_2 入口部が最も厳しく燃焼時の設計耐圧は約 $120 \text{ kgf/cm}^2 G$ となっている。また、燃焼室外板は約 3 mm の SUS 316 L 製であるためチャンバーの最高使用圧力は約 $45 \text{ kgf/cm}^2 G$ 程度としている。熱サイクル寿命は安全率を 4 とした一次元熱設計では最低約 28 回の燃焼が可能である様にした。また参考として図 2-8, 9 にはそれぞれ O/F , P_c の変化に対応した設計使用回数を示したが、その値は実際より控えめな値である。

2-3. TC-1002 噴射器

噴射器の性能は特性排気速度効率に直接影響する。このため、噴射器としては各噴射要素からの噴射流量が均等で噴射後の水素流の混合効率の高いものが望ましいが、液水/液酸エンジンに対してはコアキシャル型噴射要素が用いられてきている。TC-1002 噴射器でも図 2-10 に示す様な形状のコアキシャル噴射要素を採用した。また TC-1002 噴射器では定常燃焼時における低周波燃焼振動を防止するため噴射器圧損をノズルよどみ圧力の 20~30 % 程度と高目に計画した。この様に設計流量範囲において噴射器圧損を規定値におさえるためには燃焼試験状態での噴射要素流量特性を正確に把握しなければならない。この噴射器流量特性については試験データに基づいて第 5-3 章で検討している。噴射要素からの流出のモードとして下流が大気開放状態で噴射する場合は酸素要素ではキャビテーション流となる。キャビテーションが起きない圧力条件下での単体流れの場合はこの場より 20~30 % 程度流れ易くなっている。TC-1002 噴射要素でも実際の燃焼試験の圧力条件でそれぞれ単体フロー試験を行い、最終的に図 2-10 に示す寸法形状を決めている。また TC-1002 噴射器面は図 2-11 に示す様に直径約 220 mm の面に 144 個の噴射要素を均一に分配しているが、その要素間の噴射器表面積は約 299 cm^2 で全水素の約 6~7 % 程度の水素発汗

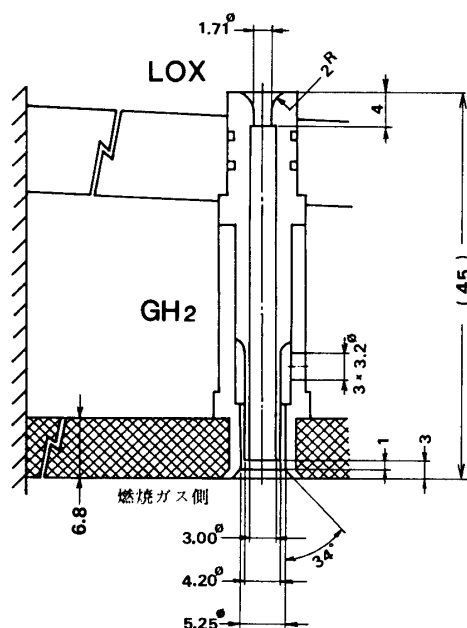


図 2-10 TC-1002 噴射器要素モデル

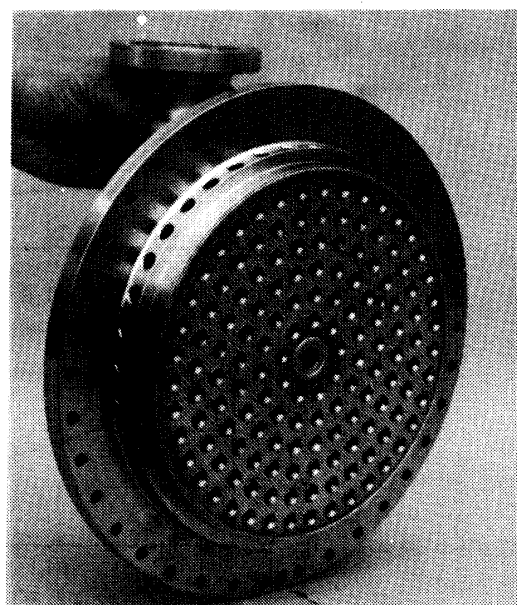


図 2-11 TC-1002 噴射器

冷却を行っている。この水素発汗冷却用多孔質板は SUS 347 製金網を多層にし圧縮焼結したもので肉厚は約 6.8 mm, 空間率は約 12.6 % 程度である。この発汗冷却により燃焼ガス側最高噴射器面温度を 400~500 K 程度にする様計画している。この発汗冷却特性については別途報告されているので参照されたい。[1], [2]

2-4. 固体点火器

これまで GH_2/GO_2 点火器 IG-704 を使用しているが、飛しょう型エンジンシステムでは固体点火器系を採用する計画があり、今回の TC-1002-1 燃焼試験で試用してみるため燃焼時間が約 5 秒 (SIG-1001) と約 2 秒 (SIG-1002) の 2 種類の固体点火器を開発した。この 2 種類の固体点火器は単位時間あたりの発熱量が約 60 kcal/sec 程度で、7 トンエンジンで使っている IG-704 の約 75 % 程度のものである。この点火器規模の妥当性についてはこれまでの着火、不着火の各種燃焼試験結果から発熱量で評価する限り十分な着火能力を持つと言える領域に入っている。ただしこの固体点火器出口での燃焼ガス温度は約 1300 K 程度であり、燃焼ガス成分の 50 % 余りが未燃の fuel-rich 状態であるので発熱量の観点からのみ着火能力を判断することはできない。この点火器は本来着火時にメイン燃焼器内が oxidizer rich の条件に適したものと言える。この様に燃焼器の着火特性は始動シーケンスと深く関係してくるが、これについては第 5-4 章で議論する。またここで述べた 2 種類の固体点火器については別途報告されているので参照されたい。[3]

3. 燃焼器の製造

3-1. 拡散溶融接合法

銅とステンレス鋼の様な異種金属を接合一体化させる場合に、一般の溶接では溶け合った銅と鉄が脆い金属間化合物を形成し接合強度は低下する。これに対して拡散接合法は清浄な接合表面を直接密着させて高温に加熱し化合物が生じない程度の原子拡散により接合一体化させるものであり高い接合強度を保持できる。この様な直接的拡散接合法は原理的に優れているが、ロケットエンジン用燃焼器の様に形状が複雑で広範囲の接合面積を持つものでは原子的尺度で全接触面を密着結合させることは技術的に困難である。このため銅とステンレス鋼の間に第二の合金を介在させ、これを加熱溶融させ液体状態にして毛管現象により接触面の微小な隙間を埋める方法が考えられる。この種の加熱溶融接合法としてはロー付け法があるが、この方法では接触面からはみ出した余分な液状のロー材が再生冷却溝表面に付着し易く、その場合には十分な再生冷却性能を発揮できなくなる。この様な理由から TC-1002 燃焼室では 1 トン溝構造燃焼器 TC-103 で新規確立して以来さらにその製造技術を発展させた特殊な拡散溶融接合法を採用している。この方法は銀を介在相として使うものであり、接触面で拡散が進行するとその場で液相を生じるが、接触していない部分では全く液相を生じることなく接合させ、しかも母材に優る接合強度を得ることができるものである。

図 3-1 は銀・銅状態図である。この組合せの場合には合金にすることによって融点が低下し、共晶組成では融点が約 779 °C となる。従って銀と銅を密着接合させる場合にはこの共晶温度 (約 779 °C) と銀の融点 (960 °C) との温度範囲に加熱すれば拡散作用により加熱

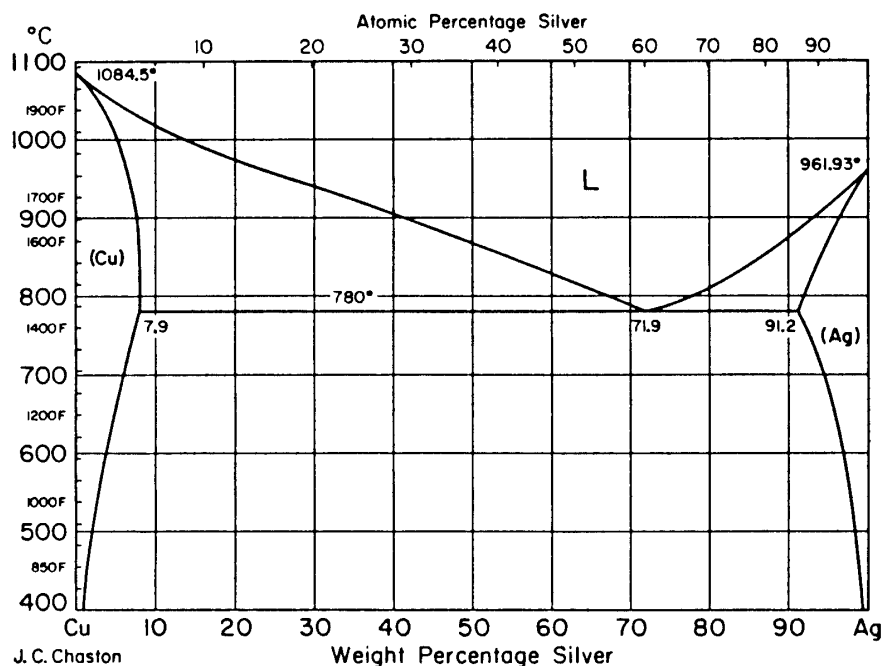


図 3-1 Ag-Cu 状態図

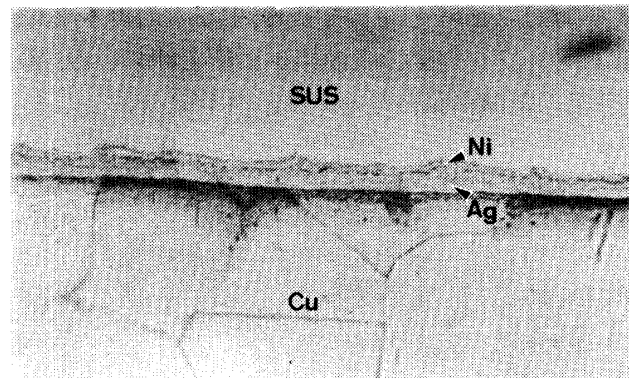
温度以下の融点を持つ合金組成部分は液相となり、この液相を接合面全体に広げることにより均一な接合一体化を行える。一方ステンレス鋼側では銀・銅合金の液相が直接ステンレス鋼に接触すると脆い鉄・銅化合物を形成する恐れがある。そのため TC-1002 燃焼器ではステンレス鋼側にまずニッケルメッキを行い、続いて銀メッキの層を予め重ねたものを無酸素銅内筒に拡散溶融接合させている。このときステンレス鋼外筒と無酸素銅内筒間の十分な密着面圧を得る方法として特殊な治具を用いて燃焼室内にガス圧力をかけている。

