

予混合気の不均質性が予混合圧縮自己着火機関
の燃焼に及ぼす影響

2006 年度

林 玉澤

目次

目次.....	i
記号表.....	iv
第 1 章 序論.....	1
1.1 研究背景.....	1
1.2 予混合圧縮自己着火(HCCI)燃焼.....	3
1.2.1 HCCI 機関の特性と課題.....	3
1.2.2 HCCI 燃焼に関する研究.....	7
1.2.3 ノッキングに関する研究.....	14
1.2.4 不均質性を用いた HCCI 燃焼に関する研究.....	14
1.2.5 HCCI 機関における供給予混合気の不均質性とその生成要因.....	18
1.2.6 エンジンとショックチューブと急速圧縮装置の比較.....	19
1.3 本論文の目的.....	20
1.4 本論文の構成.....	21
第 2 章 実験装置および方法.....	23
2.1 急速圧縮装置および計測システム.....	23
2.1.1 急速圧縮装置(Rapid Compression Machine; RCM).....	23
2.1.2 予混合気給気系.....	28
2.1.3 計測システム.....	30
2.1.4 化学発光像計測システム.....	31
2.2 解析項目および手法.....	34
2.2.1 低温酸化反応および高温酸化反応.....	34
2.2.2 燃焼室内温度の算出.....	36
2.2.3 素反応数値計算.....	37
2.2.4 反応速度および生成速度の計算.....	39
2.3 供試燃料.....	46
2.3.1 物性値および分子構造.....	46
2.3.2 酸化反応機構と発光特性.....	47
第 3 章 単体燃料の HCCI 燃焼過程.....	49
3.1 実験条件.....	49
3.1.1 圧力履歴の補正.....	50
3.2 <i>iso</i> -Octane の HCCI 燃焼過程.....	52

3.2.1	当量比の影響	52
3.2.2	圧縮開始温度の影響	55
3.3	<i>n</i> -Heptane の HCCI 燃焼過程	57
3.3.1	当量比の影響	57
3.4	<i>n</i> -Butane の HCCI 燃焼過程	62
3.5	当量比変化と圧力上昇率	64
3.6	素反応数値計算	65
3.7	第3章のまとめ	68
第4章	温度層状化が HCCI 燃焼に及ぼす影響	69
4.1	実験条件	69
4.1.1	温度分布作成	70
4.2	温度層状化が <i>iso</i> -Octane の HCCI 燃焼に及ぼす影響	80
4.2.1	指圧解析	80
4.2.2	発光像解析	81
4.3	温度層状化が <i>n</i> -Heptane の HCCI 燃焼に及ぼす影響	83
4.3.1	指圧解析	83
4.4	温度層状化が DME の HCCI 燃焼に及ぼす影響	89
4.5	素反応数値計算	91
4.6	第4章のまとめ	93
第5章	濃度層状化が HCCI 燃焼に及ぼす影響	94
5.1	実験条件	94
5.1.1	濃度分布作成	95
5.2	濃度層状化が <i>n</i> -Heptane と <i>iso</i> -Octane の単体燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響	96
5.3	燃焼室内局所の発光時期の比較	97
5.4	第5章のまとめ	99
第6章	温度・濃度の層状化効果の燃料依存性	100
6.1	実験条件	100
6.2	二種混合燃料の混合割合が HCCI 燃焼に及ぼす影響	101
6.2.1	当量比 = 0.4 の燃焼期間	102
6.2.2	混合割合と酸化反応発現時刻	103
6.2.3	<i>n</i> -Heptane/ <i>iso</i> -Octane 混合燃料の酸化反応発現温度	104
6.3	二種混合燃料の圧縮開始の温度が HCCI 燃焼に及ぼす影響	105
6.3.1	混合割合と圧縮開始前の温度の影響	105
6.3.2	<i>n</i> -Heptane と <i>iso</i> -Octane の混合割合の影響	108

6.4	温度層状化が二種混合燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響.....	111
6.5	濃度層状化が二種混合燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響.....	113
6.6	第 6 章のまとめ.....	115
第 7 章	結論.....	116
	謝辞.....	119
	参考文献.....	120

記号表

量記号

量記号	用語	Terminology	単位記号
C_p	定圧比熱	Specific Heat at Constant Pressure	J/(mol K)
dP/dt	圧力上昇率	Rate of Pressure rise	MPa/ms
dQ/dt	熱発生率	Rate of Heat Release	J/ms
dT/dt	温度上昇率	Rate of Temperature rise	K/ms
I	発光強度	Luminescence Intensity	A.U.
M	分子量	Molecular Weight	g/mol
m	質量	Mass	g
n	モル数	Number of Moles	Mol
$P(t)$	圧力	Pressure	MPa
Q	熱量	Amount of heat	J
R	気体定数	Universal Gas Constant	J/(kg·K)
RI	リングングインテンシティー	Ringing Intensity	MW/m ²
$V(t)$	体積	Volume	m ³
$T(t)$	温度	Temperature	K
$\overline{T(t)}$	質量平均ガス温度	Mass Averaged Temperature	K
t	圧縮開始からの時間	Time after Compression Start	ms
ΔT	温度差	Temperature Difference	K
Δt	時間差	Time Difference	ms
ε	圧縮比	Compression Ratio	
Φ	当量比	Equivalence Ratio	
γ	モル分率	Mole Fraction	mol%
κ	比熱比	Ratio of Specific Heat	
σ	標準偏差	Standard deviation	
ρ	密度	Density	g/m ³
X	圧縮ピストン変位	Piston Position from BDC	mm
x	ピストン駆動方向位置	Position from BDC	mm
y	水平方向位置	Horizontal Position from Center	mm
z	垂直方向位置	Vertical Position from Center	mm

添え字

添え字	用語	Terminology
<i>Air</i>	空気	Air
<i>c</i>	燃焼室	Combustion Chamber
<i>start</i>	開始	Start
<i>50%</i>	50%	50%
<i>end</i>	終了	End
<i>ex</i>	排気	Exhaust
<i>i</i>	i 番目の	Number
<i>ig</i>	着火	Ignition
<i>in</i>	給気	Intake
<i>max</i>	最大 (最高)	Maximum
<i>min</i>	最小 (最低)	Minimum
<i>n-Butane</i>	ノルマルブタン	n-Butane
<i>n-Heptane</i>	ノルマルヘプタン	n-Heptane
<i>iso-Octane</i>	イソオクタン	iso-Octane
<i>DME</i>	ジメチルエーテル	Di-Methyl Ether
<i>LTR</i>	低温酸化反応	Low Temperature Reaction
<i>HTR</i>	高温酸化反応	High Temperature Reaction

第1章 序論

1.1 研究背景

化石燃料の大量消費時代は 1910 年度から自動車の大量生産によって始まった。それで、近年、自動車のエンジンから排出される排気ガスによって発生する大気汚染の問題やエネルギーの枯渇問題に対処していかなければならぬようになった。内燃機関においては低公害化、高効率化が強く求められている。ガソリン機関は三元触媒との組み合わせにより排気中の NO_x 、 CO 、 HC は低減できるが、 CO_2 排出量の削減と約 33%程度[1]にあるエンジンの熱効率向上のためには混合比を薄くした方が良く、リーンバーンシステムと燃焼室内への燃料の直接噴射方式の開発が盛んである。ディーゼル機関は熱効率が 42%の程度[1]でガソリン機関に比べて高いが、拡散燃焼に伴う排気中の NO_x 、すすが問題となっている。ディーゼル機関では電子制御を使った多段噴射、燃料噴射量、噴射期間の最適制御、またターボ過給と排気再循環を使った燃焼温度の制御により、排気中の NO_x 、すすの低減を目指した研究開発が行われている。一方、従来機関とは異なる燃焼方式を採用した予混合圧縮自己着火（HCCI: Homogeneous Charge Compression Ignition）機関の研究も行われている。

予混合圧縮自己着火機関は、シリンダ内に供給された予混合気をピストンにより断熱圧縮し、多点同時的な予混合気の自己着火により運転する機関である。そのため火炎伝ば限界を超えた希薄領域でも燃焼することが可能、燃焼温度が低いので、燃焼過程で生成する NO_x はほとんど生じない、燃料と空気は完全に混合され、酸素不足が起きないので燃焼時にすすが生じない、ディーゼルエンジン並みの高い圧縮比で運転できるため熱効率が高い、また吸入する空気を絞らずに混合気を供給するためにポンピングロスがない。一方、ピストン圧縮により燃焼室内のガスの温度が十分高くなると混合気のほとんどが同時に着火・燃焼するため燃焼を穏やかにして熱発生率に幅を持たせる必要性があり、火花放電や燃料噴射のような着火の手段がない圧縮による混合気の自然着火に依存するため着火制御には反応動力的な視点からの操作が必要、燃焼室内のガス温度が一定以上の温度に到達しなければ、燃焼効率も上がらず、未燃炭化水素と CO の排出量も減らない。また出力を上げようとして燃料の量を増やすとひどいノッキングが起きるため運転可能範囲が狭い。

予混合圧縮自己着火機関の実用に向けてはこれらの問題を解決する必要がある、そのためには予混合圧縮自己着火燃焼過程の化学反応機構の理解が重要であると考えられる。一方で、燃焼中に急激な圧力上昇によってノッキングを引き起こすため、高負荷 HCCI 運転は制限されている。ノッキングを回避して高負荷運転領域を拡大し、適切な燃焼期間を確保するため燃焼室内の不均質性方法が提案されているが、これらが HCCI 燃焼に及ぼす影響を解明することも必要である。しかし、実機の燃焼室内のガスには残留ガスの影響による組成不均質、壁面からの熱伝達による温度不均質、不完全な燃料と空気の混合による濃度不均質があるため、この燃焼因子の影響を最小化した状態で HCCI 機関の燃焼のについて基本

的に調べるのが困難である。

そこで本研究では、実験装置にはレシプロ機関の単発の圧縮が再現でき、燃焼に影響を及ぼすパラメータの相互作用を最小化でき、潤滑油の影響が無視できる急速圧縮装置を用いた。また、現行で実際使用されているガソリン、軽油および天然ガスのような多成分燃料の着火挙動は様々な燃料成分の相互関係の影響を別々に確認することが困難である。そこで、オクタン価の指標として用いられ、過去に素反応モデルが構築されている *n*-Heptane および *iso*-Octane をディーゼルおよびガソリンのサロゲート燃料と代替燃料として注目されている *n*-Butane および DME を選択した。単体燃料、混合燃料として圧縮前の温度変化、当量比変化し、急速圧縮装置を用いてシリンダ内の予混合気を断熱的に圧縮し自己着火させ、得られた指圧線図を熱力学的に解析し、低温酸化反応および高温酸化反応それぞれの発現温度および反応期間等を解析している。水平に置いてある燃焼室内に加熱をさせ buoyancy effect によって燃焼室内の温度層状化を作成し、micro-charge を使って燃焼室内に液体燃料を直接投入して燃焼室内の温度によって濃度層状化を作成し、燃焼室内の温度層状化および濃度層状化が *iso*-Octane, *n*-Heptane の単体燃料および混合燃料として HCCI 機関の燃焼に及ぼす影響を明らかにした。温度層状化による燃焼室内の二次元発光強度履歴を Chemiluminescence imaging 方法で観測した。また、素反応数値計算により様々な燃料を用いたときの希薄予混合気の圧縮自己着火燃焼を解析し、本研究から得られた HCCI 機関の燃焼機構に関する知見およびエンジン設計に有効な知見を提供する。

1.2 予混合圧縮自己着火(HCCI)燃焼

この章では従来機関の原理と特徴を述べた後，従来機関を上回る高効率・低公害を達成するとして期待されている圧縮自己着火機関の着火燃焼機構の解明，燃焼制御に関連のある研究例を紹介する．研究例について，予混合圧縮自己着火燃焼の基本的な原理を調べるため予混合圧縮自己着火機関に関する研究，着火時期を制御する方法に関する研究，燃焼完結性の確保に関する研究，燃焼期間の制御に関する研究，燃焼室内不気質に関する研究，化学反応機構に関する研究，また発光計測に関する研究を分類しまとめた．

1.2.1 HCCI 機関の特性と課題

予混合圧縮自己着火機関(Homogeneous Charge Compression Ignition Engine ; HCCI)は燃料と空気の予混合気を燃焼室内に供給し，ピストンによる圧縮で雰囲気を高圧高温とする事で多点同時的に自己着火を起こし，運転する機関である，火炎伝ば方式のガソリン機関，拡散燃焼方式のディーゼル機関の利点を併せ持つ．自己着火を促すために高圧縮比にすることで高効率を実現できる．また，燃焼室内の予混合気は超希薄で均質燃焼が可能となり，NO_xおよびすすの同時低減が可能となる．

図 1-1，図 1-2，図 1-3 に従来の 4 ストロークガソリン機関，ディーゼル機関および予混合圧縮自己着火(HCCI)機関のサイクルの動作と各機関の特徴を示し，表 1-1 に特徴をまとめる．以下に予混合圧縮着火機関に関する研究を紹介する．

日本クリンエンジンの大西ら[2]による 2 ストローク SI 機関において，高速低負荷時に大量の EGR ガスを用いて自己着火燃焼を起こし，サイクル変動の少ない燃焼を実現した．これら大西ら[2]によってこの燃焼方式は ATAC (Active Thermo-Atmosphere Combustion : 活性熱雰囲気燃焼) と名づけられた．この燃焼方式は低負荷域においてサイクル変動の少ない安定した運転が可能であるだけでなく，排気成分中の THC を少なくできること，燃料消費率が改善されるなどといったことが確認されている．また，慶應大学の小熊ら[3]は 2 ストローク ATAC エンジンを対象に，DME，DEE，MTBE，メタノール，エタノール，メタン，プロパンの 7 種を用いて調査を行った結果，アルコールのメタノール，エタノール，またエーテルの DME，DEE，MTBE を用いるとガソリンに比べて ATAC 運転領域が希薄側に拡大すること，各燃料の自己着火温度は予混合気の当量比，給気比，機関回転速度への依存性は小さく，燃料の種類によって一義的に定まること，燃焼時期を制御するには圧縮始めの筒内ガス温度をコントロールすることが重要であることを明らかにした．

ホンダの石橋ら[4]は，人為的に燃焼時期を操作した自己着火を AR (Activated Radical) 燃焼と呼び，2 ストローク SI エンジン的高速低負荷時で見られる自己着火燃焼のプロセスを，ガス交換行程の圧力履歴およびガス交換の各種効率の面から検討した．その結果，自己着火の時期が排気閉時のシリンダ内圧をエンジン回転数と負荷に応じ変化させることによって，SI エンジンと同様に制御できることが分かった．排気ポートの有効開口断面積を

連続に可変するバルブで、常に適切な圧縮始め圧力を与えれば、部分負荷の燃焼安定性と大幅な燃費の改善、HC エミッションの低減が可能である。

新エイシーイーの武田ら[5]は、サイドインジェクタを用いて従来の燃料噴射よりもかなり早い時期に燃料を筒内に噴射し、十分な混合時間を与えて希薄予混合気を作りこれを圧縮自己着火させた。この燃焼方式は PREDIC (Premixed Lean Diesel Combustion) と呼ばれ、その結果、NO_x は大幅に低減したが過度の希薄化により消炎が起こり THC, CO は逆に増加した。また、高負荷域では希薄予混合気の形成が難しいため、大幅な NO_x の低減は部分負荷に限られた。噴射時期を早めると着火が遅れ、早すぎると失火しやすくなり、逆に噴射時期を遅らせると着火が早まり、ノッキングを起こしやすくなった。

新エイシーイーの橋詰ら[6]は、高負荷域での低 NO_x・低スモーク・高等容度という予混合圧縮着火機関の利点を、ノックを避けつつ実現するために希薄部・過濃部に空間的に分割された不均一な混合気を圧縮着火させる燃焼システム（空間分割 MULDIC (Multiple Stage Diesel Combustion)）を提案し、その基本特性を調査した。その結果、全負荷にも関わらず高い等容度が実現され、また、低酸素濃度雰囲気下において適度な予混合化期間を与えることにより、全負荷において NO_x50ppm, スモーク 1FSN 以下を同時に実現することができた。

トヨタ自動車の柳原ら[7]は、燃料を早期に低圧力で噴射することにより、燃料を均一に拡散させて混合気を形成し、その着火・燃焼について調査した。燃料の噴射時期を早めると燃料の拡散が進み、冷炎反応と熱炎反応が見られるようになり、その発現時期は圧縮比に依存した。上死点から噴射時期を進めていくとすすは低下するが NO_x は増加し、HC は減少した。さらに噴射時期を進めると、NO_x とすすがほぼゼロとなる噴射時期の範囲が存在した。EGR は冷炎の出現を遅らせる効果と、熱炎の反応を緩慢にする効果があることがわかった。トヨタ自動車の柳原[8]は、UNIBUS (Uniform Bulky Combustion System) 燃焼を用いて予混合圧縮着火ディーゼルの特徴的燃焼構造を、通常ディーゼル燃焼構造と比較することにより明らかにした。UNIBUS では無炎燃焼時に、熱発生に二つのピーク（低温酸化反応および高温酸化反応）が検出された。低温酸化反応の時期は温度により決まり、その温度は燃料特性（セタン価）により決まることが明らかとなり、また、その反応量は噴射量により決まるが、混合気形成にも強く影響することがわかった。さらに、着火時期の制御は炭化水素燃料の低温酸化反応から高温酸化反応への移行を制御することであり、温度の影響が強いが、制御のためには圧力が有効であることを示した。

豊田中研の青山ら[9]は、ガソリン機関に多く用いられている電磁噴射弁により、大気雰囲気気の吸気ポートへ加圧されたガソリンを噴射し、シリンダ内での圧縮行程を経て自己着火させる機関を PCCI (Premixed-Charge Compression Ignition) と称し試作した。運転領域は限定されるが、直噴ディーゼルに比べ、同等の燃費と 1 / 10 未満の低 NO_x が実現された。逆に HC は増加した。また、吸気温度の上昇と共に、希薄燃焼限界は希薄側に移動したが、過濃側の限界も希薄側へ移動した。Southwest Research Institute の R. H.

