

様式 6

論 文 目 録

報告番号	甲工 乙工第 35 号 工修	氏名	岡本昌章
学位論文題目	高速ディーゼル機関の排出微粒子および全炭化水素の生成機構とその低減		
論文の目次			
第1章 緒論		第4章 排出未燃炭化水素に及ぼす壁面遮熱の影響	
1. 1 緒言		4. 1 緒言	
1. 2 排気ガス規制の現状		4. 2 遮熱仕様および実験条件	
1. 3 NO <sub>x</sub> およびPM低減のための研究状況		4. 3 機関性能の比較	
1. 4 排出未燃炭化水素に関する研究状況		4. 4 排気特性の比較	
1. 5 本研究の目的と構成		4. 5 考察	
第2章 排気の計測と燃焼解析		4. 6 結言	
2. 1 緒言		第5章 排出未燃炭化水素に及ぼすリエントラント燃焼室の影響	
2. 2 実験機関と計測装置		5. 1 緒言	
2. 3 微粒子と全炭化水素の計測		5. 2 供試ピストンおよび実験条件	
2. 4 排出未燃炭化水素の成分分析		5. 3 機関性能の比較	
2. 5 燃焼解析		5. 4 排気特性の比較	
2. 6 結言		5. 5 リエントラント燃焼室による排気の改善	
第3章 有害排気物質の排出傾向		5. 6 結言	
3. 1 緒言		第6章 結論	
3. 2 排気指数			
3. 3 当量比に対する排気の影響			
3. 4 燃焼特性値と排気の関係			
3. 5 排気成分の相関			
3. 6 結言			
参考論文			
主論文 ディーゼル機関の壁面遮熱が未燃炭化水素の排出に及ぼす影響 岡本昌章, 石山拓二, 開原真一, 三輪 恵 自動車技術会論文集 Vol. 25, No. 4 平成6年10月15日 ディーゼル機関の排出未燃炭化水素に及ぼすリエントラント燃焼室の影響 岡本昌章, 石山拓二, 開原真一, 三輪 恵 日本船舶機関学会誌 第30巻第3号(平成7年3月1日発行予定)に掲載決定済.			

備考

- 論文題目は、用語が英語以外の外国語のときは日本語訳をつけて、外国語、日本語の順に列記すること。
- 参考論文は、論文題目、著者名、公刊の方法及び時期を順に明記すること。
- 参考論文は、博士論文の場合に記載すること。

様式 6

論 文 目 録

報告番号	甲 工 乙 工 第 35 号 工 修	氏 名	岡 本 昌 章
学位論文題目	高速ディーゼル機関の排出微粒子および全炭化水素の生成機構とその低減		
論文の目次			
第1章 緒言		第4章 排出未燃炭化水素に及ぼす壁面遮熱の影響	
1. 1 緒言		4. 1 緒言	
1. 2 排気ガス規制の現状		4. 2 遮熱仕様および実験条件	
1. 3 NO <sub>x</sub> およびPM低減のための研究状況		4. 3 機関性能の比較	
1. 4 排出未燃炭化水素に関する研究状況		4. 4 排気特性の比較	
1. 5 本研究の目的と構成		4. 5 考察	
第2章 排気の計測と燃焼解析		4. 6 結言	
2. 1 緒言		第5章 排出未燃炭化水素に及ぼすリエントラント燃焼室の影響	
2. 2 実験機関と計測装置		5. 1 緒言	
2. 3 微粒子と全炭化水素の計測		5. 2 供試ピストンおよび実験条件	
2. 4 排出未燃炭化水素の成分分析		5. 3 機関性能の比較	
2. 5 燃焼解析		5. 4 排気特性の比較	
2. 6 結言		5. 5 リエントラント燃焼室による排気の改善	
第3章 有害排気物質の排出傾向		5. 6 結言	
3. 1 緒言		第6章 結論	
3. 2 排気指数			
3. 3 当量比に対する排気の種類			
3. 4 燃焼特性値と排気の関係			
3. 5 排気成分の相関			
3. 6 結言			
参考論文			
主論文 ディーゼル機関の壁面遮熱が未燃炭化水素の排出に及ぼす影響 岡本昌章, 石山拓二, 開原真一, 三輪 恵 自動車技術会論文集 Vol. 25, No. 4 平成6年10月15日 ディーゼル機関の排出未燃炭化水素に及ぼすリエントラント燃焼室の影響 岡本昌章, 石山拓二, 開原真一, 三輪 恵 日本船舶機関学会誌 第30巻第3号(平成7年3月1日発行予定)に掲載決定済.			

備考

- 論文題目は、用語が英語以外の外国語のときは日本語訳をつけて、外国語、日本語の順に列記すること。
- 参考論文は、論文題目、著者名、公刊の方法及び時期を順に明記すること。
- 参考論文は、博士論文の場合に記載すること。

論文内容要旨

報告番号	甲工 乙工 第 35 号 工修	氏名	岡本昌章
学位論文題目	高速ディーゼル機関の排出微粒子および全炭化水素の生成機構とその低減		
<p>内容要旨</p> <p>ディーゼル機関は熱効率と燃料適応性の高さを生かして幅広い分野で活躍しているが、窒素酸化物NO<sub>x</sub>やすす等の有害物質の排出が多いという問題を抱えており、今日では環境破壊や人体への悪影響が深刻化している。こうした状況に対して有害排気物質の低減努力が進められ、現在までにNO<sub>x</sub>とすすに関しては低減の目処が立ったと考えられる。しかし、特に人体への影響が懸念される微粒子中の可溶有機分SOFおよび全炭化水素THCといった排出未燃炭化水素については、それらの生成過程すら十分に解明されていない。本研究ではこのような状況をふまえて、SOFやTHCの低減のための指針を得ることを目的としてそれらの生成過程の解明を試みた。</p> <p>まず第2章では、計測システムを確立し、排気の計測、排出未燃炭化水素の組成分析、燃焼解析の方法を検討した。THCとSOFの組成分析を試みた結果から、THCとSOFの成分範囲は異なり、THCはC<sub>1</sub>~C<sub>21</sub>程度の成分で構成されるのに対し、SOFはそれよりも高沸点の成分を多く含み、C<sub>14</sub>~C<sub>25</sub>程度の成分で構成されることがわかった。</p> <p>第3章では、広範囲の運転条件にわたって計測した排気特性を基に、有害排気物質の排出傾向を概説し、窒素酸化物の低減のためには初期の燃焼率を低下させて最高圧力の上昇を抑えることが、すすの低減には主燃焼を活発化させて燃焼を速やかに終了させることが有効であることを示した。THCとSOFについては、当量比や燃焼特性値に対する排出傾向が良く似ているにも関わらず、広範囲の運転条件にわたってみると相関がないことから、燃焼経過だけではそれらの排出量を予測できないことがわかった。</p>			

第4章では、壁面近傍の局所的な状態を変化させるために、燃焼室壁面をセラミックスで遮熱して、排出未燃炭化水素の生成に及ぼす影響を調べた。その結果、遮熱場所によって未燃炭化水素の排出に及ぼす影響が異なり、条件によっては遮熱により排出未燃炭化水素が増加することや、燃焼室の壁面に付着、残留した燃料がガス温度や壁面温度の上昇により蒸発して、排出未燃炭化水素を増加させる可能性があることと、THCよりも高沸点成分を多く含むSOFの方がその影響を強く受けること等がわかった。さらに始動直後と十分時間が経過した後でTHC排出量や燃焼経過を比較した結果から、始動直後等のようにくぼみ内での初期燃焼が活発で、隙間への未燃分の流出が少ないと考えられる条件では、THCの排出量が減少するという推定を示した。

これを受けて第5章では、ピストンくぼみ内の流動を強め未燃焼成分の隙間部への流出を抑制する目的で、リエントラント燃焼室を用いてSOFやTHCの排出傾向を調べた。その結果、リエントラント燃焼室により隙間部への未燃分流出が抑制され、特に噴射時期を遅延させた場合に排出未燃炭化水素を低減する効果があることがわかった。また、上死点隙間の影響を調べた結果、隙間が大きく上死点後に隙間部での流動が急速に弱まる場合も、隙間が小さく強い逆スキッシュにより未燃分の流出が促進される場合も排出未燃炭化水素が増加し、隙間部への未燃分の流出量だけでなく、流動の適正化も重要であることがわかった。

本研究においては、排出未燃炭化水素の低減のためにはくぼみ内における燃焼の活発化、隙間部における混合気量と流動の適正化、および壁面付着の抑制が重要であることを実機のデータをもって示した。本研究で得られた結果は、ディーゼル機関から排出される有害排気物質を低減するための一つの指針となるものと考えられる。

論文審査の結果の要旨

報告番号	甲工 乙工 第 35 号 工修	氏名	岡本昌章
審査委員	主査 三輪 恵 副査 中瀬 敬之 副査 芳村 敏夫		
学位論文題目 高速ディーゼル機関の排出微粒子および全炭化水素の生成機構とその低減			
審査結果の要旨 <p>本論文は、ディーゼル機関から排出する窒素酸化物NO<sub>x</sub>、未燃炭化水素、ならびに微粒子など有害物質の生成機構の解明とその低減のための指針を提案したものである。特に、人体に対して変異原性をもつと考えられる微粒子中の可溶有機成分SOFと全炭化水素THCの低減について、燃焼室内での燃焼改善の立場から詳細な研究を行っている。</p> <p>実験では、まず、シリンダ内の実時間燃焼計測システムの構築と希釈トンネル法による微粒子補集法の検討ならびに排出炭化水素成分の分析法を確立した。</p> <p>次に、燃焼室壁面近傍の局所的な燃焼状況が、SOFとTHCの生成に及ぼす影響について、セラミックコーティング壁面を用いて壁面の温度条件を変更し、それら有害物質の排出特性を調べた。その結果、シリンダヘッド壁面の遮熱は、SOFが増加する傾向にあることを明らかにした。また、その低減のためには、ピストン上死点隙間部への未燃混合気の流出を抑制して、燃焼室くぼみ内での燃焼を確保することが重要であることを指摘している。</p> <p>これらの結果をもとにして、燃焼室くぼみ内での燃焼の確保とガス流動の促進、未燃混合気の上死点隙間部への流出の抑制を図るため、リエントラント燃焼室を採用し、燃焼特性と排気特性を解析し、リエントラント燃焼室では、噴射時期の遅延によりSOFならびにTHC濃度の減少が黒煙濃度を増加することなしに達成でき、しかもNO<sub>x</sub>濃度の減少にも有効であることを実験的に明らかにした。</p> <p>以上本研究は、高速ディーゼル機関の排出微粒子、全炭化水素およびNO<sub>x</sub>との同時低減を目的として、それら有害物質の生成機構の解明とその低減法について示唆したものであり、本論文は博士（工学）の学位授与に値するものと判断する。</p>			

Table Title

Category	Sub-category	Value	Unit
Item 1	Sub-item 1.1	100	kg
	Sub-item 1.2	200	kg
Item 2	Sub-item 2.1	300	kg
	Sub-item 2.2	400	kg
Detailed description of the table content, including various rows and columns of data.			

高速ディーゼル機関の排出微粒子および  
全炭化水素の生成機構とその低減

1995年3月

岡本昌章

②

高速ディーゼル機関の排出微粒子および  
全炭化水素の生成機構とその低減

1995年3月

岡本昌章



## 目次

第1章 結論	1
1.1 緒言	1
1.2 排気ガス規制の現状	4
1.3 NO <sub>x</sub> およびPM低減のための研究状況	6
1.4 排出未燃炭化水素に関する研究状況	10
1.5 本研究の目的と構成	13
文献	16
第2章 排気の計測と燃焼解析	19
2.1 緒言	19
2.2 実験機関と計測装置	19
2.2.1 実験機関	19
2.2.2 吸入スワール比および噴射時期の設定	21
2.2.3 計測系の概要	24
2.3 微粒子と全炭化水素の計測	26
2.3.1 微粒子の計測	27
2.3.2 全炭化水素の計測	30
2.4 排出未燃炭化水素の成分分析	34
2.4.1 THCの分析	34
2.4.2 SOFの分析	40
2.5 燃焼解析	43
2.5.1 データの取込み	44
2.5.2 解析方法	45
2.5.3 燃焼特性値の定義	49
2.6 結言	50
文献	52
第3章 有害排気物質の排出傾向	53
3.1 緒言	53
3.2 排気指数	54
3.3 当量比に対する排気の種類	55
3.4 燃焼特性値と排気の種類	58
3.5 排気成分の相関	66
3.6 結言	70
文献	73

第4章 排出未燃炭化水素に及ぼす壁面遮熱の影響	75
4.1 緒言	75
4.2 遮熱仕様および実験条件	76
4.3 機関性能の比較	77
4.4 排気特性の比較	80
4.4.1 標準運転時の排気特性	80
4.4.2 冷却水低温時の排気特性	80
4.4.3 噴射時期の影響	82
4.5 考察	84
4.5.1 始動直後の遮熱影響	84
4.5.2 SOFとTHCに及ぼす壁面影響の違い	88
4.5.3 排出炭化水素の構成成分	90
4.6 結言	92
文献	94
第5章 排出未燃炭化水素に及ぼすリエントラント燃焼室の影響	95
5.1 緒言	95
5.2 供試ピストンおよび実験条件	96
5.3 機関性能の比較	97
5.4 排気特性の比較	100
5.4.1 標準運転時の排気特性	100
5.4.2 スワールの影響	101
5.4.3 噴射時期の影響	102
5.4.4 上死点隙間の影響	103
5.5 リエントラント燃焼室による排気の改善	104
5.5.1 排気煙とNOの排出傾向	104
5.5.2 THCとSOFの排出傾向	107
5.5.3 噴射時期の最適化	111
5.6 結言	112
文献	114
第6章 結論	115
謝辞	118

## 第1章 緒論

### 1.1 緒言

Rudolf Dieselによってディーゼル機関が発明されてから100年が経過した今日、ディーゼル機関はその存亡に関わる非常に厳しい状況におかれている。発明以来ディーゼル機関は、熱効率と燃料適応性の高さを生かして、数馬力の小型汎用機関から数万馬力の大型船用機関まで幅広い分野で活躍し、現在ではその熱効率は50%を超えるレベルまで向上している。しかしながら、ディーゼル機関は燃焼騒音が大きい、すすや窒素酸化物等の有害排気物質の排出が多いといった問題を抱えている。近年我が国では、都市部を中心とした大気汚染が深刻化しているが、物資の輸送が自動車中心になり、またRV (Recreational Vehicle) 車の普及等によりディーゼル車の登録台数が年々増加しつつある現在では、都市部における窒素酸化物(NO<sub>x</sub>)の約50%、浮遊粒子状物質(PM: Particulate Matter)の20~40%が自動車から排出されるに至っている<sup>(1)</sup>。このような状況に対して、日本を始め世界中の国々で、ディーゼル車から排出される有害物質を制限する規制が年々強化されており、これらの規制に対応して、人体や地球環境に有害な物質の排出量を低減することが、ディーゼル機関の存続のための緊急かつ必須の課題となっている。

ディーゼル燃焼は、吸気行程ではシリンダ内に空気のみを導入し、圧縮行程で高温、高圧になった空気中に燃料を噴射して自着火させるものである。燃焼経過は大きく分けて2つの形態からなり、第一は燃焼室内に噴射された燃料が着火するまでの間、すなわち着火遅れ期間中に空気と混合し、形成された予混合気が燃焼する予混合燃焼、第二は着火後に噴射された燃料が空気と混合しながら燃焼する拡散燃焼である。ディーゼル燃焼は予混合燃焼から始まり、その後の拡散燃焼で多くの熱量を発生するため、前者を初期燃焼、後者を主燃焼ともいう。燃料と空気の予混合気を圧縮して火花で強制点火させるガソリン機関の場合は、圧縮比が高いと点火前に燃料が自着火して異常燃焼するノッキングが発生してしまうが、ディーゼル機関では圧縮比を高く設定できるため、高い熱効率と燃料適応性が実現する。村山<sup>(1)</sup>によればディーゼル機関に適用でき

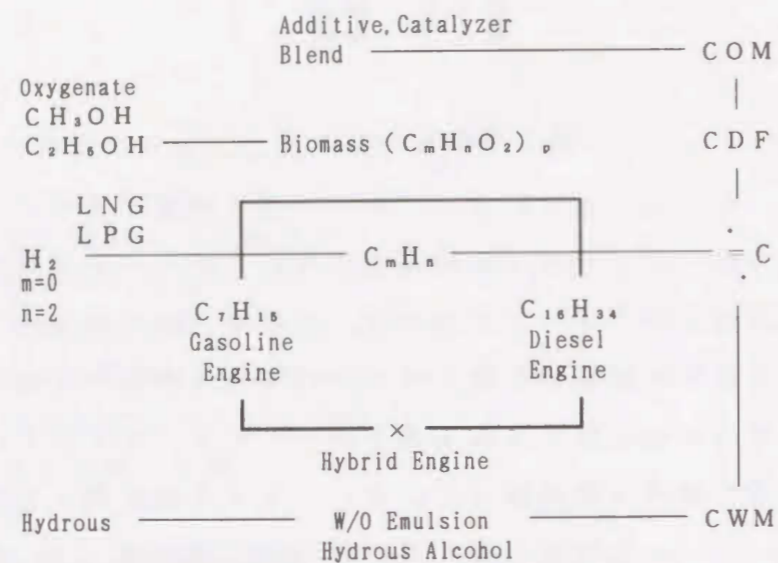


図 1-1 ディーゼル機関に適用可能な燃料

る燃料は図 1-1に示す通りである。図からわかるように、ディーゼル機関は軽油はもちろんアルコール、天然ガス、水エマルジョン等様々な燃料を適用可能で、化石燃料の枯渇が叫ばれ燃料の低質化が進む現在では、この点は大きなメリットである。その反面、ディーゼル燃焼の主燃焼形態である拡散燃焼期においては、燃料と空気の混合に与えられる時間が短く、不完全燃焼により排気煙や未燃焼成分を排出しやすいという問題がある。また、予混合燃焼での熱発生量が多いと生成される窒素酸化物は、ガソリン機関の場合は常に理論空燃比付近で運転されるため三元触媒により除去できるが、ディーゼル機関は負荷により空燃比が変化するため、今の所触媒による除去が困難である。このようにディーゼル機関の燃焼形態は、熱効率上のメリットと有害排気物質というデメリットを合わせ持っている。

ディーゼル排気中の有害物質としては、上記の排気煙 S、窒素酸化物 NOx の他に、微粒子状物質 PM、ガス状の未燃炭化水素 HC がある。排気煙 S はいわゆるすす（固形炭素）である。すすは燃焼室内で過濃混合気が高温にさらされ強い熱分解を受けて生成され<sup>(2)</sup>、その後の燃焼過程で酸化されて減少するが<sup>(3)</sup>、シリンダ内の空気流動低下等により酸素との混合が不十分な場合にはそのまま排出されて排気煙として計測される。窒素酸化物 NOx は、理論空燃

比よりもやや希薄な混合気の燃焼によって生成されたもので<sup>(4)</sup>、一酸化窒素 NO、二酸化窒素 NO<sub>2</sub>、亜酸化窒素 N<sub>2</sub>O の総称である。高温の排気ガス中では主に NO が存在するが NO は大気中で酸化されて NO<sub>2</sub> となる。NO<sub>2</sub> は人体の呼吸器系統の疾患の原因となり、また光化学反応によってオゾン、アルデヒド等のオキシダントを生成して光化学スモッグを生ずる<sup>(5)</sup>。また N<sub>2</sub>O は大気中で極めて安定であり、成層圏にまで達してオゾン層を破壊する<sup>(4)</sup>。このように NOx は人体や環境に及ぼす悪影響が大きく、従来から自動車排気ガスの規制は NOx を中心に徐々に強化されてきた。

一方近年では、微粒子状物質 PM が人体や環境に及ぼす悪影響が指摘され、'93~'94年の排気ガス規制からは、従来吐煙の規制対象であった排気煙に加えて微粒子の規制が追加された<sup>(5)</sup>。これにより、すすだけでなく後述の微粒子状の未燃炭化水素 (SOF) も排気ガス規制の対象となった。微粒子はディーゼル機関の排気ガス中で黒煙あるいは青白煙として観察される成分で、米国環境保護局 (EPA) で規定された希釈トンネルを用いて計測される<sup>(6)</sup>。微粒子中に含まれる成分には、燃料が酸素不足の状態強く熱分解されて生成された、固形の炭素成分を中心とした Dry soot、燃料あるいは潤滑油が希薄化や壁面冷却等により未燃のまま排出された<sup>(7)~(11)</sup>もので、有機溶媒に溶ける可溶有機分 SOF (Soluble Organic Fraction)、および燃料中の硫黄分が酸化されて、一部が水分と結合した<sup>(12)</sup>硫酸ミスト Sulfate がある。Dry soot は大気中のエアロゾル濃度を上昇させ、人体に吸収されると慢性肺疾患の原因となることが知られており、その排出量は排気煙と相関があるとされている<sup>(13)~(14)</sup>。SOF は発ガン性や変異原性を持つベンツ a ピレン等の多環芳香族炭化水素を微量ながら含むことが報告されており<sup>(15)~(17)</sup>、近年特に問題視されている。Sulfate は強い腐食性を持ち、NOx 低減対策の一つである EGR を行って排気ガスの一部を燃焼室内に導入した場合、ピストンリングやシリンダライナの摩耗を加速する<sup>(18)</sup>。またガス状の未燃炭化水素 HC は、計測方法が異なるものの生成源や生成機構は SOF と共通する部分が多く、直接人体に及ぼす影響は少ないものの、NOx と反応して光化学スモッグの原因となる<sup>(5)</sup>。

このようなディーゼル機関の有害排気物質を低減する際の難しさは、これら

の有害排気物質の生成原因が独立でなく、複雑に絡み合っていることにある。例えばNOxを低減させるために噴射時期を遅らせるとすすが増加してしまう<sup>(10)</sup>といったトレードオフ関係が発生し、それらを同時に低減できる対策が必要になる。また、実際の機関の使用条件を考えると、回転数や負荷の広い範囲にわたってすべての有害排気物質の排出を抑制しなければならない。こうした問題を解決するために、それぞれの有害排気物質の生成機構と低減対策について数多くの研究がなされ、NOxとすすについてはかなりの成果が得られていると考えられる。しかしながら、微粒子中の可溶有機分SOFとガス状未燃炭化水素HCについては、強い相関を示すという報告<sup>(13)(14)(20)</sup>が見られる一方で、過渡運転時の排出傾向が異なる<sup>(21)</sup>という例も見られ、それらの生成機構は十分に解明されているとはいえない。地球環境や人体へ悪影響を及ぼさず、今後一層強化される排気ガス規制に対応し得るディーゼル機関を存立させるためには、SOFとHCの生成機構に関する知見をさらに深め、それらの低減方策を見いだすことが必要である。

## 1.2 排気ガス規制の現状

我が国におけるディーゼル車の排気ガス規制は1972年の黒煙規制に始った。'74年にはCO, HC, NOxが規制対象となり、その後'90年にかけてNOxを中心として段階的に規制が強化されてきた<sup>(5)</sup>。また規制当初の排気ガス測定モードはディーゼル6モードであったが、都市内走行の実状に合わせるため'86~'88年にかけて乗用車や軽量トラックにガソリン車と同じ10モードが適用された。これらの規制の結果、ディーゼル車から排出されるNOxは規制前に対して50~80%の低減を実現したにも関わらず、車両台数の増加や交通事情の悪化により環境の改善は進んでいないのが現状である。

こうした状況に対して、中公審(中央公害対策審議会)は'90~'94年にかけて自動車排気ガス短期規制を実施し、その数年後にはさらに厳しい長期規制を行うことを決定している。短期規制、長期規制の主な内容を表1-1に示す<sup>(22)</sup>。短期規制ではNOxの排出規制が従来規制値に対して約30%強化された。また、従来規制対象となっていなかった微粒子状物質PMの規制が追加され、有害排気物質の低減対策はNOxとPMのトレードオフ解消が最大の課題となった。

表 1-1 日本におけるディーゼル車の排気ガス規制状況

車種区分	測定モード 変更時期	排気成分	従来規制	短期規制		長期規制	
				規制値	時期	規制値	時期
乗用車	小型車 1W ≤ 1.25t 10t-ト → 新10t-ト '91.11~	NOx	0.7g/km	0.5g/km	'90	0.4g/km	'97頃
		PM	---	0.2g/km	'94	0.08g/km	
車	中型車 1.25t < 1W 10t-ト → 新10t-ト '91.11~	NOx	0.9g/km	0.6g/km	'92	0.4g/km	未定
		PM	---	0.2g/km	'94	0.08g/km	
トラック	軽量車 GVW ≤ 1.7t 10t-ト → 新10t-ト '91.11~	NOx	0.9g/km	0.6g/km	'93	0.4g/km	'97頃
		PM	---	0.2g/km		0.08g/km	
バス	中量車 1.7t < GVW < 2.5t 6t-ト → 新10t-ト '93.9~	NOx	DI 380ppm	1.3g/km	'93	0.7g/km	MT車 '97頃
			IDI 260ppm				AT車 未定
		PM	---	0.25g/km		0.09g/km	
バス	重量車 2.5t ≤ GVW 6t-ト → 13t-ト '94.10~	NOx	DI 400ppm	6.0g/kW-h	'94	4.5g/kW-h	3.5t以下
			IDI 260ppm	5.0g/kW-h			'97頃
		PM	---	0.7g/kW-h		0.25g/kW-h	3.5t超未定
全車種	3t-ト	Smoke	50%	40%		25%	

排気ガス測定モードも、高速道路網の整備や渋滞の悪化等の都市交通事情をより反映させるため、乗用車や中・軽量トラックには新10モードが、重量トラックには13モードが適用された。これにより、中負荷、中回転域や過渡運転時等の排気特性がより一層重要になった。数年後に実施される長期規制はさらに厳しく、NOxは短期規制に対して車種により10~45%の低減が、PMは約60%の低減が要求されている。

前述のように、こうした排気ガス規制に対応する場合の難しさは、NOxとPMのトレードオフ関係にある。'89年排気ガス規制適合の重量トラックを例にとって、量産エンジンにおけるNOxとPMのトレードオフ関係と短期および長期規制値を示したのが図1-2である<sup>(22)</sup>。図からわかるように、量産エンジンの排気の傾向は、NOxを低減させるとPMが増加するというトレードオフ関係を示しており、最適の組み合わせの場合に短期規制をぎりぎり満たしているレベルである。この図は、'89年規制対応時点で盛込まれている技術だけでは短期規制や長期規制をクリアするのは困難であることを示しており、これらの規制に対応するためにはNOxとPMのトレードオフを解消して、排出量の帯を左下に移動させるような新技術の導入が不可欠であると考えられる。

本節で示したのは我が国における自動車排気ガス規制の実状であるが、欧米諸国でもほぼ同等の内容の規制強化が進んでおり、ディーゼル排気ガスの浄化への取組みが世界中で行われている。

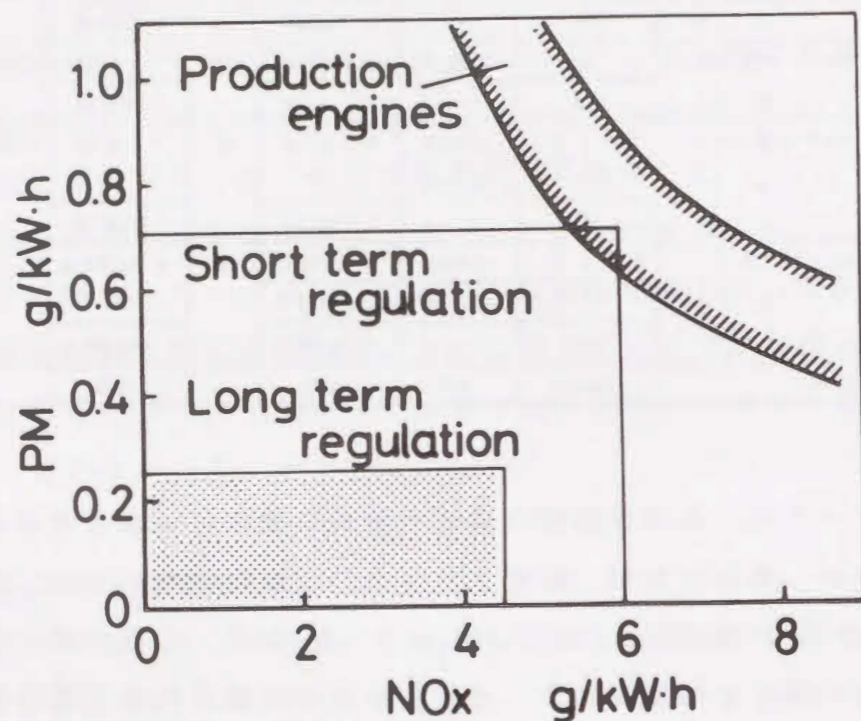


図 1-2 NOx と PM のトレードオフ

### 1.3 NOx および PM の低減のための研究状況

前節に示したような排気ガス規制の強化に対して、有害排気物質を低減するための研究が盛んに行われており、NOx や PM の低減方策が種々提案されている。現在研究されている NOx と PM の主な低減方策を図 1-3 に示す。NOx は燃焼の比較的初期に、やや希薄な混合気が高温にさらされて生成され<sup>(4)</sup> <sup>(23)</sup>、膨張行程で分解されることなく排出される<sup>(24)</sup>。そのため NOx の低減方策は、燃焼初期の急激な熱発生を抑え燃焼温度を低下させることを狙ったものが多い。

ディーゼル燃焼において初期の熱発生は、着火遅れ期間中に形成された予混

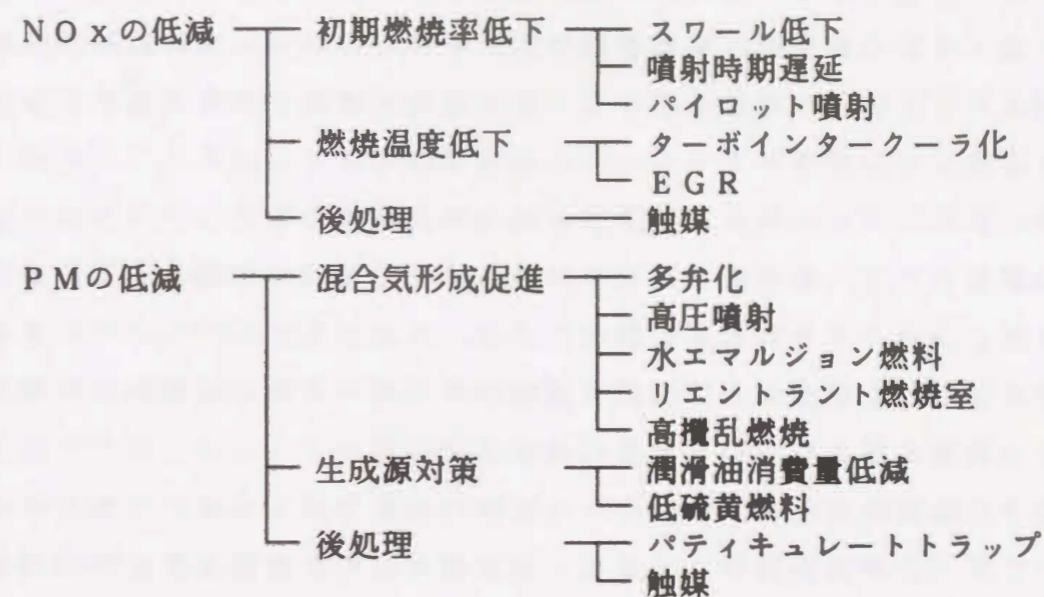


図 1-3 NOx と PM の低減方策

合気量に依存すると考えられる<sup>(25)</sup>ことから、NOx 低減のためには予混合気の形成を抑制することが必要である。予混合気量を減少させる 1 つの方法として、噴霧中への酸素導入を促進し混合気の形成を加速する効果のある<sup>(26)</sup>スワールを弱くする方法がある。また、着火遅れ期間そのものを短くするために噴射時期を遅延させる方法も考えられる。しかし、これらの方法では噴射された燃料の多くが燃焼後期まで残留し、流動の低下により混合が不十分になっすが排出され易くなる。

初期燃焼率を低下させる手段として、パイロット噴射に関する研究が盛んに行われている<sup>(27) - (30)</sup>。パイロット噴射を行うと高温領域の発達が遅れ、NOx が減少する<sup>(27)</sup>とされているが、その効果が現れるのは噴射時期遅延時のみで、噴射時期が早い場合は着火促進効果により主燃焼を加速するという報告<sup>(28)</sup>も見られる。また、パイロット噴射の間隔や噴射量、噴射圧力等を精密に制御する必要があり<sup>(29) (30)</sup>課題は多く残されている。

一方、燃焼温度を低下させる手段として、ガソリン機関では排気ガス再循環 (EGR) が実用化されている。これは、排気ガスの一部を吸気に戻すことで、吸入空気中の酸素濃度を下げて燃焼温度を低下させる方法であり、ディーゼル

機関においても $\text{NO}_x$ の低減に効果があることが示されているが<sup>(31)(32)</sup>、酸素量の低下により排気煙が増加する<sup>(31)</sup>、条件によっては $\text{THC}$ や燃焼変動が増加する<sup>(32)</sup>といった問題を伴っている。また、排気ガス中に含まれる硫酸ミストによりシリンダライナやピストンリングの摩耗を加速する<sup>(18)</sup>恐れがあり、 $\text{EGR}$ による $\text{NO}_x$ の低減には限度があるのが現状である。

後処理としては、銅系複合酸化物触媒を用いて $\text{NO}_x$ を除去する研究<sup>(33)</sup>や、触媒を用いないでメチルアミン添加により、 $\text{NO}_x$ を $\text{N}_2$ と $\text{O}_2$ に分解する研究<sup>(34)</sup>等が行われているが、広範囲の運転条件で使用される実機関への適用にはまだまだ課題が残されていると思われる。

微粒子 $\text{PM}$ の中でもすすは古くから規制の対象となっており、その生成過程について多くの研究が行われてきた。すすは火炎内の当量比が $1.5\sim 3.0$ と高く、かつ火炎温度も $2000\text{K}$ 程度と高い拡散燃焼期に生成される<sup>(23)</sup>。その生成機構は、燃料が酸素不足の状態では火炎から高熱を受けて強く熱分解され、低沸点炭化水素を生じた後に縮重合反応により核を生成し、生成された核が凝縮、炭化を経てすす粒子に成長する<sup>(35)</sup>ものである。生成されたすす粒子はその後酸素と反応すれば減少することから、すすの生成抑制と酸化促進のために燃料と空気の混合を促進する様々な方法が低減対策として研究されている。

現在最も有力なすすの低減方策として、燃料噴射の高圧化が盛んに研究されている<sup>(36)(41)</sup>。これは、従来のジャーク式燃料噴射ポンプによる噴射圧力が $20\sim 50\text{MPa}$ であるのに対して、 $100\sim 130\text{MPa}$ の高圧で燃料を噴射することにより微粒化を促進する方法である。高圧噴射を行うと噴霧の微粒化による噴霧内部への空気導入促進<sup>(37)</sup>や、壁面衝突<sup>(40)</sup>の効果で可燃混合気が速やかに形成され、すすの生成が少なく生成されたすすの酸化も早い<sup>(36)(41)</sup>とされている。高圧を発生させる噴射系としては蓄圧式のものが多く、電気油圧制御方式のもの<sup>(38)</sup>や縮小管を用いて増圧するもの<sup>(39)</sup>等も報告されている。しかし、高圧噴射には高温火炎領域の広がりにより $\text{NO}_x$ が増加する、噴霧の貫徹力が増して壁面付着により $\text{SOF}$ が増加するといった問題点があり、噴射系、スワール、燃焼室形状を含めた適合が必要であると思われる。

燃料と水を乳化安定剤により混合して燃焼室内に噴射する水エマルジョン燃料<sup>(42)(44)</sup>も、水分が加熱されて気化する際に燃料の微粒化を促進する効果

があるといわれており<sup>(44)</sup>、すすの低減に有効と思われるが、実用化のためには注水率の制御や水と燃料の分離等の問題が解決されなければならない。

燃焼室内の流動強化により混合を促進する方法としてリエントラント燃焼室が挙げられる。リエントラント燃焼室は強いスワールやスキッシュにより、特に噴射時期遅延時のすすの低減に効果があるとされている<sup>(45)</sup>。また、強い流動が燃焼後期まで維持される<sup>(46)</sup>ことや、スキッシュリップによる混合促進効果がある<sup>(47)</sup>ことにより、生成されたすすの酸化も促進すると考えられる。

燃焼後期の流動が弱まる時期に、燃焼室内に強い流動を発生させて未燃分の酸化を促進する方法として高攪乱燃焼が検討されている<sup>(48)</sup>。これは、シリンダヘッドに設けた補助燃焼室(Combustion Chamber for Disturbance)から、燃焼後期に燃焼ガスを噴出させて強い乱れを発生させるもので、すすと $\text{NO}_x$ の同時低減が可能であると報告されている。

$\text{PM}$ に占めるすすの割合は大きいですが、条件によっては $\text{SOF}$ や $\text{Sulfate}$ も無視できない。 $\text{SOF}$ は未燃燃料と潤滑油が起源になっており、それらの寄与度はエンジンや運転条件により異なるが、低負荷では $\text{SOF}$ のほとんどがオイルミストであるという報告<sup>(7)</sup>や潤滑油の劣化により $\text{SOF}$ 中の潤滑油割合が増加するという報告<sup>(49)</sup>もあり、 $\text{PM}$ 低減のためには潤滑油消費量を減少させることも必要であろう。また、 $\text{Sulfate}$ の排出量は燃料中の硫黄分に依存する<sup>(7)(18)</sup>ことがわかっており、低硫黄燃料の使用も $\text{PM}$ 低減には有効と思われる。

また、後処理で $\text{PM}$ を低減させる研究も行われている。第一はパーティキュレートトラップにより排気ガス中の $\text{PM}$ を取除く方法<sup>(50)(53)</sup>であるが、 $\text{PM}$ 低減に効果はあるものの、 $\text{PM}$ を捕集したトラップの再生やトラップ自体の耐久性に問題が残されている。また、トラップの温度履歴による $\text{SOF}$ の脱着により $\text{PM}$ が増加する場合もあることが報告されている<sup>(53)</sup>。触媒により $\text{PM}$ 中の $\text{SOF}$ を酸化する方法も研究されているが<sup>(54)(57)</sup>、成分によって触媒の効果が異なる<sup>(54)</sup>ほか、 $\text{SO}_2$ の酸化により $\text{Sulfate}$ を生成し、かえって $\text{PM}$ が増加してしまう<sup>(55)(56)</sup>という問題を抱えている。

このような、実際に排気成分を計測して低減方策を検討する研究の他に、ディーゼル燃焼に影響する諸因子の状態を診断、予測するための計測技術や数値

計算法の開発も盛んに行われている。混合気の形成に大きな影響を及ぼす吸入、圧縮行程におけるシリンダ内の乱れ強さはLDVにより計測されている<sup>(58)</sup>、<sup>(60)</sup>。噴霧構造を解明するために、フランホーヘル回折法<sup>(61)</sup>やスキャッタリング法<sup>(62)</sup>による噴霧平均粒径測定や、エキサイプレックス蛍光法<sup>(63)</sup>、<sup>(65)</sup>やシリコン粒子をトレーサとしたレーザーシート法<sup>(66)</sup>による気相、液相の解析が行われている。最近では、コンピュータトモグラフィ法により噴霧内部の燃料濃度分布が計測され、壁面衝突噴霧の挙動解析に適用されている<sup>(67)</sup>、<sup>(69)</sup>。また、二色法による火炎温度計測によりすすの生成に及ぼす火炎温度の影響が明らかにされている<sup>(70)</sup>、<sup>(71)</sup>。数値計算の分野では、シリンダ内の流動や壁面熱伝達を予測した研究<sup>(72)</sup>、<sup>(74)</sup>や、さらに噴霧モデルや燃焼モデルを組合わせてディーゼル燃焼過程をシミュレートした研究<sup>(75)</sup>、<sup>(76)</sup>等が見られる。これらの計測技術やシミュレーションにより、NO<sub>x</sub>やすすの生成過程に関する多くの情報が得られている。しかし、これらの多くは何らかの仮定を設けてモデル化したもので、実機における複雑な現象を完全に説明するには到っていない。

本節で概説したように、NO<sub>x</sub>とPMの低減のために様々な研究が行われてきたが、個々の方策はそれぞれ問題点を抱えており、単独でNO<sub>x</sub>とPMの同時低減を実現できる決定的なものは見あたらない。しかし、これらの方策を組合わせて、デメリットを補いメリットを引出す適合を進めることで、今後さらに強化される排気ガス規制にある程度まで対応していくことができるものと思われる。

#### 1. 4 排出未燃炭化水素に関する研究状況

1. 2節で示したように、排気ガス規制の測定モードは中負荷、中回転域や過渡運転時の排気特性に重点が置かれており、PMのうちでもSOFの低減が重要となっている。そこで本節では、排出未燃炭化水素すなわちSOFとこれに関係の深いガス状未燃炭化水素HCについての研究状況を概観する。