3-2 基礎試験

この様な拡散溶融接合法による工場での本格的な製造に先だって、必要とされる一連の技術的な裏付けを得るため基礎研究と種々の開発試験を行ってきた。まず加熱温度、密着面圧力及び処理時間をパラメータにとり最適な拡散溶融接合条件と範囲を求めた。実験室規模の試験から面圧力が約 0.3 kgf/mm^2 の場合に接合処理の加熱温度時間が 800°C で 60_{min} から 900°C で 60_{min} の比較的広い範囲で十分満足できる結果が得られた。これは厳密な圧力、温度条件の設定及び制御が得難い工場での本格的な応用が可能であることを裏付けている。また接合処理の過程ではステンレス鋼にメッキしたニッケル層とステンレス母材間でも拡散が進行しより強固な結合形態を生ずることが分っている。図 3-2 は接合処理条件が $800^\circ\text{C} \times 30_{\text{min}}$ の試片の縦断面を光学顕微鏡で組織観察したものである。この状態では拡散がまだ十分進んでおらず、ニッケル及び銀メッキ層をはっきり識別することができる。

3-3. モデル試験

工場内の環境で TC-1002 燃焼室の様に大型で複雑な形状の場合にも基礎試験で得られた成果を十分に発揮させるため、そして本格的な製造のため必要とされる特殊な治具及び

図 3-2 試片の縦断面顕鏡組織 (800°C×30_{min})

条件を明確に把握するため大型のモデル試験を実施した。具体的には TC-1002 燃焼器の平行部モデル 3 基、ノズルモデル 1 基を製作し、本番用治具により一連の拡散溶融接合を試みた。この分割モデルは特殊な治具を用いた超音波探傷により接合状態を検査し、その後水圧破壊試験を実施して溝圧力をパラメータとして内・外筒表面ひずみ及び AE (Acoustic Emission) 計測を行い、超音波探傷結果と耐圧強度を対応させることにより接合不良箇所の判定基準データを得た。この一連の試験結果により接合表面に酸化被膜の形成等により拡散が阻害されない様に接合表面清浄度を十分管理し基礎試験で得た諸条件を適用することにより満足できる接合結果が得られている。また超音波探傷検査で識別できる様な剥離がなければ十分な接合強度を保証できることも分っている。

3-4. TC-1002 燃焼器の試作

実物大のモデル試験により本格的な工程管理、製造技術及び拡散溶融接合状況の評価手段が確立できたので TC-1002 燃焼器の試作に入った。この燃焼器の形状寸法は図 2-1 に示

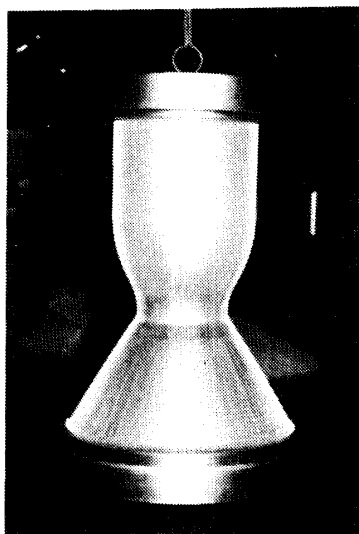


図 3-3 拡散接合前の無酸素銅製内筒

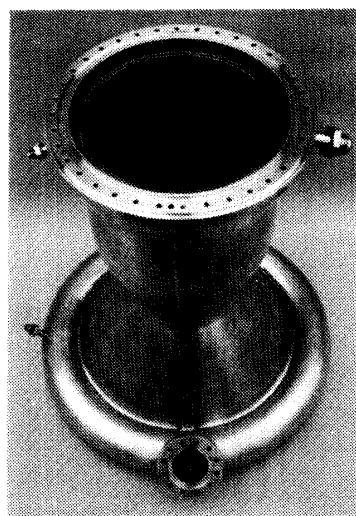


図 3-4 試作完成した燃焼室

す通りであるが、外筒の板厚は 3 mm となっている。170 本の再生冷却溝は数値制御機により精密加工し、最終的には 8~12 μ 程度の表面粗さに仕上げている。図 3-3 にはこの様に加工した拡散溶融接合処理前の無酸素銅内筒を示す。外筒には前述した様にニッケル及び銀

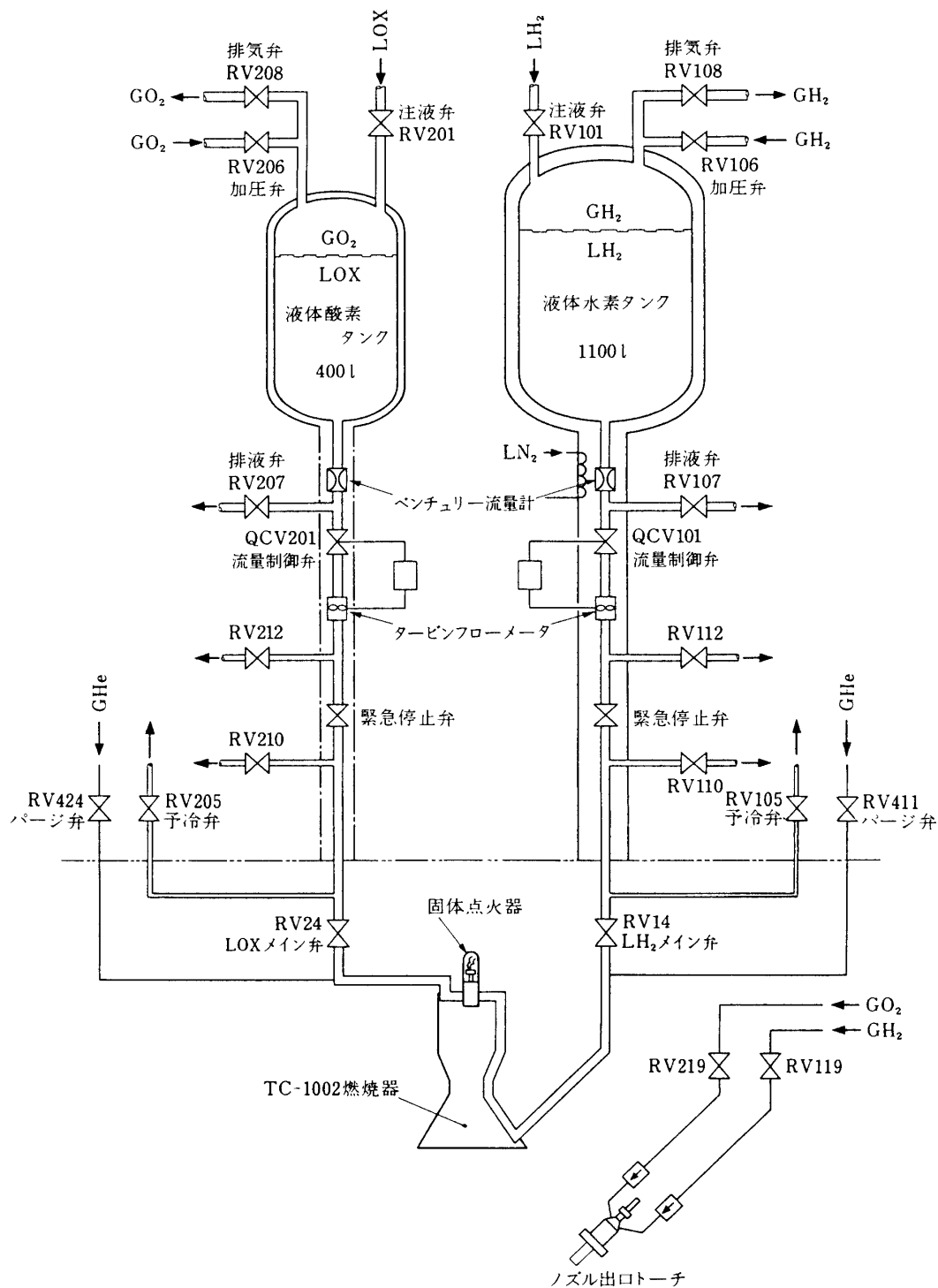


図 4-1 TC-1002-1 で使用したたて型タンク加圧供給システム概略

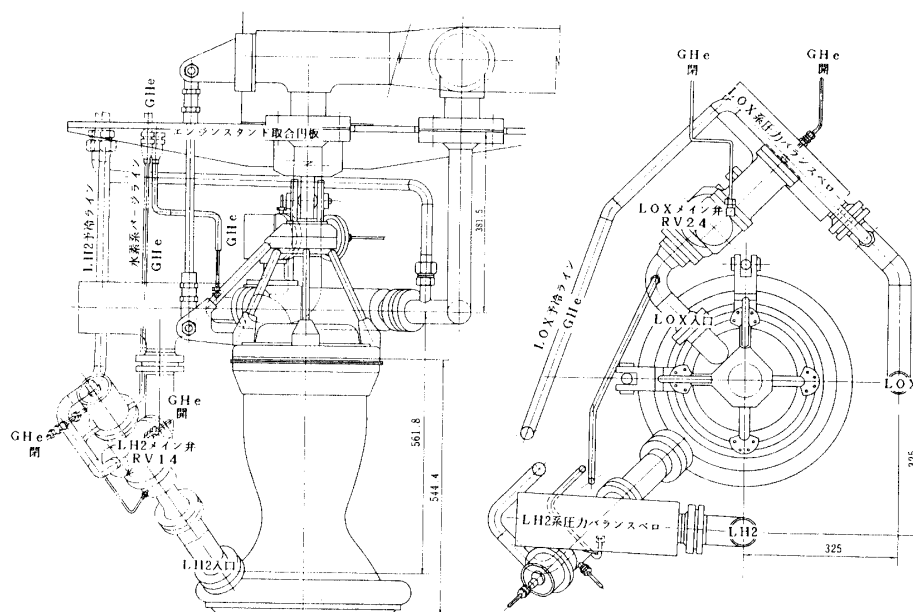


図 4-2 エンジン・スタンド取合配管の概略

メッキ処理をし、洗浄して拡散溶融接合を行い外筒半割部の帯板溶接加工をした後超音波検査及び溝耐圧試験を行って接合状況を調べた。その後マニホールド、噴射器取合フラウンジ等の溶接及び機械加工を行って図 3-4 に示す様な TC-1002 燃焼器を完成させた。完成品については超音波探傷検査と再生冷却溝内約 $80\text{kgf/cm}^2\text{G}$ 、燃焼室内約 $45\text{kgf/cm}^2\text{G}$ までの耐圧試験を行い、圧力、内・外筒表面ひずみ、AE 計測により強度上問題がないことを確認している。

