

副室式アンモニア予混合燃焼エンジンにおける水素 トーチ火炎の燃焼促進効果の検討

比嘉, 優輝
九州大学大学院総合理工学府環境エネルギー工学専攻

<https://hdl.handle.net/2324/4785181>

出版情報：九州大学, 2021, 修士, 修士
バージョン：
権利関係：



令和 3 年 度

修 士 論 文

副室式アンモニア予混合燃焼エンジンにおける
水素トーチ火炎の燃焼促進効果の検討

九州大学大学院総合理工学府

環境エネルギー工学専攻

熱機関工学研究室

比嘉 優輝

指導教員 田島 博士 准教授

提出年月日 令和 4 年 2 月 8 日

目次

第1章	序論	1
	1.1 研究背景	1
	1.1.1 NO _x 排出規制	1
	1.1.2 CO ₂ 排出量規制	2
	1.2 カーボンフリー燃料	3
	1.2.1 アンモニア燃料の有用性	3
	1.2.2 アンモニア燃料の課題	3
	1.2.3 熱的特性	3
	1.2.4 層流火炎速度	5
	1.2.5 潜熱	5
	1.3 研究目的	6
第2章	原理	7
	2.1 副室式希薄予混合燃焼ガスエンジン	7
	2.2 空気過剰率： λ	8
	2.3 メタンスリップ	9
	2.4 消炎距離	9
	2.5 ノッキング	9
	2.6 熱発生率 (ROHR) と総発生熱量 (TotalQ)	10
	2.7 シャドウグラフ法	11
	2.8 アンモニア反応式	12
	2.8 NO _x 生成	12
第3章	実験概要	15
	3.1 実験装置	15
	3.1.1 定容燃焼室 - Constant Volume Combustion Chamber (CVCC)	15
	3.1.2 副室について	17
	3.1.3 点火プラグ	20
	3.1.4 圧力センサー	20
	3.1.5 ガス混合装置	21
	3.1.6 制御・計測システム	22
	3.1.7 光学測定	23
	3.1.8 排ガス分析	27
	3.2 実験の手順	29
	3.2.1 実験の準備	29
	3.2.2 実験のセッティング	29

	3.2.3	実験の後処理	30
	3.3	画像処理方法	30
第4章		結果および考察	32
	4.1	主室内非可燃性気体条件下での水素トーチ火炎挙動	32
	4.1.1	参考例の結果	32
	4.1.2	水素トーチ火炎挙動の予測	36
	4.1.3	副室水素混合気の空気過剰率がトーチ火炎に与える影響	39
	4.1.4	副室ノズルの噴口径がトーチ火炎に与える影響	43
	4.2	アンモニア混合気条件下での水素トーチ火炎による主室燃焼挙動	47
	4.2.1	主室アンモニア混合気条件下での主室燃焼	47
	4.2.2	主室燃焼時における副室水素予混合気の空気過剰率が見かけのトーチ火炎に与える影響	54
	4.2.3	主室燃焼時における副室ノズル噴口径が見かけのトーチ火炎に与える影響	59
	4.2.4	主室燃焼時における排ガス分析の結果	66
第5章		結論	70
		参考文献	71
		謝辞	72

第1章 序論

1.1 研究背景

昨今、様々な分野で排出ガス規制や関連する規制について大きな議論が交わされている。船用エンジンにおいては、大気汚染の原因となる二酸化炭素 (CO₂)、窒素酸化物 (NO_x)、硫黄酸化物 (SO_x) の排出を削減するために、国際海事機関 (IMO) が MARPOL Annex VI ⁽¹⁾ などの戦略 ⁽²⁾ ⁽³⁾ ⁽⁴⁾ を定めており、また、船用エンジンの排気ガス規制についても、IMO が定めた基準がある。この戦略は、主に NO_x と SO_x に焦点を当てている。本論文では、NO_x と CO₂ の規制について、以下のように述べる。

1.1.1 NO_x 排出規制 ⁽¹⁾

数々の国や組織が NO_x 削減に取り組んでいる。NO_x はエネルギー生成における最も深刻な有害物質の一つである。IMO は、MARPOL Annex VI において、NO_x 排出基準が Teir I, Teir II, Teir III の3シーズンに分かれていることに注目している。表 1.1 に MARPOL Annex VI における NO_x 排出基準の全体像を、図 1.1 に NO_x 排出規制の概要を時系列に図示した。

表 1.1 MARPOL Annex VI NO_x 排出規制

Tier	Date	NO _x Limit, g/kWh (n=engine rpm)		
		n < 130	130 ≤ n < 2000	n ≥ 2000
Tier I	2000	17.0	$45 \cdot n^{-0.2}$	9.8
Tier II	2011	14.4	$44 \cdot n^{-0.23}$	7.7
<u>Tier III</u>	<u>2016</u>	<u>3.4</u>	<u>$9 \cdot n^{-0.2}$</u>	<u>1.96</u>

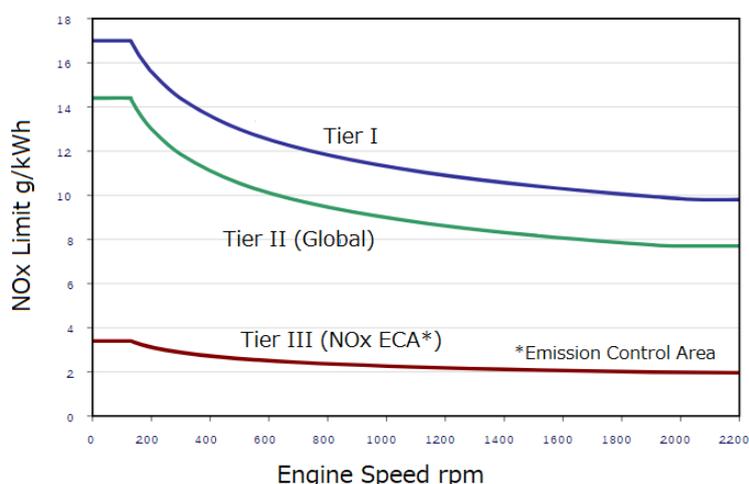


図 1.1 MARPOL Annex VI NO_x 排出規制

NOx 排出規制は、ディーゼルエンジンの最高回転数によって異なる。2016 年以降、NOx 排出規制は Tier 3 に設定される。実は、Tier I と Tier II はグローバルエリアで有効であり、Tier III は図 1.2 に示すように NOx 排出規制地域（ECA）のみで有効である。



図 1.2 NOx 排出規制エリア

2020 年の NOx ECA は北米海域のみですが、2021 年からは地中海、つまりヨーロッパ・アフリカ・中東の間の海域も Tier3 基準が適用されます。現在、日本海域は ECA に含まれていないが、日本は様々な製品の貿易を行っているため、日本船がこれらの海域を通過するのは必然である。さらに、日本近海を含むいくつかの新しい海域が ECA として適用されることに言及する研究者もいる⁽⁵⁾。そのため、NOx 排出量の削減は、より重要な課題となっている。

1.1.2 CO2 排出量規制

CO2 は、地球温暖化を促進する温室効果ガス（GHG）の主な原因物質として知られています。CO2 は、重油（FHO）、船用軽油（MDO）、天然ガス（NG）など、ほとんどの化石燃料の使用により容易に発生する。これらの化石燃料は炭素を含んでおり、燃焼に伴い CO2 や CO を発生させる。NOx と同様、IMO は GHG、特に CO2 削減戦略として MEPC 72 ANNEX 11 に言及している。

国際海運の平均として、「輸送作業あたりの CO2 排出量を 2030 年までに少なくとも 40%削減し、2050 年までに 2008 年比で 70%削減する努力をすること」、「IMO も 2050 年までに 2008 年比で GHG50%削減を達成すること」を指摘している。

これらの GHG 削減戦略により、ほぼすべての船舶は、主に 2つの選択をする必要がある。1つは、化石燃料として炭素含有燃料を使用し続ける場合、炭素回収・貯留（CCS）を設置するために船舶を再建することである。もう1つは、炭素含有燃料を、船舶用エンジンのバッテリー、水素（H2）、アンモニアなどの再生可能な合成燃料で代用することで、非炭素燃料の燃焼で CO2 を発生させないことである。

1.2 カーボンフリー燃料

二酸化炭素は燃料中に含まれる炭素成分が燃焼によって空気中の酸素と化合して生成されることは広く知られている。そこで二酸化炭素の排出をゼロにするには燃料の生成の際に吸収された二酸化炭素量が排出される量と等しくなるカーボンニュートラル燃料，もしくは燃料中に含有される炭素成分がゼロであるカーボンフリー燃料の利用が不可欠である。カーボンニュートラル燃料の代表的な例としてバイオ燃料があり，カーボンフリー燃料では水素をエネルギーキャリアとした燃料が挙げられる。特に水素エネルギーが有望なエネルギーキャリアとして期待が高まっており液化水素やアンモニアなどが有効な手段であるとされており現在船舶エンジンにおいては特にアンモニアによる液体噴射による燃焼試験が進んでいる。次節ではアンモニア燃料の特性と課題について述べていく。

1.2.1 アンモニア燃料の有用性

1.1でも述べたようにより排気中に含まれる有害物質を減らす手段として燃料としてアンモニアを液化状態で噴射させることが注目されている。

低炭素あるいは脱炭素化社会に向けて，非化石資源燃料への転換は差し迫った問題である。そのような問題の中でアンモニアは化学式で NH_3 と表されるとおり，炭素分が含まれていないカーボンフリー燃料であるため注目されている。またカーボンフリー燃料であることからアンモニア燃料は排気中に炭素化合物がほとんど生成されないのも，従来の軽油燃料やエマルジョン燃料と比較しても燃焼後の排ガス中の二酸化炭素や一酸化炭素といった炭素化合物を限りなく減らすことができると期待されている。これは画期的な手段であり，地球温暖化の原因となっている二酸化炭素の排出が船舶から激減することは対策として非常に有効な手段である。しかしアンモニアを実用化する上で様々な課題が存在している。次節ではその課題について示す。

1.2.2 アンモニア燃料の課題

アンモニアを燃料として利用する場合に課題としてはまず発熱量が従来の燃料と比べて小さいことがある。表 1.2 はアンモニア，水素，メタンにおける物性値の比較である。常温ですべて気体状態にあるこれらの燃料のうち単位質量当たりの発熱量は水素，メタン，アンモニアの順に大きい。また図 1.3 は単位体積当たりのエネルギー密度と単位質量当たりのエネルギー密度を 2 次元座標で表したものである。このグラフからもわかるように従来のディーゼル燃料や天然ガス燃料と比較してみてもエネルギー密度が低いことがわかる。そのためにも噴射方法や雰囲気温度を変えることでアンモニアの反応も熱を有効に回収できる手段を探る必要がある。

1.2.3 熱的特性⁽⁶⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾

表 1.2 にアンモニアと水素，メタンの熱物性の概要と基本的な燃焼特性を示す。これらの燃料は，水素キャリアーとして分類される。アンモニアの沸騰温度は水素やメタンよりもずっと高い。これは，アンモ

ニアが水素やメタンよりも容易に液体で存在できることを意味する。また、水素やメタンは25°Cでの凝縮圧力が存在しないため、水素やアンモニアが液相となり残留するためには、水素やメタンは自身の温度を下げる必要がある。低温高圧の輸送には多くのエネルギーが必要である。アンモニアの低位発熱量は、1kgあたり水素やメタンより小さい。しかし、輸送と貯蔵を考慮すると、アンモニアの体積発熱量は圧縮水素の体積発熱量の5倍になる。炭素含有量を考慮しない場合、アンモニアの低位体積発熱量はメタンより2倍高い。表1.3と図1.3は、液体アンモニア、液体水素、圧縮水素の体積効率を示している。表1.3は、液体メタンの輸送が水素と同じように困難である可能性を示している。図1.3は、液体アンモニアの体積エネルギー密度が液体水素の体積エネルギー密度よりも高いことを示している。

表 1.2 アンモニア、水素、メタンの物性比較

Fuel	NH3	H2	CH4
Boiling temperature (°C)	-33.4	-253	-161
Condensation pressure at 25°C (atm)	9.90	N/A	N/A
Lower heating value, LHV (MJ/kg)	18.6	120	50.0
Lower heating value, LHV (MJ/L)	11.21	1.9(20MPa)	21.1(liquid) 0.35(0.1MPa)
Flammability limit (Equivalence ratio)	0.63~1.40	0.10~7.1	0.50~1.7
Adiabatic flame temperature (°C)	1800	2110	1950
Maximum laminar flame velocity (m/s)	0.07	2.91	0.37
Minimum auto ignition temperature (°C)	650	520	630
Latent heat at (MJ/kg)	1.3712	N/A	N/A-

表 1.3 輸送に対する消費エネルギー (MJ/MJ_Fuel)

	Liquefied NH3	Liquefied H2	Compressed H2
Conversion	0.296	-	-
Liquefaction/Compression	-	0.25~0.4	0.08
Shipping	0.06	0.09	-
Land transport	0.01	0.022	0.095
Final compression	-	0.07	0.06
Total(long distance)	0.366	0.432-0.582	-
Total(short distance)	0.306	-	0.235

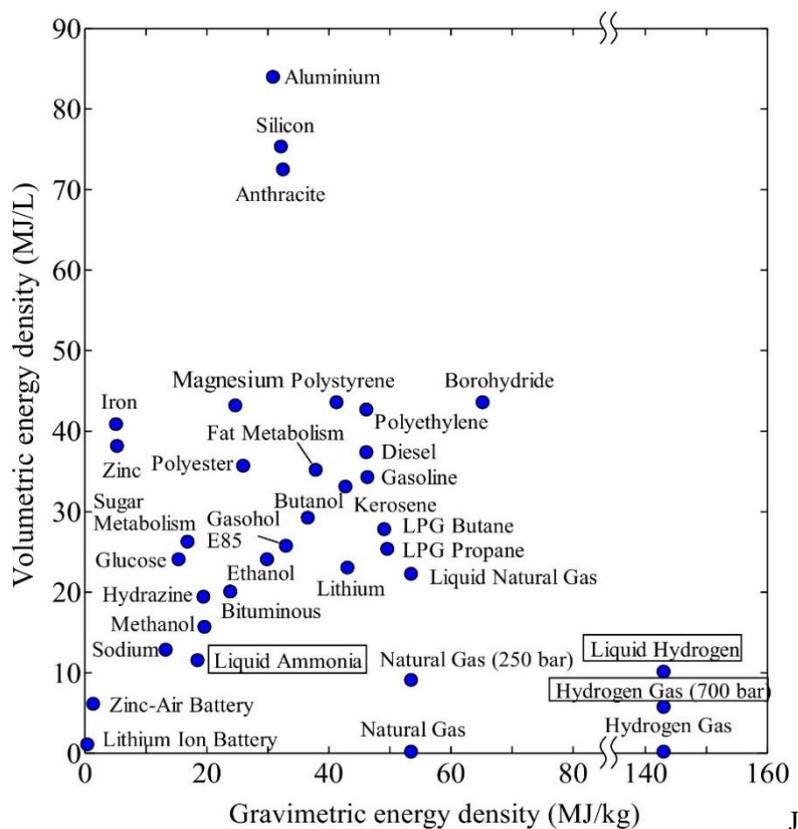


図 1.3 各燃料における単位質量当たりのエネルギー密度と単位体積当たりのエネルギー密度の比較

1.2.4 層流火炎速度

表 1.2 に示すように、アンモニアの層流火炎速度は水素やメタンのそれよりも遥かに小さい。これはアンモニアの火炎が水素やメタンよりも緩慢に広がることを意味し、アンモニアの燃焼は水素やメタンの燃焼よりも多くの時間を必要とすることを示している。このため、仮に酸素濃度が高くても、失火を招きやすく、安定的な燃焼が難しいことが指摘されている。⁽⁹⁾ また、副室ガスに用いる水素は濃度が 20% を超えると、非常に激しく燃焼し、燃焼速度も 2.91 m/s と非常に大きい。⁽¹⁰⁾ また、燃焼温度も高いため、着火温度が高いアンモニア混合気を点火させるのに好都合である。

つまり、アンモニアの層流火炎速度が、副室噴口径や副室混合気の空気過剰率を変化させ、トーチ火炎の燃焼挙動を変化させたときに、どのようにメタンの層流火炎速度に近づくかを調べるのが重要である。

1.2.5 潜熱

表 1.2 に示すように、液体アンモニアは気化潜熱を持つ。今回、アンモニアはガス燃料として使用するが、液化しやすい物質であるため、潜熱の影響を受ける可能性があるため、述べておく。水素はガス燃料として使用されるため、潜熱の対象とはならない。また、GO も燃料は液体であり、気化潜熱を発生する。GO の潜熱は 0.25MJ/kg である。つまり、アンモニアの潜熱は GO の潜熱の 5 倍である。さらに、低発熱量

に対する潜熱の割合は、アンモニアが 0.07372043% [MJ/MJ] であるのに対し、GO は 0.005643341% [MJ/MJ] であり、アンモニアの方が GO より約 13 倍も大きいことが分かる。このため、液体アンモニアを燃料として使用する場合には、変動潜熱を考慮することが必要である。

1.3 研究目的

本研究では、燃焼速度の遅いアンモニアを安定的に予混合燃焼させるために、副室からの水素トーチ火炎を用いた。これらのカーボンフリーなエネルギーキャリアを希薄予混合燃焼ガスエンジンの燃料として使用する上で最適な燃焼が生じる条件を調査するために実施した。本研究では、以下の点に重点を置いた。

1. 空気条件下での副室水素トーチ火炎の燃焼挙動観察
2. 副室ノズル噴口径、副室内 λ の変更によるアンモニア主室燃焼の挙動への影響の検討
3. 副室ノズル噴口径、副室内 λ の変更による排ガスの未燃アンモニア濃度と NO_x 濃度変化の観察

第2章 原理

本章では、本研究に関するいくつかの原理、副室式希薄燃焼ガスエンジンのシステムとそのエンジンが抱える課題、アンモニア燃焼過程、NO_xの生成過程について説明する。次の第3章では実験装置について述べる。

2.1 副室式希薄予混合燃焼ガスエンジン

副室式希薄予混合燃焼ガスエンジンは、その名の通り、ガス燃料と空気の混合物を希薄にして燃焼させる。希薄予混合気は低温で燃焼するため、窒素酸化物 (NO_x) が発生しにくい。しかし、希薄予混合燃焼ガスエンジンには2つの大きな問題がある。1つはメタンスリップ (メタンの未燃焼)、もう1つはノッキングである。メタンスリップは地球温暖化を加速させる。ノッキングは異常燃焼の1つで、エンジンにダメージを与える。最悪の場合、エンジンが壊れる可能性もある。これらの現象について、以下に詳しく説明します。これらの問題を解決するために、副室式希薄予混合燃焼ガスエンジンが適用されている。

副室式希薄予混合燃焼ガスエンジンは、主室と副室から構成されている。副室式希薄予混合燃焼ガスエンジンは、主室の上部に特徴的な小室が配置されており、それが副室である。副室はオリフィスノズルを介して主室と連通している。副室は様々な形状を持ち、点火方式も様々である。この章では、本研究で使用するオペレーティングシステムについて説明する。

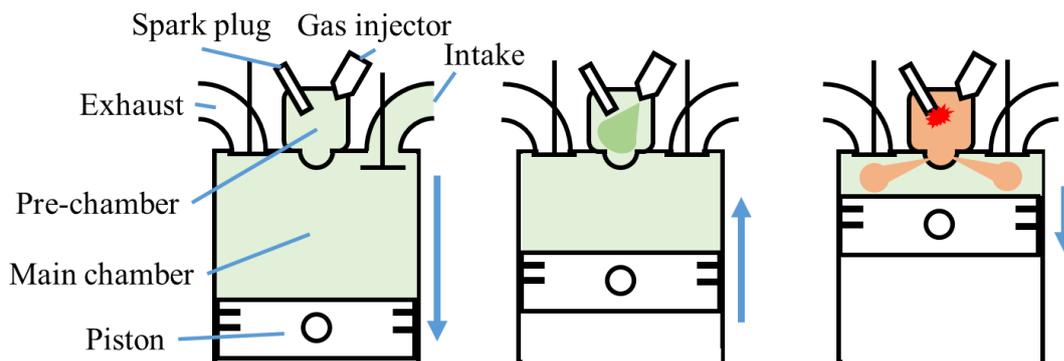


図. 2.1 副室式希薄予混合燃焼ガスエンジンの運転過程

図 2.1 に副室式希薄予混合燃焼ガスエンジンの運転過程を示す。まず、ピストンが下降すると吸気弁が開き、混合気が各室に供給される。このとき、次節で詳しく説明する空気過剰率 (ラムダ) の異なる混合気を各室に別々に充填するタイプもある。吸気バルブが閉じ、ピストンが上昇すると、圧縮が開始される。ピストンが上死点に達する前に、点火プラグなどの点火装置によって副室内の混合気が着火し、副室内の圧力が急激に上昇する。その結果、高温の燃焼ガスと未燃焼ガスがノズル孔から主室内に噴出する。高温の燃焼ガスは、その形状からトーチ火炎と呼ばれる。このトーチ火炎は主室内の混合気に着火し、その噴出運動エネルギーにより火炎伝播が促進される。主室での燃焼が進み、圧力が上昇すると、ピストンが押し

下げられる。ピストンはその角運動量で上昇し、排気弁が開き、ピストンが排気ガスを室外に押し出す。これが1つの燃焼サイクルであり、この燃焼サイクルは継続される。

この副室式では、副室からのトーチ火炎や噴流が主室での完全燃焼のための重要な要素となる。副室式では、図 2.2 に示すように、副室からのトーチ火炎は噴流の侵入と乱流エネルギーにより主室での燃焼を助け、副室を用いずに直接火花点火式に比べシリンダー壁面付近で燃焼が広がる。燃焼が室全体に及ぶと、混合気が燃え尽き、メタン滑りが減少する。また、短時間で完全燃焼させることで、未燃焼ガスが高圧・高温で自己着火する前のノッキングの危険性を回避することができる。したがって、副室式希薄予混合燃焼ガスエンジンは、希薄予混合燃焼ガスエンジンの利点を生かしつつ、ノッキングの心配なくメタン滑りの低減を実現するための有効なシステムであるといえる。

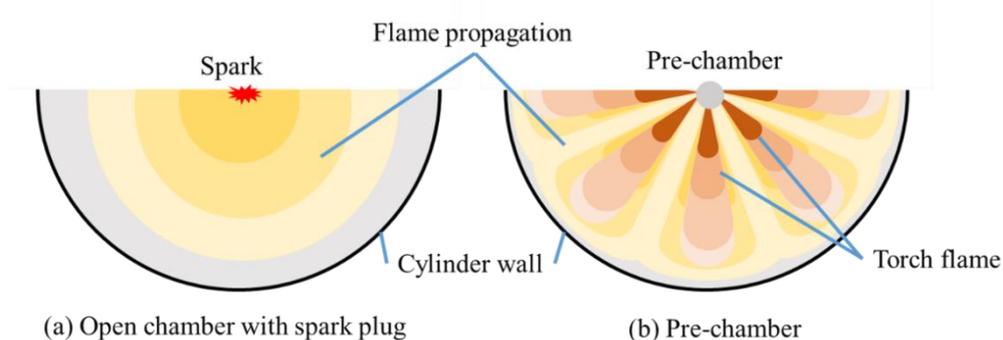


図 2.2 直接火花点火式と副室式での火炎伝播

低温で燃焼させるため、希薄な混合気を燃焼させることが NO_x 低減に有効です。しかし、希薄化すると点火プラグによる着火の安定性が低下し、超希薄燃焼の動作が実現できなくなる。このように、副室式希薄予混合燃焼エンジンでは、各室内に異なる混合気を充填することが可能である。一般に、 λ の低い混合気（リッチ混合気）は副室、 λ の高い混合気（リーン混合気）は主室に封入される。副室でのリッチ混合気により着火が安定し、副室からのトーチ炎により超希薄燃焼を実現することができる。その結果、直接火花点火式希薄予混合燃焼エンジンに比べ、 NO_x 排出量を削減することができる。

しかし、副室式希薄予混合燃焼エンジンにも欠点がある。大きなデメリットは、熱効率の低下である。副室での熱発生は、副室容積に対する表面積の増加により、壁面を伝って外部に流出する。また、ノズルオリフィスによる流体摩擦損失が発生する。

2.2 空気過剰率： λ

空気過剰率（ λ ）とは、実際の空燃質量を理論空燃質量で割ったもので、 λ は燃焼挙動に最も重要なパラメータの一つであり、以下のように定義される。

$$\lambda = \frac{(\text{Air}/\text{Fuel})_{ac}}{(\text{Air}/\text{Fuel})_{th}} \quad (2.2.1)$$

$(\text{Air}/\text{Fuel})_{ac}$ は室内に充填された実際の空燃質量比、 $(\text{Air}/\text{Fuel})_{th}$ は完全燃焼のための理論上の要求空

燃質量比を示す。完全燃焼のための理論空気過剰率は " $\lambda=1$ " です。 $\lambda > 1$ の場合は、燃料を完全燃焼させるのに十分な量の空気が含まれており、 $\lambda < 1$ の場合は空気が不足していることを意味する。

一般に λ は排ガス濃度から推定される。今回の実験では、燃焼室全体に充満するガスのほとんどが空気であり、排ガスが空気で希釈されているため、排気ガスから副室と主室に流入する混合気の λ を正確に評価することが困難であった。このため、混合気の空燃比を推定する方法として、流入前の予混合後の生ガスを分析し、酸素濃度から λ を算出している。混合気の λ は次のように推定される。

$$\lambda = \frac{O_{2\ air}}{O_{2\ coefficient} * 100} \left(\frac{1}{1 - \frac{O_{2\ mixture}}{O_{2\ air}}} - 1 \right) \quad (2.2.2)$$

$O_{2\ air}$: Oxygen concentration in the air

$O_{2\ mixture}$: Oxygen concentration in the mixture

$O_{2\ coefficient}$: Oxygen stoichiometric coefficient at complete combustion

2.3 メタンスリップ⁽¹¹⁾

希薄燃焼ガスエンジンでは、不完全燃焼により未燃炭化水素 (HC) が排出され、メタンスリップと呼ばれる現象が起きることがある。メタンは、温室効果ガスとして CO₂ の約 25 倍もの有害性を持つ。軽油の代わりにメタンガスを使うと CO₂ 排出量は約 25% 減少するが、未燃焼メタンが 3% の場合、温室効果ガスの総排出量は軽油より多くなる。点火プラグギャップボリュームやシリンダー壁面近傍で不完全燃焼が発生する。また、希薄燃焼時の失火もメタンスリップの原因となる。後処理で排気ガス中の HC を減らすことは困難である。そのため、温室効果ガス排出量削減のためには、HC の排出量を削減することが必要である。

今回の実験では、このメタンスリップを防ぐ方法の 1 つとして、C の含まれない水素やアンモニアという新燃料を用いることを検討した。

2.4 消炎距離

メタンスリップの原因は、バルブの重なり、開口部への未燃ガスの侵入、シリンダー壁面付近の急冷距離の 3 つである。1 番目と 2 番目の問題は、バルブタイミングを変更したり、デッドボリュームを小さくしたりすることで解決することが可能である。3 番目の問題は、メタンスリップの大きな原因となるが、解決は困難である。消炎距離とは、燃焼炎が消えるシリンダー内壁面までの距離のことである。この領域はシリンダー壁面によって冷却され、その温度は火炎が伝播し続けることができる最低温度より低くなる。その結果、この領域ではメタンが燃焼せずに残り、未燃焼のメタンが排出される。したがって、急冷距離の短縮は、未燃メタンを低減するための有効な対策となる。

2.5 ノッキング⁽¹²⁾

ノッキングは異常燃焼の 1 つであり、希薄予混合燃焼ガスエンジンの重大な問題である。希薄予混合燃

焼が進むと、未燃焼ガスがシリンダー壁面に押し付けられ、温度と圧力が急激に上昇する。この高温高圧により自己着火を起し、衝撃波を発生させる。ノッキングは高圧力勾配に続き、ピーク圧力となり、エンジンに深刻なダメージを与える。ノッキングの圧力曲線は図 2.3 に示す通りである。この現象により、希薄燃焼のガスエンジンは圧縮比を下げざるを得なくなる。

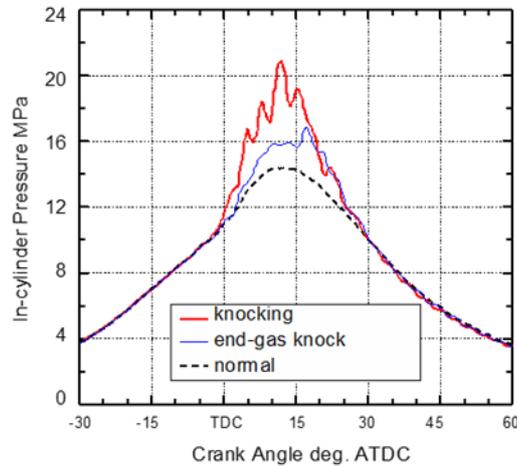


図 2.3 ガス燃焼ノッキング

2.6 熱発生率 (ROHR) と総発生熱量 (TotalQ)

内燃機関の解析では、熱発生率 (ROHR, Rate Of Heat Release) を評価することが重要である。熱発生率は、圧電センサによる筒内圧の時間変化から算出される。熱発生率の計算式は以下の通りである。

気体の状態方程式から、温度変化は体積と圧力の変化を用いて以下のように表される。

$$pV = RT \quad (2.6.1)$$

$$\Delta T = \frac{1}{R}(p\Delta V + V\Delta p) \quad (2.6.2)$$

ここで、 p, V, R, T はそれぞれ筒内圧、室容積、気体定数、温度、記号 Δ は変動量である。熱力学第 1 法則より、TotalQ (蓄積された ROHR) Q は、定容積比熱 $C_v = R/(\kappa - 1)$ を用いて次のように表される。

$$\begin{aligned} Q &= \Delta U + W \\ &= C_v \Delta T + p \Delta V \\ &= \frac{1}{\kappa - 1} (\kappa p \Delta V + V \Delta p) \end{aligned} \quad (2.6.3)$$

ここで、 $\Delta U, W, \kappa$ は気体の内部エネルギー、気体を受ける仕事、比熱比である。熱発生率は、熱発生量を時間微分して計算する。

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{1}{\kappa - 1} \left(V \frac{dp}{dt} + \kappa p \frac{dV}{dt} \right) \quad (2.6.4)$$

