

航空宇宙技術研究所報告

TECHNICAL REPORT OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TR-1384

ラムジェットエンジン燃焼器用燃料内部冷却形保炎器の特性

黒澤要治・山本武・斉藤隆・田丸卓

1999年5月

航空宇宙技術研究所

NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

ラムジェットエンジン燃焼器用燃料内部冷却形保炎器の特性*

黒澤 要治*¹ 山本 武*¹ 斉藤 隆*² 田丸 卓*¹

Experimental investigation of a fuel-cooled flameholder for a ramjet engine combustor *

Yoji KUROSAWA *¹ Takeshi YAMAMOTO *¹ Takasi SAITO *² Suguru TAMARU *¹

ABSTRACT

Basic studies of a ramjet engine combustor for the space plane were conducted at the National Aerospace Laboratory. This paper reports the results of experiments with hydrogen-fuel-cooled flameholders. Fuel cooling of the flameholders is necessary because the temperature of the incoming air is extremely high during high Mach number flight. Two kinds of fuel injection were tested for the flameholder; crosswise and flow-directional fuel injection. Visual observation and gas analysis of the flame showed that the former type of fuel injection made the flame unstable and caused blow-off when the combustor inlet velocity was increased to 80 m/s, possibly causing damage to the other flameholders. Flow-directional fuel injection demonstrated satisfactory performance over the required range of operation, albeit with narrow flame area.

Keywords : flameholder, combustor, ramjet engine, hydrogen fuel

概 要

航空宇宙技術研究所では、宇宙往還機用エアブリージングエンジンに用いるラムジェットエンジン用燃焼器（以降、ラム燃焼器）の基礎研究を進めている。その研究の一環として、水素燃料内部冷却形ブラフボディ保炎器について、矩形ダクト内での燃焼試験を行った。空気の流れに対し燃料を斜め前方に噴き出すタイプ（以下G4と呼ぶ）と、下流側へ平行に噴き出すタイプ（以下G5と呼ぶ）の2種類を用いた。これらについて、火炎観察、および燃料と空気の混合を調べるためのガス分析を行った。その結果、G4については、混合はよいが条件により火炎が不安定になり吹き消える可能性があること、複数のブラフボディ保炎器を配置した時に、火炎が隣接する保炎器に到達するため、耐久性上の問題がおきることが分かった。一方、G5は火炎が広がりにくい、ラム燃焼器に要求される作動条件範囲内では、十分に保炎が可能であることが分かった。

1. まえがき

航空宇宙技術研究所では、水平離陸から飛行マッハ数6までを受け持つ宇宙往還機用推進システムの候補の一つであるエアターボラムジェットエンジン（Air-Turbo-Ramjet Engine）（図1）の基礎研究を進めている。このエンジンは、水素を燃料とし、インテーク、ファンを駆動するためのターボ部、ラム燃焼器、ノズルにより構成さ

れている。このエンジンのラム燃焼器の作動条件を表1に示す。燃焼器入口全温は375～1624K、入口断面流速は64～93m/sとなっており、最大の比推力を得るために燃料と空気の混合比は量論比近くである¹⁾。ジェットエンジンのアフターバーナは、保炎器上流で燃料を空気と混合させる方法が採られている。しかし、この方法では流入空気が高温の作動条件を持つラム燃焼器では燃料噴射器の近傍で着火してしまうために保炎器の耐久性が問題となり、適用が困難である。そのため、我々は、ラム燃焼器には燃料噴射器と保炎器とを一体化し、燃料により保炎器を冷却する方法を採用した。

これまで、ラム燃焼器の基礎設計資料を得る目的で、燃料の噴射方向が異なる2種類の二連環状ブラフボディ

* 平成8年8月20日受付（received 20 August 1996）

*¹ 原動機部（Aeroengine Division）

*² 元熱流体力学部（Themofluid Dynamics Division）

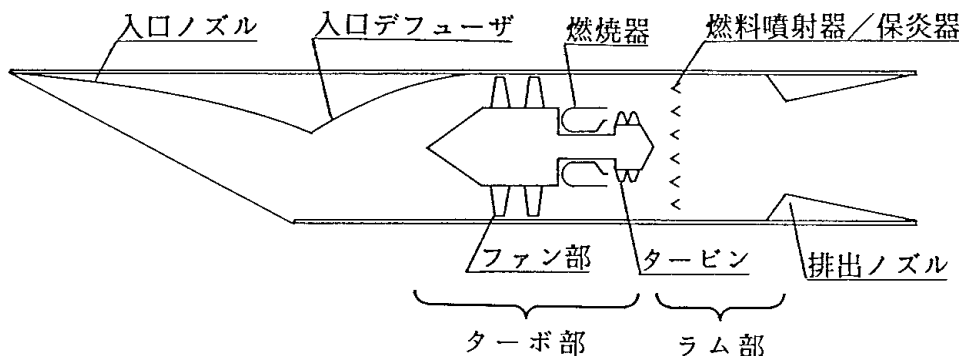


図1 エアターボラムジェットエンジンの概念

表1 エアターボラムジェットエンジン燃焼器の作動

Flight Mach no.	Altitude [km]	T_{01} [K]	T_{02} [K]	p_{01} [Mpa]	V_1 [m/s]
0	0	390	2356	0.165	78
1	9.2	375	2333	0.094	77
2	13.8	475	2390	0.151	83
3	16.9	641	2481	0.318	91
4	20.8	867	2587	0.519	93
5	23.1	1192	2727	0.899	80
6	24.6	1624	2913	1.480	64

T_{01} : 入口空気全温、 T_{02} : 出口ガス全温、
 p_{01} : 入口空気全圧、 V_1 : 入口空気流速、
 : 混合気当量比

(Bluff-body)形保炎器について燃焼試験を行ってきた²⁻⁴⁾。それらの保炎器の断面形状を図2に示す。G4は燃料を前方へ主流に対し30°の角度で噴射するもので、G5は下流へ平行に噴射するものである。この2つのタイプの保炎器について、以下に示す検討課題が残った⁵⁾。

- 1) G4は、燃焼効率が高かったが、音響振動的な不安定な燃焼を起こす場合がある。
- 3) G5は、各測温点の指示温度はほぼ同じで、当量比の増加とともに単調に低下する。これに対しG4は、測温点ごとに保炎器温度のばらつきが大きい。

このため、環状ブラフボディ保炎器の一部を伸展した観察の容易な二次元形状のブラフボディ保炎器を製作し、矩形ダクト中で燃焼試験を行った。入口空気流速、当量比の条件を変え、ガス採取分析、OH発光観察などを行うことにより、保炎状況と燃料の広がりについて調べた。その結果について報告する。

また、上記保炎器の燃焼と流れについて2次元数値シミュレーション⁶⁾の検証データを得るために、燃料をスリットから下流へ噴射する2次元モデルについても、上記測定とレーザドップラー流速計(LDV)による測定を

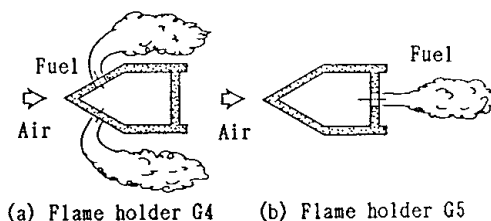


図2 保炎器からの燃料噴射方向

行った。なお、このLDVによる測定は、燃料を噴射しない場合について行った。

使用記号

$C_{(f+b)}$	燃料割合 [-]
$p(U)$	流速Uの確率密度
S	ゆがみ
T	温度 [K]
U	軸方向流速 [m/s]
u'	軸方向乱れ [m/s] (= : 標準偏差)
X	軸方向距離 [mm] 保炎器上流端基準
Y	高さ方向距離 [mm]
Z	奥行方向距離 [mm]
	気体密度 [kg/m ³]
	当量比
	燃焼効率 [%]

添字

AVE	平均値	例 U_{AVE}
IN	入口条件	例 U_{IN} 、 IN
LOC	局所値	例 LOC
MAX	最高値	例 $C_{(f+b)MAX}$

2. 試験装置と方法

2.1. 空気・燃料供給系

実験に使用した空気・燃料系統を図3に示す。空気は、

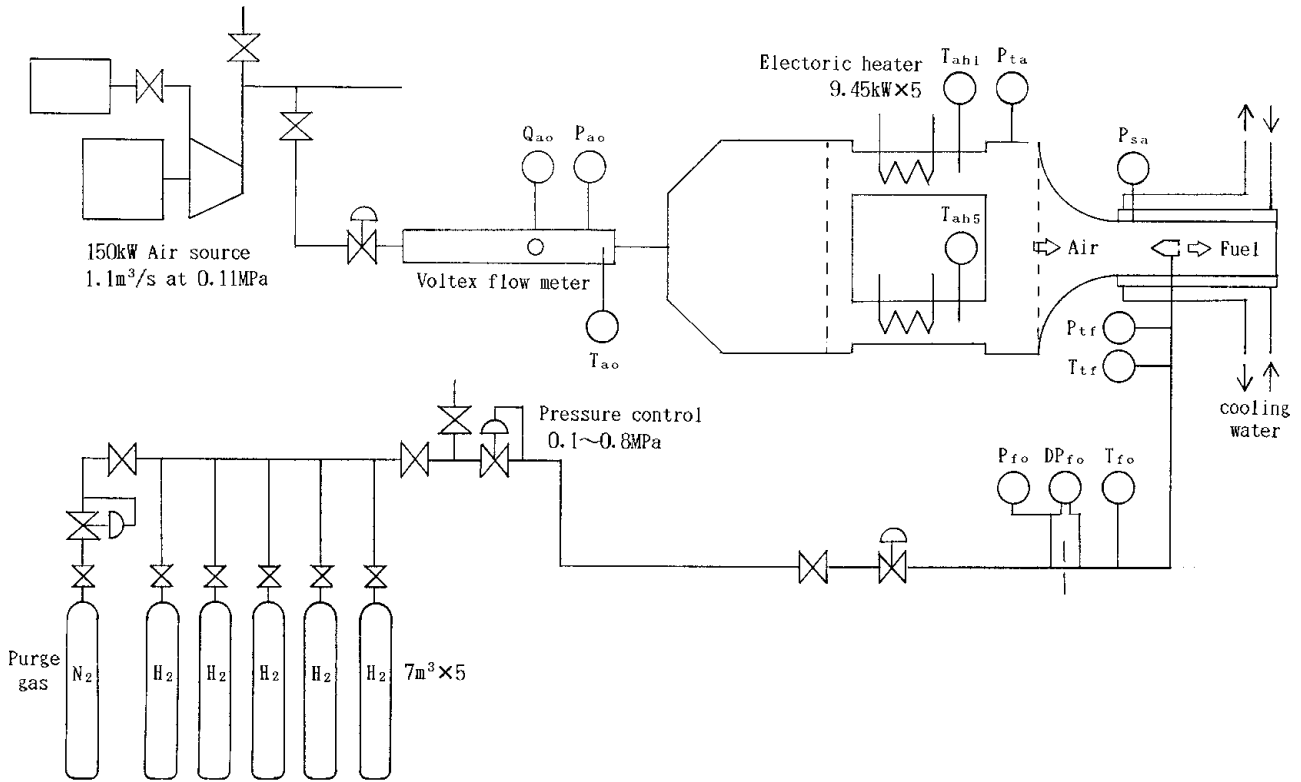


図3 実験装置系統図

プロア(川重製GR91)を空気源とし、渦流量計(横河製YF105)を経て、電気ヒータ(昇温限界550)により所定の温度に昇温され、縮流ダクトを通り、50mm x 50mmの矩形ダクトに導かれる。縮流ダクトの縮流面積比は100:1である。供試保炎器を取り付ける矩形ダクトの上下金属壁は水冷却されている。このダクト壁面の冷却は、燃焼ガスにより金属面が加熱され、混合ガスへの着火源となることを防ぐためである。燃料は5本の水素ボンベから供給した。実験装置を写真1に示す。白く見える部分は電気ヒータ、集合ダクト、縮流ダクトであり、断熱材により覆われている。写真2は、実験に使用した矩形

ダクトを示す。側壁である窓ガラスを介して、保炎器とその下流の火炎の状況を観察できる。

2.2. 供試保炎器・試験条件

試験に使用した矩形ダクトの概略と2種類の二次元形状ブラフボディ形保炎器(呼称G5およびG4)を図4に示す。矩形ダクトは、305mmの平行部を持ち、保炎器上流端を基準に上流42mmから下流203mmにバイコールガラスが取り付けられている。下流に燃料を噴射するG5は、環状模型と同じ噴孔径のピッチとするために、直径1.6mmの燃料噴射孔を4mm間隔で11個設けた。斜め上流に噴

