

環状液膜二流体微粒化ノズルの開発およびその適用による高温ガスジェネレータの性能向上に関する研究

福添, 勇人 / FUKUZOE, Hayato

(出版者 / Publisher)

法政大学大学院理工学・工学研究科

(雑誌名 / Journal or Publication Title)

法政大学大学院紀要. 理工学・工学研究科編 / 法政大学大学院紀要. 理工学・工学研究科編

(巻 / Volume)

57

(開始ページ / Start Page)

1

(終了ページ / End Page)

8

(発行年 / Year)

2016-03-24

(URL)

<https://doi.org/10.15002/00012992>

環状液膜二流体微粒化ノズルの開発およびその適用による高温ガスジェネレータの性能向上に関する研究

DEVELOPMENT OF AN ANNULAR LIQUID FILM TWIN-FLUID ATOMIZER AND ITS APPLICATION FOR THE IMPROVEMENT OF PERFORMANCE OF A HOT GAS GENERATOR

福添勇人

Hayato FUKUZOE

指導教員 林茂

法政大学大学院理工学研究科機械工学専攻修士課程

The gas generator, which is similar to a gas turbine combustor, produces hot combustion products for testing turbochargers, compressors, turbines and heat resistant materials. This paper describes the development of a gas generator used mainly for various tests of turbochargers for automobile use, for which an annular liquid film (ALF) twin-fluid atomizer was used as the fuel injector. The atomizer is characterized by disintegrating an annular liquid film issuing along the inner wall of a converging pre-filming nozzle by means of the inner and outer co-rotational swirling air flows. Operations over a range of gas temperatures from 200 to 1200 °C for the air flow rate of a 5 : 1 turndown ratio are typically required. The ALF atomizer is able to produce fine fuel sprays over the whole range of required fuel flow rates at atomizing air pressures appreciably lower than those required with a conventional, non-pre-filming type twin fluid atomizer. Atomization performance of the ALF atomizer for kerosene was evaluated over wide ranges of fuel flow rates and atomizing air pressures. Combustion efficiencies and emissions of CO and NOx were measured for various combustor liners of different arrangements of air holes on the liner walls. The use of the ALF atomizer resulted in an improved combustion efficiencies especially at low gas temperatures or very lean conditions. Additionally, the effects of combination of swirl directions, shapes of the walls of the pre-filmer nozzle and outer air nozzle on atomization are presented.

Key Words : *Annular Liquid Film Twin-Fluid Atomizer , Atomization Performance , Gas Generator , Sauter Mean Diameter , Turbo Charger*

1. はじめに

自動車用ターボチャージャーやタービンの性能試験、タービン駆動による圧縮機の性能試験、タービン翼やディスク材料および自動車用排気マニホールドの耐熱・耐食試験には、ガスジェネレータと呼ばれる高温燃焼ガスを発生させる燃焼器が使用される。

ガスジェネレータは、基本的にはガスタービン燃焼器と同じ構造で、燃料ノズル、保炎用空気旋回器、燃焼器ライナ、ケーシング、点火栓などで構成される。空気は独立した空気源から供給され、その流量と圧力は供試体の試験条件に合わせて設定されるが、温度は通常、常温である。燃料は灯油、軽油、天然ガスのほか、試験内容によっては重油、水素なども使用され、その流量は要求される空気流量と燃焼ガス温度によって決まる。ユーザーからの要求事項としては、1台のガスジェネレータで、できるだけ広い空気流量および燃焼ガス温度範囲に対応できることが望まれており、最近の小型ターボチャージャー開発試験の用途を例にすれば、空気流量範囲に関しては実流量で10 : 1

程度、燃焼ガス温度範囲に関しては200~1200 °C、つまり6 : 1程度が要求されるようになっている。上記のように、空気が常温かつ様々な燃料で運転でき、広い空気流量および燃焼ガス温度範囲に亘り高い燃焼効率を達成するのは一般的には困難である。

液体燃料噴射については従来、汎用の圧カスワールノズルが使用されることが多かった。しかし、燃料噴射圧が大略で0.4 MPa以上でないとは良好な微粒化を得ることが難しく、それ以下の燃料噴射圧では不完全燃焼による臭気の発生や黒煙排出、燃焼室内壁へのカーボン堆積などが生じやすいという問題があった。また、最大燃料噴射圧が10 MPaの高圧燃料噴射ポンプを使用しても最大燃料流量と最小燃料流量の比であるターンダウンは5 : 1にとどまり、それより燃料噴射圧が低いポンプでは、単一の燃料ノズルで前記の空気流量および燃焼ガス温度範囲の要求に対応することができないという問題があった。容量の異なる複数の圧カスワールノズルを揃え、取り換えて対応することも実際に行われているが、取替えには試験を中断せざるを得

ず、時間を要するので非効率であった。

そこで著者は、これらの問題解決を図るため、液体燃料噴射に環状の液膜を内側と外側の旋回気流で挟み込み微粒化する方式の二流体微粒化ノズルを提案し、主として自動車用ターボチャージャー性能試験に使用されるガスジェネレータの開発を行っている。このノズルの構造については、第2章2.2節で紹介する。本論文は、一般的に高燃焼効率の達成が困難である燃焼器入口空気温度が常温かつ低燃焼ガス温度、すなわち低当量比という条件においても優れた燃焼性能を実現し、どのような試験条件でも高燃焼効率を達成することを目的としてガスジェネレータの開発を行い、排気性能を調査した。また、本研究では、ガスジェネレータに採用している環状液膜二流体微粒化ノズルとは液膜形成器(フィルマー)とエアノズル(アウターシュラウド)先端部の形状やフィルマー先端部の内壁肉厚が異なるもの、外側旋回気流の旋回方向が逆のものを製作し、微粒化性能試験により、これらの部品の形状や内壁肉厚の違い、内外旋回気流方向の組み合わせが微粒化性能に及ぼす影響についても調査した。

2. 供試燃焼器

2.1 燃焼器概要

開発したガスジェネレータの外観を図1に示す。燃焼器ケーシングは内径71 mmの円筒形で、長さは234 mmである。その側壁には内径60 mmの燃焼用空気供給配管が溶接されており、その入口端はケーシング中心軸から156 mmの位置にある。環状液膜二流体微粒化ノズルは、ケーシング上流端のフランジに垂直に取り付けられている。