排出未燃炭化水素の生成源は、燃焼室内に噴射された燃料およびシリンダライナあるいはバルブステムから燃焼室内に侵入した潤滑油<sup>(77)</sup>であると考えられる。これらの寄与度については、ほとんどが燃料成分である<sup>(78)</sup>という報告や、低負荷ではほとんど潤滑油である<sup>(7)</sup>、潤滑油の劣化によりその寄与度が

高まる<sup>(40)</sup>等様々な報告がみられ、エンジンや運転状態によって差が大きいものと思われる。燃料を起源とする未燃炭化水素としては、燃料の主成分がそのまま残留した成分をはじめ、熱分解により低炭素数化した成分<sup>(13)</sup>や、縮重合により生成された高炭素数の成分<sup>(12)</sup>等が含まれる。また、発ガン性を持つといわれるベンツ a ピレン等も燃料中のPAHが多環化したものとされている<sup>(13)</sup>、<sup>(17)</sup>。SOFは常温付近で微粒子状の成分、HCは約200℃の高温でガス状の成分という計測法の違いはあるが、いずれもこうした未燃炭化水素の一部であることから、それらの生成機構にはある程度共通する部分があると思われる。この意味で、本研究ではSOFとHCを特に区別しないで記述する場合は排出未燃炭化水素UHCと呼ぶことにする。また、ガス状の未燃炭化水素HCの総量を表す場合には、全炭化水素THCの呼称を用いる。

UHCの生成に関する要因として、燃料性状の影響を調べた研究が多くみられる<sup>(19)</sup>、<sup>(79)</sup>、<sup>(80)</sup>。それらの多くは、燃料中の芳香族炭化水素によりUHCが増加するという結果を示しており、芳香族炭化水素により着火遅れが伸長することが原因と考えられている<sup>(19)</sup>、<sup>(80)</sup>。着火遅れが伸長する理由として、Barbellaら<sup>(81)</sup>は芳香族炭化水素の含有率が高いほど直鎖飽和炭化水素の酸化が妨げられることを示しており、これに関連して石山ら<sup>(82)</sup>は急速圧縮装置を用いた実験で、芳香族炭化水素は熱発生開始前から酸素を消費することを見いだしている。また、登坂ら<sup>(79)</sup>は熱分解装置を用いた実験から、直鎖飽和炭化水素は450℃付近から低級化し、600℃以上で芳香族環を生成するのに対して、芳香族炭化水素は低級化することなく多環芳香族へ縮重合していくという、反応過程の違いを明らかにしている。

実機関の燃焼室内での燃焼過程におけるUHC生成要因としては、ノズルサック残留燃料<sup>(2)</sup>、<sup>(83)</sup>、<sup>(84)</sup>、可燃限界以下の希薄混合気<sup>(2)</sup>、<sup>(84)</sup>、<sup>(85)</sup>、燃焼後期の過濃混合気<sup>(2)</sup>、および燃料の壁面付着<sup>(21)</sup>、<sup>(83)</sup>、<sup>(86)</sup>、<sup>(88)</sup>が指摘されている。このうち、ノズルサック残留燃料に対しては、サックレスノズルの適用が研究されている<sup>(83)</sup>。可燃限界以下の希薄混合気は、着火遅れが過度に長い場合、燃料が広範囲に広がりすぎて希薄化したもので<sup>(2)</sup>、<sup>(84)</sup>、その結果燃料が未燃のまま排出される。逆に、流動の弱まる燃焼後期に燃料と空気の混合が悪く、局所的に過濃混合気を形成して高温を受ける場合にも、すすと同時にその前駆

物質である低沸点炭化水素が排出される<sup>13)</sup>可能性がある。

壁面付着の影響についてYamaguchiら<sup>186)</sup>は、実際に壁面の堆積物を分析した結果、壁面上にはすすとともにSOF成分が堆積しており、SOFの生成は燃焼行程よりも壁面の影響を強く受けると報告している。今野ら<sup>187)</sup>も燃焼室壁面に付着したカーボンデポジットに燃料が付着し、これが膨張行程まで残留してUHCとして排出されるとしている。池上ら<sup>12)</sup>によれば壁面に付着し易いのは、比熱や粘度が高い高沸点成分であり、その意味からも特にSOFは、壁面への付着が生成原因となる可能性が高いと考えられる。水田ら<sup>188)</sup>によれば、壁面に付着した燃料や希薄化した燃料は、火炎領域がその部分に広がれば酸化されて排出されないものと考えられ、この点がUHC低減のポイントになるであろう。

以上のようなUHC生成に関する研究結果は、すべてがSOFとHCの両方に当てはまるわけではないが、前述のようにこれらは計測方法が違うものの、定性的には燃料あるいは潤滑油が完全燃焼できずに排出された成分の一部であ

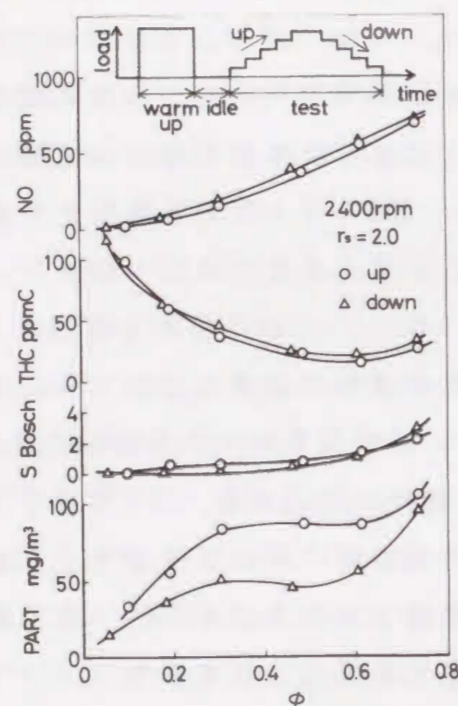


図 1-4 排気成分に及ぼす負荷履歴の影響

るという点では共通している。実際に、SOFとHCの排出量には強い相関があるという報告が数多くみられる<sup>13)</sup><sup>14)</sup><sup>20)</sup>。これに対して、三輪ら<sup>21)</sup>は図1-4の様にSOFとHCは負荷履歴に対する排出傾向が異なるというデータを示している。これは、単気筒の直接噴射式ディーゼル機関を2400rpmで運転し、負荷を上昇させた場合と下降させた場合の排気成分を比較したものである。図からわかるように、窒素酸化物NO、排気煙S、全炭化水素THCは負荷上昇時と下降時で値に差がみられないが、微粒子PARTは負荷上昇時には下降時の約2倍の排出量になっている。すずには差がみられないことから、この負荷上昇時と下降時のPARTの差はSOFの排出量の差によるものである。さらに、三輪らは燃焼解析も行い、負荷上昇時と下降時の燃焼経過には顕著な差は見られないことを確認している。このことから、SOFは壁面近傍の極局所的な状態の違いにより排出量に変化していると考えられる。また石山ら<sup>188)</sup>は、部分的にセラミック遮熱を施したピストンを用いて、SOFだけでなくHCも壁面近傍の局所的状態の影響を受けることを示している。

本節で概説したように、排出未燃炭化水素の組成や生成機構に関して多くの研究がなされ、SOF、HCの組成やそれらを構成する炭化水素成分の反応経過についての様々な情報が得られている。しかしながら、燃焼室内でそれらが生成、排出される過程においては極局所的な要因が複雑に作用していると考えられ、実機関から排出されるSOFやHCを低減する具体的な方策を確立するまでに到っていない。今後さらに強化される規制に対応するためには、排出未燃炭化水素の低減は不可欠であり、そのためにはSOFとHCの生成に影響する諸因子に関する知見をさらに深めることが必要である。

## 1.5 本研究の目的と構成

前節までに概説した通り、ディーゼル機関の抱える排気ガス問題は都市部における大気汚染にとどまらず、地球規模での環境破壊や直接人体に及ぼす悪影響へと深刻化している。こうした状況の中で、有害排気物質の低減を目指して様々な研究が行われ、窒素酸化物NO<sub>x</sub>やすすについては生成機構や低減方策に関してかなりの成果が得られている。しかしながら、特に人体への影響が懸念される微粒子中の可溶有機分SOFとそれに関係の深い全炭化水素THC



に関しては、生成過程が十分解明されているとは言えず具体的な低減方策も確立されていない。今後さらに強化される排気ガス規制に対応して行くためにも、これらの排出未燃炭化水素の低減方策を見いだすことが急務である。

そこで、本研究ではSOFとTHCに着目し、それらの低減のための指針を得ることを目的として生成過程の解明を試みた。これまでの研究により、排出未燃炭化水素中に含まれる成分や、成分による分解、縮重合過程の違い等の基礎的な情報はかなり詳しく得られているが、それらの結果が低減方策に結びつかないのは、実機関の燃焼室内における生成過程の複雑さによるものと考えられる。特に、混合気の分布や壁面近傍の局所的な状態等が排出未燃炭化水素に大きな影響を及ぼすとされているが、これらの要因をモデル化して再現するのは困難と思われる。そのため本研究では、実機関から排出される排気ガスに的を絞り、混合気の分布と壁面近傍の熱的状态に着目して、それらを変化させる様々な因子が、SOFやTHCをはじめとする有害排気物質に及ぼす影響を実験的に検討した。本研究の構成を以下に示す。

まず第2章では、実験機関の諸元および計測システムの構成を示すとともに、具体的な計測、解析の方法を検討する。特に微粒子の捕集のためにEPAの規定に準じて試作した小型希釈トンネルについては、計測上の問題点に事前検討を加え、計測条件を決定する。また、排出未燃炭化水素の生成機構を考察する情報を得るために行う、SOFとTHCの組成分析および燃焼解析について、具体的な方法と誤差要因を詳しく検討する。

続く第3章では、有害排気物質の生成原因を推定し、低減の方針を確立するための情報として、広範囲の運転条件にわたって計測した排気特性を基に、有害排気物質の排出傾向を概観する。まず、当量比および種々の燃焼特性値に対する排出傾向を調べ、それぞれの排気成分が排出され易い燃焼条件について考察する。次に、排気成分相互間の排出量の関係を調べ、有害排気の同時低減を実現する際の難点となるトレードオフ関係を明らかにする。特に、SOFとTHCについては、負荷や燃焼特性値に対する排出傾向は非常に良く似ているにも関わらず、排出量の相関がみられないことから、燃焼経過の違いだけではそれらの排出量を予測できないことを示す。

これを受けて第4章では、燃焼室の一部に極薄いセラミック遮熱を設けるこ

とで壁面近傍の局所的な熱的状态を変化させ、SOFやTHCの排出に及ぼす燃焼室壁面の影響を検討する。まず、定常運転試験により遮熱場所によって未燃炭化水素の排出に及ぼす影響が異なることを示し、過渡運転試験により燃料の壁面付着が排出未燃炭化水素増加の原因となり得ることを示す。また、冷態始動試験の結果から、ピストンくぼみ内での混合気の広がり、ピストンとシリンダヘッドの隙間への未燃分の流出が未燃炭化水素の排出に及ぼす影響を考察する。

第5章では、第4章での考察に基づき、くぼみ内での混合促進および隙間部への未燃分流出抑制に着目して、リエントラント燃焼室が未燃炭化水素の排出に及ぼす影響を検討する。種々のパラメータを変更して排気傾向を調べた結果のうち、特に噴射時期遅延時の排気煙、排出未燃炭化水素低減効果に着目し、リエントラント燃焼室を用いて噴射時期を最適化することで、第3章で示した排気成分間のトレードオフ関係を解消できる可能性があることを示す。

なお、本研究は直接噴射式ディーゼル機関を対象として行ったものであり、間接噴射式ディーゼル機関においては燃焼経過の違いにより排気傾向が異なると思われる。しかしながら、シリンダ内の空気流動、ガスや壁面の温度等がSOFやTHCに及ぼす影響について本研究で得られた結果は、定性的には間接噴射式機関におけるSOFやTHCの生成機構にも適用できると考えられる。

## 文 献

- (1) 村山, 日本機械学会誌, Vol. 95, No. 882(1992), 40.
- (2) Greeves, G and Wang, C.H.T., SAE Paper No. 810260(1981).
- (3) Yuzo, A. et al., SAE Trans., 86(1980), 232.
- (4) 吉原, 日本船用機関学会誌, 26-9(1991), 510.
- (5) 佐伯, 日本船用機関学会誌, 26-9(1991), 30.
- (6) Fedral Resister, 45-45(1980).
- (7) 小泉ほか3名, 自技会講演前刷り, 882(1988), 327.
- (8) 李ほか3名, 自技論, No. 35(1987), 44.
- (9) Frank, B. and Larry, H., SAE Paper No. 790422(1979).
- (10) Yukio, M. and Kunihiro, S., SAE Paper No. 871613(1987).
- (11) R. Barbella. et al., Fuel, Vol. 68(1989), 690.
- (12) 池上ほか3名, 機論, 55-515, B(1989), 2059.
- (13) 村山ほか4名, 機論, 52-478, B(1986), 2495.
- (14) 中島ほか2名, 自技会講演前刷り, 872(1987), 347.
- (15) Yamane, K. et al., SAE Paper No. 880343(1988).
- (16) 灘原ほか5名, 大気汚染学会誌, Vol. 17-5, 6(1982), 394.
- (17) Williams, P.T. et al., Comb. & Flame, 75(1989), 1.
- (18) 小林ほか2名, 第8回内燃シンポ講演論文集(1990), 93.
- (19) 渋谷ほか3名, 第9回内燃シンポ講演論文集(1991), 79.
- (20) Hideaki, T. et al., SAE Paper No. 910740(1991).
- (21) 三輪ほか2名, 機論, 57-538, B(1991), 2159.
- (22) 植田ほか3名, 自動車技術, Vol. 48, No. 5(1994), 18.
- (23) 青柳ほか3名, 機論, 46-403, B(S55), 540.
- (24) 吉原, 西脇, 燃焼シンポ前刷り, 29th(1991), 331.
- (25) 三輪ほか2名, 機論, 57-544, B(1991), 4294.
- (26) 石山ほか2名, 機論, 57-544, B(1991), 4306.
- (27) Aoyama, T. et al., SAE Paper No. 900637(1990).
- (28) Hattori, H. et al., 6th Int. Pac. Conf. Automot. Eng. Vol. 1(1991), 81.
- (29) 中北ほか4名, 第10回内燃シンポ講演論文集, (1992), 193.
- (30) 春藤ほか2名, 第10回内燃シンポ講演論文集, (1992), 199.
- (31) 内田ほか3名, 第10回内燃シンポ講演論文集, (1992), 229.
- (32) Gardiner, D.P. et al., SAE Paper No. 912374(1991).
- (33) 角屋ほか2名, 第10回内燃シンポ講演論文集, (1992), 253.
- (34) 田中ほか2名, 第10回内燃シンポ講演論文集, (1992), 259.
- (35) 村山ほか2名, 内燃機関, Vol. 30, No. 384(1991), 39.
- (36) 中北ほか4名, 自技会講演前刷り, 911(1991), 311.
- (37) 河村ほか3名, 自技会講演前刷り, 911(1991), 307.
- (38) 西田ほか3名, 機械学会関支講演論文集, 249th(1990), 68.
- (39) Makoto, I. et al., SAE Paper No. 930599(1993).
- (40) 佐味ほか5名, 内燃機関, Vol. 30, No. 384(1991), 68.
- (41) 小林ほか4名, 可視化情報, Vol. 11(1991), 131.
- (42) 西川ほか2名, 日本船用機関学会誌, 26-9(1991), 550.
- (43) Shiga, S. et al., Proc. 1st Asian. Pac. Int. Symp. Comb. Energy(1990), 213.
- (44) 小高ほか2名, 第10回内燃シンポ講演論文集, (1992), 241.
- (45) I. D. Middlemiss, SAE Paper No. 780113(1978).
- (46) 侯・木沢, 第10回内燃シンポ講演論文集(1992), 13.
- (47) 福田ほか3名, 自技論, No. 39(1988), 3.
- (48) Konno, M. et al., SAE Paper No. 920467(1992).
- (49) Williams, P.T. et al., SAE Paper No. 890825(1989).
- (50) Macdonald, J.S. and Simon, G.M., SAE Paper No. 880006(1988).
- (51) 新井, 宮下, 自技会講演前刷り, 872(1987), 353.
- (52) 中村, 北川, 自動車技術, Vol. 48, No. 5(1994), 35.
- (53) 田辺ほか2名, 日本船用機関学会誌, Vol. 27-8(1992), 570.
- (54) Shore, P.R., 自動車技術, Vol. 45, No. 4(1994), 121.
- (55) 新井, 第9回内燃シンポ講演論文集(1991), 463.
- (56) 高橋, 自動車技術, Vol. 48, No. 5(1994), 24.
- (57) 伊藤ほか2名, 自動車技術, Vol. 48, No. 5(1994), 29.
- (58) Murakami, A. et al., 5th Int. Pac. Conf. Automot. Eng. Vol. 2(1989), 270. 1.

- (59)桐野ほか3名, 機械学会中四講演論文集, 29th(1991), 196.  
 (60)栗城ほか3名, 機械学会中四講演論文集, 29th(1991), 199.  
 (61)Fujii, H. et al., JSME Int. J. Ser. 2. 34 4(1991), 369.  
 (62)Hodges, J. T., et al., SAE Paper No. 910726(1991).  
 (63)Yo Kほか2名, 機械学会関支講演論文集, 249th(1990), 74.  
 (64)深見ほか3名, 機論, 58-549, B(1992), 1643.  
 (65)Senda, J. et al., SAE Paper No. 920578(1992).  
 (66)Kosaka, H. et al., SAE Paper No. 920107(1992).  
 (67)西田ほか3名, 機論, 57-537, B(1991), 1886.  
 (68)斎藤ほか4名, 機論, 57-543, B(1991), 3973.  
 (69)西田ほか2名, 機械学会九支講演論文集(1991), 153.  
 (70)Mohammadi, S. and Borman, G. L., SAE Paper No. 910728(1991).  
 (71)青山ほか4名, 自技会講演前刷り, 911(1991), 291.  
 (72)Kamimoto, T. et al., SAE Paper No. 910261(1991).  
 (73)橋本, 西脇, 機械学会関支講演論文集, 250th(1991), 109.  
 (74)井上, 小林, 機論, 53-488, B(S62), 1473.  
 (75)池上ほか2名, 機論, 53-491, B(S62), 2241.  
 (76)山根ほか3名, 自技会講演前刷り, 892(1989), 41.  
 (77)Cartellier, W. and Tritthart, P., SAE Paper No. 840418(1984).  
 (78)Lamey, S. C. et al., US DOE Rep. (1991), 375.  
 (79)登坂, 藤原, 機論, 55-509, B(1989), 253.  
 (80)李ほか3名, 自技論, No. 35(1987), 44.  
 (81)Barbella, R. et al., Comb. & Flame, 77(1989), 267.  
 (82)石山ほか3名, 機論, 59-560, B(1993), 1395.  
 (83)水田ほか3名, 第9回内燃シンポ講演論文集(1991), 165.  
 (84)Yukio, M. and Kunihiro, S., SAE Paper No. 871613(1987).  
 (85)Kuo, T. W. et al., Trans. ASME, J. Engng. Gas Turb. and Pwr., 110(1988), 453.  
 (86)Yamaguchi, H. et al., SAE Paper No. 910488(1991).  
 (87)今野ほか3名, 自技会講演前刷り, 911(1991), 295.  
 (88)石山ほか3名, 機論, 58-554, B(1992), 3214.

## 第2章 排気の計測と燃焼解析

### 2.1 緒言

微粒子や全炭化水素の計測法は, 米国環境保護局(EPA)により厳密に規定されており<sup>(1)</sup>, 実験に当ってはこれに基づいた計測方法を確立する必要がある。また, 様々な運転条件における有害排気物質の排出傾向だけでなく, 排出未燃炭化水素の組成分析や, 燃焼経過の解析等が, 微粒子や全炭化水素の生成機構を考察する上で有益な情報をもたらすと思われる。

本章では, 微粒子や全炭化水素の計測法をはじめとして, 本研究で用いた計測システム全体の構成を示す。さらに, 排出未燃炭化水素の成分分析および燃焼解析の方法について詳しく検討する。まず第2節で, 実験機関の基本諸元を示し, 次章以下の実験で変更する設計パラメータとして, スワールと噴射時期の設定について述べる。また, 計測系の概要を示し実験全体の流れを説明する。第3節では, 排気成分のうちでも本研究において特に着目する微粒子と全炭化水素について, 計測装置, 計測方法を詳述し, 計測上の問題点に事前検討を加える。第4節では, THCとSOFの生成原因を考察する情報の一つとして, ガスクロマトグラフを用いてそれらの成分分析を試みる。未燃炭化水素の成分によるカラムの選択, 分析上の問題点検討と分析条件決定について詳述する。第5節では, 種々のパラメータを変更した場合の燃焼状態を診断するための燃焼解析について, データの取込みや解析方法を述べる。

### 2.2 実験機関と計測装置

#### 2.2.1 実験機関

本研究で用いた供試機関の燃焼室断面図を図2-1に, 主要諸元を表2-1に示す。実験機関は水冷横置き単気筒直接噴射式4サイクルディーゼル機関(ヤンマー製NF120型)で, シリンダ径92mm, ストローク96mm, 排気量638ccである。標準燃焼室形状は図2-1に示すような燃焼室口径50.6mm(口径比55%)の深皿トロイダル型であり, 上死点隙間 $\delta=0.9\text{mm}$ , 圧縮比 $\varepsilon=17.4$ である。第3章以降では燃焼室のバリエーションとして, 標準のトロイダル型と同一形状

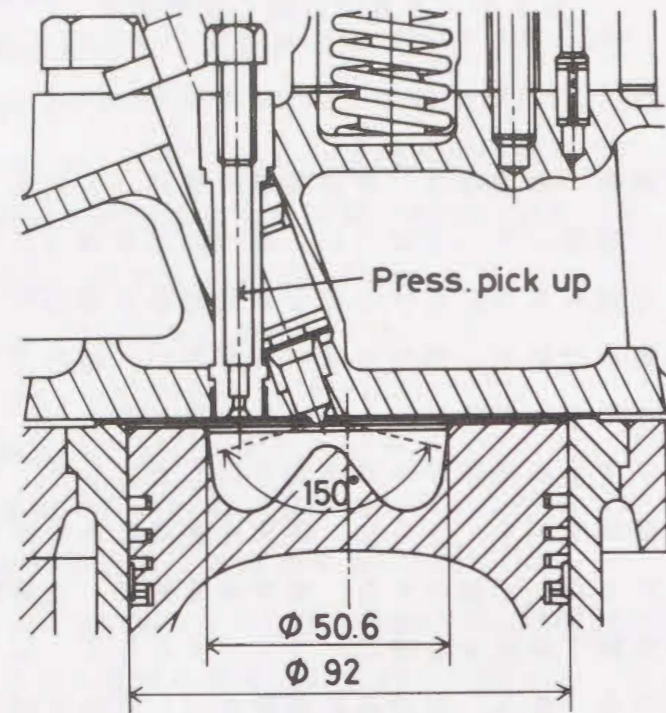


図 2-1 燃焼室断面図

表 2-1 実験機関諸元

機関名称	ヤンマー NF120
機関形式	横置単気筒直接噴射式
ボア×ストローク	92×96 mm
排気量	638 cc
定格出力/回転数	12 PS / 2400 rpm
圧縮比	17.4
燃焼室形状	深皿トロイダル
吸入スワール比	2.5
噴口数, 噴口径	4-φ0.26 mm
噴射角度	150°
開弁圧	19 MPa
噴射ポンプ	ジャーク式
プランジャ径	φ8 mm
噴射時期	上死点前12° CA

で部分的にセラミック遮熱を施したのものや、ピストン上部を加工してスキッシュリップを設けたリエントラント燃焼室も使用する。燃料にはJIS 1号軽油を用い、プランジャ径8mmのジャーク式噴射ポンプ、および噴口径0.26mmの4噴口ノズルで噴射した。ノズルの開弁圧は19MPa、噴射方向は150°である。

機関の始動・負荷設定には直流動力計（石戸電機製 15kW）を用いた。機関の定格は2400rpmで12PSであるが、最近の排ガス規制のモード運転では中間の回転数や負荷に重点が置かれているため<sup>12)</sup>、本研究における機関回転数は1800rpmとした。また負荷については、負荷上昇時と下降時では微粒子の排出量が大きく異なるという三輪らの結果<sup>13)</sup>があり、本研究では定常運転状態に近いと考えられる負荷下降時の排気の傾向を中心に調査した。冷却水温度は  $T_c=80$  °Cを標準とし、温度コントローラと電磁弁により冷却水タンクへの冷水供給量を調節して一定に保った。標準の吸入スワール比は  $r_s=2.5$ 、噴射時期は  $\theta_i=12$  °BTDCであるが、未燃炭化水素の排出傾向を調べる上でこれらのパラメータを変更する必要がある。機関に追加工を施すことにより変更可能とした。吸入スワール比、噴射時期の変換機構と設定値については次の項で詳しく述べる。

### 2.2.2 吸入スワール比および噴射時期の設定

吸入スワール比を変化させるための可変スワールポートを図2-2に示す。標準の吸気ポートはヘリカルポートであり、 $r_s=2.5$ の吸入スワールを発生する。本実験では、この標準吸気ポートの入口を追加加工により拡大し、図2-2に示すようなアルミ製の絞り板（スワラー）を設けた。スワラーの開口面積は標準の吸気ポートの60%であるが、吸入体積効率の低下を実測した結果は1800rpmにおいて0.4%とわずかであった。このスワラーの開口中心とシリンダヘッドの吸気ポート中心のずれ量 $\sigma$ を変更することにより、吸入スワール比を変化させることができる。Fitzgeorgeらの方法<sup>14)</sup>に基づく定常流試験により、吸入スワール比と吸入空気量を計測した結果を $\sigma$ をパラメータとして図2-3に示す。これより、 $\sigma=-5.5\sim+10$ mmの範囲で変化させると、1800rpmにおいて $r_s=1.2\sim 3.6$ の範囲で吸入スワール比が変化するのがわかる。本研究においては $r_s=2.5$ を標準として、図に示す $r_s=1.2, 1.8, 3.1, 3.6$ の合計5種類のスワール比について実験を行った。なお、スワラーによる吸入空気量のばらつきは、1800rpmにおいて2%以内であり実験には支障ないものと判断した。

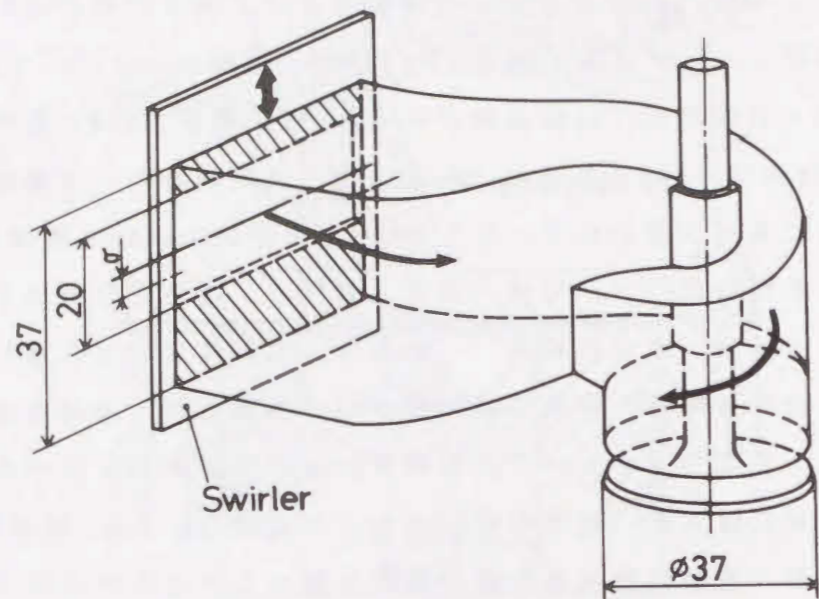


図 2-2 可変スワールポート

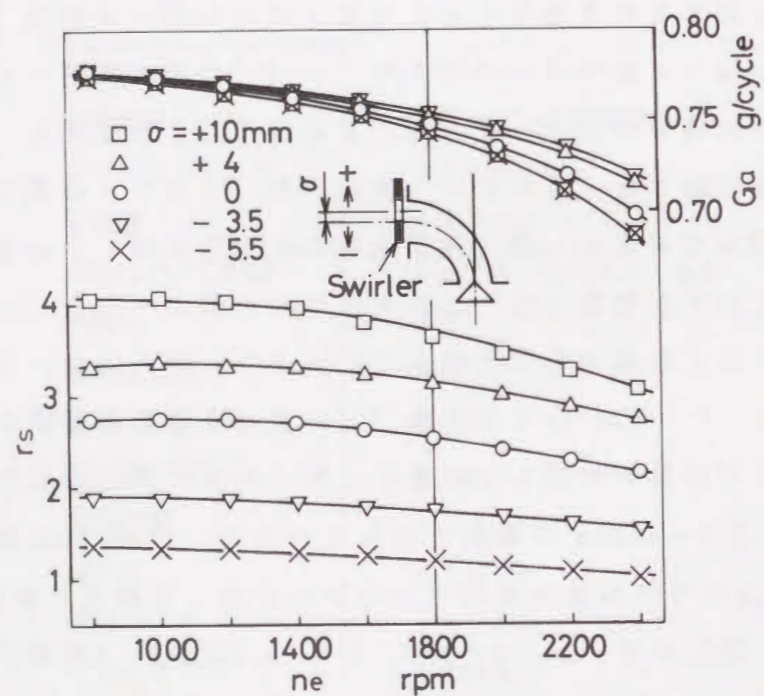


図 2-3 吸入スワール比計測結果

次に、噴射時期変更機構を図 2-4 に示す。この機構は、噴射ポンプカムとカムギアの間には、スペースの両側に歯数の異なるセレーションを刻み、その角度差を利用して噴射時期を変更するものである。すなわち、カムギア側のセレーションは全周 24 歯 (30° CA/歯)、噴射ポンプカム側のセレーションは全周 25 歯 (28.8° CA/歯) であり、スペースと噴射ポンプカムをそれぞれ図中の一側に 1 歯ずつずらして噛み合わせることで、噴射時期を 1.2° CA 遅らせることができる。この機構を用いて、噛み合せ位置  $m$  を 2 歯ずつ噴射遅延方向にずらしながら噴射時期を実測した結果を図 2-5 に示す。図からわかるように、噛み合せ位置を一側に 2 歯ずらす毎に約 2.4° CA ずつ噴射時期が遅れている。また、同じ噛み合せ位置でも平均有効圧が低いほど噴射時期が遅れる噴射特性になっていることもわかる。本研究においては、実験条件として噴射時期を表示する場合は平均有効圧  $P_e = 0.7 \text{MPa}$  (第 4 章のみ  $P_e = 0.6 \text{MPa}$ ) における値を用いた。

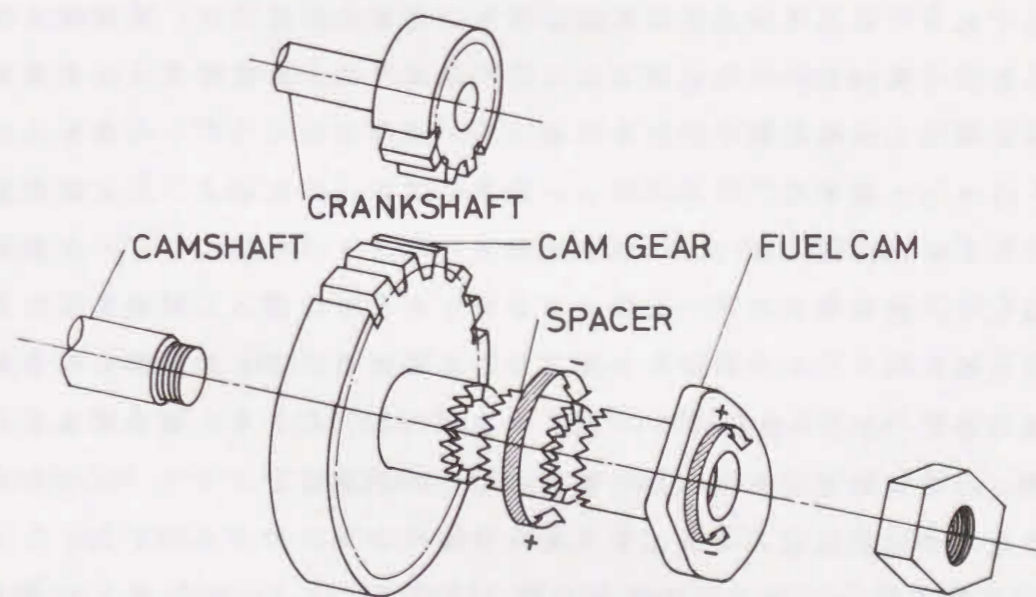


図 2-4 噴射時期変更機構

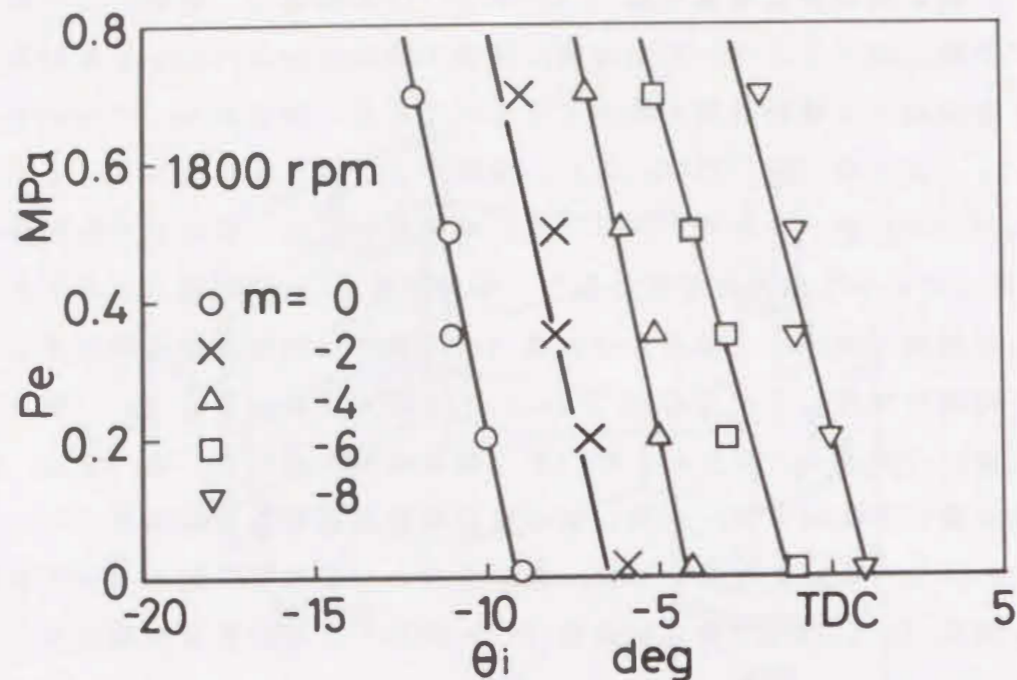


図 2-5 噴射時期計測結果

### 2.2.3 計測系の概要

本実験の計測系の概要を図 2-6 に示す。機関から排出された直後の排気ガスは間欠流であり、排気成分濃度の変動が大きいと思われるため、排気成分の計測は排気弁から約 1800mm 下流以降で行った。微粒子は、排気ガスの一部を EPA の規定に準じた小型希釈トンネルに導入し、清浄空気で希釈、冷却してテフロンフィルタ上に捕集し、ソックスレー抽出により可溶有機分 SOF と固形炭素分 SOLID に分離した。ガス状の未燃炭化水素 THC は、200℃ の保温ラインを通して、排気ガスを H-FID ガスクロマトグラフに導入し計測した。微粒子と THC の計測については 2.3 節で詳しく述べる。CO<sub>2</sub> の計測には非分散形赤外線分析計 NDIR (堀場 MEXA-1600 および VIA-510) を、窒素酸化物 NO<sub>x</sub> の計測には化学発光分析計 CLD (堀場 MEXA-1600 および ヤナコ ECL-77A) を、排気煙濃度 S の計測にはボッシュ形スモークメータをそれぞれ用いた。

シリンダ内圧力  $p$  は圧電式圧力検出器 (KISTLER 601A) を図 2-1 に示す位置に取付けて計測し、噴射弁揚程 N.lift は渦電流式変位計 (電子応用 ABC-5502) を噴射ノズル内部に取付けて計測した。これらの出力信号をフライホイー

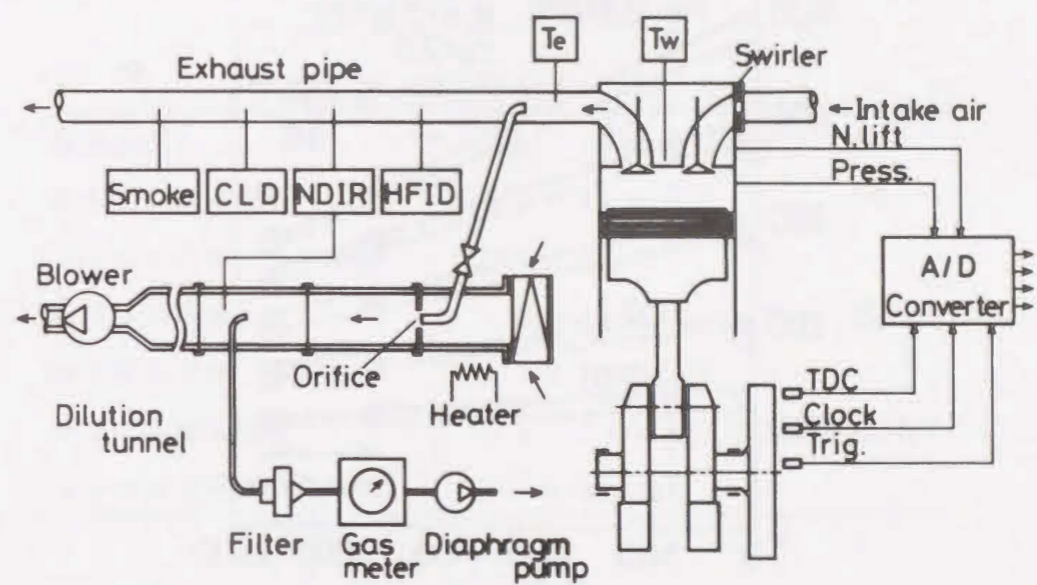


図 2-6 計測系の概要

ルから検出したクランク角信号とともに、A/D変換器 (エルメック EC-2390) によりパソコンに取り込み燃焼解析を行った。燃焼解析については 2.5 節で詳しく述べる。

吸入空気量  $G_a$  は層流流量計で計測した。また、燃焼室壁面やシリンダ内ガス温度の違いを推定するために、ピストン燃焼室の外縁に対面し触火面から 2mm の深さのシリンダヘッド内に K 形シース熱電対を埋め込み、燃焼室壁面温度  $T_w$  を計測した。冷却水温は機関の出口で、潤滑油温度はオイルパン内でそれぞれ熱電対を用いて計測した。排気温度  $T_e$  は、排気弁から約 400mm 下流の排気管内に熱電対を挿入して計測した。さらに、排出未燃炭化水素を計測する際には、排気管内での酸化や凝縮が問題となるため、排気管内のガス温度分布を把握しておく必要がある。そこで、冷却水温  $T_c=80, 30^\circ\text{C}$  で運転した場合に、排気弁からの距離  $L$  に沿って排気管内ガス温度分布を計測した結果を図 2-7 に示す。これより、下流になるほどガス温度が低下し、実際に排気の計測を行う  $L=1800 \sim 2300\text{mm}$  の位置においては、排気温度  $T_e$  計測位置に比べて高負荷で約  $200^\circ\text{C}$  低い温度になることがわかる。

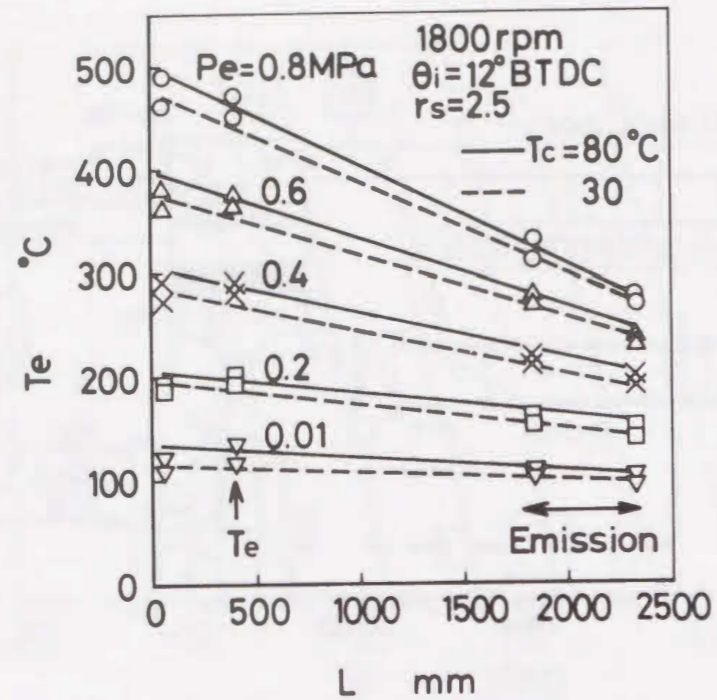


図 2-7 排気温度計測結果

### 2.3 微粒子と全炭化水素の計測

有害排気物質の中でも微粒子と全炭化水素は、サンプルガスの温度によって計測誤差を生じ易く、それらの計測方法に関しては米国環境保護局（EPA）の規定により厳密に決められている。EPA規定の概要を表 2-2 に示す。微粒子は、排気ガスを希釈トンネル内へ導き清浄空気希釈、冷却した後に、51.7℃以下の温度でフィルタ上に捕集された粒子状の成分である。この方法は、実車において排気ガスが大気中に放出された状態を模擬したものである。一方の全炭化水素は排気ガスを冷却することなく、191±11℃の温度で粒子状成分をフィルタにより排除して計測したガス状の未燃炭化水素の総量である。