4. 大気燃焼試験

4-1. テストスタンド

TC-1002 燃焼器の大気燃焼試験は能代ロケット実験場 (NTC) のたて型タンク加圧供給式テストスタンドを使用して行ったが、その供給系統図の概略を図 4-1 に示す。この系の最高使用圧力は約 $56\text{kgf/cm}^2\text{G}$ であり、推進剤タンク容量は LH_2 タンク約 1100 l 、 LOX タンク約 400 l で 10 トン級の流量範囲では約 14 秒間の連続燃焼が可能である。タンク加圧ガスとして LH_2 タンクは常温水素、 LOX タンクは常温酸素ガスを用いている。また、このテストスタンドは 7 トン管構造燃焼実験 TC-701-3-3,4 (昭和 54 年 12 月) で使用したものであるが、今回の燃焼試験では図 4-2 に示す様に燃焼器直近にメイン弁を設置するなど始動・停止のシーケンスをできるだけエンジンシステムに近いものになる様に配慮した。 LH_2 メイン弁は 7 トンエンジンシステム用のものを流用し、 LOX メイン弁は新規に開発した Al 合金製ボール弁である。今回の燃焼試験では始動の過渡状態をできるだけ滑らかにする目的で流量制御弁を徐々に開けていく様な運転操作を採用したが、この流調弁とメイン弁間の配管容積が両系とも約 30 l あり、始動初期には不安定な供給特性を持っている。また燃焼試験を進める過程で、次に示す様な関係式で LH_2 及び LOX 供給系の流量特

性を定義することにより逐次データの数を増してタンク圧力等の操作諸元設定精度を上げている。

$$W = \frac{1}{4.212} \cdot C_v \cdot \sqrt{G \cdot \Delta P} \quad \text{①}$$

ここで、

\dot{W} : 推進剤重量流量 kg/sec

C_v : 供給配管系の C_v 値

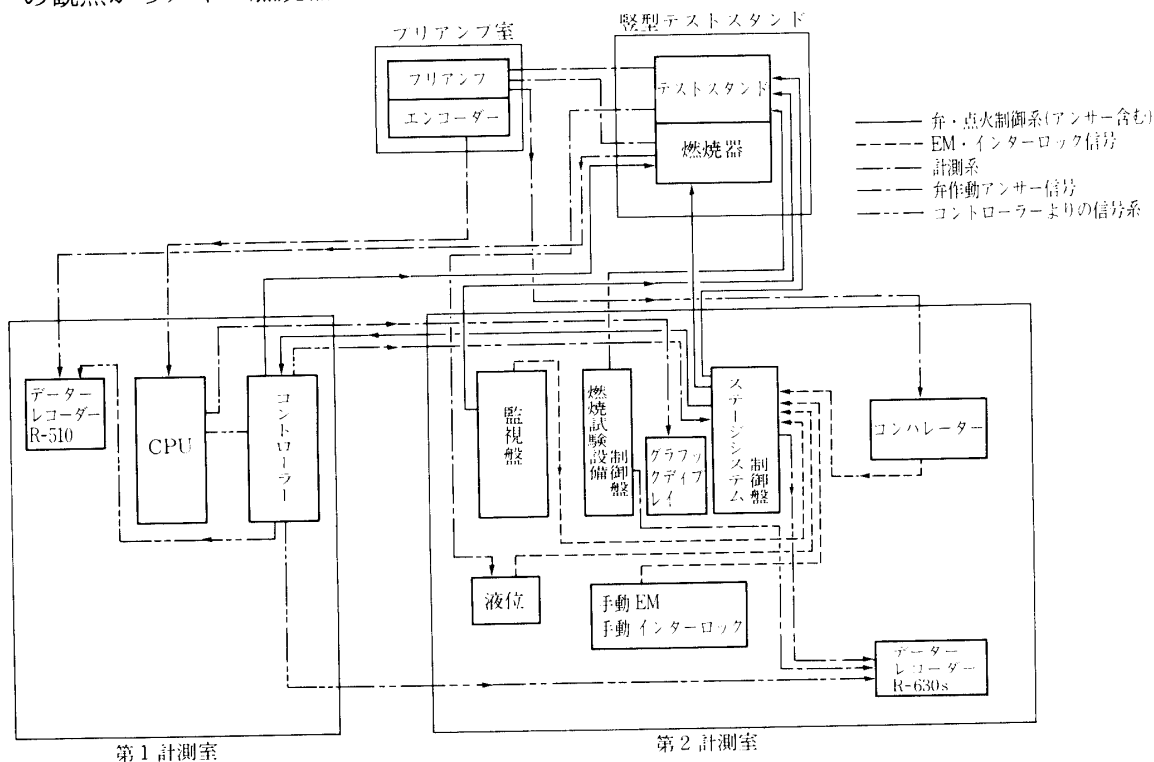
G : 推進剤の比重

ΔP : タンクから燃焼器入口までの供給配管系の圧損 kgf/cm²

この C_v 値は流調弁開度により変化するが、弁開度 100 % での供給配管系 C_v 値は水素系で約 18、酸素系で約 26 程度である。

4-2. 運転操作方法

燃焼試験中の一連の操作は図4-3に示す様にたて型テストスタンドから約120m離れた第二計測室内の操作盤により自動的に行っている。このシステムの特徴としては燃焼中の諸操作をできるだけ自動化することにより人間が緊急に判断し操作する項目を極力少なくしていることである。実験中にデータ目視により判断を必要とするものはCPU計測系と連動したカラーグラフィック画面上にオンライン表示している。また燃焼試験の安全確保の観点からメイン燃焼器の不着火とハードスタートに対して重点的に対策を講じている。



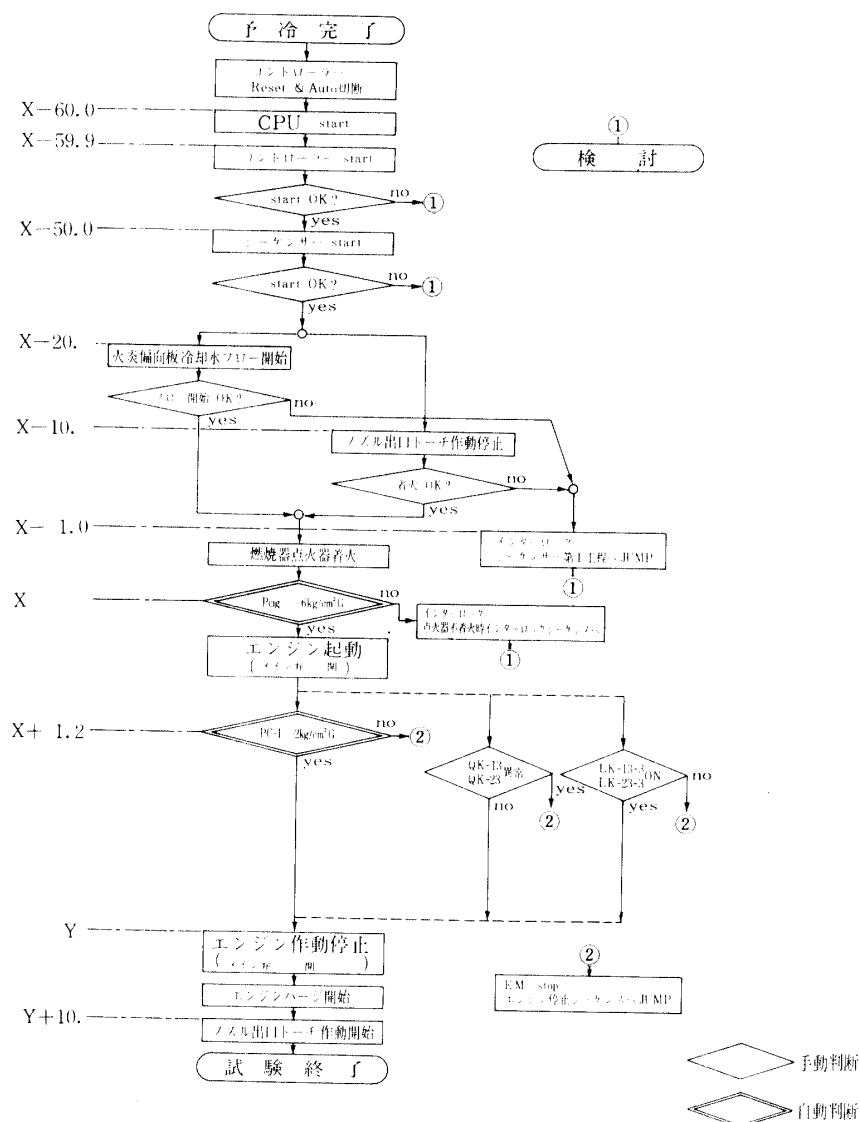


図 4-4 燃焼試験時の EM, インターロック系フロー図

メイン燃焼器が不着火の場合には放出された水素ガスが大気中で爆発する危険性がある。この様な燃焼器の不着火原因としては点火器の不着火、点火器は着火したが能力不足である場合及び点火器は十分な能力を出しても始動シーケンスが不良の場合がある。これに対して図 4-4 に示す様に、点火器が作動しない場合には点火器内圧計測と連動したインターロック機構によってメイン弁を開ける前にシーケンスを自動的に停止させている。次に点火器が正常に作動してもメイン燃焼器が不着火の場合には燃焼室内圧計測値が規定値を越えないとき停止シーケンスに自動的に移行させる様な緊急停止 (EM) 機構を採用している。また不着火により大気中に放出される未燃焼水素は図 4-5 に示す燃焼器左下に取り付けたノズル出口トーチにより空気と安全に着火させ燃焼させる様にしている。

ハードスタートでは燃焼器を破損する可能性があるが、これについては点火器能力と始動シーケンスが深く関係する。この問題については第 5-4 章で若干の考察を行っている。



図 4-5 TC-1002-1-4 燃焼試験

4-3. TC-1002-1 燃焼試験

(1) 燃焼試験の内容

10 トン溝構造燃焼器燃焼試験 TC-1002-1 は昭和 57 年 9 月 9 日に NTC での作業を開始し 10 月 1 日に終了した。この間にテストスタンド系諸機能の確認と燃焼試験に必要なデータを取得するため水素系に液体窒素を酸素系には液体酸素を使用した 3 回のコールドフロー試験を行った後に合計 4 回の大気燃焼試験を実施した。

[LN_2/LOX コールドフロー試験]

- 9 月 16 日 EG-TS-3-1 第一回コールドフロー試験
- 18 日 EG-TS-3-2 第二回コールドフロー試験
- 18 日 EG-TS-3-3 第三回コールドフロー試験

[燃焼試験]

- 9 月 22 日 TC-1002-1-1 着火試験 (約 5 秒間)
- 24 日 TC-1002-1-2 70 %定格燃焼試験 (約 20 秒間)
- 28 日 TC-1002-1-3 第一回 85 %定格燃焼試験 (約 16 秒間)
- 29 日 TC-1002-1-4 第二回 85 %定格燃焼試験 (約 16 秒間)