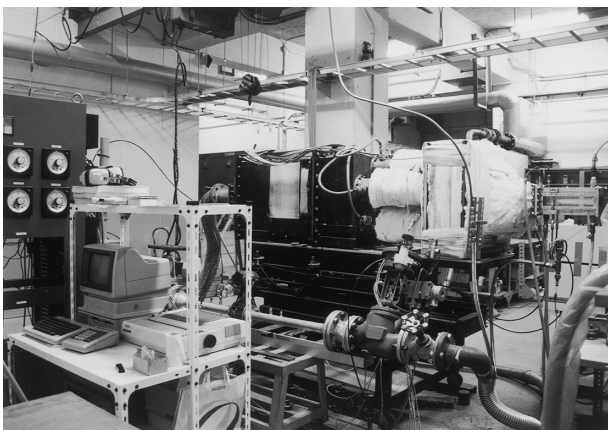


写真1 実験装置写真

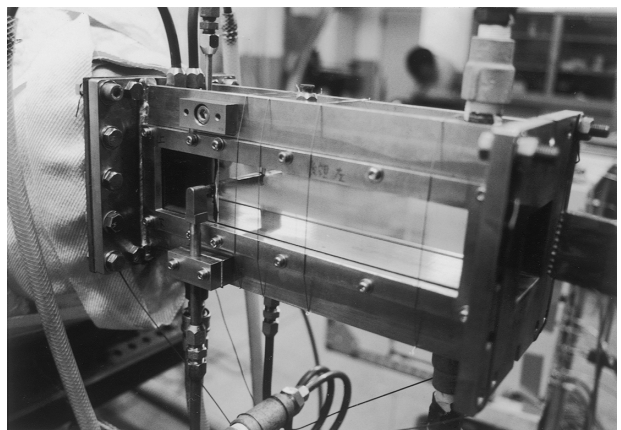


写真2 矩形ダクト写真

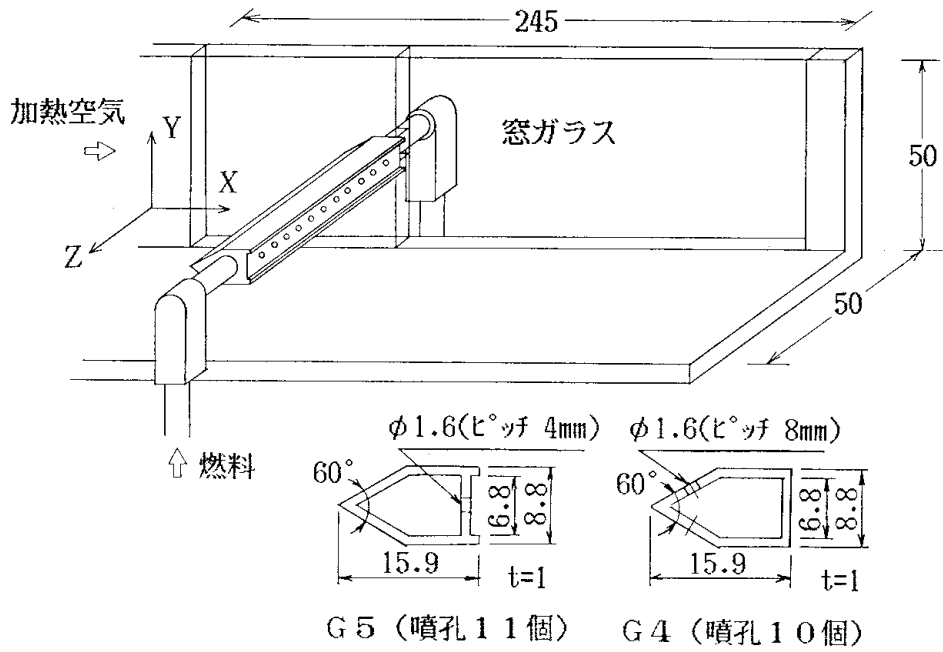


図4 矩形ダクト概略図

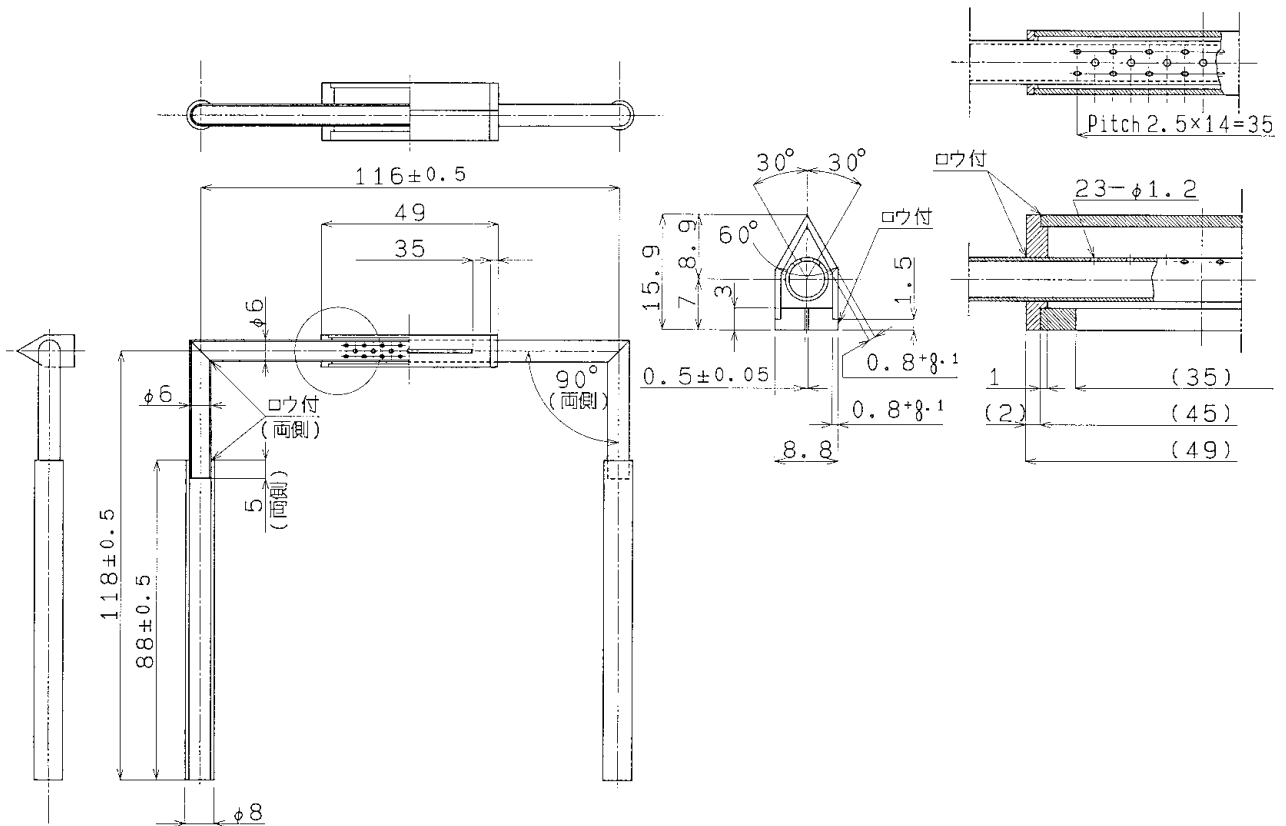


図5 G5 - S 保炎器形状

射するG4では、同様の噴孔を8mm間隔、上下千鳥配列にて合計10個設けた。

数値シミュレーションの検証データを得る目的で使用した模型(呼称G5-S)を図5に示す。G5と単位長さあたりの燃料噴射口面積を等しくするため、スリット巾を0.5mmとした。スリットの長さは、火炎が側面のガラスに付着するのを防ぐため、ダクト巾(50mm)に較べて狭い35mmとした。この保炎器の内部には、燃料がスリットから均一に出るように、静圧を均等化するための中子を設けた。

試験は、機速マッハ数3に相当する燃焼器入口温度600K、入口流速80m/sにおいて、大気圧下で燃料流量を変化させ行った。参考条件として、入口流速40m/sについても同様の試験を行った。

矩形ダクトに用いる二次元形状模型のG4、G5の燃料噴射孔径およびそのピッチは二連環状模型と同じとしたが、二次元形状模型と二連環状模型とでは、燃料噴射口総面積と燃焼器断面積の比、つまり開口面積比は異なる。二連環状模型は、燃焼器直径155.2mmで燃料噴射孔は直径1.6mmが120個設けられており、開口面積比は78.4となっている。二次元形状模型におけるG4およびG5の開口面積比は、それぞれ121.2と113.0となっている。この開口面積比の違いのため、全体当量比を等しくしようとすると、G5の場合、二次元形状模型の燃料噴射速度は二連環状模型の約1.5倍($121.2/78.4 = 1.55$)となる。これでは、保炎状況は違ってしまう。

そのため、全体当量比に二次元形状模型と二連環状模型の開口面積比により補正し燃料噴射速度をあわせ、これを当量比 IN として用いた。当量比 IN の算出式を下記に示す。

$$IN = 34.3 \frac{G_{fr} (A_{ar}/A_{fr})}{G_{ar} (A_{aa}/A_{fa})}$$

ここで、 G_{fr} 、 G_{ar} は試験時の燃料流量、空気流量を、 A_{ar} 、 A_{fr} は二次元形状模型のダクト面積、燃料噴射口総面積を、 A_{aa} 、 A_{fa} は二連環状模型の燃焼器代表断面積、燃料噴射口総面積を示す。

以後、燃焼条件として示す当量比 IN は、上式による。

2.3. 観察・測定項目

(1) 可視化

燃焼状況を把握するため、火炎とOH発光の撮影を行った。OH発光は、火炎中の化学反応によってOH分子が直接電子的に励起された状態となり、それが基底状態に遷移するときに特定の波長の光を生ずる化学発光である。OH発光の過程は、 $H + O \rightarrow OH(A^2 \Sigma^+) \rightarrow OH(X^2 \Sigma)$

+ h で表される。OH分子の発光波長は、振動状態により281.1、287.5、306.4nmの3つがある⁷⁾。

この発光量はOH濃度に比例するので、これを観察することによって、どの部分で燃焼が活発であるかが分かる。OH発光の撮影には、中心波長311nm、半値幅13nmのバンドパスフィルタ(日本真空光学製)と、イメージインテンシファイア(浜松ホトニクス製C2100)を使用した。

(2) ガス分析

水素と空気がどの様に混合・燃焼しているかを調べるため、ガス分析を行った。先端採取孔径1mm、ピッチ4mmの10点式楕円形プローブを使用し、各設定条件ごとに10本の50mlステンレスボトルに採取した。採取したガスは、ガスクロマトグラフ(島津製GC-8A)で分析した。ガス採取・分析の詳細は、他の文献⁴⁾に記述した。G4、G5のガス分析は、このプローブの耐熱上の制限から、主に燃焼器入口流速 $U_{IN} = 40\text{m/s}$ 、当量比 $IN = 0.4$ について行った。模型G5-Sでは、図6に示す耐熱性を上げたプローブを製作し、 $U_{IN} = 80\text{m/s}$ 、 $IN = 0.8$ までの条件で計測した。

(3) LDV

流れの特性を計測するために、DANTEC社製のバックスキャッタ(Back scatter)タイプのファイバーLDVを用いた。

プローブを3次元トラバース装置に取り付け、保炎器の中心($Z = 0\text{mm}$)を、保炎器下流端を基準とし $X = 2, 6, 10, 14\text{mm}$ の4断面について高さ(Y軸)方向にトラバースし、X方向の速度成分を測定した。光学系・信号処理系および実験時の機器の条件等を表2に示す。酸化チタンは凝集しやすいため、LDVの測定では凝集した粒子による信号が捕らえられることになるが、その粒径は測定していない。

表2の設定条件で、実際の測定可能流速範囲は、 $-61.7 \sim +102.9\text{m/s}$ である。設定サンプル数は3000個とし、実際、信号処理後の最も少ないケースでは900個であった。

シードは、図3に示す電気ヒータ上流部に供給孔を設け、シード供給用空気により主流に混入させた。測定は、シード供給用空気を止めてから行っており、シード供給用空気による主流への影響はない。図3の系統図に示すように、縮流ダクトの入口に流れを整流する目的で、スチール製のメッシュを入れた。1断面を測定する間に、シードである酸化チタンが徐々にメッシュに付着し、保炎器上流の速度分布が変化したため、再現性のあるデータがなかなか得られなかった。このため、測定したデータの中で、Y軸の中心を基準にほぼ対称な測定値のみを、シードの付着の影響が少ない正しい値とみなした。

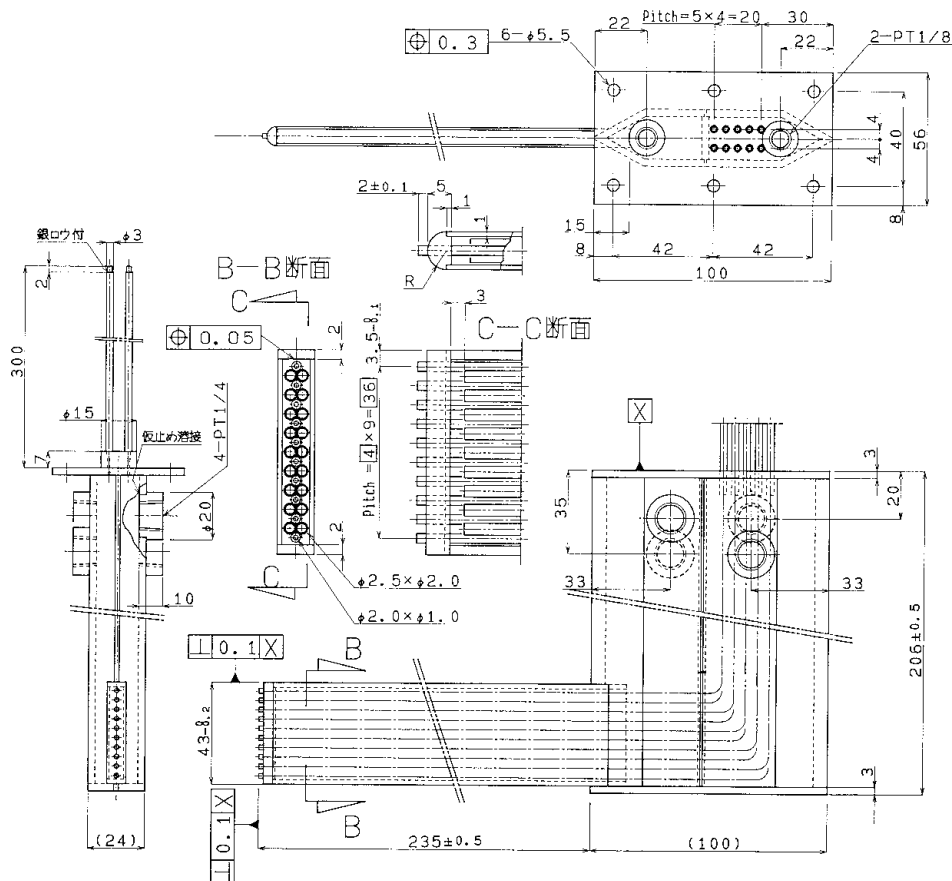


図6 サンプルプローブ形状

表2 LDV 計測系および条件

光学系	レーザ Spectra-Physics社製 Argon Ion Laser Model 165
使用波長	= 488nm
収束レンズ	f = 400mm
ビーム間隔	d = 38mm
速度変換係数	s = 5.14263×10^{-6} [m/(s·Hz)]
サンプリングボリューム	X = 0.249mm Y = 0.249mm Z = 5.238mm
信号処理器	DANTEC社製 57N20 BSA enhanced MODEL (バンド巾 40MHz)
PM印加電圧	1064V
シグナルゲイン	30dB
センター周波数	52MHz
スパン周波数	32MHz
周波数シフター	40MHz
サンプル数	3000
シード	酸化チタン タイペーク製 W - 10 平均粒子径 0.154 μm (カタログ値)

3. 試験結果

3.1. 可視化試験 (G5, G4)

G5の非燃焼時において撮影したシュリーレン写真を写真3に示す。燃焼時には矩形ダクトがひずみ、そのひずみが観察窓にも影響を与えたため、シュリーレン写真撮影は行えなかった。燃料量が少ない $\phi_{IN} = 0.2$ の条件では、混合域である渦は主流への広がりが少なく、ほぼ平行に流れている。渦の方向を見ると、空気が燃料を巻き込んでいる。 $\phi_{IN} = 0.8$ では、燃料の運動量が大きいので空気を巻き込み、Y方向への広がりが大きくなっている。燃焼試験では、 $\phi_{IN} = 0.7$ 付近から騒音レベルが増加した。これは、上記の燃料・空気の混合状況の変化に起因して

いると判断した。 $\phi_{IN} = 0.2, 0.4$ および 0.8 における質量流束比 $(\phi_{IN} U_{IN})_{fuel} / (\phi_{IN} U_{IN})_{air}$ は、それぞれ $0.46, 0.92$ および 1.84 となっている。

G5の直接火炎を写真4に示す。図4において保炎器を側面から撮影したのが左側の写真である。右側の写真は、保炎器を垂直に設置して撮影した。この場合、 $\phi_{IN} = 0.2$ においては、保炎器近傍では火炎は一樣に形成されているが、下流に行くに従い下部の火炎のない領域が広がっている。水平設置の保炎器では、燃料は両側から供給されているのに対し、垂直設置の保炎器では、下側からのみ供給されている。このため、保炎器内の静圧が燃料供給側である下側では低く、上側ではそれが回復するため、一樣な燃料供給が行われず、火炎の偏りを生じた。高当

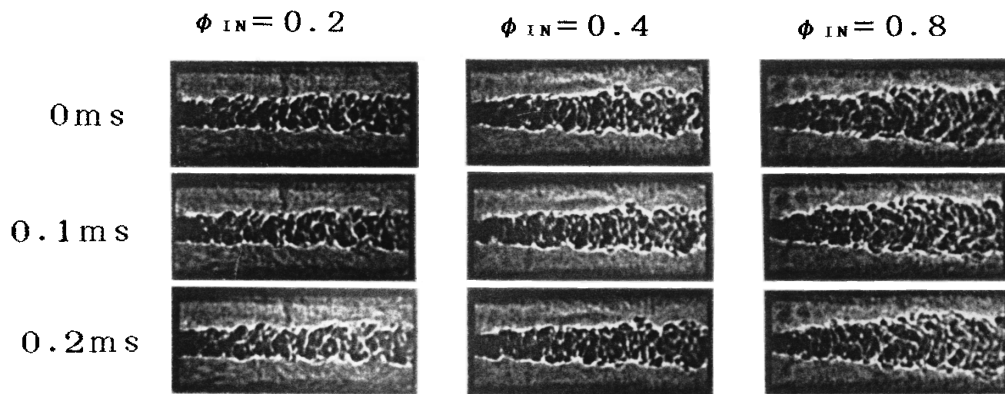


写真3 非燃焼時シュリーレン写真

(G5 $U_{IN} = 40\text{m/s}$ $T_{IN} = 320\text{K}$ シャッタースピード $1/100,000\text{s}$)