燃焼用空気供給配管を通してケーシングに流入した燃焼用空気は、一部は保炎用空気旋回器のスワローからの旋回気流、残りは燃焼器ライナの各空気孔からの噴流となって燃焼室内に流入する。スワローからの旋回気流と燃焼器ライナ最上流部空気孔からの対向噴流による逆流空気は、上流側に逆流する再循環流れを発生させ、燃焼持続に必要な保炎領域を形成する。また、燃焼用空気供給配管直前にある流量調整バルブの直前から霧化空気供給配管を通して抽気し、環状液膜二流体微粒化ノズルに流入した霧化空気は、燃料を微粒化して噴霧として燃焼室内に噴射される。そして火花放電により点火され、火炎を形成する仕組みとなっている。

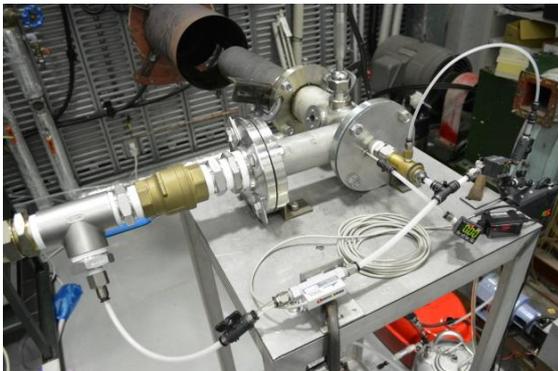


Fig. 1 Photograph of gas generator for combustion testing.

2.2 環状液膜二流体微粒化ノズル

環状液膜二流体微粒化ノズルの構造を図2に示す。これは、図3におけるAir Spray 1の形態である。センターボディ外周にはヘリカルな羽根が切られており、これはインナーズワローとして機能する。燃料は、低流量時においてもフィルマー内壁に確実に到達するよう羽根内部に端面まで貫通して開けられた燃料噴射孔を通して供給される[1]。また、フィルマー上流部の外周にはヘリカルな羽根が切られており、これはアウターズワローとして機能する。フィルマー内壁に向かって噴射された燃料は、内側旋回気流によってフィルマー内壁に液膜状に広げられ、フィルマーの噴出孔から環状液膜として流出する。そしてこの環状液膜は、内外旋回気流によって挟み込まれ微粒化される構造となっている。この方式の二流体微粒化ノズルは、液柱をそれを取り囲む環状空気噴流により微粒化する一般的な二流体微粒化ノズルと比較して、格段に低い霧化空気圧においても良好な微粒化を得られることは既に確認されている[2]-[3]。

試験に用いた環状液膜二流体微粒化ノズルを図3に示す。Air Spray 1(以下AS1と呼ぶ)は、フィルマー先端部において内壁面がノズル中心軸に対して角度を持つ形状であり、ガスジェネレータに採用されている形態である。AS1-RRに関しては、微粒化性能に及ぼすフィルマー先端部の内壁肉厚の違いの影響を調査するため、フィルマー先端部の内壁肉厚が元形状の1.5倍、2倍であるフィルマーも製作した。一方、Air Spray 2(以下AS2と呼ぶ)は、フィルマー先端部において内壁面がノズル中心軸に対して平行な形状である。そして、アウターシュラウド先端部において内壁面がノズル中心軸に対して平行な形状(以下AS2-Sと呼ぶ)と、角度を持って広がる形状(以下AS2-Dと呼ぶ)の2種類を組み合わせた形態である。ここで、大まかにアウターシュラウドの区分による3形態、AS1、AS2-S、AS2-Dに分けられる。AS2のセンターボディの先端部(弾丸形状部)はAS1よりも3.5 mm短い。フィルマー噴出孔径2.5 mmとアウターシュラウド噴出孔径4.8 mmは全形態において共通である。

スワローの羽根枚数は、インナーズワローが6枚、アウターズワローが12枚である。旋回方向はノズル上流側から見て右方向(時計回り)をR、その逆をLと表し、旋回方向を表す記号は内外の順番とした。よって、RLは逆方向旋回、RRは同方向旋回である。旋回角は内外共に45 degとし、スワロー数は、インナーズワローが0.85、アウターズワローが0.91となっており強い旋回を得られるスワローである。旋回気流方向による区分を合わせると、全部で6形態となる。

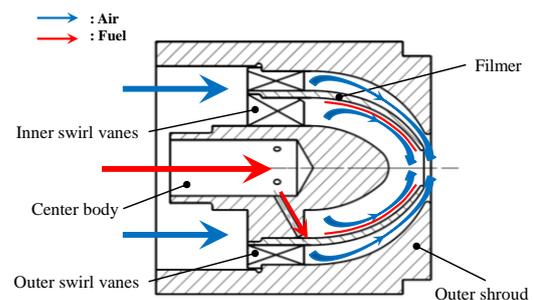


Fig. 2 Cross sectional view of head of annular liquid film twin-fluid atomizer. (Air Spray 1)

Atomizer types	Air Spray 1		Air Spray 2 - S		Air Spray 2 - D	
	RL	RR	RL	RR	RL	RR
Cross sectional views						

Fig. 3 Annular liquid film twin-fluid atomizers with different pre-filmers and outer shrouds.

2.3 保炎用空気旋回器

試験に用いた保炎用空気旋回器を図4に示す。S1は、空気旋回器固定用フランジが、ノズル先端部挿入用筒外周にストレートに切られた羽根と溶接で一体化した形状である。S2は、空気旋回器固定用フランジとノズル先端部挿入用筒が取り外しできるようになっている形状で、ノズル先端部挿入用筒外周にはヘリカルな羽根が切られている。S1, S2の2種類は軸流型である。S2の空気通路面積は、燃焼器出口当量比がより低い希薄状態の場合でも安定して保炎できるよう、燃焼器ライナの設計の際に燃焼室内の上流側当量比の増大を図るため、上流側空気量の配分を減らし、S1の約半分とした。また、羽根形状をS1の直線型から曲線型に変更し、旋回角をより大きくすることでスワール数を増大させ、旋回力を強化した。旋回方向はS1, S2共に上流側から見て時計回りであり、スワラの羽根枚数も共に20枚である。