この様なタンク加圧推進剤供給方式によるたて型テストスタンドでの同種の燃焼器単体試験としては昭和 54 年 3 月と 5 月に 1 トン溝構造燃焼器試験, 昭和 54 年 8 月と 12 月には 7 トン管構造燃焼器試験等がある。今回の TC-1002-1 実験はこれらの経験に基づいて計画し作成した「10 トン級液水/液酸溝構造燃焼器燃焼試験計画書」SES-TD-82-010 に基づいて実施している。

(2) 試験の経過

第一回コールドフロー試験はメイン弁の有負荷応答性を含む推進剤供給系の過度特性を把握するために行ったもので、特に新しく開発した LOX メイン弁の特性と再現性のデー

タを得ることに主眼を置いた。この結果メイン弁の応答特性については問題はなかったが、供給系の過度特性についてはメイン弁上流までの配管予冷の程度とメイン弁及び予冷弁の相対的シーケンスを設定する上で多分の不確定な要素が残っていることが分った。このテストスタンド供給系の流量特性はタンク設定圧力と流量制御弁開度で決ってくるが、第2回コールドフロー試験では流調弁開度に対して①式で定義した C_v 値を求めておいて各燃焼試験に対応できる様にした。この結果水素系の C_v 値が予想以上に低く燃焼器圧損が計画値を越えた場合には定格流量を確保することができないことが分った。このため全開状態における実液での C_v 値を求めるため、70 % 定格燃焼試験は水素系流量制御弁を全開にして行うことにした。第3回コールドフロー試験は70 % 定格流量付近での自動流量制御機構の作動特性をチェックするために行ったものであるが、結果は水素系流調弁が設定値の数%の範囲でハンチング現象を起した。しかしこのモードは危険なものではないので70 % 定格試験では制御定数を変えるという対策を取ることで先に進めることになった。この様にコールドフロー試験でテストスタンド供給系の特性を一応把握したので固体点火器とノズル出口トーチの燃焼試験を行った後、固体点火器によるメイン燃焼器着火性能を確認するため短秒時の着火試験を行った。ここではインターロックが可能な SIG-1001(第3回燃焼試験まで使用した)を使用し、実験条件は70 % 定格試験用のものに設定し、燃焼時間は流調弁のランプ入力時間を考慮して約5秒とした。試験結果は固体点火器も正常に作動し予定通り約5秒間の燃焼を行い、 $X+5$ 秒付近のノズルよども圧力は約 $23\text{kgf/cm}^2 a$ 、推進剤混合比は約5.6程度となっている。また始動時には約0.2秒の着火遅れが見られ、着火時にはかなり大きな燃焼器軸方向の振動が計測されたが燃焼内圧振動計測データには特に大きなピークは認められなかった。さらに始動初期の $X+1$ 秒付近から約0.6秒間に比較的大きな燃焼内圧振動が計測された(この振動は全燃焼試験で同様に発生しているが、別途解析されているので参照されたい[7])。実験データを解析した結果約0.2秒の着火遅れの間は推進剤混合比が極めて低くなっていたことが分り、水素リード時間の取り方を含めて始動シーケンスに改善の余地があることが分った。次に7トン管構造燃焼器 TC-701 と諸性能を比較するため約20秒間の70 % 定格燃焼試験を行った。目標値はノズルよども圧力約 $25\text{kgf/cm}^2 a$ 、混合比約5.2とし燃焼中は自動流量制御を行ったが水素系に多少変動がありこのため定常燃焼中にノズルよども圧力は約 24.2 から $25.5\text{kgf/cm}^2 a$ 程度の間で、混合比約5.2から5.8の間でゆるやかに変動している。またこの試験結果から TC-1002 燃焼器の圧力諸元の様子がほぼつかめたが、水素系圧損が予想より高いことが分った。これらのデータと供給系の流量特性を総合した結果水素系は定格の約85 % 程度までの流量範囲しか供給できないことが分った。このため第一回85 % 定格燃焼試験の目標値はノズルよども圧力は約 $30\text{kgf/cm}^2 a$ 、混合比約5.8及び燃焼時間は約16秒間とした。この結果正常に燃焼し、混合比は約6.0となったがこれは水素流量が予定よりより少なくなったものである。着火時の衝撃も前2回の試験と同様かなり大きいものが計測されている。今回の最終試験である第二回85 % 定格試験は TC-1002-1-3 と同様な設定で行ったが、変った点は固体点火器に燃焼時間が約2秒の SIG-1002 を使用したこと、 LH_2 供給配管予冷に関する始動シーケンスを多少変更したこと等である。この結果設定したシーケンス通り約16秒間正常に

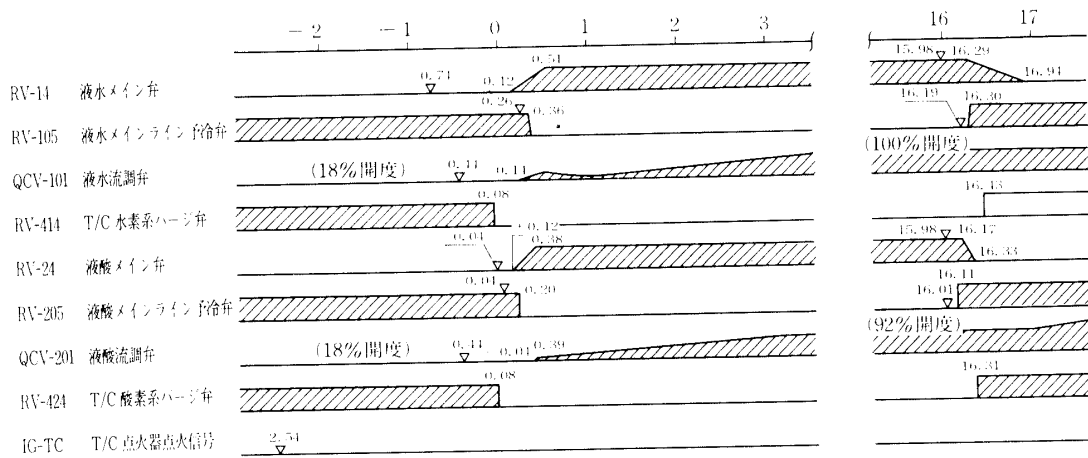


図 4-6 TC-1002-1-3 弁動作結果

燃焼し新しい固体点火器による着火特性も良好であった。また始動シーケンスは多少の水素リードになる様に設定したが水素メイン弁の開き遅れが予想以上に大きかったため約 0.05 秒間の酸素リードとなった。このため着火直後の混合比が約 13 程度まで上ったが燃焼器には特に損傷の徴候はなく着火遅れ及び着火時の衝撃はほとんどなかった。

4-4. 計測結果

この燃焼試験での計測点数は最大 58 点であったが、ほぼ良好な計測結果が得られた。図 4-7～図 4-16 には TC-1002-1-3 における燃焼器関係の計測データを示した。また図 4-6 に主要なシーケンス弁の動作結果を参考として示す。これらの計測方法については別途報告されているので、ここでは次章で行っている性能解析、再生冷却特性及び噴射器特性を求める際に用いた実験データに関して特記しておくべきことを述べる。

推力計測は本来テストスタンド系に設けられた主推力、横推力計測用ロードセルを使用する予定であったが故障個所の修理が困難なので、急遽図 4-16 に示す様に推力マウントに直接ひずみゲージを貼り、これを荷重計に仕立てた。この場合には燃焼試験状態でのインプレイス較正は行っておらず、供給配管等の機械的抵抗に対しては十分な補正は行えない。このため以下の検討で使用している主推力値は 2～3% 程度過小評価している可能性がある。また表 4-1 には第二回燃焼試験以後の $X+15$ 秒における計測結果を示した。この中で推進剤重量流量はタービンフローメータ出力を採用して流量計下流直近の圧力と温度データより密度を推定している。図 4-10 に見られる様に燃焼器外筒表面温度は $X+8$ 秒付近からほぼ一定になっているが、以下の諸解析では $X+10$ 秒から 15 秒のデータを定常値として使用している。