本実験では、主室容積 V_m と副室容積 V_p の 2 つの定容積室を持つ。これらの要素を考慮すると、上記の式は以下のように書き直される。

$$\begin{aligned} \frac{dQ}{dt} &= \sum_i \frac{V_i}{\kappa - 1} \frac{dp_i}{dt} \\ &= \frac{V_m}{\kappa - 1} \frac{dp_m}{dt} + \frac{V_p}{\kappa - 1} \frac{dp_p}{dt} \end{aligned} \quad (2.6.5)$$

$$Q = \int \frac{dQ}{dt} dt = \frac{V_m}{\kappa - 1} \Delta p_m + \frac{V_p}{\kappa - 1} \Delta p_p \quad (2.6.6)$$

燃焼の特徴は、主に熱発生率の推移で分析される。熱発生率は、熱損失率がゼロであることを前提に計算される。しかし、実際の燃焼過程では、熱や流動摩擦を含むエネルギーが失われるため、圧力曲線から計算される熱発生率にはこれらのエネルギー損失が含まれている。

2.7 シャドウグラフ法

シャドウグラフ法は、流れの可視化を実現するもっともシンプルな手法であり、1859年にフーコーによって考案された。Cの図2.5のように反射による光線の伝搬方向の変化による集中・非集中を直接利用し、その結果、Dの図2.5の強度分布のように画面上に明るい部分と暗い部分を見ることができる。

この現象は、晴れた日に地面に映し出された太陽の影の動きや、炎やランプの観察など、日常的な場面でも見られる。スクリーン、道路、壁面などに見られる痕跡がシャドウグラフを構成する。このように、非一様断面における密度場の構造の可視化が実現できる。図2.5のAとBは、試験区間の幅(y方向)の反射率とその1階微分を表示したものである。

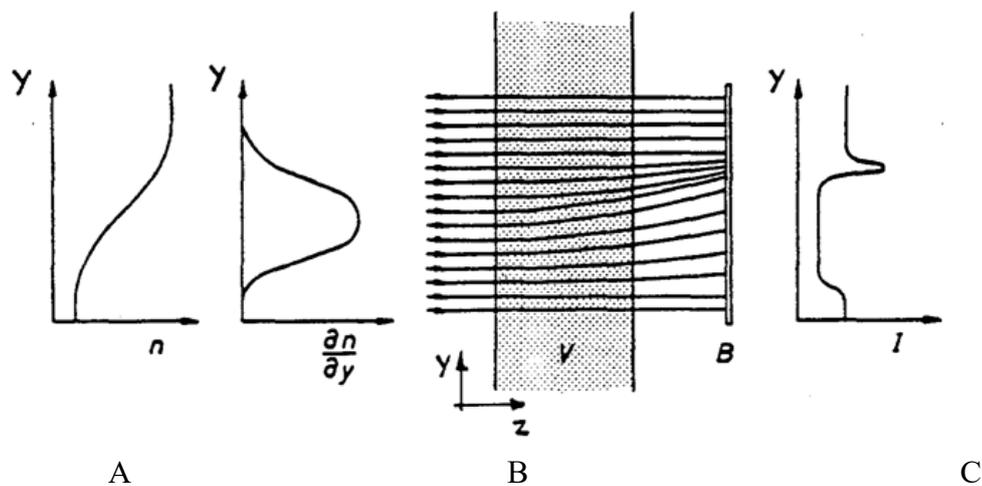


図.2.5 屈折率の分布, 屈折率の微分.
光線の集中, スクリーン上の強度分布

スクリーン上の光の強度分布は、テストエリア内の密度構造の直接的な情報をもたらす。そこで、図2.6の領域要素 $dxdy$ に関する光の強度変化の理論的背景について、以下に詳しく説明する。

歪みがなければ、スクリーン上の光は $A = dx \cdot dy$ となる。もし、不均一な密度場 (例えば、ろうそくの光) によって光の伝搬が妨げられると、スクリーン上の照明された領域は、式 (2.7.1) と表せる。

$$A' = dx \left[1 + l \frac{\partial \varepsilon_x}{\partial x} \right] \cdot dy \left[1 + l \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial y} \right] \approx dxdy \left[1 + l \frac{\partial \varepsilon_x}{\partial x} + l \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial y} \right] \quad (2.7.1)$$

強度の相対的な変化は、照明された領域の相対的な変化に直接関係し、したがって、次の式 (2.7.2) のように導かれる。

$$\frac{\Delta I}{I} = \frac{A' - A}{A} = l \left[\frac{\partial \varepsilon_x}{\partial x} + \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial y} \right] \quad (2.7.2)$$

式(2.7.2)を $\frac{\partial}{\partial z} = 0$ かつ $b = (z_2 - z_1)$ の幅のある2次元の流れ場に適用し、グラッドソン-デールの関係を

使って偏向角を考えると、強度変化、屈折率、密度の間に次の式(2.7.3)のような関係が成り立つ。

$$\frac{\Delta I}{I} = \frac{L}{n_0} \int_0^b \left[\frac{\partial^2 n}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 n}{\partial y^2} \right] dz = \frac{bL}{n_0} \left(\frac{\partial^2 n}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 n}{\partial y^2} \right) \quad (2.7.3)$$

したがって、屈折率と密度の間のグラッドソン-デールの関係については、式(2.7.4)となる。

$$\frac{\Delta I}{I} \propto \frac{\partial^2 \rho}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \rho}{\partial y^2} \quad (2.7.4)$$

最後に、屈折率の平均化された二次微分や密度場は正比例するため、シャドウグラフ法で可視化される。

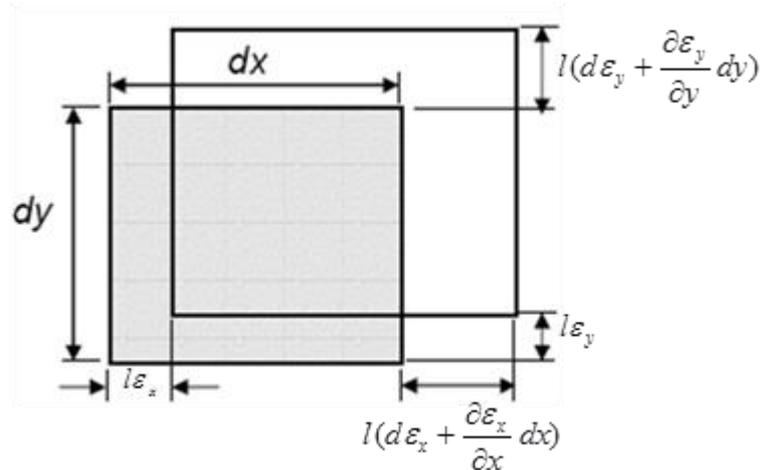
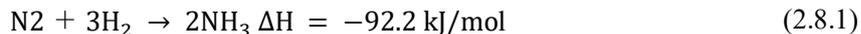


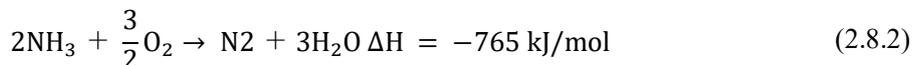
図 2.6 スクリーン上での領域の歪み

2.8 アンモニアの反応式⁽¹³⁾

アンモニアは水素と空気に大量に含まれる窒素から合成される。この反応を化学式で表すと(2.8.1)式のとおりで、アンモニアの合成反応は発熱反応、アンモニアからの脱水素は吸熱反応となる可逆反応である。



アンモニアはエネルギーとして利用するとき、(2.8.1)式の逆反応でアンモニアから水素を取り出して水素として利用することも可能だが、アンモニアは燃える(式(2.8.2))ので、それ自体をCO₂フリーの燃料として利用することも出来る。



つまりアンモニアは、エネルギー・キャリアであると同時に水素キャリアでもある。

2.9 NO_x 生成

窒素酸化物とはN₂O, NO, NO₂, N₂O₅などの窒素酸化物の総称のことであり、しばしばNO_xと略記される。問題となるのはNOとNO₂である。NOは血液中のヘモグロビンと結合し酸素欠乏に陥ってしまう。NO₂は

刺激性が強く、気管や肺に障害をきたす原因となる。窒素酸化物の生成は窒素の起源と生成機構によってフューエル NO_x、サーマル NO_x、プロンプト NO_x に分けられる。

フューエル NO_x は燃料中の窒素分を起源として生じる NO_x である。フューエル NO_x は火炎帯とその直後で急速に変換される。燃料内の N の内 NO_x にかわったものの割合を変換率とよび、次式で定義される。

$$\text{変換率} = \frac{\text{フューエルNO}_x\text{の生成モル数}}{\text{フューエルNの原子数}} \quad (2.9.1)$$

変換率は温度が高い、酸素濃度が高いほど高くなる。しかしサーマル NO_x に比べると温度依存性は高くなく、またフューエル N の含有率が高くなると変換率が低下する傾向が見られ、N 含有率が 0.1% では変換率 80% だが、N₂ 含有率が 5% になると数十%に落ちる。これらは N を含まない燃料を選ぶことで解決が可能である。

サーマル NO_x、プロンプト NO_x はいずれも空気中の酸素を起源としている。サーマル NO_x は 1800K 以上の高温で生成される。サーマル NO_x の生成量はピーク温度に強く依存する。図 2.7 のグラフに見られるように、火炎温度が 2400K から 2200K へ 200K 低下すると、NO_x 生成量は 90% 減少する。したがって、燃焼における NO_x 生成の抑制には、火炎のピーク温度を下げるのが最も重要である。

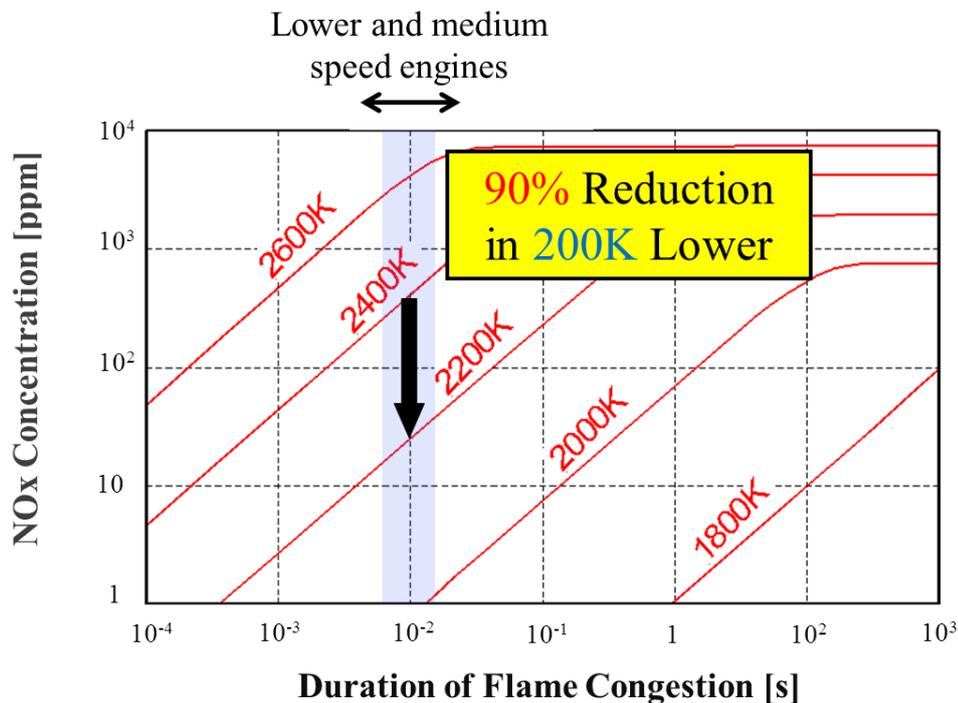
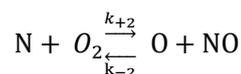
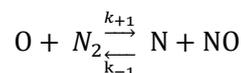
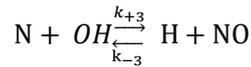


図 2.7 火炎温度と NO_x 生成の関係

サーマル NO_x 生成は拡大ゼルドヴィッチ機構といわれる次の 3 つの反応によって生成される。





ここで、各速度定数を以下に示す（これらの速度の単位はすべて $\text{m}^3/\text{gmol}\cdot\text{s}$ ）である。

$$k_{+1} = 1.8 \times 10^8 \cdot \exp(-38370/T)$$

$$k_{-1} = 3.8 \times 10^7 \cdot \exp(-425/T)$$

$$k_{+2} = 1.8 \times 10^4 T \cdot \exp(-38370/T)$$

$$k_{-2} = 3.8 \times 10^3 T \cdot \exp(-20820/T)$$

$$k_{+3} = 7.1 \times 10^7 \cdot \exp(-450/T)$$

$$k_{-3} = 1.7 \times 10^8 \cdot \exp(-24560/T)$$

上記の3つの反応から、NOの正味生成速度は次式で与えられる。

$$\frac{d[\text{NO}]}{dt} = k_{+1}[\text{O}][\text{N}_2] + k_{+2}[\text{N}][\text{O}_2] + k_{+3}[\text{N}][\text{OH}] - k_{-1}[\text{N}][\text{NO}] - k_{-2}[\text{O}][\text{NO}] - k_{-3}[\text{H}][\text{NO}]$$

となり、N形成の場合は同様に次式で与えられる。

$$\frac{d[\text{N}]}{dt} = k_{+1}[\text{O}][\text{N}_2] - k_{+2}[\text{N}][\text{O}_2] - k_{+3}[\text{N}][\text{OH}] - k_{-1}[\text{N}][\text{NO}] + k_{-2}[\text{O}][\text{NO}] + k_{-3}[\text{H}][\text{NO}]$$

ここで、N原子の酸化の活性化エネルギーは非常に小さいので、温度が高く酸素が十分ある場合にはN原子の消費速度はその生成速度と等しいはずなので、準定常の仮定の $d[\text{N}]/dt \cong 0$ は近似的に算出できる。

この仮定から、Nの濃度は

$$[\text{N}] = \frac{k_{+1}[\text{O}][\text{N}_2] + k_{-2}[\text{O}][\text{NO}] + k_{-3}[\text{H}][\text{NO}]}{k_{+2}[\text{O}_2] + k_{+3}[\text{OH}] + k_{-1}[\text{NO}]}$$

そして、NOの生成速度は

$$\begin{aligned} \frac{d[\text{NO}]}{dt} &= k_{+1}[\text{O}][\text{N}_2] - k_{-2}[\text{O}][\text{NO}] - k_{-3}[\text{H}][\text{NO}] \\ &\quad + (k_{+2}[\text{O}_2] + k_{+3}[\text{OH}] - k_{-1}[\text{NO}]) \frac{k_{+1}[\text{O}][\text{N}_2] + k_{-2}[\text{O}][\text{NO}] + k_{-3}[\text{H}][\text{NO}]}{k_{+2}[\text{O}_2] + k_{+3}[\text{OH}] + k_{-1}[\text{NO}]} \end{aligned}$$

また、ディーゼル燃焼では、極端に燃料が豊富な場合を除いて、 $[\text{NO}] \ll [\text{N}_2], [\text{O}_2]$ の仮定が有効であると考えられる。NOの生成速度は以下のように記述される。

$$\frac{d[\text{NO}]}{dt} = k_{+1}[\text{O}][\text{N}_2] + (k_{+2}[\text{O}_2] + k_{+3}[\text{OH}]) \frac{k_{+1}[\text{O}][\text{N}_2]}{k_{+2}[\text{O}_2] + k_{+3}[\text{OH}]} = 2k_{+1}[\text{O}][\text{N}_2]$$

したがって、拡張ゼルドヴィッチ機構から、NOの生成速度は温度と酸素原子および窒素分子の濃度に依存することが判明したのである。

プロンプト NO_x は拡大ゼルドヴィッチ機構以外の経路で生成されるものであるが温度をさげても生成量には大きな変化がないものである。したがって、低 NO_x 対策は燃焼時の雰囲気温度上昇を防ぐことでサーマル NO_x を低減することが重要であるといえる。

第3章 実験概要

本章では、実験装置と手順について詳細に説明する。実験条件については、次章で実験結果とともに説明する。

3.1 実験装置

図 3.1 に副室式希薄予混合燃焼ガスエンジンの検討に適用した実験装置の全体を示す。以下では、実験装置の詳細を説明する。

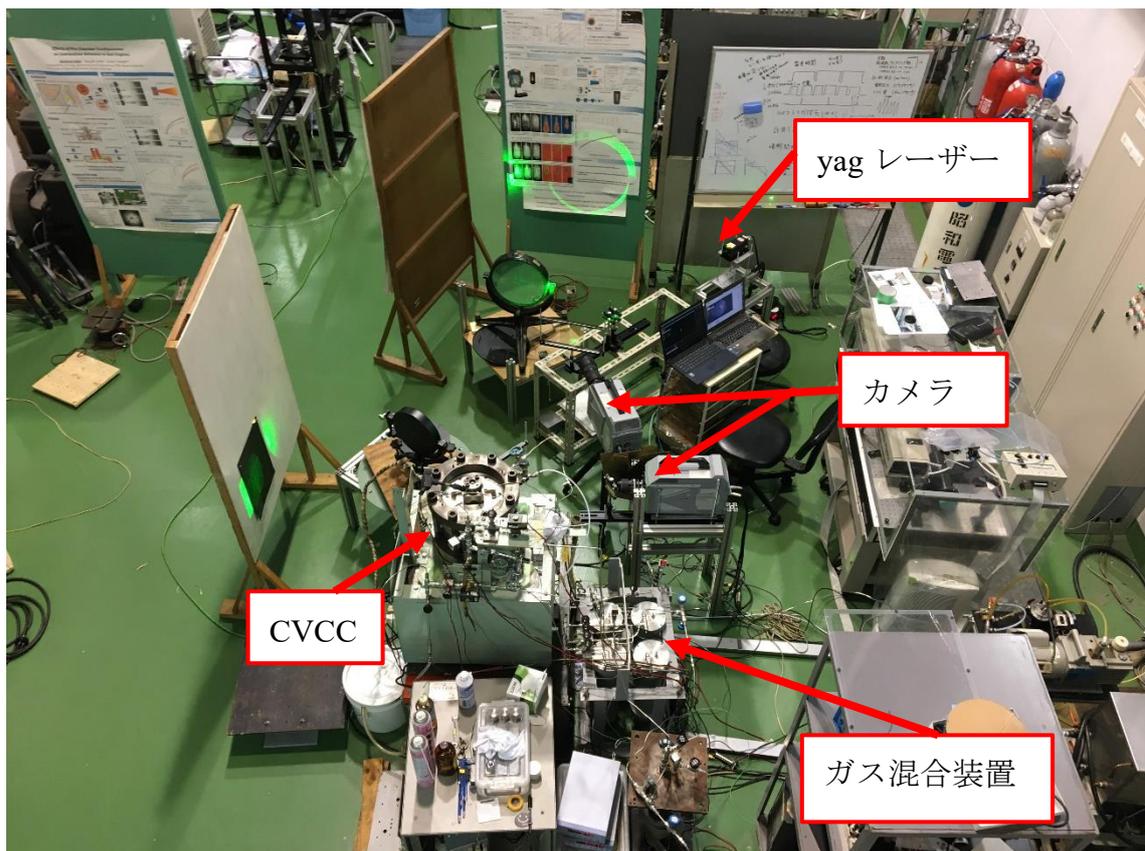


図 3.1 実験系全体画像

3.1.1 定容燃焼室 - Constant Volume Combustion Chamber (CVCC) -

この研究で使用する主な装置は、定容燃焼室 - CVCC (Constant Volume Combustion Chamber) - と呼ばれるものである。CVCC は、非常に複雑な燃焼現象を簡略化し、様々な計測を容易にするために使用される。CVCC は、燃焼現象を調べるために、熱発生率や筒内圧などの結果だけでなく、燃焼の様子も可視化可能である。可視化された火炎の挙動と、圧力などのセンサーによる計測データと比較して、より重要な燃焼過程の情報が得られる。

図 3.2, 図 3.3, 図 3.4 に CVCC の概観, 切断像, 外形図を示す。表 3.1 に CVCC の主な仕様を示す。



图 3.2 CVCC 概要图

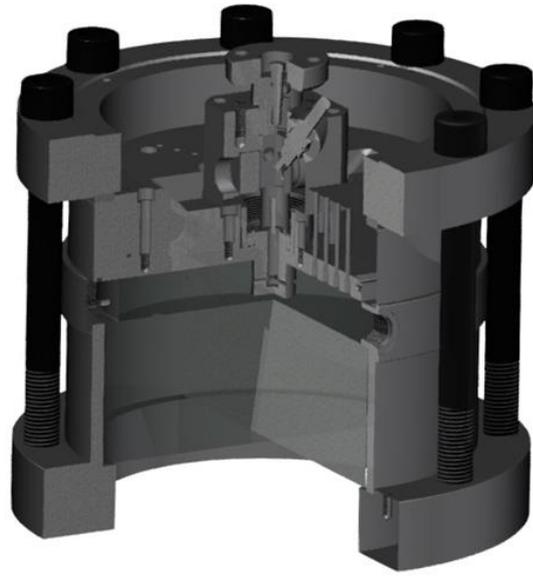


图 3.3 CVCC 断面图

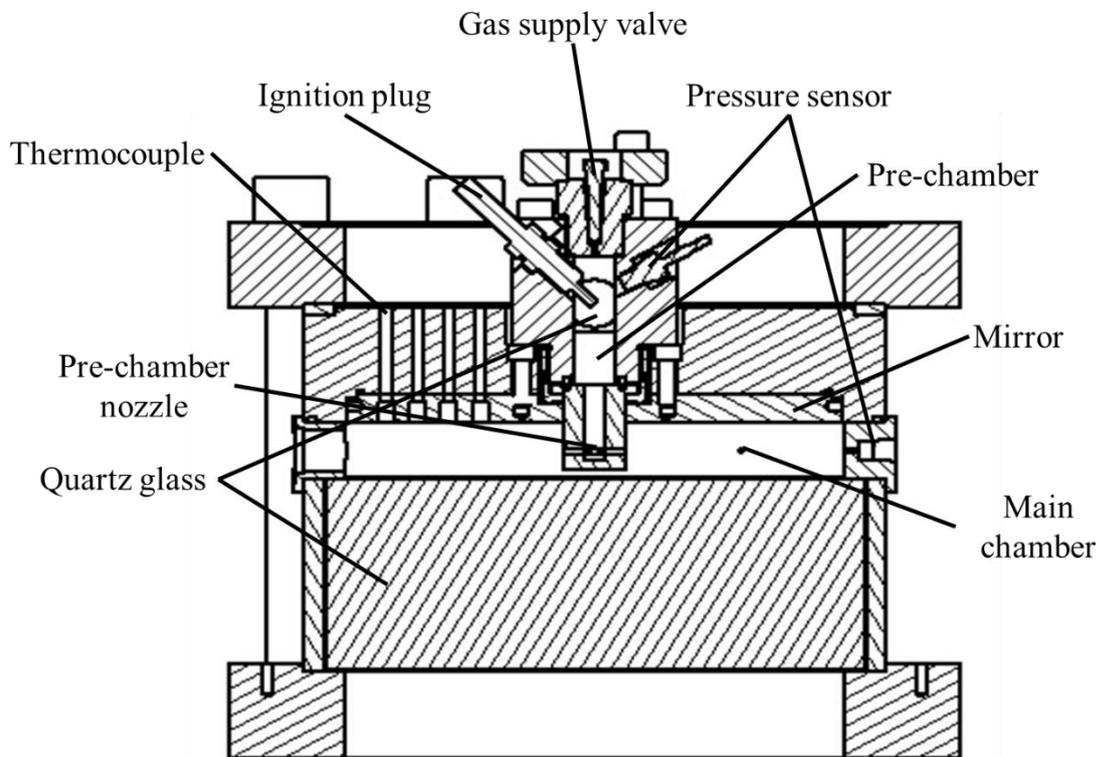


图 3.4 CVCC 概要图

表 3.1 CVCC の主な諸元

主室体積	Φ240 mm×30mm
主室に対する副室体積比	2.30 %
光学窓	石英, Φ260mm×100 mm
点火方式	火花点火

CVCC は、通常のエンジンとは異なり、技術的な組み立てにおいて、いくつかの特徴があります。主室の上面は鏡面である。この主室の下側には、ピストンの代わりに石英窓が設置されている。これらは、往復光路のシャドウグラフ方式で燃焼挙動を可視化するためのものである。シリンダ壁面には、圧力センサーと 2 つの入口が設置されている。1 つは主室ガスが入る入口、もう 1 つは主室から燃焼後の排ガスを引き抜くための入口である。

3.1.2 副室について

図 3.5, 図 3.6, 図 3.7 に、それぞれ副室の概観, 切断像, 外形図を示す。副室の上部には副室ガスの流入口がある。中央にはスパークプラグと圧力センサーが取り付けられている。底面には交換可能なノズルヘッドが設置されている。副室の側面にはスパークプラグによる点火タイミングを観察するための石英窓が設置されている。



図 3.5 副室概要図

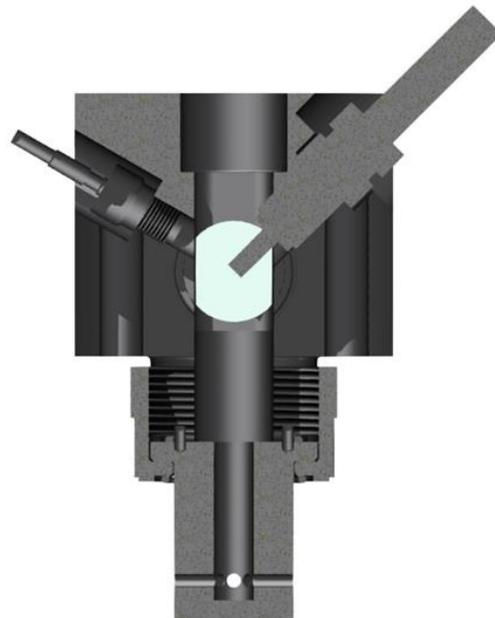


図 3.6 副室断面図

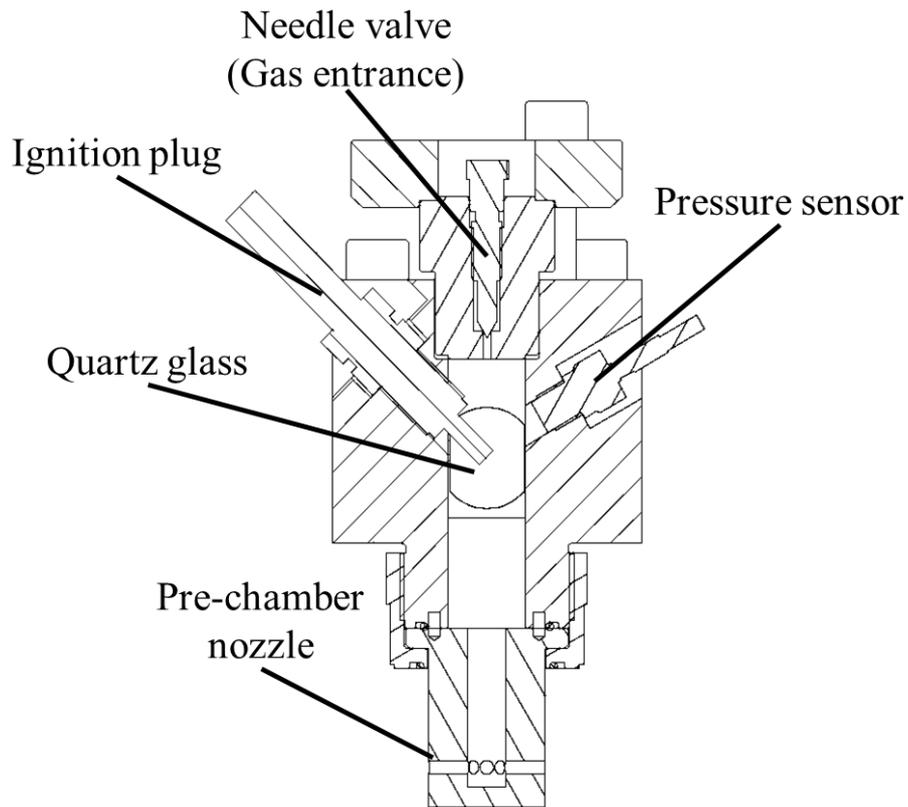


図 3.7 副室概要図

3.1.2.1 副室ノズルヘッド

副室ノズルヘッドの仕様および外形図を表 3.2 および図 3.8 に示す。副室ノズル噴口の射出方向は、トーチ火炎貫通長を測定しやすくするために水平とした。

表 3.2 副室ノズルの仕様

ノズル噴口径	Φ 3.5 mm
ノズル噴口長さ	7.5 mm
ノズル噴口数	8
副室体積比	2.30 %

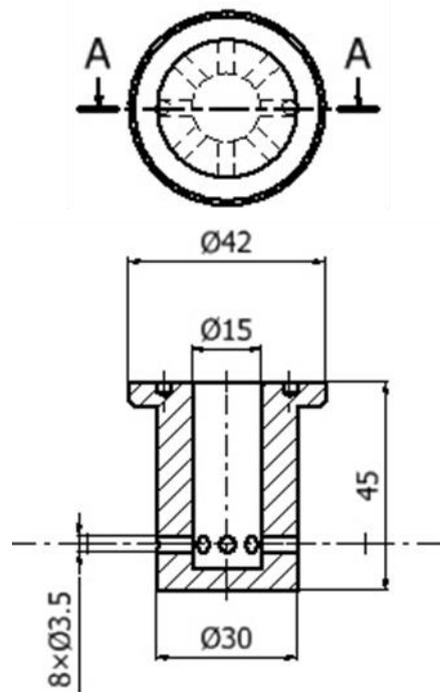


図 3.8 副室ノズル概要図

3.1.2.2 副室ガス供給バルブ

図 3.9 に今回使用した副室ガス供給弁の切断イメージを示す。ニードルバルブのねじ込み幅を調整することで、副室ガスの供給量を調整することが可能である。

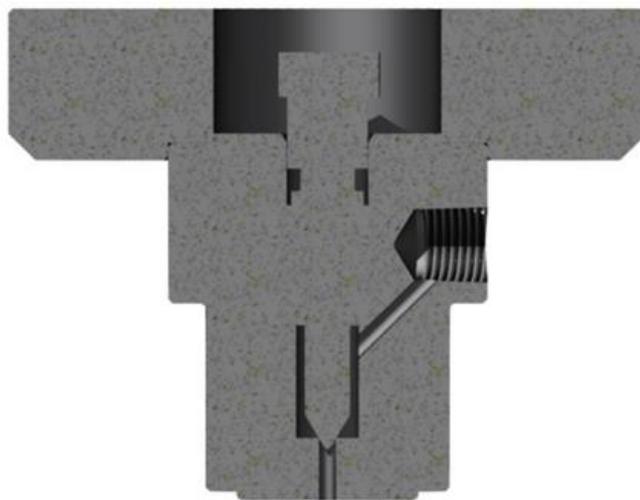


図 3.9 副室ガス供給バルブの断面図

3.1.3 点火プラグ

本実験で使用した点火プラグを図 3.10 に示す。点火プラグは複数の電極と絶縁体から構成されている。点火プラグは、電流の遮断によって生じる誘起電圧を利用して作動する。点火プラグは、電極間に十分な強さの火花放電を発生させ、混合気を着火させる。点火プラグの性能に大きく影響するのは、そのギャップサイズである。プラグギャップが狭い点火プラグは、放電電圧が少なく済む。しかし、点火プラグで発生した火炎核が電極で冷やされ、特に希薄混合気では混合気の着火性が悪くなる。一方、プラグギャップの広い点火プラグは、混合気への着火が容易であるが、高い放電電圧と高い耐久性が要求される。また、ギャップだけでなく、熱にさらされる表面積も重要な要素である。この点火プラグの熱的特性を熱価と呼ぶ。このため、点火プラグは使用条件に合わせてギャップと熱価を最適化したものを使用することが必要不可欠である。