微粒子中の可溶有機分と全炭化水素は、いずれも燃料あるいは潤滑油が燃焼途中に希薄化や冷却を受けて、燃焼しきれずに排出された成分の一部であると考えられるが<sup>(5) (7)</sup>、サンプルガスの温度が変化すると、未燃炭化水素の状態変化により粒子状あるいはガス状で計測される成分が変化する<sup>(8) (9)</sup>ことになるため、これらの計測には細心の注意が必要である。本節では、EPAの規定に基づいて微粒子および全炭化水素の計測方法を検討する。

表 2-2 EPA規定の概要

微粒子の計測	
捕集設備	希釈トンネル+定量サンブラ
希釈トンネル内径	20.3cm以上
トンネル内レイノルズ数	>>4000
希釈空気温度	20~30℃
サンプルプローブ内径	1.27cm以上
サンプルガス温度	51.7℃以下, ±2.8℃以内
フィルタ直径	47mm以上
THCの計測	
サンプルプローブ温度	191±11℃
サンプルプローブ内径	0.457cm以上

#### 2.3.1 微粒子の計測

微粒子の捕集には、EPAの規定に準じて試作した小型希釈トンネルを用いた。EPAの規定では排気ガスを全量希釈トンネルへ導入することになっているのに対して、小型希釈トンネルは排気ガスの一部だけを導入することにより設備の小型化を図ったもので、微粒子の研究には広く用いられている。本研究で使用した小型希釈トンネルは内径70mm、混合部長さ680mmで、図 2-6 に示すように排気弁の後方約1800mmの排気管内にプローブを挿入して排気ガスの一部を導入し、オリフィスにより清浄空気と混合するものである。希釈比 $\gamma$ はCO<sub>2</sub>をトレーサとし、排気管内と希釈トンネル内のCO<sub>2</sub>濃度の比により決定した。トンネル内で希釈、冷却された排気ガスを、定量サンプル装置により10l/minの流量で吸引し、直径47mm、孔径0.5 $\mu$ mのテフロンフィルタ上に微粒子を捕集した。1枚のフィルタ上に吸引するサンプルガスの量は60lを標準としたが、運転条件によってはフィルタが目詰りし易い場合があるため、フィルタ前後の差圧を監視して、差圧が80mmHgを越えた場合はフィルタの目詰りと判断し吸引を中止した。

本研究では上記の方法で捕集した微粒子の総量をPARTと呼び、可溶有機分SOFに対して有機溶媒に溶けないDry sootとSulfateを合わせて固形炭素分SOLIDと呼ぶ。可溶有機分SOFと固形炭素分SOLIDの分離にはソックスレー抽出法を用いた。溶媒にはジクロロメタンを用い、50℃で3時間抽出を行って可溶有機分SOFを溶媒中に溶出させた。フィルタのひょう量には微量天びん(METTLER AE240, 読取り精度0.01mg)を用いた。ひょう量は、水分の影響を取除くためにフィルタを恒温室(気温23℃, 湿度50%)内で12時間以上除湿した後に行った。フィルタ上に捕集された微粒子PART, 可溶有機分SOF, 固形炭素分SOLIDの正味質量は次のようになる。

$$PART'(mg) = (\text{捕集後フィルタの質量}) - (\text{新品フィルタの質量})$$

$$SOF'(mg) = (\text{捕集後フィルタの質量}) - (\text{抽出後フィルタの質量})$$

$$SOLID'(mg) = (\text{抽出後フィルタの質量}) - (\text{新品フィルタの質量})$$

次に、(2-3-1)式で排気ガス1m<sup>3</sup>中の微粒子質量PART(mg/m<sup>3</sup>)を求めた。

$$PART(mg/m^3) = \frac{\gamma \times PART'(mg) \times 1000}{Q_v} \quad \dots(2-3-1)$$

ここで、Q<sub>v</sub>: サンプルガス吸引量(l)

SOF, SOLIDについても同様にして排気ガス1m<sup>3</sup>当りの排出量を計算した。

ここで、微粒子捕集条件のうちトンネル内ガス流速と希釈比について事前検討を行った。

(1)トンネル内ガス流速の検討      トンネル内のガス流速と微粒子の吸引流速が大きく異なると、微粒子の捕集量に差が生じる可能性がある。そこで、平均有効圧Pe=0.65MPaにおいて、トンネル内ガス流速をv<sub>tun</sub>=1.46~2.79m/sの範囲で変化させたときの微粒子捕集量を調べた結果を図2-8に示す。この実験は希釈比γ=10で行ったものであり、図にはそれぞれのv<sub>tun</sub>に対してトンネル内ガス流のレイノルズ数Reも示している。希釈トンネルから10l/minでガスをサンプルする場合の流速はv<sub>samp</sub>=1.47m/sであり、v<sub>tun</sub>=1.47m/sの場合が等速吸引になる。図より、実験を行ったv<sub>tun</sub>の範囲内では、微粒子PART

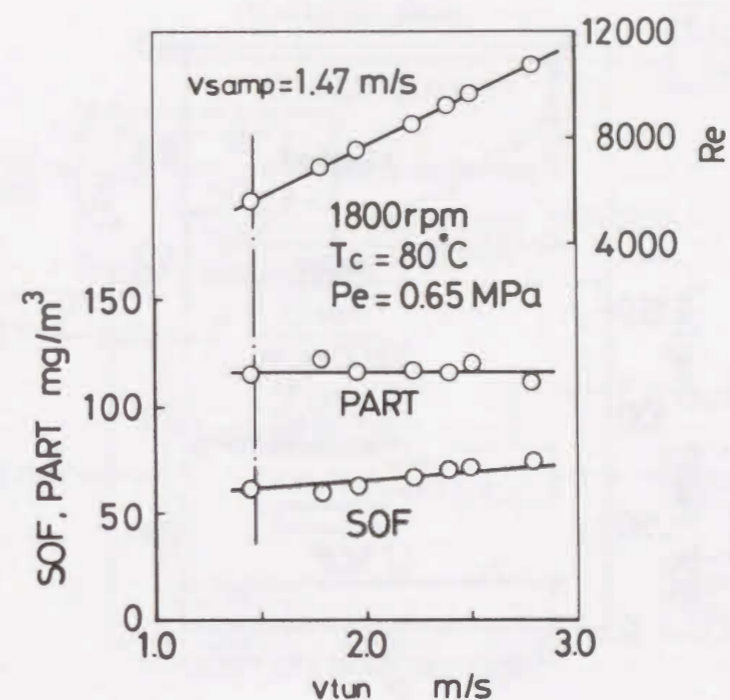


図 2-8 微粒子捕集に及ぼすトンネル内ガス流速の影響

および微粒子中の可溶有機分SOFの捕集量には差がないといえる。レイノルズ数Reは、等速吸引となるv<sub>tun</sub>=1.47m/sの場合には約5500であり、EPA規定によるRe=4000に対してやや小さい。そこで、本研究ではRe=8000となるようにv<sub>tun</sub>=2.2m/sで微粒子を捕集することにした。

(2)希釈比の検討      微粒子を捕集するサンプルガスの温度は、EPA規定で51.7℃以下で±2.8℃以内と決められている。そのため本研究においては、希釈トンネル内のガス温度をT<sub>tun</sub>=45~50℃にコントロールした。低負荷時等のガス温度が低い場合は、オリフィスの前に設けたヒータで希釈空気を加熱して、T<sub>tun</sub>=45℃以上に保った。また、排気温度が高くT<sub>tun</sub>=50℃を越える場合には、希釈比γを大きくしてトンネル内のガス温度を下げた。その場合、希釈比の違いが微粒子の捕集量に影響する恐れがあるため、Pe=0.75MPaの高負荷において希釈比をγ=10~20の範囲で変化させて微粒子の捕集量を比較した結果を図2-9に示す。T<sub>tun</sub>はγが大きくなるほど低下し、γ=20の場合はヒータにより加熱されてT<sub>tun</sub>=46℃になっている。図より、γ=10~20の範囲内では微粒子の捕集量には差がなく、トンネル内ガス温度を調整するためγをこの範囲



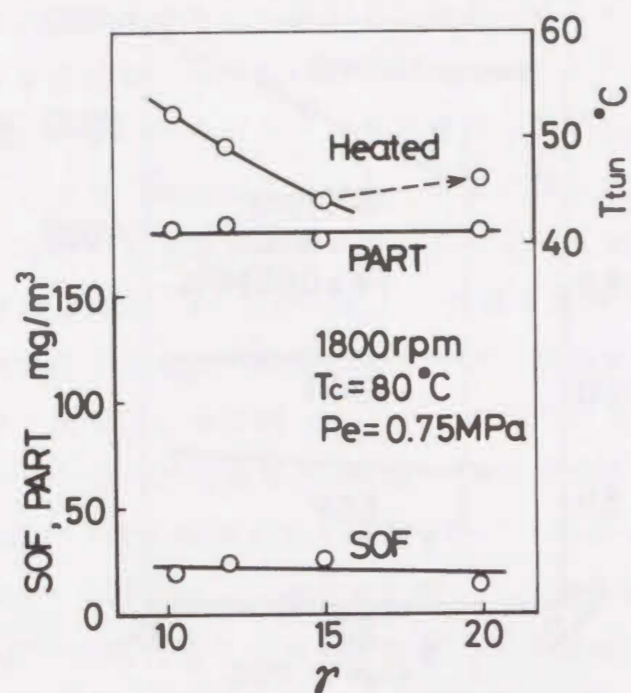


図 2-9 微粒子捕集に及ぼす希釈比の影響

内で変更しても問題ないといえる。

### 2.3.2 全炭化水素の計測

全炭化水素 THC は、排気ガスを  $191 \pm 11^\circ\text{C}$  に保温した状態で粒子状成分を排除して計測した、ガス状の未燃炭化水素の総量である。本研究では、THC の計測には、排気ガスを冷却することなく検出器まで導入することができる高温サンプラを備えた H-FID ガスクロマトグラフ (ヤナコ G3800 および G2800) を使用した。使用したガスクロマトグラフの構成を図 2-10 に示す。サンプルガスは排気弁の下流約 2000mm の排気管内に挿入したサンプルプローブから、保温ラインを通して高温サンプラへ導入される。その際、サンプルプローブ、保温ライン、および高温サンプラ本体は別々のヒータで加熱されており、それぞれ  $200^\circ\text{C}$  に保たれている。また、サンプルプローブ部にグラスウールフィルタがセットしてあり、 $200^\circ\text{C}$  において粒子状の成分を排除する。高温サンプラに導かれたサンプルガスは、計量カラムで一定量 (THC 計測の場合は 2ml) が計量され、サンプリングバルブを切替えることでガスクロマトグラフへ送られ計測される。

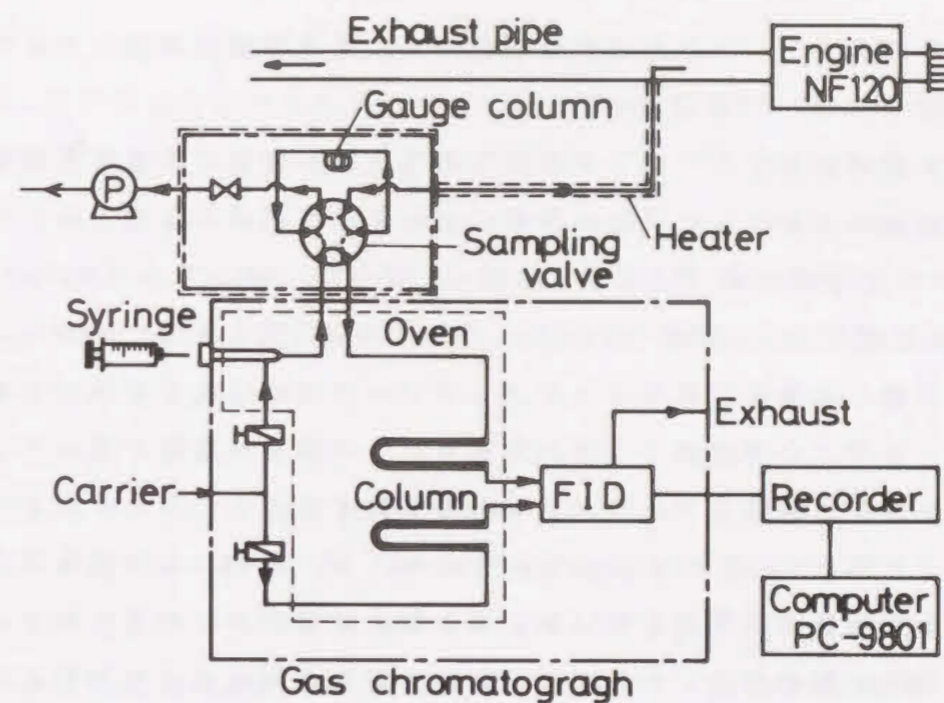


図 2-10 ガスクロマトグラフ系統図

ガスクロマトグラフは、サンプルガスをキャリアガスと同時にカラムへ導入し、サンプルガス中の成分をカラム充填剤との親和力の強さにより分離して、親和力の弱い成分から順に検出器へ送り出す装置である。従って、カラムの充填剤を選択することで種々の炭化水素成分を分離することができるが、その方法は 2.4 節で詳しく述べる。THC を計測する場合は成分を分離する必要がないため、分離能力を持たないガラスビーズカラムを使用し、 $\text{N}_2$  をキャリアガスとしてサンプルガスをそのまま検出器へ送った。

THC の検出には加熱型水素炎イオン化検出器 H-FID を使用した。H-FID は炎が電気の良導体であることを利用したもので、水素炎の中に有機化合物が入ると生成されるイオンによる電気伝導度の変化を検出するものである。これは、有機物質に対してのみ高い感度を示し、無機物質にはほとんど反応しないという強い選択性を持っており、THC を計測する場合の H-FID の出力は THC 中に含まれる炭素の数に比例し、その積分値から炭化水素の濃度が計算できる。ただし、実際の THC 中には様々な炭素数の炭化水素成分が含まれているため、それらの濃度を個々に求めることはできない。従って THC の濃度は、すべて

が炭素数1のメタン (CH<sub>4</sub>) であると仮定した場合の相当濃度、すなわちメタン換算濃度 (ppmC) で表示する。

THCの計測において、サンプルガスの温度が計測値に大きな影響を及ぼすことは既に述べたが、ここでは具体的にどのような問題が生じるのかを検討した。図2-11は冷却水温 T<sub>c</sub>=30°Cで運転した場合に、サンプルプローブの温度 T<sub>pr</sub>を、規定値の T<sub>pr</sub>=200°C に対して T<sub>pr</sub>=100°Cに低下させた場合の、THC計測値を比較したものである。サンプルプローブ部には粒子状成分を排除するグラスウールフィルタがセットされており、この部分の温度が変化するとガスクロマトグラフへ導入されるガス状成分が変化することになる。図より、高負荷においては T<sub>pr</sub>による THC の差は小さいが、Pe=0.4MPaより低負荷においては T<sub>pr</sub>=100°Cの場合の THC が大幅に低い値となるのがわかる。特に差が大きい Pe=0.2MPaの場合について、それぞれの THC の構成成分を分析した結果のクロマトグラムを図中に併せて示している。なお、構成成分の分析方法については次節で詳しく述べる。図の横軸はリテンションタイムで、炭素数の大きい高沸点成分ほど遅れて検出されており、クロマトグラムの面積が炭化水素濃度

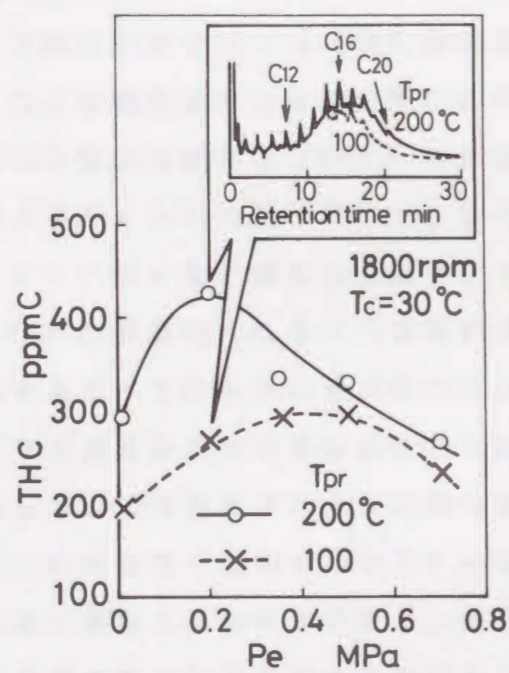


図 2-11 THC に及ぼすサンプルプローブ温度の影響

に相当する。図より、破線の T<sub>pr</sub>=100°Cの場合には実線の T<sub>pr</sub>=200°Cの場合に対して、C<sub>16</sub>以上の成分が少なくなっているのがわかる。これは、T<sub>pr</sub>=100°Cの場合には高沸点成分がサンプルプローブ部で凝縮して、グラスウールフィルタで排除されたためと思われる。この影響が Pe=0.4MPa以下で大きく出るのは、図2-7からわかるように、実際に THC をサンプルする排気弁下流2000mmの位置においては、Pe=0.4MPaより負荷が下がると排気ガス温度が200°Cを下回るため、サンプルプローブ温度の影響を受け易くなるためと考えられる。

次に、サンプル位置による THC の変化について検討した。THC は排気ガスの熱エネルギーによる排気管内での再反応によって、組成が変化し排出量に影響する可能性がある<sup>(10)</sup>。そのため、再反応を受け易いと思われる低沸点成分について、排気弁からの距離 L に沿ってサンプル位置による組成の違いを次節に述べる方法により調べた結果を図2-12に示す。運転条件は標準運転条件であり、Pe=0.8, 0.02MPaの場合について調べた。図より、高負荷の場合に、排気弁の下流約0.4mの間でメタンの濃度がわずかに減少する他は、実際に TH

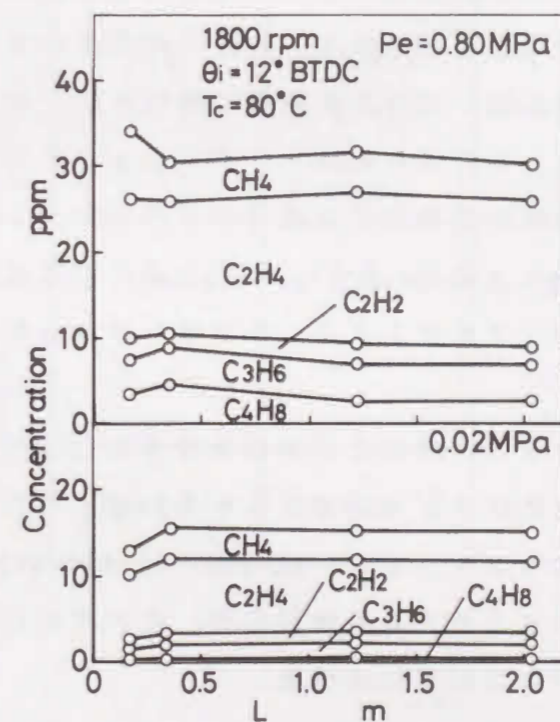


図 2-12 低沸点成分の組成に及ぼすサンプル位置の影響

Cをサンプルする L 2m の位置にかけて低沸点成分の組成および濃度に変化はないことがわかる。

## 2.4 排出未燃炭化水素の成分分析

THCとSOFはいずれも、燃料あるいは潤滑油を起源とする未燃炭化水素成分であると考えられる。それらは燃焼過程において、燃焼室内のガス流動、ガス温度、壁面接触等様々な要因の影響を受けて生成されたものである。THCやSOFは排気弁の下流約 2m の所で採取したものであり、排気管内で再反応や均一化を受けている可能性はあるが<sup>31)</sup>、それらの組成には燃焼室内での複雑な生成過程に関する情報がある程度含まれているものと思われる。また、THCやSOFの総量を計測した結果からそれらの生成機構を考察する上で、それらの組成を明確にしておくことが重要である。そこで本節では、THCやSOFの生成過程を考察する情報の一つとして、それらの構成成分を分析する方法について検討する。

THCおよびSOFの分析には、前節で述べたH-FIDガスクロマトグラフを使用した。ガスクロマトグラフはカラムの充填剤を選択することにより様々な炭化水素成分を分離することができる。実際にガスクロマトグラフで炭化水素を分析した場合、沸点の低い成分から順番に検出され、それぞれの成分は同じ条件で分析すれば常に一定の遅れ時間(リテンションタイム)で検出される特性があり、標準試料を用いて事前に各成分のリテンションタイムを調べておくことで成分が同定できる。また、H-FIDの出力電圧は炭素数に比例しており、出力電圧を積分した値(クロマトグラムの面積)から各炭化水素のモル濃度を計算できる。

本研究で使用したカラム仕様および分析条件を表 2-3に示す。THCの総量計測には前述のようにガラスビーズカラムを用いた。THCの成分分析には、炭化水素成分範囲によりスクワラン、DC-200、OV-101の3種類のカラムを、SOFの分析にはキャピラリカラムを使用した。それぞれについて分析条件および分析上の問題点について以下に述べる。

### 2.4.1 THCの分析

THCは構成する炭化水素の成分範囲が広いので、一つのカラムですべての

表 2-3 カラム仕様および分析条件一覧

カラム	Glass beads	Squalane	DC-200	OV-101	Capillary
分析対象	THC総量	THC 低沸点成分	THC 中沸点成分	THC 高沸点成分	SOF
充填剤	Glass beads	Squalane 2% Activated Almina #60~80	Silicone DC-200 10% Chromosorb W #60~80	Silicone OV-101 5% Chromosorb W #60~80	Methyl- silicone
カラム内径 長さ	φ4mm 0.75m	φ4mm 2.0m	φ4mm 3.0m	φ4mm 2.0m	φ0.25mm 25m
カラム温度	200°C	70°C	50~120°C (5°C/min)	70~200°C (7.5°C/min)	70(3min) ~280°C (10°C/min)
キャリアガス	N <sub>2</sub> 60ml/min	N <sub>2</sub> 55ml/min	N <sub>2</sub> 55ml/min	N <sub>2</sub> 60ml/min	He 1.5ml/min マイクログラス 30ml/min
FID感度	1/4×10 <sup>-1</sup>	1/1×10 <sup>-1</sup>	1/1×10 <sup>-1</sup>	1/1×10 <sup>-1</sup>	1/1×1

成分を分析することができない。そこで、 $C_1 \sim C_4$ の低沸点成分、 $C_5 \sim C_8$ の中沸点成分、および  $C_9$ 以上の高沸点成分に分けて分析した。

まず、低沸点成分の分析方法について述べる。 $C_1 \sim C_4$ の低沸点成分は常温でもガス状であり、試料導入の際に保温する必要がない。そのため低沸点成分は、排気管からガスバッグに採取したガスを室温まで冷却し、ガスタイトシリンジで 2mlを直接ガスクロマトグラフへ注入した。カラムはスクワランカラム、キャリアガスは $N_2$ とし、流量は55ml/min、カラム温度は70°C一定で分析した。成分の同定および定量は、あらかじめ濃度のわかっている標準試料を同一の分析条件で分析しておき、そのリテンションタイムおよび出力値と比較して行った。標準運転条件において、3種類の平均有効圧で採取した低沸点成分を分析したクロマトグラムと、各成分のモル濃度割合を図 2-13 に示す。クロマトグラム

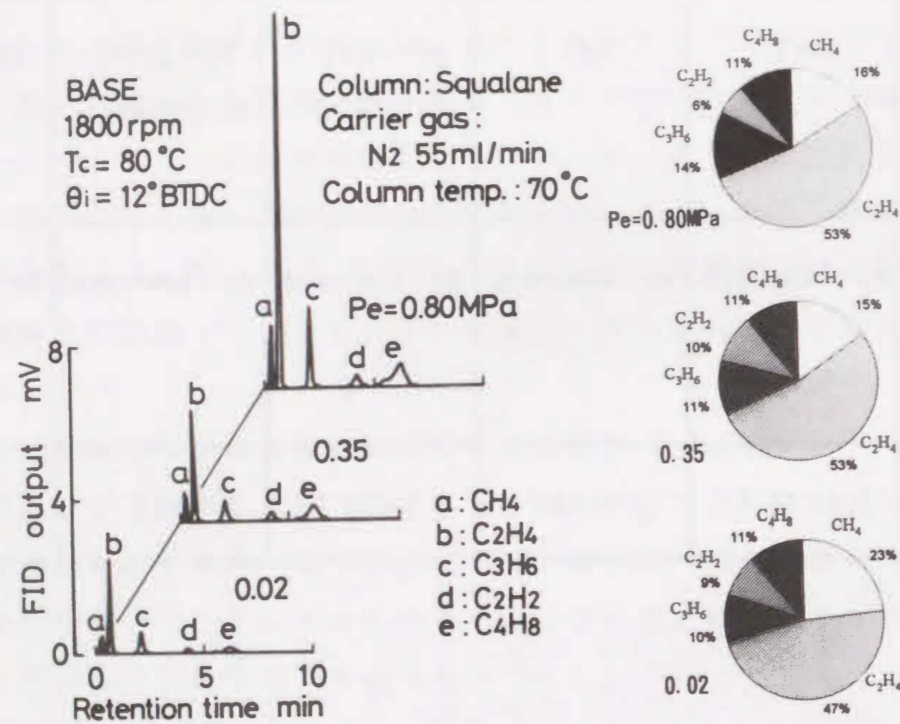


図 2-13 低沸点成分の組成

から、 $C_4$ 以下の低沸点成分はメタン ( $CH_4$ )、エチレン ( $C_2H_4$ )、プロピレン ( $C_3H_6$ )、アセチレン ( $C_2H_2$ )、ブテン ( $C_4H_8$ )で構成されているのがわかる。また、負荷が高いほどクロマトグラムの面積が大きく、低沸点成分の濃度が高いことがわかる。成分の割合を見ると、いずれの負荷においてもエチレンが約50%を占めており、低負荷でメタンの割合がやや多い他は、負荷による構成の差はほとんど見られないことがわかる。

次に、中・高沸点成分の分析方法について述べる。中・高沸点成分は成分の凝縮を避ける必要があるため、試料の導入にはTHCの総量計測に用いたのと同じの保温ラインと高温サンプラを用いた。ただし、分析試料量を確保するため、ガスクロマトグラフへ導入する試料は5mlとした。中沸点成分にはDC 200カラム、高沸点成分にはOV 101カラムを用い、キャリアガスはいずれも $N_2$ で、流量はDC 200の場合が55ml/min、OV 101の場合が60ml/minとした。これらのカラムの場合は分析対象となる成分の沸点範囲が広く、一定のカラム温度ではすべての成分をうまく分離できない問題がある。そのため、はじめは低いカラム温度で比較的沸点の低い成分を分離させ、カラム温度を一定の割合で上昇させることで、徐々に沸点の高い成分まで分離させる昇温分析を行った。DC 200の場合はカラム温度を50~120°Cまで5°C/minの割合で上昇させ、OV 101の場合は70~200°Cまで7.5°C/minの割合で上昇させて分析した。

昇温分析を行う場合には、液相のブリーディングによるベースラインの変動が問題となる。OV 101の場合のブリーディングの例を図 2-14に示す。これは、試料を何も入れないで、昇温分析したときのベースラインを調べたもので、昇温最終温度  $T_{final} = 200, 220, 240$ の3通りの結果を示している。試料を注入していないので、本来出力は0のはずであるが、昇温が終了するまでの約25分間はベースラインが上昇し、最終温度が高いほど上昇量が大きくなっているのがわかる。これは、カラムに充填されている液相がわずかず流出して、FIDに検出されるためにベースラインが変動するもので、昇温が終了して一定温度になると、液相の流出量も一定になるためベースラインが直線になる。本研究で使用したガスクロマトグラフは、このブリーディングの影響を少なくするためにデュアル FID方式となっている。すなわち、分析に使用するカラムと平行に、試料を注入しないリファレンスカラムを設置し、それぞれの出力の差を取るこ

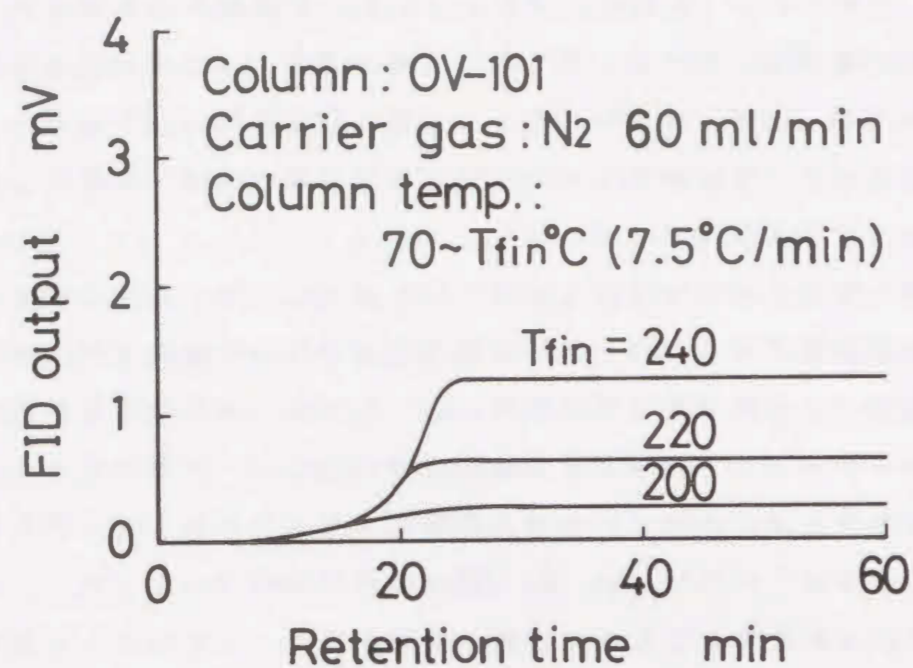


図 2-14 液相ブリーディングによるベースラインの変動

とで液相の流出分を相殺する。しかし、実際にはカラム毎の液相流出量のばらつきにより、図に示すようなベースラインの変動が避けられず、カラム寿命の点からも分析に支障のない範囲で  $T_{fin}$  を低く設定した。

高沸点成分の場合の成分の同定には、軽油および  $C_{12}H_{26}$ 、 $C_{14}H_{30}$ 、 $C_{16}H_{34}$  で構成される直鎖飽和炭化水素燃料 SO を標準試料として用いた。軽油と SO の混合試料を OV-101 で分析した結果を図 2-15 に示す。これより、SO のピークから  $C_{12}$ ~ $C_{14}$  の直鎖飽和炭化水素（パラフィン）のリテンションタイムがわかり、それを基準として軽油の主成分である  $C_9$ ~ $C_{22}$  程度のパラフィンのリテンションタイムが確認できる。パラフィンのピークの間には多くの成分が存在するが、それらすべてを同定することは不可能である。そのため、個々の成分を定量することはできず、THC 総量の場合と同じメタン換算法による定量を行った。従って、定量結果は各成分のモル濃度に対応しているのではなく、炭素数が高い成分になるほど構成割合をモル濃度の割合より大きく見積ることになる点に留意する必要がある。

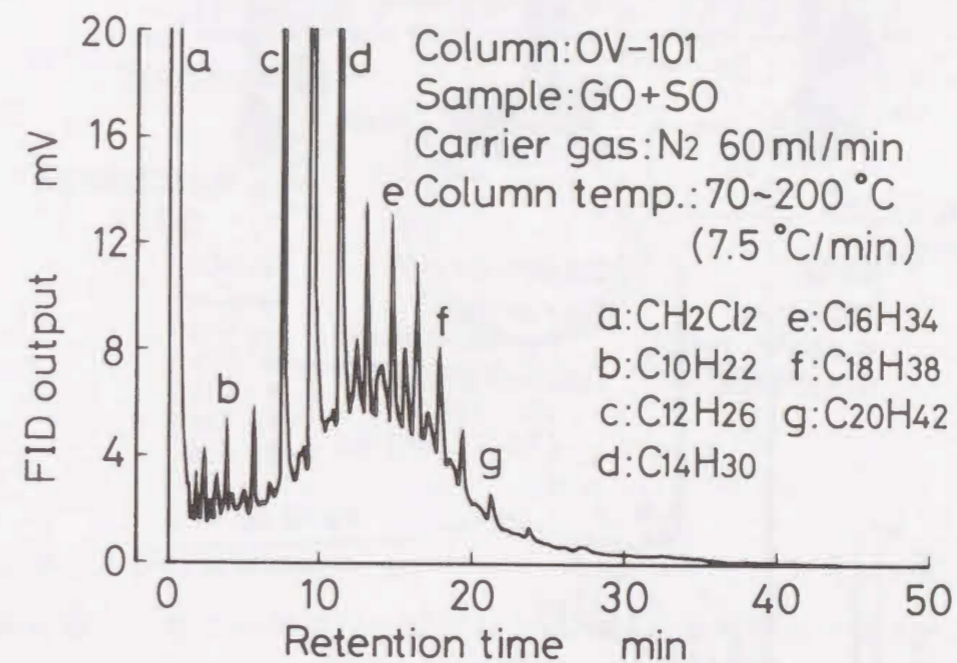


図 2-15 高沸点成分の同定

低沸点成分の場合と同じ標準運転条件において、3種類の平均有効圧で THC の高沸点成分を分析した結果を図 2-16 に示す。Pe=0.35MPa の中負荷の場合には、未燃燃料と思われる  $C_{21}$  程度までのパラフィンのピークが検出され、その間に雑多な成分による盛上がりが見られる。Pe=0.02MPa の低負荷の場合も未燃燃料と思われる成分が多くみられるが、中負荷に比べて  $C_{18}$  以上の成分が少なくなっており、排気温度が低下した影響で収率が低下している可能性がある。Pe=0.8MPa の高負荷になると、 $C_7$  以下の成分の面積が大きくなり低沸点成分の濃度が高いことと対応する。また、燃料の主成分であるパラフィンのピークはほとんど見られず、高温で盛んに熱分解が進んだものと思われる。構成割合からも、中負荷の場合は燃料成分である  $C_{10}$ ~ $C_{20}$  の成分が 60% を占めるのに対して、高負荷では  $C_{10}$  以下の低級化成分が約 50% になり、燃料成分の割合が減少しているのがわかる。低負荷の場合も低級化成分の割合が増加しているが、これは  $C_{18}$  以上の成分の収率が低下したためと思われる。

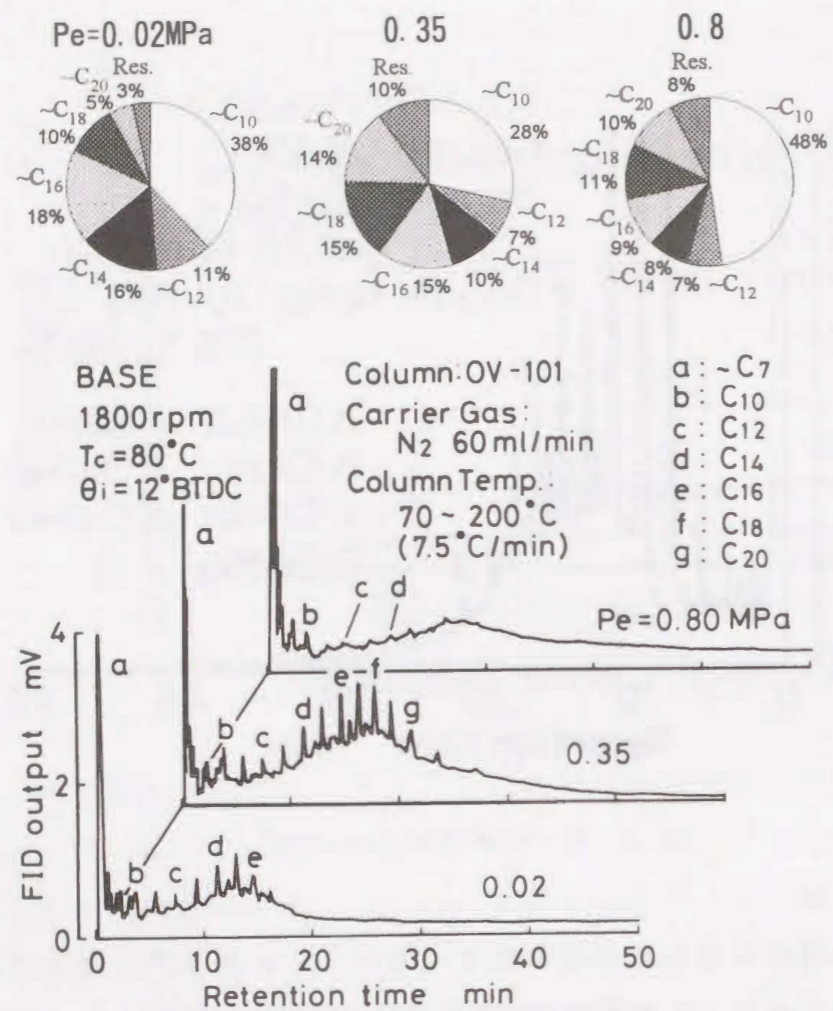


図 2-16 高沸点成分の組成

#### 2.4.2 SOFの分析

SOFの成分分析に用いたキャピラリカラムは、内径0.25mmのガラス管の内壁に、固相と液相を化学的に結合したものである。キャピラリカラムはTHCの分析に使用したようなパックドカラムに比べて、内径が非常に細く半径方向への分子拡散が小さいため分離能力が高い、液相が管壁に化学的に結合されているためブリーディングが少ない等の利点がある一方で、急冷、急熱に弱く耐久性が低い、カラムに注入できる試料量が極微量に限られる等の欠点がある。

キャピラリカラムに流せるキャリアガスおよび試料が極微量であるため、試料注入にはスプリット法を用いた。スプリット法の概略を図 2-17 に示す。こ

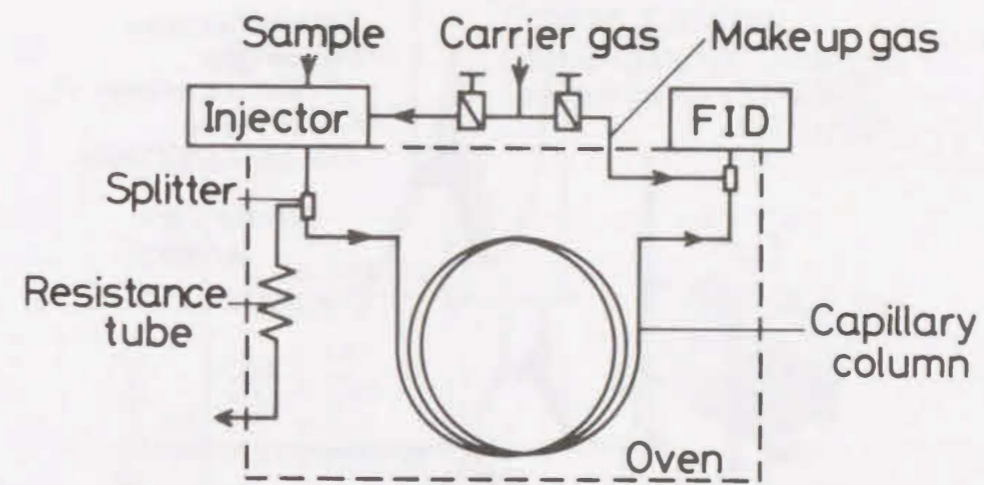


図 2-17 スプリット法系統図

れは、カラム入口の前に設けたスプリッターにより、注入した試料の一部のみをカラムに送り、残りの大部分を抵抗管を通して系外へ排出するものである。また、キャリアガス流量が極微量であり、FIDで検出に必要な流量が確保できないため、カラム出口からメイクアップガスを合流させて流量を確保してある。