一方、S3は、円筒を縦方向に半分に切断して中心軸をずらし、空気通路形状を長方形にして、空気旋回器固定用フランジと溶接で一体化した形状である。S4は、ノズル先端部挿入用筒外周に長方形の空気流入ガイドを3個取り付け、空気旋回器固定用フランジとノズル先端部挿入用筒が溶接で一体化した形状である。空気流入ガイドは、ノズル先端部挿入用筒外周に45 degの傾きで取り付けられており、空気通路面積は、S2の設計コンセプトと同様に上流側当量比の増大を図るため、S2の空気通路面積の約3/5とした。S3, S4の2種類は半径流型である。筒内部の空間で流入空気を旋回させ、この旋回気流と環状液膜二流体微粒化ノズルから噴射された噴霧を混合し、より強い旋回となった混合気を燃焼室内に流入させることで、燃焼器出口当量比がより低い希薄状態の場合でも安定して保炎させることを期待した。

Swirler types	Axial flow		Radial flow	
	S1	S2	S3	S4
Photographs				
Length of nozzle tip insertion tube, mm	7.65		24.5	27
Number of vanes or air holes	20	20	2	3
Vane angle, deg	45	55	-	
Swirl number	0.92	1.32		
Total opening area, mm ²	151.65	75.6	78.2	48.8

Fig. 4 Air swirlers for combustion tests.

2.4 燃焼器ライナ

試験に用いた燃焼器ライナを図5に示す。全形態において、上流側の空気量配分は環状液膜二流体微粒化ノズルの霧化空気、保炎用空気旋回器からの旋回空気、燃焼器ライナ最上流部空気孔からの対向噴流による上流側への逆流空気を合わせたものとし、この逆流空気は、空気孔から流入する空気の半分と仮定している。それを踏まえ、各空気孔列に流入する空気配分、つまり各空気孔列における空気孔開口面積の設定は、2.5節で述べる構成部品の組み合わせを想定し、同一の燃焼器出口当量比の場合において上流側当量比に違いが生まれるように設定した。

LAは、空気孔列にある程度の長さの間隔を設定し、燃焼器ライナ上流端から空気孔1列目までの空間を1次領域、その先から空気孔4列目までの空間を2次領域、その先から燃焼器ライナ下流端までを希釈領域と想定して空気孔列を配置した形状である。LBは、LAの設計コンセプトと同様に空気孔列配置箇所はほぼ同一だが、各空気孔列における空気孔開口面積が多少異なる形状である。

一方、LCは、上記の2種類の形状とは異なり、各空気孔列が等間隔になるように配置した形状である。第1章で述べたが、ガスジェネレータは定格条件が決まっているガスタービン燃焼器とは違い、ユーザーにより空気流量や燃焼ガス温度の使用範囲が異なる。そこで、様々な燃焼ガス温度範囲の試験に対応できるよう、燃焼室内に等間隔に空気を流入させ、一定の間隔で燃焼反応を起こし、燃焼反応に偏りがないように空気孔列を配置することで、燃焼ガスの急激な低下による未燃燃料の反応凍結をできるだけ防ぎ、より完全燃焼となることを期待した。

Combustor liner types	LA	LB	LC	
Photographs				
Outer diameter, mm	φ56.5		φ60.5	
Inner diameter, mm	φ54.3		φ57.2	
Number of air holes placement & (Distance from the upstream edge, mm)	Ignition hole	φ10.5 (20.6)		
	1	4 × φ6.9 (44.2)	4 × φ6.9 (44.2)	3 × φ6.0 (32.0)
	2	8 × φ5.0 (62.2)	4 × φ4.6 (62.2)	6 × φ3.5, 3 × φ6.5 (56.0)
	3	8 × φ7.5 (77.5)	8 × φ7.3 (76.5)	6 × φ3.5, 3 × φ6.5 (80.0)
	4	8 × φ7.5 (122.5)	8 × φ8.5 (120.0)	6 × φ4.0, 3 × φ7.0 (104.0)
5	8 × φ4.5 (132.5)	8 × φ5.9 (133.0)	6 × φ7.2, 3 × φ11.5 (128.0)	
Air holes total opening area, mm ²	1140.74	1223.56	1146.12	

Combustor liner full length = 152.45 mm

Fig. 5 Combustor liners for combustion tests.

2.5 ガスジェネレータ構成部品の組み合わせ

保炎用空気旋回器と燃焼器ライナの組み合わせについて、燃焼器出口当量比が0.1の場合での各燃焼器形態における局所的当量比の軸方向変化を図6に示す。S1-LAは、S1の保炎用空気旋回器とLAの燃焼器ライナを組み合わせ、燃焼器出口当量比が0.1の時に上流側当量比が約0.5となる燃焼器である。同様に、S2-LBは、S2の保炎用空気旋回器とLBの燃焼器ライナを組み合わせ、燃焼器出口当量比が0.1の時に上流側当量比が約0.7となる燃焼器、S3-LBは、S3の保炎用空気旋回器とLBの燃焼器ライナを組み合わせ、燃焼器出口当量比が0.1の時に上流側当量比が約0.7となる燃焼器、S2-LCは、S2の保炎

用空気旋回器と LC の燃焼器ライナを組み合わせ、燃焼器出口当量比が 0.1 の時に上流側当量比が約 0.8 となる燃焼器、S4-LC は、S4 の保炎用空気旋回器と LC の燃焼器ライナを組み合わせ、燃焼器出口当量比が 0.1 の時に上流側当量比が約 1.0 となる燃焼器である。環状液膜二流体微粒化ノズルについては、全形態において AS 1-RR で共通となっている。

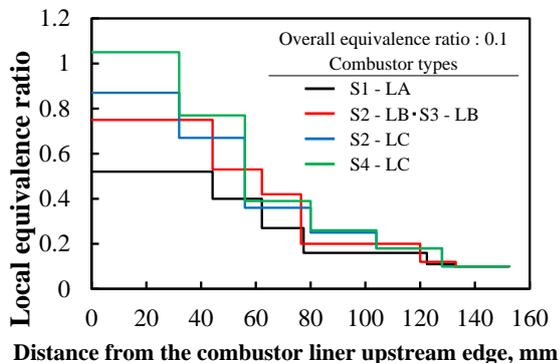


Fig. 6 Variation of local equivalence ratio along combustion axis for overall equivalence ratio 0.1.