図 3.10 点火プラグ

3.1.4 圧力センサー

燃焼解析には筒内圧が非常に重要である。副室と主室の圧力測定には、図 3.11 に示す KISTLER 社製の圧電式圧力センサーが使用する。圧電センサーは、圧力に比例して表面電荷が発生する圧電効果により、圧力曲線を得ることができる。測定部に圧力が加わると圧電素子に変形し、電荷が発生する。その電荷の増幅電圧を測定することで、圧力変化を算出する。一般に圧電センサーは急激な圧力変化に対して高い応答性を示すが、ドリフト現象があるため静止状態での計測には不向きである。圧電センサーの圧力曲線は、燃焼状態を解析するために必要不可欠である。また、圧電センサーは耐熱性が低いため、実験時には冷却水を循環させる必要がある。

また、静止状態である主室と副室へのガス供給に用いる圧力センサーには、図 3.12 に示す長野計器株式会社製小型デジタル圧力計 GC31 を用いた。表 3.12 には、デジタル圧力計の仕様を示す。



図 3.11 ピエゾ式圧力センサー

表 3.3 ピエゾ式圧力センサーの仕様

冷却方式	水
測定範囲 [bar]	0~100
感度 [pC/bar]	≈26
固有振動数 [kHz]	≈90
非線形性 [% FSO]	< ±0.5
使用温度範囲 [°C]	-50~350
反応誤差(冷却時) [%]	< ±0.5
反応誤差 (非冷却時) [%]	< ±2
最大熱衝撃誤差 [%]	< ±1



図 3.12 デジタル圧力計

表 3.4 デジタル圧力計の仕様

測定圧力範囲	0~10 MPa
表示精度 (23°C)	±(1.0% F.S.+1digit)
表示周期	200 ms
アナログ電圧出力	1~5 V DC
出力精度	表示+1.5%F.S.以下
応答速度	50 ms 以下
出力分解能	約 30 mV DC
使用温度範囲	-50~50 °C

3.1.5 ガス混合装置

CVCC にはガス混合を行う装置がないため、図 3.13 のようなガス混合装置を CVCC の側面に設置する。混合ガスは主室、副室に供給する前に混合する。圧力調整弁を制御し、電磁弁の駆動時間を変えることで、混合タンクの分圧を調整し、特定の空気過剰率の混合気を作ることができる。分圧による混合濃度の精度は±1%程度であった。

従来よりも混合気の精度を上げるために、これまで使用していた小型デジタル圧力計 GC31 に代わり、より精度よく圧力が測定できる図 3.14 に示す東京航空計器製のデジタル微差圧計 DG-920N を使用した。また、従来のガス混合装置には、真鍮素材を使用した電磁弁が付属しており、アンモニアの腐食によりシール性が損なわれてしまった。そのため、本実験では、新たに図 3.13 に示す通り混合タンクを増設し、電磁弁の代わりに真鍮素材のないニードル弁で直接分圧を調整した。

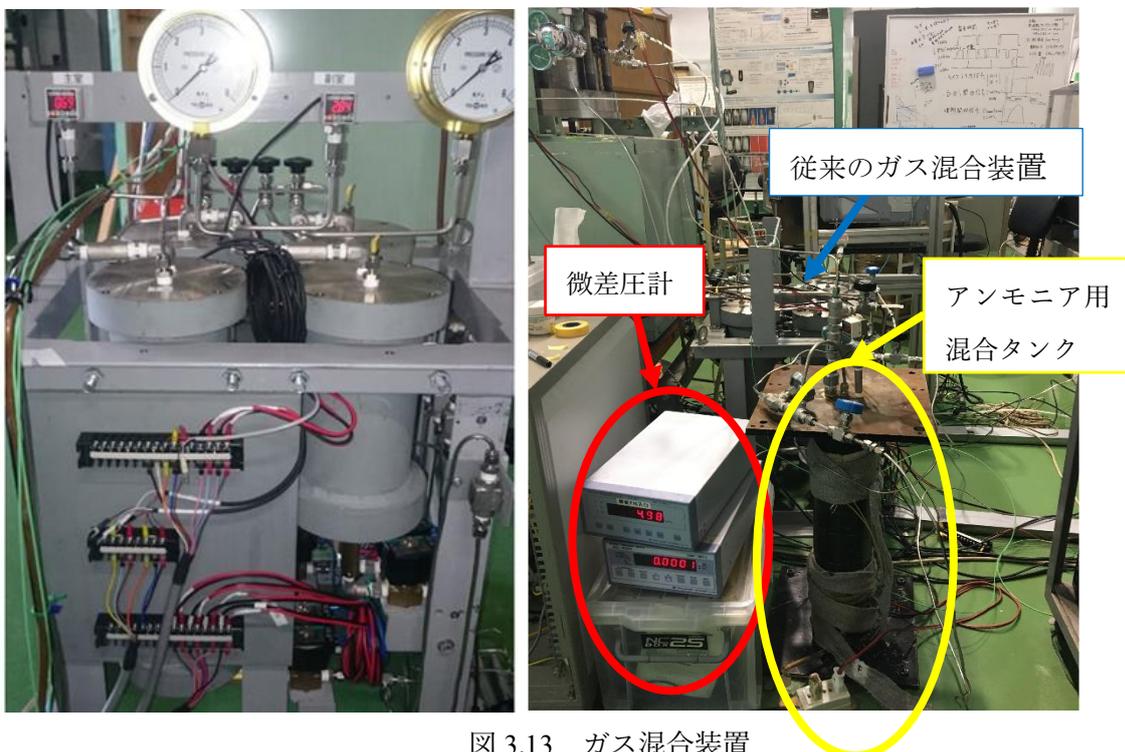


図 3.13 ガス混合装置

(左が従来のガス混合装置, 右は追加したデジタル微差圧計と混合タンクである.)



図 3.14 デジタル微差圧計

表 3.5 デジタル微差圧計の仕様

測定圧力範囲	0~1.0 MPa
センサー耐圧	200%F.S.
アナログ電流出力	4~20 mA
アナログ電圧出力	0~10 V DC
測定精度	±(1.0% F.S.+1digit)
サンプリング周期	4 回/秒
周囲温度	0~40 °C, 95Rh 以下

3.1.6 制御・計測システム

図 3.15 に示すように, CONTEC 株式会社製のアナログ入力ボード (AD16-16U (PCI) EV) とデジタル入出力ボード (PIO-32DM (PCI)) を使用して制御・計測用の電子ユニットを製作した. 実行プログラムは Visual Basic 環境下で, プログラム言語は VBA (Visual Basic for Applications) で作成した. 制御用 PC から各種実験装置を制御できるようにした.

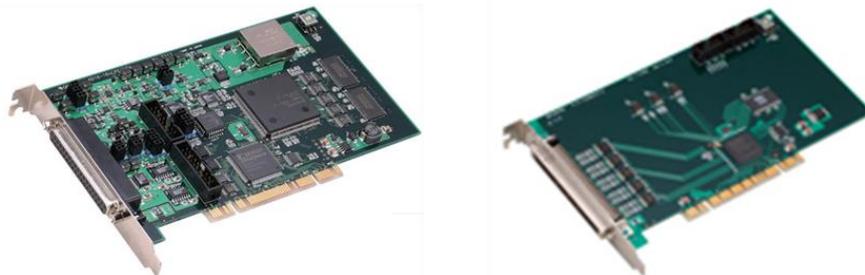


図 3.15 アナログ出力ボード, デジタル入出力ボード

図 3.16 に実験システムのデータフローを模式的に示す. スタート信号は制御装置からスパークプラグと 2 台のカメラに送られる. カメラはトリガー信号を受信後すぐにデータの記録を開始する. 上記と同様に, 点火プラグは指定した遅延時間で作動する. シャドウグラフ撮影画像と直接撮影画像, 主室と副室の各々の筒内圧曲線が制御用 PC に送信される. また実際に出力されたカメラトリガ信号と点火信号も制御用 PC に送信される.

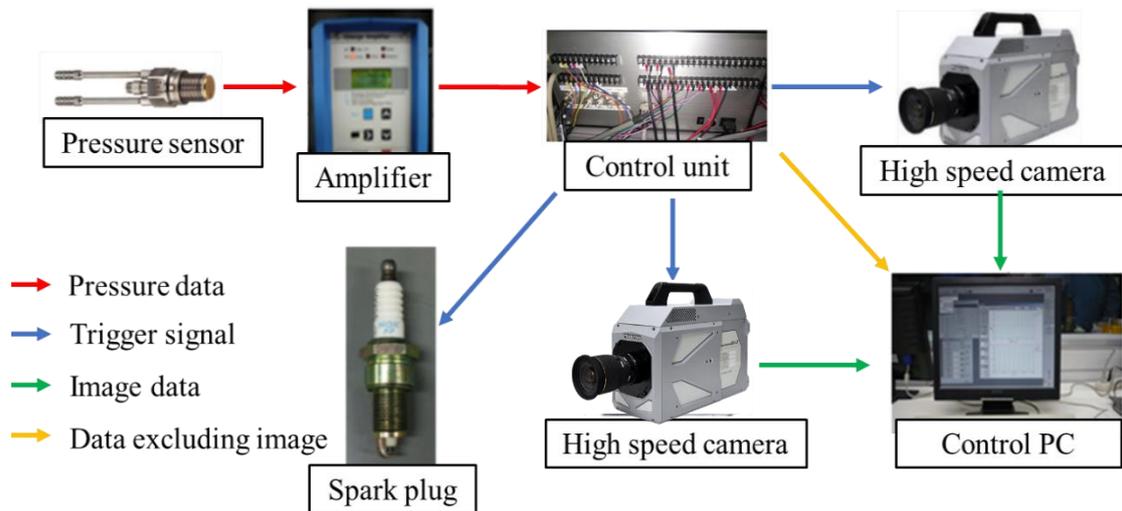


図 3.16 データフローの模式図

3.1.7 光学測定

燃焼の様子は高速度カメラを用いて撮影した。燃焼過程の理解を深めるために、光学的な計測と記録を行った。視覚的な方法としては、直接撮影法とシャドウグラフ法の2種類を適用した。図 3.17 に光学機器のセットアップを示す。主室内の燃焼挙動を観察するために、主室内の下窓からシャドウグラフ撮影と直接撮影を行った。以下、これらのカメラおよび光学的手法の詳細について説明する。

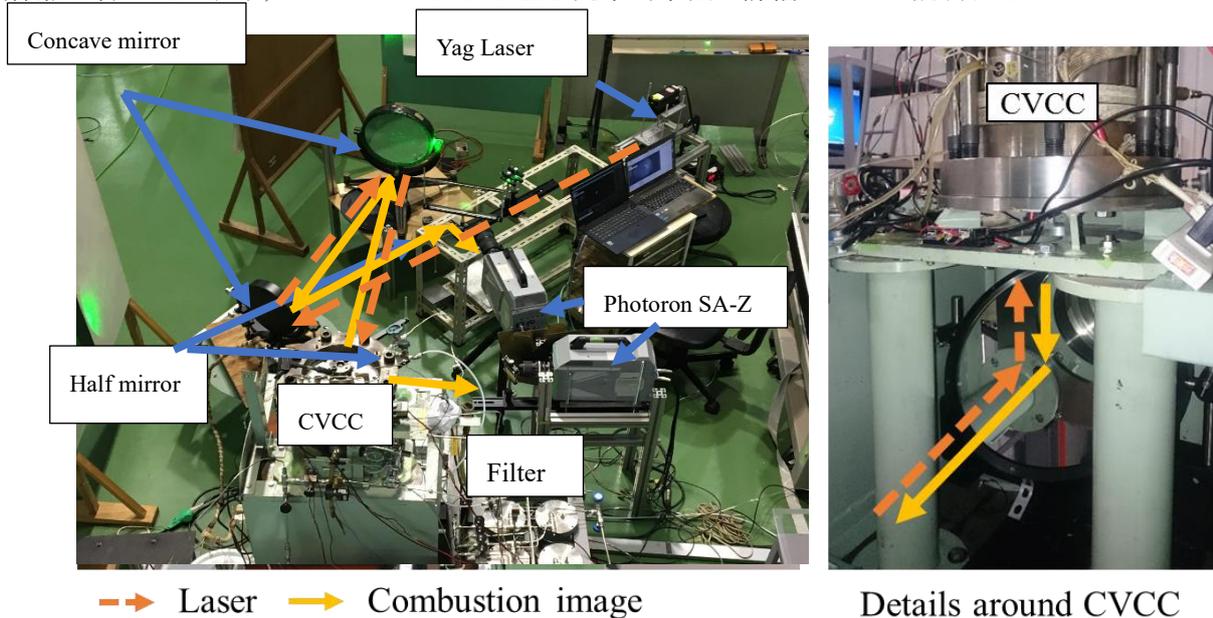


図 3.17 光学機器のセットアップ

3.1.7.1 直接撮影法

直接撮影法は、起きている燃焼過程の情報を得るのに最も簡単な方法である。本実験では、主室での燃焼観察に直接撮影を用いた。Yag レーザーによる干渉を低減するために、図 3.20 のような可視域ダイクロ

イックフィルターをカメラ前に設置した。表 3.7 にダイクロイックフィルターの仕様を示す。図 3.21 にはフィルターの透過率波長特性を示した。光路に対し 45° 程度傾けることで、 $450\sim 530\text{ nm}$ 付近の波長以外を 90%程度反射させる。今回は、Yag レーザーの波長である 532 nm をカットしつつ、オレンジ色の輝炎を損失せずに、撮影するために光路に対し約 45° 強傾けて使用した。図 3.18 に直接撮影法による燃焼過程イメージの一例を示す。画像はフotoron FASTCAM SA-4 を使用し、 $20,000\text{fps}$ 、解像度 1024×1024 ピクセルで記録した。技術データを表 3.4 に、本カメラの画像を図 3.19 に示す。

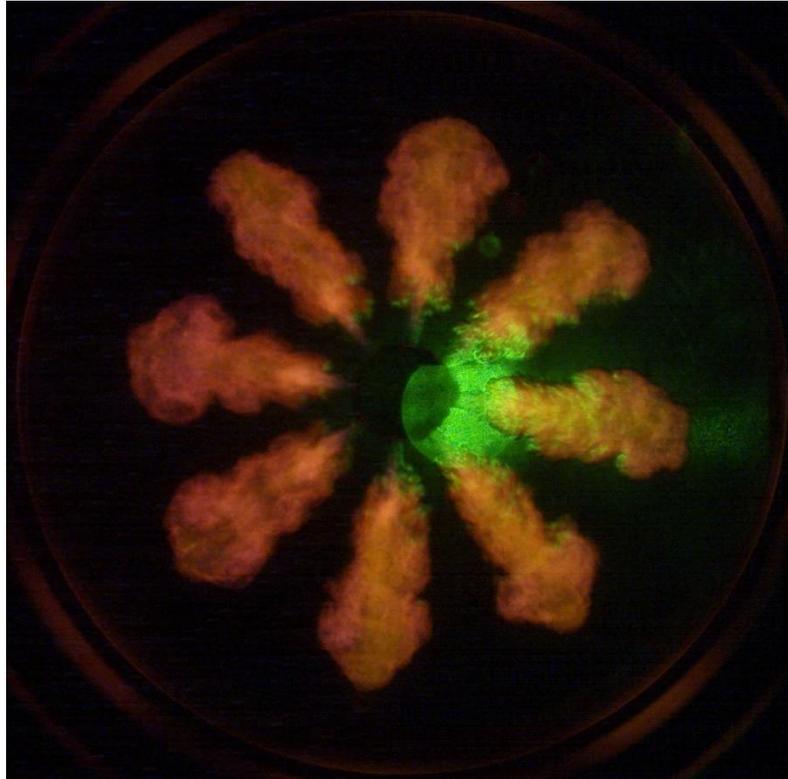


図 3.18 トーチ火炎の直接撮影画像



図 3.19 Potoron FASTCAM SA-Z

表 3.6 Potoron FASTCAM SA-Z の仕様

撮像素子	1024×1024 画素 C-MOS イメージセンサー
最高撮影速度	2,100,000fps(分割), 20,000fps(1024×1024pix)
最短露光時間	159 nsec ※解像度, 撮影速度 による
濃度階調	モノクロ: AD 変換 12bit カラー: AD 変換 36bit (RGB 各 12bit)
ピクセル	20 μm (ピッチ)



図 3.20 可視域ダイクロイックフィルター

表 3.7 可視域ダイクロイックフィルタの仕様

品番	DIF-50S-MAG
材質	B270(白板ガラス) または BK7
入射角度	0°
適応波長	400~700 nm
スクラッチーディグ	60-40
有効径	外径寸法の 90%の正方形に内接する円

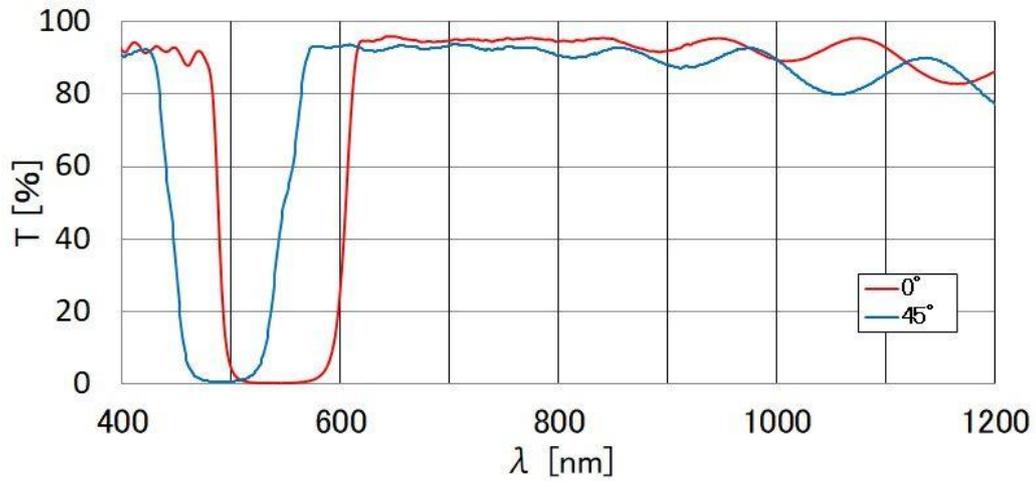


図 3.21 可視域ダイクロイックフィルター透過率波長特性

3.1.7.2 シャドウグラフ法

シャドウグラフ法の原理は、空気などの媒質中の密度勾配に反射して光の伝搬が変化することを利用したものである。これは、熱い道路やろうそくの上を上昇する空気ですべて簡単に観察することができる。シャドウグラフ法の光学系を図 3.22 に示す。

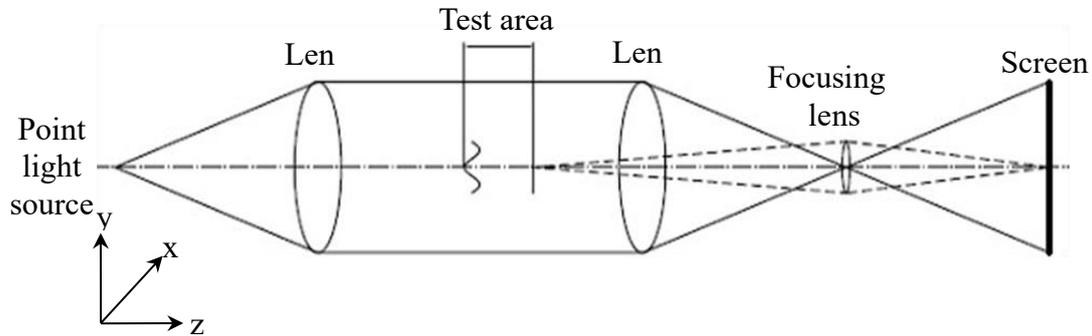


図 3.22 シャドウグラフ法の基本的なセットアップ

このシステムは、基本的に点光源、レンズ、スクリーンで構成される。点光源は光を発し、伝播中に拡散する。1枚目の凹レンズで光線を平行にし、試験部を平行に通過するように設定されている。試験部を通過した後、2枚目の凸レンズにより試験光は再び束ねられる。最後に第3のレンズを用いて、シャープで鮮明な画像を得るために光をスクリーンに集光する。

この実験では、光源として Yag レーザー、レンズとして凹面鏡、平面鏡、集光レンズとスクリーンとしてフォトロン FASTCAM SA-Z が使用されている。Photron FASTCAM SA-Z の画像を図 3.23 に、その仕様を表 3.8 に示す。



図 3.23 Photron FASTCAM SA-Z

表 3.8 Photron FASTCAM SA-Z の仕様

撮像素子	1024×1024 画素 C-MOS イメージセンサー
最高撮影速度	2,100,000fps(分割), 20,000fps(1024×1024pix)
最短露光時間	159 nsec ※解像度, 撮影速度 による
濃度階調	モノクロ: AD 変換 12bit カラー: AD 変換 36bit (RGB 各 12bit)
ピクセル	20 μ m (ピッチ)

3.1.8 排ガス分析⁽¹⁴⁾

Bex-2000FT はフーリエ変換赤外分光法(FTIR)による FTIR ガス分析計である。自動車排気ガス測定に必要な様々な条件をクリアーし、自動車を始め各種エンジン排気ガス中に含まれる多成分ガス濃度を高速、高精度に測定可能である。

本装置は、モーダルマスエミッションの測定や触媒評価系でのガス発生量の監視に使用されている。表 3.6 に本研究で使用した排気ガス成分の測定値とそれに対応する分析装置の測定範囲を示す。なお、NH₃ の測定方法については、次節で述べる。



図 3.24 Bex-2000FT

表 3.24 Bex-2000FT による排ガス測定成分項目

測定項目	CO	CO ₂	H ₂ O	SO ₂	SO ₃	COS	H ₂ S
最小レンジ [volppm]	5000	40000	250000	500	250	200	500
最大レンジ [volppm]							
測定項目	H ₂ SO ₄	NO	NO ₂	NH ₃	CH ₄	C ₂ H ₂	C ₂ H ₄
最小レンジ [volppm]	30	2000	100	100	500	500	500
最大レンジ [volppm]			1000	1000			
測定項目	C ₂ H ₆	C ₃ H ₆	C ₃ H ₈	C ₄ H ₆	C ₆ H ₆	C ₇ H ₈	N-C ₈ H ₁₈
最小レンジ [volppm]	500	500	500	500	500	500	500
最大レンジ [volppm]							
測定項目	CH ₃ OH	C ₂ H ₅ OH	HCHO	CH ₃ CHO	HCOOH	HCN	HNCO
最小レンジ [volppm]	500	500	500	500	500	1000	500
最大レンジ [volppm]							

3.1.6.1 Bex-2000FT のアンモニア濃度測定原理⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾

フーリエ変換赤外分光光度計 (Fourier transform infrared spectrometer: 以下 FTIR) は、赤外スペクトル (以下 IR スペクトル) を測定するための分析装置である。IR スペクトルとは、物質に赤外光を照射し、透過または反射した光量を波長 (波数) に対してプロットしたグラフである。IR スペクトルは物質の分子構造によって固有のパターンを示すことから、分子構造や未知試料の定性分析が可能となる。また縦軸に用いられる吸光度 (Abs) は物質の濃度や厚みに比例することから、ピークの高さや面積を用いて定量分析を行うこともできる。

FTIR の原理

FTIR で用いるフーリエ分光法は、2 光束干渉計を分光に利用したものの総称である。構成としては、半透鏡と 2 枚の反射鏡 (1 枚は固定、1 枚は可動) になる。光源からの光は、平行光束で干渉計に導かれ、半透鏡に斜入射され、透過光と反射光の二つの光束に分割される。二つの光束は、固定鏡と移動鏡で反射され半透鏡に戻り、再び合成され、干渉波を発生させることができる。移動鏡の位置 (光路差) により異なる光の干渉波が得られ、各位置における干渉波の信号強度から計算で、各波数成分の光の強度に分離できる。この計算がフーリエ変換で、コンピュータで高速に処理できる。つまり、回折格子の代わりに、干渉波を計算で分光し、赤外スペクトルを測定する装置が FTIR である。

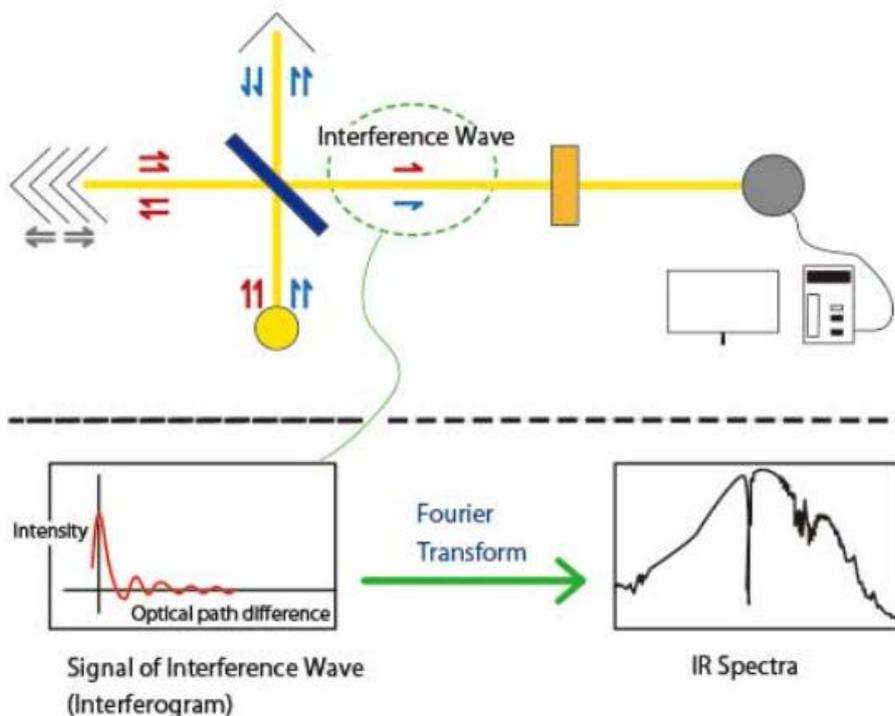


図 3.24 FTIR における干渉波の発生

透過スペクトルを得るまで

FTIR は、一般的にシングルビームの測定である。このため、試料室に試料がある状態とサンプルのない状態（バックグラウンド）の二つの測定から試料の透過スペクトルを得ます。サンプル、バックグラウンドともに、得られたインターフェログラムをフーリエ変換して、シングルビームスペクトル（SB）を得る。透過スペクトルは以下の式により算出する。

$$(\text{試料の SB}) / (\text{バックグラウンドの SB}) \times 100 = \text{透過スペクトル}$$

透過スペクトルでは、各素子のエネルギー特性や、H₂O、CO₂ の吸収がキャンセルされる。

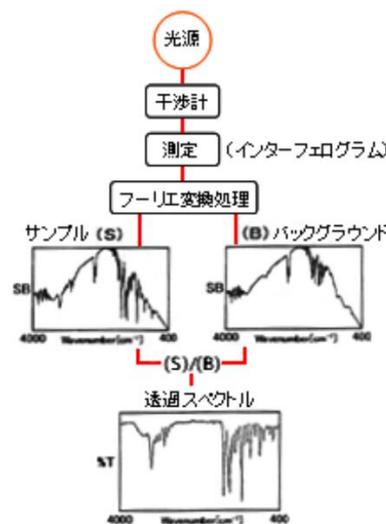


図 3.25 透過スペクトル測定の流れ

3.2 実験の手順

実験準備(3.2.1 節)は 1 回だけ行う。その他の手順は、実験毎に(3.2.2 節)から(3.2.3 節)までを繰り返す。

3.2.1 実験の準備

本実験の準備手順を以下に列挙する。

まず、すべての実験装置を使用できる状態にする。

- ・圧力センサー測定器をウォームアップする。
- ・シリンダ内圧センサーの保護用冷却水を再循環させる。
- ・高速度カメラと画像保存用 PC，圧力変化用 PC を起動し、相互に同期させる。その後、炎像を撮影するための光学系を調整します。

レーザーシステムを稼働させ、安定した出力が得られるようウォームアップを行います。

排気ガス測定に使用した HORIBA MEXA-7100FX をウォームアップし、キャリブレーションを実施。

3.2.2 実験のセッティング

これらの手順は実験を行う直前に行うが、以下の作業は必須である。

- ・ 燃焼室全体につながる真空ポンプを起動し、燃焼室内を真空にする。
- ・ 真空になったら、主室と真空ポンプをつなぐバルブを閉じる。
- ・ 高速度カメラを待機させ、コントロールユニットからのトリガ信号で記録する。
- ・ 電磁弁システムは制御 PC により起動される。制御プログラムの GUI 上で、自動給気ボタンを押すことで、主室、副室への給気と点火、カメラトリガ信号の出力を設定したタイミングで、自動的に行う。
- ・ 上記の流れとして、主室への電磁弁を開き、主室ガスが主燃室全体の圧力が設定圧力の 90.0%になるまで入るように設定されている。その後、副室への電磁弁が開き、副室ガスが設定圧力 (0.5MPaG) まで入る。
- ・ レーザーシステムのシャッターを開き、レーザーシステムがレーザーを照射する。
- ・ 圧力センサーのアンプが作動し、コントロールユニットから 2 台のカメラに信号を送られた後、高速度カメラがデータの記録を開始する。
- ・ その後、点火信号により点火プラグが点火される。

3.2.3 実験の後処理

- ・ レーザーシステムのシャッターを閉じる。
- ・ 高速度カメラから PC に画像がダウンロードされる。
- ・ 圧力曲線はコントロールユニットによりパソコンに保存される。
- ・ 排気ガス分析器により、主室内の排ガスを測定する。