本研究においては、カラムへ送る試料は注入量の1/10とし、キャリアガス流量は1.5ml/min、メイクアップガス流量は30ml/minとした。キャリアガスには流量の変動に対する分離能力の低下が少ないHeを用いた。SOF分析の場合も、対象成分の沸点範囲が広いから、カラム温度70~280 $^\circ\text{C}$ 、昇温率10 $^\circ\text{C}/\text{min}$ で昇温分析した。また、溶媒のピークがSOF成分のピークと重なるのを避けるため、分析開始後3分間はカラム温度を70 $^\circ\text{C}$ に保って溶媒を流出させ、その後昇温分析を開始した。成分の同定はTHCの高沸点成分と同様に軽油とSOを標準試料として行った。

SOF分析の試料には、ソックスレー抽出液の溶媒(ジクロロメタン)を蒸発させたものを、再び少量の溶媒で溶かした濃縮液を用いた。試料濃度と溶媒を決定するために、これらを変化させてSOFを分析した結果を図 2-18 に示す。試料は、種々の運転条件で採取したSOFが2~3mg含まれているソックスレー抽出液500mlで、ジクロロメタンを蒸発させた後、溶媒1mlで溶かしたものを濃縮度 $\alpha = 500$ 、溶媒0.5mlで溶かしたものを $\alpha = 1000$ とした。試料の注入に

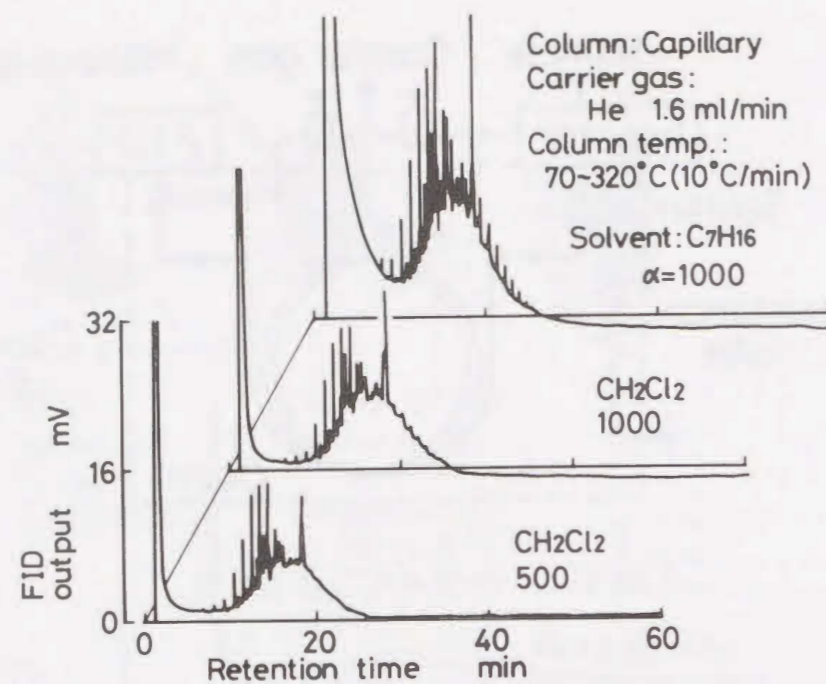


図 2-18 溶媒および試料濃度の選定

はマイクロシリンジを用い、注入量は $1.0\mu\text{l}$ とした。溶媒としては、ジクロロメタン ( $\text{CH}_2\text{Cl}_2$ ) とノルマルヘプタン ( $\text{C}_7\text{H}_{16}$ ) を検討した。なお、この図における分析条件は検討段階のものであり、最終的な条件とは異なっている。図より、ノルマルヘプタンを溶媒とした場合は、ピークの分離は良いが溶媒のテーリングが大きく、SOF成分と完全に重なってしまうのがわかる。ジクロロメタンを溶媒とした場合、 $\alpha=500$ では高沸点側のピークが検出されていない。 $\alpha=1000$ においてはピークの分離はノルマルヘプタンよりやや悪いが、溶媒のテーリングが小さくSOF成分と分離している。これより、溶媒はジクロロメタンが良く、 $\alpha=1000$ 相当の濃度が必要と考えられる。実際の試料は $\gamma=10$ で1000 lのガスをフィルタ上に吸引し、抽出したSOF (約5~6mgが捕集されている) を1mlのジクロロメタンに溶かしたものとした。また、SOFの分析試料を捕集する際は、大量のガスを吸引するため $\phi 25\text{mm} \times 90\text{mm}$ のシリカ製円筒フィルタを使用した。

以上のような条件で、冷却水温  $T_c=30^\circ\text{C}$ 、平均有効圧  $P_e=0.4\text{MPa}$ におけるSOFを分析した例を図2-19に示す。SOFのクロマトグラムには $\text{C}_{16} \sim \text{C}_{24}$ 程

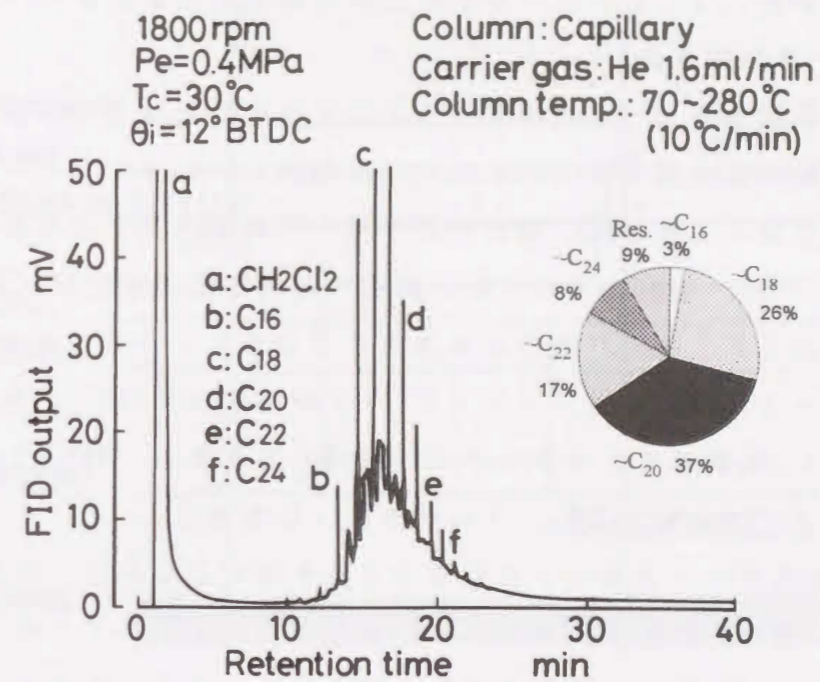


図 2-19 SOFの組成

度のパラフィンの鋭いピークと、雑多な成分によるピーク間の盛上がりが見られ、 $\text{C}_{14}$ 以下の成分はほとんど含まれていない。構成割合を見ると、軽油の主成分である $\text{C}_{16} \sim \text{C}_{22}$ 程度の成分が80%を占めるが、軽油にはほとんど含まれていない $\text{C}_{24}$ 以上の成分も10%近く含まれており、縮重合により生成された高沸点炭化水素あるいは潤滑油起源の未燃炭化水素が含まれているものと思われる。また、THCの高沸点成分を分析した図2-16と比較すると、THCとSOFの成分範囲は異なり、THCは $\text{C}_1 \sim \text{C}_{21}$ 程度の成分で構成されるのに対し、SOFはそれよりも高沸点の成分を多く含み、 $\text{C}_{14} \sim \text{C}_{25}$ 程度の成分で構成されることがわかる。

## 2.5 燃焼解析

種々のパラメータを変更して機関を運転した場合の燃焼状態は、シリンダ内の圧力経過に反映されている。従って、シリンダ内の圧力経過を計測して解析することで、燃焼状態を診断する様々な情報を得ることができる。そこで本研究では、排出未燃炭化水素の生成機構を知るための情報の一つとして燃焼解析

を行った。本節では、圧力データの取込みと解析の方法を詳しく述べる。

### 2.5.1 データの取込み

信号処理系統を図 2-20 に示す。シリンダ内圧力  $p$  はシリンダヘッドに取付けた圧電式圧力検出器 (KISTLER 601A) で検出し、チャージアンプにより 5V/10MPa の電圧値に変換した。噴射時期や着火遅れを決定するために必要な噴射弁揚程 N.lift は、噴射ノズル内部に取付けた渦電流式変位計 (電子応用 AEC 5502) で計測した。また、TDC を決定するためにフライホイールに取付けたクランクマークを、電磁ピックアップ (小野測器 MP 950) で検出した。これらの信号を A/D 変換器 (エルメック EC 2390) で変換し、DMA (Direct Memory Access) 方式で直接コンピュータのメモリ上に転送した。

A/D 変換をスタートさせるトリガ信号を発生させるために、カム軸 1 回転に 1 回のセット信号と、フライホイール 1 回転に 1 回のスタート信号を検出した。また、クランク角  $1^\circ$  毎にデータを取込むために、フライホイール 1 回転に 360 回のクロック信号を検出した。これらの信号は、信号処理回路で矩形波に整形して A/D 変換器に入力した。

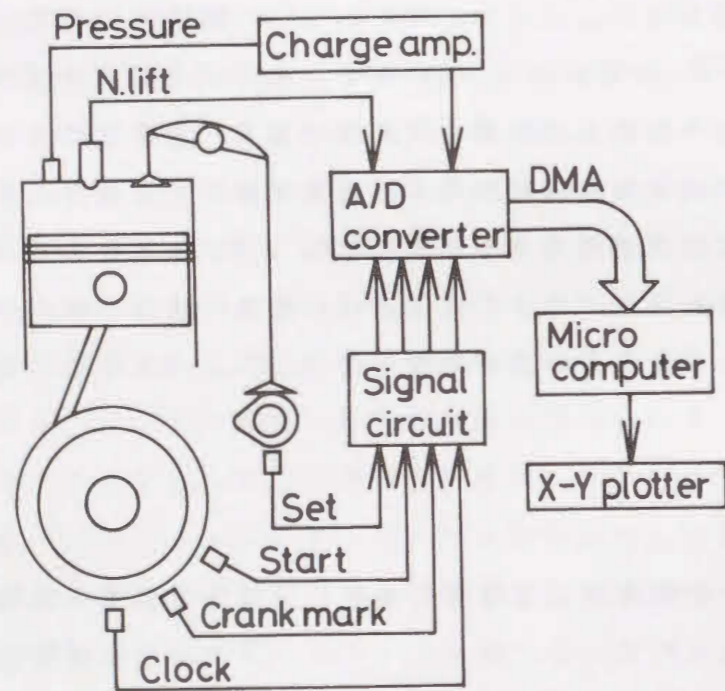


図 2-20 信号処理系統図

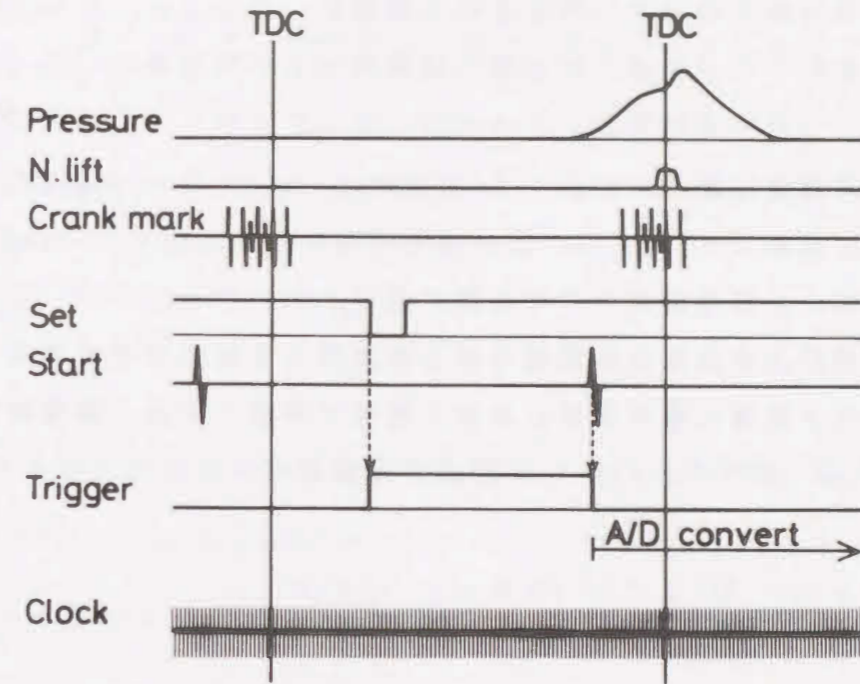


図 2-21 信号波形

これらの信号波形を示した図 2-21 に従って、データの取込みスケジュールを説明する。まず、カム軸からのセット信号によってトリガ信号が UP にセットされる。トリガ信号が UP の状態でフライホイールからのスタート信号を検出するとトリガ信号が DOWN となり、ここから A/D 変換が開始される。A/D 変換開始後は、クロック信号によって  $1^\circ$  CA の周期でシリンダ内圧力、噴射弁揚程、クランクマークを順番に変換し、連続 128 サイクル分のデータが取込まれる。ここで、シリンダ内圧力、噴射弁揚程、クランクマークの取込み時刻は  $2.5 \mu\text{s}$  ずつずれが、サンプリング周期 ( $1^\circ \text{CA} = 92.6 \mu\text{s}$  at 1800rpm) に対して十分小さいため無視できる。また、スタート信号は TDC 毎に  $73^\circ \text{BTDC}$  で検出され、セット信号は、機関の構造上噴射時期を変更すると位置がずれてしまうが、次の TDC が圧縮上死点であることを判別するために、排気上死点とスタート信号の間にくるようにしてある。

### 2.5.2 解析方法

熱発生率  $\dot{Q}$  は、シリンダ内のガスを均一な空気と仮定し、熱力学第一法則を適用して (2-5-1) 式により計算した。



$$\dot{Q} = \frac{1}{\kappa - 1} \left( \kappa \cdot p \frac{dV}{d\theta} + V \frac{dp}{d\theta} \right) - \frac{pV}{(\kappa - 1)^2} \cdot \frac{d\kappa}{d\theta} + \dot{Q}_w \quad \dots(2-5-1)$$

ここで  $\dot{Q}$  は熱発生率 (J/deg),  $\kappa$  は比熱比,  $p$  はシリンダ内圧力 (MPa),  $V$  はシリンダ容積 (cm<sup>3</sup>),  $\dot{Q}_w$  は燃焼室壁面からの熱損失 (J/deg) である。以下に, 各項の計算方法について検討する。

シリンダ内圧力  $p$  は圧力検出器の出力を換算した実測値であり, シリンダ容積  $V$  はクランク角毎に幾何学的に計算した値である。また, 微分値の計算には差分法を用い,  $dV/d\theta$  は(2-5-2)式で計算した。

$$\frac{dV}{d\theta} = \frac{V(\theta - 2) - 8V(\theta - 1) + 8V(\theta + 1) - V(\theta + 2)}{12} \quad \dots(2-5-2)$$

ここで, 計算間隔の影響を調べた結果を図 2-22 に示す。これは, 取込んだ圧力データを間引くことで, 計算間隔を 1, 2, 3°CA と変化させて熱発生率を計

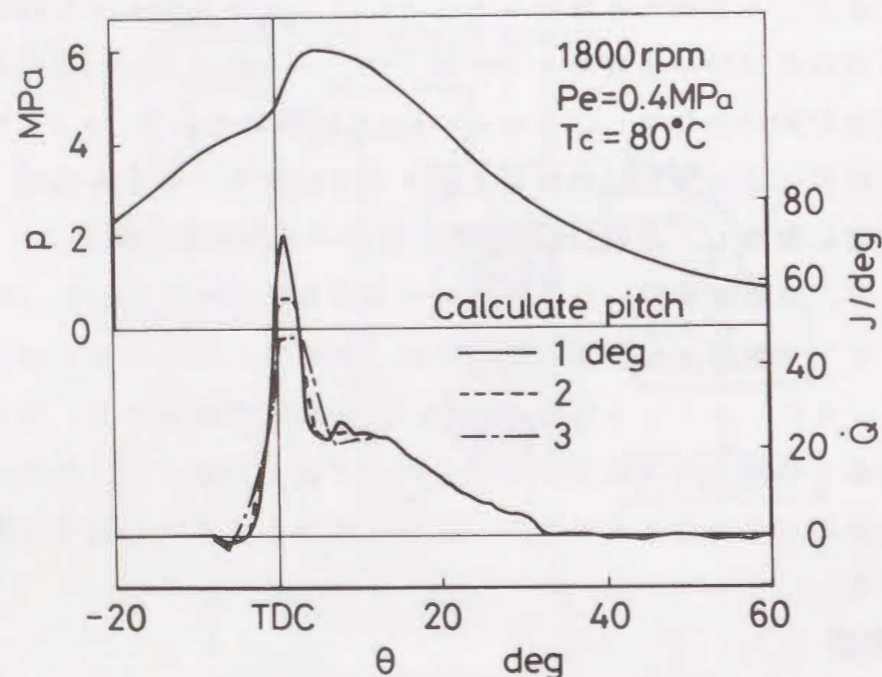


図 2-22 熱発生率に及ぼす計算間隔の影響

算したものである。これより, 主燃焼の後半以降には計算間隔の影響はほとんど見られないが, 初期燃焼時は計算間隔が長いほど熱発生率の最高値が低く, ピークの広がりが大きくなっているのがわかる。計算間隔が長いと, 燃焼初期の急激な圧力の変化に追従できないものと思われる。本研究では計算間隔は 1°CA とした。

比熱比  $\kappa$  は, シリンダ内のガスが完全ガスであると仮定するとクランク角によらず一定値となるが, 宮本ら<sup>11)</sup>は比熱比は燃焼状況によって変化するものであり, 半完全ガスとして取扱う必要があるとしている。そこで本研究では, JANAF 表より求めた近似式で定圧比熱を計算し, クランク角毎の比熱比を(2-5-3)式で決定した。

$$\kappa = \frac{C_p}{C_p - R_0} \quad \dots(2-5-3)$$

$C_p$ : 定圧比熱,  $R_0$ : 一般ガス定数 (8.314J/(mol·K))

$$C_p = A \left( \frac{T}{1000} \right)^4 + B \left( \frac{T}{1000} \right)^3 + C \left( \frac{T}{1000} \right)^2 + D \left( \frac{T}{1000} \right) + E \quad \dots(2-5-4)$$

$$T = p \cdot V / (G \cdot R) \quad \dots(2-5-5)$$

$G$ : 吸入空気量 (kg/cycle),  $R$ : 空気的气体定数 (287.03J/(kg·K))

(2-5-4)式が JANAF の近似式であり, A~E の定数は表 2-4 に示す値である。

表 2-4 JANAF 近似式の定数

	A	B	C	D	E
T < 1100K	-8.7113	15.4572	-4.0341	1.9329	28.6518
T ≥ 1100K	-0.1811	1.8864	-7.7145	15.8394	23.4373

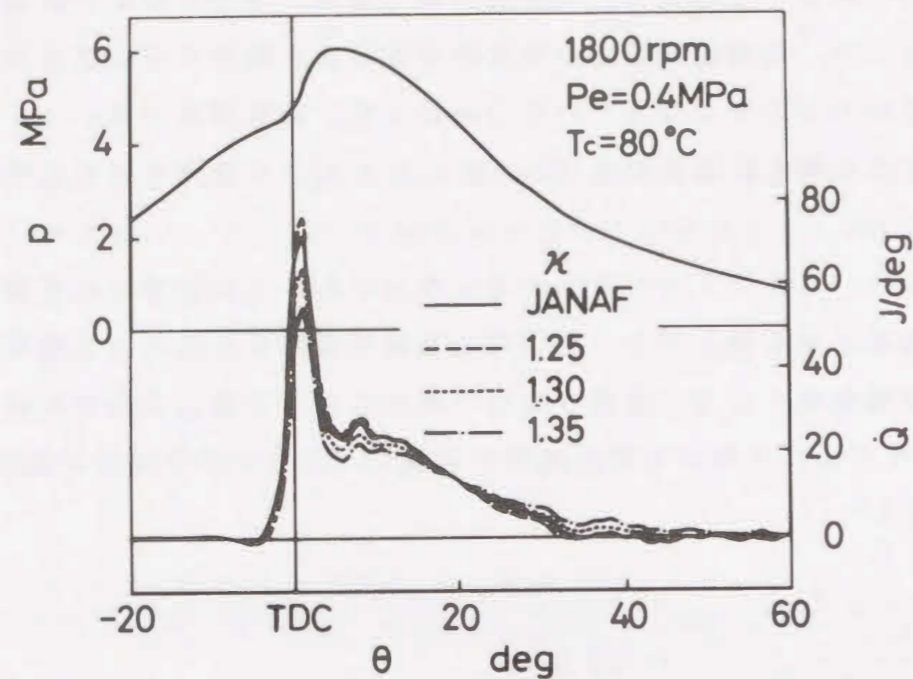


図 2-23 熱発生率に及ぼす比熱比の影響

比熱比が熱発生率に及ぼす影響を調べた結果を図 2-23 に示す。これは、比熱比を  $\kappa = 1.25, 1.30, 1.35$  の一定値として計算した場合と、JANAF の近似式により決定した場合の熱発生率の計算結果を比較したものである。まず  $\kappa$  が一定値の場合についてみると、初期燃焼から  $\theta = 20^\circ$  ATDC 付近までは  $\kappa$  が小さいほど熱発生率が高く、その後大小関係が逆転している。JANAF の近似式により  $\kappa$  を決定した場合の熱発生率は  $\kappa = 1.25$  と  $1.30$  の間になり、初期は  $\kappa = 1.25$  に近く  $\theta = 20^\circ$  ATDC 以降は  $\kappa = 1.30$  に近い値となる。

燃焼室壁面からの熱損失  $\dot{Q}_c$  は、Eicherberg の実験式により求めた熱伝達係数  $\alpha$  を用いて (2-5-6) 式で計算した。

$$\dot{Q}_c = \frac{1000 \times \alpha \cdot A_w (T - T_w)}{360 \times n_r \times 60} \times \frac{472}{102} \quad \dots (2-5-6)$$

$$\alpha = 2.1 \times C_m^{1.3} \cdot p^{1.2} \cdot T^{1.2} \quad (\text{kcal}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}))$$

...Eicherberg の実験式 (2-5-7)

$A_w$ : シリンダ壁総面積 ( $\text{m}^2$ ),  $T_w$ : シリンダ壁面温度 (473.1K と仮定)  
 $n_r$ : 回転数 (rpm),  $C_m$ : ピストンスピード (m/s),  $p$ : 圧力 (atm)

熱損失を考慮した場合と無視した場合の熱発生率を比較した結果を図 2-24 に示す。これより、上死点付近では熱損失の影響はあまり見られないが、 $\theta = 5^\circ \sim 30^\circ$  ATDC にかけて熱損失を無視すると熱発生率が低く見積られることがわかる。

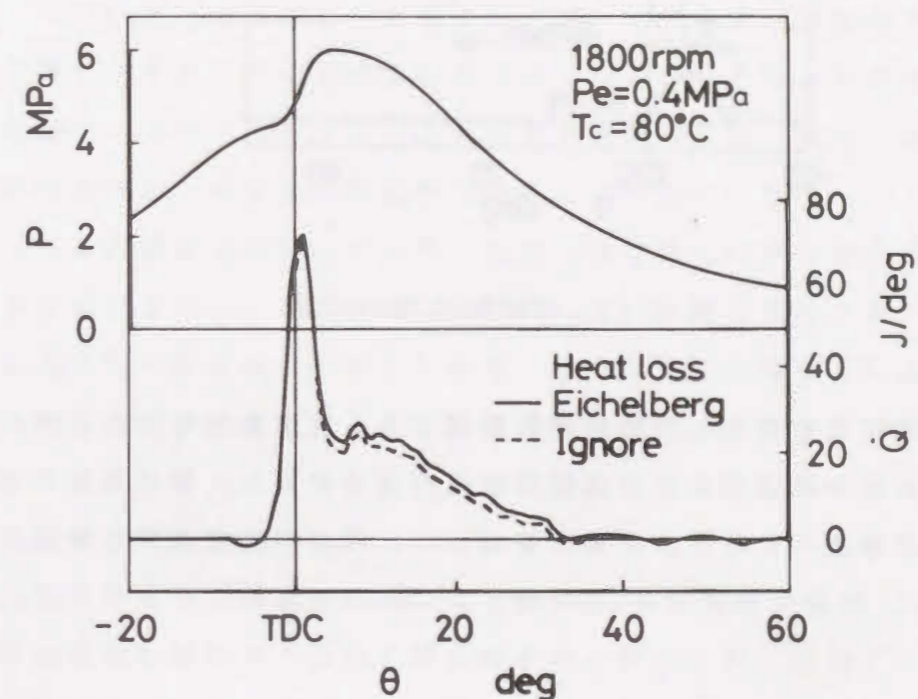


図 2-24 熱発生率に及ぼす壁面熱損失の影響

### 2.5.3 燃焼特性値の定義

前項で示した方法により燃焼解析を行った結果を定量化する場合の、燃焼特性値を図 2-25 に示す。シリンダ内最高圧力  $p_{max}$  は実測圧力の最高値である。最大熱発生率  $\dot{Q}_{max}$  は、(2-5-1) 式で計算した熱発生率の最大値である。燃焼開始は、噴霧吸熱により一旦負の値を示した熱発生率が再び正になる時期、燃焼終了は、発生熱量が排気弁が開くまでの総発生熱量の 90% に達する時期とし、燃焼開始から燃焼終了までを燃焼期間  $\Delta \theta_{burn}$  とした。着火遅れ  $\tau$  は、実測し

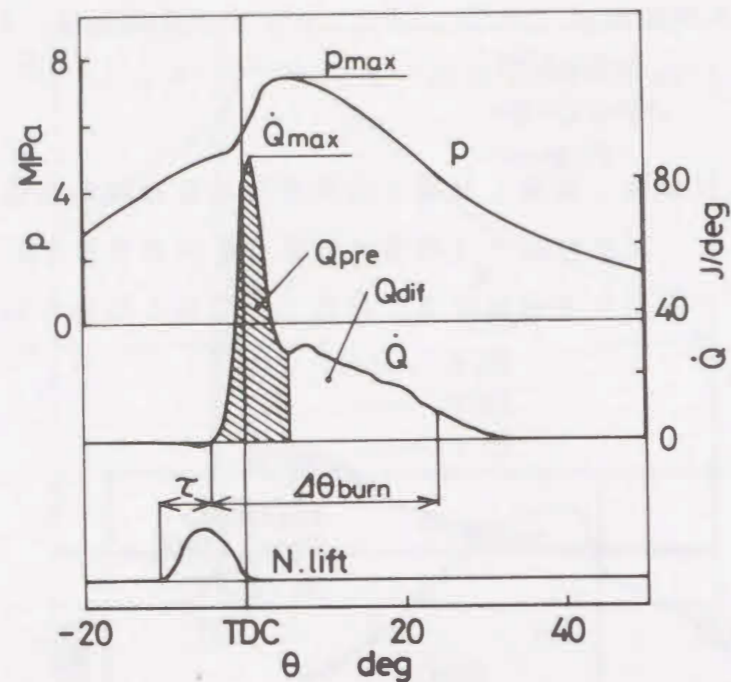


図 2-25 燃焼特性値の定義

た噴射弁揚程により決定した噴射開始時期から、燃焼開始までとした。熱発生率の形状をみて初期燃焼から主燃焼に移る時期を決定し、燃焼開始からこの時期までの発生熱量（ハッチング部）を  $Q_{pre}$ 、残りの燃焼期間に発生した熱量を  $Q_{dif}$  とし、総発生熱量は  $Q_{tot} = Q_{pre} + Q_{dif}$  とした。

## 2.6 結言

本節では、実験機関の諸元および計測系の概要を示し、微粒子と全炭化水素の計測と成分分析法、およびシリンダ内圧力の計測と燃焼解析について詳しく検討した。主な結果を以下に示す。

(1) 実験機関に追加工を施し、スワール比と噴射時期を変更できるようにした。スワール比は、スワラーのオフセット量を変化させて  $r_s = 1.2 \sim 3.6$  の範囲で 5 種類設定可能で、スワラーを付けることによる吸入体積効率の低下は 0.4%、スワール比によるばらつきは 2% と小さいことを確認した。噴射時期は、噴射ポンプカム軸に設けたセレクションの噛み合せ変更により、 $1.2^\circ CA$  毎に変化させることができるようにした。

(2) 微粒子および全炭化水素の計測システムを確立した。微粒子の捕集には、EPA の規定に準じた小型希釈トンネルを用い、トンネル内ガス流速や希釈比が微粒子捕集量に及ぼす影響を調べて、サンプルガス温度、レイノルズ数等が EPA 規定に適合する捕集条件を決定した。全炭化水素の計測には H-FID ガスクロマトグラフを用い、サンプル系の温度が計測値に及ぼす影響を調べ、計測条件を決定した。

(3) H-FID ガスクロマトグラフを用いて、THC および SOF の構成成分を分析する方法を確立した。THC の分析には、成分範囲によってスクワラン、DC-200、OV-101 の 3 種類のカラムを用い、ピークの分離、液相のブリーディング等を考慮してそれぞれの分析条件を決定した。SOF の分析にはキャピラリカラムを用い、スプリット法による分析条件を決定した。また、試料の濃度、溶媒の影響を調べ、成分分析用試料の採取方法を決定した。

(4) THC の組成を分析した結果、高負荷時は盛んに熱分解を受けたと思われる低沸点成分が多く、低負荷時には燃料に近い高沸点成分が多いことがわかった。また SOF の組成を分析した結果、SOF 中には縮重合による生成物、あるいは潤滑油起源の未燃分と思われる高沸点炭化水素が含まれていることがわかった。また、THC と SOF の成分範囲は異なり、THC は  $C_1 \sim C_{21}$  程度の成分で構成されるのに対し、SOF はそれよりも高沸点の成分を多く含み、 $C_{14} \sim C_{25}$  程度の成分で構成されることがわかった。

(5) 燃焼状態を診断するための燃焼解析法を確立した。圧力データの取込みには A/D 変換器を用い、DMA 方式でパソコンにデータを転送した。シリンダ内ガスを均一な空気と仮定し、計算間隔、比熱比、壁面熱損失の影響を考慮して熱発生率の計算方法を決定した。

## 文 献

- (1) Fedral Resister, 45-45(1980).
- (2) 佐伯, 日本船用機関学会誌, 26-9(1991), 452.
- (3) 三輪ほか2名, 機論, 57-538, B(1991), 2159.
- (4) Fitzgeorge, D. and Allison, J. L., Proc. Inst. Mech. Engr. (A. D.), 4(1962-63), 151.
- (5) 小泉ほか3名, 自技会講演前刷り, 882(1988), 327.
- (6) 李ほか3名, 自技論, No. 35(1987), 44.
- (7) Frank, B. and Larry, H., SAE Paper No. 790422(1979).
- (8) Williams, P. T. et al., Comb & Flame, 75(1989), 1.
- (9) Yamane, K. et al., SAE Paper No. 880343(1988).
- (10) Williams, P. T. et al., SAE Paper No. 890789(1989).
- (11) 宮本, 村山, 内燃機関, Vol. 18, No. 224(1979), 9.

## 第3章 有害排気物質の排出傾向

### 3. 1 緒言

ディーゼル排気中には排気煙S, 窒素酸化物NO, 全炭化水素THC, 微粒子PART等の有害排気物質が含まれている。排気煙は過濃混合気が高温にさらされ, 燃料中の炭素成分が酸化できずに排出されたいわゆるすすであり, 燃料の微粒化や燃焼室内の空気利用を促進し, 燃焼を改善することで低減できる<sup>(1)-(3)</sup>。ところが, 窒素酸化物は理論空燃比よりやや希薄な混合気の燃焼により生成されやすく<sup>(4)</sup>, 燃焼の改善は窒素酸化物の増加につながる恐れがある。全炭化水素と微粒子中の可溶有機分SOFはいずれも希薄化や冷却により排出される未燃燃料が主体と考えられ<sup>(5)-(7)</sup>, これらの排出量には相関関係がみられる<sup>(8)-(10)</sup>という報告がある一方で, 過渡運転時の排出傾向が異なる<sup>(11)</sup>という報告もある。これらの有害排気物質の同時低減のためには, 各成分の排出に及ぼす諸因子の影響を調べるとともに, それぞれの成分間の排出量の相互関係にも着目する必要がある。

本章では, 有害排気物質の生成原因を推定し, 低減の方針を確立するための情報として, 様々な運転条件で排気成分を計測した結果を基に, 有害排気物質の排出傾向を概説する。まず第2節では, 投入燃料量の違いが排出量に及ぼす影響を排除するために本章で用いた, 排気指数(EI: Emission Index)の計算方法を示す。第3節では有害排気成分が排出されやすい負荷域を知るために当量比と各排気成分の相関を調べ, 排気煙と窒素酸化物は主に高負荷で生成され, 全炭化水素と可溶有機分は主に低負荷で生成されることを示す。第4節では有害排気成分が生成されやすい燃焼状態を把握するため燃焼特性値との関係を調べ, 急激な燃焼は窒素酸化物の増加を招き, 緩慢な燃焼は未燃炭化水素の排出につながることを示す。第5節では排気成分間の相関を調べ, 広範囲の運転条件にわたってみると全炭化水素と可溶有機分の排出量には相関がみられないことや, 同一パラメータのもとで運転した場合は高負荷における窒素酸化物は, 黒煙だけでなく低負荷における全炭化水素ともトレードオフ関係にあることを示す。

### 3.2 排気指数

まず、本章で用いた排気指数 (E I : Emission Index) の計算方法を述べる。本章では、広範囲の運転条件にわたって採取したデータについて、各成分が投入された燃料からどのような燃焼を経てどれだけ排出されたかを、運転条件を区別することなく検討する。各成分の正味排出量には、運転条件による投入燃料量の違いの影響が含まれているため、この目的には適さない。そこで本章では、各排気成分の排出量に及ぼす投入燃料量の影響を排除するため、投入燃料 1kg 当りの排出質量すなわち排気指数を用いた。

NO および THC の排気指数  $E I_m$  は (3-2-1) 式で求めた。

$$E I_m = \frac{\rho_m}{\rho_g} \cdot \frac{C_m}{1000} \cdot \frac{G_f + G_a}{G_f} \quad \dots(3-2-1)$$

ここで、 $\rho_m$  : 標準状態における NO, THC の密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

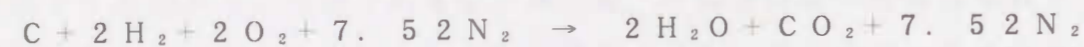
[  $\rho_{\text{NO}}=1.339$ ,  $\rho_{\text{THC}}=0.619$  ]

$C_m$  : NO, THC の濃度 (ppm, ppmC)

$G_f$  : 投入燃料量 (g/cycle)       $G_a$  : 吸入空気量 (g/cycle)

$\rho_g$  : 排気ガス密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

なお、 $\rho_{\text{THC}}$  は、THC 中の炭素と水素の質量比を  $C : H = 0.865 : 0.135$  と仮定して計算した値である。また、 $\rho_g$  は排気ガスが完全燃焼ガスであると仮定して、



の反応により、各成分のモル数を計算して求めた値である。

SOF および SOLID の排気指数は (3-2-2) 式で求めた。

$$E I_m = \frac{1}{\rho_g} \cdot \frac{M_m}{1000} \cdot \frac{G_f + G_a}{G_f} \quad \dots(3-2-2)$$

ここで、 $M_m$  : SOF, SOLID の質量 ( $\text{mg}/\text{m}^3$ )

$\rho_g$  : サンプルガス密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) [ 空気と仮定 ]

排気煙 S は排気ガスを吸引したフィルタの黒化度を比率で表したボッシュ黒煙濃度で、質量を示していないため単位燃料当りの排気指数には換算できない。

### 3.3 当量比に対する排気の傾向

本節では、有害排気物質がどのような負荷域で生成され易いのかを知るために、各排気成分と当量比の相関を調べた。本節におけるデータはすべて標準のトロイダル燃焼室のもので、運転条件は機関回転数は 1800rpm で一定とし、冷却水温は  $T_c=80^\circ\text{C}$  と  $30^\circ\text{C}$ 、吸入スワール比は  $r_s=1.2\sim 3.6$ 、噴射時期は  $\theta_i=1.2\sim 2.5^\circ\text{BTDC}$  の範囲で変化させて、データ総数は 120 点である。

まず、排気煙 S と当量比  $\phi$  の相関を調べた結果を図 3-1 に示す。 $\phi$  以外のパラメータによるばらつきは大きいですが、S は  $\phi=0.2$  以下では排出されず、 $\phi$  が高くなるほど排出量が増加し、増加率は  $\phi$  の上昇につれて大きくなっている。これは  $\phi$  が高い方が投入燃料量が多く、燃焼室内のガス温度も高くなることから、過濃混合気が形成されて高温を受け易いためと考えられる。

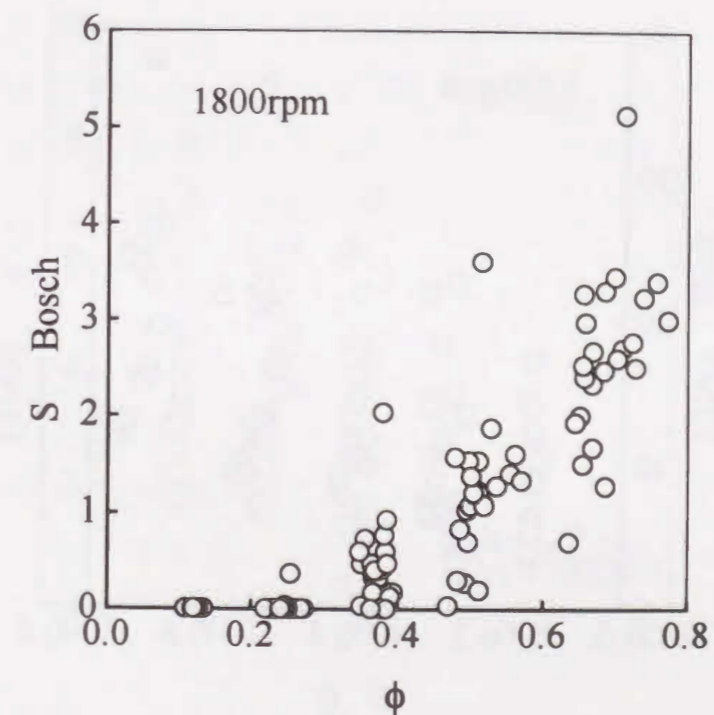


図 3-1 当量比に対する排気煙の排出傾向

次に、窒素酸化物NOと当量比 $\phi$ の相関を調べた結果を図3-2に示す。EINOはNOの排気指数を示す。NOもパラメータによるばらつきが大きく、 $\phi$ が高い方が排出量が多いが、排出量の増加率は $\phi$ の上昇とともに小さくなり、 $\phi$  0.6以上では余り増加しない。 $\phi$ の増加とともに燃焼室内は高温になりNOが増加するが、ある程度以上の $\phi$ になると不完全燃焼により投入燃料の割にNOは増加しなくなるものと思われる。

全炭化水素THCと $\phi$ の相関を図3-3に示す。THCは $\phi$ が高い場合は低い値を示しばらつきも比較的小さいが、 $\phi$ が低くなるにつれて値が増加しばらつきも大きくなる。2.4節の分析結果から高負荷におけるTHCは盛んに熱分解を受けた低沸点成分が比較的多く、低負荷では希薄化や冷却を受けて排出された未燃燃料の割合が多いと考えられる。図3-3から高負荷における低沸点成分よりも低負荷における未燃燃料の方が単位燃料当りの排出量が多いことから、THCは希薄化や冷却による生成量が多く、パラメータの違いによるばらつきが大きいことから複雑な生成過程を含んでいるものと思われる。