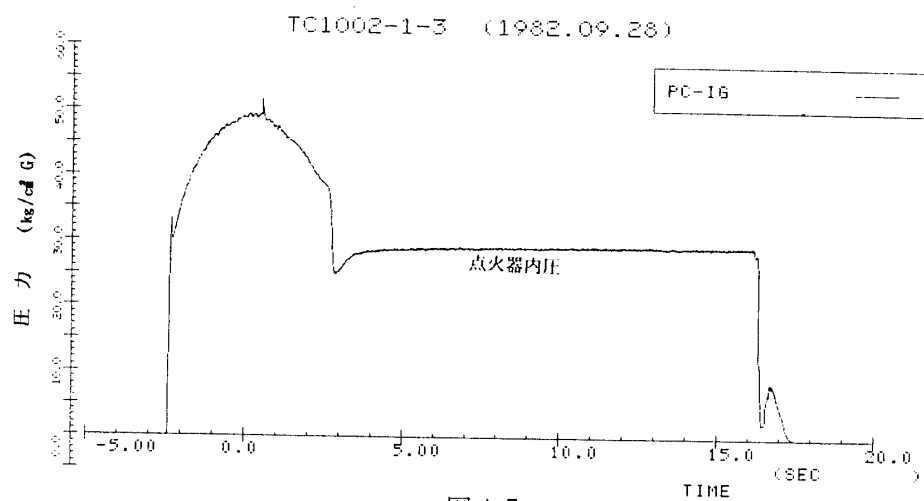


図 4-7

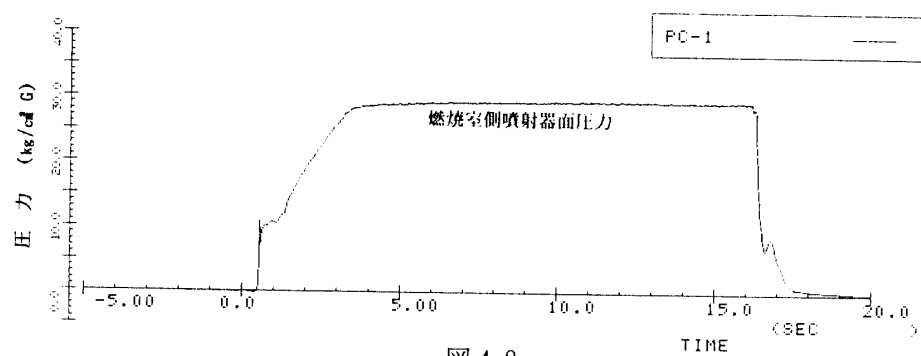


図 4-8

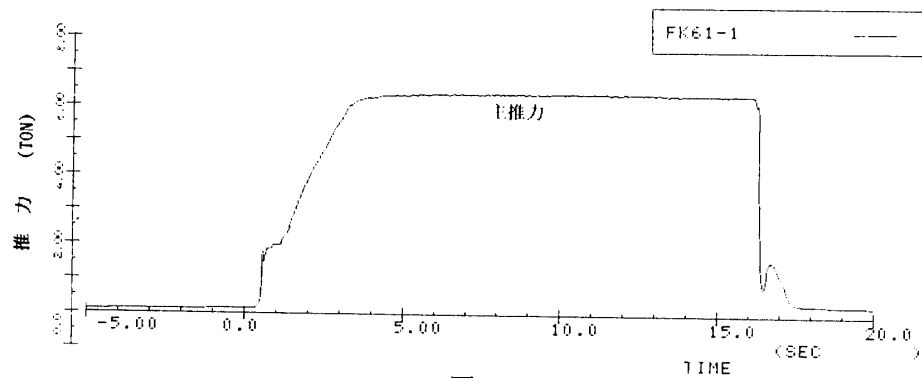


図 4-9

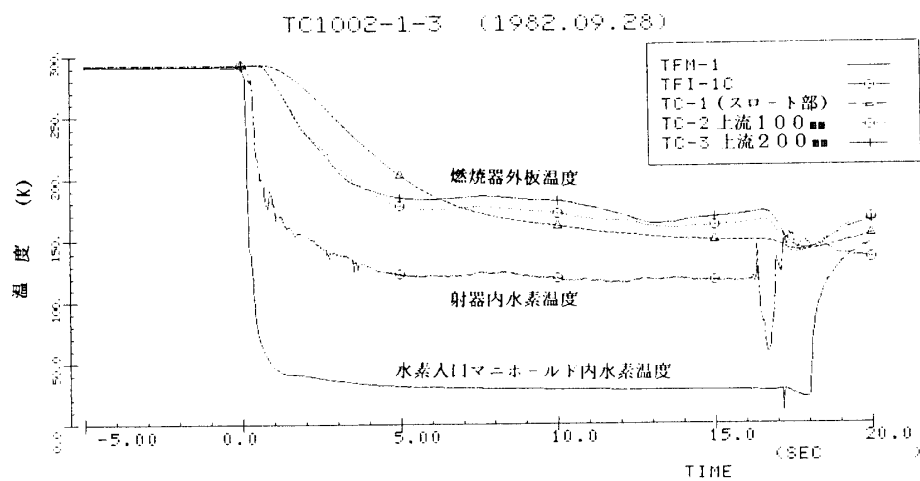


図 4-10

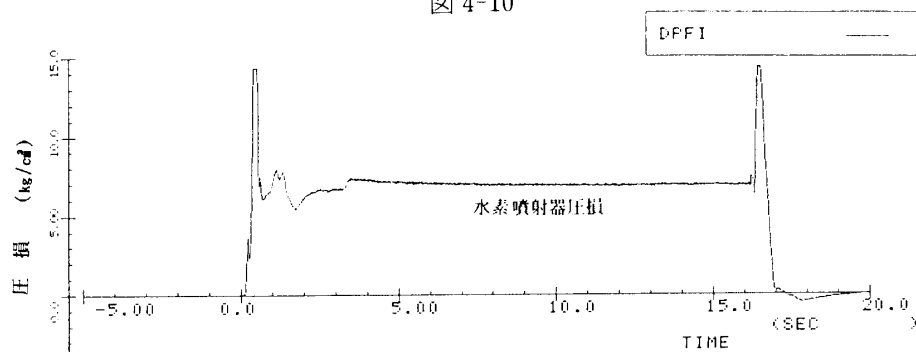


図 4-11

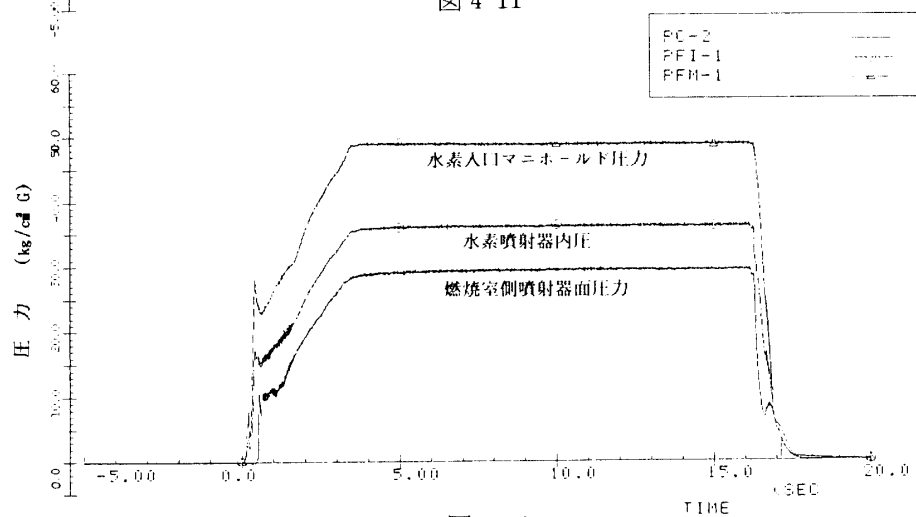


図 4-12

TC1002-1-3 (1982.09.28)

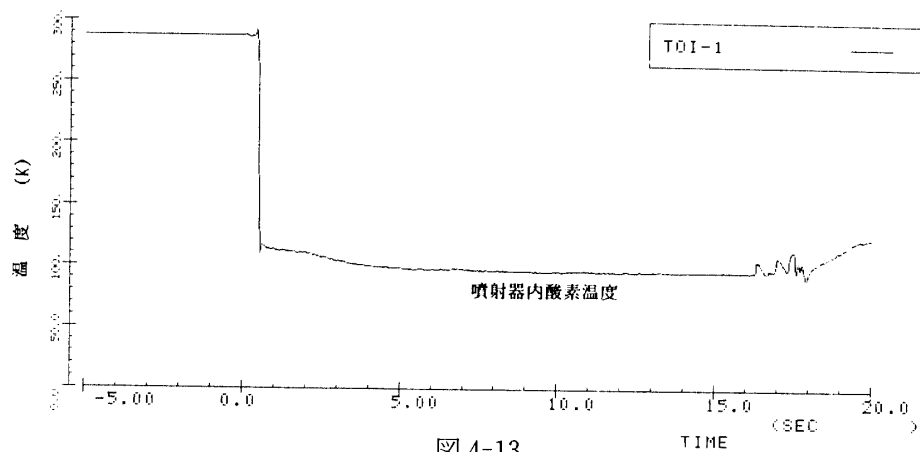


図 4-13

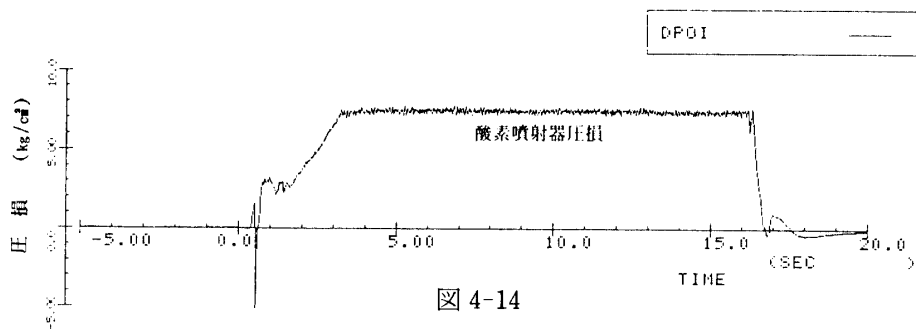


図 4-14

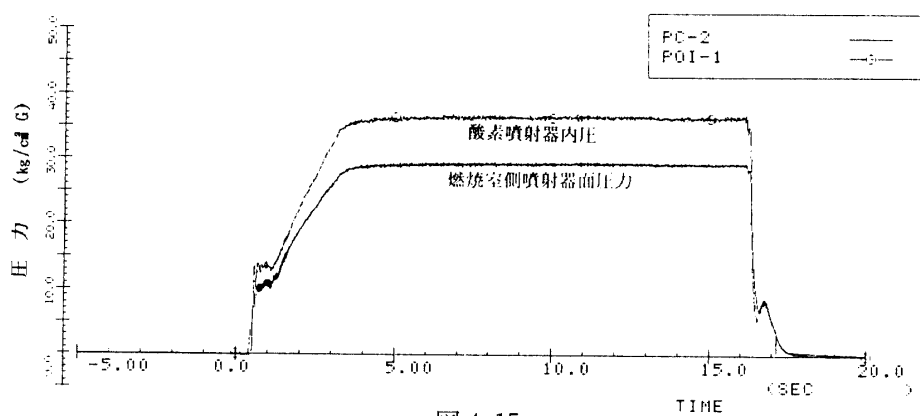


図 4-15

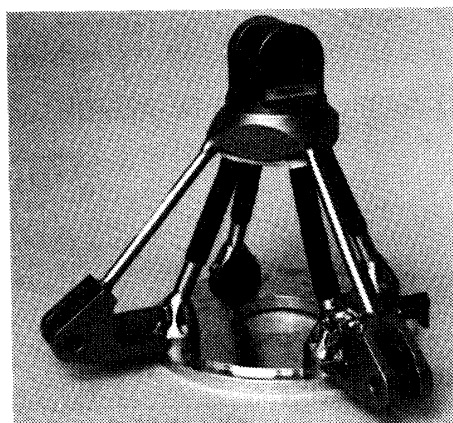


図 4-16 推力測定ひずみゲージ付スラストマウント

表 4-1 燃焼試験データ (X+15 sec)

諸元名	記号	単位	TC-1002-1-2	TC-1002-1-3	TC-1002-1-4
[テストスタンド供給系計測データ]					
水素タービン流量計圧力	PK-13	kg/cm ² a	48.26	53.53	52.76
水素タービン流量計温度	TK-13	K	27.78	26.67	27.33
酸素タービン流量計圧力	PK-23	kg/cm ² a	34.64	41.93	41.70
酸素タービン流量計温度	TK-23	K	93.53	91.52	91.77
[燃焼器計測データ]					
水素入口マニホールド圧力	Pfm	kg/cm ² a	45.02	49.82	48.72
入口マニホールド内水素温度	Tfm	K	27.66	27.23	26.81
水素噴射器内圧	Pfi	kg/cm ² a	34.44	38.09	37.58
噴射器内水素温度	Tfi	K	112.7	117.4	109.6
酸素噴射器内圧	Poi	kg/cm ² a	31.61	37.56	37.27
噴射器内酸素温度	Toi	K	96.54	96.03	94.87
燃焼ガス側噴射器面圧力	(Pc)inj	kg/cm ² a	26.47	30.48	30.29
主推力	F	kg	5140	6112	6024
[基本諸元]					
推進剤重量流量	Wt	kg/sec	17.0	19.93	19.76
推進剤混合比	O/F		5.45	6.00	6.10
ノズルよどみ圧力	Pc	kg/cm ² a	25.4	29.3	29.1
[性能]					
特性排気速度	C	m/sec	2260	2219	2224
比推力	Isp	sec	302	307	305
スラスト係数	Cf		1.31	1.36	1.34