3.3 画像処理方法

この実験では、トーチ火炎の挙動を定量化するために、燃焼画像からペネトレーション長およびコーン角を測定している。ペネトレーション長さは、わずかな密度変化も認められる噴流先端の点として定義される。コーン角については、副室噴口を頂点とする円錐形とみなし、この円錐形の中にトーチ火炎が存在することを確認した。ペネトレーション長さの 30% から 50% における平均値をコーン角の点として取得した。本研究では、ペネトレーション長さおよびコーン角は、全てのトーチ火炎における平均値としている。時間計測については、高速度カメラによるシャドウグラフ画像から、トーチ火炎の噴出したタイミングの画像から 1 フレーム前を基準としている。そのため、1 フレーム時間以下の誤差を含む可能性がある。

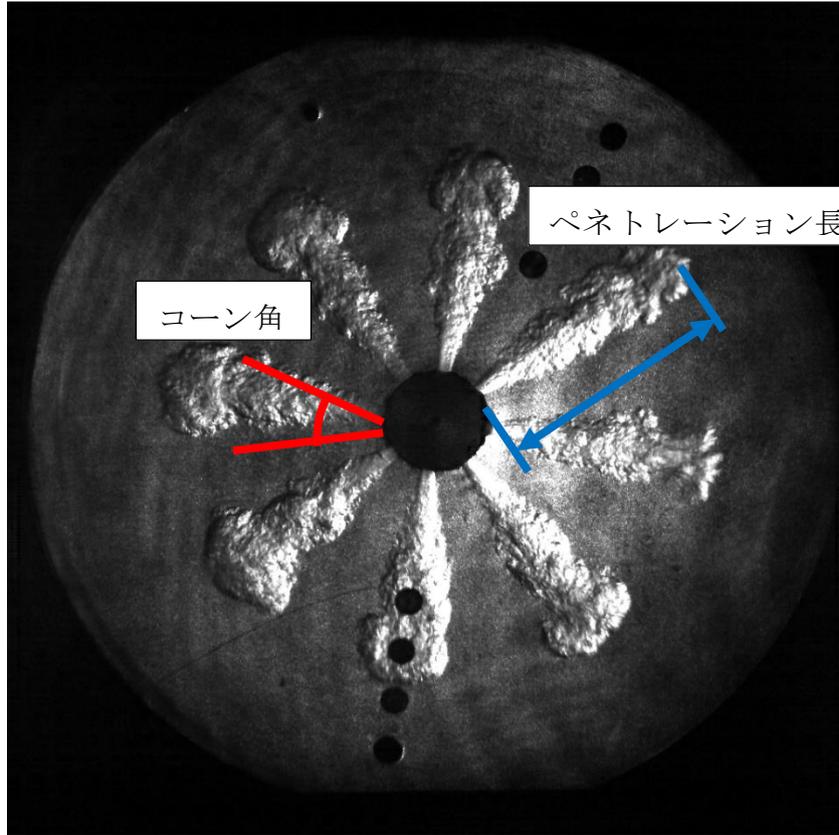


図 3.26 画像処理における定義

第4章 結果および考察

本章では、水素トーチ火炎の挙動とそれに続く主室でのアンモニア混合気燃焼過程を詳細に調査するための実験結果について述べる。実験結果は、室内圧力（熱発生）、燃焼後の排ガス分析、および水素トーチ火炎の特性（ペネトレーション、コーン角など）をシャドウグラフ画像、直接撮影画像で解析したものである。

4.1 主室内非可燃性気体条件下での水素トーチ火炎挙動

本節では、主室内にアンモニア混合気が装入された場合の水素トーチ火炎の追加的な伸長・膨張を除くために、主室内に圧縮空気が充填された場合の水素トーチ火炎挙動について考察する。

4.1.1 参考例の結果

各条件間の比較の基準を設定するために、表 4.1 に示す実験条件を基準ケースとして選択し、以下「ケース 1」と呼ぶ。

表 4.1 ケース 1 の実験条件 (基準ケース)

主室ガス	空気
副室ガス	水素混合気
副室混合気の空気過剰率 λ_{PC} [-]	1.0
初期圧力 [MPa]	0.5
初期温度 [K]	323
副室ノズル諸元 [径 mm × 長 mm × no. 噴口数]	3.5 × 5.0 × 8

・副室と主室の圧力変化

図 4.1 は、ケース 1 における副室と主室の圧力変化を測定し、2 つの燃焼室間の差圧も示したものである。図 4.2 は、副室混合気がメタン、初期圧力が 1.0MPa で、それ以外の条件はケース 1 と同じの場合である。差圧が正の場合は、副室が主室より圧力が高いことを意味する。これらの圧力変化は、副室式燃焼システム特有の重要な情報を与えてくれる。図 4.1 から、先行研究と同様に 2 つの特徴的な点が指摘できる。

1 つ目の特徴は、圧力上昇の始まりに示されている。副室は主室より早く圧力が上昇し、それに伴い差圧は点火開始後 6.5ms.ASOI から 8ms.ASOI にかけて跳ね上がる。これは副室ノズル開口面積が 2 室間の圧力均衡を実現するのに十分でないためである。周知のように、正の差圧の蓄積はトーチ火炎放出の駆動力である。

2 つ目の特徴は、燃焼終了間際の副室の圧力曲線に現れている。圧力は 9ms.ASOI に一時的な低下とオーバーシュートを示す。その後は、副室圧力が主室圧力に卓越する。この時間的な圧力変動は、噴出する

トーチ火炎の慣性力に由来するものと思われる。このため、副室ガスはトーチ火炎の慣性力により膨張しすぎ、その後、燃焼ガスを副室内に逆充填することにより再び圧縮されていると考えられる。図 4.2 の先行研究から得られた傾向では、その一時的な低下とオーバーシュートにより、主室圧力の最大値は副室圧力より高くなる。図 4.2 と比較して、図 4.1 の主室圧力の最大値は、副室圧力の最大値よりも非常に低い。これは、空気過剰率は同じく 1 だが、投入された燃料量の差もしくは発生熱量に非常に大きな差が生じたためと考えられる。

また、図 4.1 より、副室、主室ともに圧力履歴に細かな波が確認できる。この現象は図 4.3 でも視覚的に確認できる。図 4.3 は、ケース 1 での副室からの水素トーチ火炎が噴出した際の様子をシャドウグラフで撮影し、その画像から背景差分をとったものである。トーチ火炎噴出直後から、圧力波の波面が生じている。0.25 ms.ASOE 付近では、壁面に波面が到達し、0.55ms.ASOE 付近で、副室噴口に跳ね返ってきている。0.70ms.ASOE で壁面に波面が到達している。これは、水素燃焼の急激な圧力上昇が副室内で圧力振動を引き起こし、それが主室へと伝播していると考えられる。この圧力波も燃焼を評価する上では重要である。

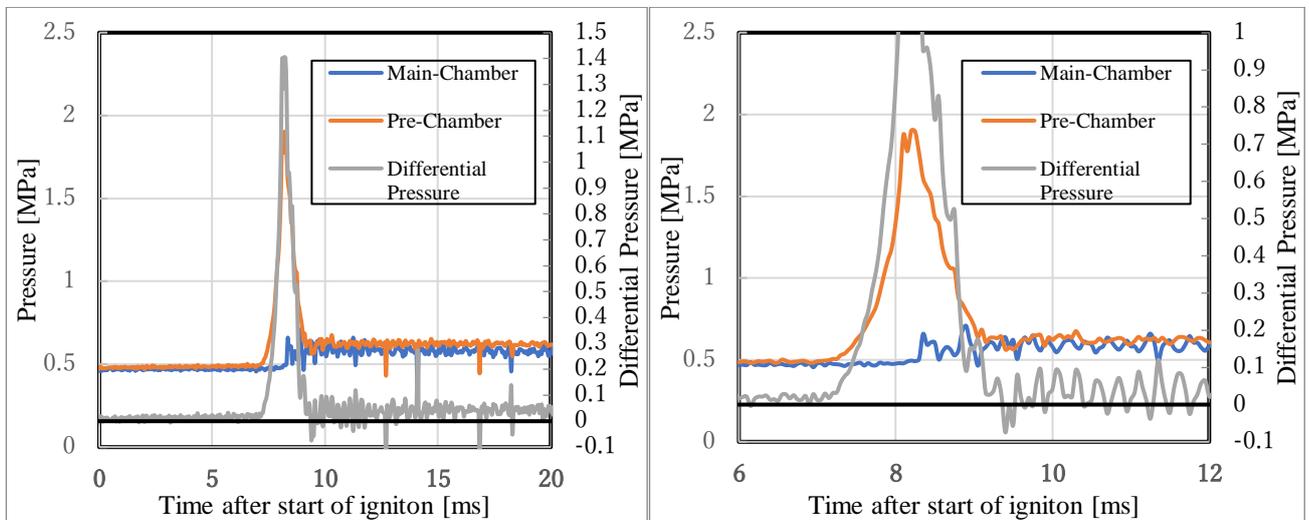


図 4.1 ケース 1 の主室と副室の圧力履歴
(右図は 6ms.ASOI~12ms.ASOI の区間を拡大)

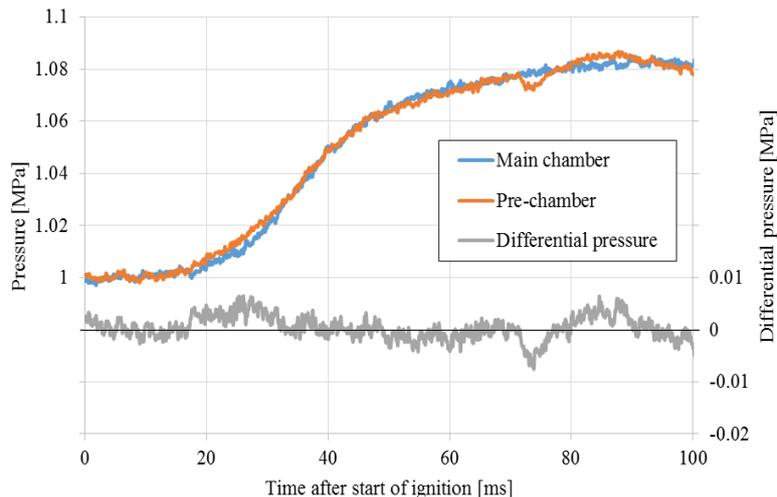


図 4.2 先行研究での副室混合気がメタンの場合、主室と副室の圧力履歴

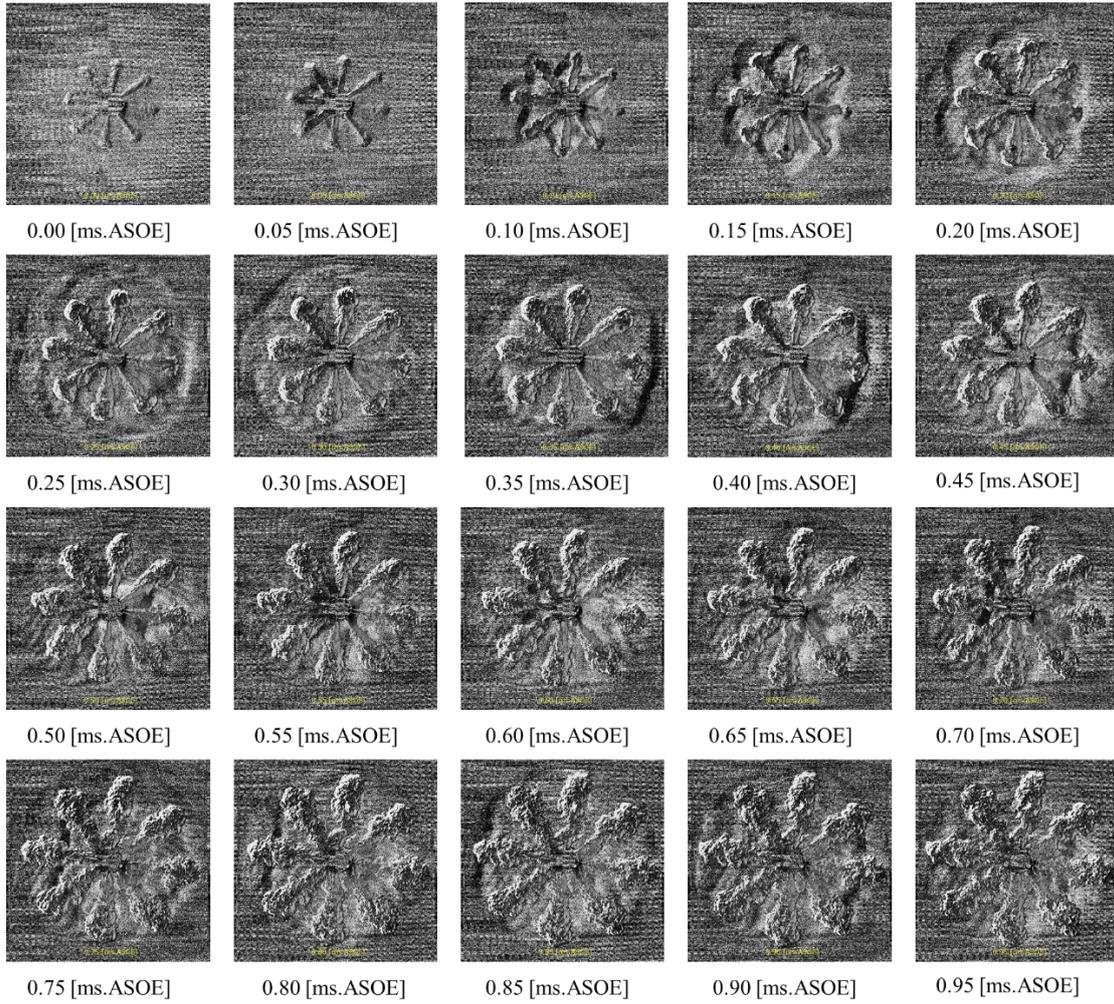


図 4.3 ケース 1 のシャドウグラフの背景差分画像から見える圧力波の様子

熱発生率と総発生熱量

燃焼評価の主要な指標は、主室内と副室内での熱発生率（ROHR）と、放熱過程全体における ROHR の累積を意味する総発生熱量（Total Q）である。ROHR と Total Q は以下のように表される。

$$\left. \frac{dQ}{dt} \right|_m = \frac{V_m}{\kappa - 1} \frac{dp_m}{dt} \quad (4.1.1)$$

$$\left. \frac{dQ}{dt} \right|_p = \frac{V_p}{\kappa - 1} \frac{dp_p}{dt} \quad (4.1.2)$$

$$\frac{dQ}{dt} = \left. \frac{dQ}{dt} \right|_m + \left. \frac{dQ}{dt} \right|_p \quad (4.1.3)$$

$$Q_m = \frac{V_m}{\kappa - 1} \Delta p_m \quad (4.1.4)$$

$$Q_p = \frac{V_p}{\kappa - 1} \Delta p_p \quad (4.1.5)$$

$$Q = Q_m + Q_p \quad (4.1.6)$$

V_m, V_p : Volume of the main and pre-chamber

p_m, p_p : Pressure in the main and pre-chamber

Q_m, Q_p : Total Q in the main and pre-chamber

ROHR と Total Q は、燃焼した燃料の熱発生量を示している。図 4.4 にケース 1 の副室における ROHR と Total Q を示す。

Total Q の曲線は 7 ms.ASOI 付近からから 8 ms.ASOI 付近で急上昇している。その後、Total Q は最大となり、チャンバー壁からの熱損失により緩やかに減少している。副室での Total Q の最大値は 120 J であり、これは装入水素低位発熱量の 6.67% を占めると計算される。しかし、本研究での Total Q は熱損失を考慮していないため、真の熱放出量は計算値よりも多くなる。

また、図 4.5 は先行研究で行った副室メタン混合気の場合の副室 ROHR と TotalQ である。図 4.4 と比較するとメタンとの燃焼速度の差が明瞭に見える。

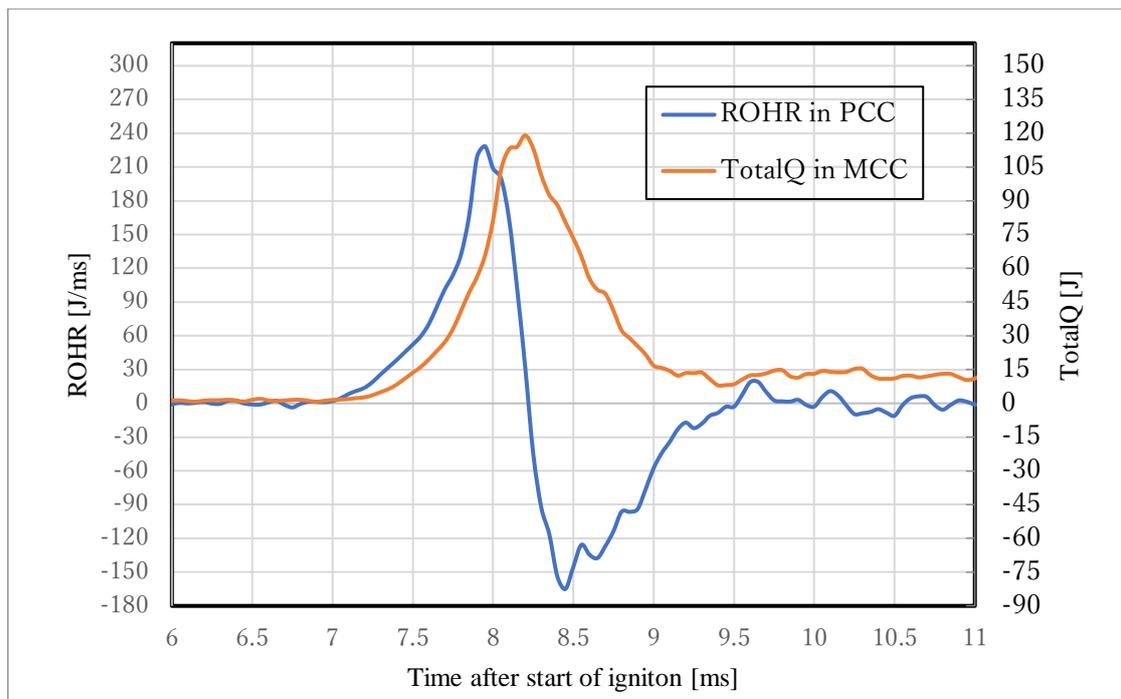


図 4.4 ケース 1 の副室での ROHR と Total Q の変化

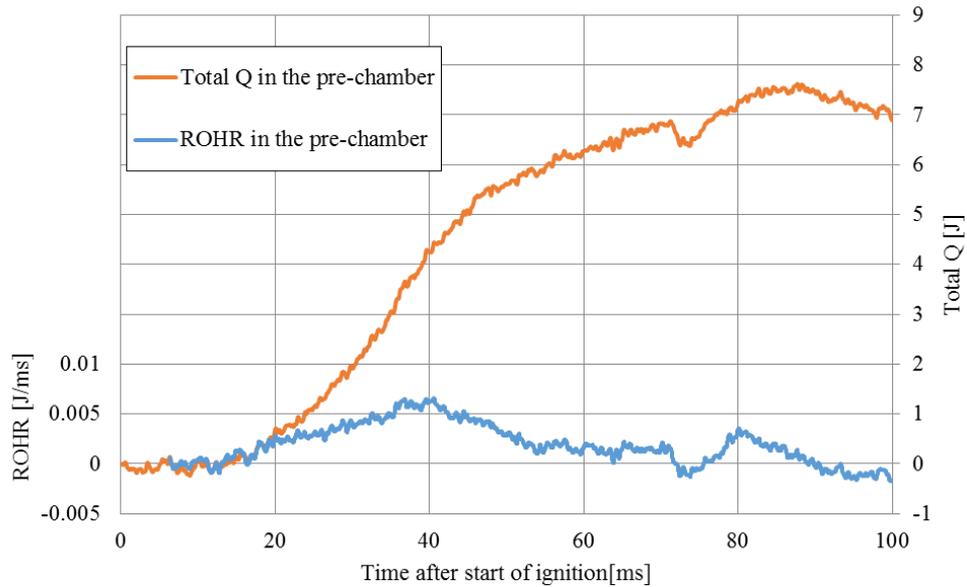


図 4.5 先行研究での副室メタン予混合燃焼時の副室における ROHR と Total Q の変化

4.1.2 水素トーチ火炎挙動の予測

図 4.6 はケース 1 の副室からの水素トーチ火炎挙動のシャドウグラフ画像である。主室内の圧縮空気下での水素トーチ火炎の挙動を詳細に可視化した。

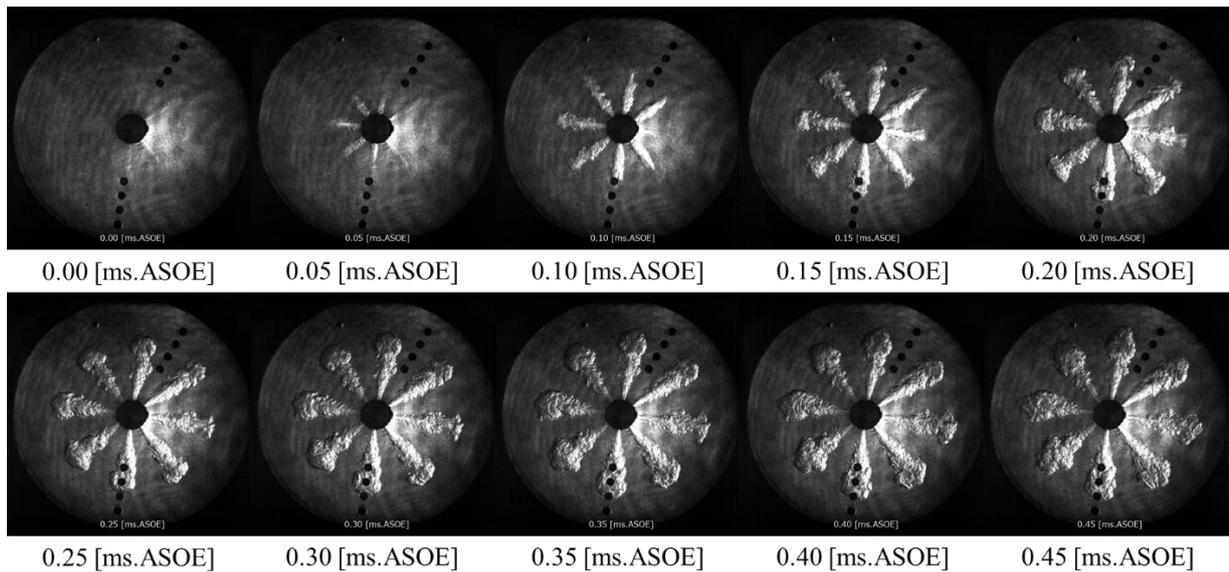


図 4.6 ケース 1 での水素トーチ火炎の挙動

この小節では、トーチ火炎がディーゼル噴霧に近似できると仮定し、トーチ火炎の貫徹長（penetration length：ペネトレーション長さ）も完全に発達した噴霧に近似する。噴霧のペネトレーション長さ L は Hiroyasu and Arai⁽¹⁷⁾の経験式により、次のように予測されることが多い。図 4.8 のように、先行研究で副室混合気にメタンを用いた際は、メタントーチ火炎に対し、この経験式からペネトレーション長さを予測することができていた。

$$L = 2.95 \left(\frac{\Delta P}{\rho_a} \right)^{0.25} \sqrt{d_0 \cdot (t_i - \bar{t}_e)} \quad (4.1.7)$$

- ΔP : Differential pressure
 ρ_a : Density of ambient gas
 d_0 : Nozzle diameter
 t_i : Time after start of ignition (ASOI)
 \bar{t}_e : Mean ejection timing

一定の実験条件下では、ペネトレーションは噴出開始後時間 (ASOE) の平方根に比例する。したがって、ペネトレーションは、噴出開始後時間 (ASOE) の平方根を除くすべてでまとめた係数 A で、次のように表すことができる。

$$L = A \sqrt{(t_i - \bar{t}_e)} \quad (4.1.8)$$

式(4.1.8)の A の係数は、ケース 1 では、0.05ms ごとのペネトレーションの平均値から算出すると 101.834 になる。図 4.4 は、 $A=101.834$ と式(4.1.8)を用いて予測したペネトレーション長さを実測したペネトレーション長さと比較したものである。0~1 ms.ASOE 付近では、近似式は測定結果よりも非常に短いペネトレーションを与えるが、これは、0~0.1ms.ASOE に見られるように、水素の急激な燃焼により、トーチ火炎は最初の噴出速度が非常に大きく、予測式よりも素早くペネトレーションが進むと考えられる。しかし、0.1ms.ASOE 以降は、副室と主室の差圧が小さくなり、噴出の駆動力が小さくなるため、ペネトレーション長さの勾配は小さくなる。このとき、予測式の勾配の方が大きいので、1~2 ms ASOE 付近では、近似式は測定結果よりも長いペネトレーションを与える。これは、始めの副室内のリッチな状態での水素燃焼から主室に希釈されたリーン未燃水素混合気の燃焼に移行し、燃焼速度が低下したことが要因と考えられる。

したがって、式(4.1.8)を用いてペネトレーション長さを予測することは出来なかった。これは、水素のトーチ火炎がメタンなどトーチ火炎と比較して、特徴的な性質を持つことを示していると言える。

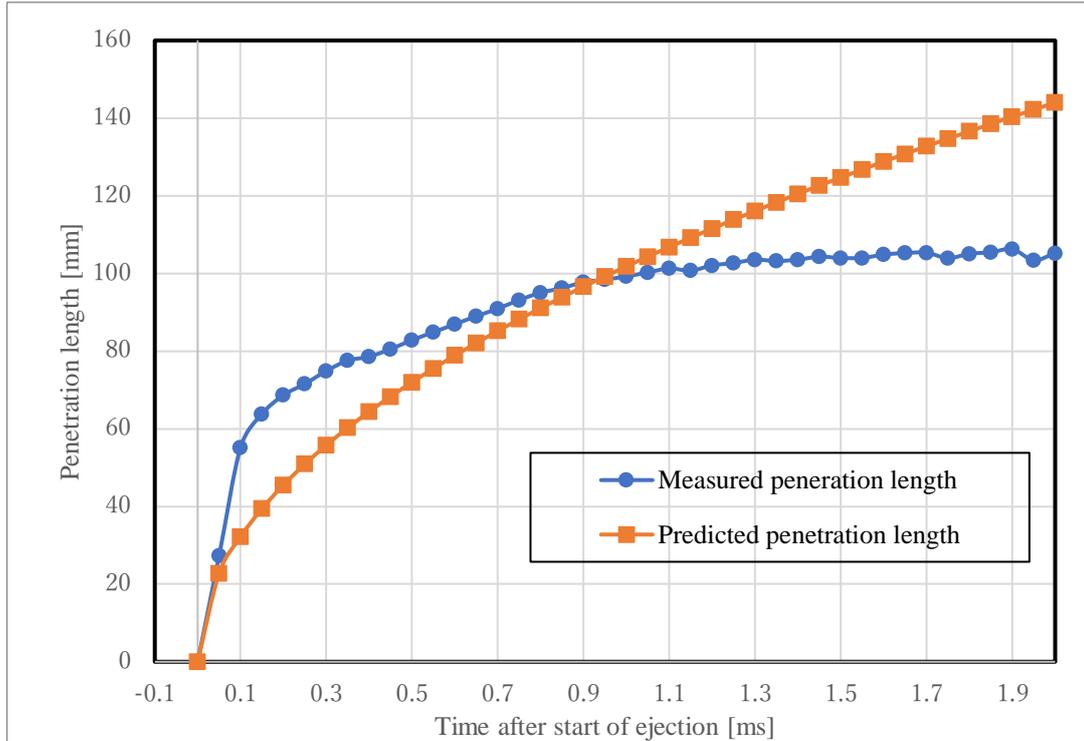


図 4.7 ケース 1 でのペネトレーション長さの測定値と予測値の比較

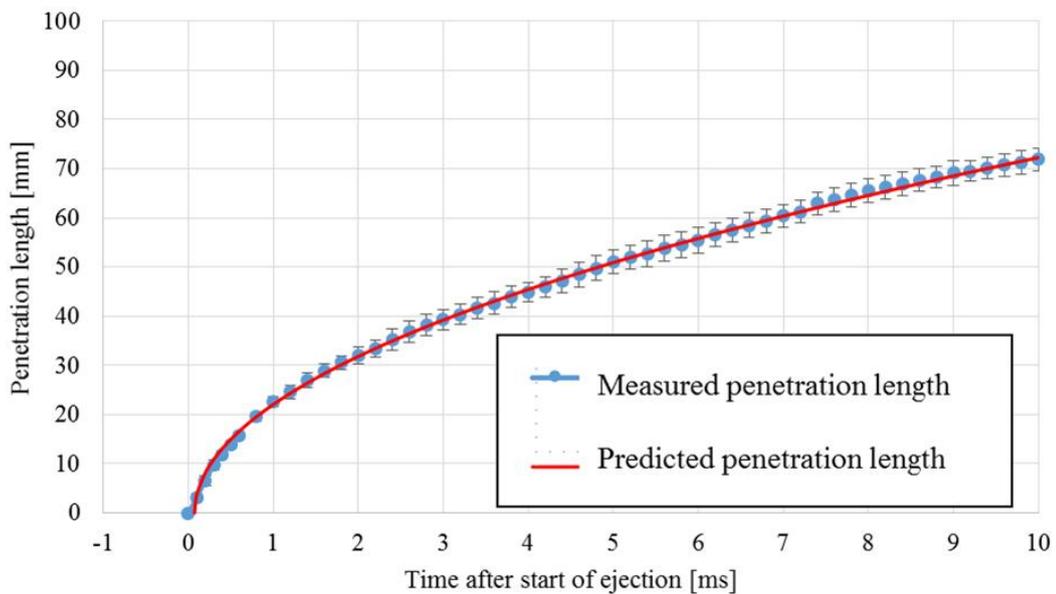


図 4.8 先行研究におけるメタントーチ火炎の
ペネトレーション長さの測定値と予測値の比較 ($A=22.94$)

最後にトーチ火炎のコーン角を取り上げる。図 4.9 はケース 1 における水素トーチ火炎のコーン角の変化を示している。トーチ火炎は差圧により瞬時に副室ノズルから押し出されるため、0 ms.ASOE から 0.05 ms.ASOE の 1 フレーム間にコーン角は非常に急激に早く広がっている。0.05ms.ASOE から 0.40 ms.ASOE でのコーン角の減少は、最初のトーチ火炎噴出では、一気に噴出した火炎が、安定的に一直線に筒内の径

方向に進む力が強いことを示す。しかし、それ以降は、既に筒内に噴出した未燃水素混合気の燃焼が起き、周方向にも燃焼が発生し、コーン角が増加していると考えられる。

しかし、0.50 ms.ASOE 以降は、一度 31~39 deg 付近で徐々に広がっている。これは、火炎伝播に伴い、トーチ火炎が定常的に広がっていることを意味する。