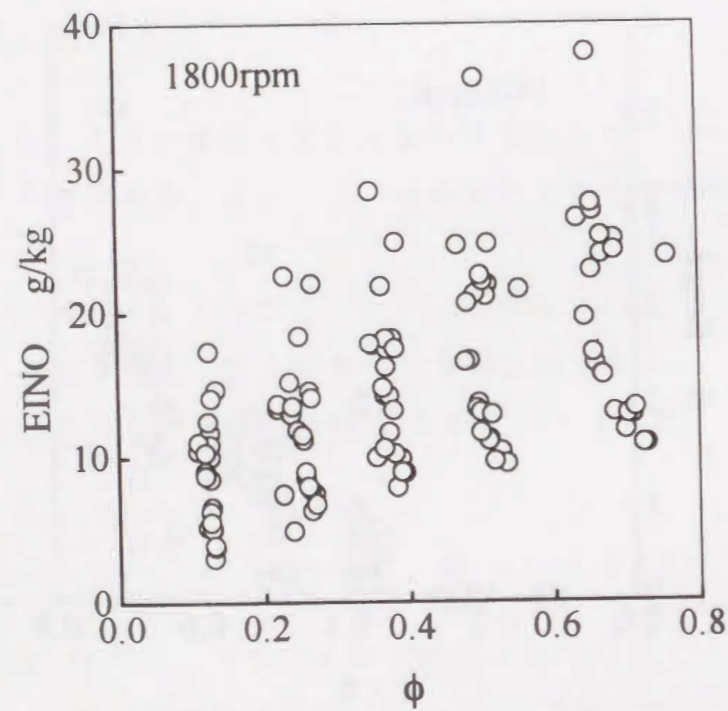


図 3-2 当量比に対するNOの排出傾向

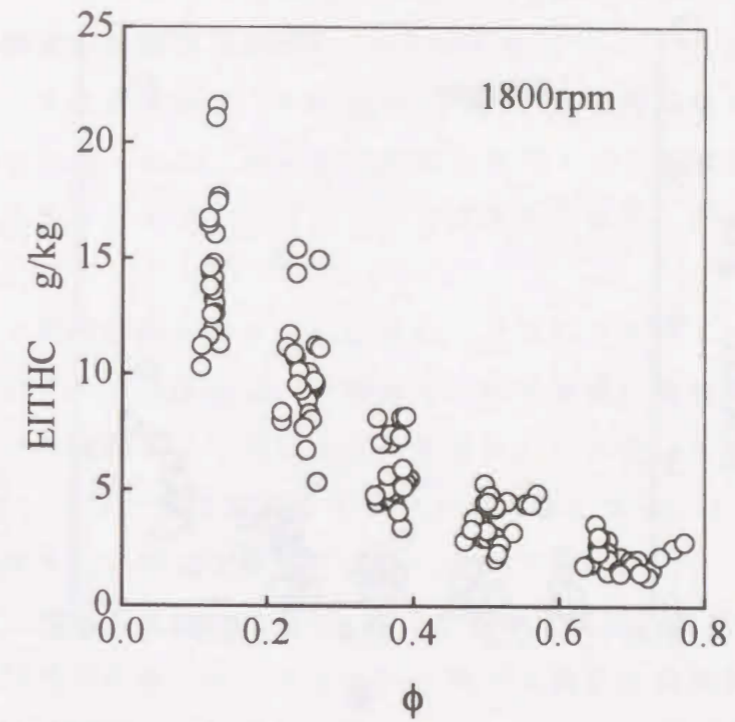


図 3-3 当量比に対するTHCの排出傾向

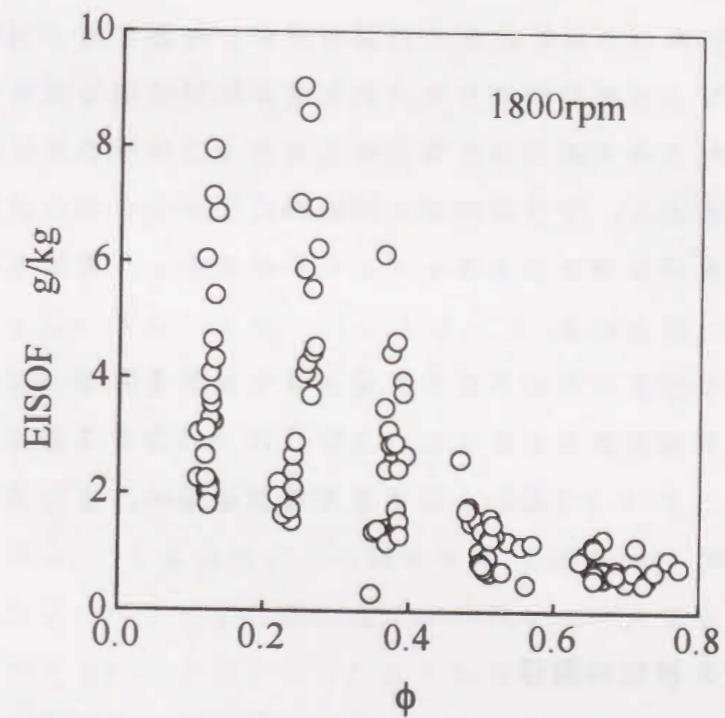


図 3-4 当量比に対するSOFの排出傾向

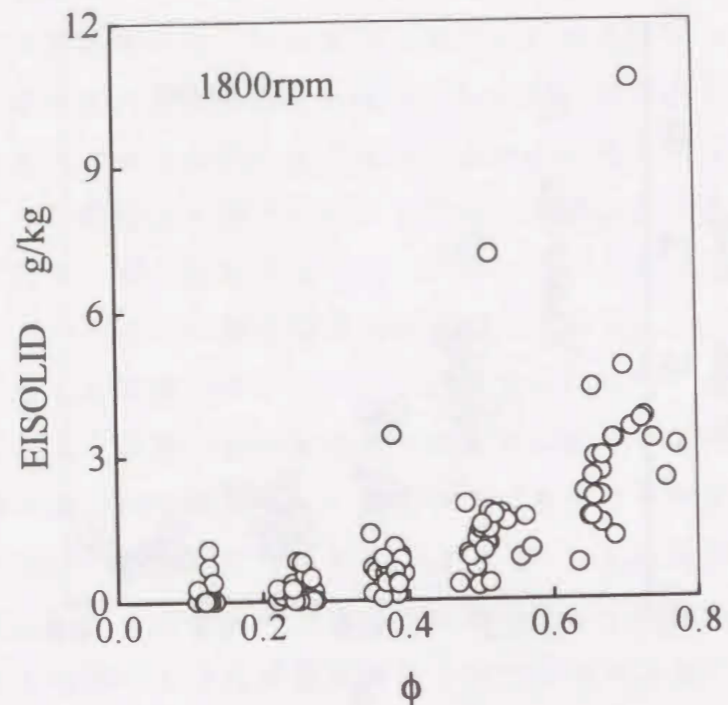


図 3-5 当量比に対する SOLID の排出傾向

微粒子中の可溶有機分 SOF と  $\phi$  の相関を調べた結果を図 3-4 に示す。SOF の排出傾向は THC と良く似ており、 $\phi$  が大きい時は値もばらつきも小さく、 $\phi$  が低くなるにつれて値もばらつきも大きくなる。SOF の値は、 $\phi = 0.1$  の低負荷時で  $2 \sim 8 \text{ g/kg}$  であり、THC の  $10 \sim 22 \text{ g/kg}$  に比べると小さいが、その割に絶対的な値に対するばらつきが大きく、SOF の方がより複雑な生成過程を経て排出されるものと思われる。

最後に微粒子中の固形炭素分 SOLID と  $\phi$  の相関を図 3-5 に示す。SOLID は排気煙 S と相関があるとされているが、図 3-5 から排出傾向は S と非常に良く似ており、 $\phi = 0.2$  付近から排出量が増加し始め、 $\phi$  の増加につれて増加率が大きくなるのがわかる。

### 3. 4 燃焼特性と排気の関係

本節では、有害排気成分がどのような燃焼状態において生成されるのかを知るための情報の一つとして、種々の燃焼特性値と排気成分の関係を調べた。燃

焼特性値は 2. 5 節で述べた方法により求めたものである。本節で扱ったデータの範囲は、機関回転数は  $1800 \text{ rpm}$ 、スワール比は  $r_s = 2.5$ 、冷却水温は  $T_c = 80 \text{ }^\circ\text{C}$  で一定とし、平均有効圧を  $P_e = 0.01 \sim 0.8 \text{ MPa}$ 、噴射時期を  $\theta_i = 12 \sim 2.5 \text{ }^\circ\text{BTDC}$  の範囲で変化させた。また、第 4 章で用いるセラミック溶射ピストン、および第 5 章で用いるリエントラントピストンの結果も含めて、データ総数は 40 点である。

まず、シリンダ内最高圧力  $p_{max}$  と NO, THC, SOF, SOLID の関係を図 3-6 に示す。NO は  $p_{max}$  の増加につれて単調に増加し、ばらつきも小さく強い相関がみられる。THC と SOF は  $p_{max}$  が高いときには低い値を示し、 $p_{max}$  が低くなると値は増加しばらつきが大きくなる。SOLID は  $p_{max}$  が高い方が値は大きい、全体的にばらつきが大きい。

次に、シリンダ内の最高ガス温度  $T_{max}$  と各排気成分の関係を図 3-7 に示す。 $T_{max}$  は (2-5-5) 式で計算したシリンダ内平均ガス温度の最高値であり、火炎近傍の局所的な最高温度とは異なる。NO は  $T_{max}$  が高いほど大きな値になるがばらつきは大きい。THC と SOF は  $T_{max}$  が高いほど減少する傾向を示すが、THC はばらつきが小さいのに対し SOF はばらつきが大きい。SOLID は  $T_{max}$  が  $2000 \text{ K}$  以上で急増する傾向がある。図 3-6 の  $p_{max}$  と図 3-7 の  $T_{max}$  は、巨視的にはいずれも投入燃料の多い高負荷で高くなる傾向があるため、図 3-6, 7 の結果は 3. 3 節で示した当量比の影響をある程度含んでいると考えられる。しかし、当量比に対してはばらつきの大きい NO が  $p_{max}$  と強い相関を示すのは、噴射時期やスワール等の他のパラメータによる燃焼経過の違いの影響を強く受けるためと思われる。また、(2-5-5) 式より  $p_{max}$  と  $T_{max}$  の違いは、パラメータによって吸入空気量に差がある分だけであるが、NO は  $p_{max}$  との相関の方が強く、THC と SOLID は  $T_{max}$  の方がはっきりとした排出傾向がみられる。SOF はどちらとも無相関である。

最大熱発生率  $\dot{Q}_{max}$  と各排気成分の関係を図 3-8 に示す。NO は  $\dot{Q}_{max}$  が高い方が大きな値を示し、THC は逆に  $\dot{Q}_{max}$  が低い方が大きな値を示すが、いずれもばらつきが大きい。SOF と SOLID はいずれもばらつきが非常に大きく、 $\dot{Q}_{max}$  に対して顕著な排出傾向がみられない。 $\dot{Q}_{max}$  は着火遅れ期間中の混合気形成や、着火直後の燃焼の活発さを示すと考えられるが、この時点までの

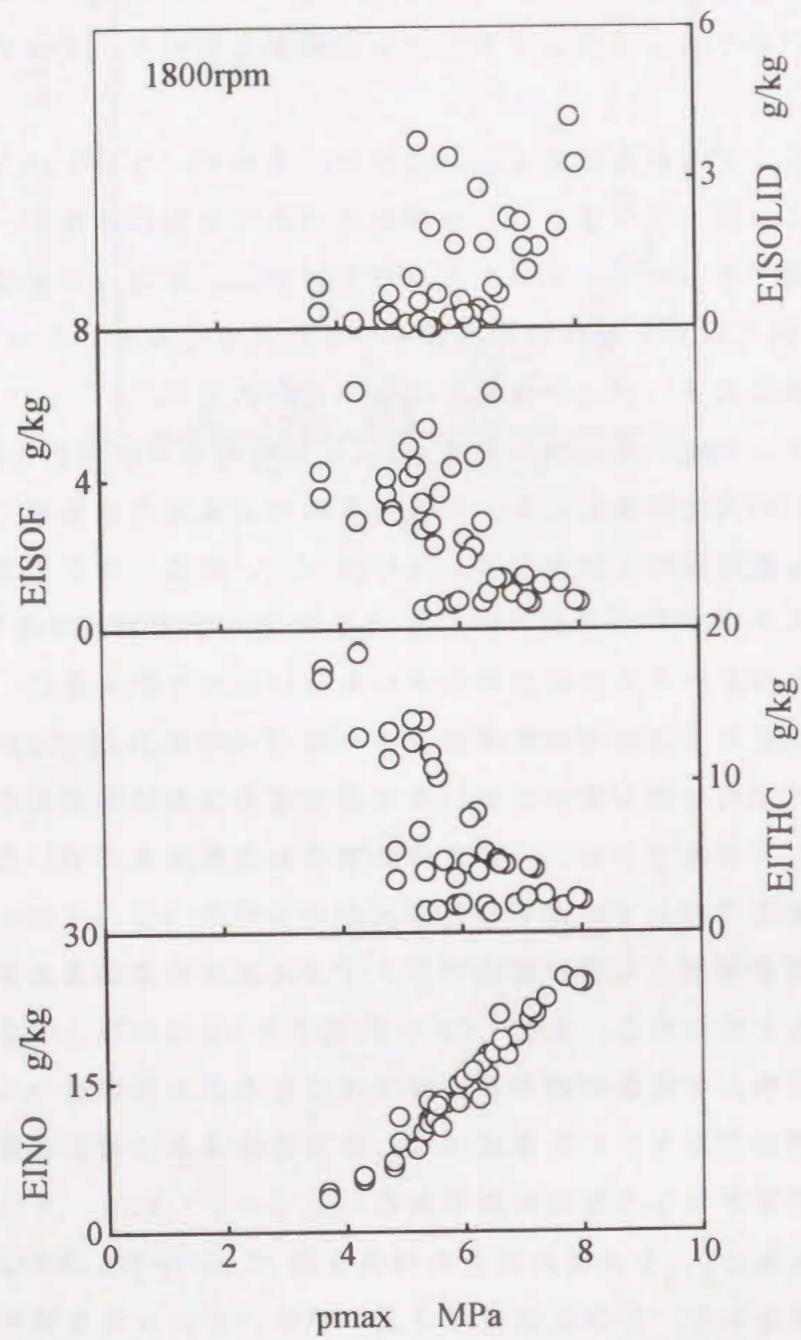


図 3-6 燃焼室内最高圧力と排気成分の相関

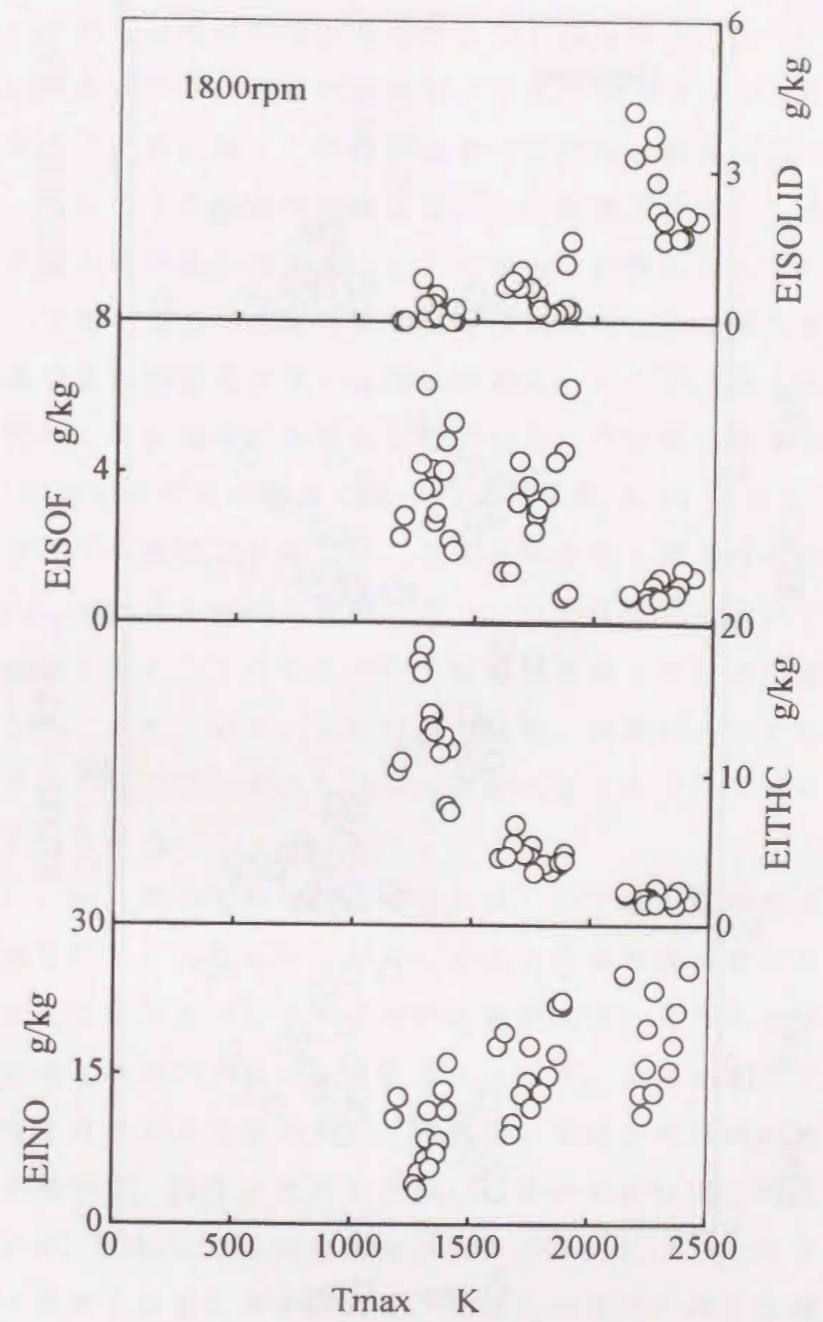


図 3-7 燃焼室内最高温度と排気成分の相関



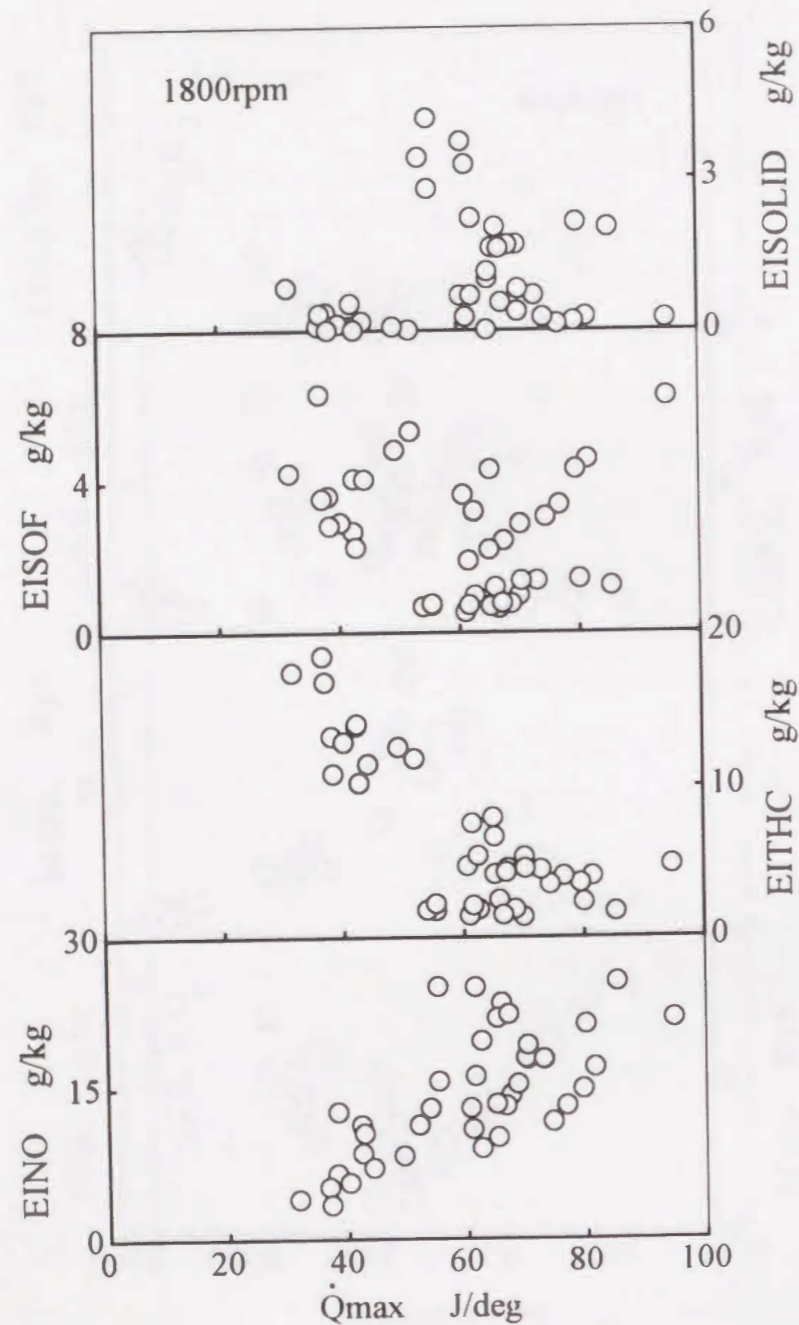


図 3-8 最大熱発生率と排気成分の相関

燃焼の違いは微粒子よりもガス状の窒素酸化物や全炭化水素に影響することがわかる。

燃焼期間  $\Delta \theta_{burn}$  と排気成分の相関を図 3-9 に示す。NO は  $\Delta \theta_{burn} = 40 \text{deg}$  程度までは燃焼期間とともに増加するが、それ以上燃焼期間が長くなるとわずかに減少する。THC は燃焼期間が長くなるほど減少する。SOF も燃焼期間が長い方が低い値を示すが、燃焼期間が短いときのばらつきが大きい。SOLID は燃焼期間との相関が強く、燃焼が長引くほど高い値となる。燃焼期間の増加は、スワールの低下や噴射時期遅延等により燃焼が緩慢になることと、負荷の増加により投入燃料量が増加することの両方の影響を含んでいるが、図 3-9 の結果は 3.3 節で示した当量比に対する排出傾向と良く似ており、負荷による投入燃料量の違いの影響が強い可能性がある。そこで、投入燃料量の影響を排除して平均的な燃焼速度の影響を見るために、単位燃料量当りの燃焼期間  $\Delta \theta_{burn} / Q_f$  に対する排気の傾向を調べた結果を図 3-10 に示す。 $\Delta \theta_{burn} / Q_f$  が大きいほど平均燃焼速度が遅いことを意味する。図よりどの排気成分も、図 3-9 の  $\Delta \theta_{burn}$  に対する傾向と逆になり、NO と SOLID は平均燃焼速度が速いほど排出量が多く、THC と SOF は平均燃焼速度が遅いほど排出量が多いことがわかる。また、 $\Delta \theta_{burn}$  に対しては強い相関がみられた SOLID をはじめ、NO、SOF のいずれもばらつきが大きくなり、THC だけが比較的良い相関を示している。

図 3-6 から 3-10 の結果を総合して、各排気成分の生成と燃焼特性値の関係をみると、窒素酸化物 NO は最高圧力が高くなるような燃焼状態において生成され易く、最大熱発生率が高いときや平均燃焼速度が速いときにも排出量が増えることから、急激な燃焼が生成の一因と考えられる。全炭化水素 THC が増加するのは、燃焼室内のガス温度が低く、緩やかな燃焼が短期間に終了する場合であり、燃料を熱分解、酸化させる力が弱いことが生成原因と考えられる。可溶有機分 SOF は、THC に似た傾向を示すが全体的にばらつきが大きく、生成機構はさらに複雑であると考えられる。THC と SOF の生成機構の違いについては次章以降で詳しく検討する。SOLID は燃焼期間との相関が強く、燃焼室内平均ガス温度が高いと急増することから、燃料が高温に長時間さらされると生成され易いと考えられる。

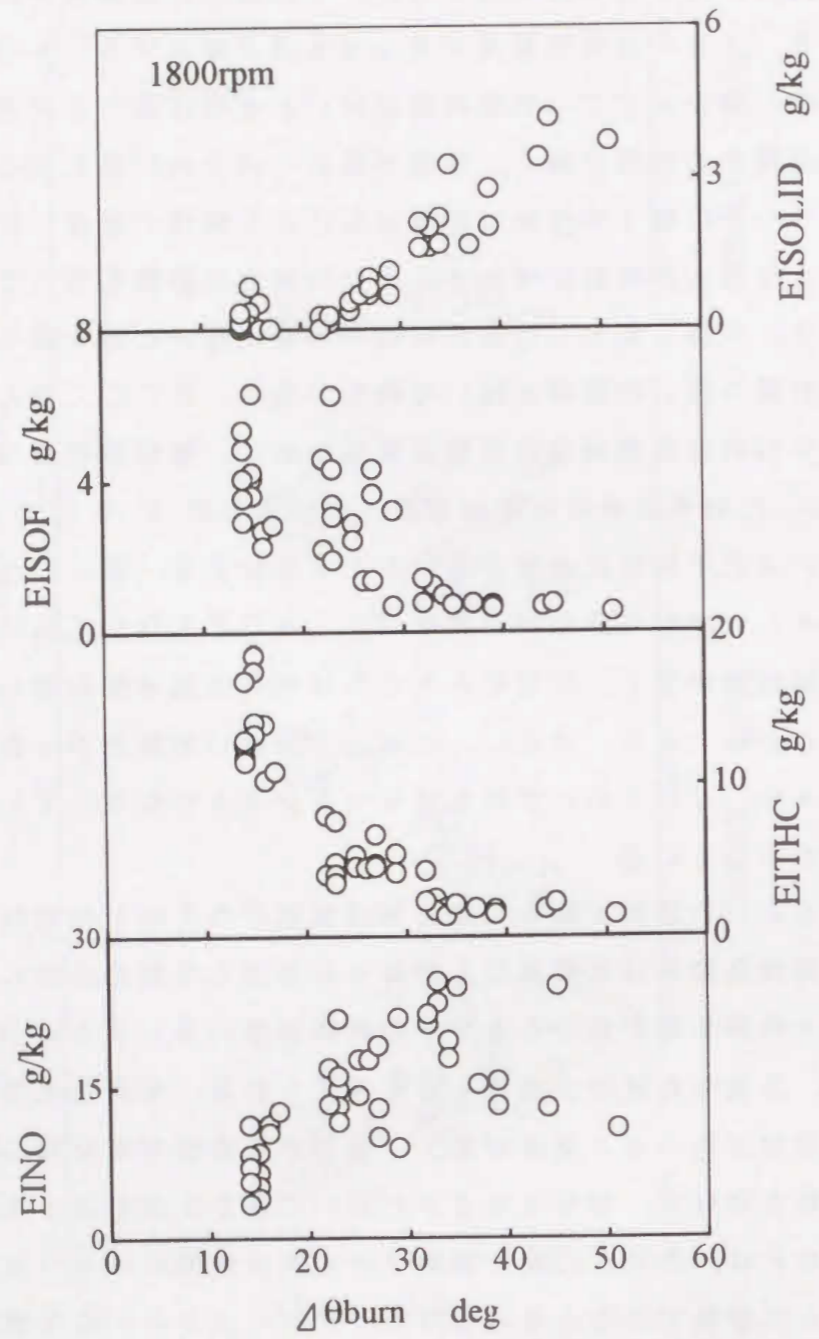


図 3-9 燃焼期間と排気成分の相関

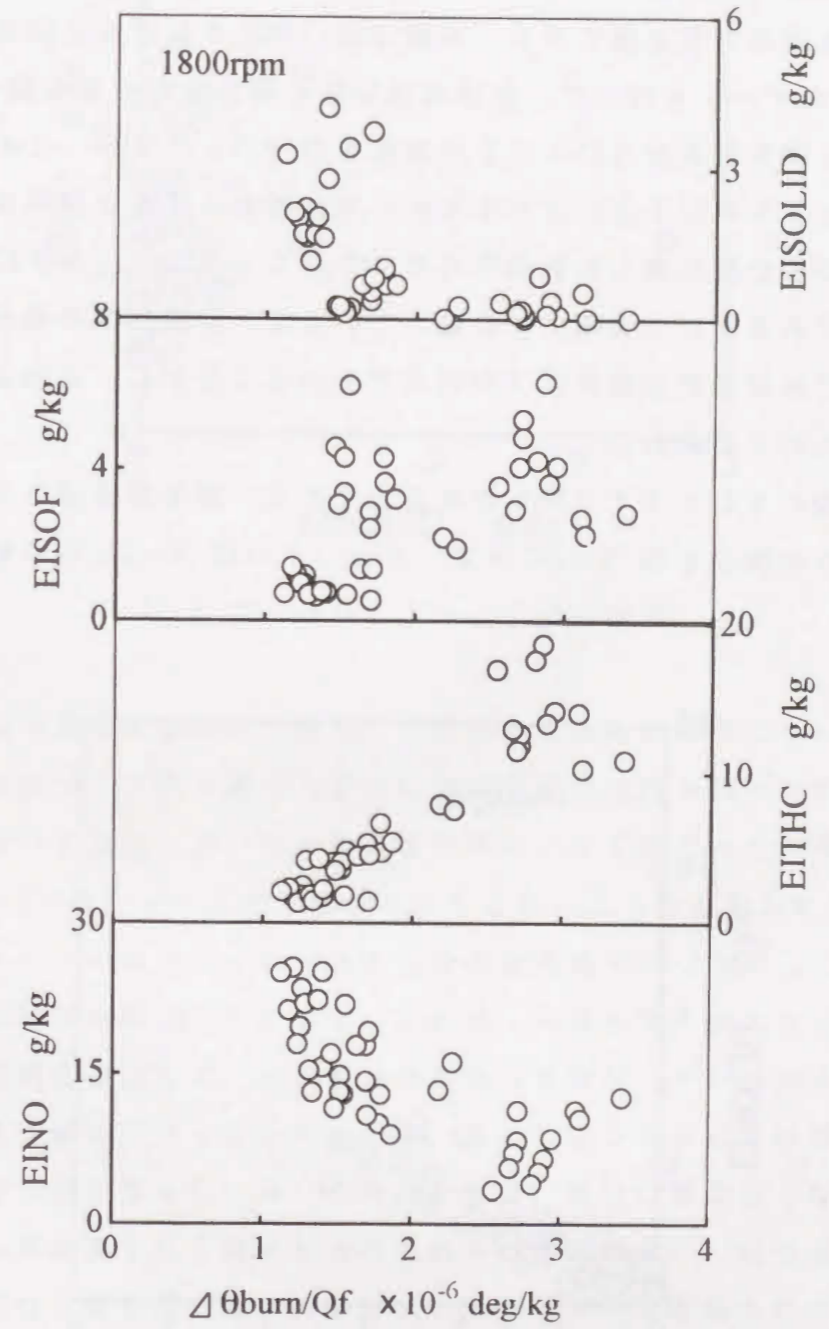


図 3-10 単位燃料当たりの燃焼期間と排気成分の相関

### 3. 5 排気成分の相関

窒素酸化物と黒煙にはトレードオフ関係があることが知られており<sup>(12)</sup>、全炭化水素と可溶有機分には相関がある<sup>(8)-(10)</sup>という報告がみられる等、有害排気物質相互間の排出量の関係を把握しておくことが、それらの生成原因を考え同時低減を図る上で必要である。本節では、3. 3節と同じ標準ピストンにおける120点のデータを用いて、各排気成分間の排出量の相関を調べた。

排気煙Sと固形炭素分SOLIDの関係を図3-11に示す。この図からわかるように、SとSOLIDには非常に強い相関がある。Sは排気ガスを吸引したフィルタの黒化度を表した数値であり、SOLIDはフィルタに捕集された成分の質量であるという表現方法の違いがあるが、計測対象の成分はどちらも室温近くまで冷却された排気ガス中のすすであることから、このような強い相関を示したものと思われる。

次に、一般にトレードオフ関係があるとされる、固形炭素分SOLIDと窒素酸化物NOの関係を図3-12に示す。SOLIDは0~3g/kgの範囲に、NO

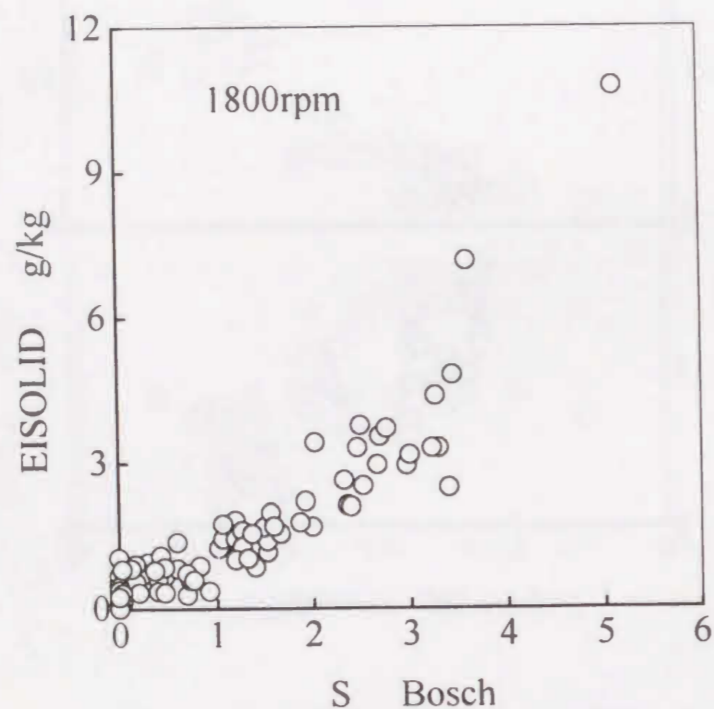


図 3-11 排気煙とSOLIDの相関

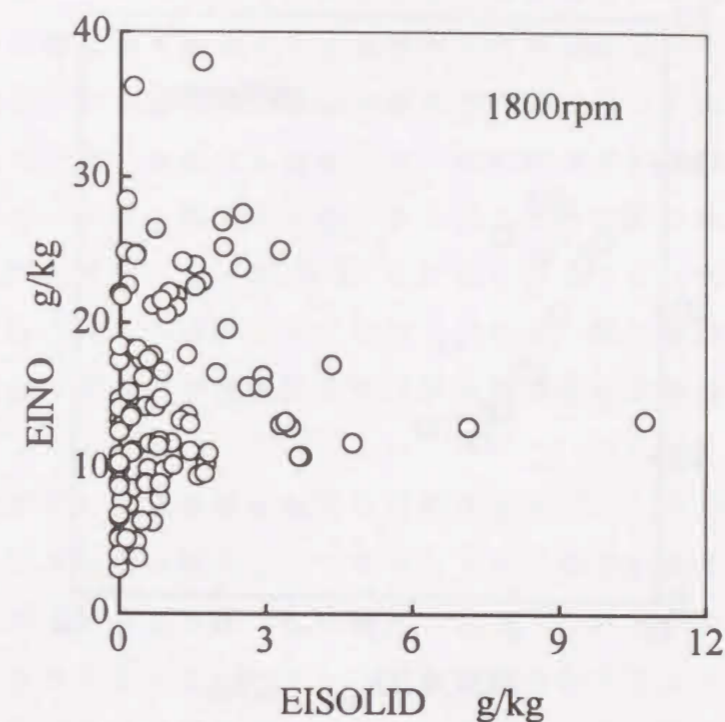


図 3-12 SOLIDとNOの相関

は0~30g/kgの範囲に集中しており、この図からは両者の間にトレードオフ関係は見いだせない。3. 3節で当量比に対する排出傾向を調べた結果から、SOLIDもNOも負荷が高いほど排出量が多い点は共通であり、その影響が強いため図3-12ではトレードオフ関係を示さなかったものと思われる。そこで、一定のパラメータにおけるそれぞれの成分の最高値SOLID<sub>max</sub>とNO<sub>max</sub>の関係を調べた結果を図3-13に示す。これは、冷却水温、吸入スワール比、噴射時期の設定値を固定して、負荷を高負荷から低負荷へ下げながら排気を計測した場合の最高値をプロットしたもので、SOLIDとNOではほとんどの場合最高負荷での値となっている。この図からは、NOの値が低くなるにつれてSOLIDの値が高くなる傾向が読み取れる。このように、固形炭素分と窒素酸化物はいずれも高負荷で高い値を示すが、パラメータを様々に変化させた場合、高負荷におけるそれらの最高値にはトレードオフ関係がある。

全炭化水素THCと可溶有機分SOFの関係を図3-14に示す。これより、THCとSOFの排出量は広範囲に分布し、相関関係は見られないことがわか

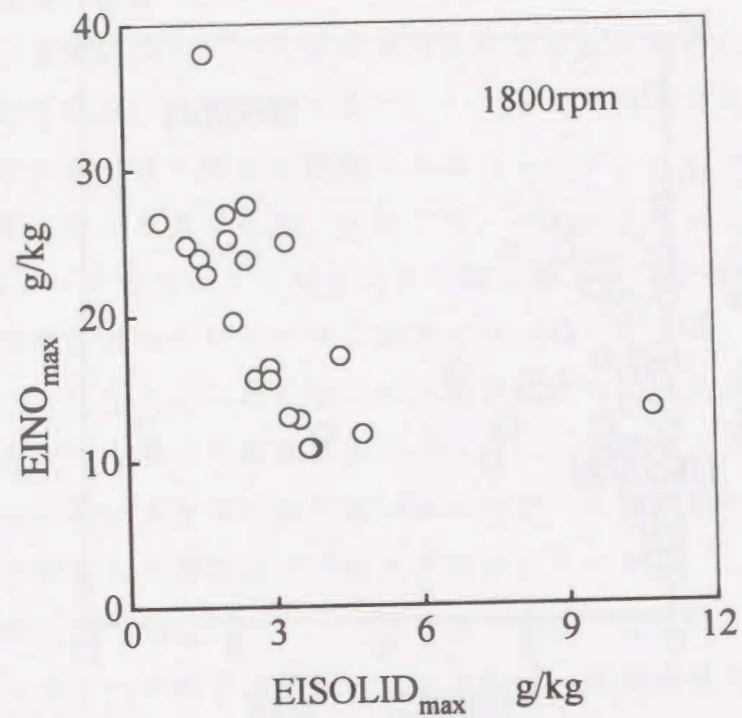


図 3-13 SOLID<sub>max</sub>とNO<sub>max</sub>の相関

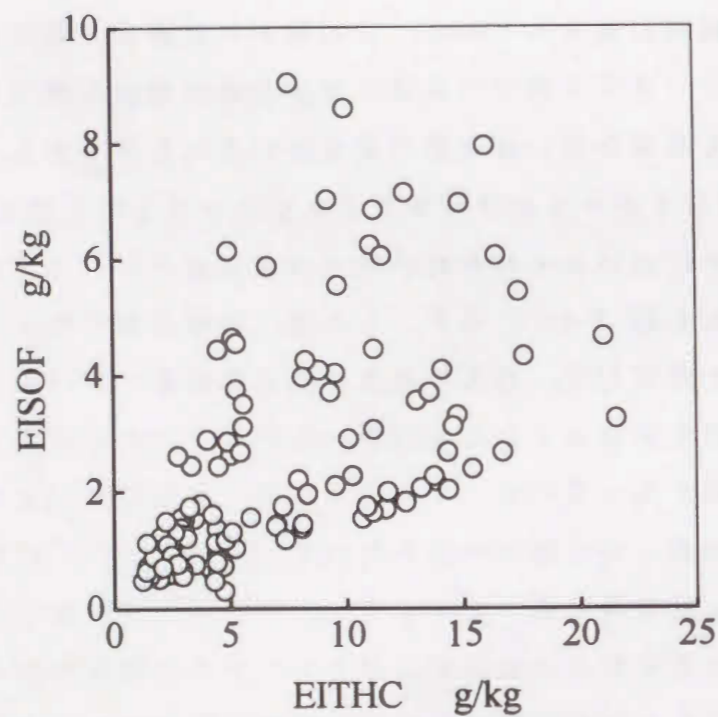


図 3-14 THCとSOFの相関

る。第2章で述べたように、THCとSOFは計測方法の違いはあるがどちらも燃料あるいは潤滑油を起源とする未燃炭化水素であると考えられ、3.3および3.4節で示したように当量比や燃焼特性値に対しては比較的良く似た排出傾向を示している。それにも関わらず、広範囲の運転条件にわたってみると相関がみられないのは、第2章で示したTHCとSOFの成分範囲の違いが影響しているものと思われる。図3.3, 4に示したように、低負荷域で排出量が増加するとともにばらつきが大きくなることから、特に燃焼能力が弱い条件では成分範囲によって火炎や壁面から受ける作用の違いが顕著に現れるものと考えられる。

全炭化水素THCと窒素酸化物NOの関係を図3-15に示す。THCの値が高い場合にはNOは低い値になっており、THCの値が低くなるにつれてNOの値が高く、ばらつきも大きくなる傾向がある。この図から、THCとNOの間にはばらつきは大きいもののトレードオフ関係があると言える。しかし、3.3節の結果よりTHCは低負荷になるほど値が大きくなり、NOは逆に負荷が