Thring[10]は4ストロークエンジンにおける HCCI 運転の条件として、高 EGR（排気再循環）率（13～33%の範囲）と高吸気温度（370 以上）が必要であることを示した。

HCCI による運転領域は、低回転速度、低負荷の場合に限られ、着火時期は EGR の量と吸気温度により定まることを実験により明らかにした。低負荷状態における燃料消費率は、直接噴射式ディーゼル機関（ISFC180～200g/kWh）に匹敵した。また、HCCI 機関はディーゼル機関に比べ PM が非常に低いことを明らかにした。Southwest Research Institute の Thomas W. Ryan ら[11]は、単気筒直噴ディーゼルエンジンを改造し、200 まで加熱できる吸気管内にディーゼル燃料を噴射することにより均一予混合気を形成し、圧縮着火させた HCCI の制御は空燃比と EGR 率によって実現されることを明らかにするとともに、ディーゼルモードと同等の出力が得られる HCCI モードは 50%近い EGR 率と量論比付近の混合気によって実現され、また、微粒子状排出物はほぼ無いことを確認した。さらに HCCI の制御は空燃比と EGR 率によって実現されることを明らかにした。

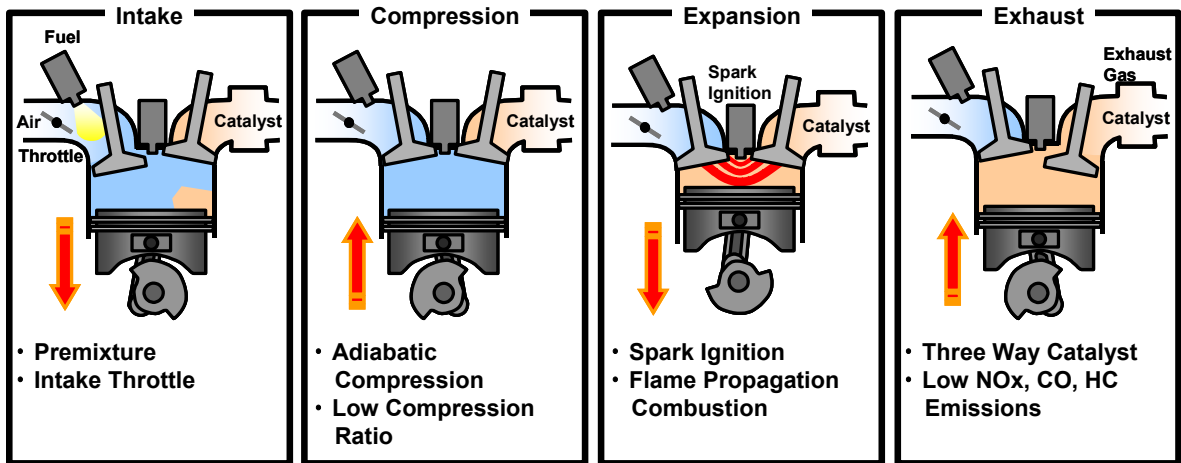


図 1-1 火花点火機関

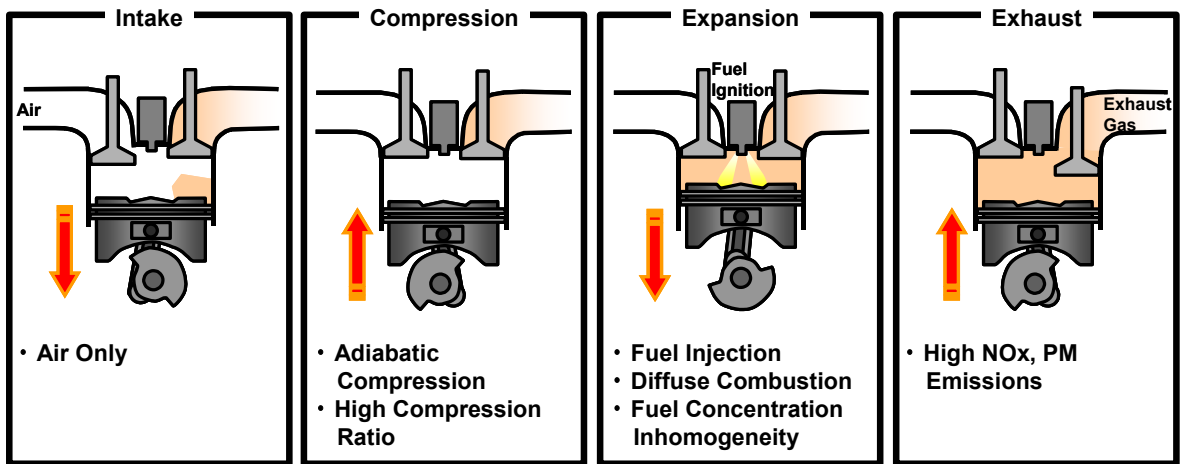


図 1-2 ディーゼル機関

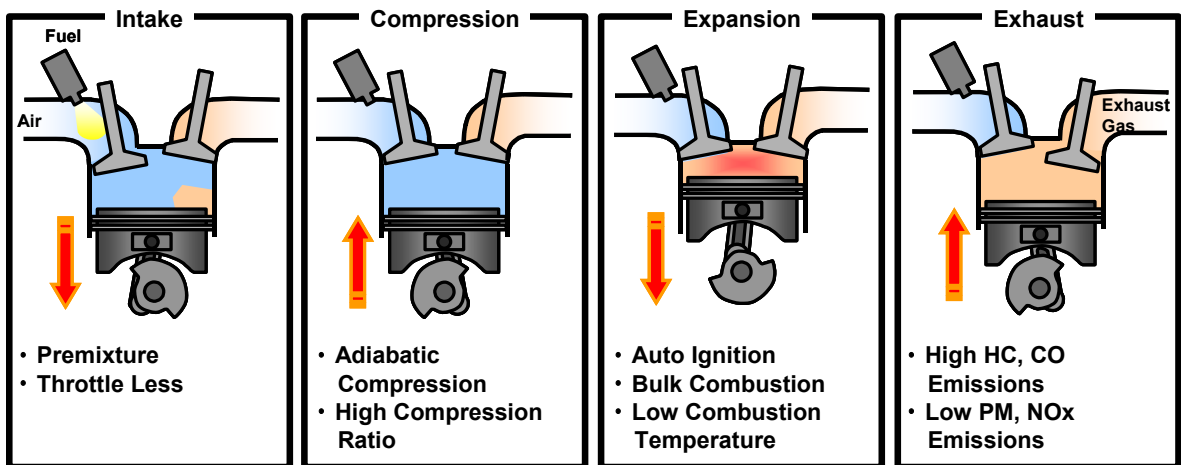


図 1-3 予混合圧縮自己着火燃焼機関

表 1-1 各内燃機関の特徴

	Spark Ignition Engine	Diesel Engine	HCCI Engine
Ignition way	Spark Ignition	Fuel Injection	Auto Ignition
Combustion type	Flame Propagation Combustion	Diffuse Combustion	Bulk Combustion
Advantage	Low NOx, CO, HC Emissions	High Thermal Efficiency	Low PM, NOx Emissions High Thermal Efficiency
Disadvantage	Low Thermal Efficiency	High PM, NOx Emissions	Ignition Timing Control Low Combustion Efficiency Knocking at High Load

1.2.2 HCCI 燃焼に関する研究

HCCI 機関には、着火が燃料固有の着火温度に依存するため着火時期の制御が困難である、またノッキングのために運転領域が低負荷に限られるといった課題が存在し、課題解決のために多くの研究がなされている。HCCI 機関は、着火に至るまでピストンの圧縮によってのみ温度が上昇するので、着火時期の制御には圧縮開始時の筒内ガス温度が重要となる。また、ノッキングは急峻な燃焼により生じるため、その回避には燃焼反応速度の抑制が不可欠となる。上述の課題に対しては、現在までに多くの研究がなされており、いくつかの有効な手法が提案されている。以下に、HCCI 機関の制御技術を紹介する。

(1) 着火時期の制御

予混合気の着火が圧縮行程の終わり時期または膨張行程の始まる時期で起きて十分な熱エネルギーを貰うために内部 EGR 及び着火特性の違う 2 種混合燃料を利用することが提案されている。

a. EGR よる HCCI 燃焼制御

慶応義塾大学の池本ら[12]は、ジメチルエーテル (DME) を燃料とする小型発電機用 HCCI 機関の開発を目指し、当量比 1.0 予混合気、高温の内部 EGR ガス、低温の外部 EGR ガスの三者の混合ガス割合を変えることにより、ノッキングを回避しつつ、高い燃焼効率を確保し、着火時期の最適化により高熱効率を得る制御システムを構築した。図 1-4 に三者のガスの混合の概念を示す。内部 EGR ガスの体積割合の増加に伴い圧縮開始時筒内平均ガス温度は上昇し、着火時期は早期化する。また、予混合気の体積割合が増加し外部 EGR ガスが減少するにつれ筒内最高到達温度は上昇し、燃焼効率が高くなる。逆に、予混

混合気の体積割合が減少し外部 EGR ガスが多くなることで温度上昇は抑制され、燃焼反応速度は抑制される。内部 EGR ガスの導入手法としては吸気工程中に排気バルブを開ける二段排気カム機構を用い、三者の混合ガス割合調節はスロットルおよびバルブにより行う(図 1-5)。しかし、開発した機関において、図示熱効率は目標としたディーゼル機関並みの値を達成できたが、IMEP はノッキングにより投入燃料質量が制限され、半分程度の値しか達成できなかった(図 1-6)。今後は圧縮比を高くし、予混合気および外部 EGR ガスの体積割合を増加させることにより、熱効率・出力の向上を図る必要がある。さらに、近年ではバルブタイミングを自在に変化させる VVT(Variable Valve Timing)システムが広く採用されている[13][14]。このシステムによって負のオーバーラップ量を調節することができ、燃焼室内の内部 EGR ガス量を任意に制御することが可能である。

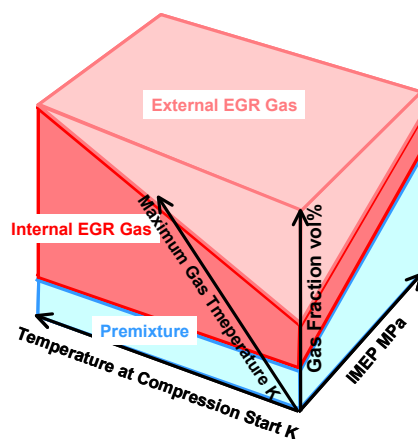


図 1-4 三者のガスの混合の概念 [12]

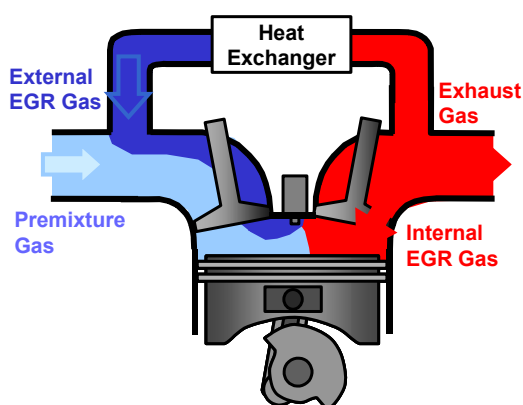


図 1-5 三者のガスの混合のためシステム図 [12]

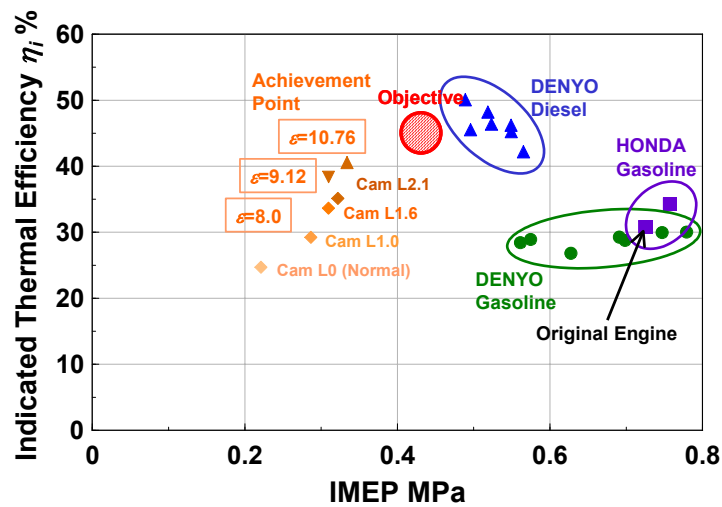


図 1-6 図示熱効率と IMEP [12]

b. 二種混合燃料による HCCI 燃焼制御

自着火特性の異なる二種の燃料を混合することで、慶應大学の山下ら[15]は自着火温度の高い Methane と自着火温度の低い DME の混合割合を制御することで、着火時期が制御できることを明らかにした。さらに、熱発生ピークを膨張行程に遅延化することで、燃焼期間を長期化でき、ノッキングを回避した高 IMEP 運転が可能であることを明らかにした。(図 1-7)金野らは[16]メタンと DME の混合燃料を用いて素反応数値計算及び往復動型機関実験を行った。メタン/DME の酸化反応は三段階で起こる。一段目は、DME の低温酸化反応、二段目は、H₂O₂ の分解により多量の OH が供給されることで起こる DME の高温酸化反応、三段目は CO 及びメタンが消費される反応である。メタンの着火に対する DME の役割は、低温酸化反応による温度上昇及び低温酸化反応で生成された OH の供給による酸化反応促進効果である。この研究により DME の量によって着火時期が制御できることを明らかにした。名古屋工業大学の太田ら[17]によると実機においてメタン当量比 0.36 ~ 0.55 に対し、HCHO を添加していくことで着火時期の早期化・RHR のがおこると報告されている。これはメタンの酸化反応に必要な温度域に達する前に HCHO から OH を供給されるためだと考えられる。つまり、同じ HCHO の添加でも LTR 発現温度が低い DME では OH を HCHO に食われ、LTR を持たず HTR 発現温度が高いメタンでは OH を HCHO に供給されるという逆の効果を示すことがわかる。しかし、二種燃料をつかうため別々燃料のタンクおよび燃料供給装置が必要ため燃焼装置のサイズが大きくなるのが問題になる。

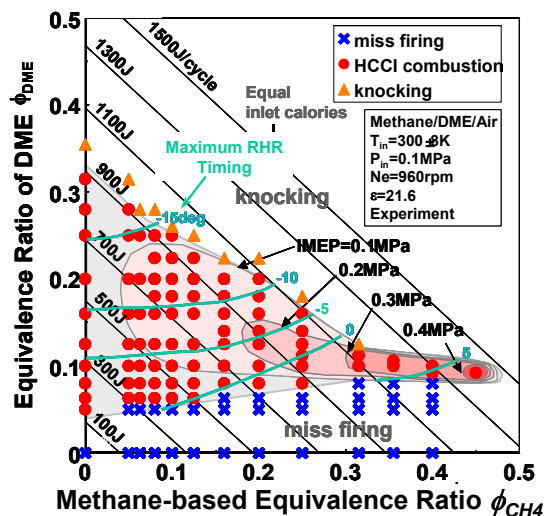


図 1-7 二種混合燃料を用いた高 IMEP の達成 [15]

(2) 燃焼完結性の確保に関する研究

HCCI 機関は燃焼期間が短く、火炎温度が低く、また燃焼室壁面からの冷却損失によって未燃炭化水素の排出量が多い。未燃炭化水素の排出量低減のため火炎温度と燃焼室壁面からの冷却損失に着目し、調査した研究がある。慶應大学の小島ら[18]は *n*-Butane を使用し、HCCI 燃焼実験と素反応数値計算を行い、筒内ガス最高到達温度と排気成分・燃焼完結性を調査・比較した。HCCI 燃焼実験において、排気成分のうち熱量を持つものは投入した燃料が最も多く、その次に CO が多い。それに対して素反応数値計算では投入した燃料はほとんど分解されて排出されずに CO が排出される。その理由はバルクの温度不足による中間生成物の排出と燃焼室壁面への熱損失による温度不足であると考えた。それらの知見から、未燃炭化水素排出の低減のためには、未反応領域割合を減少させるために最高到達温度を 1600K ~ 1800K 程度に保つこと、S/V 比の小さな燃焼室を適用すること、シリンダにセラミックなどの遮熱素材を使用すること、層状給気を用い熱損失部には燃料を供給しないことといった方法を提案した。HCCI 機関で高燃焼効率の確保および排気中の未燃 HC、CO の削減手法について、素反応数値計算による調査、解析を行った研究がある。山崎ら[19]は燃料として *n*-Butane を仮定し素反応数値計算を行った。燃焼の進行速度は燃焼室に導入された燃料の質量に大きく依存する。そのため EGR による希釈、空気による希薄化は燃焼室に導入される燃料の質量が同じであれば同等の効果を示す。排気中の未燃 HC、CO 濃度はサイクル中の最高到達温度で決まる。化学反応論的には最高温度が 1500 K 以上となる運転条件が未燃 HC、CO 削減の必要条件である。HOT EGR は燃焼の進行速度を抑制し、かつ高い燃焼効率を確保するためには有効な手法であることを明らかにした。