3. 試験装置および試験条件

3.1 微粒化性能試験

環状液膜二流体微粒化ノズルの微粒化性能試験の空気および燃料の供給システムを図 7 に示す。霧化空気はコンプレッサーから流量調整バルブ、流量計を経てノズルに供給され、霧化空気圧はノズルボディ入口直前で圧力計により測定される。燃料は燃料タンクからモーター駆動のポンプにより流量計を経てノズルに供給され、燃料流量はインバータによる回転数制御で調整される。

燃料は灯油を使用し、燃料流量(Q_f)は 20~100 mL/min の範囲で 20 mL/min ステップで変化させた。また、ノズル上流全圧と下流圧との差圧をノズル上流全圧で無次元化した(Ap/p_n)を霧化空気差圧と定義し、霧化空気差圧(Ap/p_n)は 5%~20% の範囲で 5% ステップで変化させた。AS 1-RR の微粒化性能に及ぼすフィルター先端部の内壁肉厚の違いの影響を調査する際には、霧化空気差圧は 5% と 15% の 2 点、燃料流量は 20~100 mL/min の範囲で 40 mL/min ステップで変化させた。霧化空気および燃料温度は常温、雰囲気圧力は大気圧である。

粒子径分布測定は、日機装製の粒子径分布測定装置エアロトラック LDSA-SPR1500A を使用して行った。この装置は、発光部からレーザービームを照射し噴霧粒子群の粒子による散乱光を集光レンズで収集し、受光部内のセンサで検出して PC 上の粒子径分布測定ソフトウェアで回折光のパターンから粒子径分布を算出している。噴霧は鉛直下方向に行い、ノズル噴出孔を中心とした鉛直軸が直径 9 mm のレーザービームの中心軸と直交するようにノズルを設置し、その距離を 30 mm とした。集光レンズは焦点距離 300 mm のレンズを使用し、測定間隔を 0.5 ms、測定回数を 10 回として、10 回の測定データを平均し SMD を算出した。本性能試験で使用したソフトウェアのバージョンは、Microtrac Version 1.05 である。

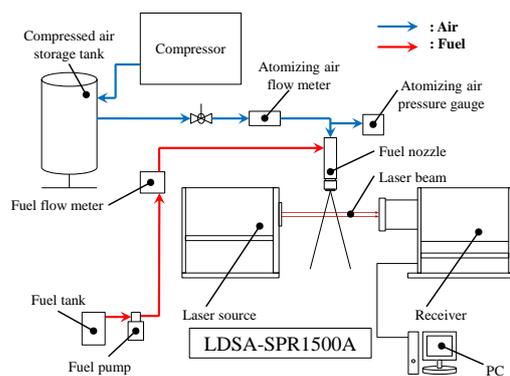


Fig. 7 Schematic drawing of air and fuel supply systems in atomization performance test.

3.2 ガスジェネレータ性能試験

開発したガスジェネレータの性能試験の空気および燃料の供給システムを図 8 に示す。燃焼用空気はコンプレッサーから流量調整バルブ、流量計、燃焼用空気供給配管を経てケーシングに供給され、燃焼用空気圧はケーシング上流端で圧力計により測定される。霧化空気は燃焼用空気供給配管直前にある流量調整バルブの直前から霧化空気供給配管を通して抽気し、その途中に設けた流量調整バルブ、流量計を経てノズルに供給され、霧化空気圧はノズルボディ入口直前で圧力計により測定される。燃料は微粒化性能試験と同様で、燃料タンクからモーター駆動のポンプにより流量計を経てノズルに供給され、燃料流量はインバータによる回転数制御で調整される。点火方法はイグナイターによる火花点火とし、各流量計や圧力計が示す測定値はデータ収集システムにより波形および数値情報として PC 上で一括でデータ管理が行えるようになっている。

燃焼器上流全圧と下流圧との差圧を燃焼器上流全圧で無次元化した(Ap/p_c)を燃焼用空気差圧と定義し、燃焼用空気差圧(Ap/p_c)は 0.5% と 1%~3% の範囲で 1% ステップで変化させ、霧化空気差圧は 5%, 10%, 20% の 3 点とした。S2-LC に関しては、霧化空気差圧は 2%, 5%, 10%, 20% の 4 点とした。また、燃料は灯油を使用し、燃料流量は各燃焼用空気差圧における燃焼用空気流量を元に、燃焼器出口当量比が 0.1~0.5 の範囲で 0.1 ステップで変化させた。燃焼用空気、霧化空気および燃料温度は常温、雰囲気圧力は大気圧である。

燃焼ガス成分測定は、堀場製作所製のポータブルガス分析計 PG-340 を使用して行った。この分析計の各測定成分は NO_x , CO , CO_2 , O_2 である。また、ガス分析計に 40 °C 飽和以上の水蒸気を含んだ燃焼ガスが流入するのを防ぐため、煙道排ガス・燃焼器具排ガスの水分、腐食性ガス(Cl_2)の除去用前処理装置である、堀場製作所製の前処理ユニット PS-300 を接続した。燃焼ガス採取には、直径 0.7 mm の燃焼ガス採取孔を 32 個持つ水冷式十字ガスサンプリングプローブを使用し、ケーシング下流端のフランジに全長 400 mm の延長筒を固定してその先端に設置した。採取した燃焼ガスの測定成分濃度の結果から燃焼効率を算出した。

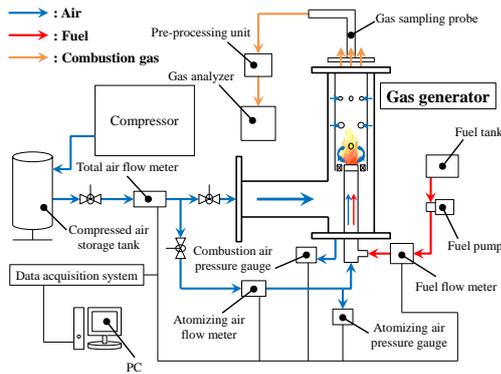


Fig. 8 Schematic drawing of air and fuel supply systems in gas generator performance test.