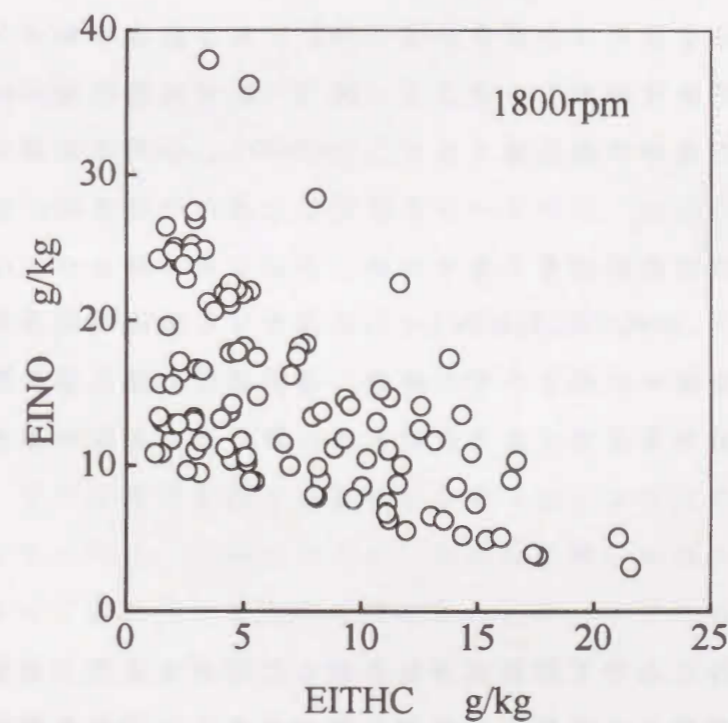


図 3-15 THCとNOの相関

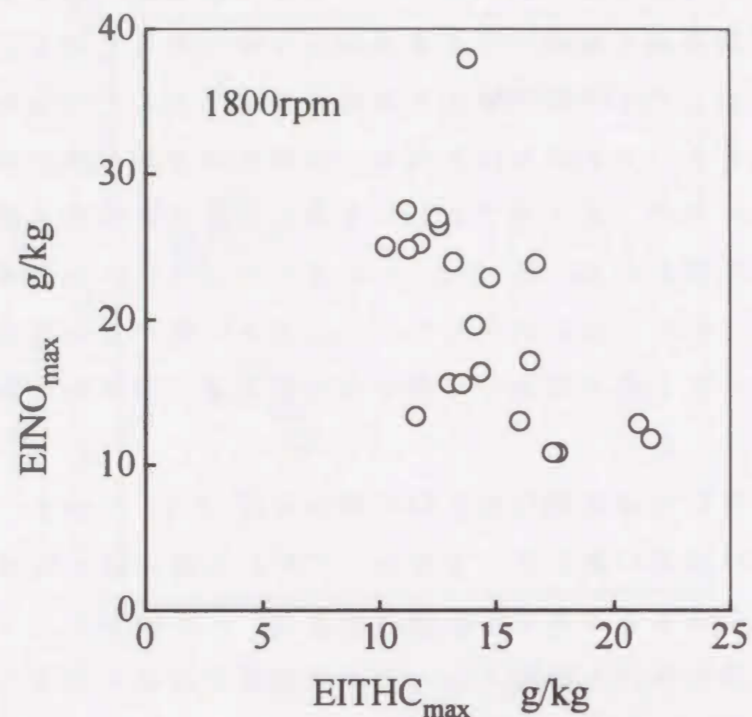


図 3-16 T H C<sub>max</sub>とN O<sub>max</sub>の相関

高いほど値が大きくなることから、図 3-15 に見られるトレードオフ関係は負荷の影響が強い可能性がある。そこで、図 3-13 と同様に同一のパラメータにおけるそれぞれの成分の最高値 T H C<sub>max</sub>とN O<sub>max</sub>の関係を調べた結果を図 3-16 に示す。この図は、パラメータを固定した場合の低負荷における T H C と高負荷における N O の相関を示していることになる。図より、ばらつきは大きいものの T H C<sub>max</sub>が低くなると N O<sub>max</sub>が高くなる傾向が読み取れる。これより、パラメータを様々に変化させた場合、高負荷における窒素酸化物の排出は、黒煙だけでなく低負荷における全炭化水素の排出ともトレードオフ関係にあることがわかる。

### 3. 6 結言

様々な運転条件において排気成分を計測した結果を基に、当量比や燃焼特性値に対する排出傾向および排気成分相互間の排出量の関係を概観し、次のような結果を得た。

(1) 当量比に対する排出傾向を調べた結果、排気煙 S および微粒子中の固形炭素分 S O L I D はいずれも負荷とともに排出量が増加し、負荷が高いほど増加率も大きくなる。窒素酸化物 N O も負荷の増加とともに排出量が多くなるが、ある程度以上の負荷では不完全燃焼により増加率が小さくなる。全炭化水素 T H C と可溶有機分 S O F は負荷が低いほど高い値を示し、冷却水温、吸入スワール比、噴射時期等のパラメータの変化による値のばらつきも大きくなる。

(2) 燃焼特性値に対する排出傾向を調べた結果、S O L I D は燃焼ガス温度が高く燃焼期間が長い場合の排出量が多く、N O は最高圧力が高く燃焼速度が速い条件での排出量が多い。T H C と S O F は、燃焼ガス温度が低く燃焼が緩慢な場合の排出量が多く、特に S O F はばらつきも大きい。

(3) T H C と S O F の排出量の関係を調べた結果、広範囲の運転条件にわたってみると、これらに相関はみられない。これは、T H C と S O F に含まれる炭化水素の成分範囲が異なるためと思われ、特に燃焼能力が弱まるような条件では、成分範囲によって火炎や壁面から受ける作用の違いが顕著になるものと考えられる。

(4) S O L I D と N O の関係を調べた結果、いずれも高負荷で高い値を示すが、パラメータを様々に変化させた場合、高負荷におけるそれらの最高値にはトレードオフ関係がある。またパラメータを様々に変化させた場合、高負荷における N O の排出は、S O L I D だけでなく低負荷における T H C の排出ともトレードオフ関係にある。

本章では広範囲の運転条件で採取したデータを基に、運転条件を区別することなく整理し、有害排気成分の排出傾向を巨視的に捉えた。その結果から、窒素酸化物やすすの排出量は燃焼特性値に対してある程度相関がみられ、窒素酸化物は初期の燃焼が急速に進行し、最高圧力が高くなるような燃焼において生成されやすく、すすは燃焼室内の高温状態が長く続くような燃焼において生成されやすいと考えられる。このことより、窒素酸化物の低減のためには初期の燃焼率を低下させて最高圧力の上昇を抑えることが、すすの低減には主燃焼を活発化させて燃焼を速やかに終了させることが有効と考えられ、初期燃焼率の低下と主燃焼の活発化のトレードオフを解消することが必要と思われる。全炭化水素と可溶有機分について得られた結果は、当量比や燃焼特性値に対する排

出傾向は良く似た傾向を示すにも関わらず、これらの中に相関はみられないというものであった。また、特にSOFは燃焼特性値に対して強い相関を示さず、燃焼特性値に反映されるような大規模な燃焼経過の違いだけでなく、火炎や壁面近傍の熱的状态等の極局所的な要因が生成に影響して、THCやSOFの排出傾向を複雑にしていることが考えられる。次章ではこの点に着目し、セラミック遮熱により壁面近傍の局所的な熱的状态を変化させて、未燃炭化水素の排出傾向を調べる。

## 文 献

- (1) 冨ほか4名, 三菱テクニカルレビュー 1990, No. 3, 70.
- (2) 池上ほか3名, 自技論, No. 46(1990), 8.
- (3) 福田ほか3名, 自技論, No. 39(1988), 3.
- (4) 吉原, 日本船用機関学会誌, 26-9(1991), 510.
- (5) 李ほか3名, 自技論, No. 35(1987), 44.
- (6) Yukio, M. and Kunihiro, S., SAE Paper No. 871613(1987).
- (7) R. Barbella. et al., Fuel, Vol. 68(1989), 690.
- (8) 村山ほか4名, 機論, 52-478, B(1986), 2495.
- (9) 中島ほか2名, 自技会講演前刷り, 872(1987), 347.
- (10) Hideaki, T. et al., SAE Paper No. 910740(1991).
- (11) 三輪ほか2名, 機論, 57-538, B(1991), 2159.
- (12) 渋谷ほか3名, 第9回内燃シンポ講演論文集(1991), 79.

## 第4章 排出未燃炭化水素に及ぼす壁面遮熱の影響

### 4.1 緒言

ディーゼル排気中に含まれる未燃炭化水素には、微粒子状の可溶有機分SOFとガス状の全炭化水素THCがある。第2章で述べたようにSOFは排気ガスを空気で希釈・冷却してフィルタ上に凝縮させたものであり、一方のTHCは排気ガスを200℃の高温に保温してガス状のまま計測したものであるという計測方法の違いがあるが、いずれも燃焼室内の燃料あるいは潤滑油が燃焼途中に希薄化や冷却を受け、完全に燃焼できずに排気ガス中に残留したものであるという点は共通している。しかしながら、第3章に示したように広範囲の運転条件にわたって排出傾向をみると、負荷や燃焼特性値に対する排出傾向は似ているものの、SOFとTHCの排出量には特に相関関係は見られない。また、三輪ら<sup>(1)</sup>は負荷変化方向によるこれらの排出傾向の違いを調べ、SOFは負荷変化方向によって排出量が異なるのに対してTHCは負荷変化方向の影響を受けないという結果を報告している。これらのことから、SOFやTHCの排出には壁面およびその近傍の局所的な熱的状态が複雑に影響しており、その影響がSOFとTHCで異なるものと考えられる。そこで本章では、燃焼室壁面の熱的状态を変化させる目的でセラミック遮熱を用いて、SOFやTHCの排出に及ぼす壁面の影響を調べ、それらに及ぼす壁面影響の違いを考察した。

燃焼室壁面の遮熱に関しては、冷却損失を低減させ、その結果増加した排気エネルギーを有効に回収して熱効率を向上させる目的で、遮熱層の材質や遮熱場所が熱効率に与える影響についての研究<sup>(2)~(6)</sup>や遮熱による壁面近傍の熱伝達状態の変化についての研究<sup>(7)~(10)</sup>が盛んに行われている。排気に対する壁面遮熱の影響も種々報告されており、特に壁面遮熱がTHCやSOFに及ぼす影響に関して石山ら<sup>(11)</sup>は、部分的にセラミックスを溶射したピストンを用いた実験から、燃焼室内全体規模での燃焼経過やガス温度に大きく影響しない程度の遮熱においても、SOFやTHCの排出には大きく影響することを報告している。

本章では特に、燃料の壁面付着、および未燃焼成分の隙間部への流出がSO

FやTHCの排出に及ぼす影響に着目する。そのためピストンとシリンダヘッドの両方にセラミックスを溶射して、まず燃焼室内のほぼ全面を遮熱した場合に燃焼状態や性能、排気成分に及ぼす影響を調べる。さらに、シリンダヘッドとピストンを単独で遮熱した場合のSOFやTHCの排出傾向を調べ、遮熱場所による壁面影響の違いを検討する。

#### 4.2 遮熱仕様および実験条件

断熱による冷却損失低減を目的とする壁面遮熱の研究の場合は、エンジン部品そのものを断熱材で構成することが多いが、本章での壁面遮熱の目的は、SOFやTHCに及ぼす壁面近傍の局所的な熱的状态の影響を知ることであるため、燃焼室壁面の遮熱としてごく薄い断熱材の溶射をシリンダヘッドとピストンに施した。断熱材には部分安定化ジルコニア PSZ (熱伝導率  $1W/(m\cdot K)$ 、気孔率 16~17%) を用い、母材との間に0.1mmの接合材の層を介して0.5mmの厚さで溶射した。燃焼室内のなるべく広範囲を遮熱するため、溶射強度上の問題で溶射ができない部位を除いて、シリンダヘッドは弁間とノズル穴を除く下面に、ピストンは中央部突起の先端を除くくぼみ内壁面と頂面に溶射を施した。いずれも、溶射後の形状は溶射を施さないものと同一であり、圧縮比や上死点隙間に変化はない。これらを組合せた遮熱仕様を図4-1に示す。遮熱を施さない標準状態のものをBASEとし、燃焼室壁面のほぼ全面を遮熱するためシリンダヘッドとピストンの両方を遮熱したものをC-HPとする。また、場所による遮熱影響の違いを調べるためピストンのみ遮熱したものをC-P、シリンダヘッドのみ遮熱したものをC-Hとする。

実験に用いたのは、第2章で述べた単気筒直接噴射式4サイクルディーゼル機関(シリンダ径×行程  $92\times 96\text{mm}$ 、圧縮比 17.4)である。機関回転数は1800rpm、吸入スワール比は  $r_s=2.5$  で一定とした。冷却水温は  $T_c=80^\circ\text{C}$  を標準として  $T_c=30^\circ\text{C}$  に低下させた場合の実験も行い、噴射時期は  $\theta_i=12^\circ\text{BTDC}$  を標準として  $\theta_i=16.5^\circ\sim 3.5^\circ\text{BTDC}$  の範囲で変化させた。ただし、第2章で述べたように実際の噴射時期は負荷が低いほど遅れる傾向にあるため、本章における噴射時期の表示は機関回転数 1800rpm、平均有効圧  $P_e=0.6\text{MPa}$  の場合の値を用いている。

排気の計測および燃焼解析は第2章で述べた方法により行った。すなわち、

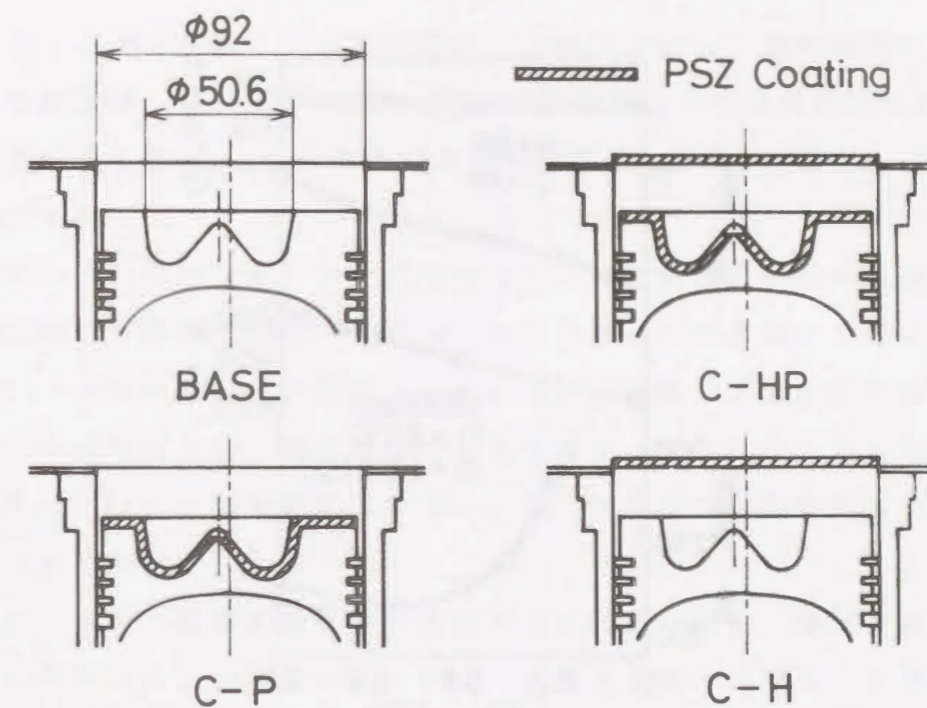


図4-1 遮熱仕様

排気煙Sの計測にはボッシュ形スモークメータ、窒素酸化物NOの計測にはCLD分析計(堀場、MEXA-1600)を用いた。THCは、 $200^\circ\text{C}$ の保温ラインを通して排気管から直接導入した排気ガスをH-FIDガスクロマトグラフ(ヤナコ、G3800)を用いて計測し、 $\text{CH}_4$ 換算値で表示した。微粒子PARTは、小形希釈トンネルを用いてテフロンフィルタ上に捕集し、ジクロロメタンによるソックスレー抽出を行って可溶有機成分SOFと固形炭素分SOLIDに分離した。シリンダ内圧力pは圧電式圧力検出器(KISTLER 601A)、噴射弁揚程N.L.は渦電流式変位計で計測し、データをA/D変換してパソコンに取り込み解析を行った。

標準的な機関運転要領は、定格負荷で約1時間の暖機運転を行い冷却水温を設定した後、負荷を順次高負荷から低負荷へ下げながら、それぞれの負荷を20分間保持し、保持時間の後半5分で計測を行った。

#### 4.3 機関性能の比較

まず、遮熱が燃焼経過に及ぼす影響を知るために、機関性能および燃焼特性値を比較した。図4-2は  $T_c=80^\circ\text{C}$ 、 $\theta_i=12^\circ\text{BTDC}$  の標準運転時における機関性



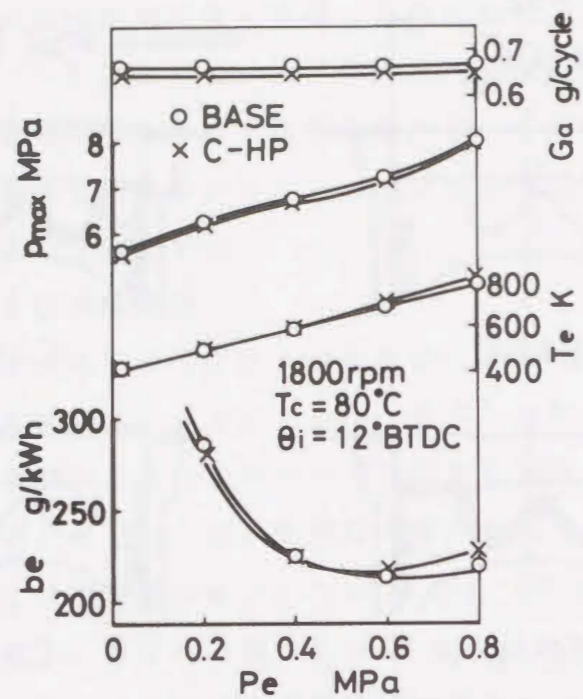


図 4-2 機関性能の比較

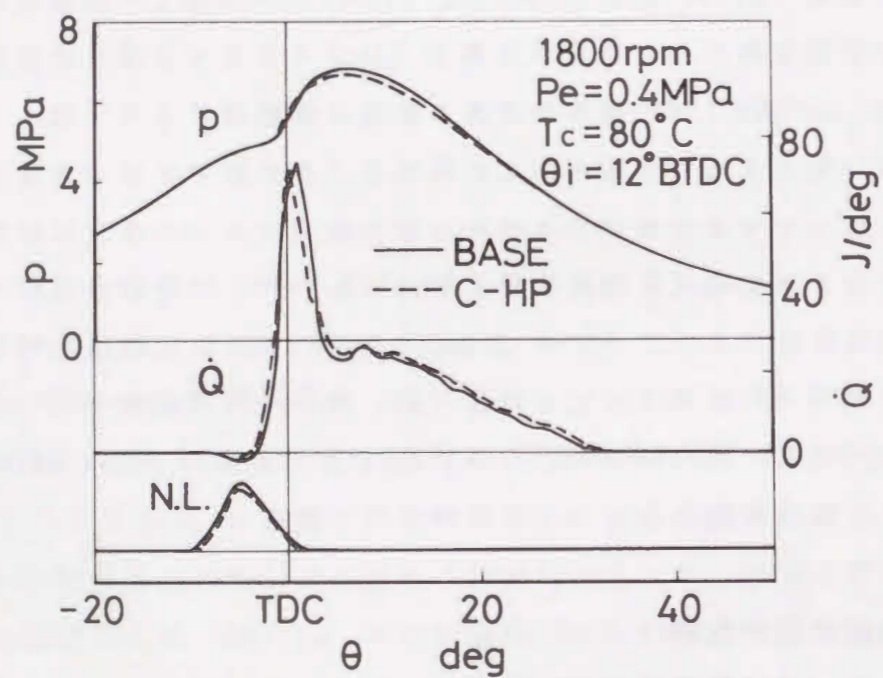


図 4-3 圧力および熱発生率経過の比較

能をBASEと全面遮熱C-HPで比較した結果である。燃料消費率  $be$  は遮熱により高負荷時に増加する。排気温度  $T_e$  は遮熱により高負荷時に約  $30^\circ\text{C}$  高くなり、吸入空気量  $G_a$  と燃焼室内最高圧力  $p_{max}$  はすべての負荷において遮熱により減少する。

次に  $P_e = 0.4\text{MPa}$  におけるシリンダ内圧力  $p$  および熱発生率  $\dot{Q}$  の経過を図 4-3 に、燃焼特性値を図 4-4 に示す。図 4-3 の圧力経過には遮熱の影響はほとんど見られない。 $\dot{Q}$  の経過からは遮熱により初期燃焼が減少するのがわかる。図 4-4 の燃焼特性値を見ると、遮熱をしても着火遅れ  $\tau$  にはほとんど変化がないが、最大熱発生率  $\dot{Q}_{max}$  と初期燃焼割合  $Q_{pre}/Q_{tot}$  が減少し、燃焼期間  $\Delta\theta_{burn}$  が長くなるのがわかる。

いずれにしても、燃焼室内壁面のほぼ全面を遮熱しても、機関性能や燃焼特性値に現れる差はわずかであることから、本研究で用いたセラミックス溶射層の壁面遮熱は、燃焼室内全体規模でのガス温度を大きく変化させていないと考えられる。

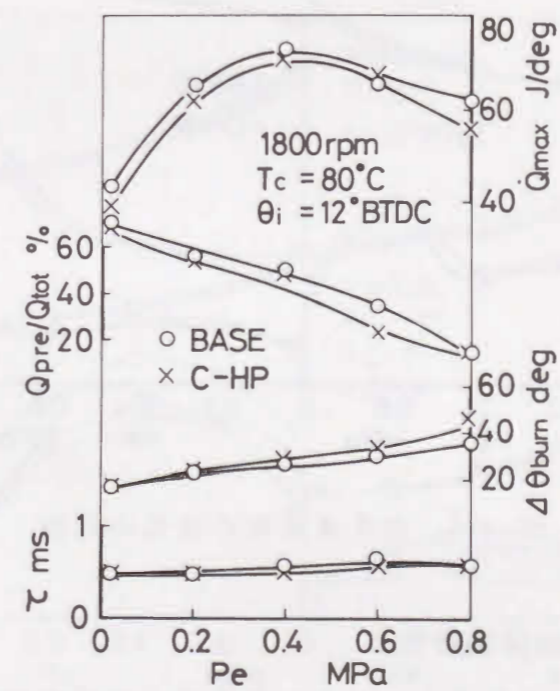


図 4-4 燃焼特性値の比較

#### 4.4 排気特性の比較

##### 4.4.1 標準運転時の排気特性

次に、遮熱が排気成分に及ぼす影響を調べた。図4-5は、前節と同じ標準運転条件 ( $T_c=80^\circ\text{C}$ ,  $\theta_i=12^\circ\text{BTDC}$ ) における排気特性を、BASEと全面遮熱のC-HPで比較した結果である。排気煙Sと微粒子中のSOLIDは遮熱により増加し、特に高負荷時の増加量が大きい。これは前節で示した遮熱による燃焼経過の変化、すなわち初期燃焼割合が減少し燃焼期間が長くなること、および高負荷時に燃料消費率が増加することに対応している。一方、THC、SOFおよび窒素酸化物NOには大きな差がみられない。このように、冷却水温が高く機関が十分暖機された定常状態においては、全面遮熱の影響は黒煙の増加に現れる。

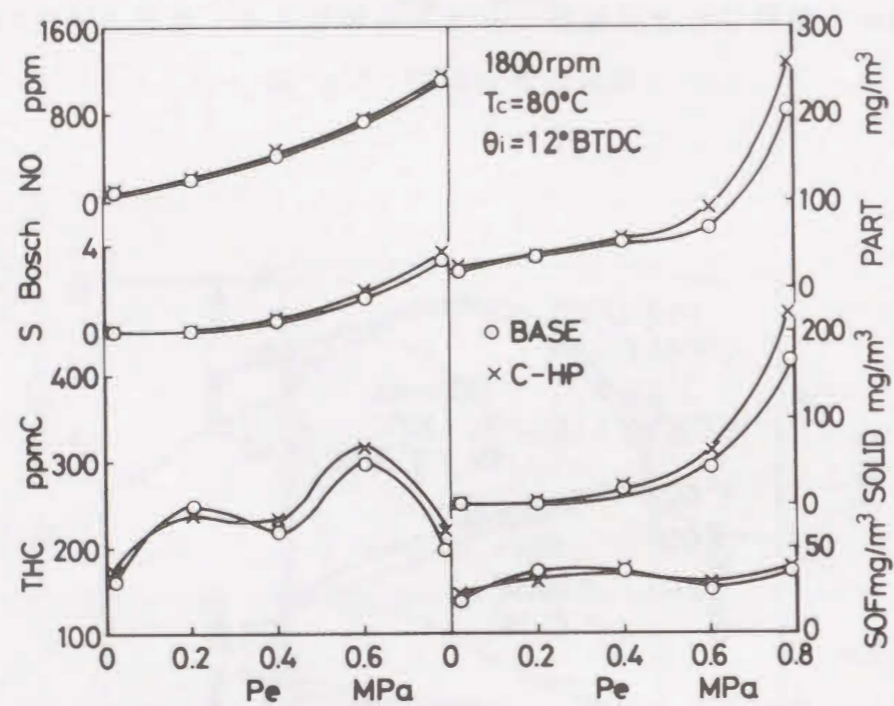


図 4-5 標準運転時の排気の比較

##### 4.4.2 冷却水低温時の排気特性

一般に冷却水温が低下すると、シリンダ内ガス温度や壁面温度が低下することにより混合気が冷却され易く、THCやSOFの排出量が増加する。このよ

うな場合は、噴霧や火炎に及ぼす壁面の影響が冷却水高温時とは異なると考えられるため、冷却水低温時の遮熱影響を調べた。図4-6は、冷却水温を  $T_c=30^\circ\text{C}$  に低下させて、排気成分に及ぼす遮熱の影響をBASE、全面遮熱C-HP、ピストン遮熱C-Pおよびシリンダヘッド遮熱C-Hで比較した結果である。SおよびSOLIDの値はいずれも冷却水高温時より低くなるが、壁面を遮熱することにより増加する傾向は変わらない。NOはC-HがBASEよりわずかに低い値を示すが、大きな差ではない。

THCは、低負荷では冷却水温の低下により、BASEの排出量が高温時より増加するのに対して、遮熱をするといずれも増加が抑えられて、BASEより約50ppmC低い値を示す。中負荷以上では遮熱場所によるTHCの差が顕著に現れ、ピストン遮熱C-PではBASEより低い値を示すのに対して、シリンダヘッド遮熱C-Hの場合は  $P_e=0.4\text{MPa}$  より高負荷の場合にBASEより高い値となる。全面遮熱C-HPはピストン遮熱に近く、高負荷でもBASEと同等の値を示す。

一方、SOFに対する遮熱の影響はTHCとは異なり、低負荷ではいずれの

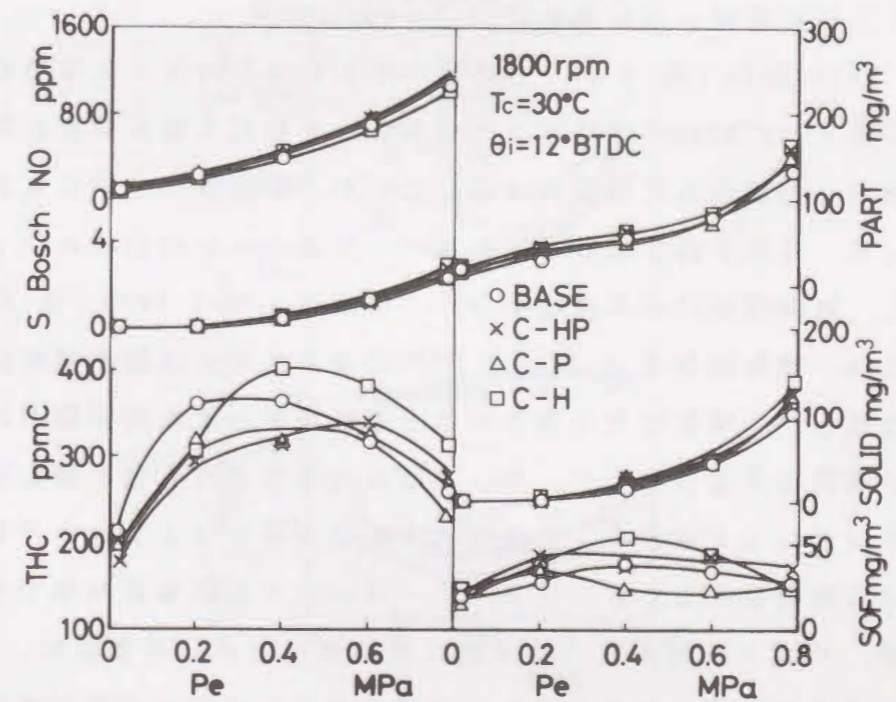


図 4-6 冷却水低温時の排気の比較

遮熱もBASEより高い値を示す。中負荷以上ではTHCと同様に遮熱場所による差が顕著になり、ピストン遮熱C-PはBASEより低く、シリンダヘッド遮熱C-HはBASEより高い値となる。SOFの場合、全面遮熱C-HPでの排出量はシリンダヘッド遮熱に近く、すべての負荷でBASEより高い値となる。

冷却水低温の低負荷時は、遮熱場所によらずTHCは減少しSOFは増加する。中負荷以上では遮熱場所による影響の違いが顕著で、ピストン遮熱はTHCやSOFを減少させるが、シリンダヘッド遮熱は逆に増加させる。遮熱によるTHCやSOFの減少は、壁面温度の上昇により、主に隙間部における混合気の壁面冷却が抑制されたためと思われる。しかしここで得られた結果は、壁面遮熱は常に未燃炭化水素を低減するのではなく、負荷や遮熱場所によっては逆に増加させる作用も合わせ持つことを示唆している。

#### 4.4.3 噴射時期の影響

噴射時期は噴射時空気温度、噴霧到達距離、隙間部へ流出する混合気の状態等に影響し、THCやSOFに対する遮熱の影響を変化させるとと思われる。Tc=30°Cの低・中・高負荷において噴射時期 $\theta_i$ を変化させた場合のTHC、SOF、SOLIDを比較した結果を図4-7~9に示す。

低負荷、Pe=0.2MPa(図4-7)の場合、THCはBASEでは噴射時期を遅らせていくと $\theta_i=5^\circ$ BTDCまでは徐々に減少し、それ以上遅らせると急激に増加する。遮熱をした場合もこの傾向は変わらないが、排出量はいずれもBASEより少なくなる。SOFはTHCと異なり、いずれの噴射時期においても遮熱により増加し、遮熱場所による差は小さい。中負荷、Pe=0.4MPa(図4-8)におけるTHCは、噴射時期を $\theta_i=15.5^\circ$ BTDCに進めた場合は遮熱場所によらずBASEより低いが、噴射時期を遅らせると遮熱場所による差が顕著になり、ピストン側に遮熱のあるC-HP、C-PはBASEよりも低い値を示すのに対して、シリンダヘッド遮熱C-HはBASEより高くなる。SOFも遮熱場所により異なる傾向を示し、C-HP、C-Hはいずれの噴射時期でもBASEより高いが、ピストン遮熱C-Pは逆に低い値を示す。高負荷時、Pe=0.6MPa(図4-9)のTHCは、シリンダヘッド遮熱のC-Hだけが低い値となる。また、遮熱をすると噴射時期遅延時にTHCが増加する傾向が見られなくなり、

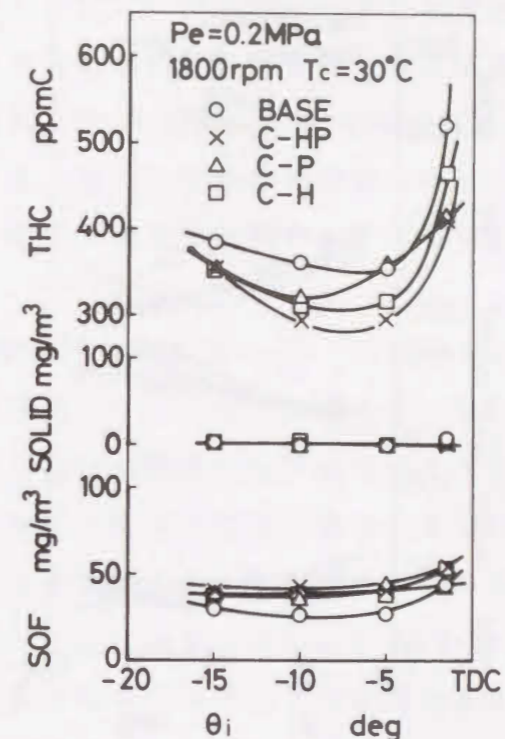


図 4-7 噴射時期変更時の遮熱影響 (低負荷時, Pe=0.2MPa)

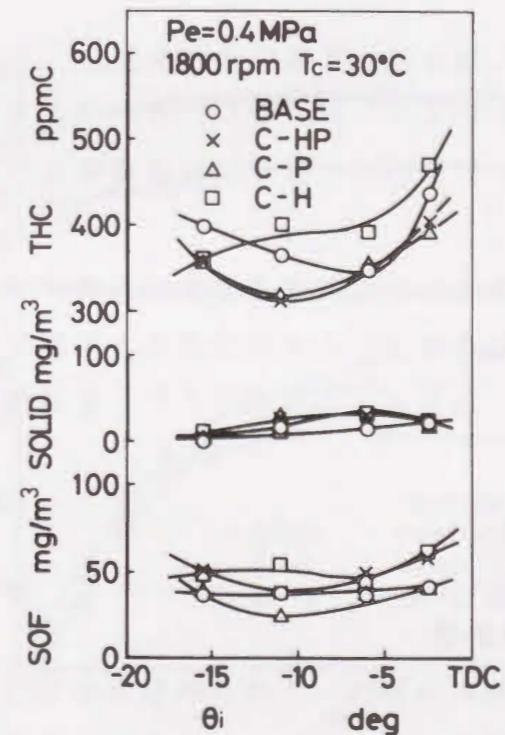


図 4-8 噴射時期変更時の遮熱影響 (中負荷時, Pe=0.4MPa)

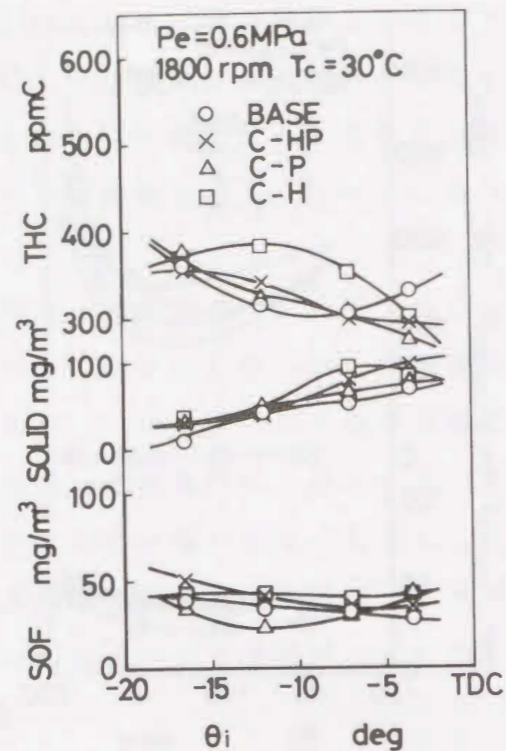


図 4-9 噴射時期変更時の遮熱影響 (高負荷時,  $P_e=0.6\text{MPa}$ )

$\theta_i=3.5^\circ\text{BTDC}$ に遅らせた場合はいずれの遮熱もBASEより低い値になる。SOFは標準噴射時期においてC-HPとC-HがBASEと同等でC-PはBASEより低い、 $\theta_i=3.5^\circ\text{BTDC}$ ではいずれの遮熱もBASEより高い値となる。

このように、THCやSOFに対する遮熱の影響は噴射時期により変化することがわかった。噴射進角時は、いずれの遮熱も中負荷でTHCを減少させるがSOFを増加させる。遅延時は高負荷でTHCを低減するが、この場合もSOFは増加する。

#### 4.5 考察

##### 4.5.1 始動直後の遮熱影響

これまでに述べた遮熱の効果は、十分に暖機運転を行った後の定常状態におけるものであるが、機関を始動した直後の燃焼室内が比較的低温の状態では、遮熱の効果が異なることが考えられる。図4-10は機関始動直後から負荷を一

定に保って運転した時のTHC,  $b_e$ ,  $T_e$ , および潤滑油温度  $T_o$  の推移をBASE, C-P, C-Hで比較したものである。平均有効圧は、図4-6で遮熱場所による差が大きく現れた $P_e=0.4\text{MPa}$ とし、噴射時期は標準の $\theta_i=12^\circ\text{BTDC}$ 、冷却水温は $T_c=30^\circ\text{C}$ である。また、THCが壁面に付着していた成分の影響を受けるのを避けるため、燃焼室壁面に堆積したすす等を除去した後に実験を行った。

図4-10より、始動後約30分間は $b_e$ ,  $T_o$ ,  $T_e$ が徐々に変化するがその後は一定値となり機関が定常状態になったものと考えられる。BASEのTHC推移をみると、始動直後は150ppmC程度の低い値を示すが徐々に増加し、機関が定常になる約30分以降はほぼ一定値になる。遮熱を施した場合のTHCは、始動直後はいずれの遮熱もBASEより約40ppmC低い値を示す。その後BASEと同様に徐々に増加して、C-PはBASEより約50ppmC低く、C-Hは約50ppmC高い定常値となる。この時刻におけるTHC排出量の遮熱場所による差は、図4-6に示した十分暖機運転をした後のTHC排出量の関係と一致している。

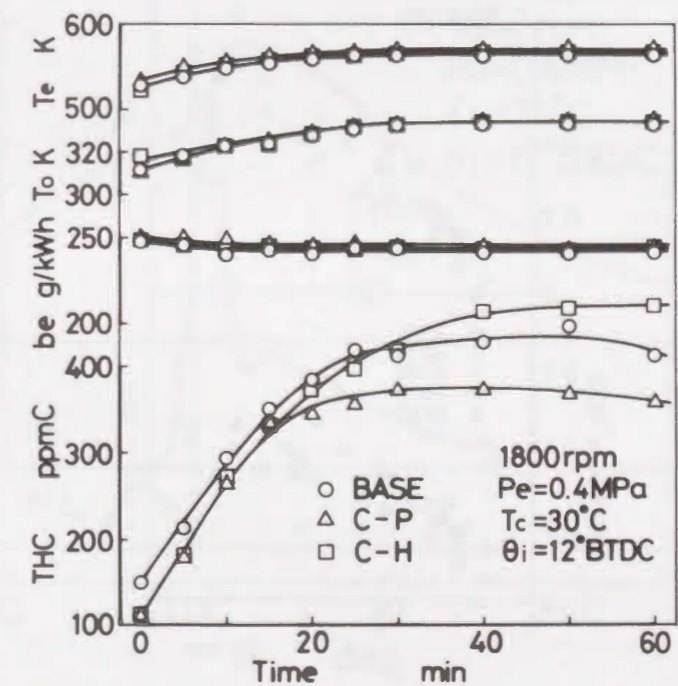


図 4-10 始動直後のTHC排出傾向の比較

一般に、低温時は着火遅れが長くなる傾向があり、希薄混合気が多量に生成され、燃焼しきれずに排出されるためT H Cが増加すると思われる。しかし、本実験では燃焼室内の壁面温度や平均ガス温度が低いと思われる始動直後にT H Cが低い値となった。これより本実験の場合、着火遅れは多量の希薄混合気を形成するほど伸長せず、増加した予混合気がくぼみ内全体に広く分布することで、初期燃焼時に火炎が比較的早く広範囲に広がり、予混合気をくぼみ内で燃やしきるのではないかと推定される。着火遅れと初期燃焼の関係については、石山ら<sup>(12)</sup>が急速圧縮装置を用いた実験から図4-11のような結果が得られている。図4-11は芳香族含有率の異なる種々の燃料について着火遅れ $\tau$ と最大熱発生率 $(dQ/dt)_{max}$ および初期燃焼期間の総熱発生率 $Q_b$ の関係を示したものである。 $(dQ/dt)_{max}$ をみると $\tau=3ms$ までは着火遅れとともに増大するが、 $\tau=3ms$ を超えると増加しなくなっている。この結果からも着火遅れがある程度以上長くなると、形成された混合気が拡散し冷却されて、着火後の燃焼速度が低下するが、着火遅れの適度な伸長は初期燃焼を活発化させると考えられる。

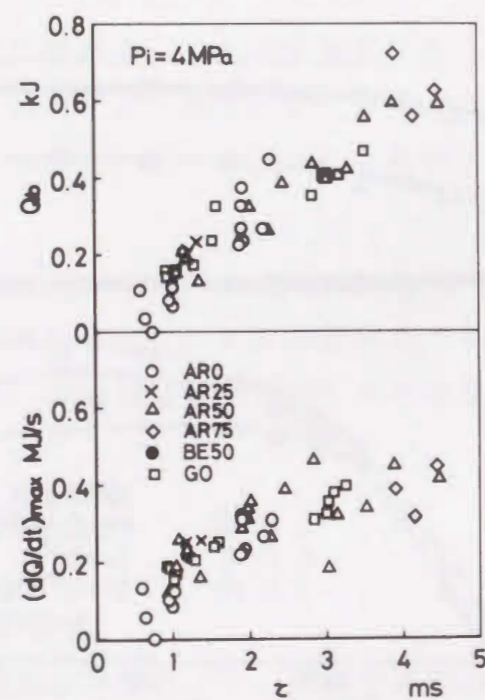


図 4-11 着火遅れと初期燃焼の関係

上述の推定を裏付けるために、BASEにおいて始動直後と定常時の燃焼経過を比較した。図4-12は図4-10の実験において、機関始動から2分後と30分後のシリンダ内圧力 $p$ および熱発生率 $\dot{Q}$ のクランク角経過を比較した結果である。これより、始動2分後は30分後に比較して、着火遅れには顕著な差がみられないが、初期燃焼が大きく最高圧力も高いのがわかる。この結果からも、始動直後は上述の推定のような理由により初期燃焼が活発になっているものと考えられ、その結果隙間部への未燃分の流出が抑えられて、T H Cが減少したものである。