5. TC-1002 燃焼器の諸特性

5-1. 燃焼性能

ここでは TC-1002 燃焼器の大気中における燃焼性能を評価する。具体的には特性排気速度 C^* 、比推力 I_{SP} スラスト係数 C_f の 3 性能である。ただし、この燃焼器は開口比 40 のノズルスカートをつけて真空中で作動させる様に設計されているので、 C^* 以外は参考値として評価している。まず燃焼試験結果から定常状態における実際の性能を求め、次に理論性能を定義してその平均的な効率を推定することによって限定した範囲において任意ノズルよどみ圧力と混合比に対応する燃焼性能を簡便に推定できる様にした。

定常状態の燃焼試験データにより TC-1002 燃焼器の性能を算定したが、その計算式は次の様である。

$$\text{特性排気速度} \quad C^* = P_c \times A_t \times 9.806 / \dot{W}_t \quad (2)$$

$$\text{スラスト係数} \quad C_f = F / (A_t \times P_c) \quad (3)$$

$$\text{比推力} \quad I_{SP} = F / \dot{W}_t \quad (4)$$

ノズルよどみ圧力 P_c は燃焼室側噴射器面圧力 $(P_c)_{inj}$ から $P_c = (P_c)_{inj} / 1.042$ として算出した。スロート面積 A_t は約 154.1 cm^2 で燃焼試験前後ではほとんど変化していないが、燃焼中には温度変化により多少変化するがここでは無視している。推力 F はエンジン取配管の熱収縮等の影響によるドリフト補正として燃焼停止後約 5 秒の値を 0 としているが、前述した通り較正係数に直接入ってくる様な項は補正していない。全推進剤重量流量 \dot{W}_t はタービン流量計のデータを使用しているが、密度算出にはタービン流量計下流直近に新しく取付けた圧力、温度センサーによる測定結果を使用している。

理論性能計算方法は HST-1001-1 (昭和 57 年 4 月) から採用している方法[4]で、大型計算機により一次元平衡計算を行い、ノズルよどみ圧力は 20 から $40 \text{ kgf/cm}^2 a$ まで 5 kgf/cm^2 おきに、混合比は 4.0 から 8.0 まで 0.2 おきに予め計算しておき、それをデータとして今回の実験での任意 P_c 、 O/F について補間できるようにしたものである。燃焼器形状による定数としてはノズル修正係数 $\lambda = 0.966$ 、ノズル開口比 7.12、ノズル収縮比 2.5 として計算している。

結果は図 5-1, 2, 3 に示す通りである。実線は $X+10 \sim 15$ 秒までの定常データを平均化して求めたものであり、一点鎖線はノズルよどみ圧力と混合比が変化した場合の傾向を見るため理論性能を参考として示したものである。この結果、TC-1002 燃焼器の各燃焼性能効率を参考までに示せば $\eta_{C^*} = 0.970$, $\eta_{I_{SP}} = 0.922$, $\eta_{C_f} = 0.951$ となっている。

5-2. 再生冷却特性

燃焼室再生冷却熱設計の主目的は燃焼室内筒の熱サイクル寿命と再生冷却圧損とのバランスを考慮した上で、燃焼器の主軸方向に対する最適な冷却溝形状を決定することである。現状では機械加工上の制約に多少左右される。TC-1002 燃焼器主軸に沿う再生冷却溝寸法は図 2-3 に示す様なものにしたが、ここでは燃焼試験結果から直接評価できる再生冷却圧損 ΔP_{jac} 、と再生冷却剤温度上昇 ΔT_{jac} について議論する。図 5-4 と図 5-5 にこれらの再生冷却特性をノズルよどみ圧力 P_c の関数として示した。実際には混合比によっても変化するが

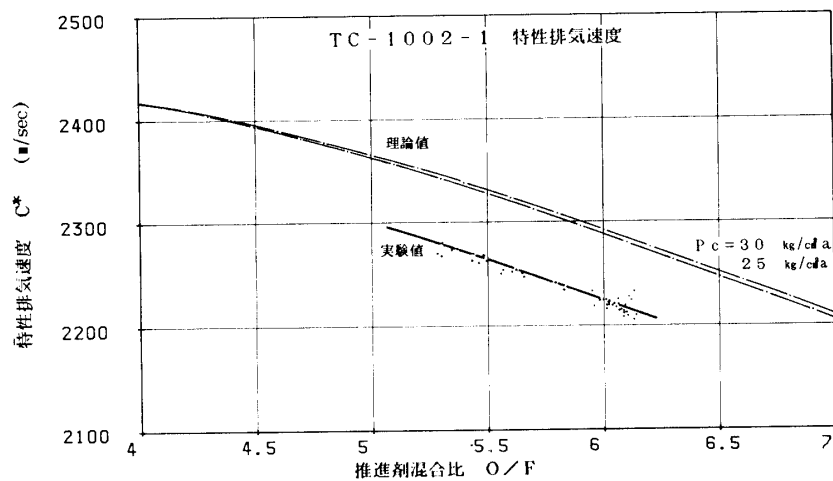


図 5-1

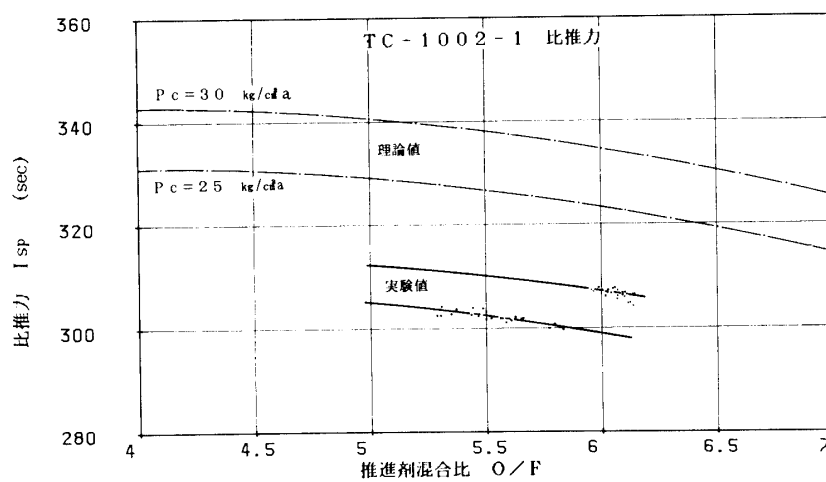


図 5-2

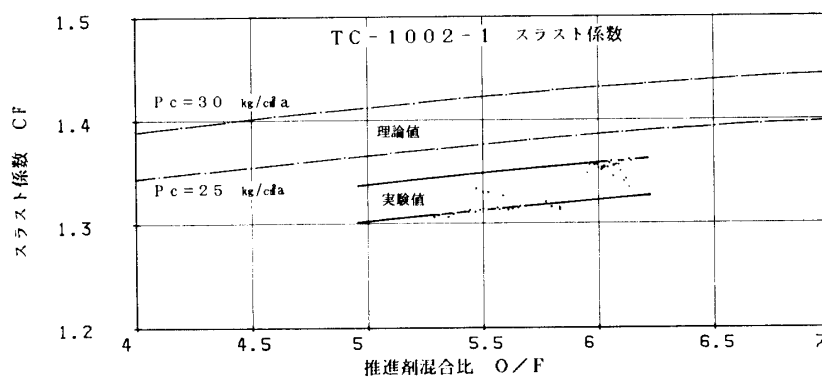


図 5-3

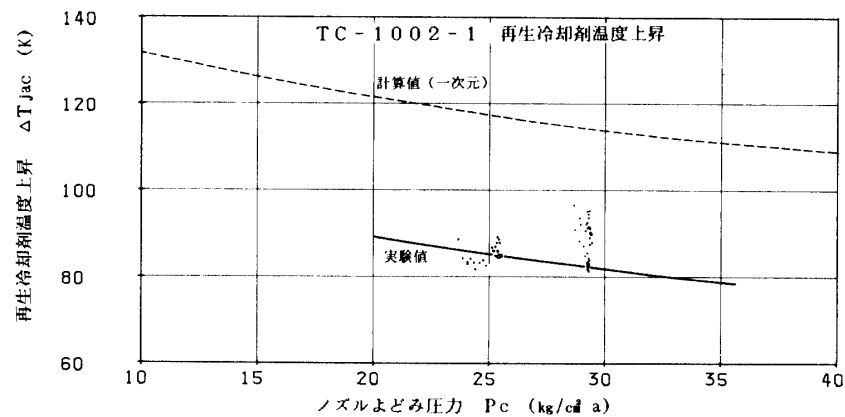


図 5-4

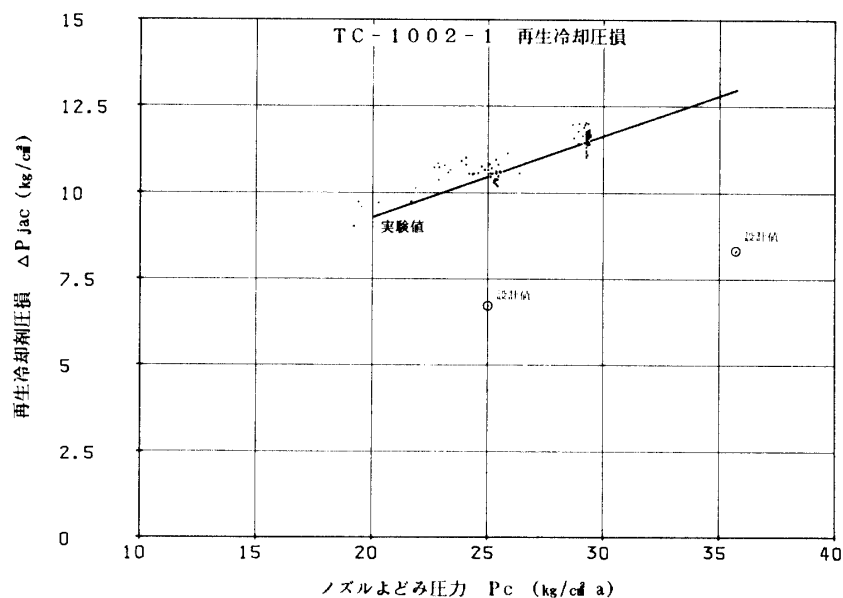


図 5-5

実験点が設計混合比に近いので、ここでは混合比に対しての相関は示さない。実線は $X + 10 \sim 15$ 秒までの定常燃焼時の平均値から求めたものである。各試験による混合比のパラッキの範囲は $5.4 \sim 6.0$ 程度となっているが設計値 5.8 に対する補正は行っていない。また破線は SUS 管構造燃焼器の摩擦係数を使った混合比 5.5 の一次元定常熱計算結果で、 P_c の変化に伴う再生冷却特性の変動傾向を分かりやすくするため載せたものである。この一次元熱計算方法は燃焼ガス側には Bartz の式 [5] を、冷却剤側には Schacht と Quentimyer の式 [6] を使っている。これらの計算方法はそれぞれ特定の範囲を限定して適用できるものである。例えば冷却剤側の式は SUS 管構造燃焼器を使って実験的に各係数を決めたものである。また管構造燃焼器と溝構造燃焼器は材料、再生冷却路の加工方法及び形状が違っている。図 5-4 の破線で示した管構造の計算ではスロート付近での冷却壁表面粗さを約 $1.6 \sim 1.9 \mu_{rms}$ 程度としている。TC-1002 では機械加工後の表面粗さは $8 \sim 10$