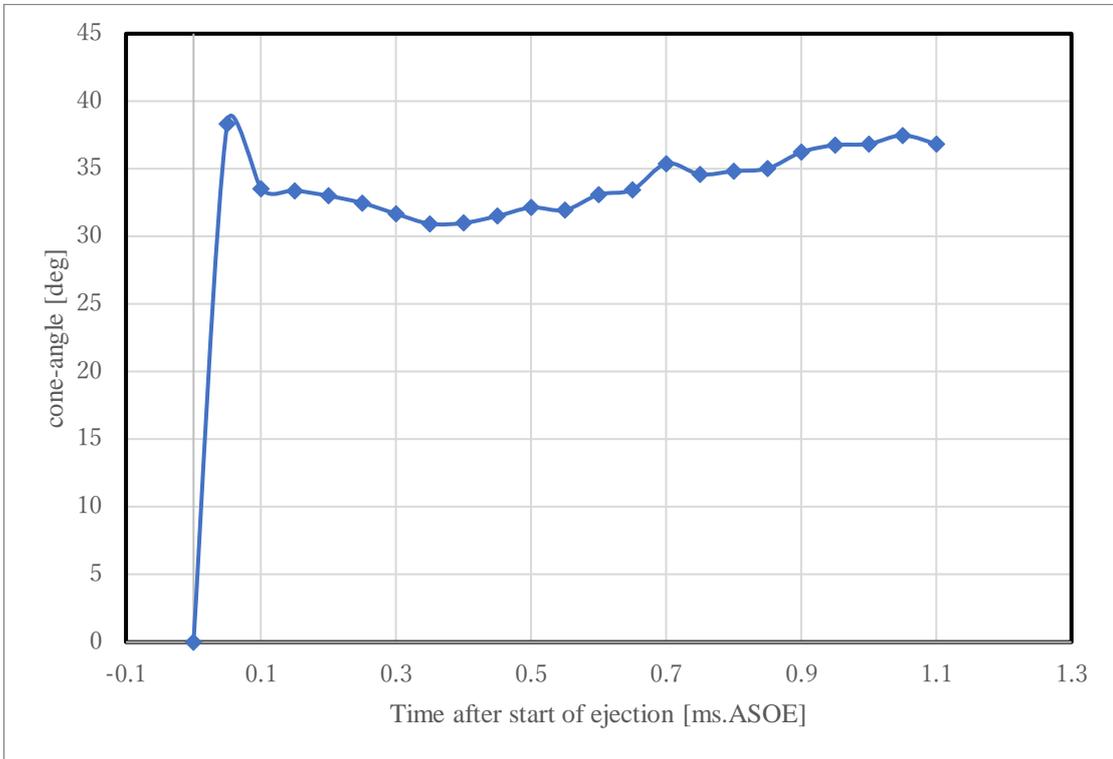


図 4.9 ケース 1 での水素トーチ火炎のコーン角の時系列変化

4.1.3 副室水素混合気の空気過剰率がトーチ火炎に与える影響

本節では、副室混合気の空気過剰率 (λ_{PC}) がトーチ火炎の挙動に与える影響について言及する。一般に燃焼は混合気の空気過剰率に依存するため、副室混合気の空気過剰率はトーチ火炎の挙動にとって最も重要な因子の 1 つである。実験条件を表 4.2 に示す。副室混合気の空気過剰率以外の実験条件は、参考例と同じである。

本節では、水素燃焼で生じやすいノッキングの影響を考慮し、参考例であるケース 1 の ($\lambda_{PC}=1.0$) と ケース 2 ($\lambda_{PC}=1.2$) である、ケース 3 ($\lambda_{PC}=1.4$) であるというように、副室混合気によりリーンになる方向に条件を変化させた。

表 4.2 異なる λ_{PC} の実験条件

ケース番号	1	2	3
主室ガス	空気		
副室ガス	水素混合気		
λ_{PC} [-]	1.0	1.2	1.4

図 4.10 は、ケース 1 ($\lambda_{PC}=1.0$)とケース 2 ($\lambda_{PC}=1.0$)、ケース 3 ($\lambda_{PC}=1.0$)のトーチ火炎のペネトレーションを示したものである。ケース 1 とケース 2 ではケース 1 のペネトレーション長さがわずかに小さい。しかし、ケース 1 とケース 3 では、ケース 3 のペネトレーション長さが小さいのが明確である。これは、図 4.13 に示した水素の燃焼速度と程度の差はあるが、同順である。そのため、燃焼速度とペネトレーションは空気過剰率に対する変化率に共通の特徴を持つと考えられる。

また、図 4.10 にて、0 から 0.1 ms.ASOE の範囲では、ケース 1, 2 とケース 3 では、ペネトレーション長さ勾配に差が見られ、ケース 1, 2 の勾配が 55 cm/ms 程度であるのに対し、ケース 3 では 45 cm/ms 程度であり、10 cm/ms の差がある。これは、ケース 1, 2 では供給された水素の量が一番多く、空気の量が適切であったために、最初の急激な燃焼が起きるために、トーチ火炎の噴出駆動力に差が生じるためと考えられる。つまり、ペネトレーション噴出初期速度は、よりリーンになるほど、少なくなり、燃料量に比例すると考えられる。したがって、空気過剰率が 1 に近いほど、水素トーチ火炎の噴出初期の燃焼速度は速いといえる。

しかし、0.2ms.ASOE 以降は、ケースごとのペネトレーション長さ勾配に差はほぼなく、燃焼速度は筒内の径方向に対して、同程度であると考えられる。これは、トーチ火炎がたどる未燃水素混合気がトーチ火炎の先端に巻き込まれ燃焼するよりも、トーチ火炎に押し出される影響の方が強いため、ペネトレーション長さに差が生じにくいと考えられる。

図 4.11 にて、0 から 0.1 ms.ASOE の範囲では、ケース 1, 2 のコーン角が 35 deg 程度であるのに対し、ケース 3 では 32deg 程度であり、3 deg の差がある。これは、ケース 1, 2 では供給された水素の量が一番多く、空気の量が適切であったために、最初の急激な燃焼が起きるために、トーチ火炎の噴出駆動力に差が生じるためと考えられる。つまり、ペネトレーション噴出初期コーン角は、よりリーンになるほど、少なくなり、燃料量に比例すると考えられる。したがって、空気過剰率が 1 に近いほど、水素トーチ火炎の噴出初期のコーン角は大きいといえる。

また、0.2ms.ASOE 以降は、ケースごとのコーン角は、水素燃焼速度に順じて、コーン角が大きくなることが明確である。ペネトレーション長さよりも差が大きくみられた。そして、各ケースとも 0.4~0.5 ms.ASOE までは、コーン角が減少するが、0.5 ms.ASOE 以降は増加に転じている。そして、時系列全体でコーン角が最大となるのはケース 1 であり、このことから、既周方向への燃焼がより、活発なのは副室空気過剰率が 1 であると考えられる。これは、ケース 1 では、未燃水素混合気が噴出し、雰囲気空気に希釈される際に元の未燃水素混合気の λ が 1 に近く、トーチ火炎の空気導入量が大きいコーン部分に未燃ガスが流入し、燃焼が発達しやすいことが考えられる。

図 4.12 より、空気過剰率が大きいほど、ROHR, TotalQ は下がっており、供給された水素量が少ないほど熱発生量は減っている傾向は確認できた。

したがって、今節では、ケース 1 がペネトレーション長さ、コーン角の大きさも大きく、燃焼促進効果が最も高いと思われる。

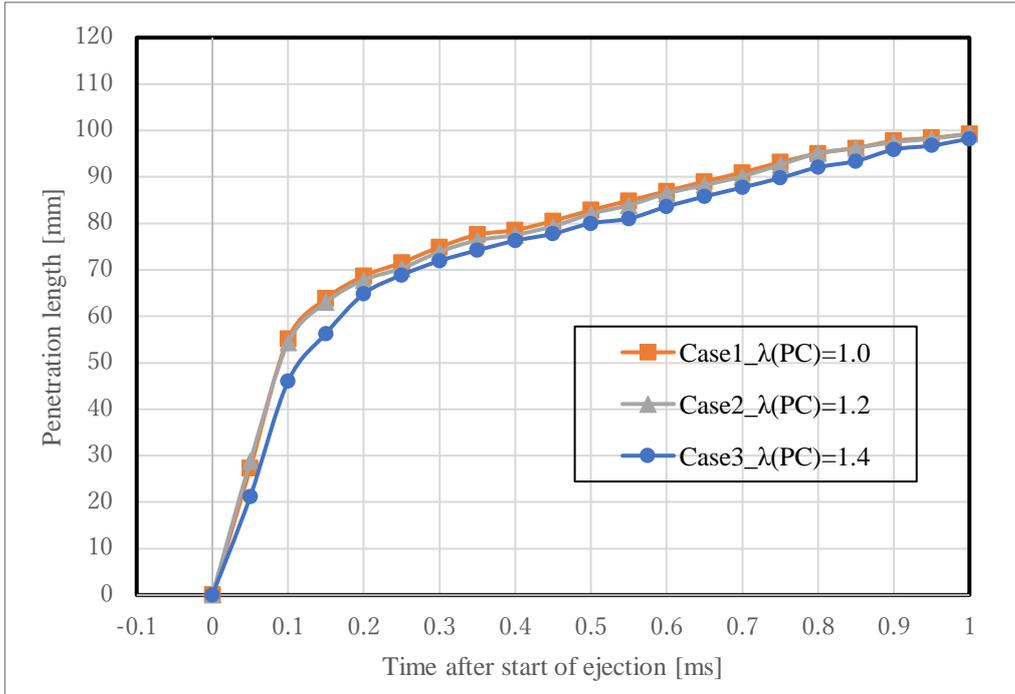


図 4.10 ケース 1、2、3 のペネトレーション長さ比較

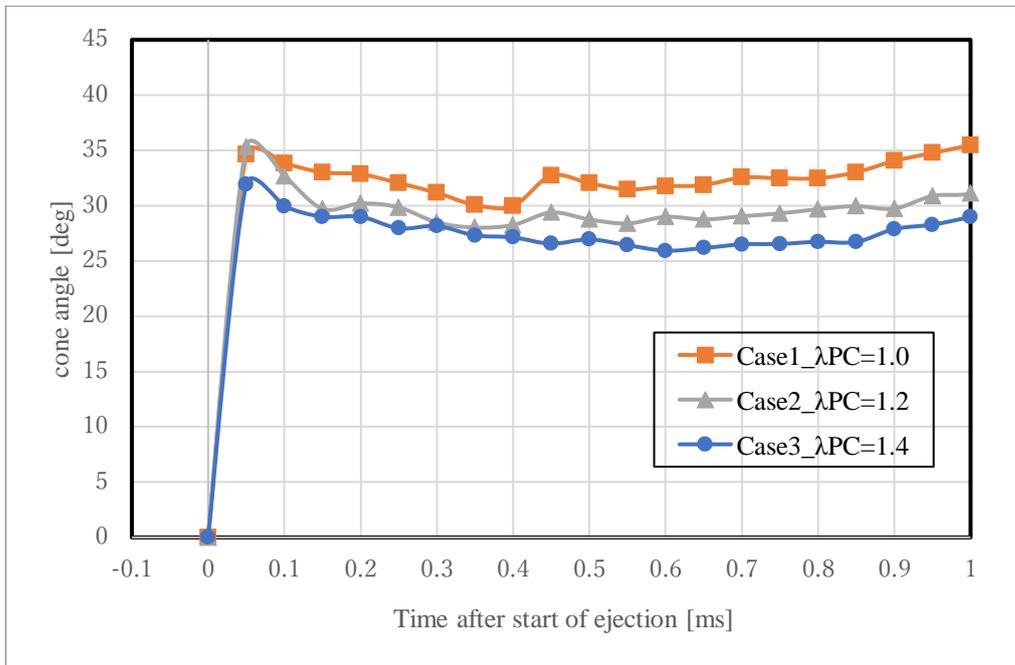


図 4.11 ケース 1、2、3 のコーン角比較

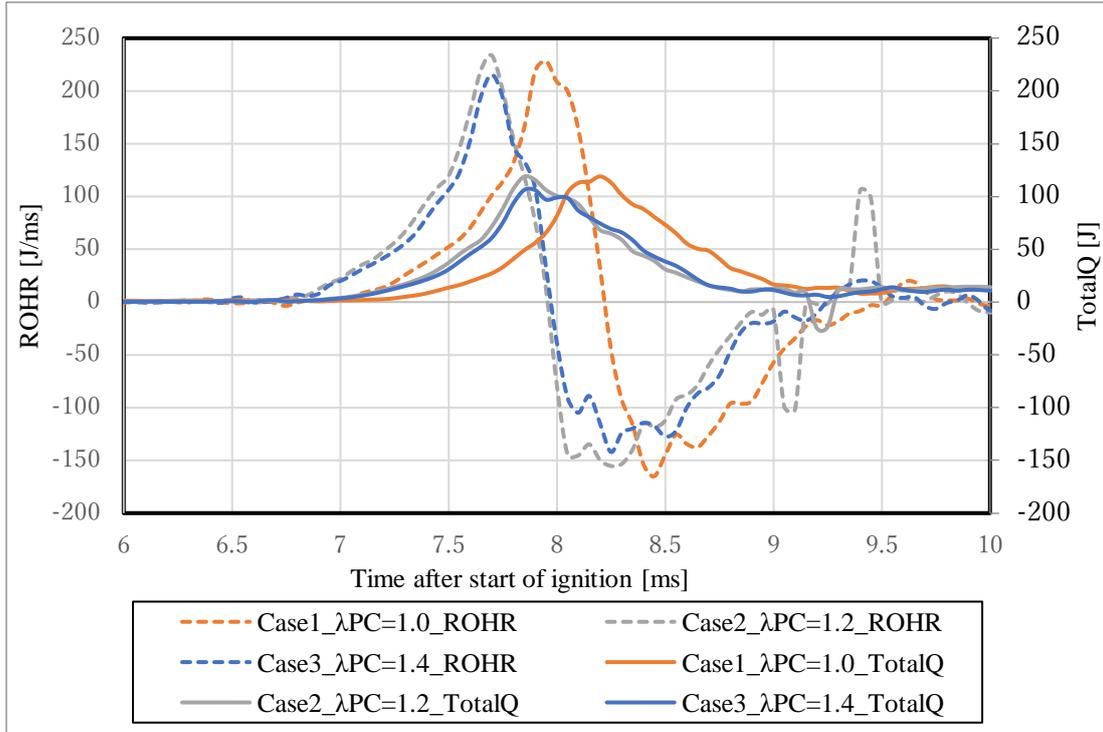


図 4.12 ケース 1、2、3 の副室 ROHR、TotalQ

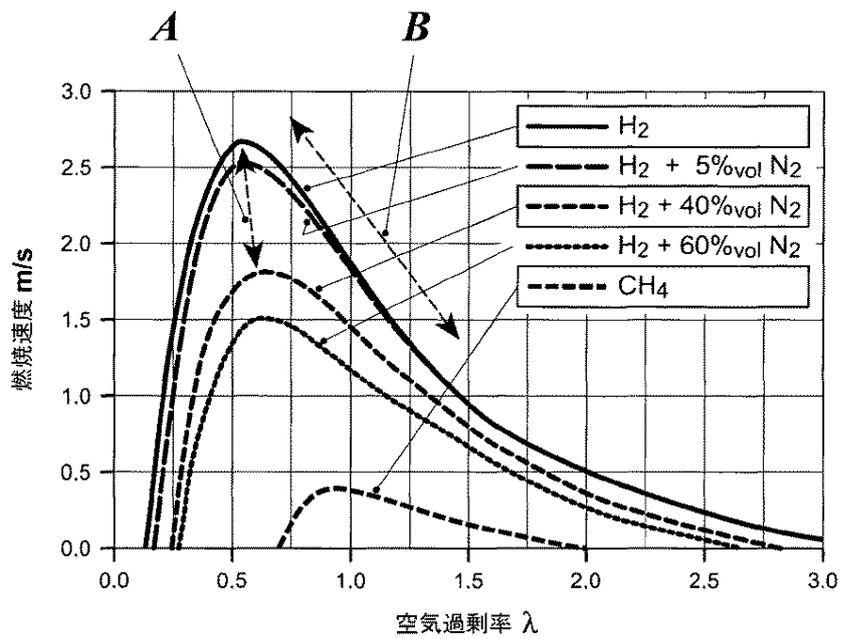


図 4.13 燃焼速度と空気過剰率 λ の対応⁽¹⁸⁾

4.1.4 副室ノズルの噴口径がトーチ火炎に与える影響

本節では、副室ノズルの噴口径がトーチ火炎の挙動に与える影響に述べる。一般にトーチ火炎の燃焼挙動は噴口径にも依存する。つまり、副室ノズル噴口径は副室式エンジンの燃焼にとって最も重要な因子の1つである。実験条件を表 4.3 に示す。副室ノズル噴口径以外の実験条件は、参考例であるケース 1 と同じである。

本節では、参考例であるケース 1 の副室ノズル噴口径 3.5 mm、ケース 1 よりも非常に小さい噴口径 1.5 mm のケース 4 とケース 1 とケース 4 の間である噴口径 2.5 mm であるケース 7、そのケース 7 の 2 倍の噴口径かつ最大噴口径である 5 mm のケース 10 について検討する。

表 4.3 異なる副室ノズル噴口径 D_{PC} での実験条件

ケース番号	1	4	7	10
主室ガス	空気			
副室ガス	水素混合気			
λ_{PC} [-]	1.0			
副室ノズル噴口径 D_{PC} [mm]	3.5	1.5	2.5	5

図 4.14 より、ケース 1 と比較して、噴口径最大のケース 10 では、0.05 ms.ASOE でのペネトレーション長さがほぼ同じであり、初期噴射速度が同じであると言える。しかし、0.1 ms.ASOE 以降はペネトレーション長さが常に短い。つまり、噴口径が大きくなっても、トーチ火炎の初期噴出速度には影響が少なく、0.1 ms.ASOE 以降のトーチ火炎のペネトレーション長さが短くなる。ここで、図 4.14 では、ケース 1 と比較して、ケース 10 では、0.05 ms.ASOE ではコーン角が 20deg 程度大きく、0.1 ms.ASOE 以降もコーン角が常に大きい。つまり、噴口径が大きくなると、トーチ火炎の初期コーン角に影響が大きく表れ、0.1 ms.ASOE 以降のトーチ火炎のコーン角が大きくなる。つまり、ペネトレーション長さともコーン角がトレードオフの関係をとっている。これはトーチ火炎が噴出する面積が 2 倍程度違うため、副室全体の噴出流量的にも妥当と考えられる。

しかし、ケース 10 では、ペネトレーション長さ、コーン角ともに、圧力振動が確認できる、これは、噴口径が大きいため、水素燃焼による急激な圧力上昇による圧力振動が筒内全体に伝播しやすいために生じたと言える。これは、エンジン燃焼においては出力低減につながる可能性があるため、燃焼促進効果は大きいですが、圧力波の影響についても検討する必要がある。図 4.16 より、噴口径が大きいくほど、主室圧力履歴に現れる圧力振動幅が大きくなっており、圧力振動の激しさと噴口径の関係は正の相関である。なるべく噴口径が小さい方が圧力振動の影響を減らすことができると言える。

図 4.14 より、ケース 1 と比較して、噴口径最小のケース 4 では、0.05 ms.ASOE でのペネトレーション長さは 10mm 程度大きく、初期噴射速度が大きいと言える。0.1 ms.ASOE 以降はペネトレーション長さが常に短い。ケース 4 は噴口面積がケース 1 の 18.3%程度であるために、トーチ火炎の噴出速度が大きく、トーチ火炎の燃焼伝播に時間がかかるためであると推察される。先行研究でも、メタントーチ火炎の噴出速

度が非常に早い場合、燃焼の伝播が遅れる傾向がある。図 4.15 では、ケース 4 の方がコーン角が常に小さい。これは単純に噴口径が小さいためである。つまり、ケース 4 は筒内の径方向、周方向への燃焼促進の効果は少ないと考えられる。

図 4.14 より、ケース 1 と比較して、ケース 7 では、0.05 ms.ASOE でのペネトレーション長さには 10mm 程度大きく、初期噴射速度が大きいと言える。0.1 ms.ASOE 以降はペネトレーション長さが常に長いもしくは同程度である。図 4.15 では、ケース 7 の方が、コーン角が常に小さい。これは、噴口径が小さいことによる影響である。このことから、ペネトレーションはほぼ変わらず、コーン角も小さいため、ケース 7 は筒内の周方向への燃焼促進の効果は少ないと考えられる。

したがって、今節では、ケース 1 が圧力振動の影響も少なく、ペネトレーション長さ、コーン角の大きさも大きく、燃焼促進効果が最も高いと思われる。

追記として、副室内での ROHR と TotalQ に関する考察を述べる。図 4.17 より、副室での熱発生は噴口径が小さいほど多くなる傾向があると言える。特にケース 4 では TotalQ が 197 J であり、ケース 1 の 1.64 倍である。また、熱発生の期間もケース 1 が 2 ms 程度であるのに対し、ケース 4 では 15ms 以上であり、副室での熱発生が大きいことを示す。これは噴口径が小さいほど、副室内で水素混合気が非常に活発に長く燃えていることを示す。そのため、トーチ火炎の噴出時間を延ばすには、噴口径の縮小が有効であると言える。しかしながら、噴口径が小さいほど、トーチ火炎への空気導入は減る傾向があり、予混合燃焼における燃焼促進につながりにくい可能性がある。

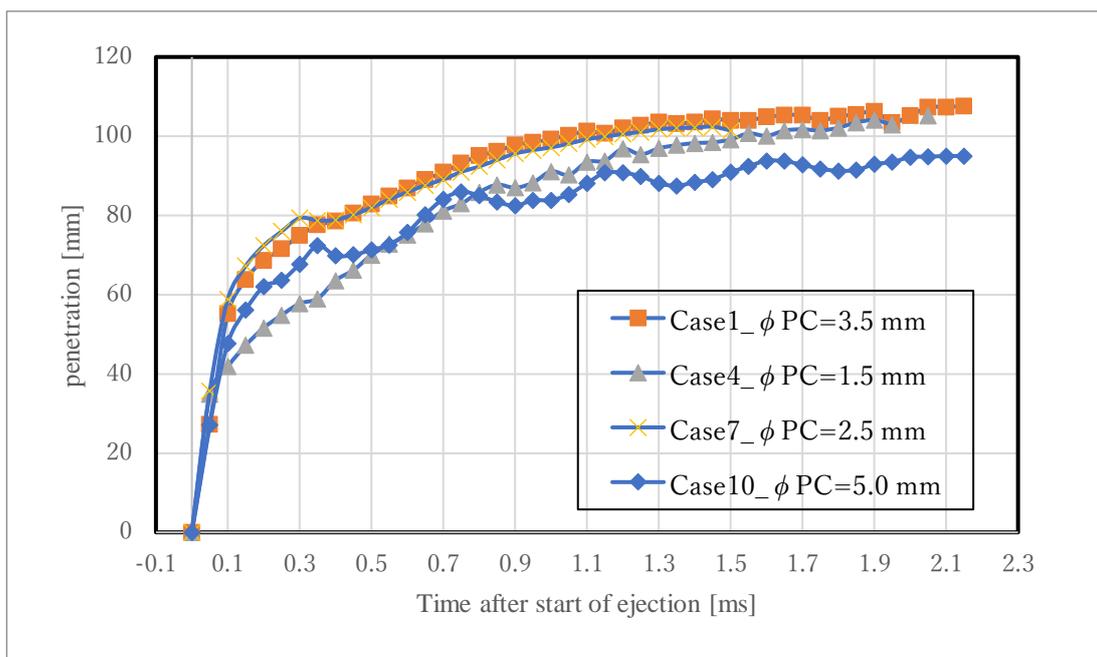


図 4.14 ケース 1、4、7、10 のペネトレーション長さ比較

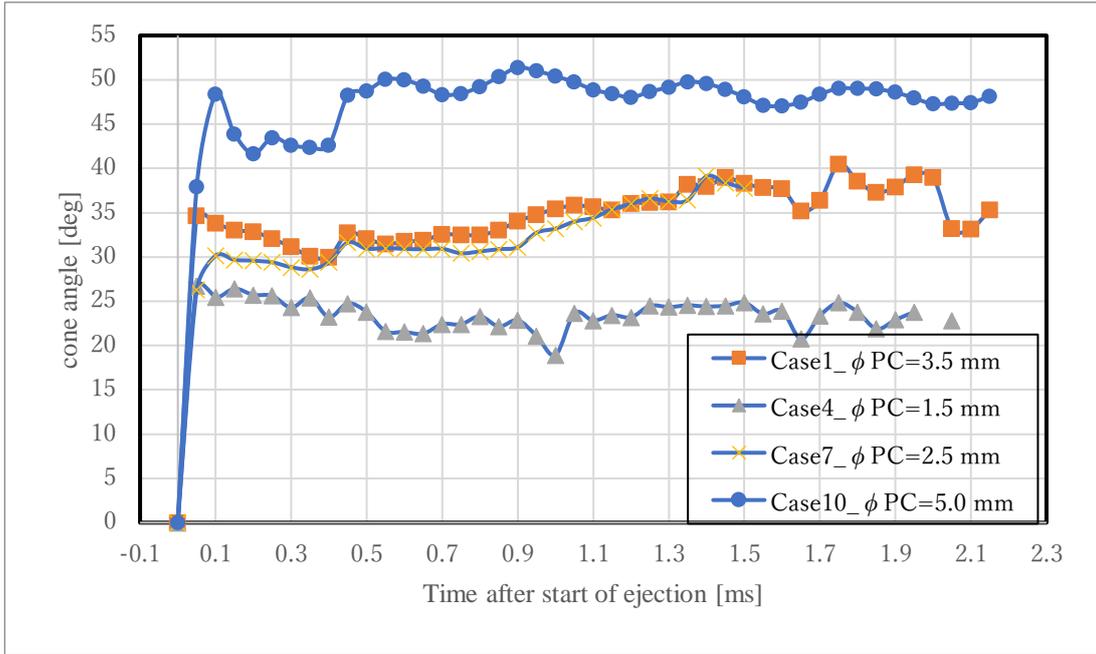


図 4.15 ケース 1、4、7、10 のコーン角比較

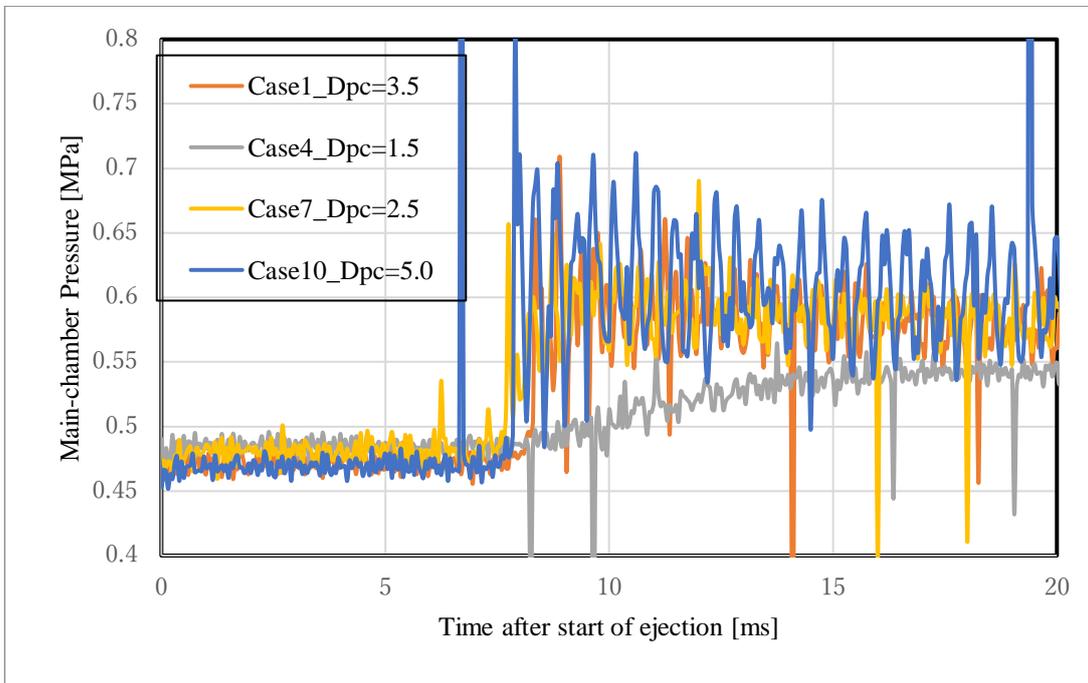


図 4.16 ケース 1、4、7、10 の主室の圧力履歴比較

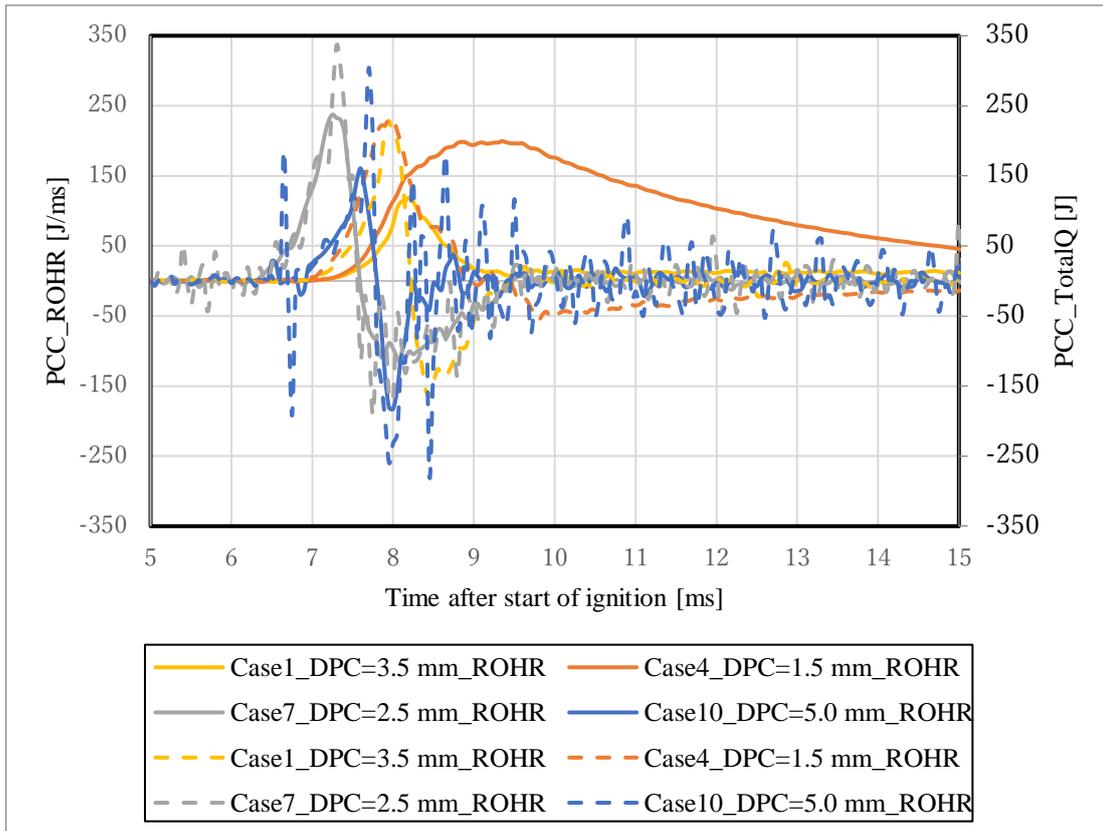


図 4.17 ケース 1, 4, 7, 10 の副室の ROHR、TotalQ 比較

4.2 アンモニア混合気条件下での水素トーチ火炎による主室燃焼挙動

本節では、主室内のアンモニア混合気条件下での水素トーチ火炎によるアンモニア予混合燃焼について考察する。可燃性ガスとして、アンモニアと空気の混合ガスを使用する。主燃焼過程を調べるために、主に2つの点から議論を行う。