図4-10からはまた、初期燃焼が活発であると考えられる始動直後に、定常時のような遮熱場所によるT H C排出量の違いがなくなり、いずれの遮熱もT H Cが減少することがわかる。図4-6の低負荷時や、図4-8の噴射進角時も遮熱場所によらずT H Cが減少するが、これらの場合も初期燃焼割合が大きく隙間部への未燃分の流出が少ないと思われる。負荷上昇時は、初期燃焼割合の減少と燃料噴射量の増加のため隙間部への未燃分の流出量が増加し、噴射遅延時は、未燃分を多く含んだガスが混合不十分なまま逆スキッシュに載って隙間部

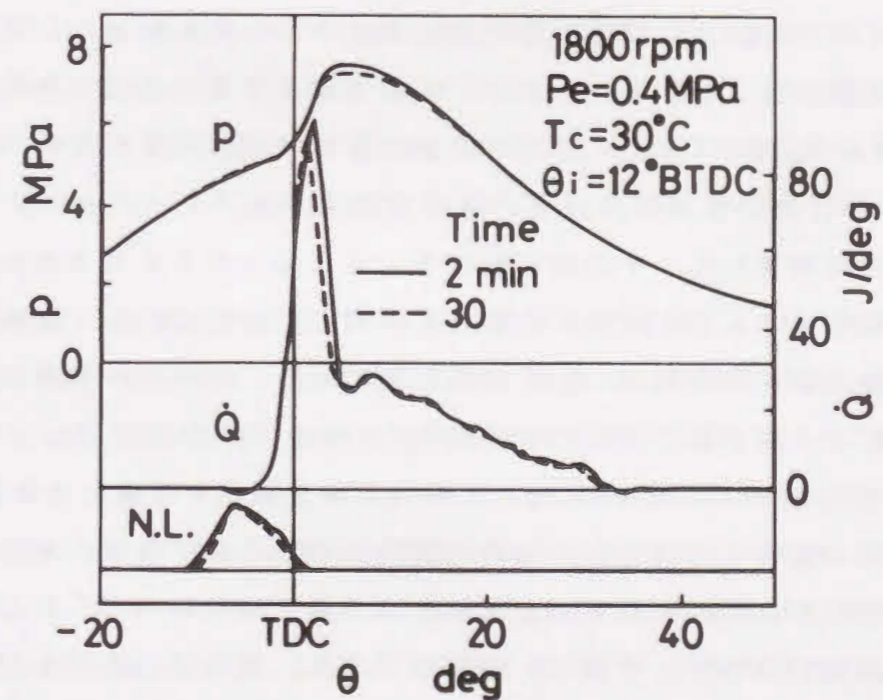


図 4-12 始動直後と定常時の燃焼経過の比較

へ流出すると言われている<sup>(13)</sup>。図4-6, 4-8から、こういった条件では、一概に遮熱によりTHCが減少するとは言えず、シリンダヘッド遮熱のC-Hでは逆に増加するのがわかる。

図4-6, 4-8, 4-10の結果を合わせると、初期燃焼が活発でくぼみ内の予混合気を燃焼させる能力が高く、隙間部への過剰な未燃分の流出が抑えられる場合には、遮熱が隙間部における混合気の壁面冷却を抑制する効果によりTHCが減少するが、未燃分の流出が過剰になると、冷却抑制効果が得られなくなるものと考えられる。

#### 4.5.2 SOFとTHCに及ぼす壁面影響の違い

図4-6に示したように、冷却水低温の低負荷時には遮熱の影響がTHCとSOFで異なり、THCは減少するのに対してSOFは増加する。この現象を理解するために、ここではTHCとSOFの生成過程における壁面影響の違いを調べた。

三輪ら<sup>(11)</sup>は、SOFは負荷履歴の影響を受けるがTHCにはあまり影響がないことを報告している。また、Yamaguchiら<sup>(14)</sup>やKittelersonら<sup>(15)</sup>によって、燃焼室壁面の堆積物から微粒子が放出される可能性が示されている。これらの事実から、SOFの排出には燃焼室壁面に噴霧や混合気が接触した場合の付着、蒸発現象が影響することが考えられる。これを確認するために、負荷をステップ状に変更した場合のTHC、SOFの排出量の時間的な変化を調べた。図4-13はBASEにおいて1800rpm、 $T_c=30^\circ\text{C}$ で暖機運転を行った後に、特定の負荷 $Pe_0$ で一定時間運転し、その後回転数を一定に保ったまま負荷をステップ状に変更した場合のTHC、SOFの推移を計測したものである。横軸は負荷変更直後の計測時刻を基準時刻とした経過時間である。変更後の負荷は、図4-6で遮熱場所による排出量の差が大きく現れた $Pe=0.4\text{MPa}$ とし、 $Pe_0=0.01, 0.2\text{MPa}$ から負荷を上昇させる場合と $Pe_0=0.6\text{MPa}$ から下降させる場合を実験した。

THCの排出量変化を見ると、負荷を高負荷側から低下させた場合は、排出量の大きな変化がない。負荷を低負荷側から上昇させた場合のTHCは、負荷変更後、一度高い値を示した後一定の値になる。最高値は負荷変更後約10分で見られるが、十分時間が経過した後の定常値より15%高い程度である。

一方SOFは、負荷を低負荷側から上昇させた場合、負荷変更直後に定常値

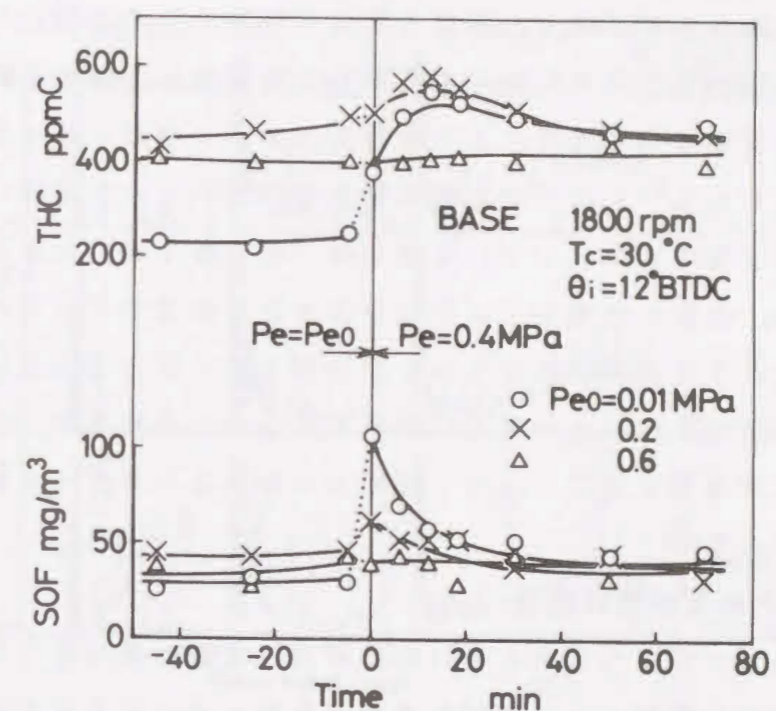


図4-13 負荷急変時のTHC、SOFの排出傾向

よりもかなり高い値を示す。この過渡的増加の程度は前負荷によって異なるが、 $Pe_0=0.01\text{MPa}$ の場合には定常値の2倍以上になる。また、排出量の増加は一時的なものであり、負荷変更の20分後には定常値になる。負荷を高負荷側から低下させた場合には、このような過渡的な増加傾向は見られず、速やかに定常値に移行する。

このように、負荷を低負荷から急激に上昇した直後に、SOFの排出量が一時的に高い値となるのは、変更前の負荷で燃焼室の壁面に付着した燃料が、負荷の上昇による壁面温度や燃焼室内平均ガス温度の上昇によって蒸発し、排出されたものと思われる。高負荷側から下げた場合にこの傾向が見られないのは、高負荷では壁面に付着した燃料を燃焼させる能力が高く、未燃のまま壁面に残留する成分が少ないためであろう。またTHCにこの過渡的増加傾向が見られないのは、第2章に示したように、SOFはTHCより高沸点の成分で構成されており、壁面に付着、残留するのは比較的高沸点の成分と予想されることから、THCよりもSOFの方が壁面付着、蒸発の影響を受け易いためと考えら

れる。

ここで行ったステップ試験は、微粒子測定的时间分解能の制約があるため、負荷変更直後の増加量の遮熱場所による違いを定量的に評価するには適していないが、壁面付着燃料の蒸発により未燃炭化水素が増加する可能性があることと、THCよりもSOFの方がその影響を受け易いことが確認できた。

遮熱により壁面温度が上昇している場合は、消炎層の減少により火炎がより近くまで接近し、壁面に付着している成分の蒸発を促進すると思われる。これが、図4-6に示したように遮熱によりSOFが増加する一因と考えられる。ただし、この効果はピストンくぼみ内の壁面に限られると考えられるが、シリンダヘッド遮熱もSOFが増加することから、隙間部におけるSOFの生成メカニズムも考える必要がある。

#### 4.5.3 排出炭化水素の構成成分

前節に示したように、SOFとTHCで壁面の影響が異なることから、排出未燃炭化水素の成分範囲によって壁面遮熱の影響が異なることが考えられる。その場合、遮熱場所によって排出された未燃炭化水素の組成に違いがあると考え、第2章で述べた方法によりTHCとSOFの構成成分を分析して、遮熱場所の違いが構成成分にどのように影響しているかを調べた。

(1) THCの構成成分 H-FIDガスクロマトグラフでTHCを成分分析した結果を図4-14に示す。運転条件は  $T_c=30^\circ\text{C}$ 、 $\theta_i=12^\circ\text{BTDC}$  で  $P_e=0.4\text{MPa}$  である。炭素数  $C_4$  以下の低沸点成分の分析にはスクワランカラムを用い、排気管からガスバッグに採取して室温まで冷却した試料をシリンジで注入し、カラム温度  $70^\circ\text{C}$  で分析した。  $C_5$  以上の成分はTHCの計測と同じ保温ラインを用いて排気管から直接導入した排気ガスを、成分に応じた分離用カラムで分析した。  $C_5\sim C_8$  の中沸点成分にはDC-200カラム、  $C_9$  以上の高沸点成分にはOV-101カラムを用い、それぞれ  $50\sim 120^\circ\text{C}$ 、 $70\sim 200^\circ\text{C}$  の昇温分析を行った。

BASEのTHC中に含まれる低沸点成分はエチレン、プロピレン、アセチレン、ブテン等の不飽和成分がほとんどで、メタンが僅かに含まれる。中沸点成分にはパラフィンのピーク以外にも多くの熱分解生成物と思われるピークが見られる。高沸点成分のクロマトグラムには軽油の主成分である  $C_{16}$  を中心にパラフィンのピークと微量成分による盛り上がりが見られ、  $C_{20}$  程度の成分まで

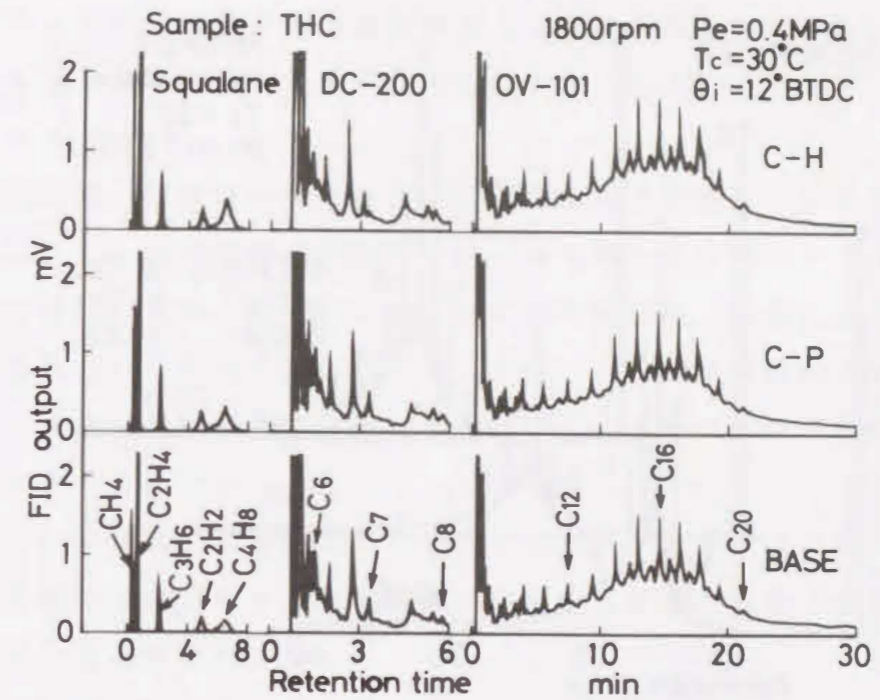


図4-14 THCのクロマトグラム

含まれる。C-P、C-Hのクロマトグラムを比較すると、遮熱による構成成分の変化が見られない。図4-6に示したようにTHCとSOFの排出傾向が異なることから、遮熱は低沸点成分の生成に影響しているものと思われたが、定量的結果  $C_4$  以下の低沸点成分濃度は約  $40\text{ppmC}$  であり、図4-6に見られた  $50\text{ppmC}$  の差は低沸点成分だけによるものではないことがわかった。しかし、中・高沸点成分にもクロマトグラム上の特定成分に顕著な増減傾向は見られなかった。

(2) SOFの構成成分 図4-14と同じ運転条件で捕集したSOFを成分分析した結果を図4-15に示す。試料は微粒子をソックスレー抽出した抽出液を濃縮したもので、キャピラリカラムで  $70\sim 280^\circ\text{C}$  の昇温分析を行った。図より、いずれの遮熱においてもSOFは軽油の主成分以上の  $C_{14}\sim C_{25}$  程度の炭化水素で構成されており、  $C_{14}$  より低沸点の成分はほとんど含まれないことがわかる。また、遮熱場所によってクロマトグラムの総面積に差が見られ、ピストン遮熱C-PはBASEより小さく、シリンダヘッド遮熱C-Hは大きくなっており、図4-6に示したSOF排出量の関係と一致する。しかし、THCの場合と同様

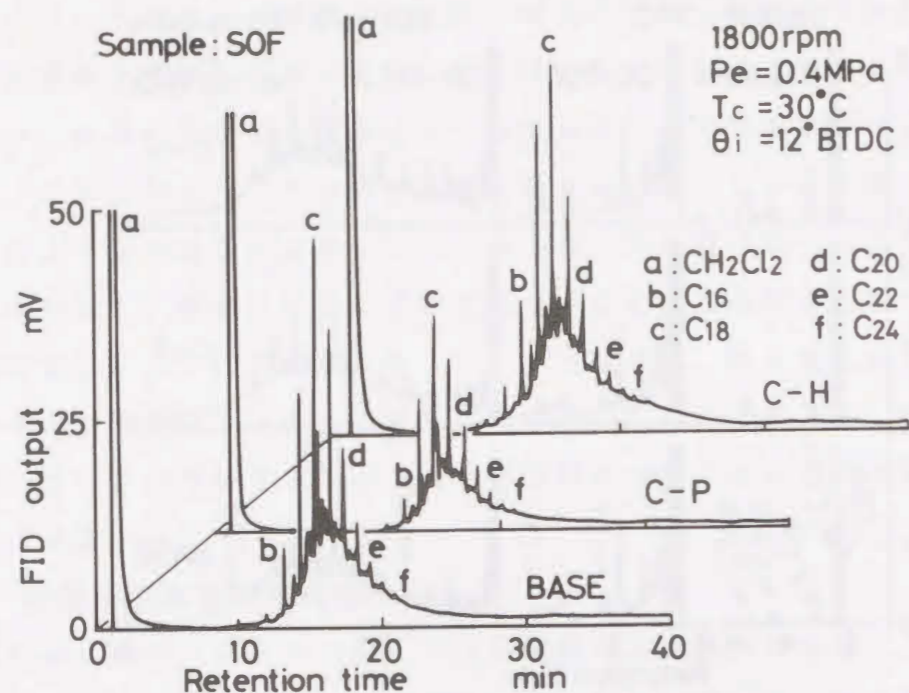


図 4-15 SOF のクロマトグラム

に、遮熱により特定の成分が増減する傾向は見られない。

このように、THC と SOF を構成する炭化水素の成分を分析した結果、どちらにも遮熱による構成成分の顕著な違いが見られないことから、壁面遮熱は特定の炭化水素成分の生成に強く影響するのではなく、広範囲の成分にわたって影響しているものと思われる。

#### 4.6 結言

直接噴射式ディーゼル機関の燃焼室壁面をセラミックスで遮熱し、種々の運転条件で排気に及ぼす影響を調べた結果、次のことがわかった。

(1) 冷却水温の高い定常状態において、壁面遮熱の影響は黒煙の増加に現れる。

(2) 冷却水低温の低負荷時は、壁面遮熱により THC が減少し SOF が増加する。THC の減少は混合気の壁面冷却が抑制されるためであり、SOF の増加は消炎層の減少により、壁面に付着した燃料の蒸発が促進されることが一因

と思われる。

(3) 冷却水低温の中負荷時は遮熱場所による効果の違いが顕著になる。すなわち、ピストン遮熱は THC や SOF を減少させるが、シリンダヘッド遮熱は逆に増加させる。

(4) 低負荷時、噴射進角時および始動直後には遮熱場所によらず THC が減少する。これは、初期燃焼が活発でくぼみ内の混合気を燃焼させる能力が高く、隙間部への過剰な未燃分の流出が抑えられる条件では、遮熱により混合気の壁面冷却が抑制されるためと思われる。しかし、高負荷時や噴射遅延時等のように、過剰の未燃分が隙間部へ流出する条件では、遮熱は逆に未燃炭化水素を増加させる作用を合わせ持つ。

(5) THC、SOF の構成成分を分析した結果、遮熱により特定成分が顕著に増減する傾向は見られず、壁面遮熱は比較的広範囲の炭化水素成分にわたって影響していると思われる。

本章では燃料の壁面付着と未燃成分の隙間部への流出に着目し、SOF や THC の排出に及ぼす燃焼室壁面遮熱の影響を調べた結果、遮熱により壁面温度が上昇しても必ずしも SOF や THC が減少するわけではなく、遮熱場所や運転条件によっては増加する場合もあることがわかった。負荷急変時の過渡的な排出量変化を調べた結果から、排出未燃炭化水素の増加の一因として、壁面に付着した燃料が燃焼時の壁面温度やガス温度の上昇により蒸発して排出されることが考えられ、THC よりも SOF の方がその影響を受け易いことがわかった。現在すす低減のための有力手段とされている高圧噴射を行う場合、噴霧の貫徹力が増加して燃料の壁面接触が強まることと、着火が壁面近傍で起こることにより<sup>(16)(17)</sup>、燃料の壁面付着と再蒸発が増加し、SOF の増加を招くと考えられるため、空気流動や燃焼室形状を最適化して燃料の壁面付着を防ぐことが重要と思われる。また、機関始動直後の THC 排出経過を調べた結果から、ピストンくぼみ内で混合気が活発に燃焼し、隙間部への過剰な未燃成分流出が抑制される条件では、未燃炭化水素の排出量が減少すると考えられる。次章では、くぼみ内流動の強化と隙間への未燃分流出抑制を目的としてリエントラント燃焼室を用い、SOF や THC の排出傾向を調べて、この推定に検討を加える。



## 文 献

- (1) 三輪ほか2名, 機論, 57-538, B(1991), 2159.
- (2) Shuji, K. et al., SAE Paper No. 920543(1992).
- (3) Henningsen, S., SAE Paper No. 871616(1987).
- (4) Miyairi, Y. et al., SAE Paper No. 890141(1989).
- (5) Alkidas, A. C., SAE Paper No. 880013(1988).
- (6) Wade, W. R. et al., I. Mech. E. Paper C432/84(1984), 59.
- (7) Woschni, G. and Spindler, W., Trans. ASME, J. Eng. Gas Turbines and Power, Vol. 110(1988), 482.
- (8) Huang, J. C. and Borman, G. L., SAE Paper No. 870155(1987).
- (9) Enomoto, Y. and Furuhashi, S., SAE Paper No. 861276(1986).
- (10) 池上ほか2名, 機論, 57-534, B(1991), 744.
- (11) 石山ほか3名, 機論, 58-554, B(1992), 3214.
- (12) 石山ほか3名, 機論, 59-560, B(1993), 1395.
- (13) Fukuda, M. et al., JSAE Review Vol. 9, No. 4(1988), 24.
- (14) Yamaguchi, H. et al., SAE Paper No. 910488(1991).
- (15) Kittelson, D. B. et al., SAE Paper No. 900645(1990).
- (16) 中北ほか4名, 自技論, No. 23(1992), 9.
- (17) 小林ほか4名, 可視化情報, Vol. 11(1991), 131.

## 第5章 排出未燃炭化水素に及ぼすリエントラント燃焼室の影響

### 5. 1 緒言

前章では, 燃焼室壁面をセラミックスで遮熱して, 壁面近傍の局所的な熱的状态の変化が排出未燃炭化水素に及ぼす影響を調べた. その結果から, 遮熱により壁面温度が上昇すると必ずしも排出未燃炭化水素が減少するのではなく, 燃焼室壁面への燃料の付着, 蒸発や, シリンダヘッドとピストンの隙間への未燃焼成分の過剰な流出により, 排出未燃炭化水素が増加する場合もあることがわかった. この結果は, ピストンくぼみ内の流動を強めて燃焼を活発化させ, 未燃焼成分の隙間部への流出を抑制することで排出未燃炭化水素を低減できることを示唆している. 本章ではこの示唆に基づいて, リエントラント燃焼室を用いてS O FやT H Cの排出傾向を調べ, 排出未燃炭化水素低減の可能性を検討した.

リエントラント燃焼室は排煙特性に優れるといわれており<sup>(1)</sup>, 自動車用等の小型ディーゼル機関においては, 排気煙と窒素酸化物の同時低減のために広く用いられている. リエントラント燃焼室が空気流動や燃焼経過に及ぼす影響については, スワールやスキッシュを強化する<sup>(1)-(4)</sup>, 上死点以後も比較的強いスワールを維持する<sup>(3)(4)</sup>, 未燃燃料の隙間部への流出を抑制する<sup>(5)(6)</sup>等が報告されており, これらがすすの低減要因と考えられている. リエントラント燃焼室が全炭化水素T H Cや微粒子中の可溶有機分S O Fに及ぼす影響に関する報告は少ないが, リエントラント燃焼室のこのような特徴は, 排出未燃炭化水素の低減にも有効であると思われる.

本章ではまず, リエントラント燃焼室を用いた場合の燃焼経過や排気特性をトロイダル燃焼室と比較し, 燃焼室内の空気流動を強化した影響を示す. さらに, 燃料噴霧の燃焼室壁面への接触状態や未燃焼成分の隙間への流出状態を変化させるパラメータとしてスワール比, 噴射時期および上死点隙間を変更し, それらがS O FやT H Cの排出に及ぼす影響を示す. また, 窒素酸化物, 排気煙, T H C, S O Fの排出傾向からリエントラント燃焼室における最適噴射時期を検討し, これらの有害排気物質の同時低減の可能性を示す.

## 5.2 供試ピストンおよび実験条件

実験機関は前章と同じ単気筒直接噴射式4サイクルディーゼル機関(シリンダ径×行程 92×96mm, 圧縮比 17.4)で, ピストンの上部を加工して製作したリエントラント燃焼室を使用した。本章で用いたピストンを図5-1に示す。標準ピストン(STD)は口径50.6mm(口径比55%)のトロイダル燃焼室である。3種類のリエントラントピストンはいずれもスキッシュリップにより口径が43mm(口径比46.7%)に絞られている。これらのうち, 上死点隙間 $\delta$ がSTDと同じ $\delta=0.9$ mmになるようにしたR09をリエントラント燃焼室の標準とした。また,  $\delta=0.6$ mmとなるようにしたR06と $\delta=1.2$ mmとなるようにしたR12を使用して上死点隙間の影響を調べた。いずれのリエントラントピストンも

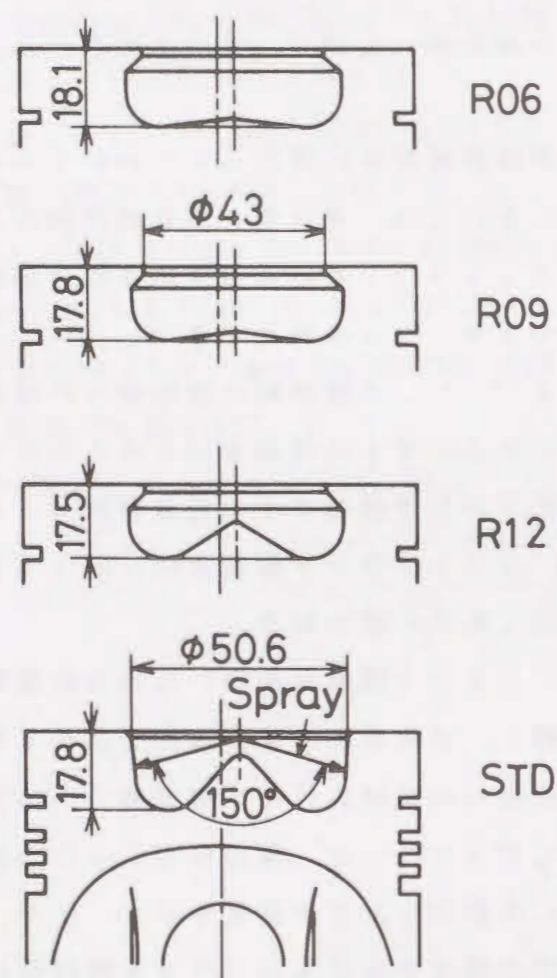


図 5-1 供試ピストン

スキッシュリップの形状は同一であり, くぼみの深さとくぼみ中央突起の高さを調整することにより圧縮比をSTDと同一の17.4に保った。

排気の計測および燃焼解析は前章と同じく, 第2章で述べた方法により行った。排気煙Sはボッシュ形スモークメータ, 窒素酸化物NOはCLD分析計(ヤナコ, ECL-77A)で計測した。THCは200°Cに保温したサンプル管を通して排気管から直接導入したガスをH-FID分析計(ヤナコ, G2800)で計測し, CH<sub>4</sub>換算値で表示した。微粒子PARTは小型希釈トンネルを用いてテフロンフィルタ上に捕集し, ジクロロメタンによるソックスレー抽出を行って, 可溶有機分SOFと固形炭素分SOLIDに分離した。シリンダ内圧力pは圧電式圧力検出器(KISTLER 601A), 噴射弁揚程は渦電流式変位計で計測し, データをA/D変換してパソコンに取込み解析した。

機関回転数は1800rpm, 冷却水温度はT<sub>c</sub> 80°Cで一定とした。スワール比はr<sub>s</sub>=2.5を標準としてr<sub>s</sub> 1.2~3.6の範囲で変化させ, 噴射時期は $\theta_i=12^\circ$  BTDCを標準として $\theta_i=2.5^\circ$  BTDCまで遅延させた。但し, 本章における噴射時期の設定値はPe=0.7MPaでの値であり, 前述のように実際の噴射時期は低負荷ほど遅れる傾向にある。機関運転要領は, 約1時間の暖機運転を行い冷却水温度を安定させた後, 負荷を高負荷から低負荷に下げながら順次設定して, それぞれの負荷で20分間保持し, 保持時間の後半5分で排気の計測を行った。

## 5.3 機関性能の比較

標準運転条件においてトロイダル燃焼室のSTDとリエントラント燃焼室のR09で機関性能を比較した結果を図5-2に示す。リエントラント燃焼室の場合, シリンダヘッド壁面温度T<sub>w</sub>が約20K高い。T<sub>w</sub>はピストンくぼみ内から隙間へ火炎が噴出する位置で計測しており, R09の方が高温の既燃ガスが噴出してT<sub>w</sub>が高くなったものと思われる。その他の燃料消費率b<sub>e</sub>, 排気温度T<sub>e</sub>, 吸入空気量G<sub>a</sub>には燃焼室による差はみられない。次に, STDとR09で燃焼経過を比較した。図5-3は平均有効圧Pe=0.7MPaの場合の圧力pおよび熱発生率 $\dot{Q}$ のクランク角経過を3通りの噴射時期について比較した結果である。これより熱発生率からみた着火遅れはSTDとR09で差がないが, 初期燃焼時の $\dot{Q}$ のピークはR09の方が高くなっており, 最高圧力もR09の方が高いのがわ

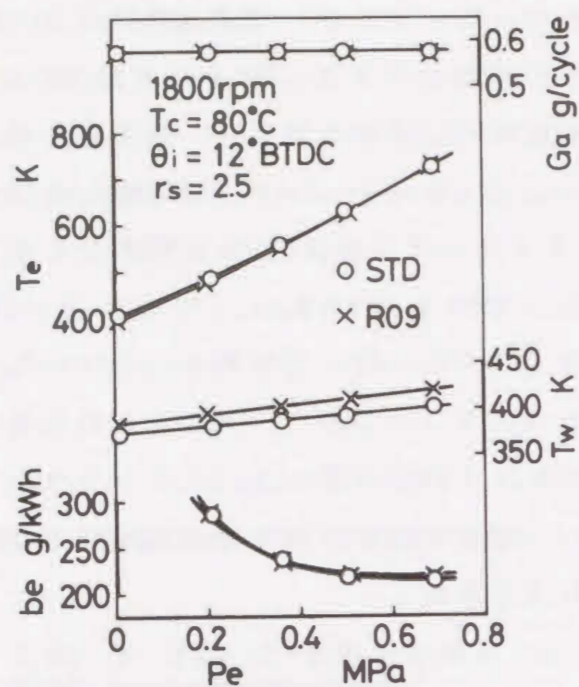


図 5-2 機関性能の比較

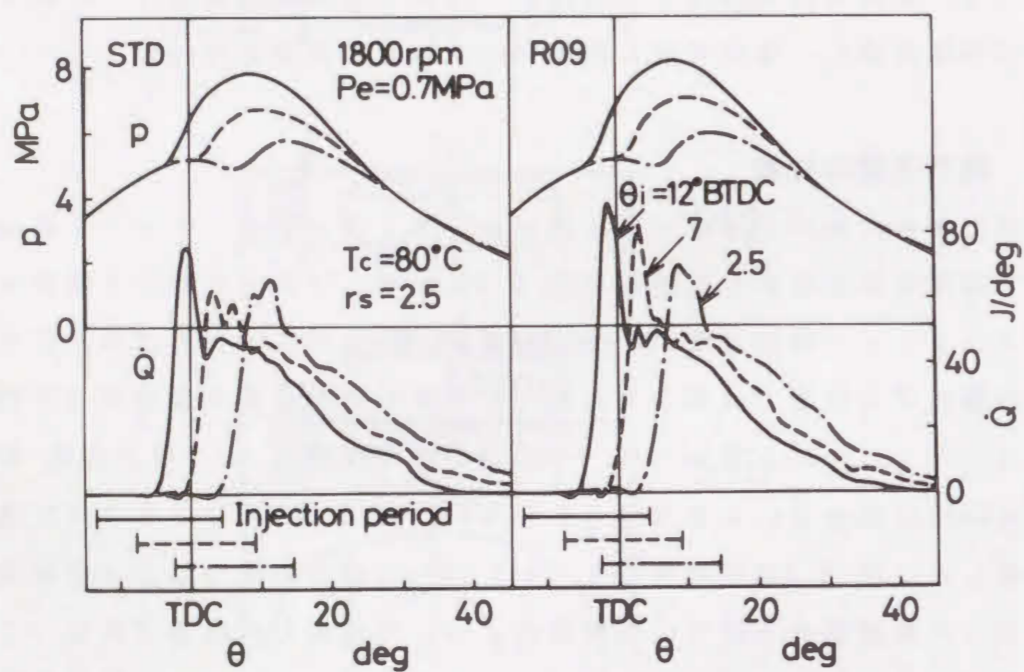


図 5-3 圧力および熱発生率経過の比較

かる。また、STDでは噴射時期を遅らせると初期燃焼と主燃焼の境目が不明瞭になるのに対して、R09では噴射時期が遅い場合にも初期燃焼と主燃焼の境目がはっきりしている。図 5-4は噴射時期  $\theta_i$  による燃焼特性値の変化を  $Pe=0.7\text{MPa}$  の高負荷と  $Pe=0.2\text{MPa}$  の低負荷で比較した結果である。最高圧力  $p_{max}$  と最大熱発生率  $\dot{Q}_{max}$  は図 5-3にも示したようにR09の方が高い。着火遅れ  $\tau$  はSTDとR09では差がみられない。燃焼期間  $\Delta\theta_{burn}$  は、低負荷時はR09の方がわずかに短く、STD、R09のいずれも噴射時期による値の変化はない。一方高負荷時は、STDでは噴射時期を遅らせると  $\Delta\theta_{burn}$  が増加するのに対して、R09では噴射時期を遅らせてもほとんど増加しない。

このように、リエントラント燃焼室はトロイダル燃焼室と比較して、着火遅れには差がみられないにも関わらず、初期燃焼が大きく燃焼期間が短くなっている。これより、リエントラント燃焼室では、着火遅れ期間中のくぼみ内での混合気形成が促進されて、着火後の燃焼が速やかに進行していると考えられる。

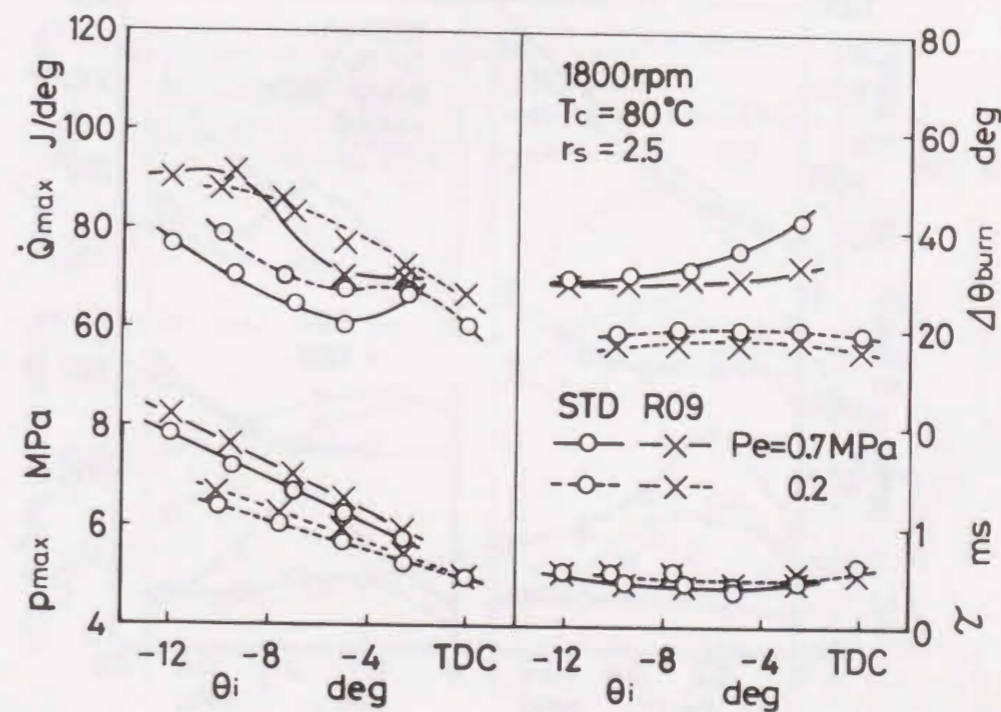


図 5-4 燃焼特性値の比較

## 5.4 排気特性の比較

### 5.4.1 標準運転時の排気特性

標準運転時における排気特性をSTDとR09で比較した結果を図5-5に示す。窒素酸化物NOはR09の方が高い値を示し、図5-4に示した $\dot{Q}_{max}$ 、 $p_{max}$ が高い燃焼特性と対応する。排気煙Sと固形炭素分SOLIDは高負荷でわずかながらR09の方が高い。全炭化水素THCはすべての負荷でR09が低い値を示す。これはリエントラント燃焼室では着火遅れ期間中の混合促進により、くぼみ内に予混合気が速やかに形成され、形成された予混合気が着火後くぼみ内で活発に燃焼するためと思われる。また、その結果ピストンとシリンダヘッドの隙間へ流出する未燃分が減少することもTHC低減の一因と思われる。これに対して、SOFはR09の排出量が多く特に中負荷での増加が大きい。第4章で述べたように、SOFは燃料噴霧や混合気が接触する壁面近傍の局所的な温度状態の違いの影響を受け易いことから、燃焼室形状の違いによって壁面への燃料の付着状態が変化していることが増加の一因として考えられる。

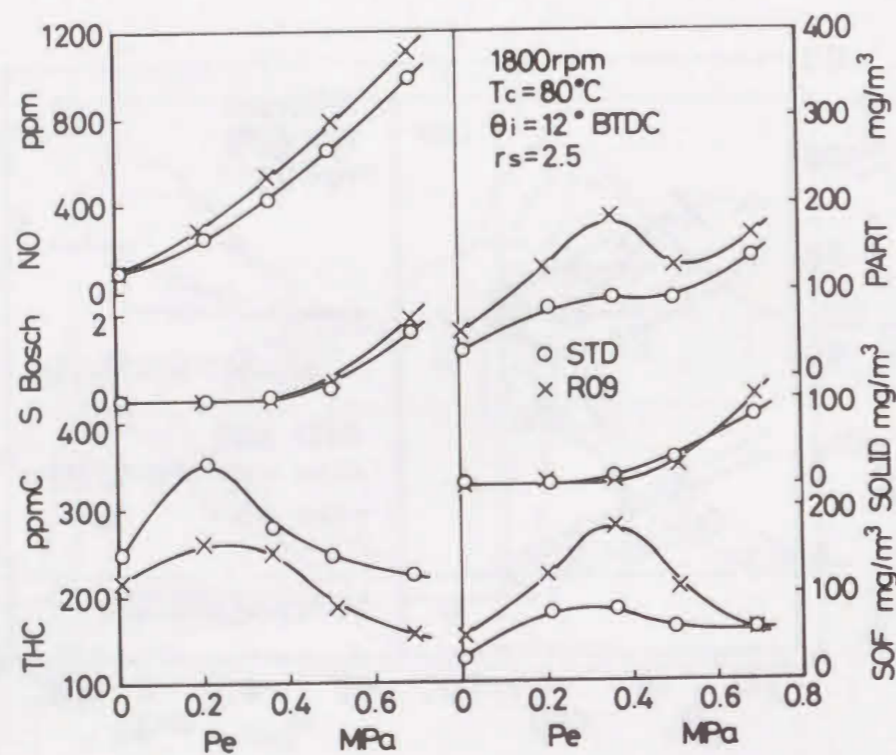


図 5-5 標準運転時の排気特性

### 5.4.2 スワールの影響

燃焼室壁面への噴霧の接触状態を変化させるパラメータとして、スワールの影響を調べた。図5-6はスワール比を $r_s$  1.2~3.6の範囲で変化させた場合のNO, S, THC, SOFをSTDとR09で比較したものである。図には $P_e=0.7$ MPaの高負荷と $P_e=0.2$ MPaの低負荷における結果を示す。高負荷におけるNOはSTD, R09とも $r_s=3.1$ 付近で最大値となる。スワールが弱まるといずれも減少するが、STDの方が減少量大きい。高負荷時のSはNOとは逆に、いずれも $r_s=3.1$ 付近で最小値となり、スワールを強めても弱めても増加する。THCは、STDにおいては低負荷での値が高く、いずれの負荷でも $r_s=2.5$ で最大値となり、スワールを強めても弱めても減少する。R09のTHCは $r_s=2.5$ の低負荷で高い値を示す他は負荷やスワールによる差が小さく、全体的にSTDより低い。SOFは、高負荷ではSTDとR09の差がなくスワールの影響も小さい。低負荷の場合SOFの排出傾向は複雑で、STDでは $r_s=1.8, 3.1$ での値が高く、スワール比に対してM型の排出傾向になるのに対して、R09では逆に $r_s=1.8, 3.1$ での値が低いW型の排出傾向になる。