(3) 燃焼期間の制御

a. 過給による燃焼期間の制御

HCCI 機関では比出力の低さが実用化への妨げとなっている。HCCI 機関の出力向上のための一つの手法として過給が注目されている。Lund Institute of Technology の Olsson ら [20] は *n*-heptane, ethanol を用いて、過給圧を変化させて出力向上について実験と計算により調査を行った。その結果、絶対圧に対する過給圧 1.3~2.9bar abs の範囲で IMEP が 0.75~1.7MPa をカバーすることが出来た。しかし、過給圧 2.9bar の時には二段インタークーラーを用いたターボチャージャーを使用しなければ過給できないため、ポンピングロスが大きく、0.08MPa の損失が出てしまっている。出力限界は許容されるシリンダ内最高到達圧力に依存し、ガス交換効率に妨げられて、シリンダ内最高到達圧力を 25MPa にしてもそれ以上は得られなかったとしている。新エイシーイーの原ら [21] はセタン価 20 相当の軽油を燃料とし燃焼室に早期に燃料を噴射する希薄予混合ディーゼル燃焼 (PREDIC: Premixed Lean Diesel Combustion) を用いて 0~245kPa まで過給を行うことで IMEP 0.2~1.15MPa、熱効率は最大 49.8% を達成した。Sandia National Laboratories の Magnus ら [22] は、熱伝達や残留ガスが筒内ガス温度に与える影響についてエンジン実験ならびにシミュレーションによって検討を行った。圧縮開始時の筒内のガス温度は前サイクルの残留ガスに影響を受けること、新気とエンジンとの間の熱伝達は吸気時の流動 (エンジン回転速度や吸気管形状に依存する) が強いほど促進されることを明らかにした。

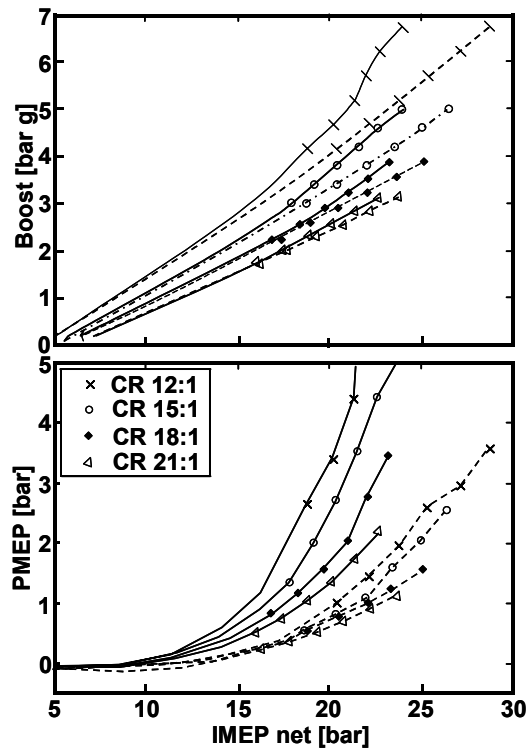


図 1-8 過給による高 IMEP の達成およびポンピングロス [20]

b. 燃焼室内の不均質に関する研究

東京ガスの森本ら[23]は天然ガスを燃料として排気ガスを常温まで冷却させ燃焼室に再導入し、燃焼実験を行った。EGRを導入することで燃焼効率を低下させることなく燃焼速度を緩慢にすることができ、燃焼室最高到達圧力の値は下がる。また、EGRを不均質に燃焼室に導入することで均質混合より更なる燃焼速度、燃焼室最高到達圧力の低下を実現することができた。これによりEGRを導入することで着火時期、燃焼速度を制御できることを明らかにした。慶應大学の熊野ら[24]はDMEを燃料として燃料導入方法を変えることで燃料と空気の混合を均質、不均質にわけて燃焼実験及び二次元発光計測を行った。均質条件に比べ不均質条件では燃焼効率が低下することなく高温酸化反応の熱発生率ピーク値は小さくなり、均質条件では燃焼室全域で燃焼が同時に起こるが、不均質条件では燃焼が時間的、空間的に燃焼室で大きく分散して起こることを明らかにした。燃料濃度の不均質性を変えることで燃焼期間が大きく変化したことより、HCCI機関でのノッキングにつながる急峻な燃焼を回避する手段として有効であると提案した。Lund universityのCollinら[25]は、4ストローク直噴可視化エンジンにおいて*n*-Heptaneと*iso*-Octaneの混合燃料を用いて、燃料噴射時期を変化させ、PLIF法によって燃焼室内のHCHO、OHの濃度計測を行った。その結果、燃料噴射時期が早い場合にはHCHO、OHともに低温酸化反応の終了時期に燃焼室内全域に分布し、遅い場合には噴霧方向に生成され、その多くが燃焼室壁面付近に分布することを明らかにした。

(4) 発光計測に関する研究

炎の色について観察した記録が残っているのは、1704年のNewtonが最初であった。その後、Kirchhoffらにより分光分析の装置がつけられた。可変スリット、コリメーターレンズなどの組み合わせで分光装置の基となっている。近年、レンズ、レーザ、高速カメラの発展によって光学計測方法がエンジンでも適用されている。基本原理は励起状態の化学種が基底状態へ遷移する際には、化学種固有の波長の光を発する。そのため特定の波長の光を時間履歴で計測することで、工学計測がなされている。詳細な燃焼過程の解析には、燃焼過程で生成される中間生成物からの発光を計測することが有効である。化学反応中に生成される中間生成物のラジカル発光を計測する研究が行われており、その主な研究について紹介する。

慶應大学の飯田ら[26]は火炎のラジカル発光計測による燃焼診断の可能性について検討した。ガソリン、メタノール、メタンと空気の予混合火炎からの発光スペクトル計測を行ない、火炎中に存在するラジカル種の同定を行った。メタノールに対してはOH、CHラジカル発光が、ガソリン、メタンに対してはOHねCHねC₂ラジカル発光が計測可能な発光強度を持つことを見た。さらにこれらのスペクトル強度に対する当量比、予混合気温度の影響および燃料依存性について明らかにした。各燃料とも2つのラジカルの発光強度比が当量比に対して線形性を有する組み合わせがあり、ラジカル発光の計測による燃焼場での

当量比予測の可能性を示した。慶應大学の飯田ら[27]は2ストロークエンジンで見られる ATAC とよばれる自己着火燃焼の着火・反応機構の解明を目的として、エンジン燃焼室内ラジカル発光像の計測システムを試作した。メタノールを燃料とする ATAC エンジンにおける火花点火に始まる通常燃焼と ATAC の場合についてラジカル発光像の計測を行なった。その結果、通常燃焼の場合には、火炎伝播により燃焼が進行するのに対して、ATAC の場合には燃焼室全域で着火が生じ、その後バルク状の極めて均質な燃焼反応が進行することがわかった。ATAC エンジンでは熱発生の開始前の、極めて早期に OH ラジカル発光が生じ、つづいて CH ラジカル発光が生じることを明らかにした。

九州大学の村瀬ら[28]は、簡単な急速圧縮装置を用い *n*-Butane を燃料とした場合の予混合圧縮自己着火燃焼からの発光スペクトルおよび高速度カメラを利用して火炎機構の計測を行った。HCHO による 410~430nm 付近にブロードなピークを持つ冷炎の発光スペクトルおよび冷炎の像を得た。さらに、熱炎発生時には、OH、HCO、CH、C₂ のスペクトルが CO の連続スペクトルに重畳される。主たる熱発生後、発光スペクトルは長波長側にシフトして行く。燃焼のカラー写真を見ると、それに対応して火炎の色が赤に変化していることがわかる。また、PFJ (Pulse Flame Jet) によって HCCI 機関の着火時期の制御を試みた。PFJ 用燃料としてメタン、予混合燃料として *n*-Butane を用い、PFJ のタイミングを変化させることで着火時期が制御できることを示した。

三菱自動車の桑原ら[29]は、火花点火機関(燃料:プロパン)、直噴ガソリン機関、ディーゼル機関、HCCI 機関(燃料:*n*-Butane)の高時間分解能かつ高空間分解能での発光スペクトル計測および高速度カメラ撮影を行い、それぞれの発光特性、火炎構造の特徴を明らかにした。火花点火機関では火炎面において OH^{*}、CH^{*}、CO₂^{*}の発光スペクトルが見られ、その後、既燃領域に入ると CH^{*}バンドが消え OH^{*}、CO₂^{*}による発光が徐々に弱まる。直噴ガソリン機関では OH^{*}、CH^{*}、CO₂^{*}による発光に加え、燃料過濃領域で生成したすすからの熱放射と見られる発光が観測された。また、ディーゼル機関ではすすからの熱放射のみが、HCCI 機関では CO₂^{*}の発光のみが観測された。さらに火花点火機関において CO₂^{*}の発光強度と熱発生率に相関が見られたことから、CO₂^{*}の発光は局所の燃焼を評価するのに有効であると結論付けた。

東京大学の山田ら[30]は、DME/空気予混合圧縮自着火機関において、LIF(レーザー誘起蛍光法)および排気分析を用いて燃焼過程での HCHO 濃度履歴を調査した。得られた HCHO 濃度履歴は素反応数値計算結果と概ね一致し、当量比に関わらず低温酸化反応で一定量(20%から30%)の DME が消費され、同量の HCHO が生成されることを示した。

Leed 大学の Griffiths ら[31]は急速圧縮装置を用い HCCI 燃焼の原因を調査した。供試燃料は *n*-Petane を使って当量比 0.5 の条件で予混合気を圧縮させ高分解能圧力履歴とフィルタを使った 2次元発光計測を行った。高温酸化反応によって生成される発光はシリンダの壁面から始まって大変な強く連鎖分岐反応(Chain Branching)の着手に影響を与えたことを確認した。ノッキングが起こらない条件には HO₂ が遅い段階にバルク燃焼を可能にさせ

るも確認した。

1.2.3 ノッキングに関する研究

ノッキングとはエンドガスの自己着火により正規に伝播する前に各所で燃焼が起こり、この衝撃的な圧力上昇によって燃焼圧力が上昇し、これが騒音を発する現象を指す。HCCI 燃焼の Knock の現象と原因はまだはっきり把握するため様々な研究者たちは圧力変動を示している HCCI 燃焼から圧力履歴に着目している[32][33][34][35][36]。しかし、HCCI 燃焼では高負荷の運転時、大きい圧力変動の幅が見える。Oakely ら[36]はエンジンサイクル中に 0.5bar 以上になったら HCCI エンジンのノッキングと考慮した。Knocking level を GM の Eng[37]がエンジンから生成される圧力と可聴ノイズを用いて Knocking level を定量化する Ringing Intensity が HCCI 機関の燃焼の定量化ため方法論として使っている。

$$\text{Ringing Intensity} \approx \frac{1}{2\gamma} \frac{(\beta \frac{dp}{dt_{\max}})^2}{P_{\max}} \sqrt{\gamma RT_{\max}} \quad (1.1)$$

式(1.1)で Ringing Intensity は圧力上昇率(kPa/ms)の 2 乗に比例し、Pmax(kPa)は燃焼中に生成される圧力の最大値、また、音速(m/s)は root-square の式によって求める。は実験によって求める Scale Factor ですが、Eng によって =0.05 提案され研究者たち[37]が計算している。

1.2.4 不均質性を用いた HCCI 燃焼に関する研究

現在、そのノッキングを回避する手法の一つとして、燃焼室内ガスの不均質性に注目した研究が行われている。元来、実際のエンジンの燃焼室内のガスは、残留ガス、ガスの流動、壁面への熱伝達、蒸発潜熱や比熱比等の様々な影響を受け、温度と濃度が不均質になっている。そこで、逆に燃焼室内のガスに意図的に不均質性を持たせることで、圧力上昇率を低くする研究が行われている。

(1) 関連研究

慶應大学の熊野ら[39]は、4 ストローク単気筒可視化エンジンを使用し DME/空気予混合気の燃料濃度の不均質性が HCCI 燃焼に与える影響を二次元発光画像計測により調査した。図 1-9 に燃焼特性、図 1-10 に二次元発光画像、図 1-11 には任意の局所における発光強度履歴を示す。予混合気中の燃料濃度が不均質条件の時、均質条件に比べ熱発生率のピーク値が下がり、燃焼期間が長くなることがわかった。二次元発光画像を見ると均質条件では、image4 で燃焼室のほぼ全域で発光が観測された。Image5 では image4 で発光していなかった。領域で発光が観測された。不均質条件では、image1 ~ image8 まで発光が確認されるが image2 ~ image5 にかけては一度発光した領域では再度発光が観測されることはなく前フレームで発光していない領域が次フレームで発光する様子が観測された。局所の発光強

度履歴を見ると、均質条件では同じフレームで同時期に発光がおり、不均質条件では発光時期がばらついているものの、両条件とも全ての場所において1つのフレームでのみ発光が検出された。

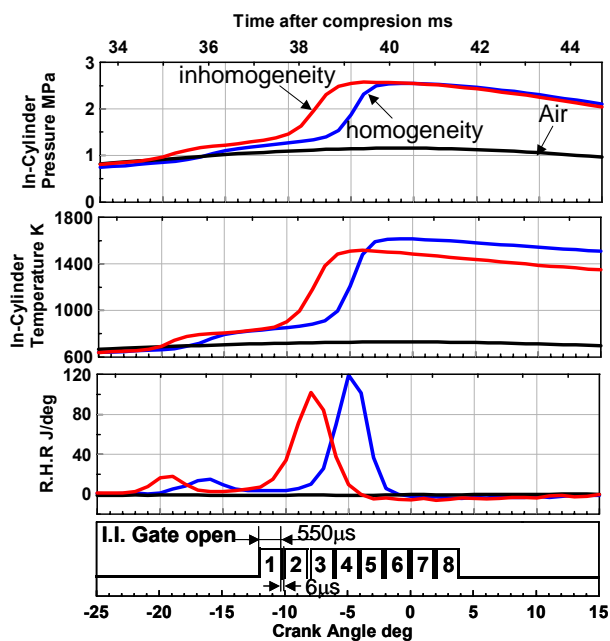


図 1-9 燃焼特性 [39]

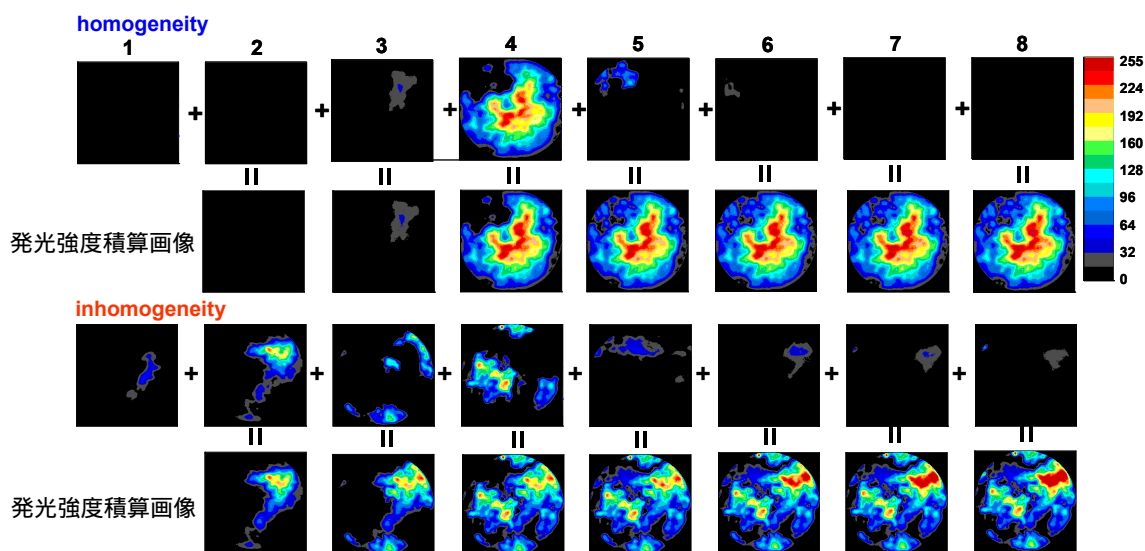


図 1-10 二次元発光画像 [39]