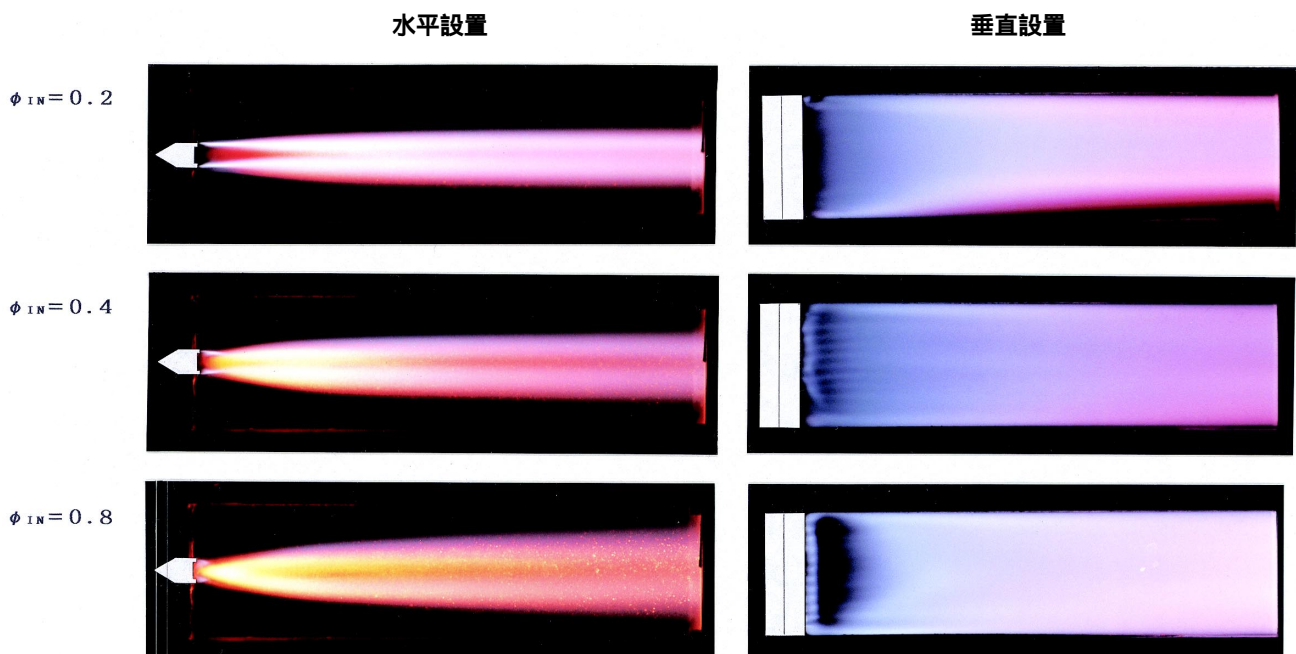


写真4 火炎写真 (G5 $U_{IN} = 40\text{m/s}$ $T_{IN} = 600\text{K}$)

量比では燃料供給圧力が高くなるので偏りはなくなった。この時の燃料供給圧力 P_{if} は、 $\phi_{IN} = 0.2$ では 426Pa、 $\phi_{IN} = 0.8$ では 4,500Pa であった。

写真4から、当量比の違いによる火炎の形状を見ると、低当量比 ($\phi_{IN} = 0.2$) では、保炎器後方に形成される主流空気の循環流の影響が強いため、燃料は噴流を形成出来ず、保炎器の後端エッジ部において主流と混合し火炎を形成している。燃料の供給圧力の高い $\phi_{IN} = 0.4$ では、燃料は主流の循環流を貫通するため、燃料噴流と主流の間の循環流により火炎を形成している。その火炎は、連続的に下流まで延びている。さらに燃料噴流が強い $\phi_{IN} = 0.8$ では、上記循環流により形成された火炎は燃料噴流により引き延ばされるため、浮き上がり火炎のように観察される。

写真5にOH写真を示す。燃焼が活発な領域は、 ϕ_{IN} が増加するに従い、下流に移動している。燃料の噴射量が多い $\phi_{IN} = 0.8$ の中心部は、燃料過濃のためか、下流まで暗い部分が伸びている。また、80m/s では、熱入力が大きいため発光強度も強く、垂直方向への広がりも大きい。火炎形状に大きな違いはない。二連環状模型試験⁵⁾において、G5の保炎器温度が、当量比の増加とともに下がっている。これは、OH写真より当量比の増加とともに燃焼の活発な領域が下流に移動しており、火炎からの輻射・熱伝達による加熱を燃料の増加による冷却が上回っていることを示している。

写真6にG4のOH写真を示す。斜め前方に燃料を噴射し、主流と燃料噴流とが対向するG4保炎器は、当量比の違いにより火炎形状が著しく異なる。以降の燃料の多

い場合の火炎形状では、に見られるように保炎器の上で保炎位置が交互に替わり不安定燃焼を起こしており、これが大きな騒音の発生の原因となっている。特に熱入力の大い80m/sでの騒音は著しく、 $\phi_{IN} = 0.6$ 以上では吹き消えを起こした。このような火炎形状の違いは、燃料噴流の主流への貫通に起因しており、二連環状模型試験において当量比によりG4の保炎器温度が変化していることも、この保炎位置の変化が原因と考えられる。燃料が少ないの状態では、燃料は保炎器に沿って流れ、保炎器下流の再循環域に取り込まれ火炎を形成しており、保炎器温度が上がる。、では、燃料噴流は主流まで貫通し、燃料噴流による保炎が行われ、主燃焼域は保炎器から離れるため温度が下がる。しかし、それ以上燃料を増やすと、に見られるように、25mm離れたダクト壁まで燃料噴流が到達している。二連環状模型の保炎器間距離は27mmであるので、当量比の高い条件では、保

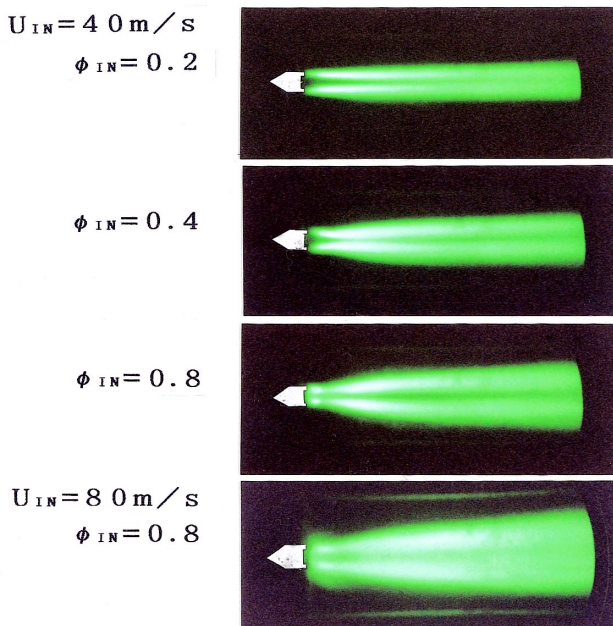


写真5 OH写真 (G5 $U_{IN} = 600K$)

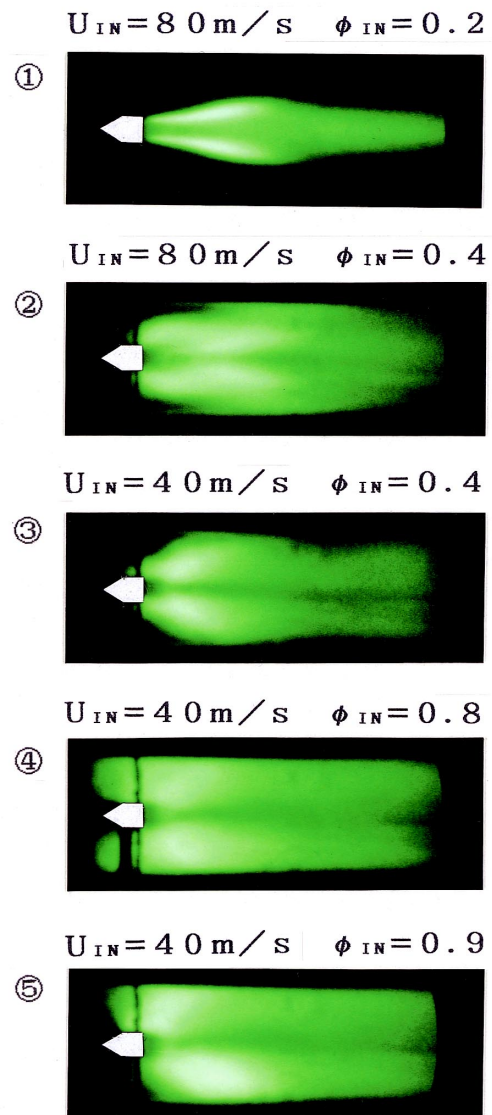


写真6 OH写真 (G4 $U_{IN} = 600K$)

炎器が隣りの保炎器からの噴流火炎に曝され、保炎器温度が上昇することがあったと考えられる。

今回、保炎性能の試験は行っていないが、点火後設定条件に合わせる途中の空気入口温度が低い時、G4では何度か吹き消えが起き、前述のように風速80m/s、当量比0.6以上では保炎は出来なかった。しかし、二連環状模型では風速80m/sの条件において、当量比0.2から1.0の条件まで吹き消えは起きなかった。

この理由として、二次元形状模型では燃焼が不安定なため火炎伝播がスムーズに行われず、火炎が吹き飛んでしまう。これに対し、二連環状模型は、当量比の低い条件は二次元形状と火炎の状況は同じであるため説明できないが、当量比の高い条件では、火炎観察から燃料噴流どうしの衝突による保炎の継続、または隣りの保炎器からの燃料が保炎器下流の循環流に取り込まれるため保炎の継続が可能になっていると考えられる。

3.2. ガス分析 (G5, G4)

燃料の拡散の違いを、ガス分析により比較したものが図7である。G5の局所当量比分布は、ガウス分布状となり、燃料のY方向の拡散が少なく、ダクト出口近くでも局所当量比 ϕ_{LOC} のピーク値は3.2と大きい値を示している。G4では、 $X = 40\text{mm}$ の位置ですでに ϕ_{LOC} のピーク値は1以下と低くなっており、Y方向の広がりは大きい。写真6のOH写真から、主反応がほぼ完了したとみなせる $X = 100\text{mm}$ の位置において、全てのガス採取点で燃焼

効率が95%以上を示し、これを裏付けている。

G4における入口流速および当量比を変えた時の、 $X = 180\text{mm}$ における当量比分布を図8に示す。 $U_{IN} = 40\text{m/s}$ 、 $\phi_{IN} = 0.2$ の条件は、OH写真の $U_{IN} = 80\text{m/s}$ 、 $\phi_{IN} = 0.4$ と熱入力量は異なるが同じ発光分布をしており、局所当量比分布から中心部にピークがあり、保炎器に沿って燃料が合流していることを示している。また燃焼効率を見ると、この3条件とも99%以上が、それに近い値を示し、ほぼ燃焼反応は完結している。

次に、各断面での燃料濃度のピーク値がどのように減衰しているかを、図9に示す。縦軸の濃度 $C_{(f+b)MAX}$ は、各断面における採取ガス中の水素の質量割合の最大値を表わしている。測定点が少ないため、実際の最大値を正確にとらえているとは言いがたいが、G4、G5ともほぼ等しい傾きで減少している。その傾きから、G5の流速 $U_{IN} = 40\text{m/s}$ 、当量比 $\phi_{IN} = 0.2$ の条件において、当量比1相当まで減少するには1mの距離が必要であることが、この図より分かる。作動条件である80m/s、当量比0.8では、燃料供給量が多い分、さらに長い距離が必要であることが推測できる。

3.3. G5 - Sの火炎写真・ガス分析

写真7は、流速 $U_{IN} = 40\text{m/s}$ 、当量比 $\phi_{IN} = 0.2$ での燃焼状態を、斜め後方より撮影したものである。燃料噴射スリットの端からガラスまで7.5mm開いているが、保炎器下流の循環流を通して火炎が、ガラスまで到達してい

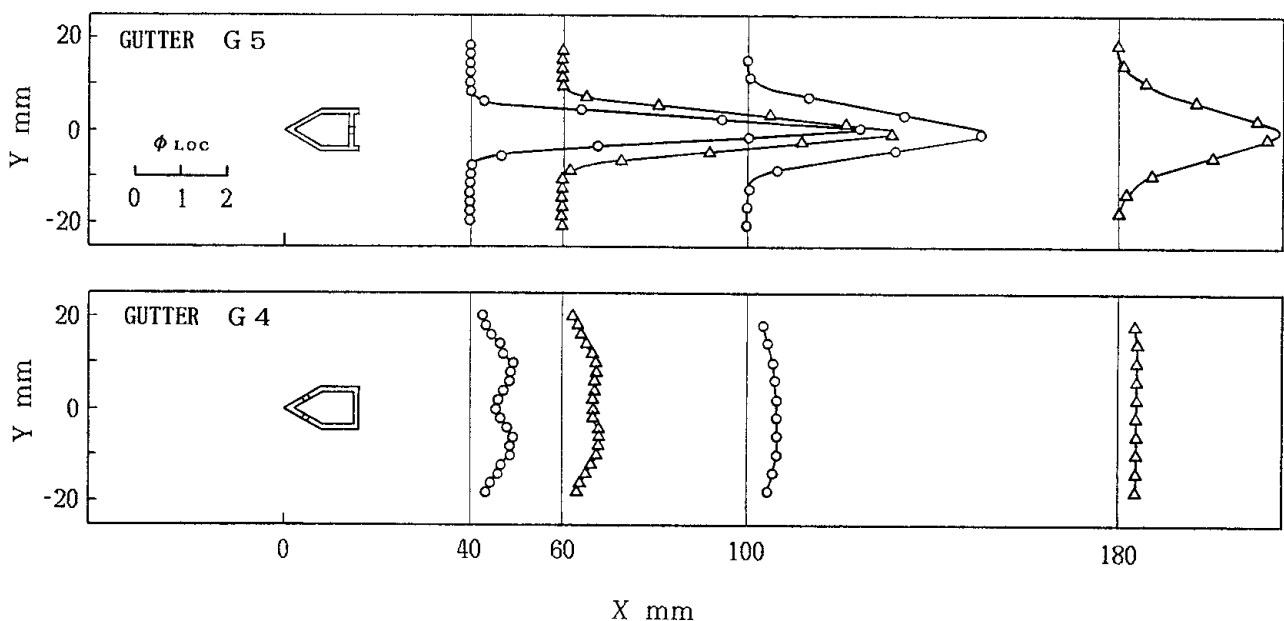


図7 保炎器の違いによる流れ方向の当量比分布

($U_{IN} = 40\text{m/s}$ $T_{IN} = 600\text{K}$ $\phi_{IN} = 0.4$)