第1の視点は、見かけ上のトーチ火炎の計測である。見かけ上のトーチ火炎では、主室燃焼と純粋なトーチ火炎を明確に区別することはできない。本研究では、主室燃焼がある場合とない場合のペネトレーションの差は、主室燃焼が半径方向にどの程度広がっているかを反映するものと考え、コーン角の差は、主燃焼が円周方向にどの程度広がっているかを反映するものとする。この考え方は、0~0.70 ms.ASOE 程度の主室燃焼の初期段階を考慮するのに適している。

第2の視点は、主室圧力波形と ROHR と Total Q である。この観点からも、主室燃焼における特性を考慮することができる。ROHR, Total Q は比較的長い時間主燃焼の状態を観察するのに適しているため、実機での燃焼を評価する上で重要な指標となる。

第3の視点は、主室排ガスの分析である。排ガス分析は、火炎の様子などの視覚的な情報や、圧力などの物理量からは分からない情報を得ることができる。例えば、主室燃焼の燃焼度などがある。また、研究背景でも述べたように、エンジンにおいて排ガスの有害物質の削減には、排ガスに含まれる物質とその量を調査する必要がある。そのため排ガス分析は燃焼の非常に重要となる指標である。

4.2.1 主室アンモニア混合気条件下での主室燃焼

主室燃焼の状態を議論するために、空気条件下での水素トーチ火炎の場合と、アンモニア混合気条件下での水素トーチ火炎による主室燃焼の場合との比較を行った。実験条件を表 4.4 に示す。その他の実験条件はケース1と同じである。

表 4.4 主室ガスが異なる場合の実験条件

ケース番号	1	13
主室ガス	空気	アンモニア混合気
λ_{MC} [-]	-	1
副室ガス	H2-air mixture	
λ_{PC} [-]	1.0	

図 4.18 は、ケース1（空気）のトーチ火炎の挙動とケース13（アンモニア混合気）の主室燃焼のシャドウグラフ画像と直接撮影画像である。ケース13では、見かけ上のトーチ火炎が噴出後、半径方向は同程度であるが、円周方向には広がっていることがよく分かる。このような火炎の成長は、主室燃焼過程の進行に対応するものである。逆にケース1では、不可燃性雰囲気のカウエンチ効果により、トーチ炎の燃焼領域は停滞しているように見える。

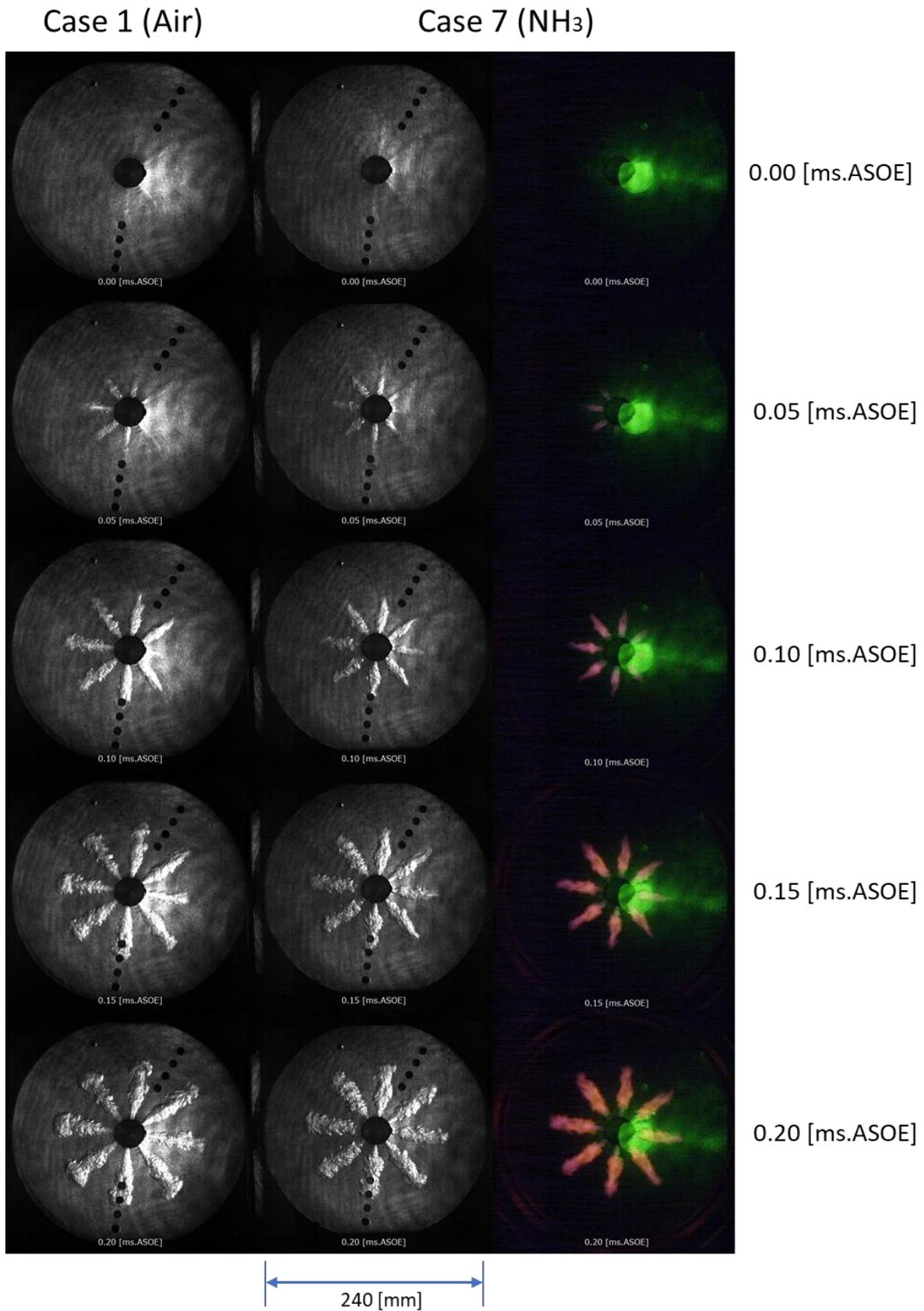


図 4.18 主室ガスが空気の場合とアンモニア混合気の場合の燃焼挙動比較-1

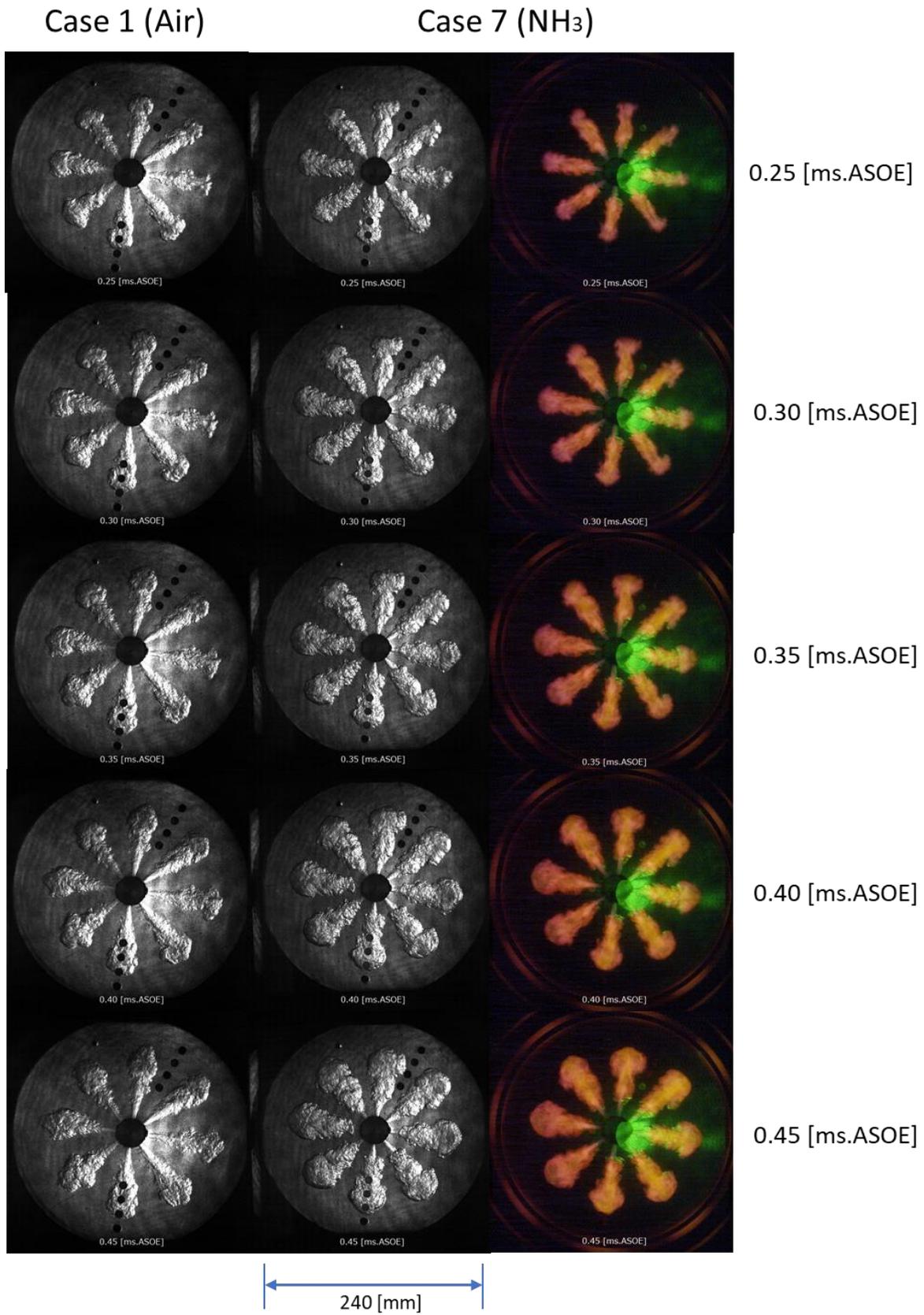


図 4.18 主室ガスが空気の場合とアンモニア混合気の場合の燃焼挙動比較-2

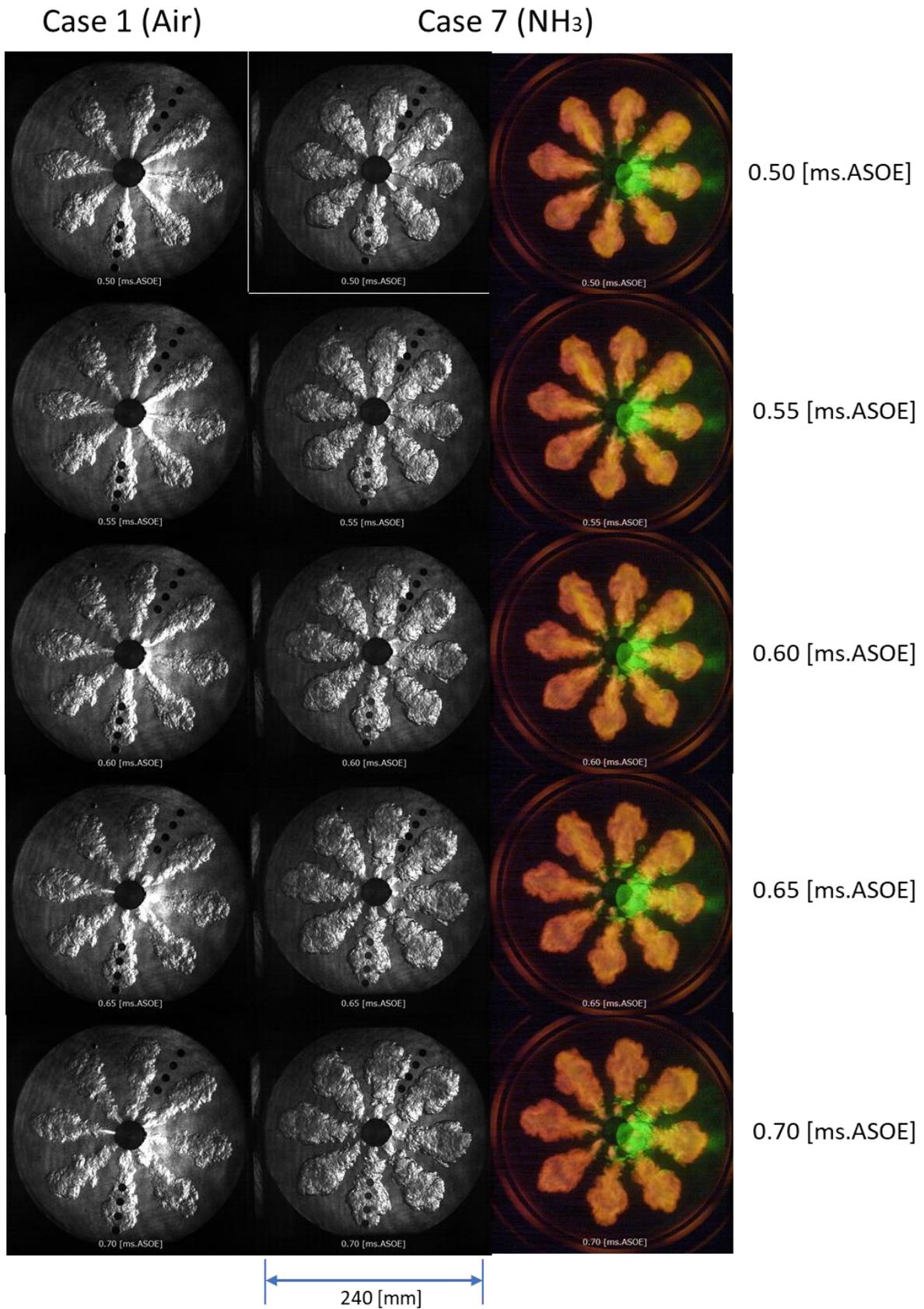


図 4.18 主室ガスが空気の場合とアンモニア混合気の場合の燃焼挙動比較-3

図 4.19 と図 4.20 は、表 4.4 に示したケース 1、13 におけるペネトレーション長さとコーン角を示しています。ケース 13(アンモニア混合気) では、ペネトレーション長さは僅かに小さくなり、逆にコーン角は非常に広がっている。壁面近くになるほど、トーチ火炎の先端では温度が低く、着火温度の高いアンモニア混合気の燃焼が生じにくいと考えられる。このトーチ火炎の温度分布については、図 4.18 より、トーチ火炎の中心部や根元はトーチ火炎部でも比較的明るく、トーチ火炎先端は若干暗いことが確認できた。輝度と燃焼温度は比例関係があるので、明るい部分は燃焼温度が高く、暗い部分は低めであると言える。次に、図 4.20 より、主室アンモニア混合気条件下ではコーン角は非常に大きくなっており、トーチ火炎の根元であるコーン部分では、水素燃焼により温度が高く、空気導入が活発であるために、燃焼が促進されると考えられる。したがって、主室燃焼は円周方向により広がっており、対して半径方向には逆に燃焼が広がりにくくなると考えられる。

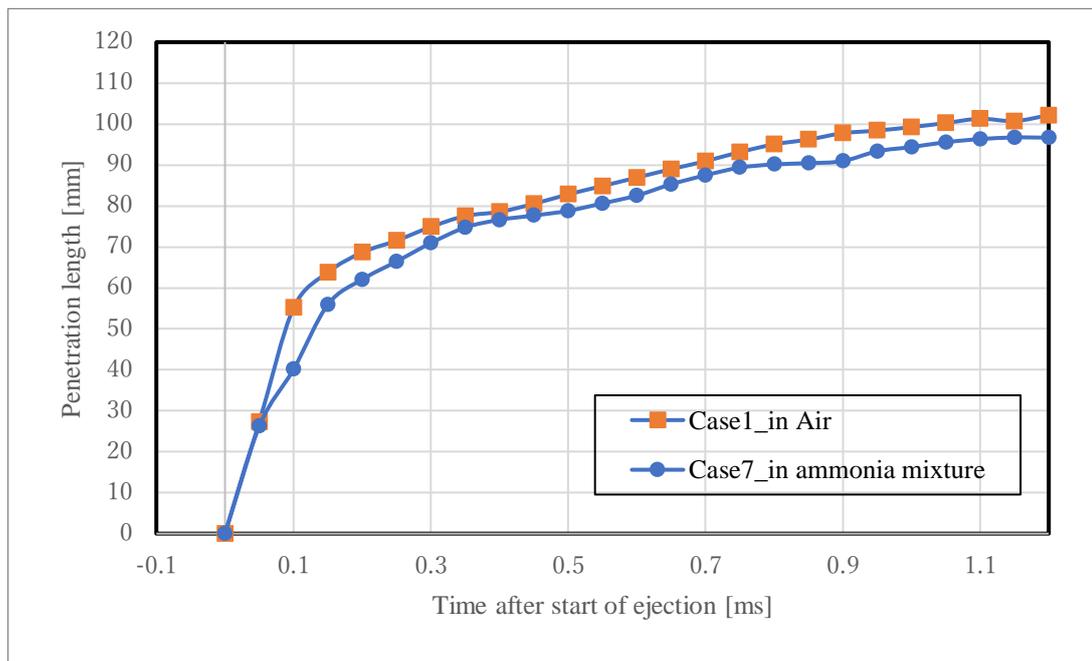


図 4.19 異なる主室ガスの場合のペネトレーション長さの比較

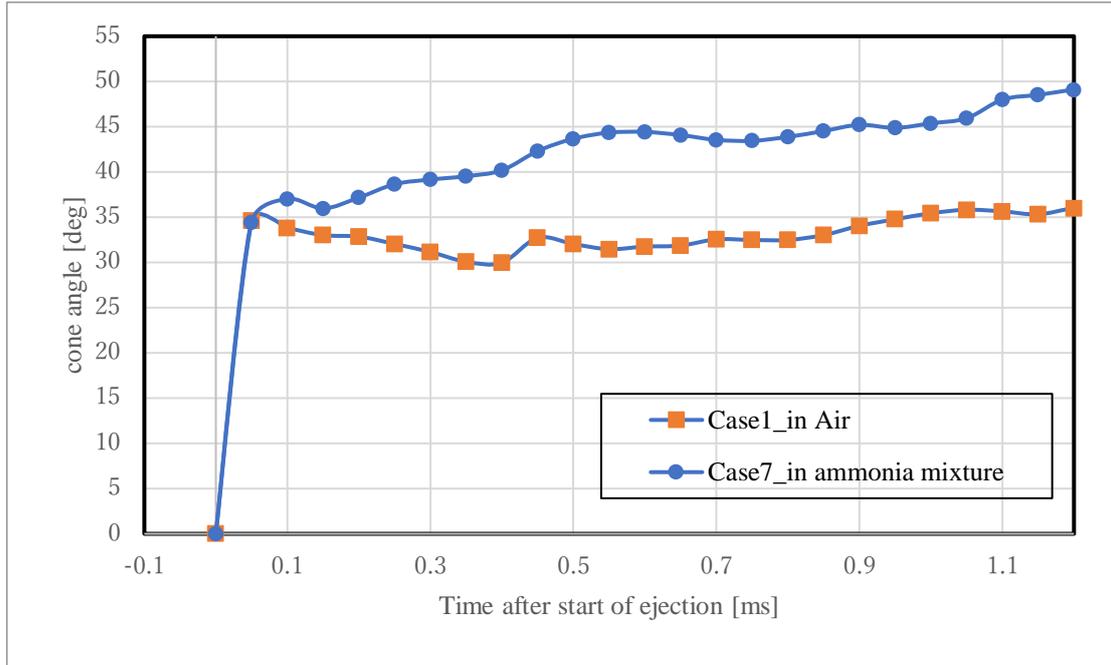


図 4.20 異なる主室ガスの場合のコーン角の比較

図 4.21 と図 4.22 は、表 4.4 に示したケース 1、13 における副室と主室の ROHR と TotalQ を示している。ケース 13(アンモニア混合気) では、副室での ROHR と TotalQ はケース 1 に比べて大きい。これは、主室内へ流入したアンモニア混合気が燃焼したことを意味する。そのため、噴出するトーチ火炎もアンモニアの火炎色となっている。また、主室に投入されるアンモニアの低位総発熱量は 10877.96 kJ であり、ケース 13 では主室 TotalQ が投入されたアンモニアの 95.33%程度であり、副室 TotalQ が投入されたアンモニアの 2.153%程度であり、4.1.1 節で述べたケース 1 での副室 TotalQ は 120 J であり、それを考慮すると合計 TotalQ は投入されたアンモニアの 96.382%程度である。

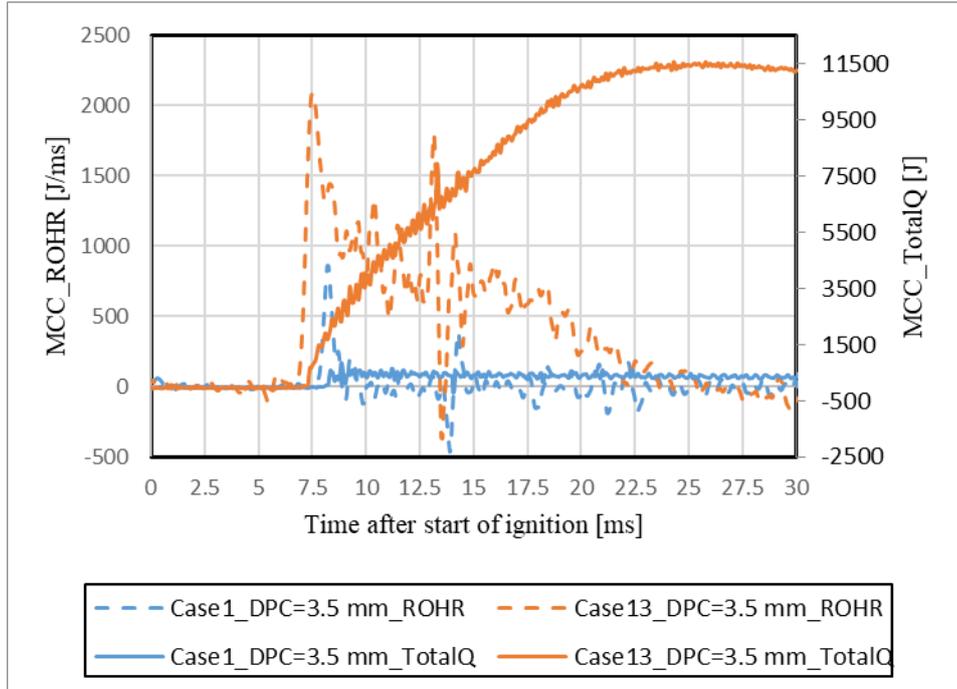


図 4.21 異なる主室ガスの場合の副室 ROHR、TotalQ の比較

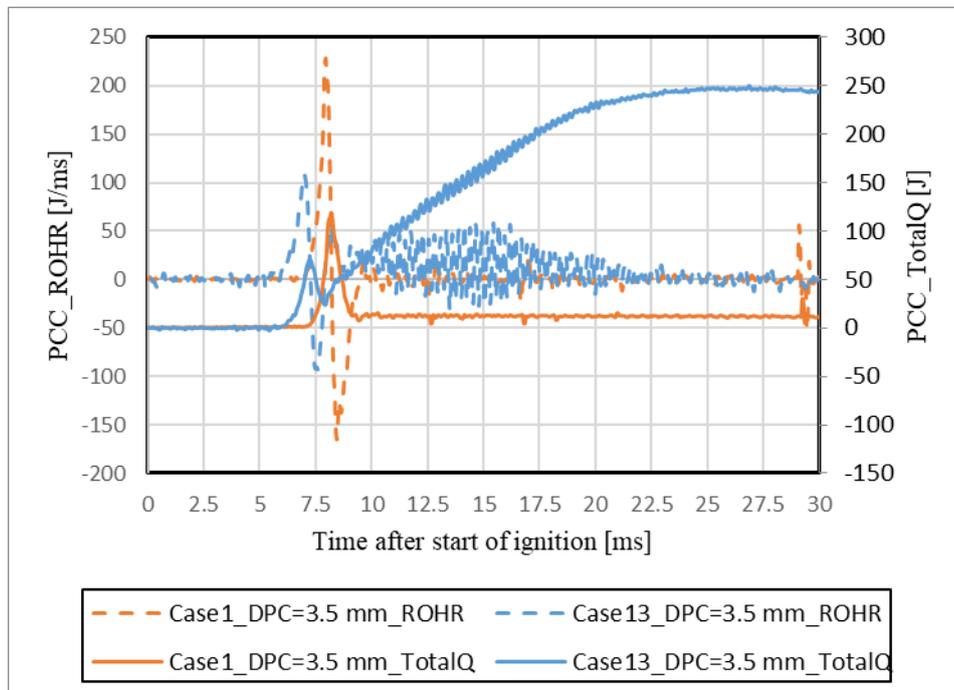


図 4.22 異なる主室ガスの場合の主室 ROHR、TotalQ の比較

4.2.2 主室燃焼時における副室水素予混合気の空気過剰率が見かけのトーチ火炎に与える影響

水素トーチ火炎に対する副室混合気の空気過剰率の影響については4.1.3節で述べたが、ここでは、副室水素混合気の空気過剰率(λ_{PC})が水素トーチ火炎による主室アンモニア混混合気燃焼に与える影響について述べる。実験条件を表4.5に示す。アンモニアは難燃性であるため、主室混合気の空気過剰率(λ_{MC})は1で一定とした。また、その他の実験条件は基準例であるケース1と同じとした。

表 4.5 副室混合気の空気過剰率の実験条件

ケース番号	13	14	15
主室ガス	アンモニア混合気		
λ_{MC} [-]	1		
副室ガス	水素混合気		
λ_{PC} [-]	1.0	1.2	1.4

図4.23と図4.24は見かけのトーチ火炎の特性を示している。図4.24では、0.20 ms.ASOE以降、ケース13($\lambda_{PC}=1.0$)のコーン角はケース15($\lambda_{PC}=1.4$)に比べて常に5deg程度に広がっていることが分かる。これは、ケース13($\lambda_{PC}=1.0$)ではトーチ火炎の噴出とともに、より多くのラジカルとリッチな未燃混合気が主室へと噴出するためである。ラジカルは不安定な物質であり、主室燃焼反応を活性化させる可能性がある。リッチな未燃混合気はリーンな主室混合気と混合することで、局所的に化学量論に近い良好な燃焼混合気を生成することが可能である。0.2ms.ASOE以前では、主室燃焼の初期段階においてトーチ火炎の物理的影響がより支配的であるため、上記のような特性は見られない。図4.23から、ペネトレーション長さに関しては、4.2.1節で述べたように、アンモニアの燃焼温度の高さにより、焼結距離が長くなっているために、主室の半径方向に関する燃焼に関しては、影響が少ないと考えられる。したがって、副室の混合気は λ が1に近い方が半径方向に対する燃焼促進に効果がある可能性がある。副室水素混合気がリッチなケース($\lambda_{PC}<1.0$)に関する検討は今後の課題としたい。

ケース15($\lambda_{PC}=1.4$)はケース13($\lambda_{PC}=1.0$)に比べ、ペネトレーション長さは同程度だが、コーン角は狭くなっていることがわかる。副室混合気がリーンでありつつトーチ火炎を噴出する場合、主室燃焼が円周方向に広がりにくいことが考えられる。