4. 試験結果

4.1 微粒化性能試験

4.1.1 燃料流量による影響

微粒化性能に及ぼす燃料流量の影響を調べるため、SMD と燃料流量の関係を図9に示す。図3に示した全形態について、SMD は燃料流量の増大に対して単調に増大しており、その増大の程度が形態によって異なることが分かる。また、アウターシュラウドの区分による3形態の微粒化性能の差は、霧化空気差圧が小さいほど、つまり微粒化に不利な場合においては顕著になることが認められ、AS 2 - D においては極端に SMD が大きいことが分かる。

アウターシュラウドの区分による3形態の微粒化性能の差から分かるように、AS 2 は AS 1 よりも微粒化性能が劣る結果となった。これは、AS 2 においてはフィルマー先端部の内壁面を、ノズル中心軸に対して平行な形状としたことで、環状液膜が内側旋回気流の流れに沿ってフィルマー噴出孔から流出してしまい、外側旋回気流が干渉しにくくなり剪断が液膜に効果的に作用しにくくなったことが考えられる。また、微粒化に不利な場合において、AS 2 - D の微粒化性能が他の形態と比較して極端に劣ったのは、アウターシュラウドの先端部の内壁面を、ノズル中心軸に対して角度を持たせ広がる形状としたため、外側旋回気流が拡散し剪断がさらに液膜に効果的に作用しにくくなったことが考えられる。一方、AS 1 は他の形態と比較して SMD が全体的に小さく、最も微粒化性能が優れている結果となった。これは、フィルマーの先端部の内壁面を、ノズル中心軸に対して角度を持たせる形状としていることで、フィルマー噴出孔から流出した環状液膜が、内外旋回気流と干渉し易くなり剪断が液膜に効果的に作用しやすくなったことが考えられる。

4.1.2 霧化空気差圧による影響

微粒化性能に及ぼす霧化空気差圧の影響を調べるため、SMD と霧化空気差圧の関係を図10に示す。図3に示した全形態について、霧化空気差圧が増大するにつれて SMD に対する霧化空気差圧の影響が徐々に小さくなることが分かる。また、アウターシュラウドの区分による3形態の微粒化性能の差は、燃料流量が大きいほど顕著になることが認められる。

ここで、SMD の霧化空気差圧に対する依存性の強さを調べるため、その依存性を SMD と霧化空気差圧の n 乗の比例関係

$SMD \propto (Ap/p)_n^n$ で表し、全形態について最小二乗近似により依存指数 n の値を求めた。図10に示すグラフでは、全形態の中で微粒化性能が最も優れた AS 1 - RR と、最も劣る AS 2 - RL - D について求められた依存指数の値を使い、 $SMD \propto (Ap/p)_n^n$ の曲線が描かれている。これらの形態での依存指数の値を見ると、図示されている結果に関する限り、依存指数の絶対値は燃料流量の増大に対して単調に増大しており、最小で0.6乗、最大で1乗となった。他の燃料流量および他の形態での依存指数の値を含めて検討すると、局所的に依存指数の絶対値が減る場合も認められるが、全体としては燃料流量の増大に対して単調に増大していると言える。航空ガスタービン燃焼器用の Prefilming 方式の気流微粒化燃料ノズルにおける霧化空気差圧に対する依存指数の値として、フィルマー先端部において内壁面がノズル中心軸に対して角度を持つ形状の多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルを使用した仁田ら[4]の微粒化性能試験では0.7~1.0程度の値を報告している。また、AS 1 とほぼ同形状、同サイズの環状液膜二流体微粒化ノズルを使用した廣井ら[5]の微粒化性能試験による値は0.65、フィルマー壁面が下流方向に拡大する型式の実用燃料ノズルを使用した林ら[6]の微粒化性能試験による値は0.7~0.87である。

水や灯油のように粘度が小さい液体の場合は粘性係数による影響は無視できることが知られているが、微粒化における SMD は、粘性係数や表面張力、霧化空気流速だけではなく気液比の影響も受ける。Pre-filming 方式の気流微粒化燃料ノズルに対して Lefebvre が提案した式[7]から、 $Ap/p \propto U^2$ の比例関係の式を用いると、SMD と霧化空気差圧の n 乗の比例関係で表した際の依存指数の値は、理論上-0.6となるが、依存指数の絶対値は燃料流量の増大に対して単調に増大しており、0.6乗よりも大きくなる結果となった。本試験で評価した環状液膜二流体微粒化ノズルは、霧化空気流量が小さいときでも良好な微粒化を得られるので、気液比が1に近いデータも含まれている。これが、依存指数の絶対値が理論値よりもより大きくなっている原因である。

4.1.3 内外旋回気流方向の違いによる影響

逆方向旋回と同方向旋回ではどちらが微粒化に有利かを調べるため、逆方向旋回の時の SMD を SMD_{RL} 、同方向旋回の時の SMD を SMD_{RR} として、内外旋回気流方向の違いによる微粒化性能の比較を $1-(SMD_{RR}/SMD_{RL})$ の式で表し、その値を図11に示す。値が負の時は逆方向旋回の方が微粒化性能が優れていて、値が正の時は同方向旋回の方が微粒化性能が優れていることを意味している。これらの結果を見ると、局所的に $1-(SMD_{RR}/SMD_{RL})$ の値が減る場合も認められるが、全体としては燃料流量の増大に対して単調に増大しており、燃料流量が小さい場合は、逆方向旋回の方が微粒化性能が優れている傾向となることが分かる。一方、燃料流量が大きい場合は、同方向旋回の方が微粒化性能が優れており、微粒化に不利な場合においては、旋回気流方向の違いによる微粒化性能の差が顕著になることが認められることから、この場合は同方向旋回が特に有利であると言える。これらの結果については、小畑ら[3]も同様な傾向を示している。

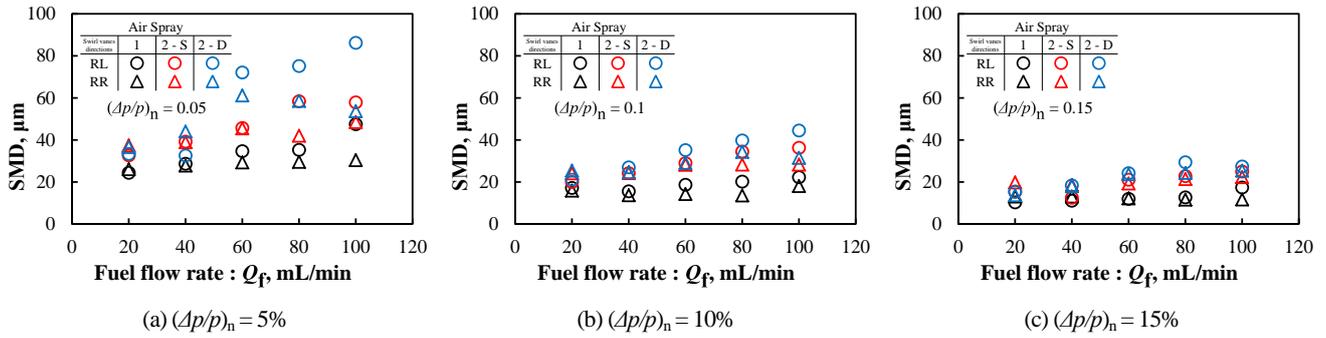


Fig. 9 Effects of fuel flow rate on SMD.