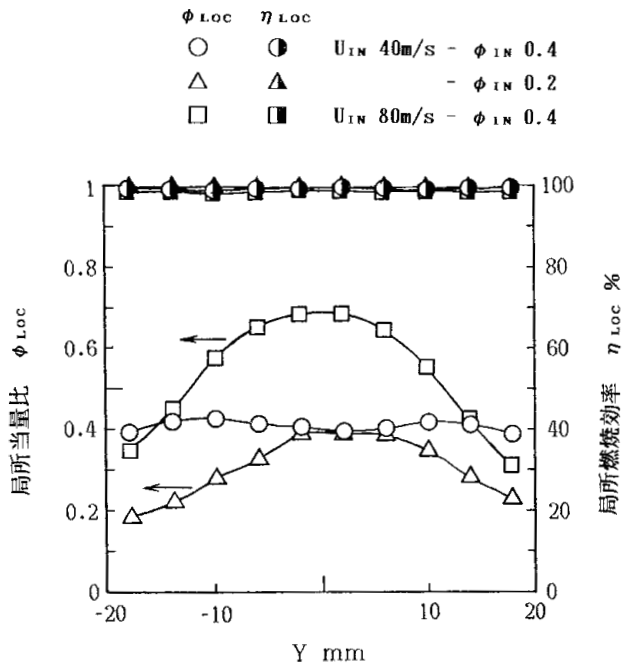


図8 燃焼条件の違いによる当量比・燃焼効率分布
(G4 $T_{IN} = 600K$ $X = 180mm$)

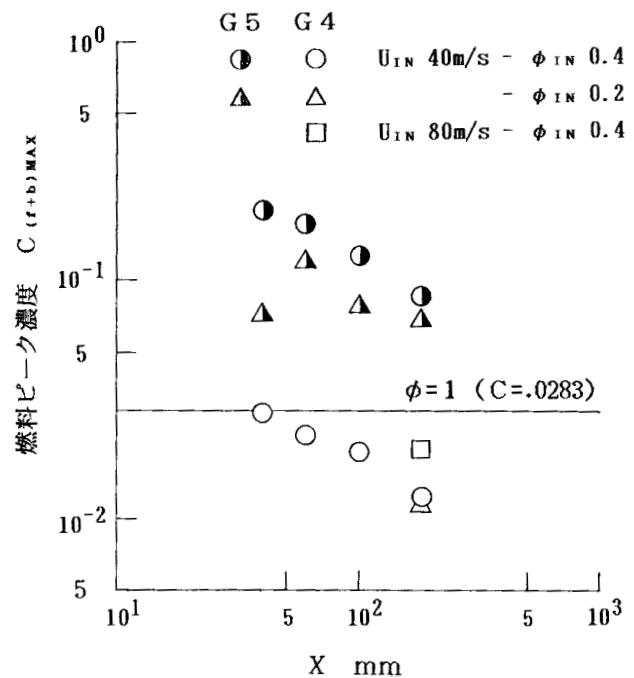


図9 燃焼ピークの流れ方向への減衰
($T_{IN} = 600K$)

る。また、写真では分かりにくいですが、スリットのある部分では、平行部分の気流が剥離し、火炎がこの領域から形成されている。ガラス近くのスリットがない部分では、火炎は保炎器後端部から形成されている。

写真8と写真9に、側面から見た火炎写真とOH写真を示す。火炎写真をみると、 $U_{IN} = 40m/s$ 、 $\phi_{IN} = 0.2$ では、主流が支配的であるため、保炎器下流の循環流との混合により火炎を形成している。 $\phi_{IN} = 0.8$ では、燃料はスリットより噴流として末広がりとなり、保炎は燃料と主流により保炎器下流に形成される循環流によってなされている。 $\phi_{IN} = 0.4$ では、燃料はスリットから出た時点で広がっており、0.8の場合同様、燃料と主流により循環流が形成されている。しかし、火炎の広がりはない。OH写真も、火炎写真と対応している。

$U_{IN} = 80m/s$ 、 $\phi_{IN} = 0.8$ の火炎写真では、ガラスの赤熱は、保炎器の直後とその下流の2つの領域に分けられる。保炎器直後の赤熱は、保炎器に形成される循環流により運ばれた燃焼ガスによるものであり、その下流の赤熱は燃料噴流自体の広がりによるものである。保炎器直後のガラスの赤熱は、40m/sでは見られない。OH写真を見ると、保炎器直後にあるガラスの赤熱に対応したOHの発光は弱く、写真8の赤熱の強さは、反応のせいではなく流れによることが分かる。

次に、ガス分析の結果について述べる。図10に流れ方向の局所当量比分布の変化を示す。図7に示したG5に比べG5-Sは、ピーク値およびY方向への広がりが少ない。

この原因として以下のことが考えられる。燃料の供給量は環状保炎器と質量流束比を等しく取っているため、スリット長さを35mmと短くしたG5-Sは、G5と同じ当量比でも燃料噴射口の面積比は、17.5/22.1 = 0.79と20%ほど少なく、その分、実際の燃料噴射量も少ない。また、火炎写真に見られるように、火炎がガラスまで横方向に広がっている。このため、G5に比べピーク値は低く、燃料の広がりが狭くなったと考えられる。

各断面での燃料濃度のピークの減衰を図11に示す。 $U_{IN} = 40m/s$ 、 $\phi_{IN} = 0.4$ において、保炎器に最も近い $X = 22mm$ での、G5とG5-Sの燃料ピーク濃度は、それぞれ $C = 0.198$ と0.152で、その割合は76%と燃料噴射口の面積比の79%に近い値に対し、 $X = 84mm$ では $C = 0.129$ と0.091を示し、その割合は71%と、距離と共にその差は開く傾向にある。この原因として、燃料噴射口形状の違いのほか、中子のないG5は、写真4の燃料を下側から供給している垂直の模型に見られた燃料の偏りが水平に取り付けた模型でも起こっていることが考えられる。

3.4. LDVの計測結果

LDVを用い、燃料を噴射していない状態で保炎器直後の軸方向流れを測定した。その結果より描いた等速度(U_{AVE})線図、等乱れ(u')線図を、それぞれ図12、図13に示す。

図12の等速度線図によると、 $U_{AVE} = 0$ の領域つまり循環領域はX方向に約15mm、Y方向に保炎器の巾程度に

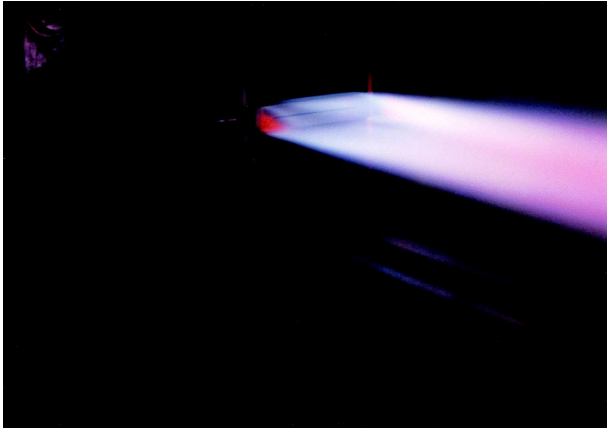
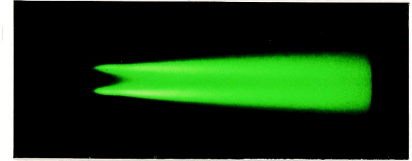


写真7 G5 - S 火炎写真
 ($U_{IN} = 40\text{m/s}$ $T_{IN} = 600\text{K}$ $\phi_{IN} = 0.2$)

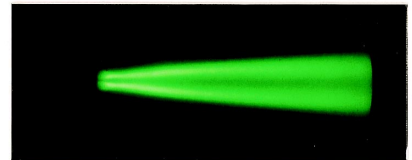
$U_{IN} = 40\text{ m/s}$
 $\phi_{IN} = 0.2$



$\phi_{IN} = 0.4$



$\phi_{IN} = 0.8$



$U_{IN} = 80\text{ m/s}$
 $\phi_{IN} = 0.8$

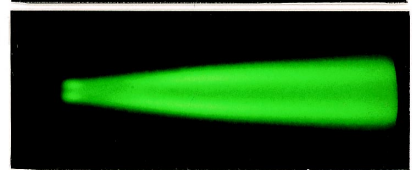
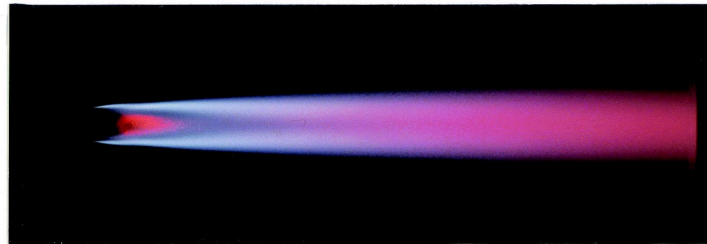
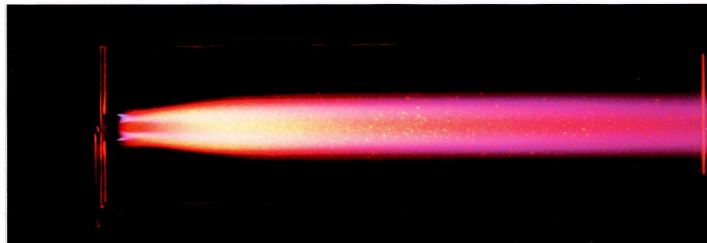


写真9 OH 写真 (G5 - S $T_{IN} = 600\text{K}$)

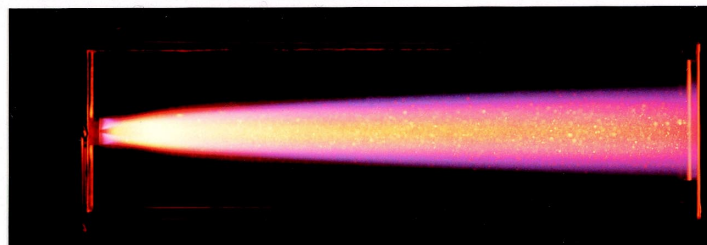
$U_{IN} = 40\text{ m/s}$
 $\phi_{IN} = 0.2$



$\phi_{IN} = 0.4$



$\phi_{IN} = 0.8$



$U_{IN} = 80\text{ m/s}$
 $\phi_{IN} = 0.8$

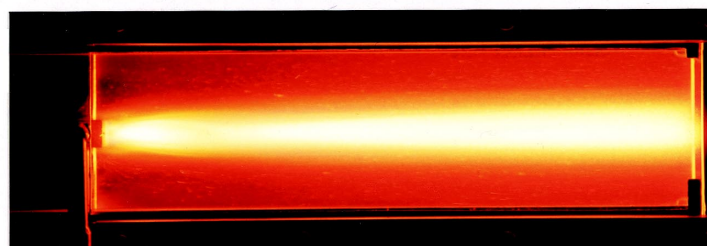


写真8 火炎写真 (G5 - S $T_{IN} = 600\text{K}$)

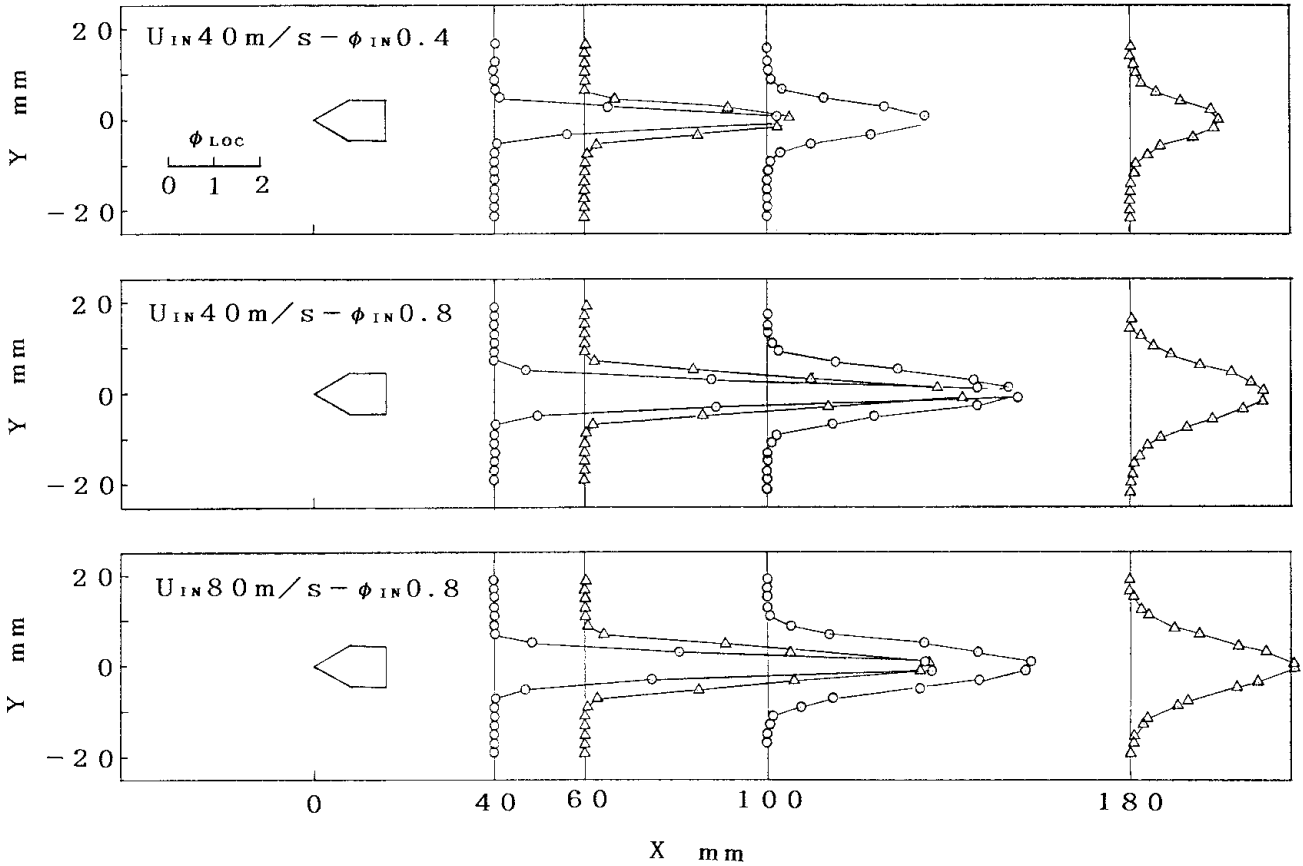


図10 流れ方向の当量比分布 (G5 - S $T_{IN} = 600K$)

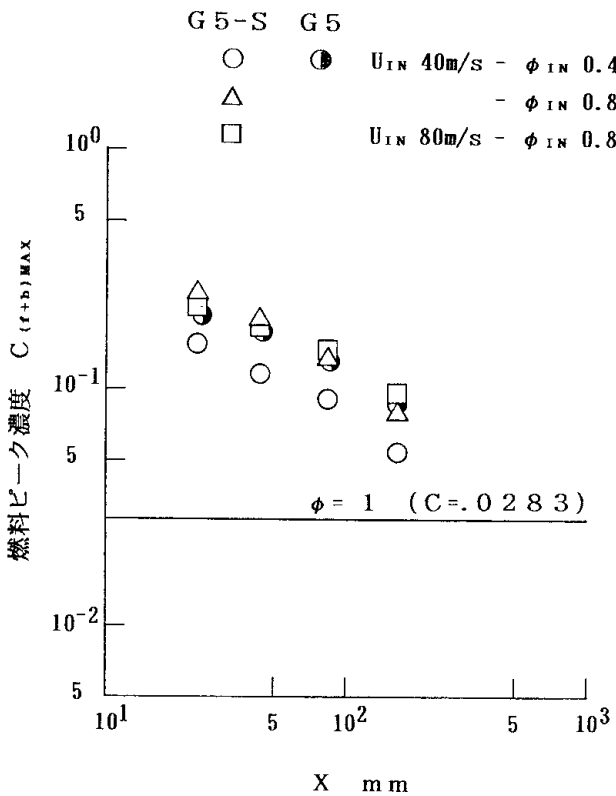


図11 燃焼ピークの流れ方向への減衰
(G5 - S $T_{IN} = 600K$ X: ノズル出口基準)