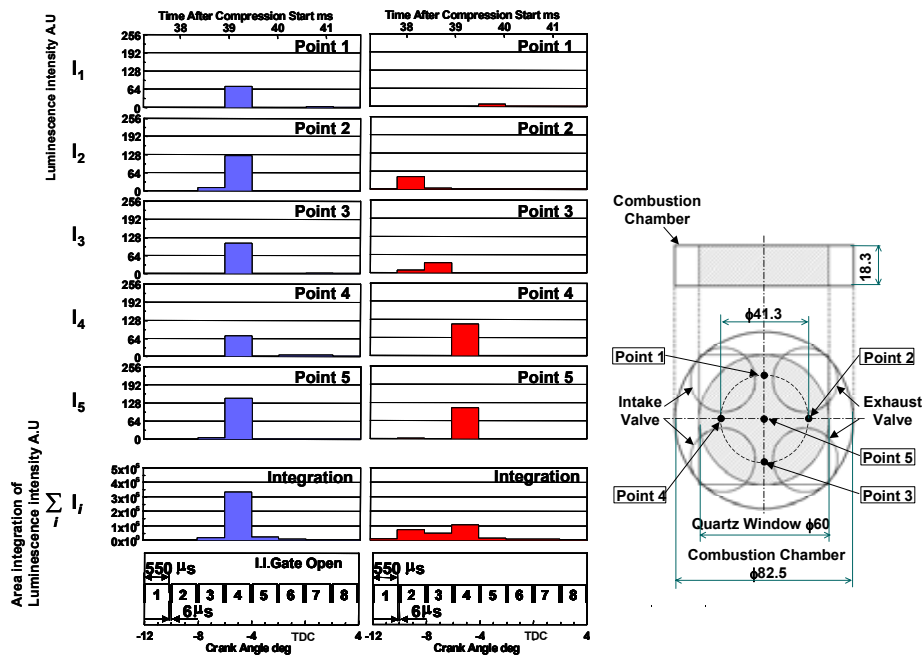


図 1-11 局所における発光強度履歴 [39]

IFP の Thirouard ら[40]は混合気の性質が燃焼器を制御する上でどのような影響をもたらすかを調査することを目的として単機筒の可視化ガソリンエンジンを使用し、LIF (Laser Induced Fluorescence) による燃料濃度分布の検出と残留ガス分布の検出した。不均質な燃料分布の影響を見るために、両方の燃料ポートから燃料を投入する場合と片方の燃料ポートから燃料を投入する場合とで燃料濃度の分布を作った。図 1-12 と図 1-13 に燃料濃度の分布を作った実験装置を示す。両方のポートから投入すると自己着火が起こった領域はほぼ均一に広がり、片方のポートからのみ燃料を投入すると、自己着火が起こった領域は最初の反応領域が燃料を投入した側に広がっていた。燃焼過程では、最初の反応は部分的に燃料が過多の部分から起こる。自己着火の遅れは混合気の部分的な濃度が均一になると小さくなってしまう。逆に燃焼室内に部分的に大きな濃度の違いができれば、燃焼期間に影響を与えることができる。この部分的な濃度の違いは、燃料の供給をポートで制御することは難しいのが、直接投入なら有効な手段となりえる。

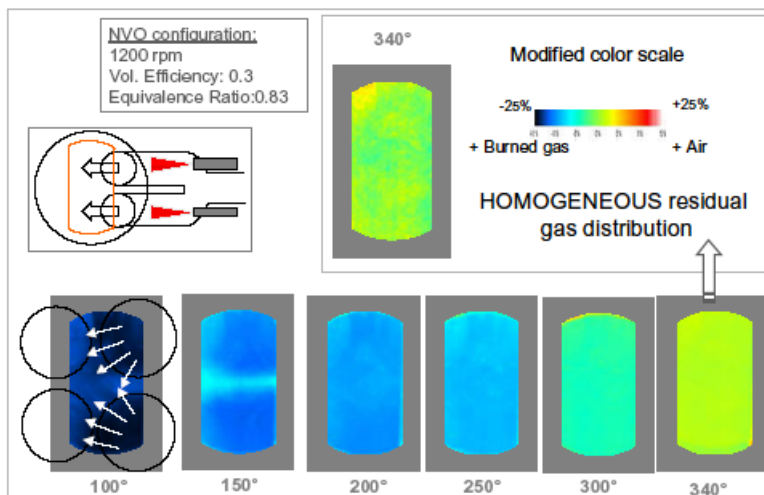


図 1-12 両方のポートから燃料を投入した場合 [40]

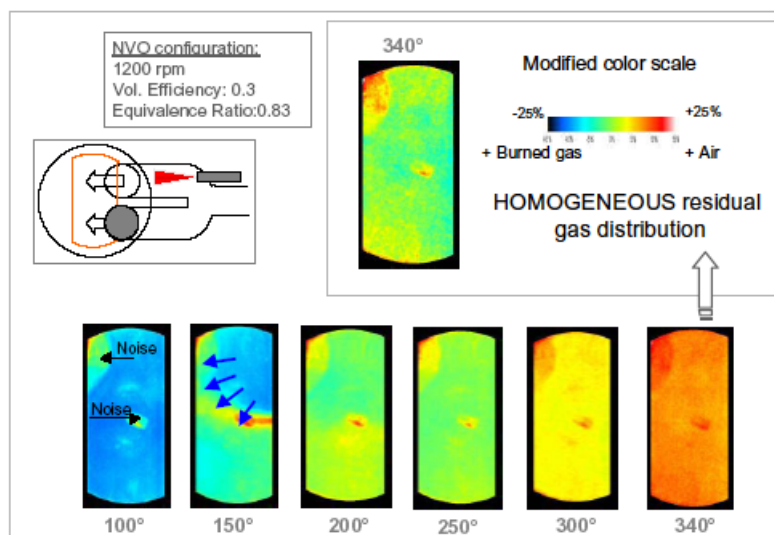


図 1-13 両方のポートから燃料を投入した場合 [40]

1.2.5 HCCI 機関における供給予混合気の不均質性とその生成要因

HCCI 機関では予混合気の自己着火により燃焼が行われるため物理的な着火燃焼制御手法を持たず、着火時期および燃焼期間の制御には燃料と空気の酸化反応機構の把握が必要である。一方で、図 1-14 に示すように実機における HCCI 機関では、燃焼室に供給される予混合気は完全均質ではなく、吸気中の燃料と空気の混合や、燃焼室内での残留ガスとの混合、燃焼室壁面での熱伝達、ガス流動などの物理的な要因によって、燃焼室内の混合気に燃料濃度や温度の不均質性が生じており、それら不均質性が HCCI 機関の着火、燃焼機構に与える影響は無視できないと考えられる。

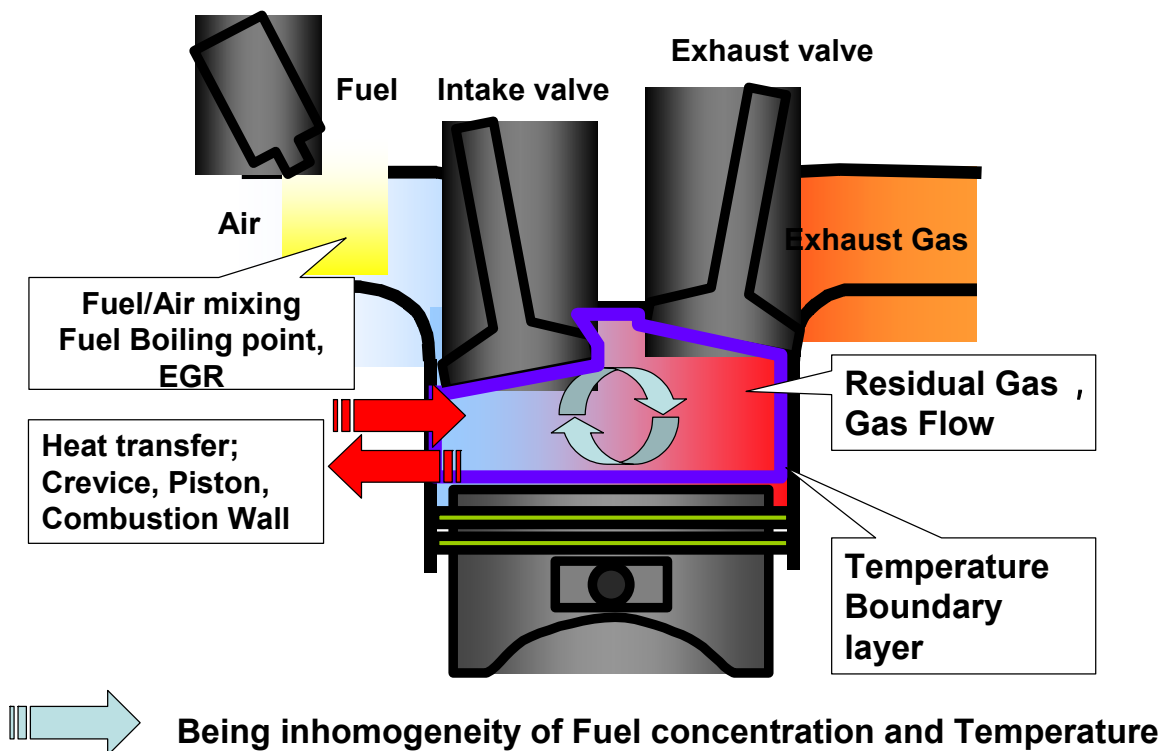


図 1-14 燃焼室内に不均質性を生じさせる要因

1.2.6 エンジンとショックチューブと急速圧縮装置の比較

圧縮自己着火機関の着火および燃焼を解析するに耐えられるものを選択する必要がある。往復動型のエンジンにおいては、図 1-15、表 1-2 示すように燃焼室内の予混合気の温度、圧力はピストンの圧縮に応じて時々刻々と変化していき、ピストン上死点以降は膨張行程で温度、圧力は低下していく。また前サイクルの残留ガスは次サイクルへ持ち越される。これに対し、衝撃波により圧縮を行うショックチューブの圧縮速度は μs オーダーでエンジンの圧縮時間と比較して充分速く、温度、圧力はステップ状に上昇し、その後はほぼ一定に保たれる。急速圧縮装置は圧縮時間はエンジンの場合とほぼ同じであるが、上死点後圧力、温度降下のないこと、残留ガスが存在しないことがエンジンとは異なる。ショックチューブのような単純な条件下において、現象を再現することが可能でないと、エンジンのような考慮すべき因子の多い複雑な条件下での現象を再現できないと考えられる。

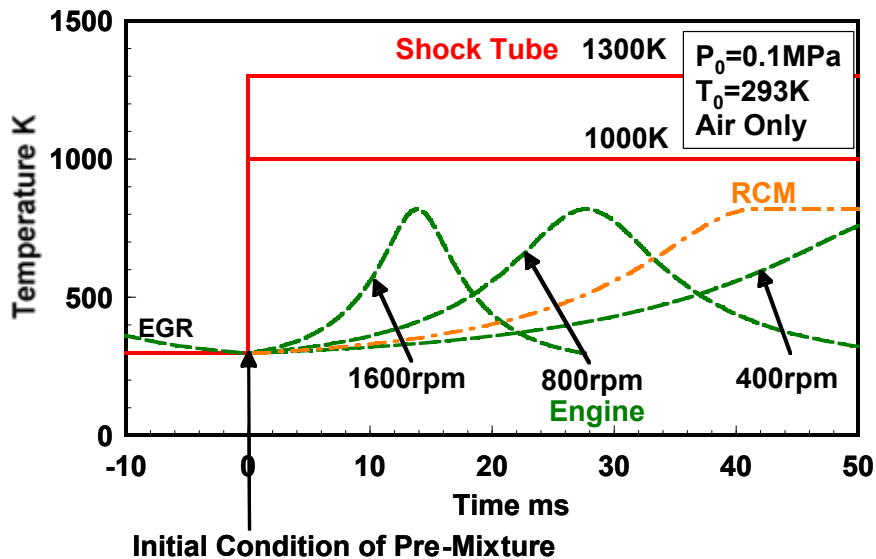


図 1-15 Engine, Shock tube, RCM の温度履歴

表 1-2 RCM, Engine, Shock tube と不均質性の要因

	Boundary layer	Heat transfer	Residual gas	Gas flow	Temperature history
RCM	○	○	×	×	
Engine	○	○	○	○	
Shock Tube	○	○	×	×	

1.3 本論文の目的

予混合圧縮自己着火機関 (HCCI) は燃料と空気の予混合気を燃焼室内に供給し、ピストンによる圧縮で雰囲気を高圧高温とする事で多点同時に自己着火を起し、運転する機関である、火炎伝播方式のガソリン機関、拡散燃焼方式のディーゼル機関の利点を併せ持つ。この燃焼方式はガソリン機関の火炎伝播燃焼の希薄可燃限界を打破でき、自己着火を促すために高圧縮比にすることにより、同時に高効率を実現できる。また、燃焼室内の予混合気は超希薄で均質燃焼が可能となり、NO_xおよびすすの同時低減が可能となる。しかし、HCCI 機関において高出力、高効率、低公害を実現するためには、着火時期および燃焼期間の制御手法の確立が不可欠となっている。というのは、着火時期の最適化は従来のガソリン機関では火花点火、ディーゼル機関では燃料噴射という物理的手法により行われるのに対し、HCCI 機関における着火は、燃料と酸化剤の酸化反応過程に大きく依存しており、従来の物理的な手法が適応できないからである。

そのため、着火時期および燃焼機関の制御のためには、燃料と空気の酸化反応機構の把握が必要となる。また、急峻な熱発生による高効率化のメリットはあるが、急峻すぎるとノッキングを引き起こす可能性があり、ノッキング回避のために適切な燃焼期間を確保することも必要とされる。この急激な圧力上昇によって生じるノッキングを回避して高負荷運転領域を拡大するための手法として提案されているものの一つとして、燃焼室内の不均質性を利用する手法があり、現在この燃焼室内の不均質性が HCCI 燃焼に及ぼす影響を説明することが必要とされている。

従来の予混合圧縮自己着火燃焼に関する実験的研究においては、エンジンを用いた燃焼室内圧力履歴、温度履歴、熱発生率履歴等の解析が主である。ここで得られた知見は、残留ガスの影響があるため純粋な熱力学的な解析を行い、評価するには不十分である。また、実験的に着火および燃焼過程での化学反応の進行状況を理解するには、化学発光を計測することが有効である。そこで数値計算に加え、数値計算結果との比較検証を化学反応過程に踏み込んで行える実験結果の取得し、実験的にも化学反応機構を理解することを目的とし、可視化計測システムを用いて燃焼室内温度および一方を均質性に、他方を不均質にそれぞれ分散させた予混合気を形成し、予混合気の圧縮自己着火燃焼過程でのラジカル発光計測を行うことで、局所間に生じる反応過程の非一様性が HCCI 燃焼に及ぼす影響を明らかにする。

以上より得られた知見をもとに、予混合圧縮自己着火機関の開発に有効な提案をすることを目的とする。

1.4 本論文の構成

予混合圧縮自己着火 (Homogeneous Charge Compression Ignition ; HCCI) 機関は燃料と空気の予混合気を燃焼室内に供給し、ピストンによる圧縮で雰囲気を高圧高圧場とすることで多点同時に自己着火を起し、運転する機関である、この燃焼方式はガソリン機関の火炎伝播燃焼の希薄可燃限界を打破でき、自己着火を促すために高圧縮比にすることにより、同時に高効率を実現できる。また、燃焼室内の予混合気は超希薄で均質燃焼が可能となり、NO_xおよびすすの同時低減が可能となる。しかし、HCCI 機関において高出力、高効率、低公害を実現するためには、着火時期および燃焼期間の制御手法の確立が不可欠である。HCCI 機関における着火は、燃料と酸化剤の酸化反応過程に大きく依存しており、従来の物理的な手法が適応できず、燃料と空気の酸化反応機構の把握が必要である。

一方で、燃焼中に急激な圧力上昇によってノッキングを引き起こすため、高負荷 HCCI 運転は制限されている。ノッキングを回避して高負荷運転領域を拡大し、適切な燃焼期間を確保するため燃焼室内の不均質性方法が提案されているが、これらが HCCI 燃焼に及ぼす影響を解明することも必要である。しかし、実機の燃焼室内のガスには残留ガスの影響による組成不均質、壁面からの熱伝達による温度不均質、不完全な燃料と空気の混合による濃度不均質があるため、この燃焼因子の影響を最小化した状態で HCCI 機関の燃焼について基本的な特性に調べるといことは極めて困難である。

そこで本研究では、実験装置にはレシプロ機関の単発の圧縮が再現でき、燃焼に影響を及ぼすパラメータの相互作用を最小化でき、潤滑油の影響が無視できる急速圧縮装置を用いた。また、現行で実際使用されているガソリン、軽油および天然ガスのような多成分燃料の着火挙動は様々な燃料成分の相互関係の影響を別々に確認することが困難である。そこで、過去に素反応モデルが構築されている *n*-Heptane, *iso*-Octane, *n*-Butane および DME を選択した。急速圧縮装置を用いてシリンダ内の予混合気を断熱的に圧縮し自己着火させ、得られた指圧線図を熱力学的に解析し、低温酸化反応および高温酸化反応それぞれの発現温度および反応期間等を解析している。

第1章 序論

低公害および高効率な次世代エンジンとして予混合圧縮自己着火機関を取り上げ、従来の S.I.機関およびディーゼル機関との比較によりその着火および燃焼方式の概説を行う。本研究に関連する研究を紹介し、実用化への課題を提示するとともに、本研究の目的を掲示する。