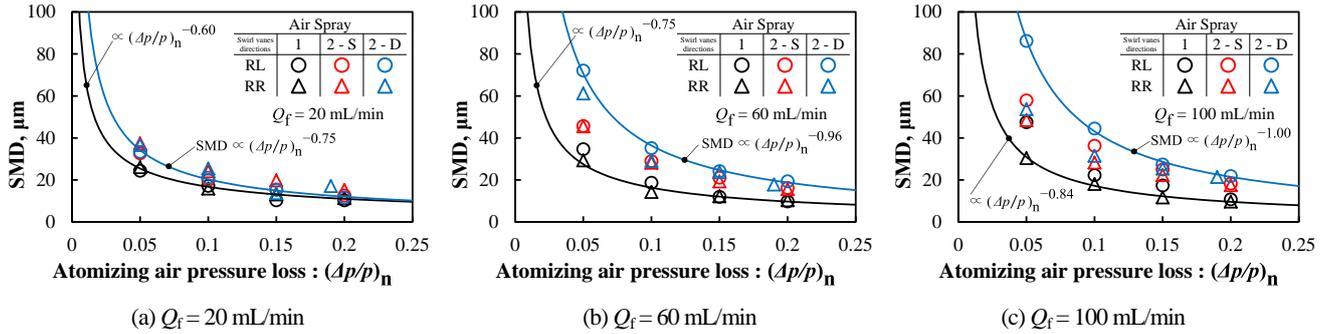


Fig. 10 Effects of atomizing air pressure loss on SMD.

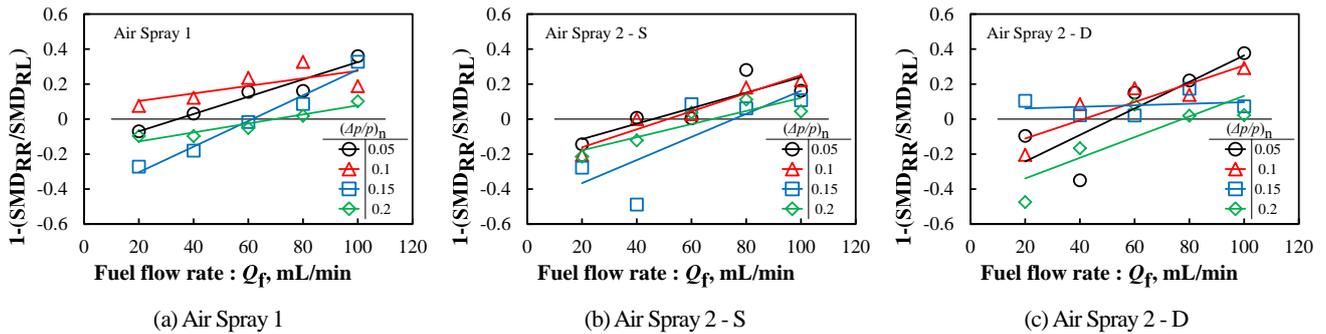


Fig. 11 Comparison of atomization performance of inner and outer swirl directions.

4. 1. 4 フィルマー先端部の内壁肉厚の違いによる影響

AS 1 - RR において微粒化性能に及ぼすフィルマー先端部の内壁肉厚の違いによる影響を調べるため、元の形状(t_0)における SMD(SMD_{t_0})との比を図 12 に示す. 内壁肉厚が異なる 3 形態の微粒化性能の差は、霧化空気差圧が小さい場合には燃料流量を増大させてもさほど認められなかった. 一方、霧化空気差圧が大きい場合には顕著になることが認められ、特に $Q_f = 100$ mL/min の時の内壁肉厚が元の形状の 2 倍における SMD は、元形状における SMD の 1.48 倍となった.

フィルマー先端部の内壁肉厚を厚くすると、先端部の内壁面がノズル中心軸に対してより鋭角になるように角度を持つ形状となる. これは、フィルマー先端部の外壁形状は変えていないので、フィルマー噴出孔の肉厚が厚くなるということも意味している. よって、環状液膜が内側旋回気流の流れに沿ってフィルマー噴出孔から流出することで、フィルマー先端部の内壁肉厚が厚くなった分だけ外側旋回気流と干渉しにくくなり剪断が液膜に効果的に作用しにくくなったことが考えられる. 本試験では、元の形状よりも内壁肉厚を厚くしたもので厚さの違いによる影響を調査したが、図 12 から分かるように、内壁肉厚を薄

くすると微粒化が向上する傾向になっていることが認められた. 今後は、元形状よりも内壁肉厚を薄くしたもので厚さの違いによる影響を調べ、本試験での結果から想定される内壁肉厚を薄くしたものの微粒化性能との比較を行う必要があると考えられる.

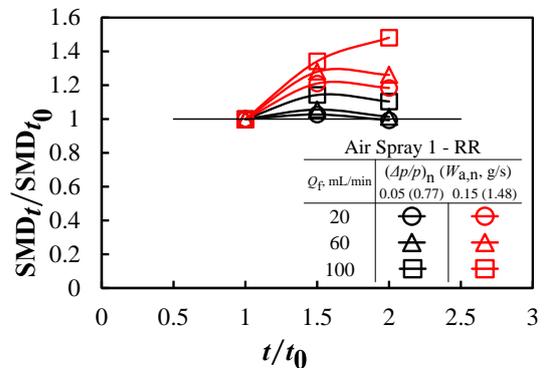


Fig. 12 Effects of filmer tip wall thickness on SMD.