形成されていることが分かる。保炎器後端エッジ部に形成されているせん断流は、下流に行くに従い、徐々に広がっている。図13の等乱れ分布では、後端エッジ部直後に17.5m/s以上のピークを持ち、下流に行くに従い、等速度線図と同様に広がってはいるが、減衰は小さい。また、保炎器直後の中心部は u が小さいことが分かる。

中心軸上の流速の分布を見たのが、図14である。図中の記号 S はゆがみ (skewness) S を示す。

ゆがみ S は、流速 U の確率密度分布の対称性に関する情報を与えてくれる量で、確率密度関数 $p(U)$ の3次の中心モーメントを2次の中心モーメント ($= \sigma^2$) で正規化した値であり、次式で定義される⁸⁾。

$$S = \frac{\int (U - U_{AVE})^3 p(U) dU}{\left[\int (U - U_{AVE})^2 p(U) dU \right]^{3/2}}$$

図14より、循環流域の中心は $X = 8 \sim 10mm$ にあり、循環流域の境界付近では u は13m/sをピークとする山形の分布となることが分かる。ゆがみ S は、循環流域内ではプラスの値を示し、それより後流ではマイナスとなっている。

$X = 2, 6, 10, 14mm$ の Y 断面の流速 U_{AVE} 、乱れ u' 、

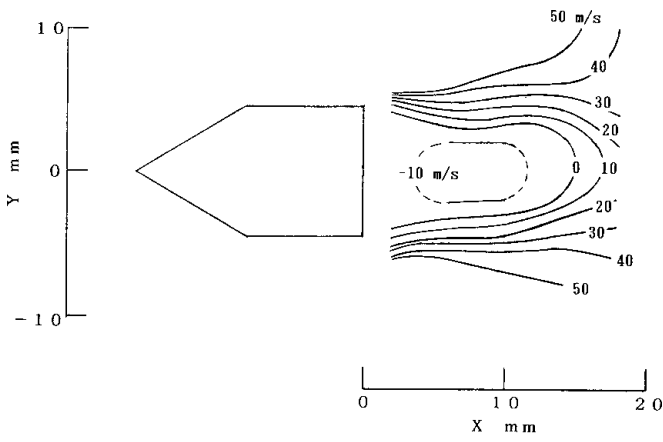


図12 等速度線図

($U_{IN} = 40\text{m/s}$ $T_{IN} = 600\text{K}$)

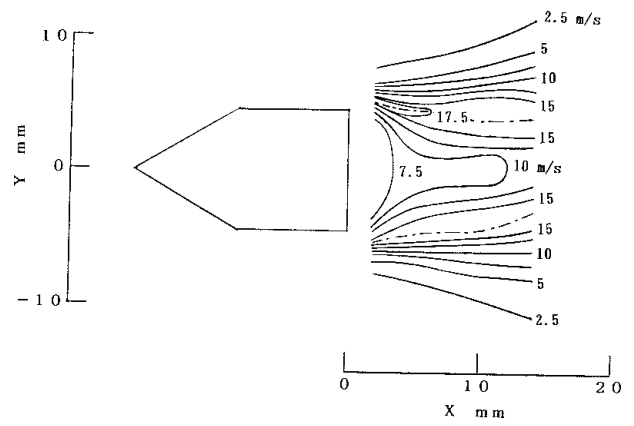


図13 等乱れ線図

($U_{IN} = 40\text{m/s}$ $T_{IN} = 600\text{K}$)

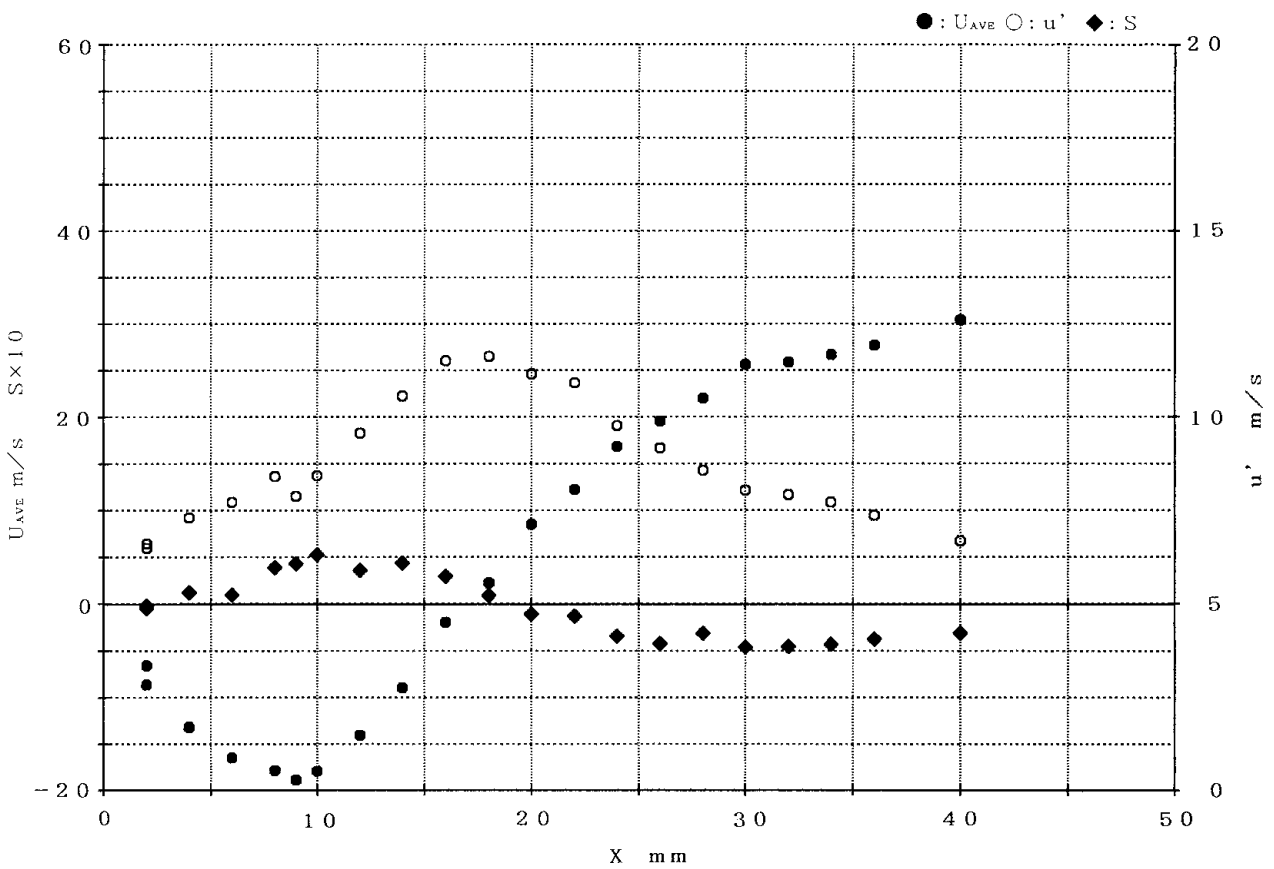


図14 中心軸上の流れ方向流速分布

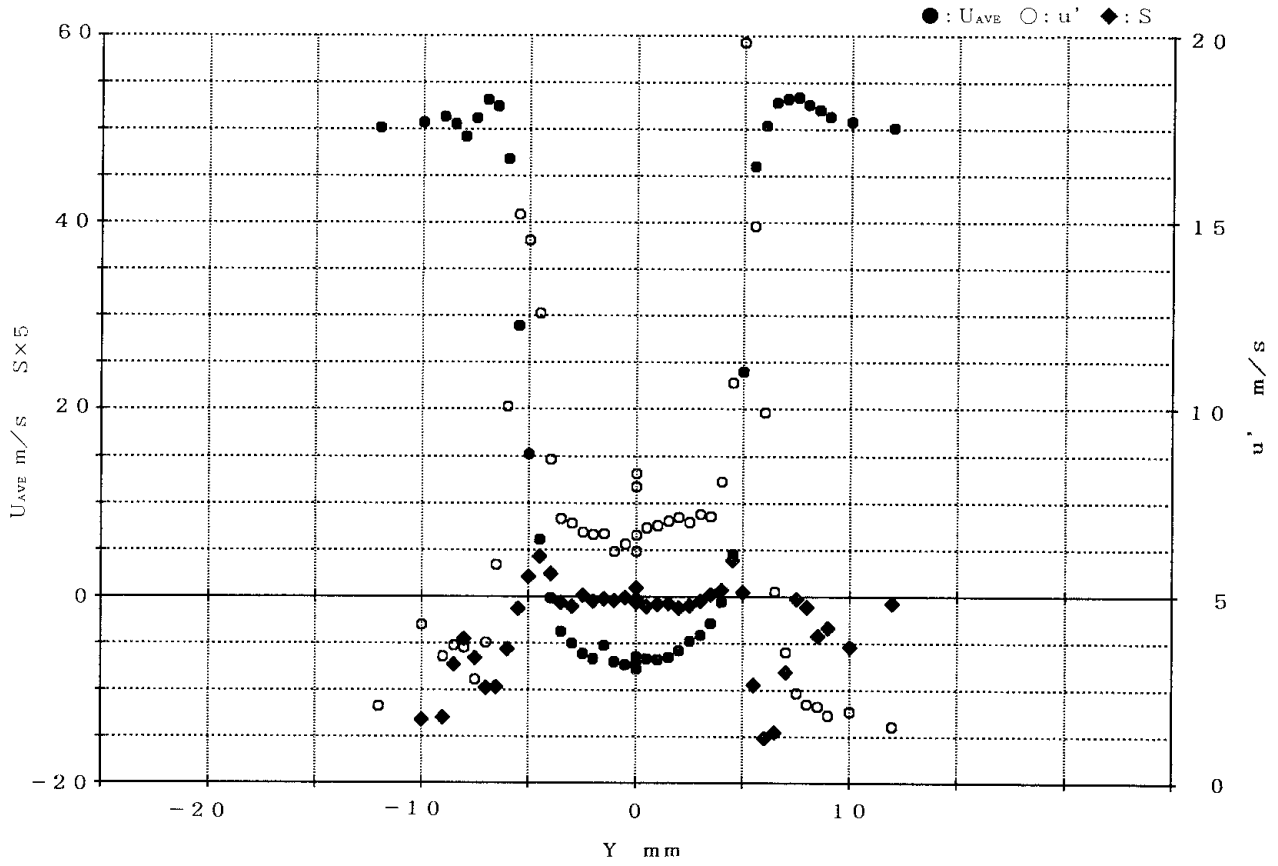
($U_{IN} = 40\text{m/s}$ $T_{IN} = 600\text{K}$ $Y, Z = 0\text{mm}$)

ゆがみ S の分布を図15に、 U の確率密度分布 $p(U)$ を図16～19に示す。確率密度分布は、(a)はマイナス側、(b)はプラス側流速分布の Y 方向への変化を観察できるように並べてある。また、1m/s毎のサンプル数を、総サンプル数で割ることにより正規化した。

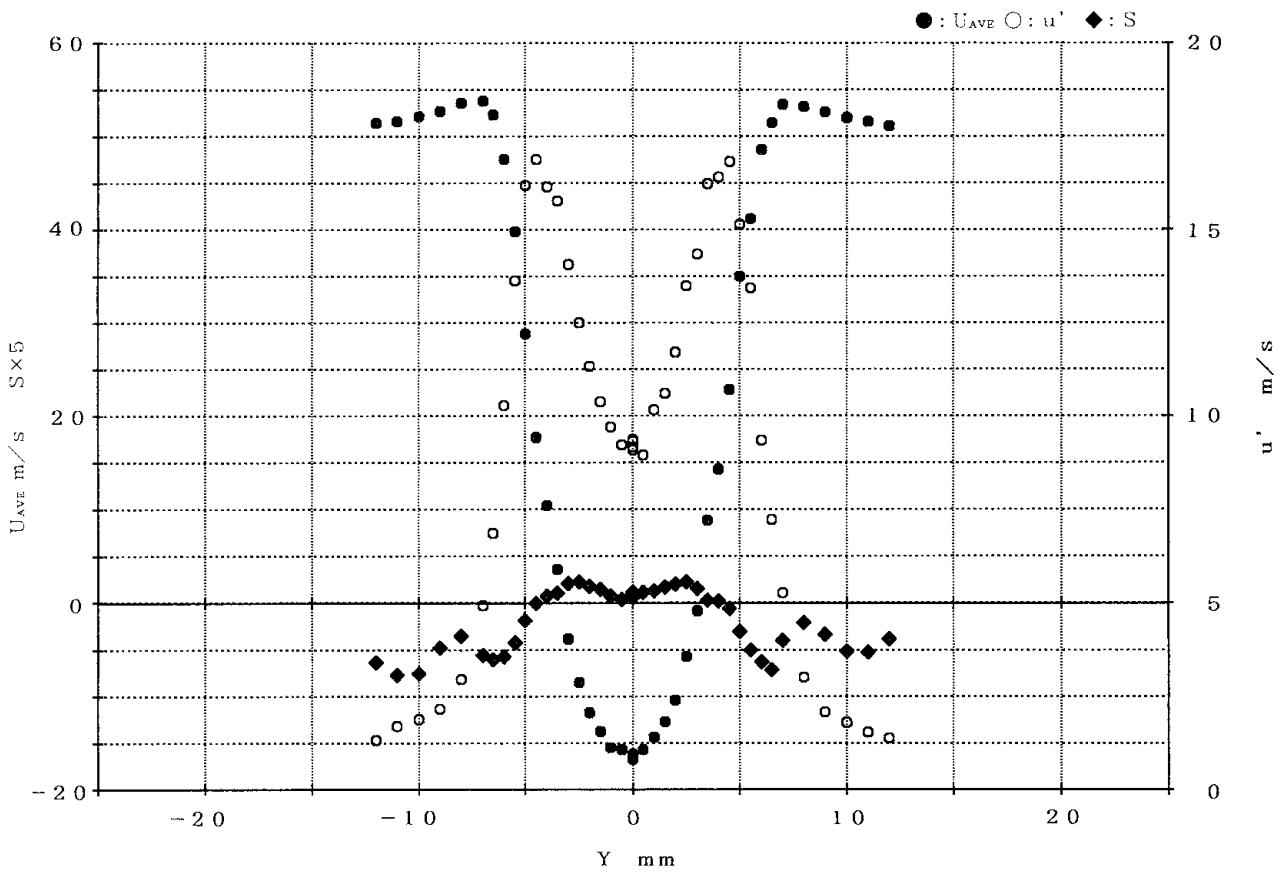
図15(a)～(d)の、どの流速分布を見ても、流れは主流域、保炎器後端エッジ部を中心としたせん断域、保炎器下流に見られる循環流域に分けられる。保炎器直後の $X = 2\text{mm}$ (図15(a))では、その傾向が顕著に現れている。 Y のプラス側を見ると、 $Y = 9 \sim 12\text{mm}$ に見られる主流域は u も 2m/s 以下と小さく、流速 U_{AVE} は 50m/s と一定の流れを示す。 $Y = 7.5 \sim 3.5\text{mm}$ にかけてのせん断域では、主流から循環流域に向けて速度が急激に変化しており、 5mm において速度勾配が 42m/s/mm と最もきつく、 u も 20m/s とピークとなり、ゆがみ S は 0 に近い値を示し、せん断の中心であることが分かる。この位置