第2章 実験計画

本研究で用いた供試機関である急速圧縮装置の仕様や予混合気供給系、測定装置および光学系について説明し、着火および燃焼特性を解析する際に必要な定義およびその解析方法を示す。また、素反応数値計算の原理や用いたスキームについても述べる。最後に本研

究で燃料について説明する．

第 3 章 単体燃料の HCCI 燃焼過程

ガソリンのように分子構造が異なる多種の炭化水素から構成される混合燃料の場合，単体燃料の反応モデルを組み合わせた場合と異なる反応が生じる．そのため，燃料成分間の相互作用の特性を考慮が必要とされている．本章には，過去に素反応モデルが構築されている *iso*-Octane，*n*-Heptane および *n*-Butane の単体燃料を使って当量比変化，圧縮開始前の温度変化が HCCI 機関の燃焼に及ぼす影響を明らかにする．急速圧縮装置を用いてシリンダ内の予混合気を断熱的に圧縮自己着火させ，得られた指圧線図を熱力学的に解析し，低温酸化反応および高温酸化反応それぞれの発現温度および燃焼期間等を解析した．また，*iso*-Octane，*n*-Heptane 単体燃料の HCCI 燃焼の素反応数値計算を行い，燃焼における反応過程の特性を調べる．

第 4 章 温度層状化が HCCI 燃焼に及ぼす影響

水平に置いてある燃焼室内に加熱をさせ buoyancy effect によって燃焼室内の温度層状化を作成し，燃焼室内の温度層状化が *iso*-Octane，*n*-Heptane および DME の単体燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響を明らかにする．熱電対を使った温度測定装置を作成して温度均質場合と層状化場合の圧縮開始前の温度を測定し，どのくらいのガス温度を持っている空気がどのくらいあるのかを実験的に確認した．そこで本章では，予混合気において燃焼室内ガス濃度および筒内ガス温度が均質化の場合と層状化の場合で HCCI 燃焼させた時の熱力学項目と発光強度の関係を調査する．また，温度層状化による燃焼室内起こる二次元発光強度履歴を観測した．

第 5 章 濃度層状化が HCCI 燃焼に及ぼす影響

micro-cyringe を使って燃焼室内に液体燃料を直接投入して燃焼室内の温度によって濃度層状化を作成し，濃度層状化が *iso*-Octane，*n*-Heptane の単体燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響を明らかにする．FID 式の THC 計を使用し，燃焼室の位置を変化させて燃料濃度を測定して燃焼室内の温度層状化がある雰囲気でのガス温度とガス濃度の関係を確認する．また，圧力上昇率と二次元発光強度履歴の関係も調査する．

第 6 章 温度，濃度層状性効果の燃料依存性

単体燃料の HCCI 燃焼特性から分かった知見を用い，温度層状化，濃度層状化を持たない条件における，*iso*-Octane，*n*-Heptane の二種混合燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響を明らかにし，温度層状化，濃度層状化と二種混合燃料の組み合わせにつなげることのできる知見を得る．

第 7 章 結論

各章で得られた HCCI 燃焼の機構に関する知見および HCCI 機関においてノッキングを回避するための提案をまとめ，本論文の結論とした．

第2章 実験装置および方法

2.1 急速圧縮装置および計測システム

2.1.1 急速圧縮装置(Rapid Compression Machine; RCM)

予混合圧縮自己着火の燃焼特性を調べるには、燃焼残留ガスなどの燃焼因子の影響が無い状態で各パラメータを調査することが有効である。本研究ではレシプロ機関の単圧縮を再現でき、燃焼ガスの残留が無く、オイルレス構造をもつため潤滑油が燃焼に及ぼす影響を除去することが可能となっている急速圧縮装置を用いた。本装置の仕様を表 2-1 に、写真を図 2-1 に、また図 2-2 に急速圧縮装置とエンジンの圧縮速度を比較した。*n*-Heptane, *iso*-Octane の低温酸化反応発現温度は 700K 程度であり、そのときの急速圧縮装置のピストン速度は回転速度が 300rpm 程度のエンジンとに相当するである。急速圧縮装置の蓄圧室の断面図を図 2-3 に、燃焼室の断面図を

図 2-4 に示す。本装置はボア 145mm、ストローク 692mm、圧縮比 14.62、圧縮期間が約 200ms である。本装置の駆動・制御システムを以下に説明する。図 2-5 に急速圧縮装置の駆動シーケンスを、図 2-6 に急速圧縮装置の給気・駆動系統図を示す。以下に急速圧縮装置の駆動手順を示す。

- (1) 燃料噴射ポンプ 22 は常に動作しており、燃料ポンプに取り付けられたエンコーダ 23 は 1 回転辺り 1 パルスが発生する。
- (2) 蓄圧用調節弁 15 を開き、蓄圧室を 0.24MPa まで蓄圧する。
RCM ドライブシステム 20 のスイッチを ON にし、RCM コントローラ 21 に RCM スタートパルスを送る
- (3) スタートトリガーで定めた時刻(1040ms 後)に吸気用電磁弁 4 と排気弁が閉まり吸気が止まる。
- (4) 同時にトリガー用電磁弁 19 が開いてピストンが駆動し、圧縮を開始する。
- (5) インジェクションコントロールトリガー発生後の最初の燃料ポンプ用エンコーダトップパルスと同期し 1 Rev パルスが発生する。このパルスの 200ms 前よりデータサンプリングを開始する。
- (6) 圧縮終了後再び吸気用電磁弁と排気用油圧ポンプ 14 により油圧がかかり排気弁が開き排気し、実験が終了する。

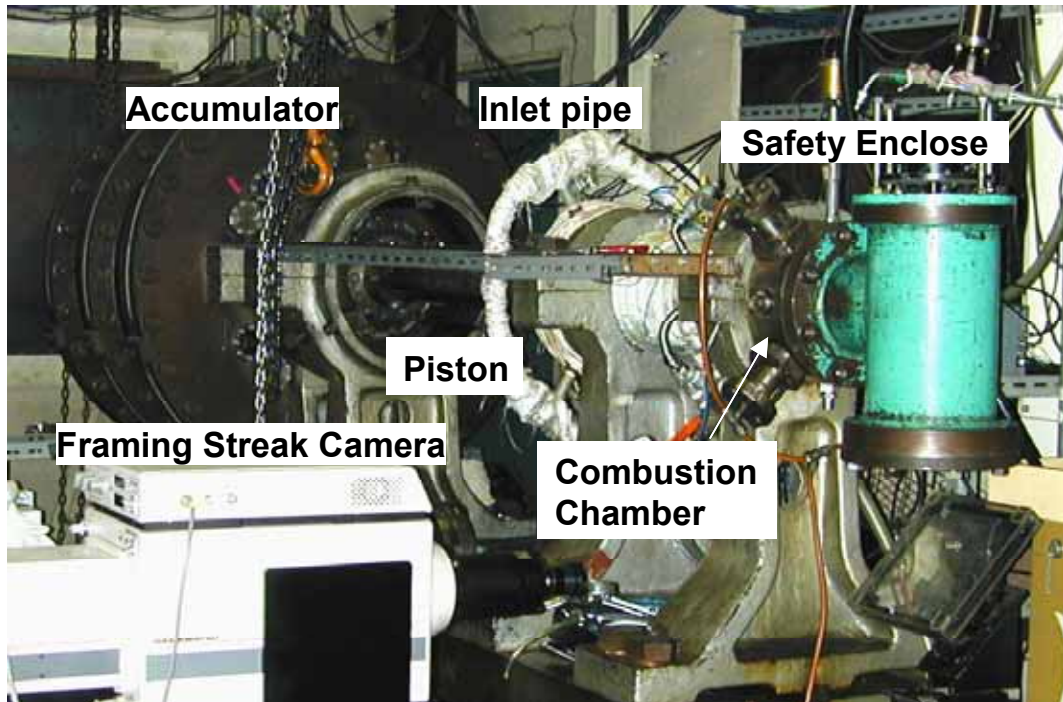


図 2-1 急速圧縮装置外観

表 2-1 急速圧縮装置の仕様

Items	Value
Bore×Stroke	145×692mm
Cylinder volume	$12.2 \times 10^{-3} \text{m}^3$
Combustion Chamber volume	$0.0793 \times 10^{-6} \text{m}^3$
Compression Ratio	14.6
Combustion Chamber Thickness	48mm
Combustion Chamber type	Pancake type
Compression Duration	200ms
Quartz Maximum Endurable Pressure	5MPa

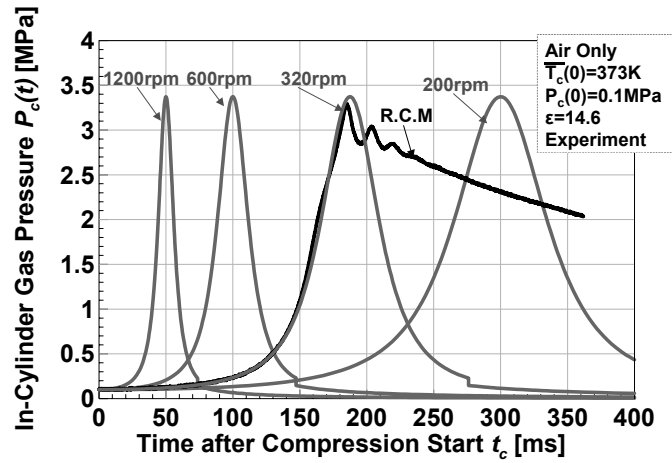


図 2-2 RCM とエンジン圧縮速度の比較

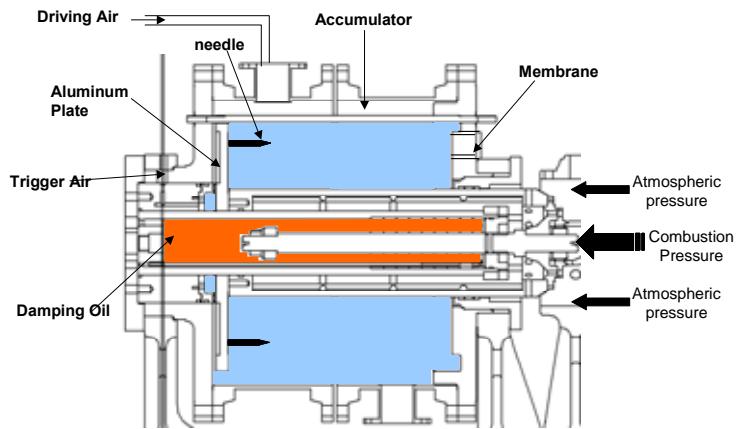


図 2-3 急速圧縮装置の蓄圧室

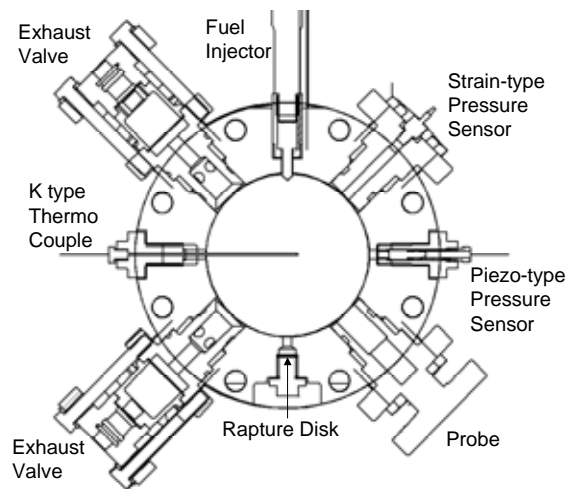


図 2-4 燃焼室の断面図

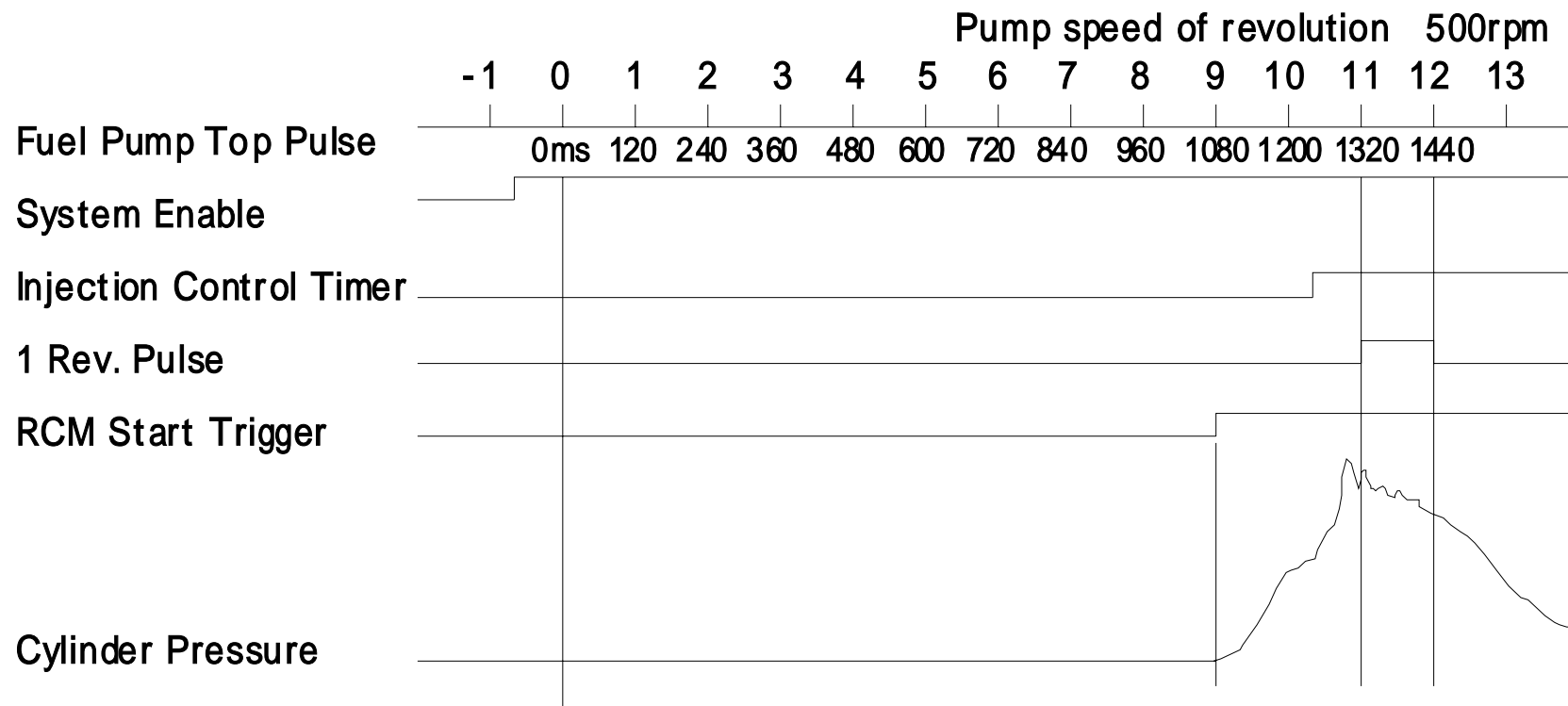
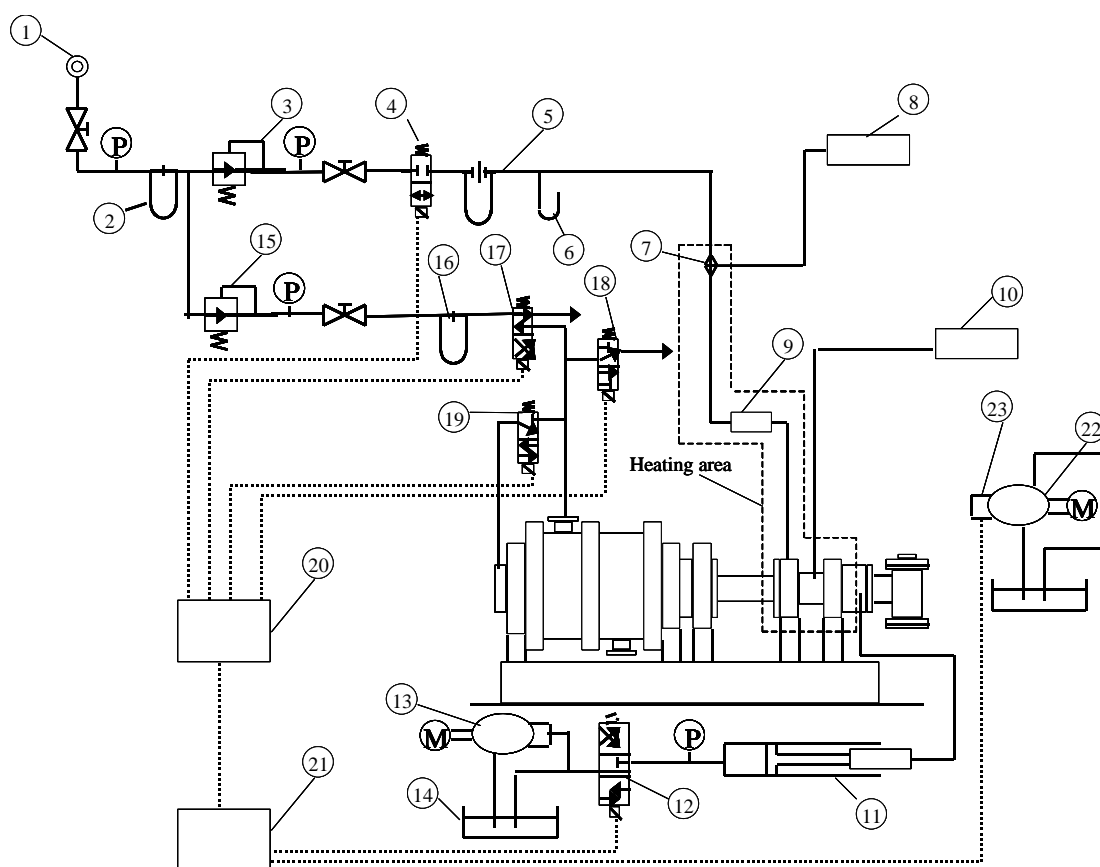