μ 程度にしている。しかし、表面粗さの差のみで圧損の違いを説明することは必ずしも適当とは思われないので、計算に用いられる諸係数のみでなくモデルそのものの精密化についても考えることが必要である。このため燃焼室内筒材料、冷却壁の表面粗さ、冷却路の曲率等の条件を考慮した上で比較的広範囲に適用できる様に今回の燃焼試験での再生冷却剤温度上昇についても検討しており[7]、実験結果に合う様に二次元再生冷却熱計算方法による解析を進めているところである。

5-3. 噴射器特性

(1) 酸素噴射器流量特性

酸素噴射要素流量特性について蒸留水を使用した単体フロー試験データと燃焼実験データを相関づけるため次の諸量を用いる。

酸素噴射器内圧	P_{oi}	kgf/cm ² a
噴射器内酸素温度	T_{oi}	K
燃焼ガス側噴射器面圧力	$(P_c)_{inj}$	kgf/cm ² a
噴射要素数	$NE=144$	個
酸素噴射絞り面積	$A_o=3.3$	cm ²
酸素噴射器差圧	$\Delta P_{oi}=P_{oi}-(P_c)_{inj}$	

酸素噴射要素流量特性は噴射要素形状で定まる流量係数 Cd_o を仮定し次の様に定義した。

$$\dot{W}_o = C_{do} \cdot A_o \cdot (2 \cdot g \cdot \rho_o \cdot \Delta P_{oi}) \quad (5)$$

ここで、

\dot{W}_o : 酸素重量流量 kg/sec

ρ_o : 噴射器内酸素密度 kg/m³

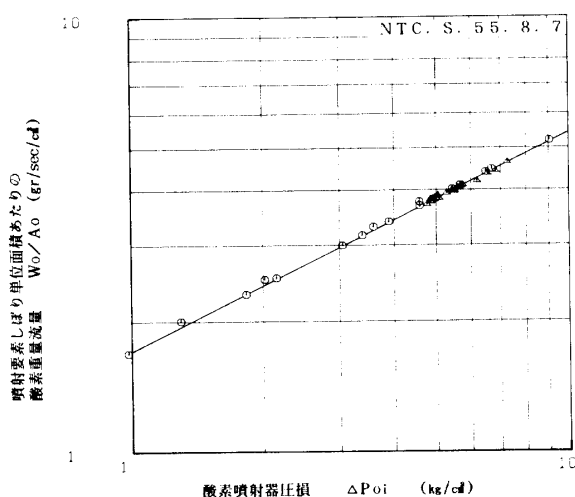


図 5-6(a) 酸素噴射要素単体流量特性
(H₂O フロー試験, 背圧あり)

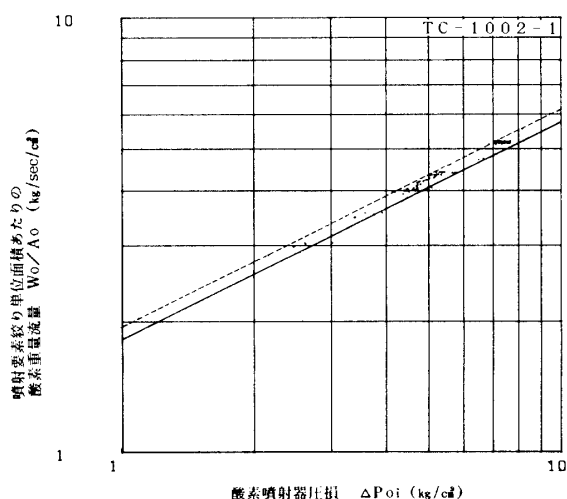


図 5-6(b) 酸素噴射要素流量特性
(燃焼試験結果)

ρ_o は噴射器内圧 P_{oi} と温度 T_{oi} が決まれば求まる。流量係数 Cd_o は水流し試験により実験的に求めた。実験条件としては噴射要素しほり下流でのキャビテーションを防止するため噴射要素下流に GN_2 により燃焼時と同等な背圧がかかるような実験方法により酸素系単体での特性を求めた。図 5-6. a にその結果の一部を示す。これより単体流では $Cd_o \cdot A_o / NE = 0.028 \text{ cm}^2$ となっている。燃焼試験前は燃焼時には水素流と干渉することにより単体フロー時より約 7 % 程度流れ易くなると予想していた。実際の燃焼試験結果を同様な方法で整理した結果を図 5-6. b に示すが、定常燃焼時ではほぼ予想通り 6 ~ 7 % 程度流量係数が増大している。干渉の効果には異論もあり今後検討を要する。

(2) 水素噴射器流量特性

水素噴射器流量特性について単体フロー試験データと燃焼試験データを相関づけるため次の諸量を用いる。

水素噴射器内圧	P_{fi}	kgf/cm ² a
噴射器内水素温度	T_{fi}	K
燃焼ガス側噴射器面圧力	$(P_c)_{inj}$	kgf/cm ² a
噴射要素数	$NE = 144$	個
水素噴射絞り総面積	$A_f = 11.22$	cm ²
燃焼ガス側発汗冷却有効表面積	$A_r = 299$	cm ²

水素噴射器流量は 144 個のコアキシャル噴射要素を通る流量と燃焼ガス側噴射器面の熱応力緩和を目的とした発汗冷却水素流量とに分けて考える。

定格設計点における発汗冷却率は TC-1002 で実際に使用した多孔質板と同一製品から取ったサンプルにより常温水素ガスを使って実験的にその流量特性を求めたが、定格点付

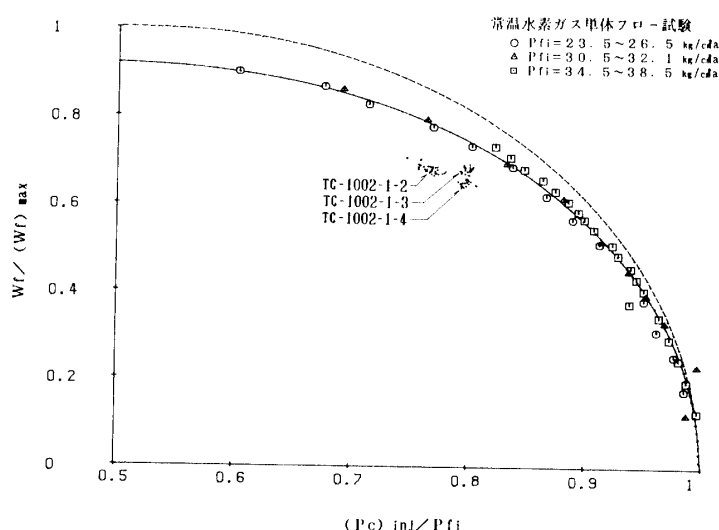


図 5-7 水素噴射要素流量特性

近における発汗冷却率は全水素流量の約 6.5 % 程度と推定される[1]。従って次の噴射要素流量を試験データと対応づける際にはこの分を考慮している。

水素噴射器の流量特性は水素が気体であることと同軸オリフィスの最狭部の間隙が 0.5 mm で長さが 10 mm であるため圧縮性と粘性の影響を強く受ける。この様な一定断面ダクトについての圧縮性粘性流の取扱いは抗力係数が一定の仮定のもとで Koppe ら[8]により解析的取扱いがなされている。それによれば特定のダクト形状については $\dot{W}_f/(\dot{W})_{\max}$ は $(P_c)_{inj}/P_{fi}$ の関数として一義的に与えられる。ここで $(\dot{W})_{\max}$ は粘性を無視した場合、このオリフィスが音速スロートとなる時の流量を表わす。最も単純な場合は粘性のない場合で、いわゆる Fanno の曲線で図 5-7 で点線で示したものである。粘性を考慮した曲線は当然この線より下側となり、ある圧力比より出口圧力が下がると出口が音速となるため流量は一定となる。ただしこの最大値は淀み点圧力損失のため前出の $(\dot{W})_{\max}$ より低い値である。図 5-7 には圧力条件を変えて得られた実験点がプロットしてある。理論的に最もよく適合する抗力係数を用いて曲線をあてはめたのが同図実線である。図からみて分かる様に計画段階において得られた実験点に対し実際の燃焼試験の場合の流量は約 10 % 程度少なめとなった。この事実は前述の液酸側の傾向とは逆であって、水素流が酸素流を引きずっていることがその原因と推察しているが異論もあり今後検討を要する。

5-4. 固体点火器の着火特性

メイン燃焼器の着火特性は点火器能力だけではなく、始動初期の推進剤噴射流の混合条件にも大きく左右される。TC-1002 燃焼器では合計 4 回の燃焼試験を実施したが、最初の 3 回は SIG-1001 を、最後の 1 回は SIG-1002 を使用した。これまで行ってきた 7 トン及び 10 トン級エンジンシステム用燃焼器はステンレス系材料の管構造燃焼器であり、始動時には再生冷却管を保護する目的で約 0.5 秒程度の水素リードになる様にシーケンスを設定している。本燃焼試験でも最初は 0.5 秒程度の水素リードから始めたが、着火遅れがあるこ