での確率密度分布(図16(b))は双峰の分布を示し、この位置を境に、循環流側ではプラス側に裾をのばした分布を、主流側ではマイナス側に裾をのばした分布となっている。

確率密度分布(図16(a))マイナス側を見ると、保炎器直後の $X = 2\text{mm}$ では、主流から循環流域へ急激に変化し、循環流域では確率密度分布は同じ形を示しているのに対し、それより下流の確率密度分布(図17(a)～19(a))では、中心軸を基準に徐々に変化していることが分かる。また、プラス側の確率密度分布(図16(b)～19(b))を見ると、 $Y = \pm 6 \sim 8\text{mm}$ の位置において、どの断面でも 70m/s に近い速度成分を含んでいることが分かる。これは、保炎器のプロケージによるしぼりと、保炎器への衝突によって加速された保炎器に沿う流れが、肩部のエッジで剥離することによって生じたものであると考えられる。



(a) $X = 2 \text{ mm}$



(b) $X = 6 \text{ mm}$

図 15 Y断面流速分布 ($U_{IN} = 40 \text{ m/s}$ $T_{IN} = 600 \text{ K}$ $Z = 0 \text{ mm}$)

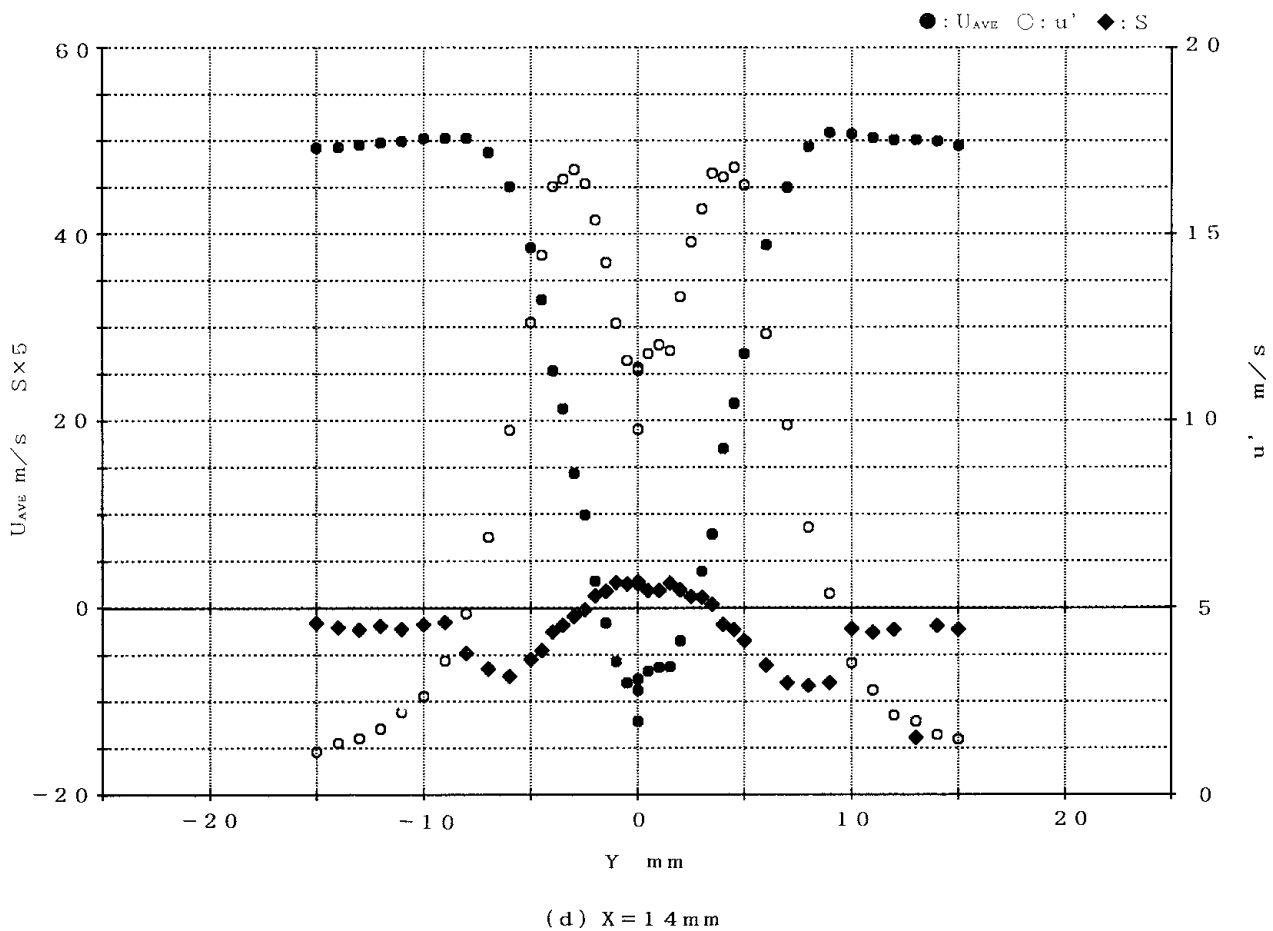
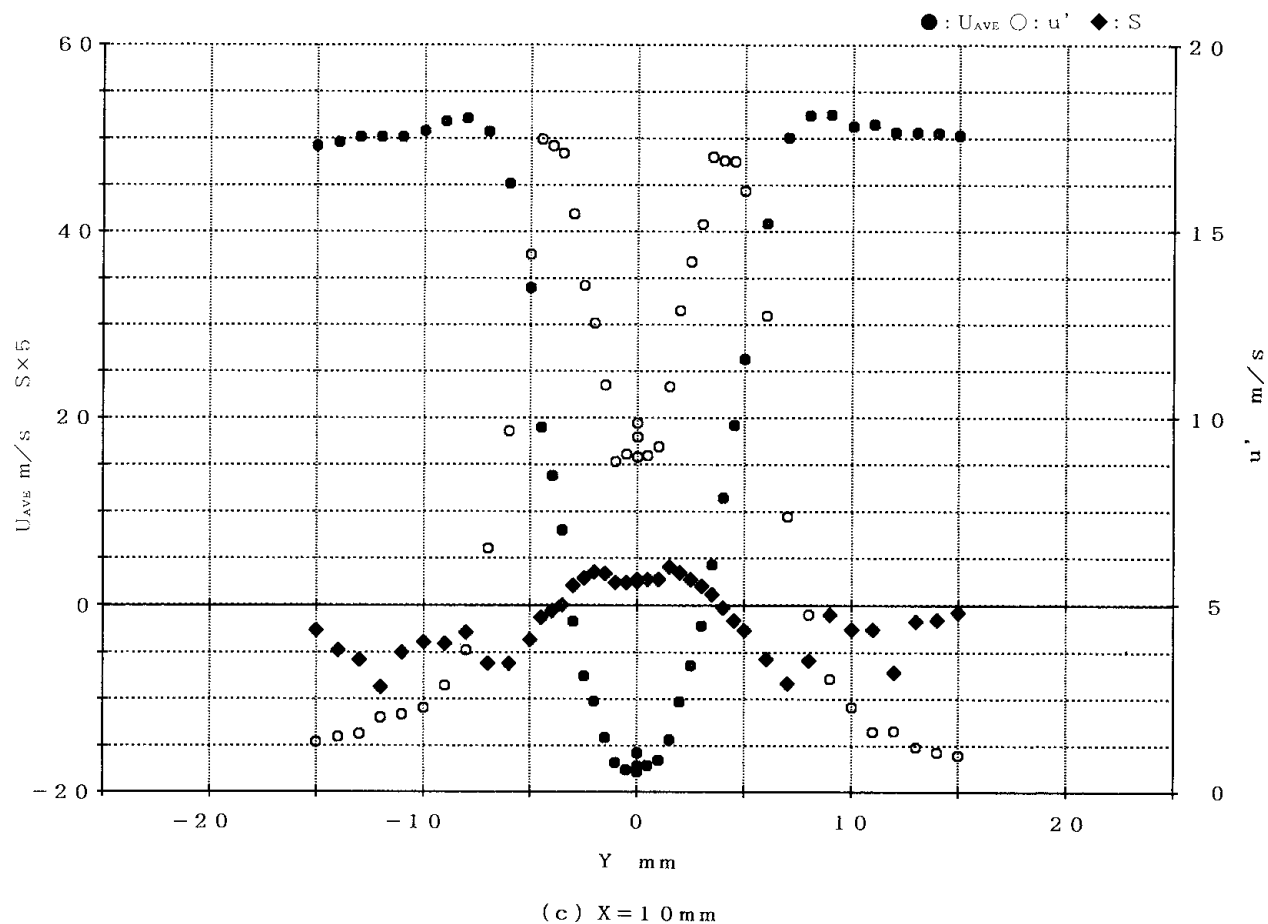


図 15 Y 断面流速分布 ($U_{IN} = 40\text{m/s}$ $T_{IN} = 600\text{K}$ $Z = 0\text{mm}$)

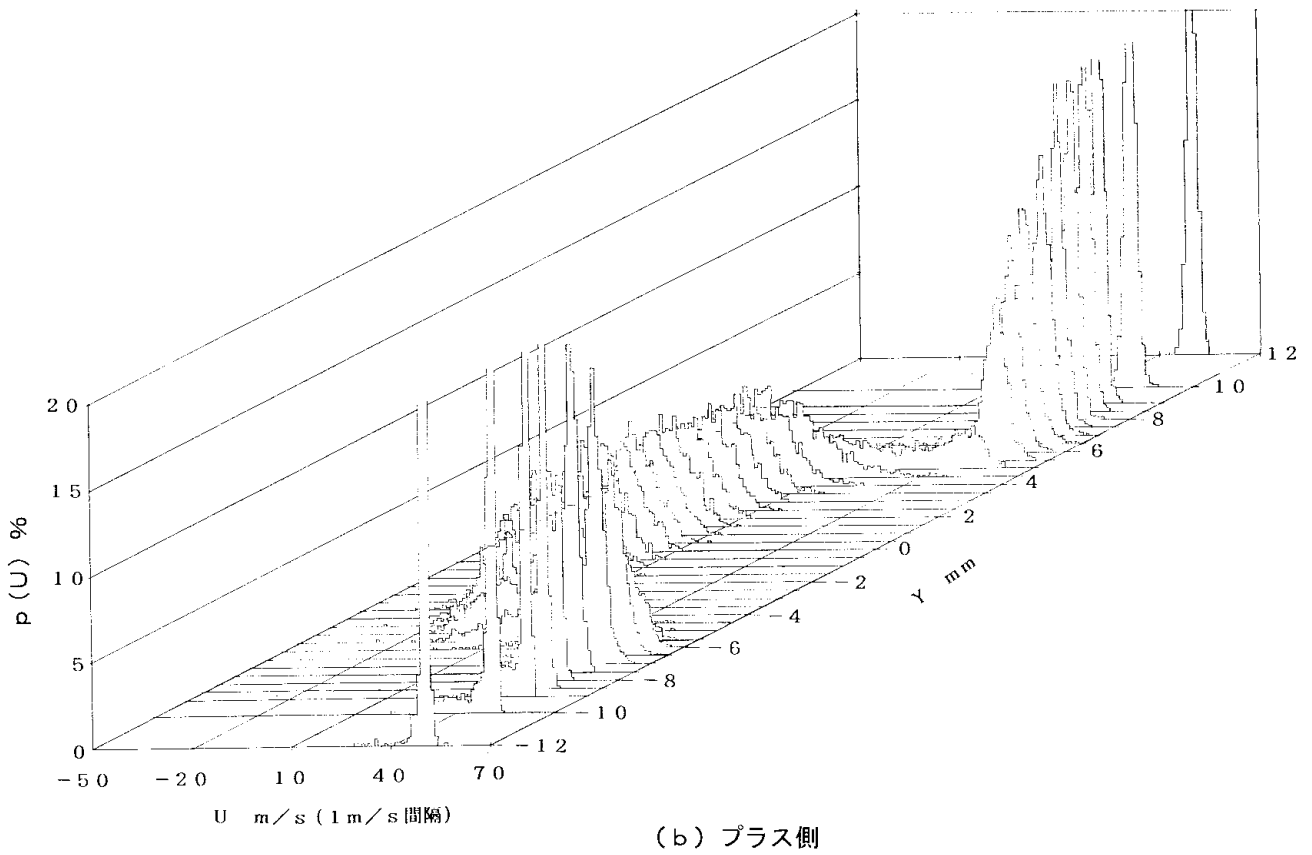
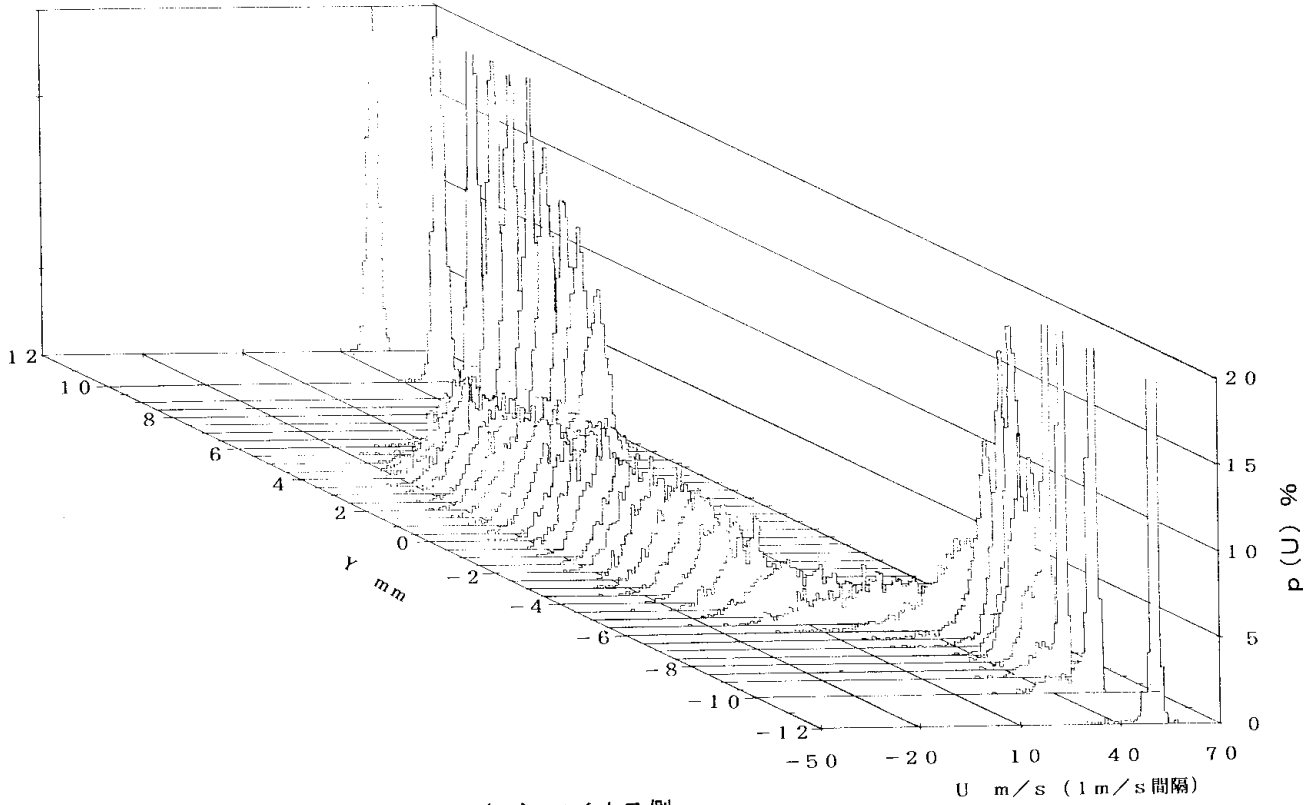