4.2 ガスジェネレータ性能試験

保炎性能については、保炎用空気旋回器に軸流型を用いた場合では設定燃焼器出口当量比が 0.1 でも保炎可能であったのに対し、半径流型を用いた場合での保炎性能は極端に悪く、設定燃焼器出口当量比を徐々に下げ、0.3 付近としたところで火炎が吹き消えてしまった。半径流型は筒内部の空間に周方向に旋回気流が流入するので、燃焼器ライナ最上流部空気孔からの対向噴流とは直接は、衝突しない。またその際に、筒内部の空間に周方向に流入した旋回気流が、環状液膜二流体微粒化ノズルから燃焼器ライナ軸方向に噴射された噴霧と混合が非常に進んで希薄な混合気となってしまったことや、燃焼室内上流部での旋回力が弱まってしまった可能性がある。これらのことにより、上流側に逆流する再循環流れが形成しにくくなり、保炎性能が軸流型を用いた場合よりも劣る結果となってしまったと考えられる。よって本論文では、保炎性能が優れた軸流型の保炎用空気旋回器を組み合わせた形態の結果に限定して示す。

排気性能に及ぼす燃焼器形態の違いによる影響を調べるため、各燃焼器形態における CO, NO_x, 燃焼効率を図 13 に示す。本試験で使用した環状液膜二流体微粒化ノズルは AS 1-RR で、4.1 節の結果で示すように微粒化性能が優れているノズルである。S1-LA と S2-LB の場合は、燃焼用空気差圧が小さい ($\Delta p/p_c$) = 0.5% の場合は全体的に高い燃焼効率が得られ、燃焼器出口当量比が 0.5 付近、すなわち燃焼ガス温度で約 1500 °C の場合においては最高で 99.9% の燃焼効率を達成した。一方、燃焼用空気差圧が大きい ($\Delta p/p_c$) = 3% の場合は燃焼器出口当量比が低い 0.1~0.3 付近の場合での燃焼効率の低下や、燃焼器形態の違いによる燃焼効率の差も顕著に認められた。また、燃焼効率と対応して CO は燃焼用空気差圧の増大に対して徐々に増大する傾向となった。これは、燃焼用空気差圧の増大により空気流量が増大し、燃焼室内滞留時間が短くなった影響が考えられるが、それと同時に燃焼器形態の違いによる燃焼効率の差は、上流側当量比を高く設定することで上流側の燃焼ガス温度が上昇するので燃料粒子が蒸発しやすくなり、燃料粒子の燃焼反応が促進されたことで、CO が流入空気中の酸素とより反応して CO₂ になった量が增大し、燃焼ガス中の未燃成分が減少したことが考えられる。NO_x については、両形態共に燃焼用空気差圧の増大に対して徐々に低下する傾向であることが分かる。NO_x は、燃焼ガス温度が高いほど排出量が増えることが知られており、燃焼効率の低下は燃焼ガス温度の低下を意味している。よって、燃焼用空気差圧の増大により燃焼効率が低下することで燃焼ガス

温度も低下し、NO_x の排出量が抑えられる傾向となったと考えられる。

一方、S2-LC は、上記の 2 種類の形態と比較すると全ての燃焼用空気差圧条件で燃焼効率が向上しており、燃焼用空気差圧が大きい ($\Delta p/p_c$) = 3% の場合では燃焼器形態の違いによる燃焼効率の差が顕著に見られる。燃焼用空気差圧が大きく燃焼器出口当量比が低い条件、つまり燃焼に不利な場合においては、微粒化性能が優れている ($\Delta p/p_c$) = 20% では燃焼効率が約 97% となり、上記の 2 種類の形態と比較して約 3 ポイント以上も燃焼効率が向上する結果となった。CO については、燃焼用空気差圧の増大に対して徐々に増大している傾向となったが、上記の 2 種類の形態と比較して排出量が低下していることが顕著に認められる。この形態の燃焼器ライナは、燃焼室内に等間隔に空気を流入させ、燃焼反応を一定の間隔で段階的に起こし、燃焼反応に偏りがないように空気孔列を配置している。このことにより、ある位置で大量に空気が燃焼室内に流入して燃焼ガスが急激に低下し、未燃燃料の反応が凍結してしまうのではなく、一定の間隔で燃焼反応を起こすことで燃焼ガスの急激な低下を防ぎ、未燃燃料の反応凍結を抑え、より燃料の完全燃焼が実現する傾向になったと考えられる。NO_x については、燃焼器出口当量比が 0.3~0.5 の付近では燃焼用空気差圧の増大に対して徐々に低下する傾向ではあるが、S1-LA と S2-LB と比較すると全体的に排出量は増大していることが分かる。これは、上記の 2 種類の形態とは対照的に、燃焼用空気差圧の増大においても高燃焼効率を達成したことにより燃焼ガス温度が高くなり、NO_x の排出量が増大する傾向となったことが考えられる。

本試験の結果から、最も燃焼性能が優れたガスジェネレータは、燃焼器入口空気温度が常温かつ修正空気流量が約 20~50 g/s の範囲では、燃焼ガス温度が約 300~1500 °C の範囲において 97% 以上の燃焼効率が達成可能であると言える。また、加圧試験の試験条件が 0.6 MPa である高圧性能試験を想定すると、実空気流量範囲は 10:1 以上であり、200~1200 °C の燃焼ガス温度範囲を達成するには、燃焼器下流端後方に希釈空気孔を設けて燃焼ガス温度下げることによって実現可能であると言える。

排気性能に及ぼす環状液膜二流体微粒化ノズルの霧化空気差圧による影響について、霧化空気差圧の増大、つまり環状液膜二流体微粒化ノズルの霧化空気流量を増やすということは、4.1 節 4.1.2 項の結果で示すように燃料が内外旋回気流によってより微粒化されるということであり、燃焼室内の流入空気との混合が促進され燃焼反応が容易になることに繋がる。この影響

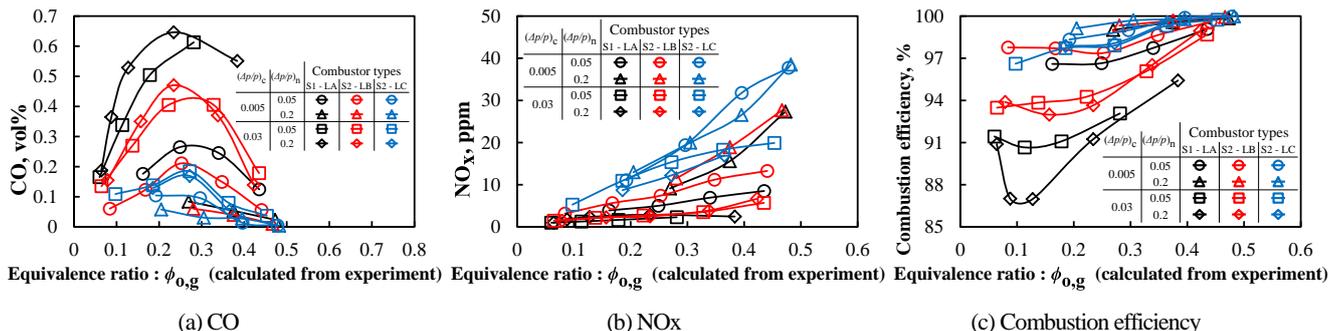


Fig. 13 Exhaust performance in each combustion form.