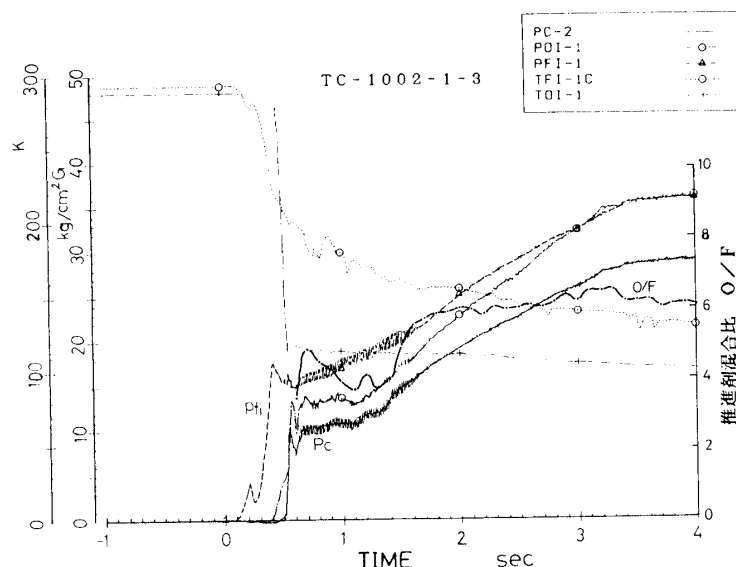


図 5-8 TC-1002-1-3 始動状態

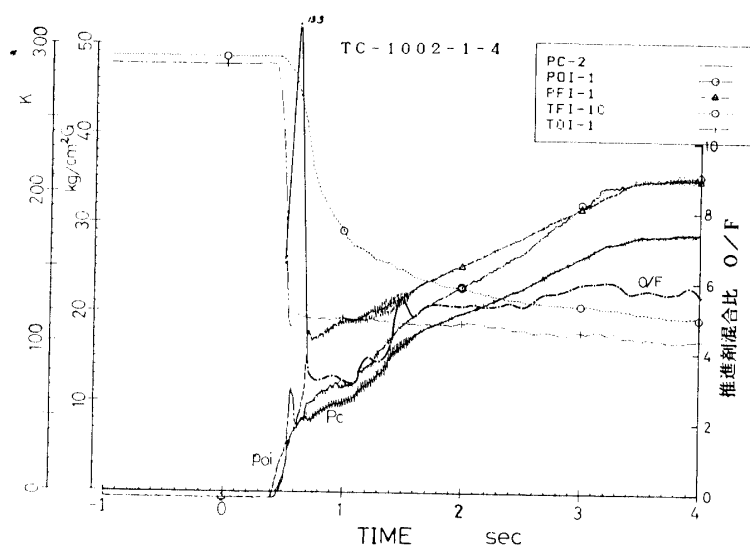


図 5-9 TC-1002-1-4

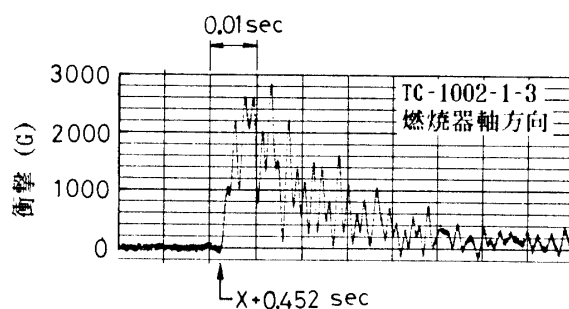


図 5-10 TC 1002-1-3 着火衝撃

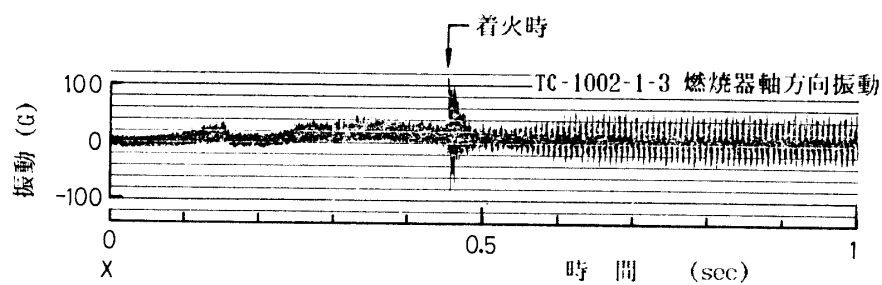


図 5-11 TC-1002-1-3 始動時の振動

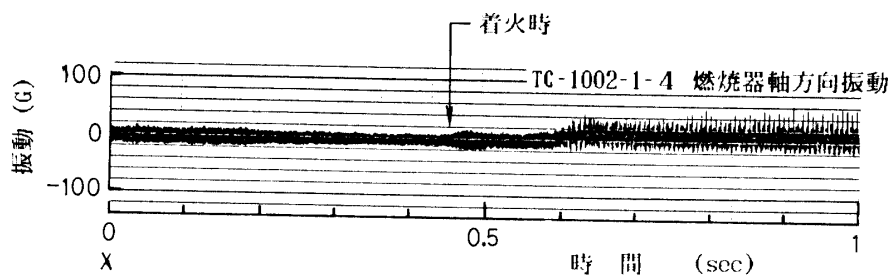


図 5-12 TC-1002-1-4 始動時の振動

とが分り 2 回以後は 0.2~0.3 秒程度にしていた。しかし第 4 回燃焼試験では水素メイン弁の開遅れにより結果として約 0.05 秒程度の酸素リードになっている。この様な始動状況の違いによる着火特性の差異を比較するため図 5-8 と図 5-9 には噴射器圧力、温度、燃焼ガス側噴射器面圧力を燃焼室内の混合比と対応させ示した。この混合比は初期の過渡状態ではタービン流量計データは誤差が大きいので、噴射器の条件からまず水素流量を求めるが、酸素流量は始動初期には噴射器内がガスの比率が大きい二相流であるため密度算出が困難であるので、 C^* を仮定し、 O/F を逐次変化させながら P_c 計測データに合う様に全推進剤流量を決める方法で求めたものである。図 5-8 の水素リードの場合には着火時に図 5-10, 11 に示す様なかなり大きな衝撃が見られる。これに対して図 5-9 の場合には着火遅れはなく、図 5-12 に示す様に着火時の衝撃も見られない極めて滑らかな立上がりをしている。また図 5-9 の場合には酸素リードになることにより混合比が一時的に 13 程度まで上昇しているが、熱的損傷の様子は見られなかった。

ここで使用している点火器は推奨に BP-25 B 相当を用いているが[3]、その燃焼ガス成分は H_2 約 34 %、 CO 約 20 %程度残っており、極めて fuel rich な燃焼ガスである。従って水素リードにした場合には点火器火力は弱まるだけであるが、逆に酸素リードの場合には点火器噴射ガスが燃焼室内でメイン酸素流と反応して火力は増大して着火特性がよくなることが分かる。TC-1002 燃焼器の内筒は無酸素銅製であり耐熱負荷特性が高いので、酸素リードでも特に問題はない。この様なことから使用する点火器に適合した始動シーケンスにするか、始動シーケンスが変えられない場合には、そのシーケンスに合った点火器を選択する必要がある。

6. まとめ

TC-1002-1 実験では 10 トン溝構造燃焼器の再生冷却性能の確認や特性排気速度等の諸性能評価に必要なデータ取得など良好な成果を上げることができた。同時に燃焼試験後に実施した燃焼室内・外筒接合部の超音波探傷検査の結果は特に異常は認められず、現在の拡散溶融接合法は十分実用に耐え得るものであることを確認している。また今回はテストスタンド供給系の限界から定格点での燃焼試験を実施できなかったが、70 %定格試験と 2 回の 85 %定格試験結果からこの燃焼器の定格点における諸特性を推定することができた。その結果は表 6-1 に示す通りである。これより 10 トン級の定格設計点において燃焼器入口で必要な推進剤供給圧力は水素系で約 $60 \text{ kgf/cm}^2 a$ 、酸素系で約 $49 \text{ kgf/cm}^2 a$ 程度であることが分かり、現在のエンジンシステムに容易に組込めるものと考えられる。またエンジンシステム用として新しく開発し、今回初めて使用した固体点火器 SIG-1001, SIG-1002 は両方とも IG-704 の約 75 %程度の単位時間発熱量であったが全試験において着火している。しかし、着火特性は点火器の発熱量や燃焼ガス温度だけではなくて始動初期の推進剤混合比に大きく左右されるのでエンジンシステムに適用する際には十分な配慮が必要であろう。この様な成果を基にして、今後さらに機会をみて本格的な溝構造燃焼器の開発に取り組みたい。(文責：橋本)

表 6-1. TC-1002燃焼器諸元（大気燃焼試験から推定）

諸元名	記号	単位	定格点	70%定格点
〔チャンバー形状〕				
スロート面積	Δt	cm ²	154.1	
ノズル開口比			7.1	
〔設計諸量〕				
チャンバーよどみ圧力	P _c	kg/cm ² a	35.6	25.0
混合比	O/F		5.8	5.2
推進剤重量流量	W _t	kg/sec	24.45	16.91
LOX	W _o	kg/sec	20.85	14.18
LH2	W _f	kg/sec	3.6	2.73
〔性能値〕				
特性排気速度	C*	m/sec	2240	2284
比推力	I _{sp}	sec	318	322
スラスト係数	C _f		1.39	1.38
推力	F	kg	7610	5310
〔再生冷却特性〕				
再生冷却圧損	ΔP_{Jac}	kgf/cm ²	12.8	10.5
再生冷却剤温度上昇	ΔT_{Jac}	K	78.5	85
〔噴射器特性〕				
酸素噴射器圧損	ΔP_{oi}	kgf/cm ²	11.3	5.2
水素噴射器圧損	ΔP_{fi}	kgf/cm ²	10.0	9.0
噴射面水素発汗冷却率		%	6.5	6.6
〔燃焼器入口圧力〕				
水素系	P _f	kgf/cm ²	60.0	45.6
酸素系	P _o	kgf/cm ²	48.4	31.3

謝 辞

燃焼実験の実施にあたっては我国で最初の本格的な液水／液酸タンク加圧供給式テストスタンドの製作を担当され、今回の燃焼実験に際しても同テストスタンド系の改修、復旧に尽力された川崎重工業 K.K.をはじめ関係会社の諸氏及びこれまでの十分な経験に基づいて実験を直接担当された宇宙研の液水実験班各位に謝意を表する。また東京大学工学部の小竹 進教授から再生冷却特性に関する実験結果の評価を含めた一連の助力を得たことを感謝する次第である。最後に高圧燃焼器をめざして拡散溶融接合法という斬新な製造技術を最初に導入し、結晶させた過程で当時 IHI 側の担当者であった漢人忠郎氏の御努力に謝意を表する。

参 考 文 献

- [1] 橋本保成他, 「液水／液酸燃焼器噴射器面多孔質板の試作研究」本宇宙研報告
- [2] 小竹進他, 「液水／液酸燃焼器噴射器面多孔質板の発汗冷却熱計算」宇宙研報告
- [3] 荒木哲夫他, 「液水／液酸エンジン用固体推進剤点火器」本宇宙研報告
- [4] 倉谷健治他, 「燃焼室の理論性能」本宇宙研報告
- [5] D. R. Bartz, A Simple Equation for Rapid Estimation of Rocket Nozzle Convection Heat Transfer Coefficients, JET PROPULSION, January 1957
- [6] R. L. Schacht and Quentimyer, NASA TND-7207, March 1973
- [7] 倉谷健治他, 「10 トンチャンネル構造燃焼器単体燃焼試験の計測について」, 昭和 57 年度宇宙輸送シンポジウム
- [8] K. Oswatitsch, "GAS DYNAMICS", ACADEMIC PRESS INC. NEW YORK, 1956