図16 確率密度分布 $X = 2\text{mm}$

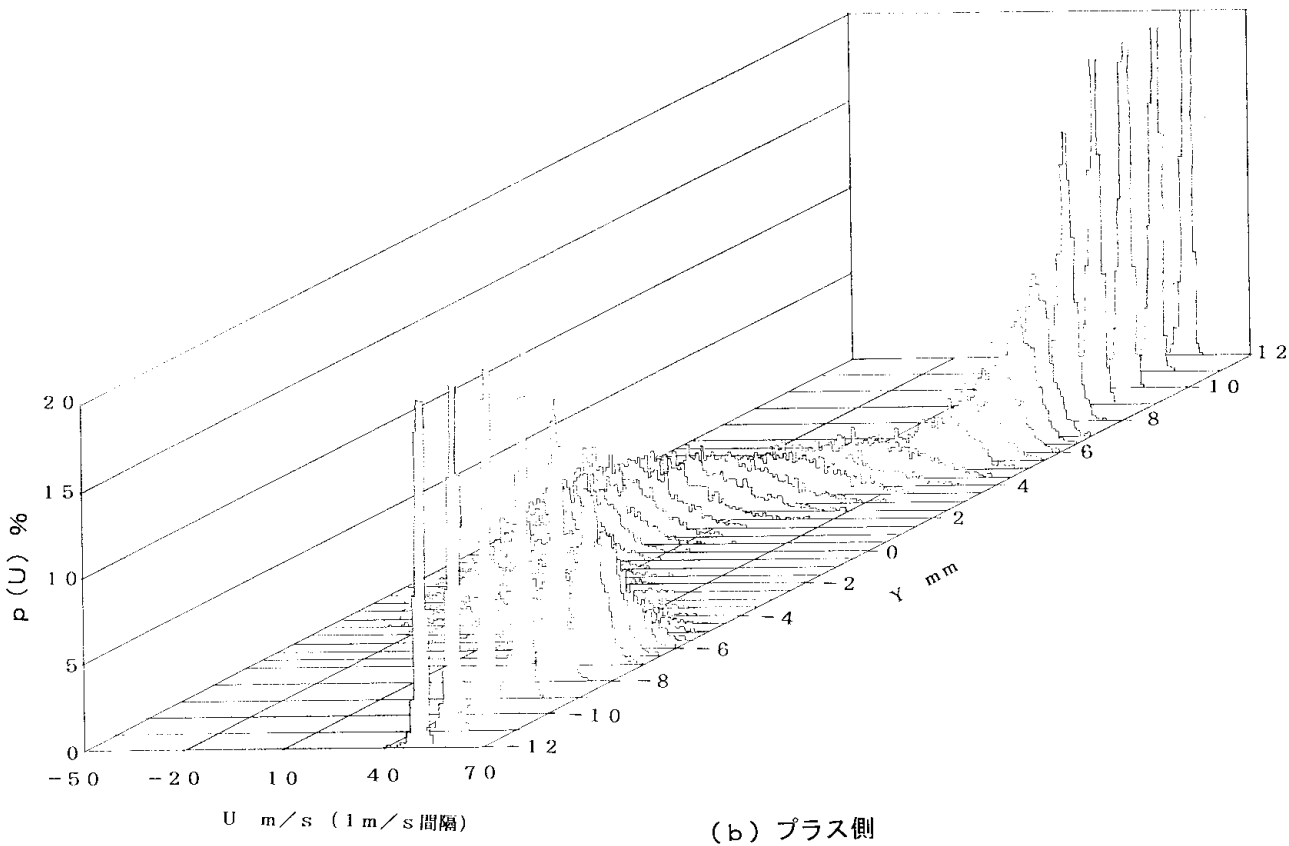
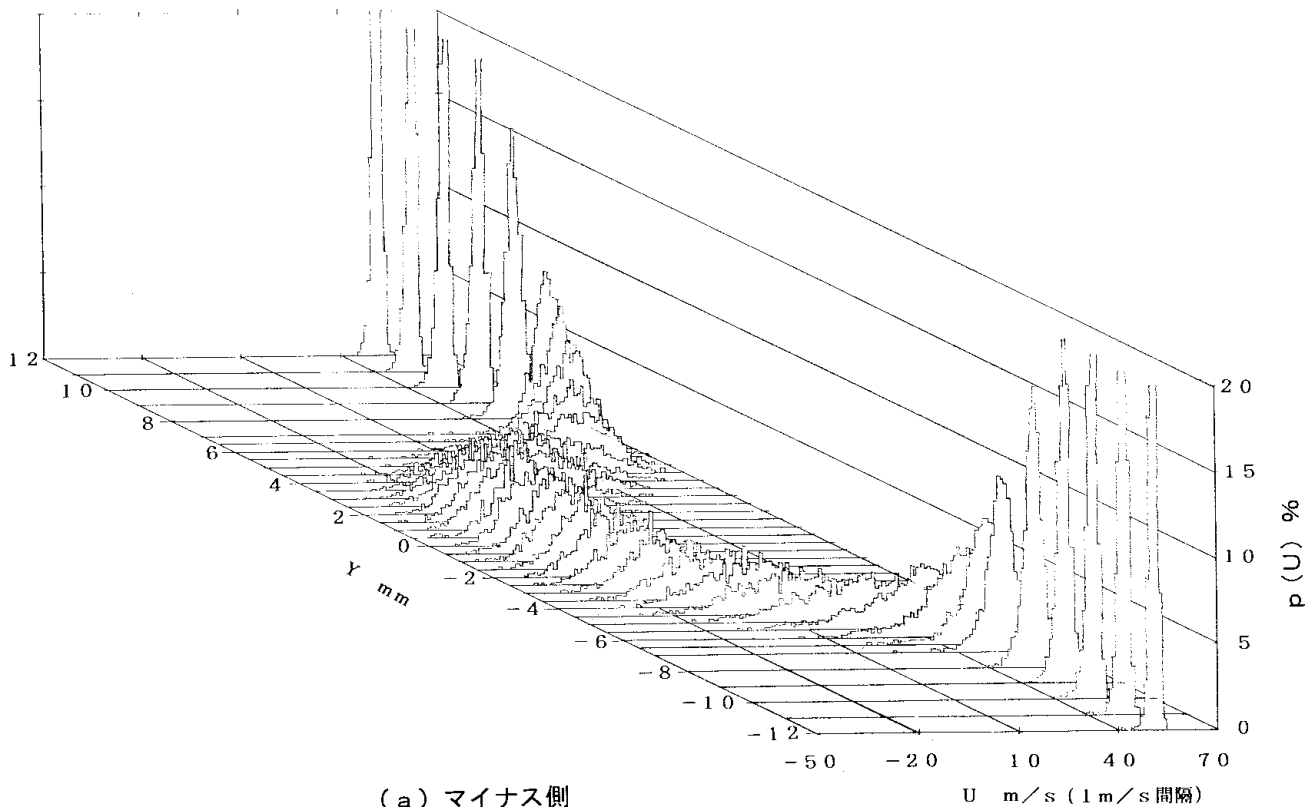


図 17 確率密度分布 $X = 6\text{mm}$

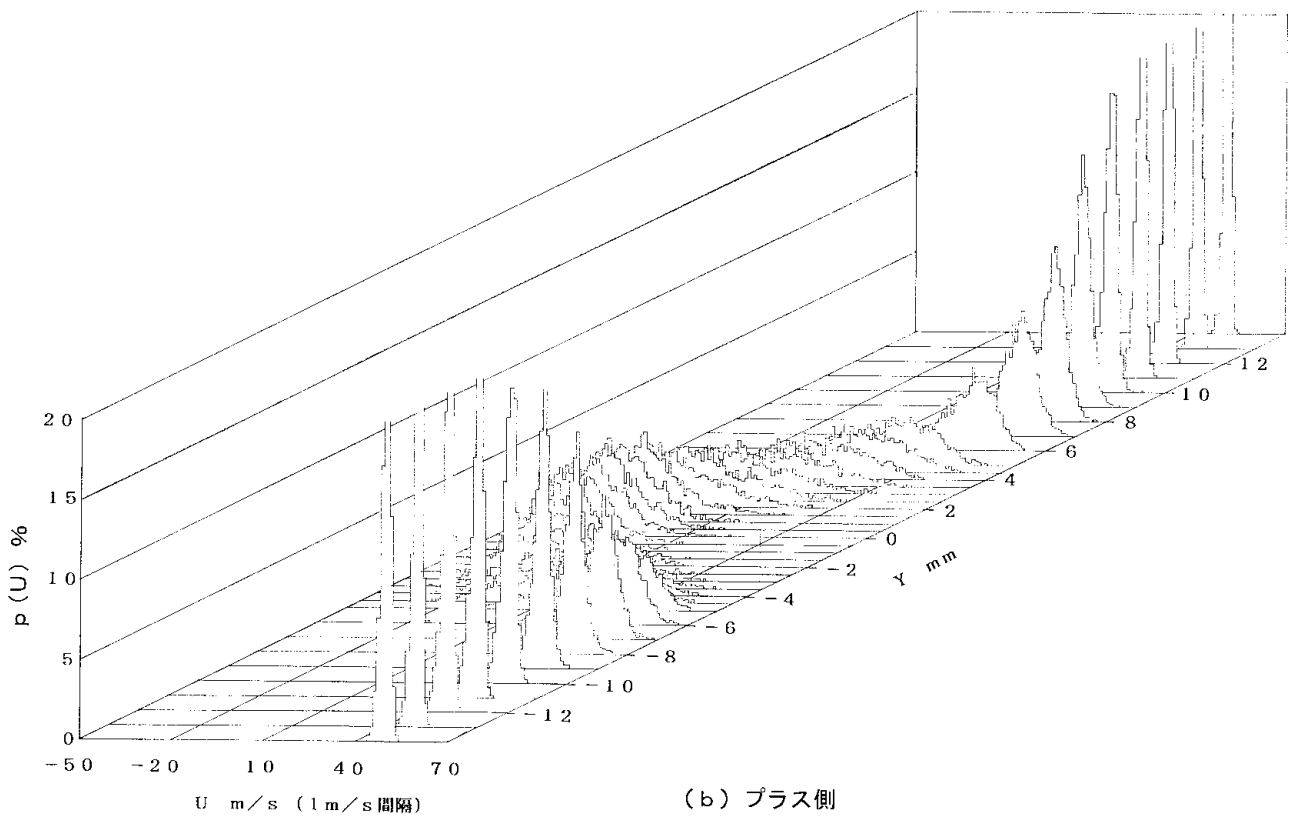
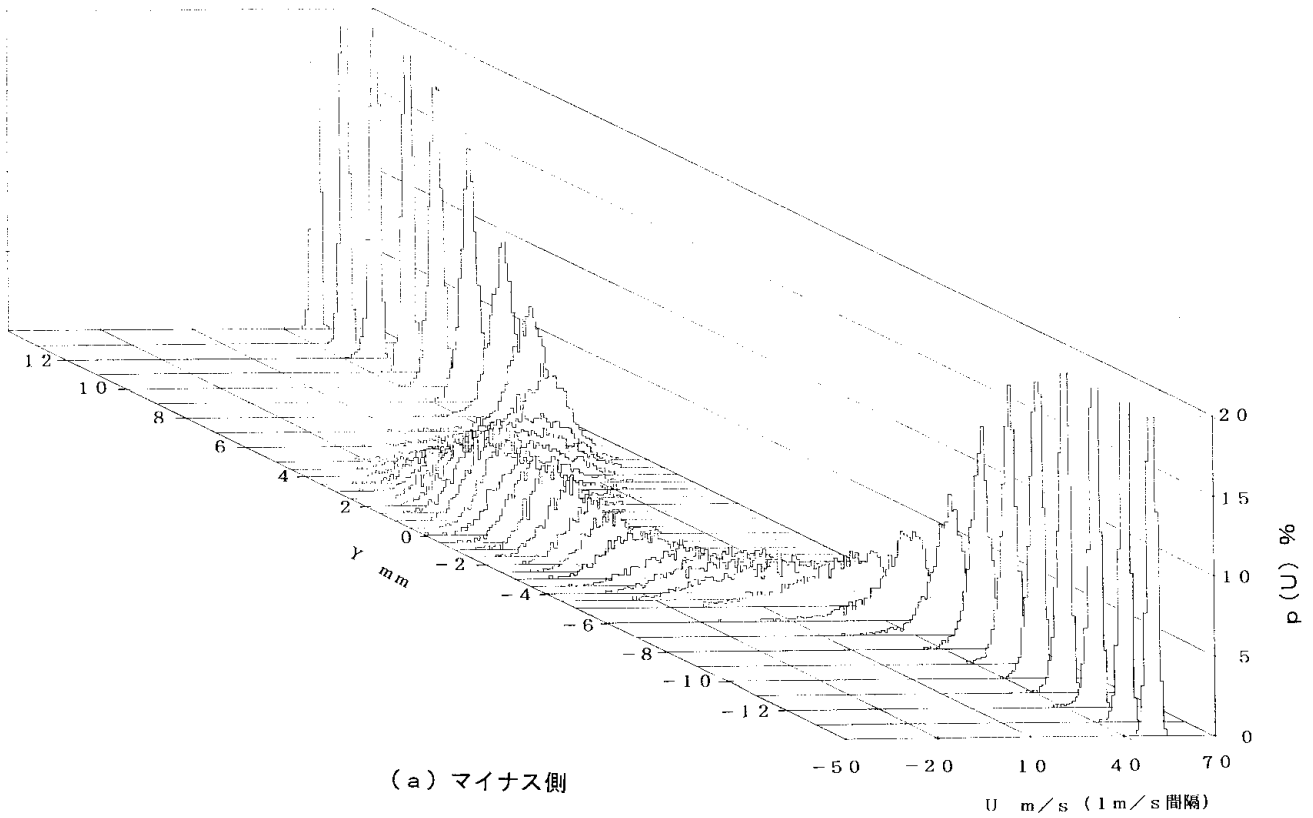