図 2-5 急速圧縮装置駆動シーケンス



- | | |
|--|--|
| 1.Screw compressor | 13.Oil hydraulic pump for exhaust gas valve stroke |
| 2.Air filter | 14.Oil tank for oil hydraulic pump |
| 3.Control valve for intake gas | 15.Control valve for accumulation pressure |
| 4.Electromagnetic valve for intake gas | 16.Lubricator |
| 5.Orifice manometer for intake gas | 17.Electromagnetic valve for accumulation |
| 6.Manometer for back pressure | 18.Escape valve in emergency |
| 7.Heat exchanger | 19.Electromagnetic valve for start trigger |
| 8.Temperature controller | 20.RCM drive system |
| 9.Supersonic mist fuel supply system | 21.RCM controller |
| 10.Temperature controller | 22.Injection pump |
| 11.Exhaust gas valve | 23.Encoder for injection pump |
| 12.Electromagnetic valve for oil of exhaust gas valve stroke | |

図 2-6 急速圧縮装置の給気・駆動系統図

2.1.2 予混合気給気系

図 2-7 に急速圧縮装置の予混合気給気系を示す。エアーコンプレッサーから導入された空気はシリカゲルを通ることで大気中の水分を除去される。空気流量および燃料流量はオリフィス流量計によって監視し、バルブによって制御する。給気流路内に設置した熱交換器とシリンダ壁面のリボンヒーターにより、予混合気の温度を 373K 程度まで加熱可能である。空気流量はシリカゲル通過後のマノメーター水位差で計測を行う。燃料とは水オリフィス通過後に混合される。また、図 2-8 は液体燃料と空気を均質な混合するための装置を示した。超音波 injector に液体燃料を供給し燃料ミストをつくり混合室で空気と混合、蒸発させ予混合気を作る。また当量比を設定するために燃料の滴下速度を Syringe pump を用いて調節した。空気と燃料が混合された予混合気は熱交換器にて所定の温度まで加熱され、図 2-9 は燃焼室内直接燃料を投入するマイクロシリンジ注入法を示す。予混合気の均質濃度の実験と比べるため燃料を燃焼室に直接投入して層状濃度条件を作った。ピストンを下死点に固定し乾燥空気で燃焼室内をきれいにした後、燃焼室内にマイクロシリンジを用いて任意量の液体燃料を注入し、(Micro-syringe Diffusion, D シリーズ) 注入後、指定時間経過した時点で圧縮自己着火実験を行った。

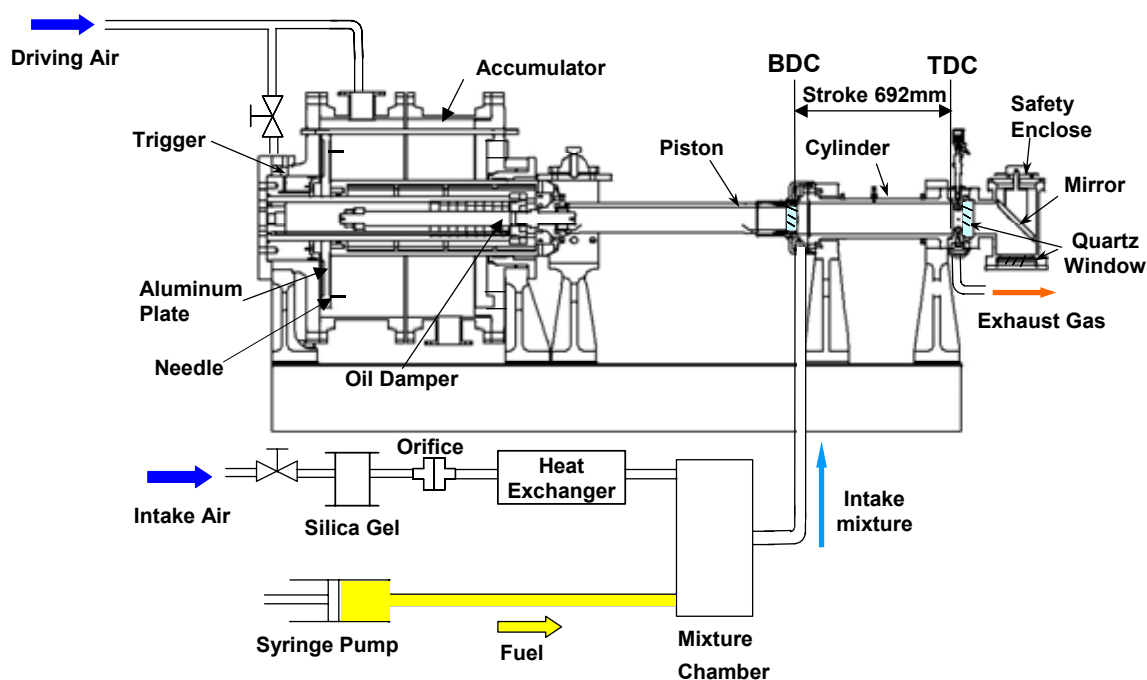


図 2-7 急速圧縮装置の予混合気給気系

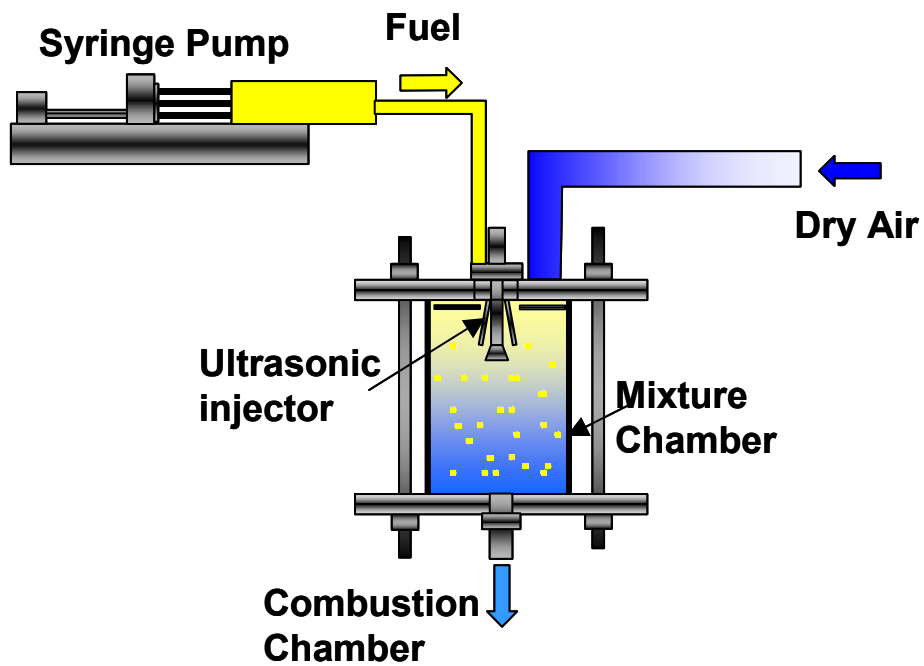


図 2-8 液体燃料の供給装置および超音波 injector

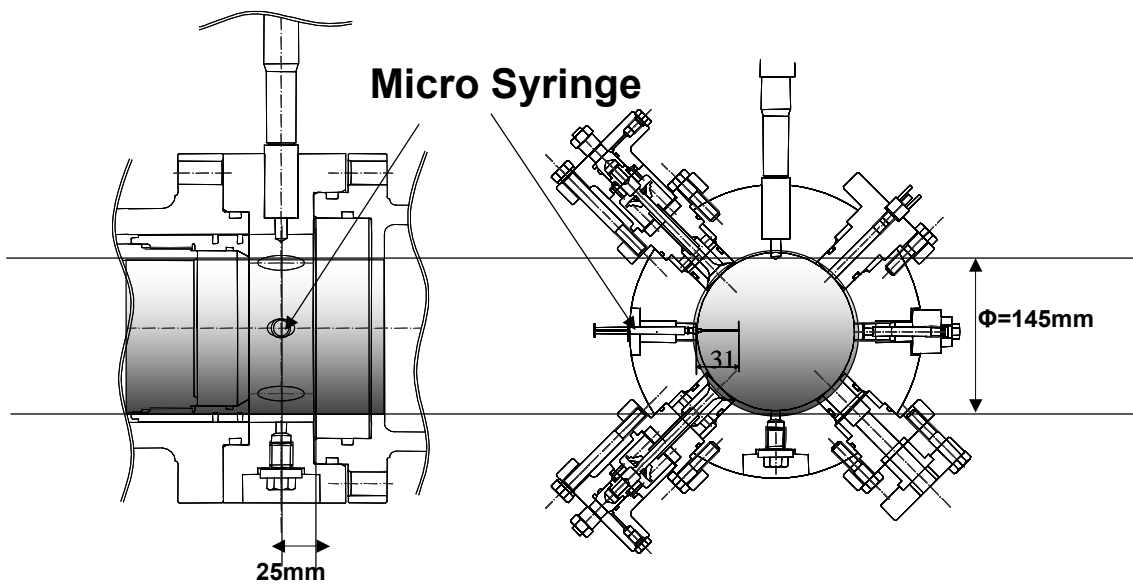


図 2-9 マイクロシリンジ注入法図面 (燃焼室断面図とシリンジ先端の関係)

2.1.3 計測システム

図 2-10 に急速圧縮装置にて燃焼室内の二次元発光画像撮影を行う場合の計測システムおよび可視化領域を示す。計測項目及び解析項目を表 2-2 に示す。

表 2-2 計測項目および解析項目

計測項目	解析項目
燃焼室内ガス圧力	断熱圧縮の圧力履歴 燃焼期間 着火時期 圧力上昇率
ピストン位置	筒内体積の履歴 ピストン変位 ピストン速度 ピストン加速度
二次元発光画像計測	発光強度分布（ヒストグラム） トータル発光時期，期間 局所の発光時期，期間
圧縮開始前の燃焼室内温度	局所の温度
燃焼室内予混合気の濃度	局所の濃度

(1) 燃焼室圧力

燃焼室内圧力は、燃焼室にピックアップホルダによって取り付けられた燃焼室内圧力用圧電式圧力センサ（KISTLER 6123）と燃焼室内圧力用歪ゲージ圧力センサの二種類を用いて測定される。KISTLER 6123 の圧電素子用アンプは前述と同じである。歪ゲージセンサにより得られた電気信号は動歪測定アンプ（洪和電気社製 DPM - 703B）により電圧値に変換され、データロガーを介してコンピュータに取り込まれる。

(2) ピストン位置

ピストン変位量は、急速圧縮装置の圧縮用のピストン胴体に取り付けられているピストン変位用ロータリーエンコーダからの出力パルスを経由して急速圧縮装置のコントローラを通してカウントしコンピュータに記録される。このデータから、ピストン変位、ピストン速度、ピストン加速度を計算する。

2.1.4 化学発光像計測システム

図 2-10 では燃焼室からのラジカル発光がシリンダヘッド部に設置した石英製ガラスおよびヒューズボックス内とその下方に設置した二枚の平面鏡により外に導かれるピストンに取り付けられた遮光板がフォトインタラプタ（オムロン製：EE-SX1070）を通過した時刻を基準に、任意の時刻から任意の露光時間で、1回の燃焼毎に8枚の発光画像の撮影が可能となっている。可視化領域は燃焼室全域（145mm）であり、得られた二次元発光画像における1画素は対象面での0.67mm×0.67mm四方に相当する。燃焼室内での発光はUVレンズを用いて入力光学系のフレーミングウィンドウに結像され、さらに紫外用入力リレーレンズによりフレーミングカメラ内のイメージインテンシファイア（以下 I.I.）光電面に結像される。I.I.光電面では入射された光強度に応じた数の電子が放出され、偏向板により電子を示したマイクロチャンネルプレート（以下 MCP）の所定の位置に偏向し、MCPで電子増倍が行なわれ、増倍された電子は蛍光面に衝突し再び光に変換される。この増倍された光は出力リレーレンズにより CCD に結像し、フレームメモリーに記録する。図 2-11 に画像計測のトリガー用フォトインタラプタの写真を示した。4つのフォトインタラプタ（A, B, C, D）が異なる位置に設置されており、任意のフォトインタラプタをトリガー信号として選択することが可能である。図 2-12 に急速圧縮装置における化学発光像計測のタイムシーケンスを示す。