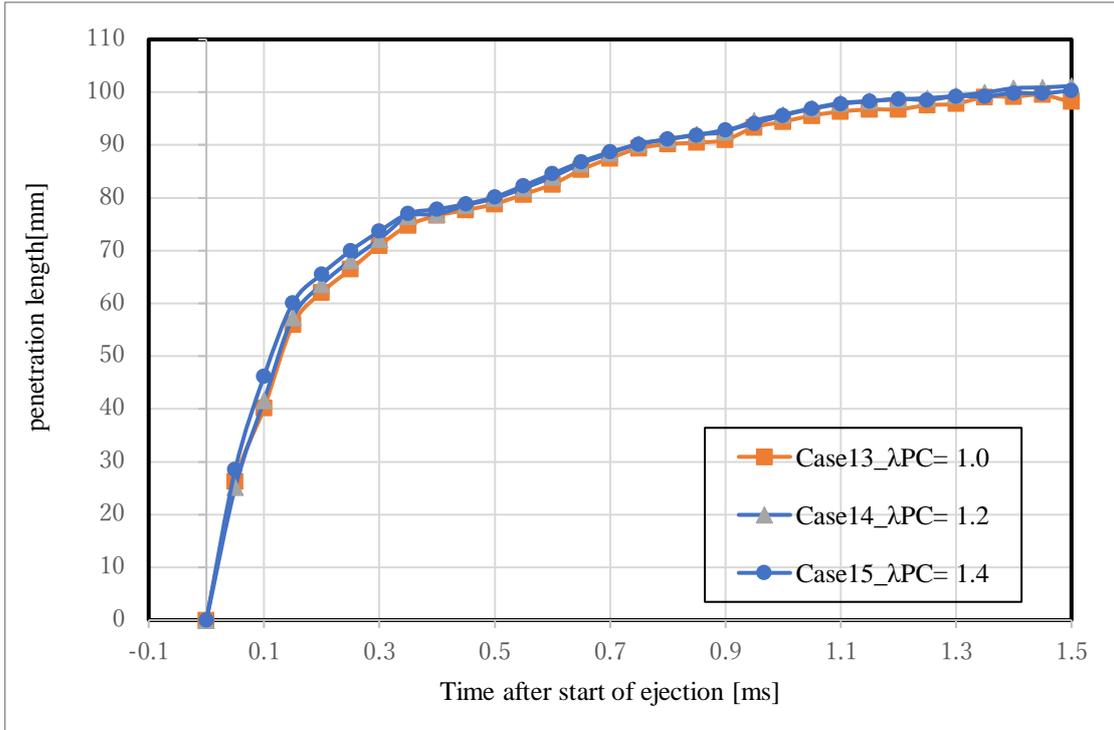


図 4.23 異なる λ_{PC} でのペネトレーション長さの比較

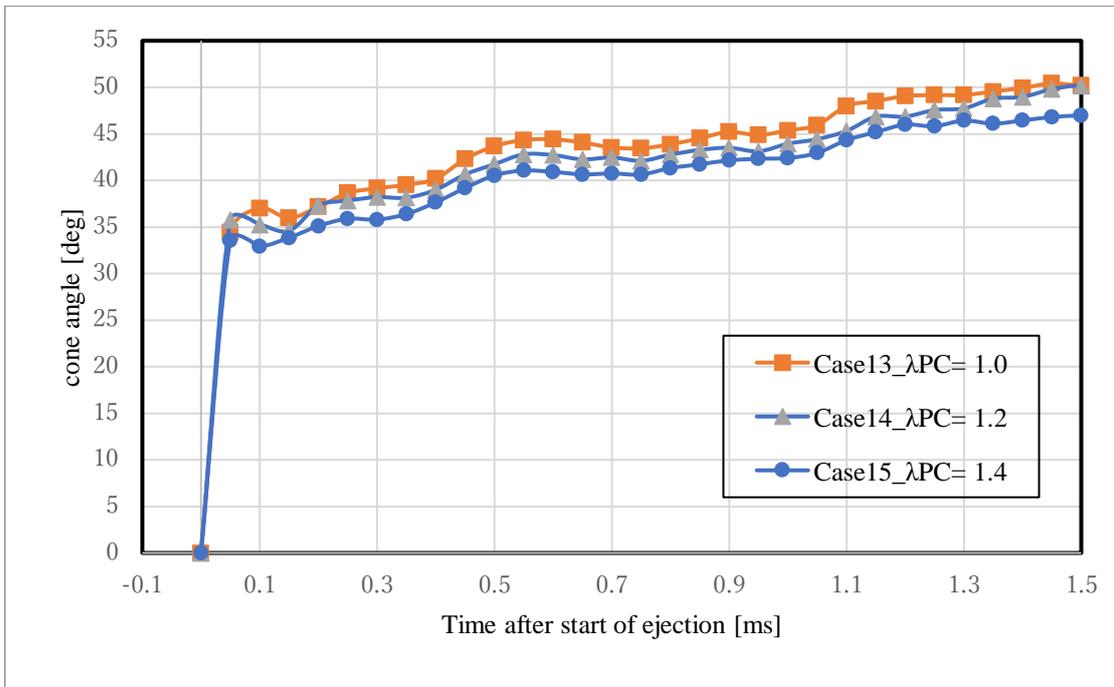


図 4.24 異なる λ_{PC} でのコーン角の比較

図 4.25 は各副室混合気 λ_{PC} の空気条件下とアンモニア混合気下でのトーチ火炎のペネトレーション長さ差分の比較、図 4.26 は各副室混合気 λ の空気条件下とアンモニア混合気下でのトーチ火炎のコーン角の差分の比較である。正の場合は、アンモニア混合気下でのペネトレーション長さ、コーン角大きさの方が大きい。

図 4.25 は、主室ガスがアンモニア混合気である場合には、ペネトレーション長さが短くなることを示している。この事に対する考察は 4.2.1 節で述べた通り、壁面近くになるほど、トーチ火炎の先端では温度が低く、着火温度の高いアンモニア混合気の燃焼が生じにくく、アンモニアの燃焼が遅いためと考えられる。 λ_{PC} が大きくなるほど、主室ガスが空気である場合とのペネトレーション長さの差が少なくなっている。これは、 λ_{PC} が大きいほどアンモニアの半径方向の燃焼が特に緩慢になるためにトーチ火炎の支配的な影響の方が強くなるためであると考えられる。

図 4.26 より、主室ガスがアンモニア混合気であれば、コーン角は増大すると言える。これは、アンモニア燃焼による燃焼範囲増加による影響だと考えられる。 λ_{PC} が大きくなって、0.5ms.ASOI まではさほど差はなく、0.5ms.ASOI 以降はペネトレーション長さの差分とは、逆に λ_{PC} が大きくなると、コーン角の差分は小さくなった。

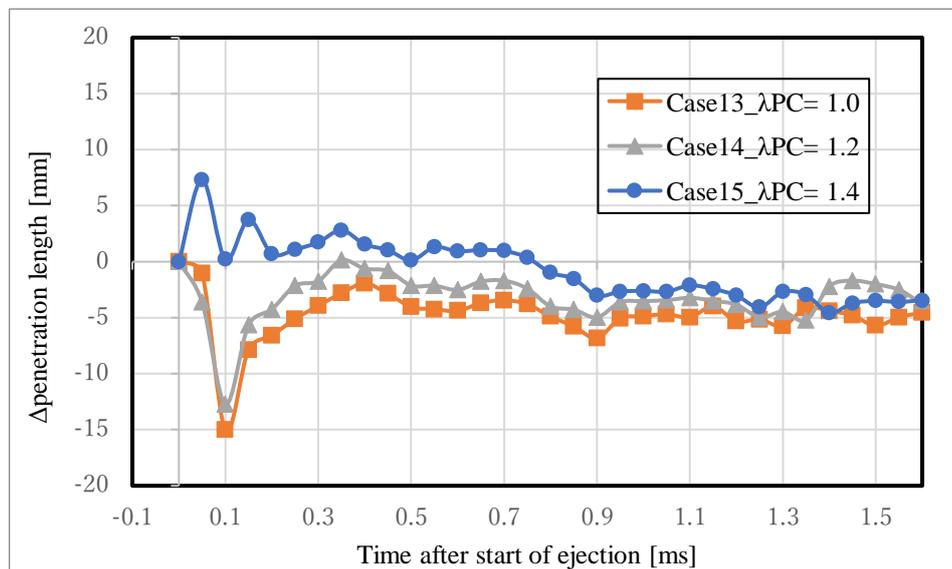


図 4.25 空気条件下とアンモニア混合気下での見かけのトーチ火炎ペネトレーション長さの差分比較

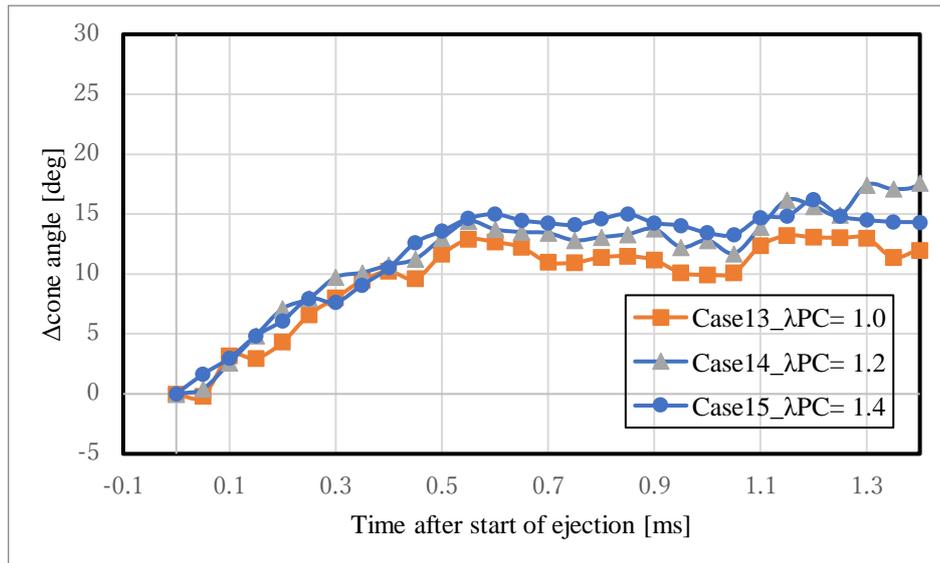


図 4.26 空気条件下とアンモニア混合気下での見かけのトーチ火炎コーン角の差分比較

図 4.27、図 4.28、図 4.29 は、ケース 13、14、15 の ASOI における ROHR と Total Q を実験番号ごとに示したものである。ケース 13 ($\lambda_{PC}=1.0$) の ROHR、Total Q は、ケース 15 ($\lambda_{PC}=1.4$) よりも立ち上がりが急であり、ピークも高くなっていることが読み取れる。

ケース 14 ($\lambda_{PC}=1.2$) の ROHR と Total Q のピークとピークまでの傾きは、多少ばらつきもあるが、ケース 13 と似た分布になっている。つまり、ケース 13 とケース 14 のように空気過剰率を 0.2 程度の差では、熱発生に差が生じにくいと言える。つまり、空気過剰率が 1 に近いほど、ROHR、Total Q が大きくなり、上記のように、空気過剰率が 1 に近いほど、主燃焼の円周方向への広がりが大きくなるという傾向に沿っている。したがって、見かけのトーチ火炎挙動と ROHR や Total Q から見ても、 λ_{PC} が 1 に近くなるほど、主室燃焼の激しさは大きく、熱発生も大きくなる。したがって、アンモニア混合気を完全に燃焼させるには、 λ_{PC} は 1 に近いほど良いと言える。

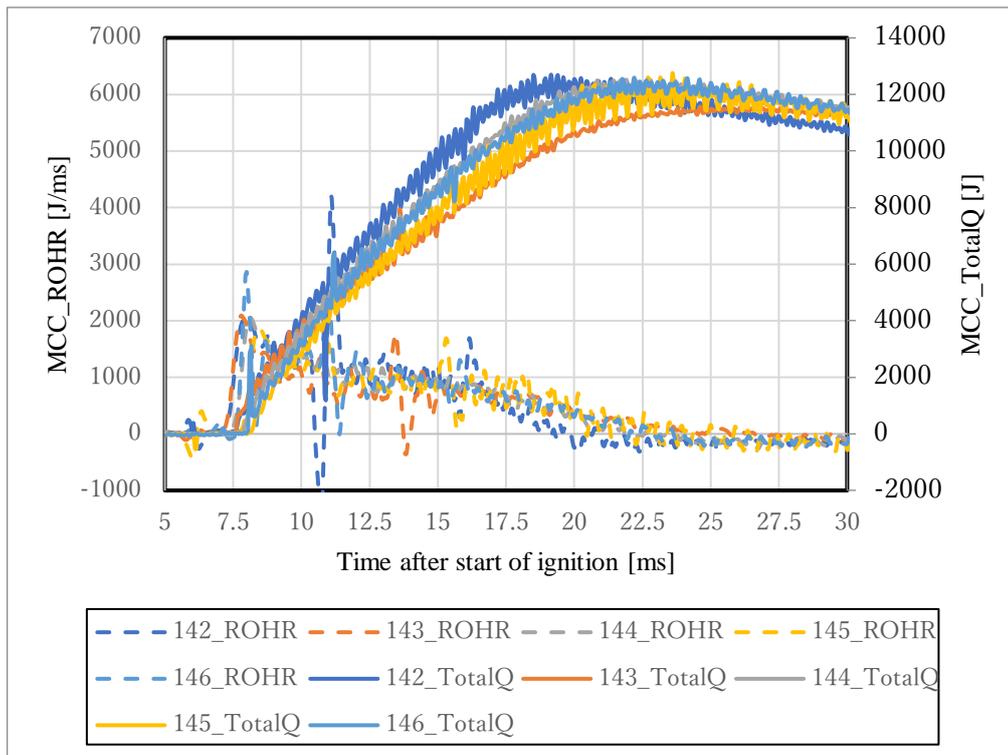


図 4.27 ケース 13 ($\lambda_{PC}=1.0$) の ROHR と Total Q

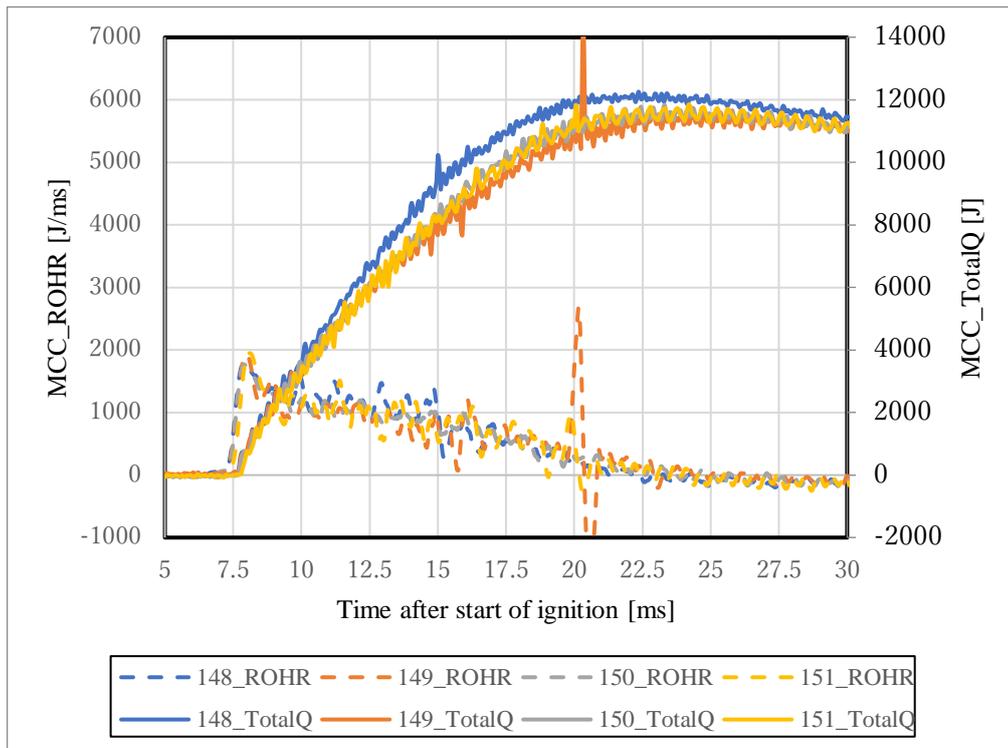


図 4.28 ケース 14 ($\lambda_{PC}=1.2$) の ROHR と Total Q

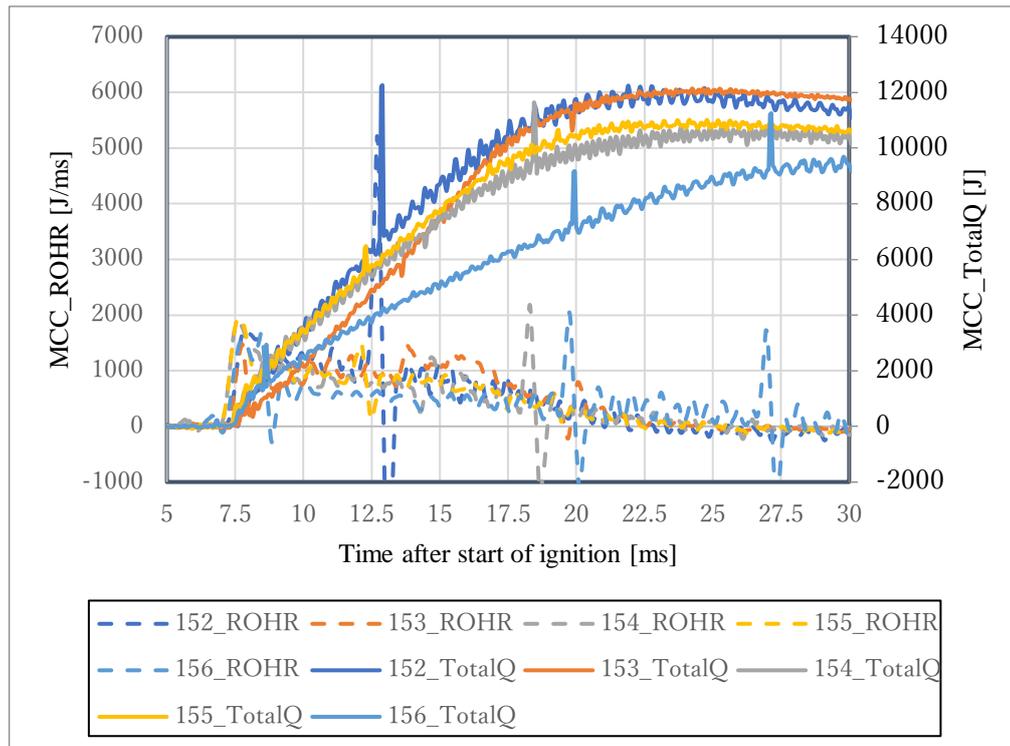


図 4.29 ケース 15 ($\lambda_{PC}=1.4$) の ROHR と Total Q

4.2.3 主室燃焼時における副室ノズル噴口径が見かけのトーチ火炎に与える影響

本節では、副室ノズルの噴口径が見かけのトーチ火炎の挙動に与える影響に述べる。一般にトーチ火炎の燃焼挙動は噴口径にも依存する。つまり、副室ノズル噴口径は副室式エンジンの燃焼にとって最も重要な因子の 1 つである。実験条件を表 4.6 に示す。副室ノズル噴口径以外の実験条件は、ケース 13 と同じである。

本節では、参考例であるケース 13 の副室ノズル噴口径 3.5 mm、ケース 13 よりも非常に小さい噴口径 1.5 mm のケース 16 とケース 13 とケース 16 の間である噴口径 2.5 mm であるケース 19、そのケース 16 の 2 倍の噴口径かつ最大噴口径である 5 mm のケース 22 について検討する。

表 4.6 副室ノズル噴口径の実験条件

ケース番号	13	16	19	22
主室ガス	空気			
副室ガス	水素混合気			
λ_{PC} [-]	1.0			
副室ノズル噴口径 D_{PC} [mm]	3.5	1.5	2.5	5

図 4.30 より、ケース 13 と比較して、噴口径最大のケース 22 では、0.1 ms.ASOE 以降はペネトレーション長さが常に短い。つまり、噴口径が大きくなると、0.1 ms.ASOE 以降のトーチ火炎のペネトレーション

ン長さが短くなる。ここで、図 4.31 では、ケース 8 と比較して、ケース 22 では、0.1 ms.ASOE 以降もコーン角が常に大きい。つまり、噴口径が大きくなると、0.1 ms.ASOE 以降のトーチ火炎のコーン角が大きくなる。したがって、ペネトレーション長さとコーン角がトレードオフの関係をとっている。この傾向は 4.1.4 節でも見られた傾向である。同様にケース 22 のペネトレーション長さ、コーン角での圧力振動も確認できた。

図 4.30 より、ケース 13 と比較して、噴口径最小のケース 16 では、0.1 ms.ASOE 以降はペネトレーション長さが常に短い。先行研究から噴口径とトーチ火炎の空気導入量には正相関関係があることから、噴口径が小さすぎて、トーチ火炎の総空気導入量が小さく、焼結距離が短くなっていることが考えられる。図 4.31 では、ケース 16 の方が、コーン角が常に小さい。これは単純に噴口径が小さいためである。つまり、ケース 16 は筒内の半径方向、円周方向への燃焼促進の効果は少ないと考えられる。

図 4.30 より、ケース 13 と比較して、ケース 19 は、0.1 ms.ASOE 以降のペネトレーション長さが同程度もしくは少し大きい。これは、4.1.4 節でも同様の傾向が得られた。図 4.31 では、ケース 19 の方がコーン角が常に小さい。これは噴口径が小さいことによる影響である。このことから、ケース 13 は 4.1.3 節と同様にペネトレーション長さは同程度もしくは少し大きい、コーン角も小さいため、筒内の半径方向、特に円周方向への燃焼促進の効果はケース 13 と比較しても少ないと考えられる。

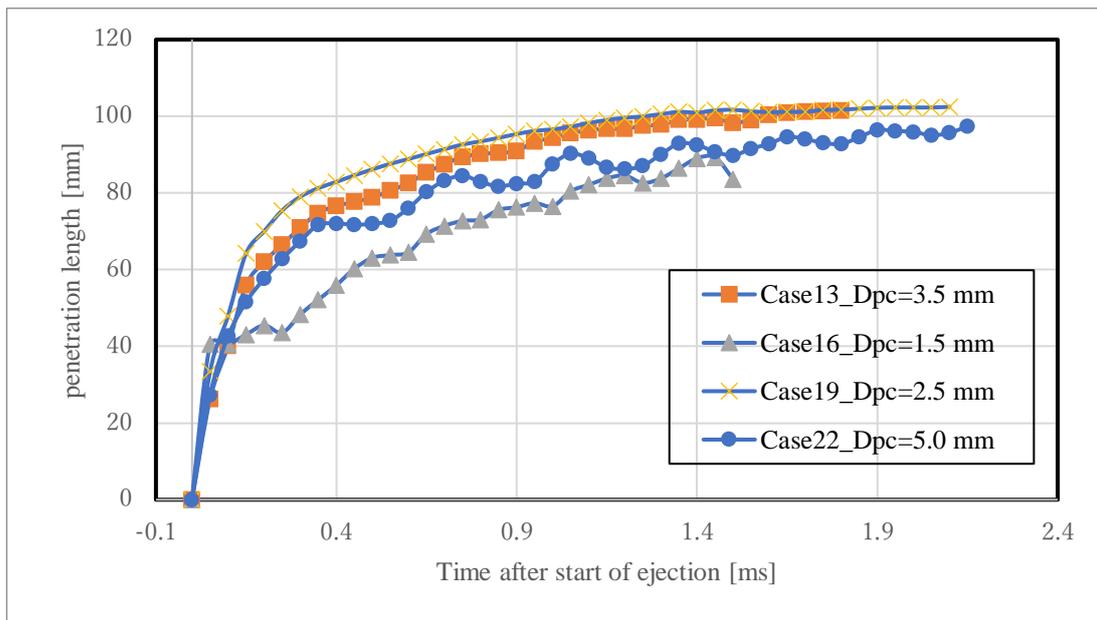


図 4.30 ケース 13, 16, 19, 22 のペネトレーション長さ比較

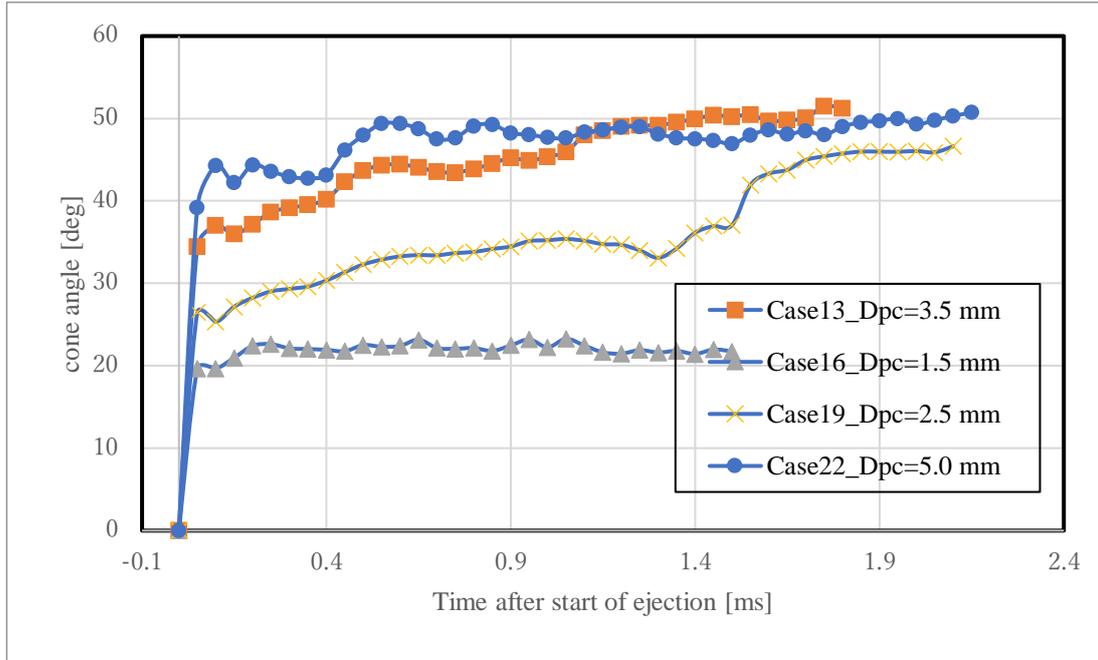


図 4.31 ケース 13, 16, 19, 22 のコーン角比較

図 4.32 は各副室ノズル噴口径 D_{PC} の空気条件下とアンモニア混合気下でのトーチ火炎のペネトレーション長さ差分の比較、図 4.33 は各副室混合気量の空気条件下とアンモニア混合気下でのトーチ火炎のコーン角の差分の比較である。正の場合は、アンモニア混合気下でのペネトレーション長さ、コーン角大きさの方が大きい。

図 4.32 は、主室ガスがアンモニア混合気である場合には、 D_{PC} が変化しても、ペネトレーション長さが短くなることを示している。このことは一般的なディーゼル噴霧と同様の傾向であり、4.22 節とは異なり、アンモニア混合気の着火温度の高さ以外に、流体的な影響も考えられる。 D_{PC} が大きいほど、主室ガスが空気である場合とのペネトレーション長さの差が少なくなっている。

図 4.33 より、主室ガスがアンモニア混合気の場合、 D_{PC} が大きくなっても、コーン角の差分はほぼ変化しなかった。理由は検討しきれていないが、 $D_{PC}=3.5$ [mm] の場合だけは、半径方向への燃焼促進が見られた。したがって、 $D_{PC}=3.5$ [mm] の場合が、最も燃焼促進効果が高いと考えられる。

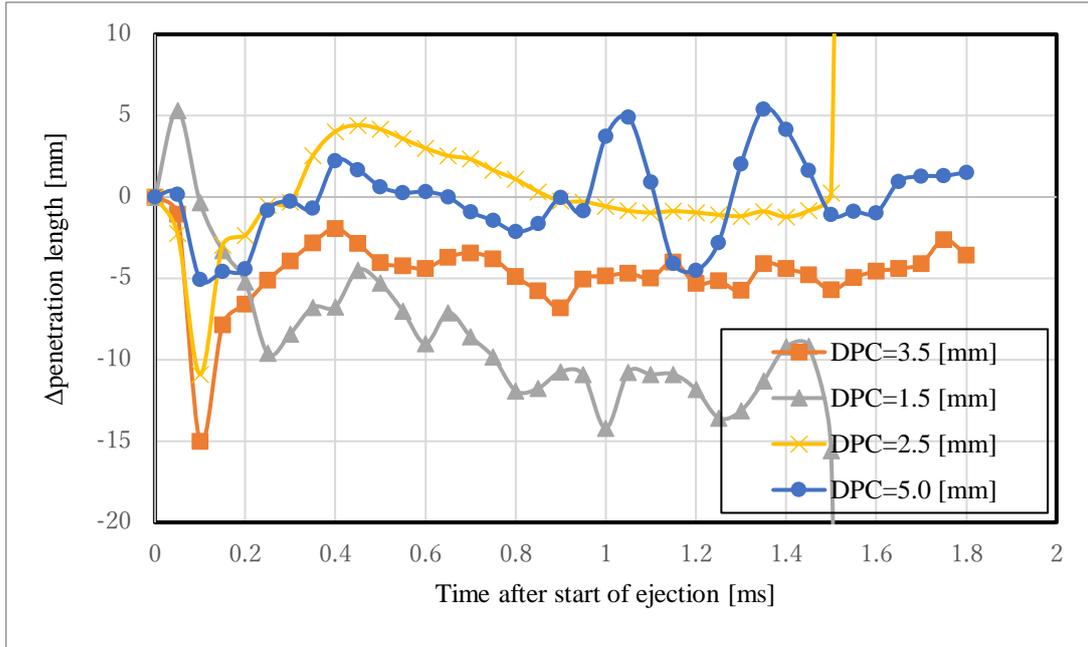


図 4.32 空気条件下とアンモニア混合気下での見かけのトーチ火炎
ペネトレーション長さの差分比較

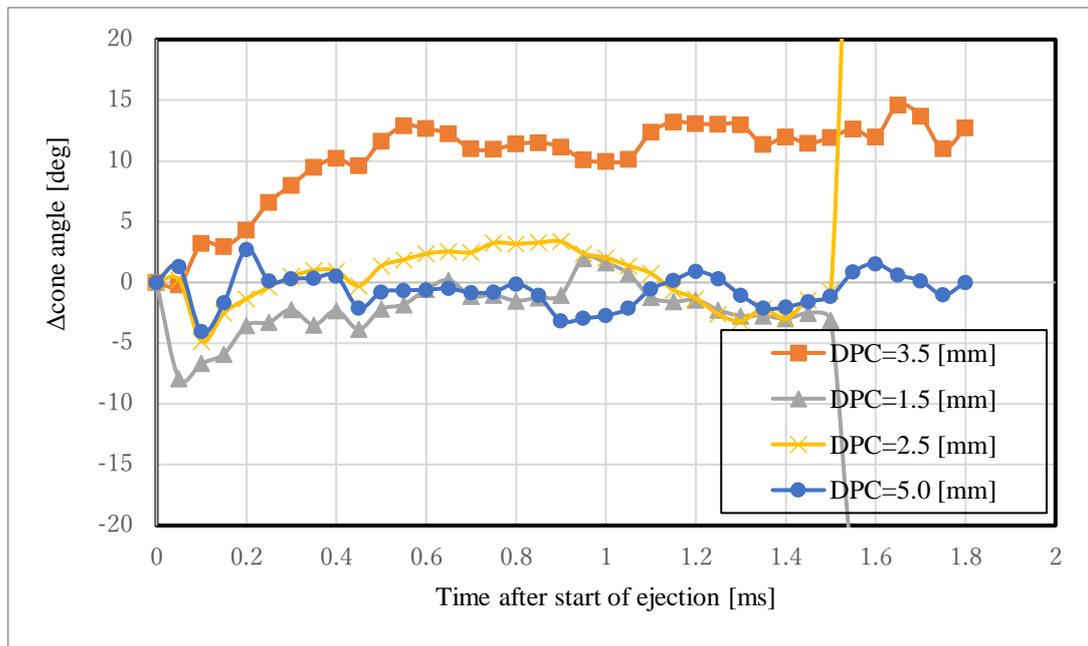


図 4.33 空気条件下とアンモニア混合気下での見かけのトーチ火炎
コーン角の差分比較

図 4.34～図 4.37 は、ケース 13、16、19、22 の ASOI における ROHR と Total Q を示したものである。ケース 16 では、ROHR と Total Q がほとんど変化しないため、燃焼していないと思われる。ケース 13 ($D_{PC}=3.5$ mm) の ROHR、Total Q は、ケース 19 ($D_{PC}=2.5$ mm)、ケース 22 ($D_{PC}=5.0$ mm) よりも立ち上がりが急であり、ピークも高い。また、実験ごとの燃焼のばらつきが少なく、安定した主室燃焼となっていることがわかる。