図 18 確率密度分布 $X = 10\text{mm}$

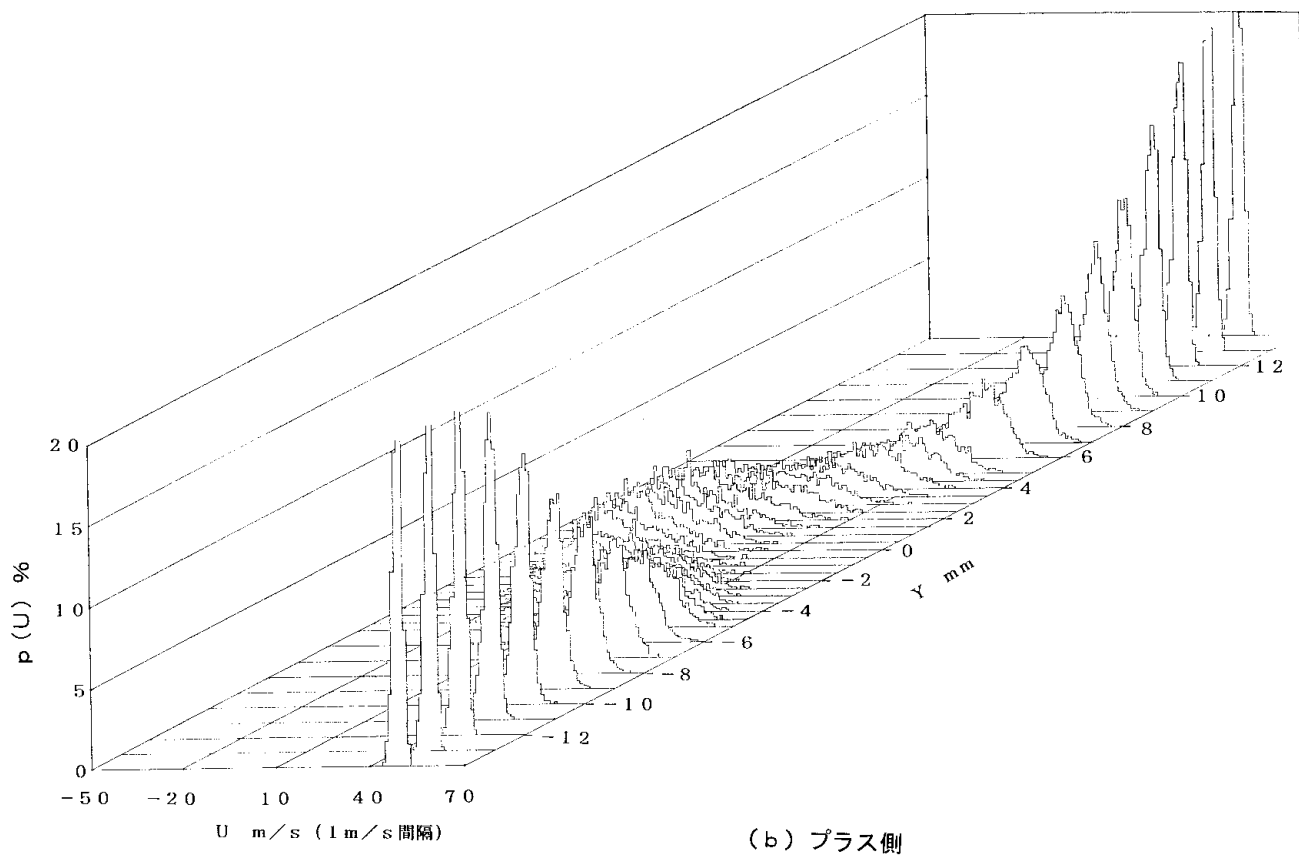
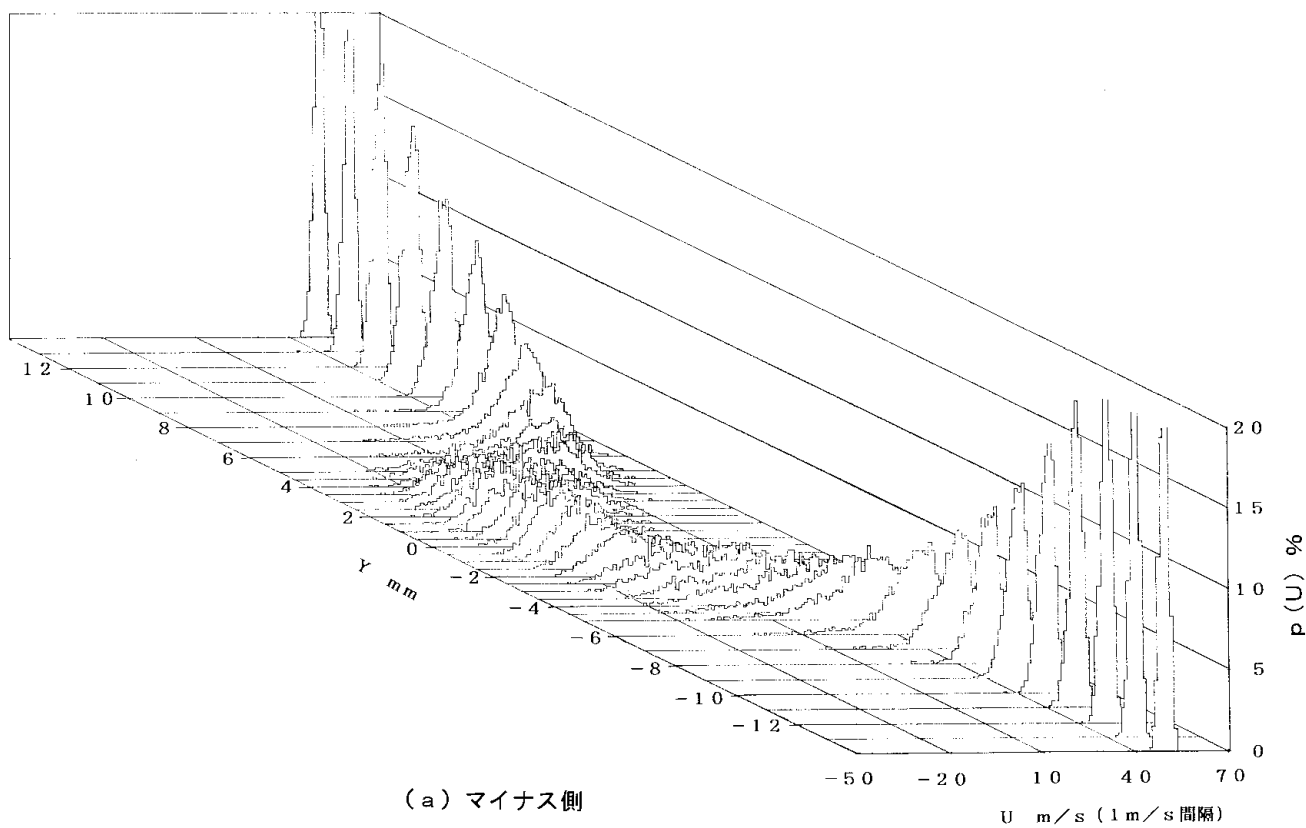


図 19 確率密度分布 $X = 14\text{mm}$

4. まとめ

宇宙往還機用エアブリージングエンジンに用いるラムジェットエンジン用燃焼器の研究の一環として、水素燃料内部冷却形ブラフボディ保炎器について、二次元形状モデルによる燃焼試験を行った。試験した保炎器は、燃料を斜め前方へ噴射するG4と、後端面より下流へ噴射するG5の2つのタイプである。大気圧条件下で、機速マッハ数3に相当する燃焼器入口温度600K、流速80m/sにおいて、当量比を変化させ、火炎観察およびガス分析を行った。また、流速40m/sについても同様の試験を行った。数値シミュレーションの検証のため、燃料をスリットから下流方向に噴射するようにしたG5-Sについては、燃焼実験に加え流速測定を行った。この実験より、次のことが分かった。

(1) G5の場合、流速・当量比による火炎形状の大きな違いはなく、作動条件である流速80m/s当量比0.8の条件においても、安定した保炎をしている。但し、下流へ燃料を噴射しているため、燃料が広がりやすく、作動条件において燃焼を完結するためには、1m以上の燃焼器長さを必要とする。

(2) G4の場合、燃料を主流空气中に噴射させるため、混合はよいが、当量比の違いにより火炎形状が変化し、当量比0.4以上では、上流側に噴出した燃料の着火と吹き飛びが交替的に起こり火炎不安定の原因となる。また、80m/s当量比0.6において吹き消えが起きており、条件により火炎が不安定になり吹き消える可能性がある。

(3) 保炎器下流の流れについて、循環流域は保炎器長さ(15.9mm)とほぼ等しく、保炎器後端エッジ部では非常に強いせん断がある。

課題として、G5-Sは、ガス分析データが示すように、矩形部ダクト中に比べスリットノズルの長さが短いため、十分な二次元性が確保出来なかった。保炎器下流の流速分布が非燃焼時と燃焼時ではどのように変化するかを調べるために、燃焼時におけるLDVによる流速測定が必要である。

本研究におけるシュリーレン写真撮影には(株)ナック松田将氏、福田幸三氏の協力を得た。ここに記して、感謝の意を表す。また、ガス分析のデータ処理、LDVによる計測ではそれぞれ当研究所の下平一雄主任研究官、五味光男主任研究官の協力を得た。

文献

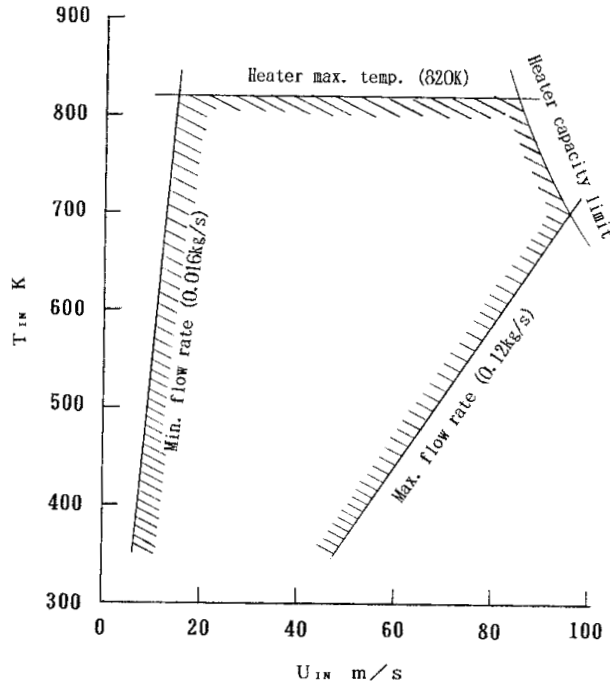
- 1) 石川島播磨重工業：技術開発用エアブリージング・エンジン概念設計書(平成3) pp. B-1 - B-119

- 2) 田丸卓、下平一雄、堀内正司、斉藤隆、山田秀志：水素燃料ラムエンジン燃焼器用保炎器形式の実験的検討、第17回ガスタービン定期講演会講演論文集(1989/6) pp. 109-116
- 3) 斉藤隆、田丸卓、下平一雄、堀内正司、山田秀志：水素燃料ラムエンジン燃焼器用保炎器形式の実験検討(第2報)、第18回ガスタービン定期講演会講演論文集(1990/6) pp. 111-117
- 4) 田丸卓、下平一雄、斉藤隆、山田秀志：超音速機用水素燃料ターボラム燃焼器モデルの試験結果、航技研TR-1193(1993/3)
- 5) 斉藤隆、田丸卓、下平一雄、堀内正司、山田秀志：超音速ラムエンジン用保炎器の水素燃料噴射法と燃焼特性、日本機械学会第68期通常総会講演会講演論文集 vol.B(1991/3) pp. 325-327
- 6) 山本武、黒澤要治、田丸卓：燃料噴射型保炎器周りの流れに関する数値模擬、ガスタービン秋期講演会(長崎)講演論文集(1992/10) pp. 37-44
- 7) 燃焼工学ハンドブック(1995) pp. 20-22、日本機械学会
- 8) 日野幹雄：スペクトル解析(1983) pp. 106-107、朝倉書店
- 9) 伊藤献一、梶光男：燃料吹き出しを伴うBluff Bodyによる拡散火炎の保炎特性、第17回燃焼シンポジウム講演論文集(1979/12) pp. 111-113
- 10) 伊藤献一、梶光男：燃料吹き出しを伴うブラフボディ後流火炎の保炎機構、第18回燃焼シンポジウム講演論文集(1980/12) pp. 1-3
- 11) 三田志津雄、篠塚昇、伊藤献一：燃料吹き出しを伴う複数ブラフボディに保持された火炎の相互干渉、第18回燃焼シンポジウム講演論文集(1980/12) pp. 7-9
- 12) 李昌彦、小沼義昭、永田裕一郎：保炎器後方に保持された乱流拡散火炎の構造、第28回燃焼シンポジウム講演論文集(1990/11) pp. 146-148
- 13) Gordon C. Oates, editor, "Aerothermodynamics of Aircraft Engine Components", AIAA Education Series, 1985.

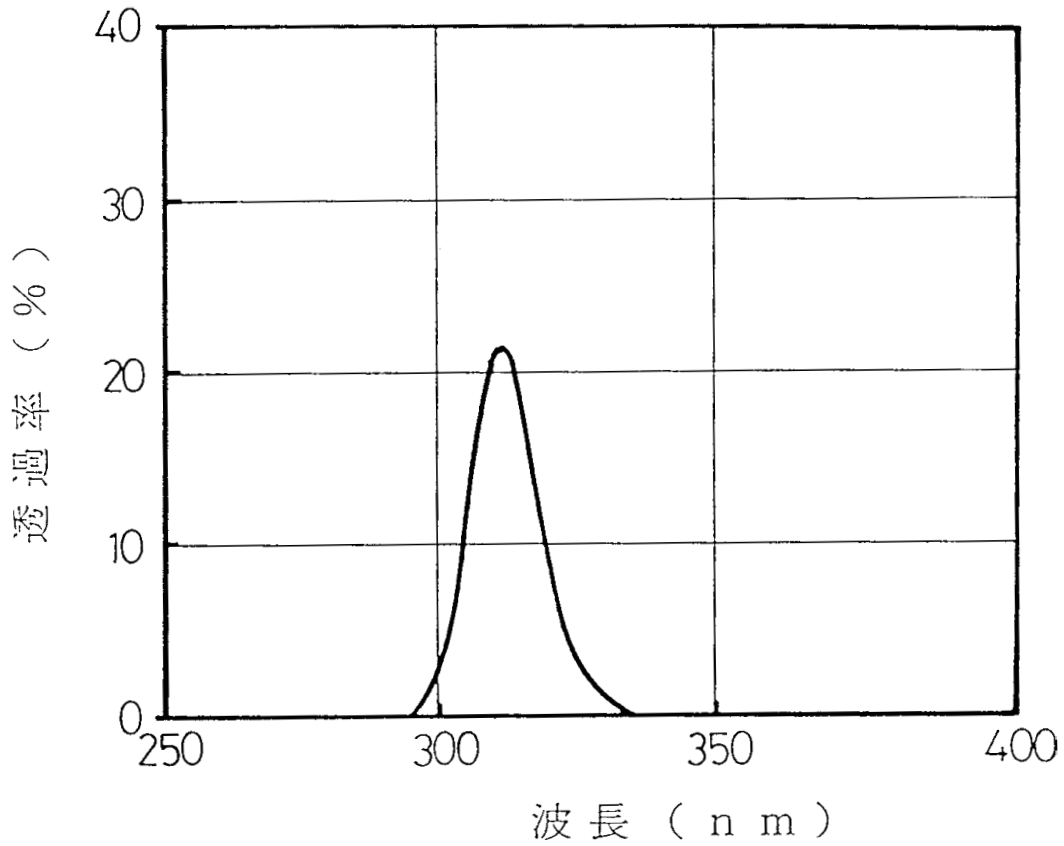
付録

今回用いた実験装置の空気系は、流量計測、電気ヒータの容量および昇温限界の制約があり、付図1に示す範囲内で空気条件の設定が出来る。横軸 U_{IN} は矩形ダクト入口流速を示す。

OH撮影に用いたバンドパスフィルターの透過率特性を、付図2に示す。



付図1 空気設定可能範囲



付図2 バンドパスフィルターの透過率特性
 (中心波長311.1nm 最大透過率21.3% 半値幅13.2nm)

航空宇宙技術研究所報告1384号

平成11年5月発行

発行所 科学技術庁航空宇宙技術研究所
東京都調布市深大寺東町7-44-1
電話(0422)40-3075 ㊦182-8522
印刷所 株式会社実業公報社
東京都千代田区九段北1-7-8

©禁無断複写転載

本書(誌)からの複写、転載を希望される場合は、管理部
研究支援課資料係にご連絡ください。