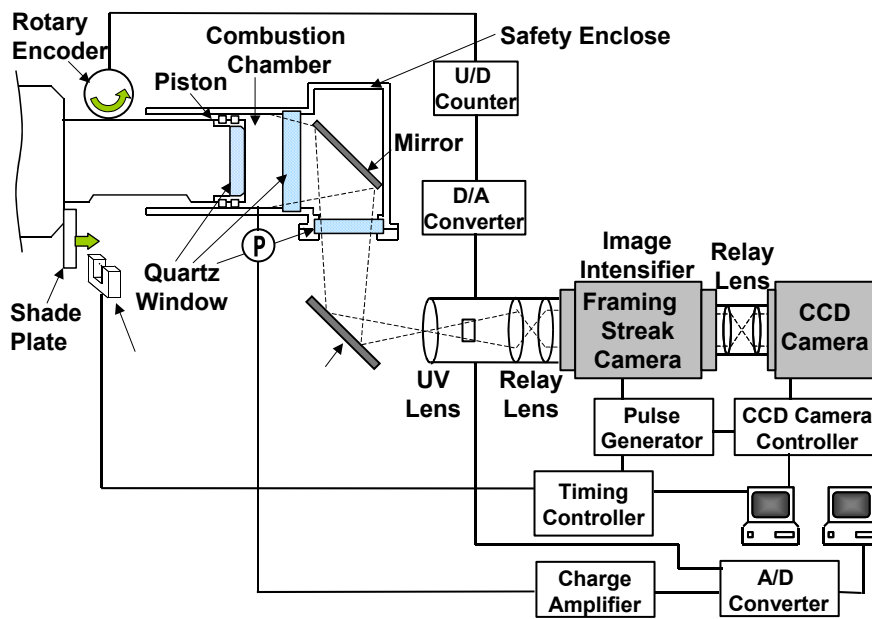


図 2-10 計測システム図

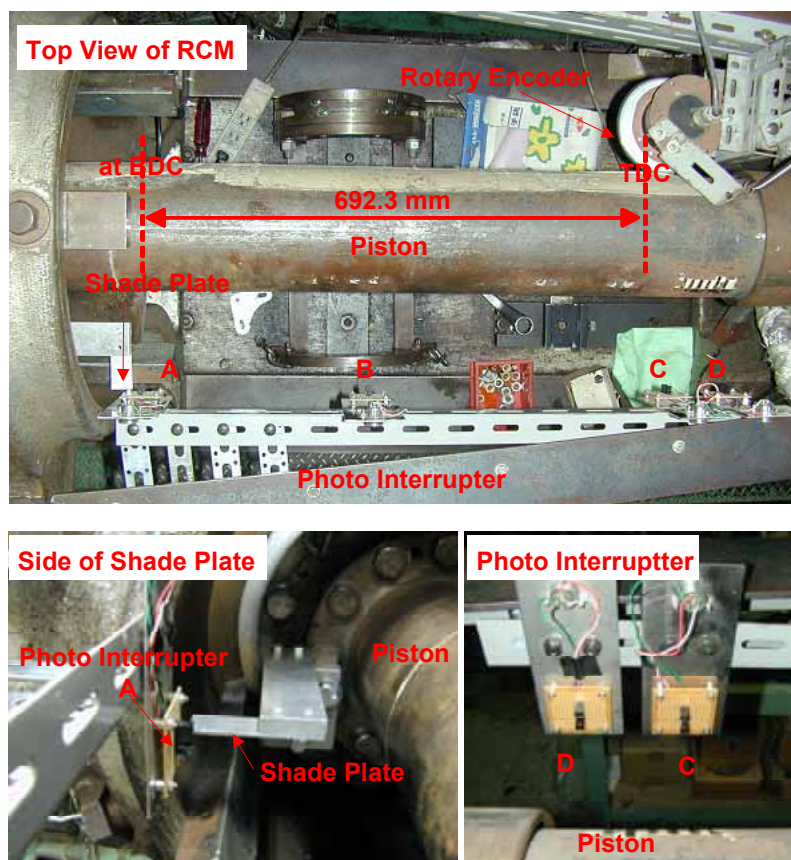


図 2-11 画像計測トリガー用フォトインタラプタ写真

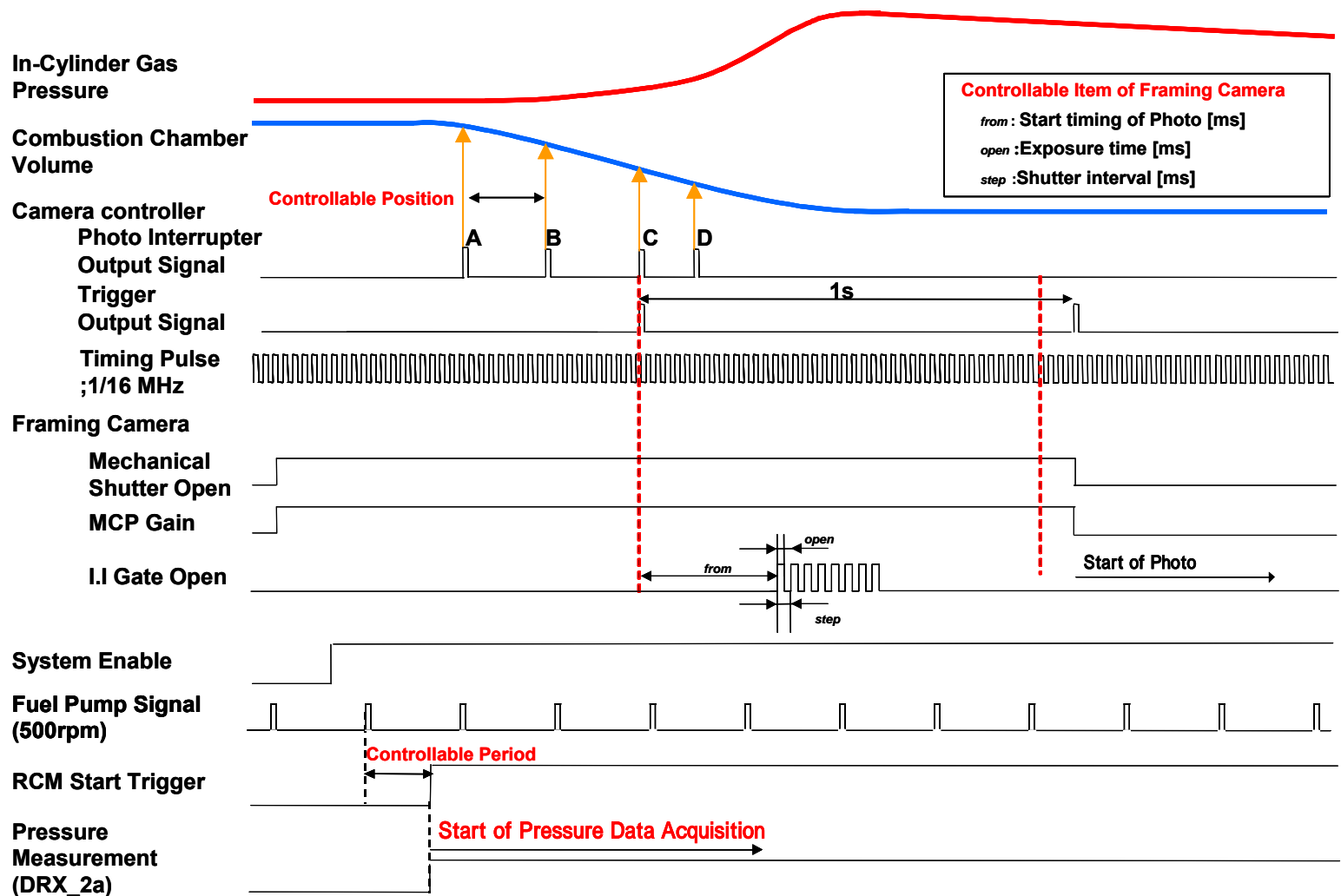


図 2-12 化学発光像計測のタイムシーケンス

2.2 解析項目および手法

2.2.1 低温酸化反応および高温酸化反応

図 2-13 は *n*-Heptane 単一燃料の当量比(Φ)=0.14 場合の P-t, V-t 線図をしめす。圧力センサにより圧力履歴を Rotary Encoder により Piston Lift 履歴の記録をした。また, Piston Lift 履歴と Piston の断面積と掛けて燃焼室内の体積履歴を計算した。図 2.14 で *n*-Heptane の予混合気の場合は着火が始まる前まで Air のみの履歴とほぼ同じ履歴気て圧縮されて着火の後には離脱した。その離脱点を明確に確認するため P-V 履歴線図を Log メモリで書いた。図 2-14 を見ると, *n*-Heptane 予混合気の傾きは着火が始まる前まで Air のみと同じ傾きで圧縮されて, 着火の後には 2 段形に変更したのが確認できた。着火がある部分を拡大して, この条件より各燃焼時刻, 着火時刻つまり低温反応発現時刻 t_L , 低温反応終了時刻 t_{L_end} , 高温反応発現時刻 t_{HTR} , 最大圧力上昇の 50% に到達した 50% 燃焼時刻 $t_{HTR50\%}$ および燃焼終了時刻 t_{HTR_end} を解析した。図 2-15 に示した解析例のように P-V 線図の傾きに等しいラインを引きそこからの離脱点を低温反応発現時刻 t_L , 高温反応発現時刻 t_H とし, 合流点を低温反応終了時刻 t_{L_end} , 燃焼終了時刻 t_{end} と定義した。また低温酸化反応が終わる時刻から高温酸化反応が始まる時刻までの期間を縮退期間とする。

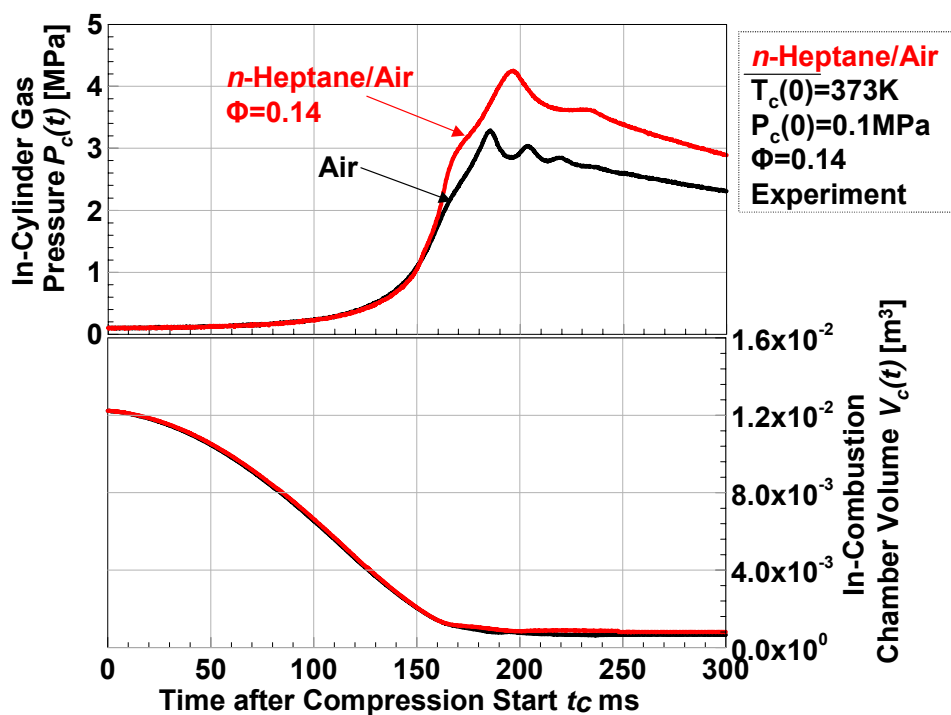


図 2-13 *n*-Heptane 単一燃料の圧力履歴, 体積履歴

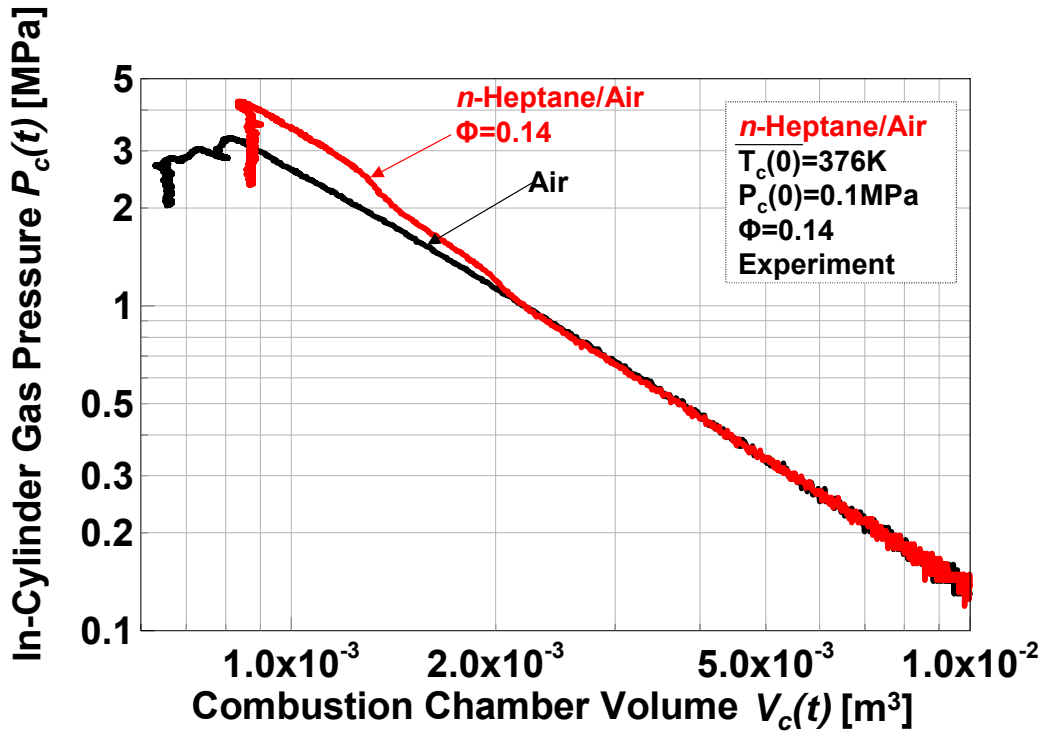


図 2-14 P-V 履歴

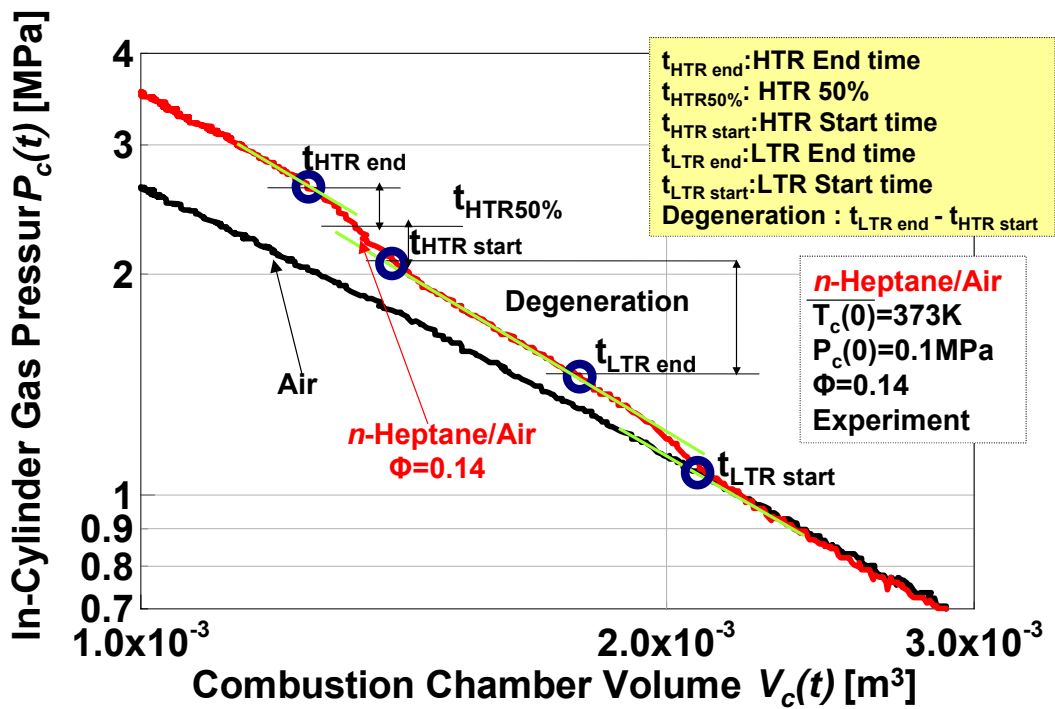


図 2-15 燃焼時期，燃焼期間の定期

2.2.2 燃焼室内温度の算出

本研究では、燃焼室内の温度を直接計測してはいない。本研究では燃焼室内の中心部は断熱であると考え、計測された燃焼室内圧力 $P_i(t)$ より以下の式 2-1 に示す断熱の式より算出される筒内平均ガス温度 $T_i(t)$ を燃焼室の代表温度として用いた。圧縮開始から着火までの筒内平均ガス温度は断熱圧縮を仮定(式(2-1))した。

$$T_i = T_{i-1} \left(\frac{P_i}{P_{i-1}} \right)^{\left(\frac{\kappa-1}{\kappa} \right)} \quad (2.1)$$

P_{i-1} : 番目の筒内圧力, T_{i-1} : 筒内温度

P_i : 筒内ガス圧力, T_i : 筒内ガス温度

κ : 比熱比

着火後は熱発生が起こるため断熱条件が成立しないので理想気体の状態方程式(式 2.2)によって算出した。また、本装置ではガスのモル数を推測することが困難であるため低温酸化反応発生時のガスのモル数(n_0)を定数としてガスのモル数を定義した。

$$T_i = \frac{P_i V_i}{n_0 R} \quad (2.2)$$

$$\text{ただし, } \left(n_0 = \frac{P_{LTR} V_{LTR}}{T_{LTR} R} \right)$$

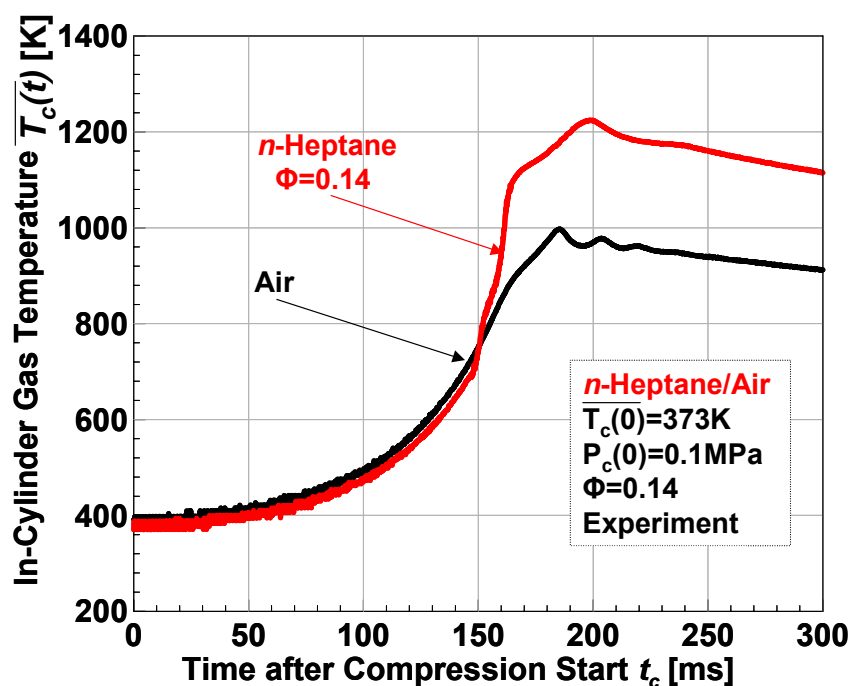


図 2-16 計算方法で筒内ガス温度履歴

2.2.3 素反応数値計算

(1) 素反応数値計算手法

素反応数値計算には CHEMKIN II[41]を用いる。CHEMKIN は気相の流れの系における素反応シミュレーションを容易に出来るように作られたサブルーチンライブラリーである。

初期型の CHEMKIN は 1980 年にアメリカの Sandia National Laboratory から発表された。1990 年に改訂された CHEKIN II では圧力依存のある反応の記述方法が的確かつ能率的方法になるなど能力が上がった。さらに 1996 年に改訂された CHEMKIN III では非平衡の様々な流体系を扱うことができる。本研究では、オープンコードとなっている CHEMKIN II を使用する。CHEMKIN は FORTRAN コードが 2 組、2 つのファイルで構成されている。

- Interpreter (code)
- Gas-Phase SubrouTine Library (code)
- Thermodynamic Database (file)
- Linking File (file)

図 2-17 に CHEMKIN の構成を示す。まず、CHEMKIN フォーマットで書かれ反応モデルを準備する Interpreter を実行することで、反応機構を記述している記号を読み取り、Thermodynamic Database から反応に関係する化学種の熱力学的情報を抜き出して、Linking File が出力される。Gas-Phase SubrouTine Library は 100 を超えるサブルーチンで構成される。このサブルーチンは Linking File の情報を基に、元素、反応、状態方程式、熱力学的特性、生成速度の情報を返すプログラムである。これらのサブルーチンを利用し、解きたい問題を解く計算式を Application Code に書き、実行する。Application Code に相当するプログラムには CHEMKIN パッケージに含まれる SENKIN[42]を一部変更したものを用いた。SENKIN は予混合気の時々刻々の体積変化を与えることができ、往復同型機関のように予混合気の圧縮、膨張行程を再現する。