ケース 22 の場合は、ROHR の山が 2 つに分かれている。噴口径が大きいいため、噴出時の圧力波が主室に伝播しやすく、主室の圧力履歴の圧力上昇時の傾きにステップができたことが原因であると考えられる。Total Q の上昇の傾きは、ケース 13 よりも低く緩やかな主室熱発生が生じている。

ケース 19 ($D_{PC}=2.5$ mm) は、ケース 13 と比較して、ROHR と Total Q の波形がつぶれた形となっている。166、167、197 のように、非常に緩慢な主室燃焼が生じたりしており、燃焼の安定性が低い可能性があると言える。

したがって、ROHR や Total Q から見ても $D_{PC}=3.5$ mm のときは、燃焼の安定性、熱発生量が最も高いと言える。したがって、安定な燃焼には、 $D_{PC}=3.5$ mm が適していると考えられる。

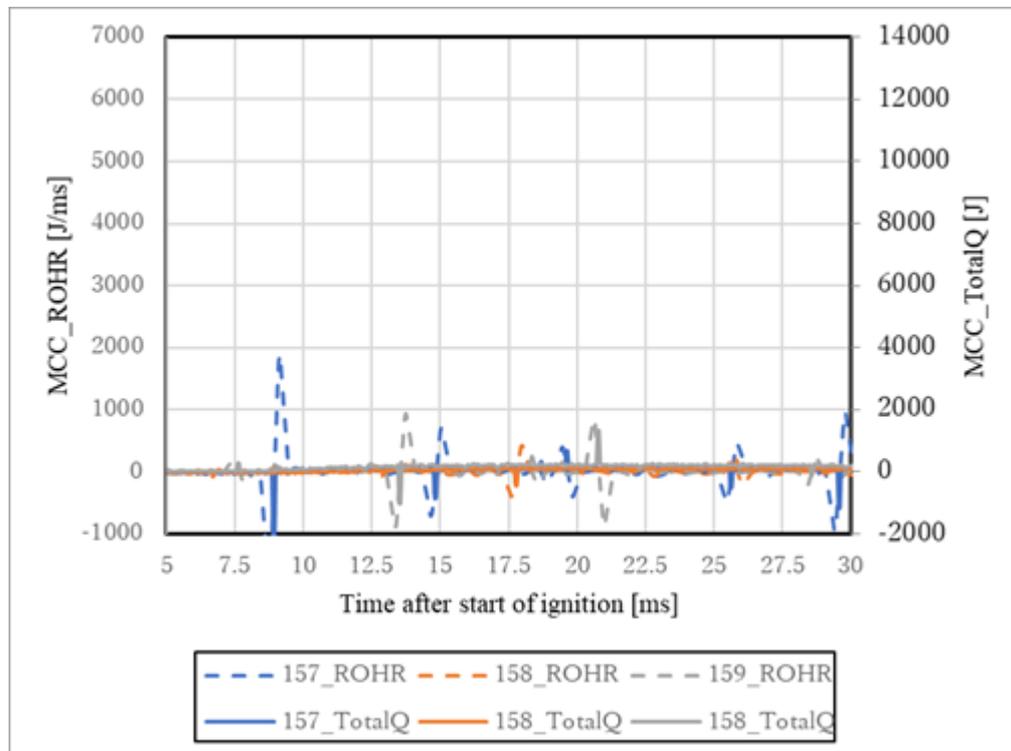


図 4.34 ケース 16 ($D_{PC}=1.5$ mm) の ROHR と Total Q

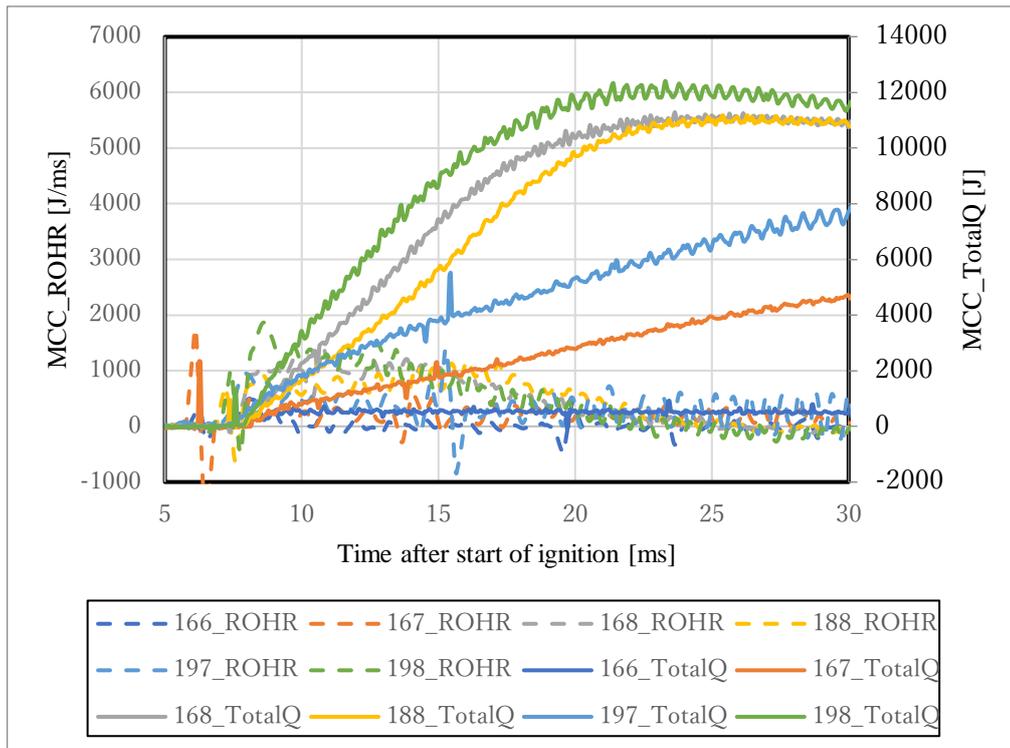


図 4.35 ケース 19 ($D_{PC}=2.5$ mm) の ROHR と Total Q

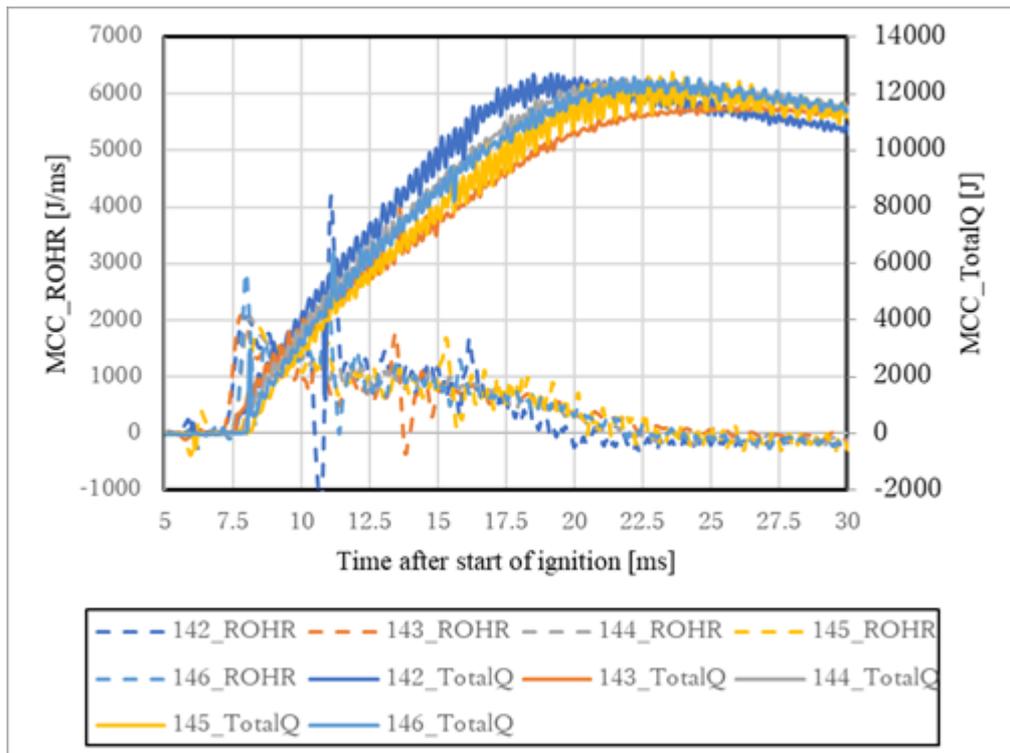


図 4.36 ケース 13 ($D_{PC}=3.5$ mm) の ROHR と Total Q

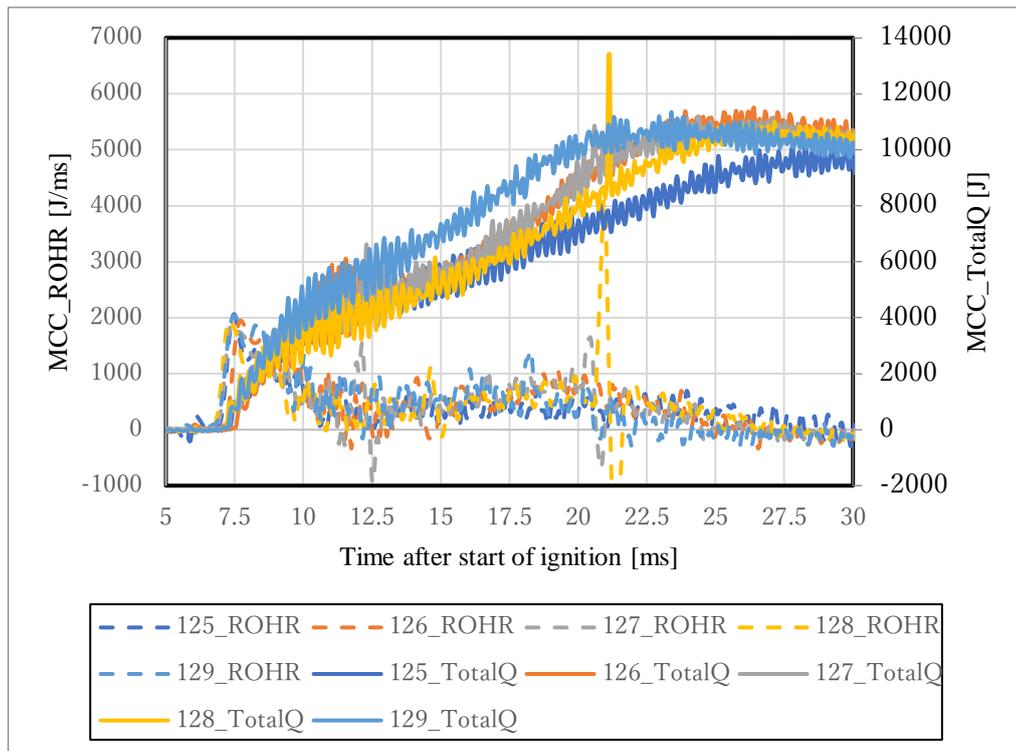


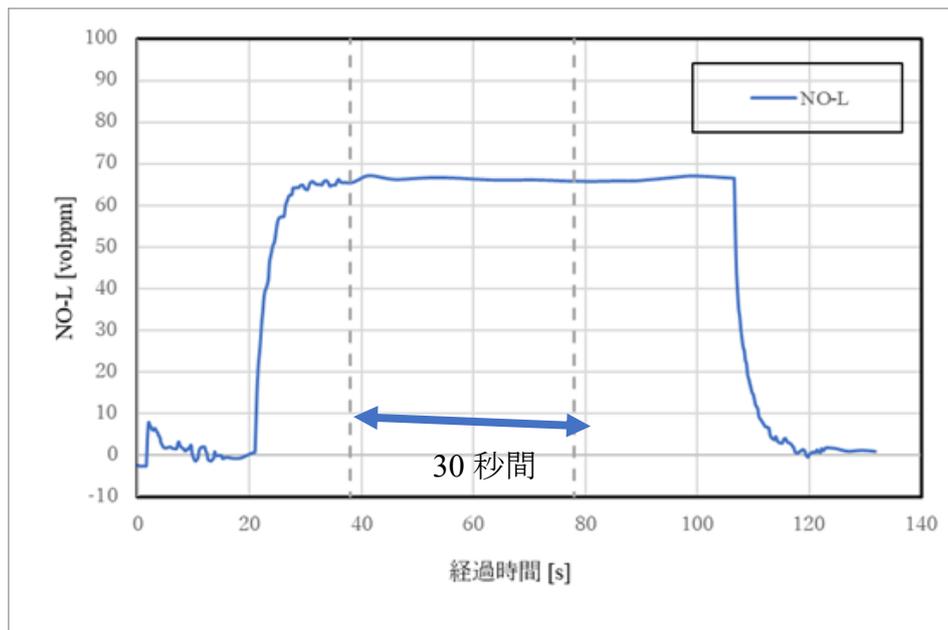
図 4.37 ケース 22 ($D_{PC}=5.0$ mm) の ROHR と Total Q

4.2.4 主室燃焼時における排ガス分析の結果

本節では、主室燃焼時において、副室混合気の空気過剰率、副室ノズル噴口径が排ガスの成分に、与える影響を述べる。これまでの節で、ペネトレーション長さやコーン角、ROHR、TotalQ による燃焼の評価を行ってきた。その結果、主室の燃焼促進効果が高い条件は、副室混合気の空気過剰率が 1 に近く、副室ノズル噴口径が 3.5 mm または 5.0 mm と言える。この結果を更に詳細に検討するべく、ベスト測器製の Bex-2000FT を用いて、排ガス分析を行った。今回の排ガス分析では、未燃アンモニア、NO、NO₂、N₂O の 4 種の物質の濃度に注目する。アンモニアは非常に強い腐食性と刺激臭を伴う劇物であるため、未燃アンモニアの排出は極力抑える必要がある。また、アンモニアは燃焼後にフェューエル NO_x を生成するため、NO_x の排出量に関しても注目する必要がある。

図 4.38 はケース 8 の排ガスを測定した時系列データの 1 例である。測定変動が落ち着く測定開始後 38 秒から 78 秒の 30 秒間の平均値を代表値とした。また、今回使用した排ガス分析装置 Bex-2000FT では、未燃アンモニアの測定レンジの最大値が 1000 volppm であったが、今回実験では、毎回 1000 volppm を上回る未燃アンモニアが検出されたため、排ガスを N₂ ガスで 5 倍程度に希釈し、その希釈後のガスを測定している。

実験条件とともに排ガス分析結果を表 4.7 に残す。



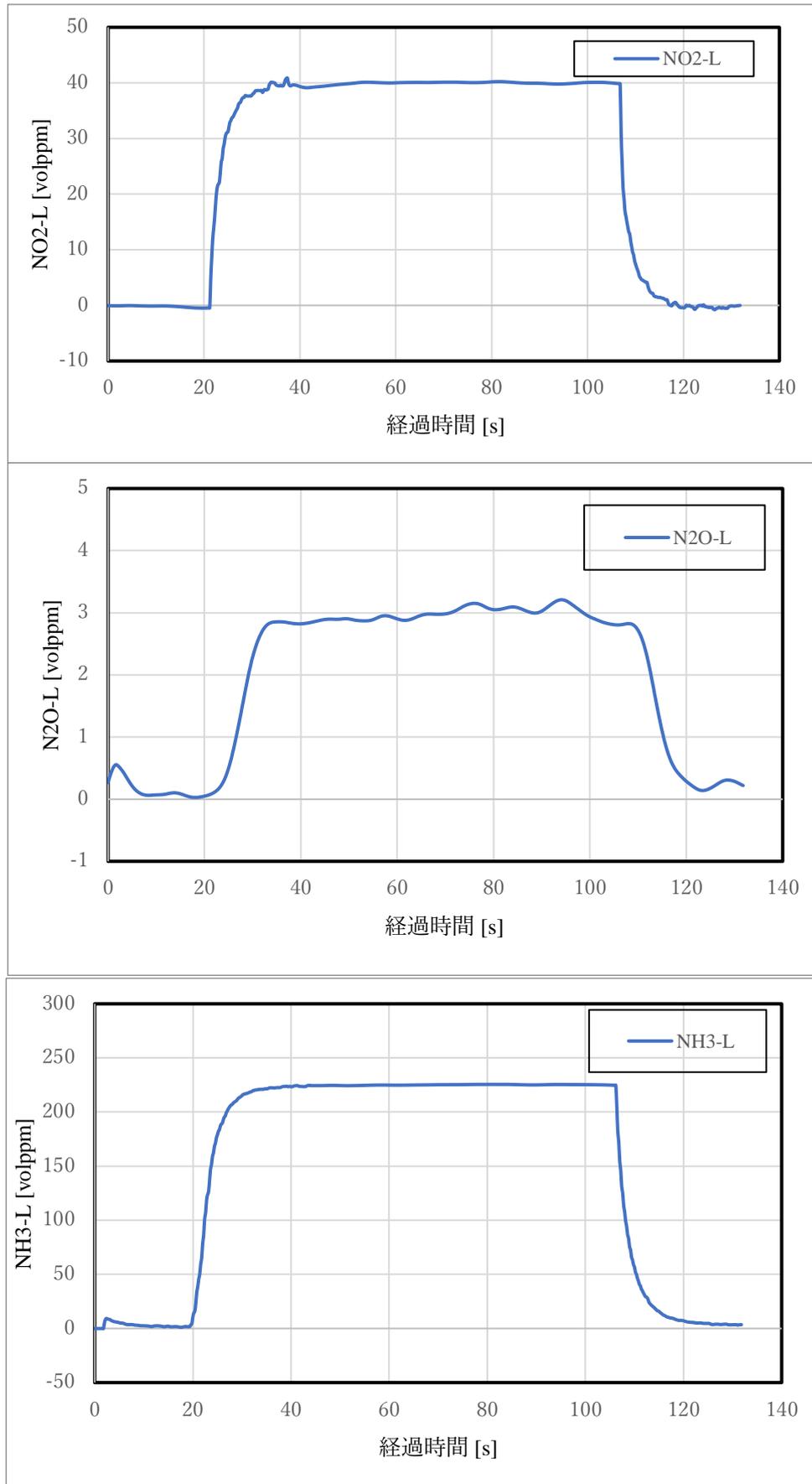


図 4.38 ケース 13 の排ガス分析結果の時系列データ例

表 4.7 各副室噴口径、各副室混合気 λ_{PC} の排ガス分析結果

主室ガス	アンモニア混合気					
ケース番号	16	17	18	19	20	21
λ_{MC}	1					
副室ガス	水素混合気					
λ_{PC}	1	1.2	1.4	1	1.2	1.4
副室噴口径 D_{PC}	1.5	1.5	1.5	2.5	2.5	2.5
NO [volppm]	-	-	-	260.8629	258.8133	258.2873
NO2 [volppm]	-	-	-	145.2553	140.9111	133.4926
N2O [volppm]	-	-	-	39.6644	34.49171	39.05175
Total NOx [volppm]	0	0	0	445.7826	434.2161	430.8317
NH3 [volppm]	-	-	-	2073.972	2340.982	2021.835

表 4.7 各副室噴口径、各副室混合気 λ_{PC} の排ガス分析結果

主室ガス	アンモニア混合気					
ケース番号	13	14	15	22	23	24
λ_{MC}	1					
副室ガス	水素混合気					
λ_{PC}	1	1.2	1.4	1	1.2	1.4
副室噴口径	3.5	3.5	3.5	5.0	5.0	5.0
NO [volppm]	260.602212	283.605671	287.567590	241.669391	266.595885	281.957175
NO2 [volppm]	142.522445	144.918027	146.814896	131.903823	137.660729	138.501471
N2O [volppm]	24.6286098	24.1302162	31.2422177	25.3899169	26.8866946	26.1148373
Total NOx	427.753267	452.653915	465.624705	398.963131	431.143309	446.573484
NH3 [volppm]	1685.55686	1885.88625	2003.51176	1927.05589	2230.26463	2035.17613

未燃アンモニア濃度測定に関してだが、今回の測定では、壁面温度が低いためか、燃焼後に壁面、ガラス表面に水滴が付着してしまった。その水滴に未燃アンモニアが吸収された可能性があり、正確な測定結果かどうかは不明である。しかし、NOx などの測定項目は問題なく測定できたと考えられる。また、 $D_{PC} = 1.5 \text{ mm}$ では、主室燃焼が生じなかったため、排ガス測定はしていない。

まず、未燃アンモニア濃度とアンモニア混合気の燃焼度は負の相関となる。そのため、アンモニア混合気の燃焼度は未燃アンモニア濃度で評価する。表 4.7 より、燃焼度が最も多いのは、ケース 13 である。次に大きいのがケース 22 である。これは、4.2.2 節、4.2.3 節で述べた燃焼促進効果が大きくなる条件と当てはまっている。ケース 13 の NOx 濃度 427 volppm は全体平均 NOx 濃度の 437.1 volppm より低く、比較

的 NO_x も抑えることができていると言える。また副室ノズル噴口径ごとに表 4.7 を見ると、 $D_{PC}=2.5$ mm の平均 NO_x 濃度が 436.9 volppm、 $D_{PC}=5.0$ mm の平均 NO_x 濃度が 425.6 volppm に対し、 $D_{PC}=3.5$ mm の平均 NO_x 濃度が 448.7 volppm であり、NO_x 濃度が比較的高くなっている。また、 $D_{PC}=2.5$ mm の平均アンモニア濃度が 2146.6 volppm、 $D_{PC}=5.0$ mm の平均アンモニア濃度が 2064.1 volppm に対し、 $D_{PC}=3.5$ mm の平均アンモニア濃度が 1858.318 volppm であり、アンモニア濃度が低くなっている。これは、 $D_{PC}=3.5$ mm では、主室燃焼が活発であるために、フューエル NO_x が増大しているためと考えられる。噴出面積が $D_{PC}=3.5$ mm の場合の方が最適な燃焼を促進する可能性がある。

また、 $D_{PC}=3.5$ mm の場合、副室混合気 λ が大きくなるほど、未燃アンモニア濃度、NO_x 濃度ともに増大している。これは、サーマル NO_x が増大しているためであると考えられる。 λ_{PC} が大きいほど、副室に含まれる空気量が多くなり、また水素は燃焼温度が高いため NO_x が生じやすい物質であるために、サーマル NO_x の生成量が増大しやすい環境になると言える。したがって、サーマル NO_x の生成量を低減させるには、副室混合気 λ_{PC} が 1 に近いほど良いと言える。

よって、今回の実験では、 $D_{PC}=3.5$ mm かつ $\lambda_{PC}=1$ に近いほど、アンモニアの燃焼度が大きく、圧力振動と NO_x が低減できたと言える。

今後の課題としては、発生する圧力波の影響を考慮し、実施を避けた、リッチな副室混合気 (λ が 1 以下) でも燃焼測定を行い、リッチな領域での燃焼挙動を観察することが必要である。また、トーチ火炎の噴出と同時に副室ノズルから発生する圧力波の評価も行う必要がある。

第5章 結言

本研究では、副室からの水素トーチ火炎の噴出によって主室内のアンモニア燃焼を促進する副室式エンジンの実現可能性を検証するため、副室式エンジンの燃焼室を模擬した定容容器を用いて、トーチ火炎の噴出挙動や主室内燃焼特性を詳細に調査した。シャドウグラフ法や直接撮影法による燃焼可視化結果と排ガス成分分析から得られた結果より、以下の結論を得た。

- (1) 水素トーチ火炎単体では、副室空気過剰率が 1.0 に近いほど、トーチ火炎のペネトレーション長さとコーン角が最大となる。また、副室 ROHR、TotalQ も同様である。
- (2) 水素トーチ火炎単体では、副室ノズル噴口径とトーチ火炎のコーン角には正の相関がある。ペネトレーション長さに関しては、最小の噴口径のときペネトレーション長さの上昇勾配が最大である。また、噴口径が 5.0 mm の場合、圧力振動が大きく生じた。
- (3) 副室水素混合気の空気過剰率は 1.0 に近い方が豊富な未燃混合気やラジカルが噴出し、主室アンモニア予混合燃焼を促進する。また、副室ノズル噴口径は 3.5 mm に近い方が、燃焼促進効果が高い。
- (4) 今回の実験条件下では、副室ノズル噴口径は 3.5 mm、副室水素混合気の空気過剰率は 1.0 の場合、未燃アンモニア濃度が最小であり、燃焼効果が最も高かった。また、NO_x も全実験条件中（データ範囲 66.66 volppm）の平均以下であり、NO_x 生成も比較的抑えられた。

参考文献

- (1) “Prevention of Air Pollution from Ships”, IMO, accessed 20, January, 2020
<<http://www.imo.org/en/OurWork/Environment/PollutionPrevention/AirPollution/Pages/Air-Pollution.aspx>>
- (2) “IMO Marine Engine regulations”, DeiselNet, accessed 6 February 2020,
<<https://dieselnet.com/standards/inter/imo.php>>
- (3) “Adoption of the initial IMO strategy on reduction of GHG emissions from ships and existing IMO activity related to reducing GHG emissions in the shipping sector”, International maritime organization (IMO), page6, part3, accessed 20,1,2020,
<https://unfccc.int/sites/default/files/resource/250_IMO%20submission_Talanoa%20Dialogue_April%202018.pdf>
- (4) “nitrogen oxides – Regulation 13”, IMO, accessed 20, January, 2020
<[http://www.imo.org/en/OurWork/Environment/PollutionPrevention/AirPollution/Pages/Nitrogen-oxides-\(NOx\)-%E2%80%93-Regulation-13.aspx](http://www.imo.org/en/OurWork/Environment/PollutionPrevention/AirPollution/Pages/Nitrogen-oxides-(NOx)-%E2%80%93-Regulation-13.aspx)>
- (5) “IMO NOx Tier III requirements to take effect on January 01st 2016”, Class ARS – Aegean Register Of Shipping, accessed 20, January, 2020
<<http://classars.com/circulars.php?NewsID=91>>
- (6) T. Saika, T. Nohara et al: JSME International Journal, Series B, Vol. 46, No. 1, pp. 78-83, (2006)
- (7) T.Saika, T.Nohara et al: UDM Final Research Report, Theme. 4, No.4.2-5, (2018)
<<http://www.ns.kogakuin.ac.jp/~wwgt024/parts/shiryo/2014-hokokusyo/4.2-5-zatuga.pdf>>
- (8) Hideaki Kobayashi et al: “Science and technology of ammonia combustion”, Sciencedict Volume 37, Issue 1, (2019), Pages 109-133
- (9) KOBAYASHI, Hideaki and HAYAKAWA, Akihiro et al: “Carbon-free Ammonia Combustion”, Journal of the Combustion Society of Japan, Vol.58 No.183, (2016), 41-48
<https://www.jstage.jst.go.jp/article/jcombsj/58/183/58_41/_pdf-char/ja>
- (10) Inoue Masahiro et al: “Hydrogen Gas Safety”, Journal of the Electrical Equipment Association of Japan, (2016)
<https://www.jstage.jst.go.jp/article/ieiej/36/4/36_263/_pdf-char/ja#:~:text=%E6%B0%B4%E7%B4%A0%E3%81%AE%E7%87%83%E7%84%BC%E9%80%9F%E5%BA%A6%E3%81%AF,%E3%81%A8%E3%82%88%E3%82%8A%E9%80%9F%E3%81%8F%E7%87%83%E7%84%BC%20%E3%81%99%E3%82%8B%E3%80%82>
- (11) A. Järvi, “Methane slip reduction in Wärtsilä lean burn gas engines”, CIMAC 2010.
- (12) H. Tajima, et al: “Development of High-efficiency Gas Engine through Observation and Simulation of Knocking

謝辞

本修士論文は、筆者が九州大学大学院・総合理工学府・環境エネルギー工学専攻修士課程在学中に熱機関工学研究室において行った研究成果をまとめたものです。まず始めに、本研究室在籍中に終始ご指導賜りました本学田島博士准教授、鶴大輔助教、に感謝の意を表します。

田島先生には、講義等でエンジンに関する知識をご教示いただき、非常に参考になりました。ありがとうございました。多くの企業と共同研究をすることができ、会社の中での研究への取り組み方などを少し肌で感じることができました。このような機会を頂けたこと、心より感謝いたします。

鶴先生には、研究活動において、知識の足りない私に様々な助言を頂きました。研究に対する向き合い方からエンジニアとしての考え方など、丁寧に教示いただきました。おかげさまで教示いただいたことを常に心に留めながら研究に専念することができました。

博士課程の青柳さんには、修士1年の始めから、シミュレーションの考え方やソフトの使い方など、無知な私に非常に丁寧に教示していただきました。それ以外にもたまにする他愛のない話も面白かったです。感謝申し上げます。

研究室同期の芝ちゃん、西川、三上の真面目な姿が私の研究へのモチベーションになっていました。芝ちゃんと西川には実験への助力、また実験における様々な知識を共有してくれて、非常に助かりましたし、参考になりました。迷惑をかけることも多かったと思いますが、こんな私を助けてくれてありがとうございました。三上とは、最初の共同研究の実験や数値計算などで、共に切磋琢磨し、共に数値計算や実験に慣れていくことができました。そのおかげで、有意義な研究生活が送れました。3人ともありがとうございます。留学には行けませんでした、その代わりに3人と2年間研究できてよかったです。就職したら、早く帰りましょうね。

修士1年の松石君、若杉君、佐川君、笠田君、島君、岡本君、学部4年の青木君、銭君、ありがとうございました。学部の頃から研究室に在籍する松石君と若杉君には、特にいろいろとお世話になりました。他の後輩も、年の後半から忙しくなって、講義や就活が大変な中でも研究を頑張っていました。おかげさまで君たちに負けないように頑張ることができ、最後まで有意義に過ごすことができました。ありがとう。就活頑張ってください。

Mr. Elsayed, I am appreciate that you always speak to me and try to understand my poor English. thanks to your such attitude, I become not to be afraid that I speak in English a little.

またこれまで研究室生活を共にしてきた先輩方右田さん、佐伯さん、ヌワビシさん、矢能さん、先輩方のおかげで辛抱強く研究を行うことができました。心より感謝申し上げます。修了間際まで、右田さんが鏡面仕上げをしてくれたこと忘れません。非常に助かりました。

最後に、これまで、精神的・経済的に私を支えてくれた家族に、感謝の意を表します。これから社会人として働き、私が受けた恩を少しずつ返していきたいと思います。本当にありがとうございました。