は、燃焼不完全による未燃成分である HC が CO となる時間を短くし、さらに未だ未燃成分である CO が流入空気中の酸素と反応して CO₂ となり燃料が完全燃焼する時間を短くする効果がある。

S1-LA と S2-LB については、燃焼用空気差圧が小さい ($\Delta p/p_c = 0.5\%$) の場合は CO が霧化空気差圧の増大に対して徐々に低下していることが分かる。これは、燃料粒子が霧化空気差圧の増大によってより微粒化され蒸発しやすくなり燃焼反応が促進されたことで、CO が流入空気中の酸素とより反応して CO₂ になった量が増大したと考えられる。一方、燃焼用空気差圧が大きい ($\Delta p/p_c = 3\%$) の場合は CO の排出量のピーク時における燃焼器出口当量比が、霧化空気差圧が増大するにつれて徐々に低くなっており、燃焼器出口当量比が低い 0.1~0.3 付近では霧化空気差圧が小さい場合の方が CO の排出量が少なく、燃焼器出口当量比が高い 0.4~0.5 付近では霧化空気差圧が大きい場合の方が CO の排出量が少ない傾向であることが認められる。これは、霧化空気差圧の増大によって微粒化が向上し燃料粒子が蒸発しやすくなり燃焼反応が促進した影響と、燃焼用空気差圧の増大により空気流量が増大し、燃焼室内滞留時間が短くなった影響の双方の兼ね合いにより、燃焼不完全による未燃成分である HC が CO となった後、空気孔から流入する空気中の酸素と反応して CO₂ となる前に燃焼器出口から流出してしまった量が増大したことが考えられる。

一方、S2-LC は、全体的に見れば S1-LA と S2-LB で見られた燃焼用空気差圧の増大における霧化空気差圧の増大による影響の逆転現象がほぼ見られず、CO が霧化空気差圧の増大に対して徐々に低下していることが分かる。これは、燃焼室内に等間隔に空気を流入させ、燃焼反応を一定の間隔で段階的に起こし、燃焼反応に偏りがないように空気孔列を配置したことで、燃焼用空気差圧の増大においても燃焼不完全による未燃成分である HC が CO となった後、等間隔で流入する空気中の酸素と即座に反応して CO₂ となった量が増大したと考えられる。

5. 結論

環状液膜二流体微粒化ノズルにおいて、フィルマーおよびアウターシュラウド先端部の形状とフィルマー先端部の内壁肉厚の違い、そして内外旋回気流方向の組み合わせが微粒化性能に及ぼす影響について調査した結果、以下のことが分かった。

- (1) フィルマー先端部において、内壁面がノズル中心軸に対して角度を持つ形状は、平行な形状よりも微粒化性能が優れている。
- (2) アウターシュラウド先端部において、内壁面がノズル中心軸に対して角度を持って広がる形状は微粒化性能が劣り、特に微粒化に不利な場合ではその傾向が顕著に見られる。
- (3) 微粒化性能に及ぼす内外旋回気流方向の組み合わせの影響は、全形態において燃料流量が小さい場合は逆方向旋回の方が、燃料流量が大きい場合は同方向旋回の方が微粒化性能が優れる傾向となる。

(4) AS1-RR のフィルマー先端部において、内壁肉厚を厚くした形状は微粒化性能が劣り、特に霧化空気差圧が大きく燃料流量が大きい場合ではその傾向が顕著に見られる。

ガスジェネレータの開発において、燃焼器構成部品である保炎用空気旋回器および燃焼器ライナの形状や組み合わせが排気性能に及ぼす影響について調査した結果、以下のことが分かった。

- (1) 燃料噴射弁に環状液膜二流体微粒化ノズルを適用することで、ガスジェネレータに要求される広範囲に亘る空気流量および燃焼ガス温度、すなわち燃料流量での運転が実現した。
- (2) ガスジェネレータのように、ユーザーによって空気流量や燃焼ガス温度の使用範囲が異なる燃焼器の燃焼器ライナの空気孔列配置を等間隔にすることは、高燃焼効率の達成に有効である。この形状の燃焼器ライナと軸流型の保炎用空気旋回器を用いた場合には、一般的に高燃焼効率の達成が困難である燃焼器入口空気温度が常温かつ低燃焼ガス温度、すなわち低当量比という条件においても優れた燃焼性能を実現した。
- (3) 環状液膜二流体微粒化ノズルの霧化空気差圧の増大による微粒化性能の向上により、燃焼反応の促進が確認された。

謝辞

本研究を行うにあたり、終始御指導、御助言をいただきました法政大学理工学部機械工学科林茂教授、数多くの燃焼器部品の製作をして頂いたワークショップの職員の皆様には、深く感謝の意を表すとともに、厚く御礼申し上げます。

参考文献

- [1] プレフィルマー式エアブラスト微粒化ノズル，特願 2003-342124，特許第 3826196 号。
- [2] 林茂：低空気圧二流体微粒化ノズルの微粒化性能の比較～CO₂の削減に向けて～，日本機械学会 RC215 第 9 回研究分科会，2006。
- [3] 小畑和之，岸本七海：環状液膜微粒化を特徴とする二流体微粒化ノズルの性能評価，法政大学理工学部機械工学科平成 25 年度卒業論文，pp.12-17，33-155，2014。
- [4] 仁田耕造：単一および多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルによる噴霧火炎の排気特性に関する研究，東京大学大学院新領域創成科学研究科基盤科学研究系先端エネルギー工学専攻平成 21 年度修士論文，pp.17，69，2010。
- [5] Hiroi, T. et al. : Effects of Atomization on Emissions in Reverse Flow flame Stabilized Combustion, Asian Joint Conference on Propulsion and Power 2016, AJCPP2016-163, 2016。
- [6] 林茂，小糸淳，菱木学：実用気流微粒化燃料ノズルの微粒化特性，航空宇宙技術研究所資料，644，pp.7-9，1992。
- [7] Arthur H. Lefebvre : Atomization and Sprays, Routledge, pp.258-260, 266-267, 1989。