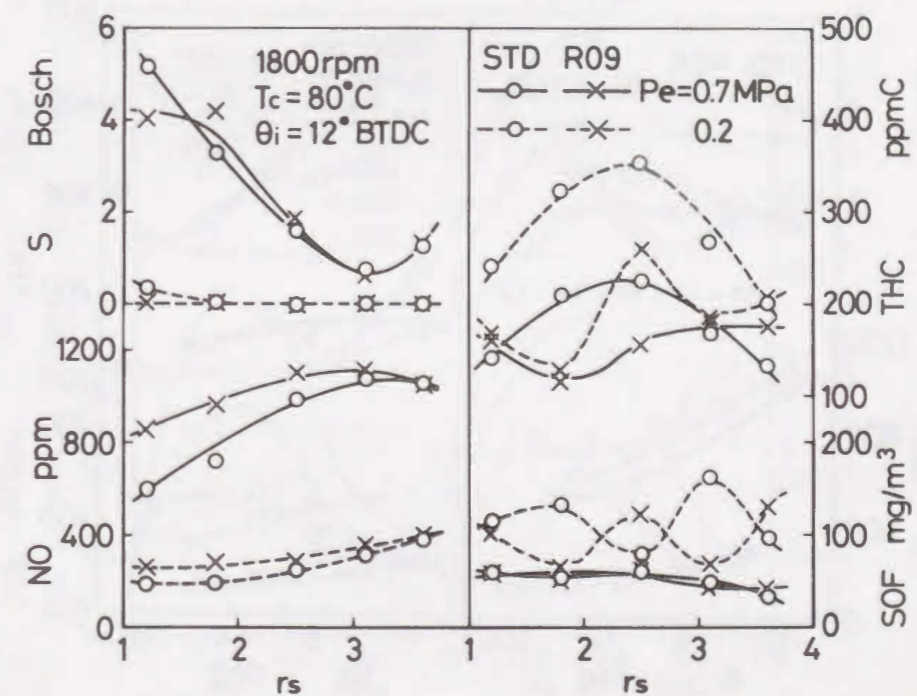


図 5-6 スワール変更時の排気特性

### 5.4.3 噴射時期の影響

噴射時期を変更すると燃料の壁面付着や未燃分の隙間部への流出の状態が変化するため、排気に及ぼすリエントラント燃焼室の影響が異なると思われる。図5-7は噴射時期を $\theta_i = 12 \sim 2.5^\circ$  BTDCの範囲で変化させた場合の排気特性をSTDとR09で比較したもので、 $Pe = 0.7$  MPaの高負荷と $Pe = 0.2$  MPaの低負荷における結果を示す。NOは噴射時期を遅らせるほど減少する傾向を示すがSTDとR09の差はあまり変化しない。高負荷時のSはSTDでは噴射時期を遅らせることにより増加するのに対して、R09では噴射時期を遅らせても増加しない。この結果は噴射時期を遅らせても燃焼期間が増加しないという燃焼特性と対応し、リエントラント燃焼室では燃焼後期まで比較的強い流動が維持されているものと思われる。THCは低負荷時に燃焼室形状による大きな差がみられる。STDでは $\theta_i = 6^\circ$  BTDC付近にTHCの極小値があり、それ以上遅らせると大きく増加するのに対し、R09では全体に排出量が少なく噴射時期遅延による増加も小さい。SOFも低負荷時に差がみられ、STDでは噴射時期を遅らせると排出量が増加し $\theta_i = 3^\circ$  BTDC付近で極大となるのに対して、R09では

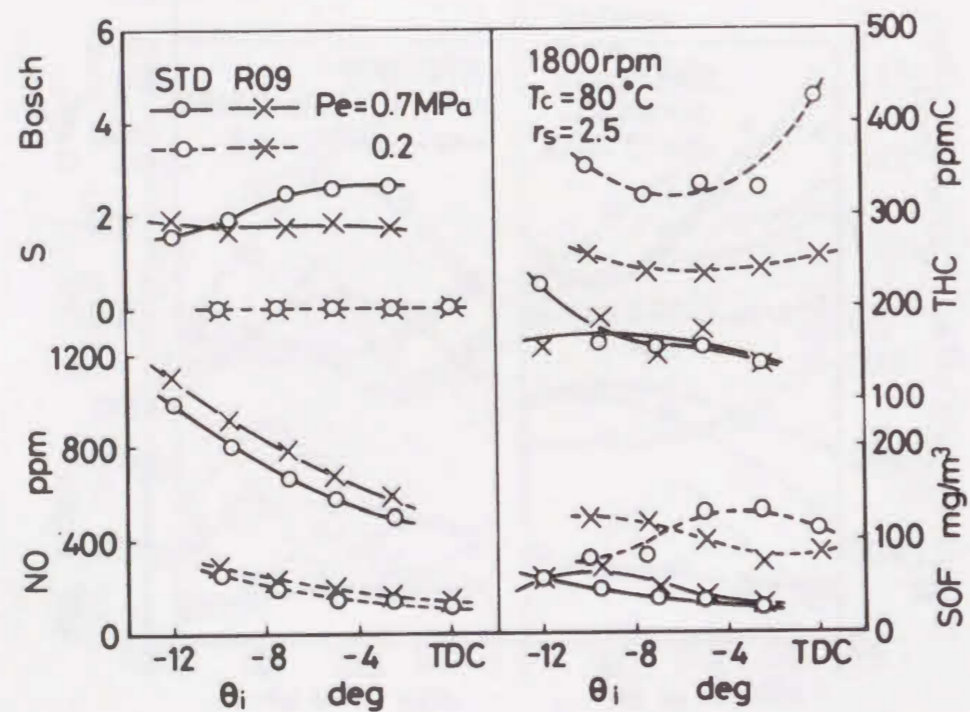


図 5-7 噴射時期変更時の排気特性

$\theta_i = 10^\circ$  BTDCにおいてはSTDより排出量が多いものの噴射時期を遅らせるほど減少し、 $\theta_i = 7^\circ$  BTDCより遅らせた場合はSTDより低い値となる。噴射時期を遅らせた時は混合不十分なガスが隙間部へ流出し易い<sup>(5)</sup>ためSTDではTHCやSOFが増加するが、R09では未燃分が隙間へ流出する際にスキッシュリップにより混合が促進されるため<sup>(5)</sup>THCやSOFの増加が抑制されたものと思われる。

### 5.4.4 上死点隙間の影響

上死点隙間は圧縮行程におけるスキッシュ流の強さと、膨張行程における未燃分の隙間部への流出状態を変化させ、その結果排気に及ぼす影響が大きいと思われる。図5-8は圧縮比一定のもとで上死点隙間 $\delta$ を変化させたR06( $\delta = 0.6$  mm), R12( $\delta = 1.2$  mm)ピストンの排気特性をR09( $\delta = 0.9$  mm)と比較したものである。NOは $\delta$ が小さいほど高くなる。Sは逆に $\delta$ が小さいほど低くなっており、この結果は深皿型燃焼室を用いた池上らの結果<sup>(6)</sup>と一致する。THC、SOFは $\delta$ が大きいR12ではR09と比較して大幅に増加して

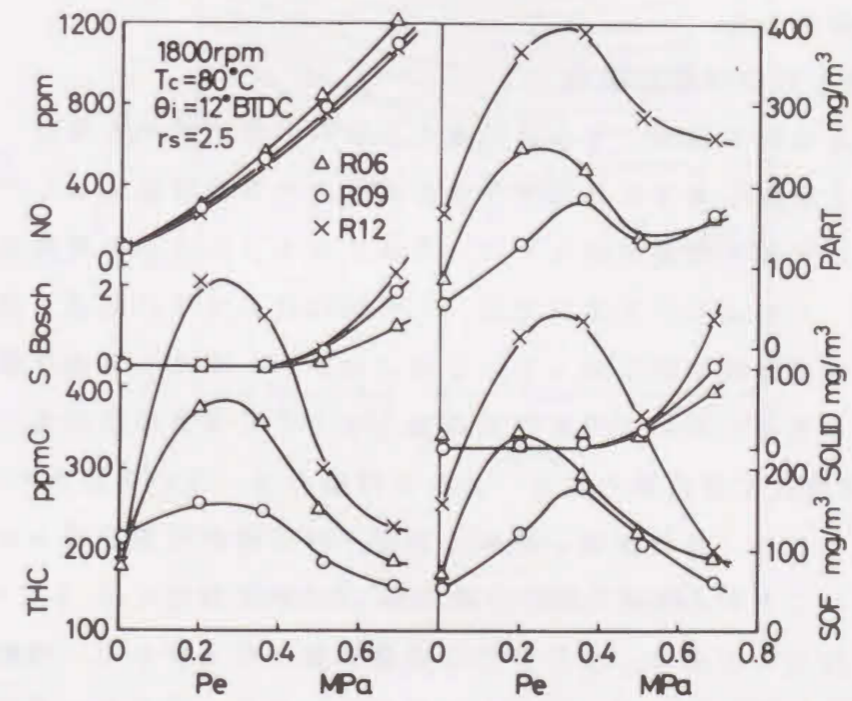


図 5-8 上死点隙間変更時の排気特性

いる。また、 $\delta$ の小さいR06もTHC、SOFのいずれもR09より増加している。池上らのシミュレーション結果<sup>6)</sup>から、 $\delta$ が大きい場合は未燃分の隙間への流出速度が遅い上に上死点後に急速に乱れが低下することがTHCやSOFの増加原因と思われる。また長尾ら<sup>7)</sup>により、逆スキッシュにより多量の燃料が隙間へ流出すると、その部分で空気不足になる可能性が指摘されており、 $\delta$ が小さい場合は強い逆スキッシュに乗って当量比の高い混合気が隙間に流出し過濃混合気を形成することがTHCやSOFの増加原因と考えられる。以上の結果よりTHCやSOFの低減のためには隙間部の流動と隙間への未燃分の流出量を適正に保つことが必要と思われる。

### 5.5 リエントラント燃焼室による排気の改善

前節の結果から、リエントラント燃焼室が有害排気物質に及ぼす影響は排気成分や実験条件によって異なることがわかった。そこで本節では、噴射時期に着目してトロイダル燃焼室とリエントラント燃焼室における各排気成分の排出傾向を詳細に比較し、排気煙S、窒素酸化物NO、全炭化水素THC、微粒子中の可溶有機分SOFの同時低減の観点からリエントラント燃焼室による排気の改善効果を検討した。

#### 5.5.1 排気煙とNOの排出傾向

まず、主に高負荷で問題となる排気煙SとNOの排出傾向を検討した。図5-9は噴射時期と負荷に対する排気煙Sの排出傾向を等濃度線表示したものである。下段にトロイダル燃焼室のSTD、上段にリエントラント燃焼室のR09の結果を示す。これより、STDでは $Pe=0.3\text{MPa}$ 以上でSが排出され、負荷が高くなるほど等濃度線が密になっているのがわかる。また、等濃度線が弧を描いており、同じ負荷に対して噴射時期を遅らせていくとSの排出量が増加し、 $\theta_i=2\sim 4^\circ\text{BTDC}$ 付近で最高値となる。R09の場合は、Sが排出されるのは $Pe=0.4\text{MPa}$ 以上であり、等濃度線が横軸にほぼ平行で噴射時期を遅らせても排出量が変わらないことがわかる。図5-10はNOの排出傾向を図5-9と同様に等濃度線表示したものである。STDでは等濃度線が右上がり、噴射時期が早いほどまた負荷が高いほど値が大きくなるのがわかる。R09も傾向はSTDと同じであるが等濃度線の間隔が全体的に狭く、噴射時期や負荷による値の変

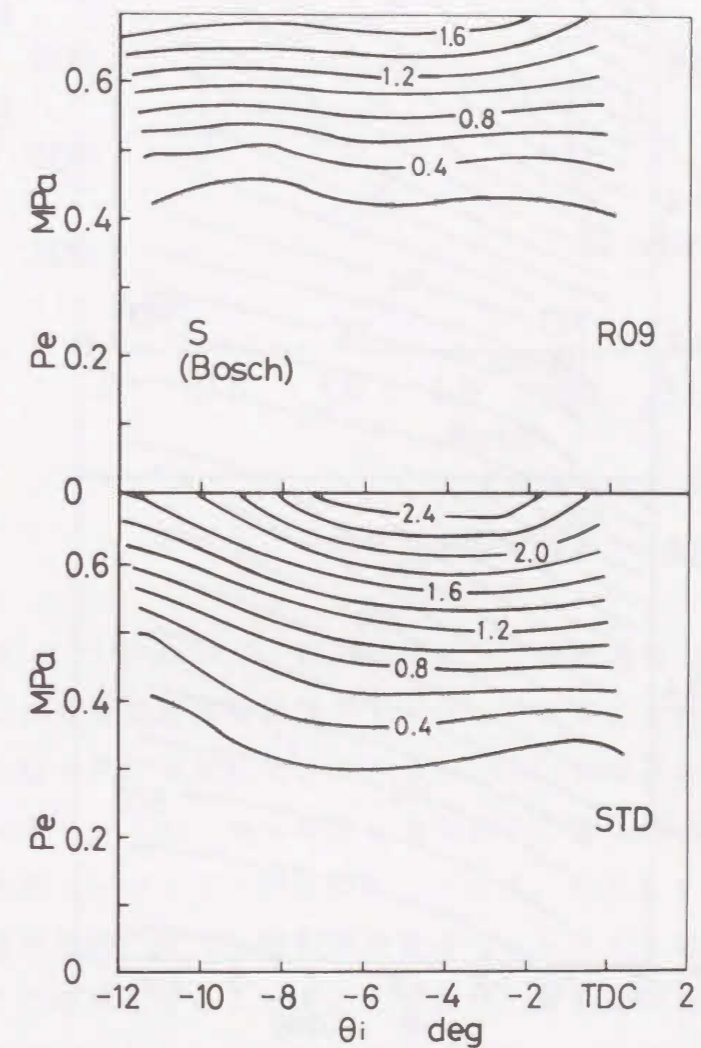


図 5-9 排気煙の等濃度線図

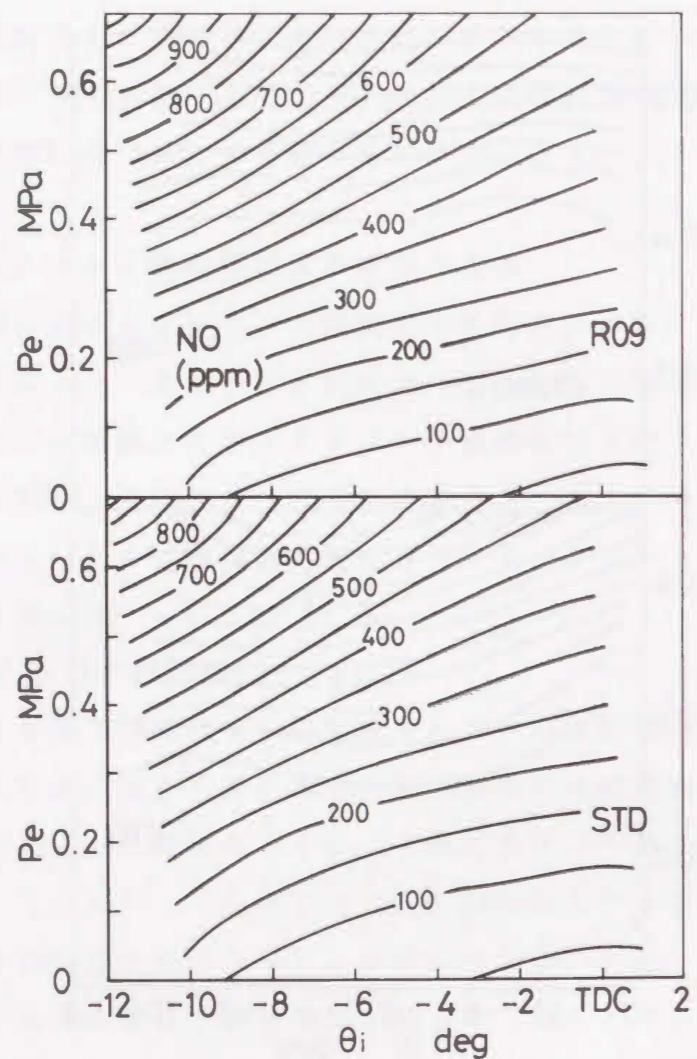


図 5-10 NOの等濃度線図

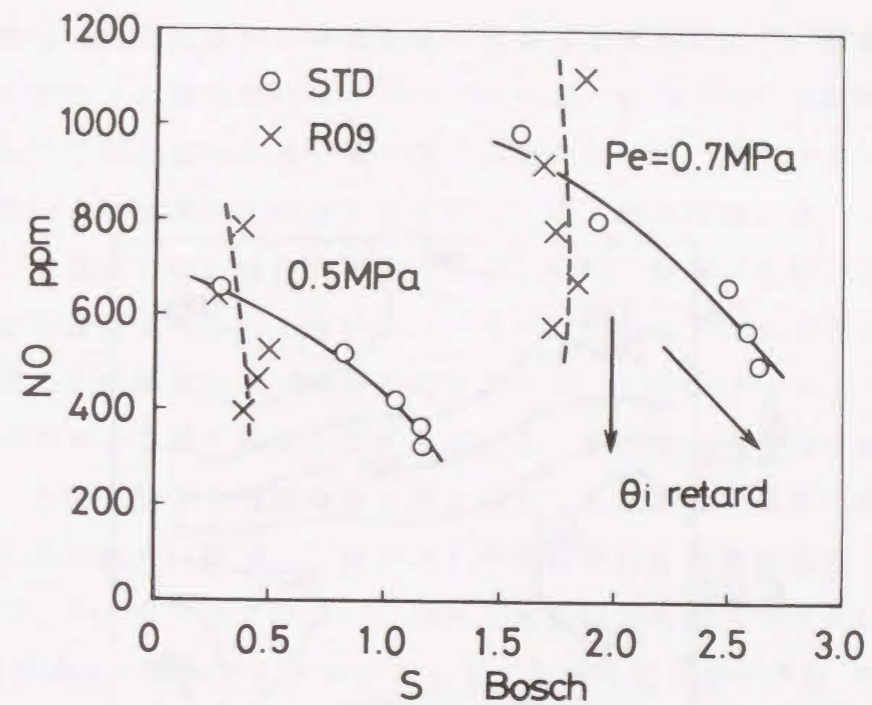


図 5-11 排気煙とNOの相関

化が大きい。図 5-11は  $Pe=0.7, 0.5MPa$ において噴射時期  $\theta_i$ を変化させた場合の排気煙  $S$ とNOの排出量の関係をSTDとR09で比較した結果である。図よりSTDでは一定の負荷についてみると  $S$ -NO線が右下がりになっており、NOを低減させるために噴射時期を遅らせると排気煙  $S$ が増加する。第3章で示したようなトレードオフ関係になっていることがわかる。一方、R09では  $S$ -NO線が垂直に近く、噴射時期を遅らせることで排気煙  $S$ を増加させることなくNOを低減できることを示しており、高負荷における排気煙  $S$ とNOの同時低減のためにリエントラント燃焼室は有効であると言える。

### 5.5.2 THCとSOFの排出傾向

次に主に中、低負荷で問題となるTHC、SOFの排出傾向を検討した。図 5-12は噴射時期と負荷に対するTHCの排出傾向を等濃度線表示したものである。STDのTHCは、 $Pe=0.2MPa$ の $\theta_i=10^\circ BTDC$ とTDC付近の2箇所にピークがあり、等濃度線の間隔が狭く、負荷や噴射時期の変化に対して急激に値が変

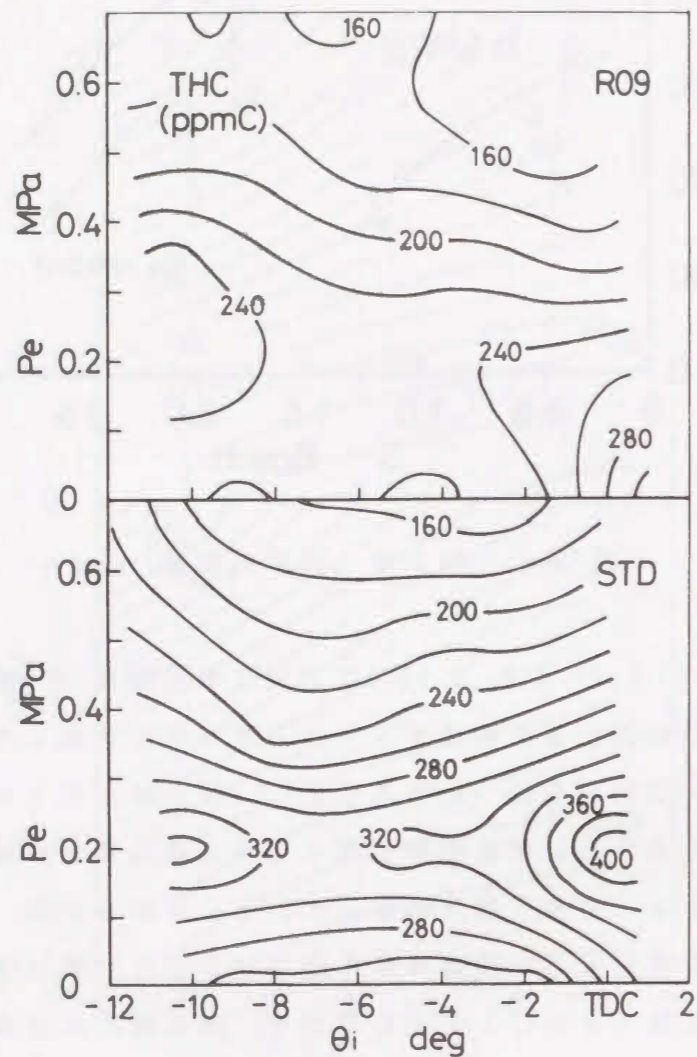


図 5-12 THC の等濃度線図

化している。R09のTHCも大きくみると傾向はSTDに似ており、 $Pe=0\sim 0.2$ MPaの低負荷での値が大きく、噴射時期を早めても遅らせても増加する傾向を示す。しかしSTDに比べて等濃度線の間隔が全体的に広く、噴射時期、負荷のいずれに対しても値の変化は小さい。特に $\theta_i=8\sim 4^\circ$ BTDCの範囲では低負荷においてもTHCが比較的低い値を保つことがわかる。トロイダル燃焼室では、負荷が低いと燃焼室内に火炎が広がりやすく、噴射時期が遅いと燃焼中に流動が弱まり過濃混合気が隙間へ流出しやすいため、急激に燃焼が悪化して未燃分の排出量が増加するものと思われる。それに対してリエントラント燃焼室では、強い流動が燃焼後期まで維持されることと、スキッシュリップにより未燃分が隙間へ流出する際にも混合が促進されることにより、活発な燃焼が持続されるため、負荷の低下や噴射時期の遅延に対して急激なTHCの増加が見られないものと思われる。図5-13はSOFの排出傾向を等濃度線表示したものである。これより、STDでは $Pe=0.2$ MPaで噴射時期を遅らせた $\theta_i=5\sim 2^\circ$ BTDCの範囲に値の大きい領域があるのに対して、R09ではピークは $Pe=0.3\sim 0.4$ MPaの $\theta_i=11^\circ$ BTDC付近にあり、噴射時期を遅らせるほど減少する傾向を示すことがわかる。リエントラント燃焼室で噴射時期が早い場合にSOFが高い値を示す一因として、スキッシュリップ内側に噴霧が接触して燃料が付着しやすく、火炎の接近により蒸発して、酸化できずに排出されることが考えられる。噴射時期を遅らせると、噴射開始時のシリンダ内圧力が高いため噴霧の到達距離が短くなることと、相対的にくぼみ内の深い位置に燃料が噴射されることにより、スキッシュリップ内側への噴霧の接触が弱まりSOFが減少する傾向を示したものと思われる。

図5-12, 5-13からSTDではNOと排気煙Sの間だけでなく高負荷のNOと低負荷のTHC, SOFの間にもトレードオフ関係がある、すなわち噴射時期を遅らせて高負荷におけるNOを減少させると、低負荷時にTHC, SOFが増加することがわかった。これは、第3章で広範囲の運転条件について調べた結果と一致する。これに対して、R09では噴射時期を遅らせた時のTHC, SOFの増加が抑えられることから、NOとTHC, SOFの間のトレードオフ解消にもリエントラント燃焼室は有効であると思われる。



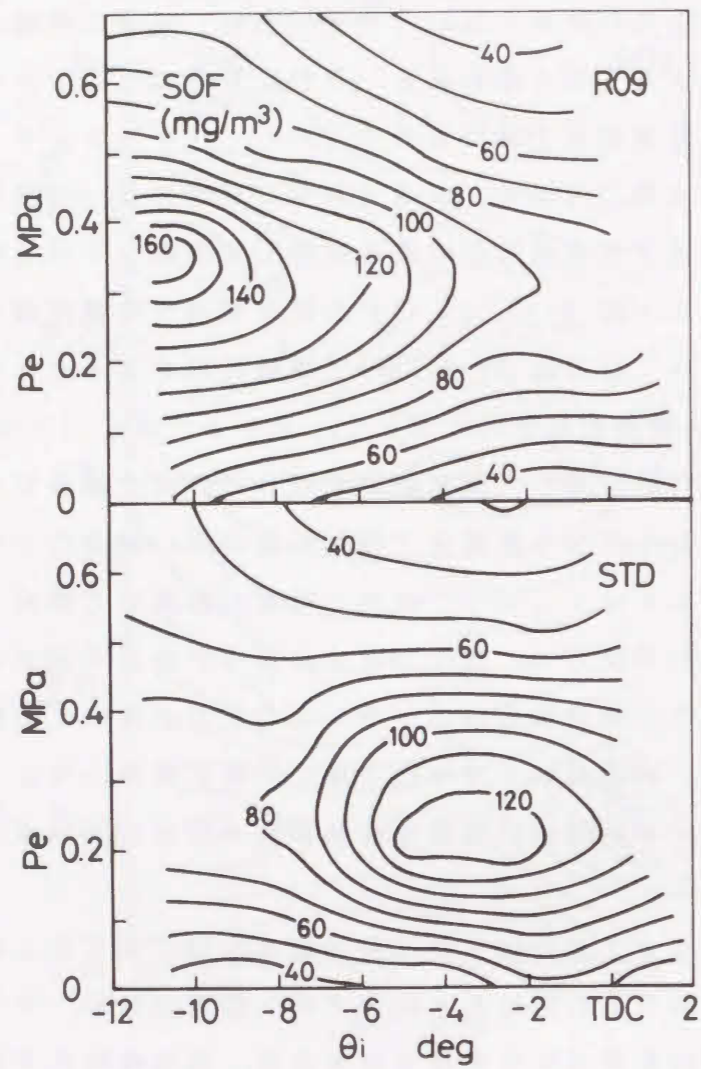


図 5-13 S O F の等濃度線図

### 5.5.3 噴射時期の最適化

前項の結果より、リエントラント燃焼室においてはTHCが増加しない範囲でなるべく噴射時期を遅らせた $\theta_i=5^\circ$ BTDCが最適噴射時期と考えられる。その場合の排気特性をSTDと比較して排気の改善効果を検討した。図5-14は、 $\theta_i=5^\circ$ BTDCにおけるR09の排気特性と、SあるいはNOが同等となるSTDの排気特性を比較したものである。すなわち、STDでSが同等となる噴射時期は $\theta_i=12^\circ$ BTDCでありこれを $\Delta$ で、NOが同等となる噴射時期は $\theta_i=7^\circ$ BTDCでありこれを $\times$ で示してある。Sが同等の場合の排気特性を比較すると、SOFはSTDとR09で差がないが、NO、THCはいずれもすべての負荷でR09の方が低い値となる。NOが同等の場合は、SだけでなくTHC、SOFもR09の方が低い値となる。

このように、リエントラント燃焼室を用いて噴射時期を最適化することで、排気煙SやNOを悪化させることなくTHCやSOFを低減できることがわかった。

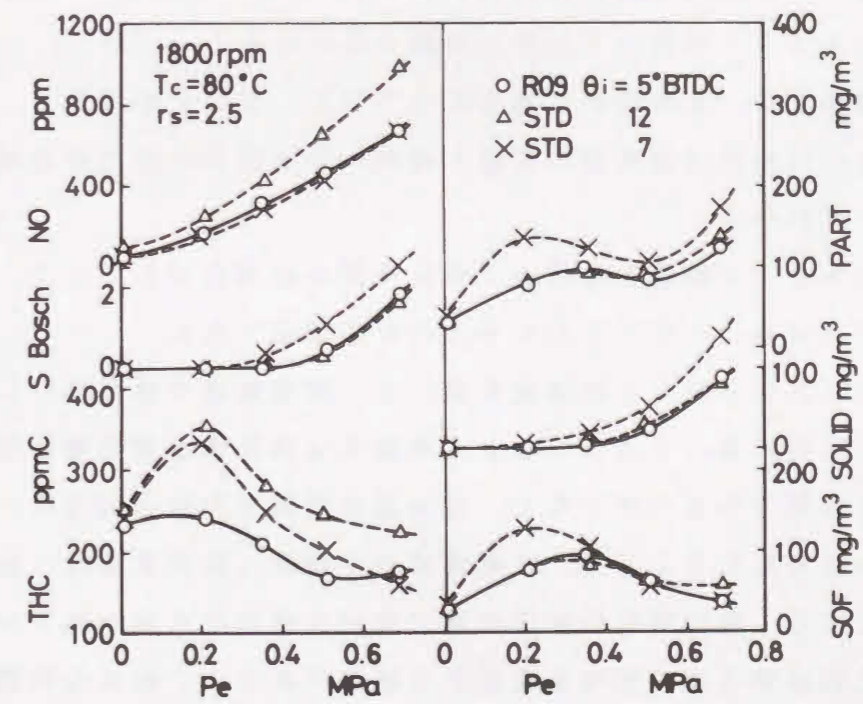


図 5-14 最適噴射時期での排気特性

## 5. 6 結言

小型直接噴射式ディーゼル機関にリエントラント燃焼室を用い、噴射時期や上死点隙間を変更して排気特性を調べた結果、次のことがわかった。

(1) リエントラント燃焼室はトロイダル燃焼室と比較して、着火遅れには差がないが初期燃焼時の最大熱発生率が高く、噴射時期遅延による燃焼期間の増加が抑えられる。これより、リエントラント燃焼室では着火遅れ期間中のくぼみ内での混合気形成が促進されていると思われる。

(2) 標準噴射時期においては、THCはすべての負荷でリエントラント燃焼室の方が低い値となるが、SOFは逆に高い値を示す。THCの減少は、着火遅れ期間中の混合促進によりくぼみ内での燃焼が活発になり、隙間への未燃分の流出が抑制されたためと思われる。SOFの増加は、スキッシュリップ内側への燃料付着が一因と考えられる。

(3) 噴射時期を遅らせると、トロイダル燃焼室ではTHC、SOFのどちらも増加するが、リエントラント燃焼室ではTHCの増加が抑えられ、SOFは逆に減少する。これは、リエントラント燃焼室では未燃分が隙間へ流出する際にスキッシュリップにより混合が促進されるためと思われる。

(4) リエントラント燃焼室で上死点隙間 $\delta$ を広げると、THC、SOFの両方が大きく増加する。 $\delta$ を狭めた場合にもTHC、SOFが増加し、THCやSOFの低減のためには隙間部の流動と隙間への未燃分の流出量を適正に保つことが必要と思われる。

(5) リエントラント燃焼室を用いて噴射時期を最適化することで、排気煙SやNOを悪化させることなくTHCやSOFを低減できる。

本章では、リエントラント燃焼室を用いて、燃焼経過や排気成分に及ぼす影響を調べた。その結果、リエントラント燃焼室は排気煙と窒素酸化物のトレードオフ解消に有効であるだけでなく、着火遅れ期間中の混合促進によりくぼみ内での燃焼が活発になることと、未燃焼成分が隙間へ流出する際に混合が促進される効果により、特に噴射時期遅延時に排出未燃炭化水素が減少することがわかった。これは第4章の推定を裏付ける結果であり、これより隙間部で燃焼できる混合気量には限界があり、それを超える過剰な混合気の流出は未燃炭化水素の排出量を増加させると考えられる。また、上死点隙間の影響を調べた結

果、隙間が大きく上死点後に隙間部での流動が急速に弱まる場合も、隙間が小さく強い逆スキッシュにより未燃分の流出が促進される場合も排出未燃炭化水素が増加し、隙間部への未燃分の流出量だけでなく、流動の適正化も重要であると思われる。一方、噴射時期が早い場合はリエントラント燃焼室ではSOFが増加することから、特にSOFについては燃料噴霧の壁面への接触が増加要因になると考えられ、これも第4章の結果と一致する。

本研究で得られた結果から、排出未燃炭化水素の低減のためには、まず流動強化等によりピストンくぼみ内における燃焼を活発化させることが必要である。ただし、くぼみ内での急激な燃焼はNOの増加を招き、またくぼみ内で酸素不足になるとすすが増加するため、投入燃料のすべてをくぼみ内で燃焼させることは困難と思われる。そこで、隙間部の酸素を積極的に利用して、くぼみ内での未燃燃料を隙間部で完全燃焼させることが有効と思われる。そのためには、隙間部で希薄混合気や過濃混合気を形成しないように、隙間への未燃分流出量と隙間における流動を適正化することが重要と考えられる。また、特にくぼみ内でSOFの増加原因となる燃焼室壁面への燃料付着を抑制することも重要であると考えられる。

## 文 献

- (1) I. D. Middlemiss, SAE Paper No. 780113(1978).
- (2) 大聖ほか2名, RC86 成果報告書・II (1990), 157.
- (3) T. J. Williams and M. J. Tindal, SAE Paper No. 800027(1980).
- (4) 侯・木沢, 第10回内燃シンポ講演論文集(1992), 13.
- (5) 福田ほか3名, 自技論 No. 39(1988), 3.
- (6) 池上ほか3名, 自技論 No. 46(1990), 8.
- (7) 長尾ほか4名, 機論, 38-331, B(1972), 1875.

## 第6章 結論

ディーゼル機関は他の熱機関に比べて格段に高い熱効率と燃料適応性を持っており、発明以来100年の間、自動車、鉄道、船舶等の輸送機械をはじめ、農耕用、建設用、発電用等の定置動力源として幅広い分野で活躍してきた。しかし、ディーゼル機関の需要が高まりその稼働台数が増加するにつれて、ディーゼル機関から排出される有害物質が問題となり、今日ではディーゼル機関の抱える排気ガス問題は、地球規模での環境破壊や直接人体へ及ぼす悪影響にまで深刻化している。こうした状況に対して有害排気物質の低減努力が進められ、現在までに窒素酸化物 $\text{NO}_x$ とすすに関しては低減の目処が立ったと考えられる。しかし、特に人体への影響が懸念される可溶有機分 $\text{SOF}$ および全炭化水素 $\text{THC}$ については、それらの生成過程すら十分に解明されておらず、それらを低減するためには実機関における排出傾向を基に、生成過程に関するさらに多くの知見を得ることが必要と思われる。

本研究ではこのような状況をふまえて、 $\text{SOF}$ や $\text{THC}$ の低減のための指針を得ることを目的としてそれらの生成過程の解明を試みた。本研究では主に、これまでの研究で指摘されている“ $\text{SOF}$ や $\text{THC}$ の生成に影響する燃焼室内の極局所的な状態の違い”に着目し、実機関から排出される排気ガスを対象として実験を行った。まず、広範囲の運転条件で得た排気特性を概観して、各排気成分が排出され易い燃焼状態や、排気成分間のトレードオフ関係等を明確にした。その後、燃焼室壁面の状態や燃焼室形状を変更して、 $\text{SOF}$ や $\text{THC}$ の排出に及ぼす局所要因の影響を検討し、それらの低減のための指針を考察した。本研究で得られた主な結果は以下の通りである。

まず第2章では、計測システムを確立し、排気の計測、排出未燃炭化水素の組成分析、燃焼解析の方法を検討した。特に、微粒子および全炭化水素の計測方法はEPAの規定で厳密に決められており、実験はこれに基づいて行う必要がある。そのためEPA規定に準じた小型希釈トンネルを試作し、その性能を確認すると共に微粒子の計測条件を決定した。また、排出未燃炭化水素の生成機構を考察する情報の一つとして、 $\text{THC}$ と $\text{SOF}$ の組成分析を試みた結果、

高負荷におけるTHCには熱分解を受けた低沸点成分が多く低負荷では燃料に近い高沸点成分が多いことや、SOFには縮重合生成物と思われる燃料中には含まれない高沸点成分が含まれることが明らかになった。また、THCとSOFの成分範囲は異なり、THCは $C_1 \sim C_{21}$ 程度の成分で構成されるのに対し、SOFはそれよりも高沸点の成分を多く含み、 $C_{14} \sim C_{25}$ 程度の成分で構成されることがわかった。

第3章では、広範囲の運転条件にわたって計測した排気特性を基に、有害排気物質の排出傾向を概説した。その結果、窒素酸化物NOとすすは負荷が高いほど排出され易く、THCやSOFは負荷が低いほど排出され易いことがわかった。燃焼特性の影響でみると、NOは初期の燃焼速度が早く最高圧力が高くなるような条件で、すすは燃焼ガス温度が高く燃焼期間が長い条件での排出量が多い。このことより、窒素酸化物の低減のためには初期の燃焼率を低下させて最高圧力の上昇を抑えることが、すすの低減には主燃焼を活発化させて燃焼を速やかに終了させることが有効と考えられ、初期燃焼率の低下と主燃焼の活発化のトレードオフを解消することが必要と思われる。THCやSOFは燃焼ガス温度が低く燃焼が緩慢な場合の排出量が比較的多いが、ばらつきが大きかった。また、排気成分間の排出量の関係を調べた結果、一般に言われるNOとすすだけでなく、高負荷のNOと低負荷のTHCもトレードオフ関係にあることがわかった。THCとSOFについては、当量比や燃焼特性値に対する排出傾向が良く似ているにも関わらず、広範囲の運転条件にわたってみると相関がないことから、燃焼経過だけではそれらの排出量を予測できないことがわかった。

そこで第4章では、壁面近傍の局所的な状態を変化させるために、ピストンとシリンダヘッドの一部に極薄いセラミック遮熱層を設けて、排出未燃炭化水素の生成に及ぼす壁面の影響を調べた。冷却水低温時の定常試験の結果、遮熱場所によって未燃炭化水素の排出に及ぼす影響が異なり、条件によっては遮熱により排出未燃炭化水素が増加する場合があることがわかった。負荷を急変させた場合の未燃炭化水素の排出経過を調べた結果から、燃焼室の壁面に付着、残留した燃料がガス温度や壁面温度の上昇により蒸発して、排出未燃炭化水素を増加させる可能性があることと、THCよりも高沸点成分を多く含むSOF

の方がその影響を強く受けることがわかった。さらに冷態始動試験において、始動直後と十分時間が経過した後でTHC排出量や燃焼経過を比較した結果から、始動直後等のようにくぼみ内での初期燃焼が活発で、隙間への未燃分の流出が少ないと考えられる条件では、THCの排出量が減少するという推定を示した。

この推定を受けて第5章では、ピストンくぼみ内の流動を強め未燃焼成分の隙間部への流出を抑制する目的で、リエントラント燃焼室を用いてSOFやTHCの排出傾向を調べた。まず、リエントラント燃焼室における燃焼経過を調べた結果、初期燃焼を増大させる効果と噴射遅延時に燃焼期間の増加を抑える効果がみられ、くぼみ内での混合気形成が促進されていることがわかった。排気特性を調べた結果からは、リエントラント燃焼室はNOの排出量は多いものの、噴射時期を遅延させた場合にすすの増加を抑え、排出未燃炭化水素を低減させる効果があることがわかった。これは、くぼみ内での混合促進と隙間へ流出する際のスキッシュリッップによる混合促進の効果により、隙間への未燃分の流出が抑制されたためと考えられ、第4章の推定を裏付ける結果である。これより隙間部で燃焼できる混合気量には限界があり、それを超える過剰な混合気の流出は未燃炭化水素の排出量を増加させると考えられる。また、上死点隙間の影響を調べた結果、隙間が大きく上死点後に隙間部での流動が急速に弱まる場合も、隙間が小さく強い逆スキッシュにより未燃分の流出が促進される場合も排出未燃炭化水素が増加し、隙間部への未燃分の流出量だけでなく、流動の適正化も重要であると思われる。さらに、噴射時期遅延時の排気の改善効果に着目し、リエントラント燃焼室を用いて噴射時期を最適化することで、第3章で示したNOとすすおよび排出未燃炭化水素のトレードオフ関係を解消できる可能性があることがわかった。

以上、本研究においては、排出未燃炭化水素の低減のためにはくぼみ内における燃焼の活発化、隙間部における混合気量と流動の適正化、および壁面付着の抑制が重要であることを実機のデータをもって示した。本研究で得られた結果は、ディーゼル機関から排出される有害排気物質を低減するための一つの指針となるものと考えられる。

## 謝辞

本研究は徳島大学工学部，三輪 恵教授の御指導のもとに行ったものであり，終始懇切，かつ適確な御指導，御鞭撻を賜りましたことに対し，心から感謝の意を表します。

研究の遂行に際して，多大な御教示，御鞭撻を賜りました徳島大学工学部，石山拓二講師に深く感謝いたします。

研究のとりまとめに際して，適切な御助言，御討論を賜りました徳島大学工学部，芳村敏夫教授，中瀬敬之教授に厚くお礼申し上げます。

研究，実験を進めるにあたり，数々の御援助，御協力をいただきました徳島大学工学部機械系職員の皆様，ならびに徳島大学工学部動力工学研究室の皆様 に感謝いたします。

また，本研究は株式会社豊田自動織機製作所より国内留学の機会をいただき実現できたものであり，4年間の長きにわたりあらゆる面で御援助，御配慮を賜りました，人材開発室，エンジン技術部をはじめ関係各部署の皆様に深く感謝いたします。