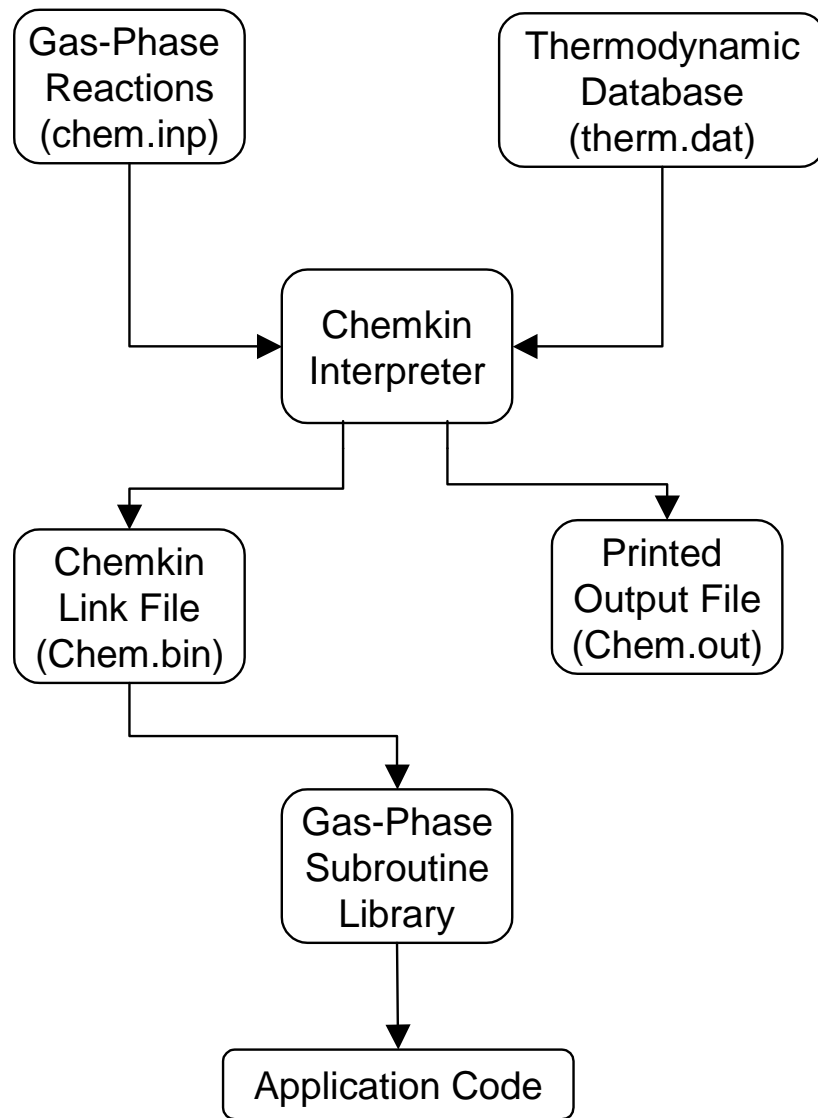
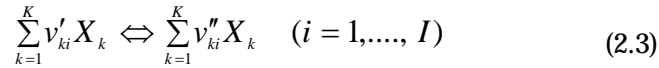


図 2-17 CHEMKIN の構成 [41]

2.2.4 反応速度および生成速度の計算

反応速度 q_i は複数の反応物中の一つあるいはそれ以上の反応物の濃度に依存する。k 個の成分を含む素反応 i は次のように表現できる。



v'_{ki} : 素反応 i での反応種 k の量論係数

v''_{ki} : 素反応 i での生成種 k の量論係数

X_k : 化学種 k の化学記号

素反応 i の反応速度 q_i (mol/m^3) は以下のように算出される。

$$q_i = k_{fi} \prod_{k=1}^K [X_k]^{F_{ki}} - k_{ri} \prod_{k=1}^K [X_k]^{R_{ki}} \quad (2.4)$$

F_{ki} : 反応 i の正反応における化学種 k の反応次数

R_{ki} : 反応 i の逆反応における化学種 k の反応次数

$[X_k]$: 化学種 k のモル濃度, mol/m^3

k_{fi} : 反応 i の正反応の速度定数

k_{ri} : 反応 i の逆反応の速度定数

速度定数 k は温度に強く依存し, 以下のようにアレニウス方程式で示される。

$$k_{fi}(T) = A_i T^{\beta_i} \exp(-E_i / RT) \quad (2.5)$$

A_i : 反応 i の頻度因子

β_i : 反応 i の温度乗数

E_i : 反応 i の活性化エネルギー

R : 一般ガス定数, J/mol K

T : 温度, K

各反応の反応速度から化学種 K の生成速度が算出される

$$\dot{\omega} = \sum_{i=1}^I q_i (v''_{ki} - v'_{ki}) \quad (K = 1, \dots, K) \quad (2.6)$$

(2) 温度および圧力の計算

境界での質量の出入りはなく，混合気の総質量は保存されると仮定すると各化学種は以下の支配方程式で生成，消滅する．

$$\frac{dm}{dt} = 0 \quad (2.7)$$

$$\frac{dm_k}{dt} = V\dot{\omega}_k W_k, k = 1, \dots, K \quad (2.8)$$

t : 時間, s $\dot{\omega}_k$: モル生成率, mol/m³·s
 V : 体積, m³ W_k : 分子量, kg/mol

質量分率 Y_k は以下のように示される．

$$\frac{dY_k}{dt} = v\dot{\omega}_k W_k \quad (2.9)$$

Y_k : 質量分率, v : 比体積, m³/kg

次に，断熱の条件での熱力学第一法則より，

$$du + Pdv = 0 \quad (2.10)$$

$$u = \sum_{k=1}^K u_k \cdot Y_k \quad (2.11)$$

式(2.11)の微分形を考えると

$$du = \sum_{k=1}^K Y_k \cdot du_k + \sum_{k=1}^K u_k \cdot dY_k \quad (2.12)$$

ここで，理想気体として仮定すれば，

$$du_k = c_{v,k} \cdot dT \quad (2.13)$$

従って，式(2.11)，(2.12)，(2.13)より

$$\sum_{k=1}^K Y_k \cdot c_{v,k} \cdot dT + \sum_{k=1}^K u_k \cdot dY_k + Pdv = 0 \quad (2.14)$$

予混合気の平均定容比熱 c_v を $c_v = \sum_{k=1}^K Y_k \cdot c_{v,k}$ と定義すると

$$\therefore c_v \cdot \frac{dT}{dt} + \sum_{k=1}^K u_k \cdot \frac{dY_k}{dt} + P \frac{dv}{dt} = 0 \quad (2.15)$$

式(2.10), (2.15)よりエネルギー保存式が求まる.

$$c_v \cdot \frac{dT}{dt} + P \frac{dv}{dt} + v \sum_{k=1}^K u_k \cdot \dot{\omega}_k \cdot W_k = 0 \quad (2.16)$$

ここで,

u : 単位質量あたりの内部エネルギー, J/kg

P : 圧力, Pa

V : 体積, m³

Y_k : 化学種 k の質量分率, kg/kg

C_{vk} : 化学種 k の定容比熱

T : 温度, K

v : 比体積, m³/kg

W_k : 化学種 k の分子量, kg/mol

m : 混合気の質量, kg

m_k : 化学種 k の質量, kg

式(2.16)と理想気体の状態方程式 $PV = mRT$ を用い, 体積を与えることにより温度と圧力が算出される.

(3) 素反応スキーム

炭化水素燃料の場合，酸化反応式は一般的に総括反応式($C_mH_n + (n/4+m) O_2 = n/2 H_2O + mCO_2$)として示される．これに対し，実際の反応過程はいくつかの段階に分かれており，その各反応をそれぞれ素反応と呼ぶ．素反応モデルの例として Metane[44]の素反応の一部を表 2-3 に示す．素反応過程を考慮した場合，燃料である Metane と空気の成分である N_2 ， O_2 ，Ar 以外にもさまざまな化学種を取り扱うことになる．また，反応とともに示されている A， ν ，E の数値は，それぞれの素反応の反応速度定数をアレニウス式で表した際の係数である．表 2-4 に素反応スキームを示す．燃料，温度，圧力および燃焼形態などの条件に応じて正確な予測ができる素反応スキームは存在しない．予混合圧縮自己着火機関の温度，圧力域での着火および燃焼特性を予測する素反応スキームはほとんどなく，予混合圧縮自己着火機関の着火および燃焼解析に素反応スキームを用いる場合は，その素反応スキームを適用する妥当性を検討するのが必要である．

表 2-3 素反応スキームの例 [44]

NO	Reactions	A	ν	E
1	$2O+M \rightleftharpoons O_2+M$	1.20E+17	-1	0
2	$O+H+M \rightleftharpoons OH+M$	5.00E+17	-1	0
3	$O+H_2 \rightleftharpoons H+OH$	3.87E+04	2.7	6260
4	$O+HO_2 \rightleftharpoons OH+O_2$	2.00E+13	0	0
5	$O+H_2O_2 \rightleftharpoons OH+HO_2$	9.63E+06	2	4000
6	$O+CH \rightleftharpoons H+CO$	5.70E+13	0	0
7	$O+CH_2 \rightleftharpoons H+HCO$	8.00E+13	0	0
8	$O+CH_2(S) \rightleftharpoons H_2+CO$	1.50E+13	0	0
9	$O+CH_2(S) \rightleftharpoons H+HCO$	1.50E+13	0	0
10	$O+CH_3 \rightleftharpoons H+CH_2O$	5.06E+13	0	0
.
.
.
.
100	$OH+HCO \rightleftharpoons H_2O+CO$	5.00E+13	0	0
101	$OH+CH_2O \rightleftharpoons HCO+H_2O$	3.43E+09	1.2	-447
102	$OH+CH_2OH \rightleftharpoons H_2O+CH_2O$	5.00E+12	0	0
103	$OH+CH_3O \rightleftharpoons H_2O+CH_2O$	5.00E+12	0	0
104	$OH+CH_3OH \rightleftharpoons CH_2OH+H_2O$	1.44E+06	2	-840
105	$OH+CH_3OH \rightleftharpoons CH_3O+H_2O$	6.30E+06	2	1500
106	$OH+C_2H \rightleftharpoons H+HCCO$	2.00E+13	0	0
107	$OH+C_2H_2 \rightleftharpoons H+CH_2CO$	2.18E-04	4.5	-1000
108	$OH+C_2H_2 \rightleftharpoons H+HCCOH$	5.04E+05	2.3	13500
109	$OH+C_2H_2 \rightleftharpoons C_2H+H_2O$	3.37E+07	2	14000
110	$OH+C_2H_2 \rightleftharpoons CH_3+CO$	4.83E-04	4	-2000
.
.
.
.
315	$OH+C_3H_8 \rightleftharpoons C_3H_7+H_2O$	3.16E+07	1.8	934
316	$C_3H_7+H_2O_2 \rightleftharpoons HO_2+C_3H_8$	3.78E+02	2.7	1500
317	$CH_3+C_3H_8 \rightleftharpoons C_3H_7+CH_4$	9.03E-01	3.6	7154
318	$CH_3+C_2H_4(+M) \rightleftharpoons C_3H_7(+M)$	2.55E+06	1.6	5700
319	$O+C_3H_7 \rightleftharpoons C_2H_5+CH_2O$	9.64E+13	0	0
320	$H+C_3H_7(+M) \rightleftharpoons C_3H_8(+M)$	3.61E+13	0	0
321	$H+C_3H_7 \rightleftharpoons CH_3+C_2H_5$	4.06E+06	2.2	890
322	$OH+C_3H_7 \rightleftharpoons C_2H_5+CH_2OH$	2.41E+13	0	0
323	$HO_2+C_3H_7 \rightleftharpoons O_2+C_3H_8$	2.55E+10	0.3	-943
324	$HO_2+C_3H_7 \rightleftharpoons OH+C_2H_5+CH_2O$	2.41E+13	0	0
325	$CH_3+C_3H_7 \rightleftharpoons 2C_2H_5$	1.93E+13	-0.3	0

表 2-4 過去の研究者によって提案されている各種素反応スキーム

研究者	燃料	素反 応数	化学 種数	調査温度 (K)	調査圧力 (MPa)	実験装置	文献
越 光男	H ₂	25	9	500 ~ 1600	0.1 ~ 0.9	Shock Tube , バーナー	[43]
GRI	Methane	279	49	1256 ~ 2500	0.025 ~ 8.4	Shock Tube , JSFR	[44]
V. Warth ら	<i>n</i> -Butane	797	167	554 ~ 737 937	0.073 1.0	定容反応容器	[45]
S. Kojima	<i>n</i> -Butane	461	141	720 ~ 830 1200 ~ 1400	1.0 ~ 3.0	RCM Shock Tube	[46]
Curran H.J ら	<i>n</i> -Heptane	2446	544	550 ~ 1700	0.1 ~ 4.2	Shock Tube , JSFR	[47]
Dagaut P ら	DME	286	43	800 ~ 1300	0.1 ~ 1.0	JSFR	[48]
Curran H.J ら	DME	336	78	650 ~ 1300	0.1 ~ 40	Shock Tube , JSFR	[49]
佐藤 和孝	DME	176	50	900 ~ 1900	0.1 ~ 0.33	Shock Tube	[50]
中野 道王ら	Gasoline	3725	782	670 ~ 1800	0.32 ~ 6	Shock Tube , JSFR	[51]
Curran H.J ら	<i>iso</i> -Octane	4238	1034	550 ~ 1700	0.1 ~ 4.2	Shock Tube , JSFR	[52]

CHEMKIN での計算行程の概要は以下に述べる .

K 個の成分を含む反応素反応 i は次のように表現できる .

$$\sum_{k=1}^K v'_{ki} \chi_k \Leftrightarrow \sum_{k=1}^K v''_{ki} \chi_k \quad (i=1, \dots, I) \quad (2.23)$$

素反応 i の反応速度 q_i [mol/m³] は以下のように算出される .

$$q_i = k_{f_i} \prod_{k=1}^K [X_k]^{F_{ki}} - k_{r_i} \prod_{k=1}^K [X_k]^{R_{ki}} \quad (2.24)$$

$$k_{f_i}(T) = A_i \cdot T^{-i} \exp(-E_i / RT) \quad (2.25)$$

各反応の反応速度から化学種 k の生成速度が算出される

$$\dot{\omega} = \sum_{i=1}^I q_i (v''_{ki} - v'_{ki}) \quad (K=1, \dots, K) \quad (2.26)$$

ここで ,

A_i : 反応 i の頻度因子

i : 反応 i の温度乗数

E_i : 反応 i の活性化エネルギー

F_{ki} : 反応 i の正反応における化学種 k の反応次数

k_{f_i} : 反応 i の正反応速度定数

k_{r_i} : 反応 i の逆反応速度定数

R : 一般ガス定数 [J/mol·K]

R_{ki} : 反応 i の逆反応における化学種 k の反応次数

x_k : 化学種 k の化学記号

v'_{ki} : 反応 i における反応種 k の量論係数

v''_{ki} : 反応 i における生成種 k の量論係数

$[X_k]$: 化学種 k のモル濃度 [mol/m³]

$\dot{\omega}_k$: 化学種 k の生成速度

次に，断熱の条件では，熱力学の第一法則により

$$du + Pdv = 0 \quad (2.27)$$

$$u = \sum_{k=1}^K u_k \cdot Y_k \quad (2.28)$$

式(2.28)の微分形を考えると

$$du = \sum_{k=1}^K Y_k \cdot du_k + \sum_{k=1}^K u_k \cdot dY_k \quad (2.29)$$

ここで，理想気体を仮定すれば，

$$du_k = c_{v,k} \cdot dT \quad (2.30)$$

式(2.27)，(2.29)，(2.30)より

$$\sum_{k=1}^K Y_k \cdot c_{v,k} \cdot dT + \sum_{k=1}^K u_k \cdot dY_k + Pdv = 0 \quad (2.31)$$

予混合気の平均定容比熱 c_v を $c_v = \sum_{k=1}^K Y_k \cdot c_{v,k}$ とすると

$$c_v \cdot \frac{dT}{dt} + \sum_{k=1}^K u_k \cdot \frac{dY_k}{dt} + P \frac{dv}{dt} = 0 \quad (2.32)$$

また質量保存則より

$$\frac{dm}{dt} = 0 \quad (2.33)$$

$$\frac{dm_k}{dt} = V \dot{\omega}_k W_k \quad (2.34)$$

$$\frac{dY_k}{dt} = v \dot{\omega}_k W_k \quad (2.35)$$

式(2.32)，(2.35)より，

$$c_v \cdot \frac{dT}{dt} + P \frac{dv}{dt} + v \sum_{k=1}^K u_k \cdot \dot{\omega}_k \cdot W_k = 0 \quad (2.36)$$

式(2.36)と理想気体の状態方程式 $PV=mRT$ を用い，体積履歴を与えることにより，圧力，温度が算出される．ここで，

u : 単位質量あたりの内部エネルギー [J/kg]

P : 圧力 [Pa]

V : 体積 [m³]

Y_k : 化学種 k の質量分率 [kg/kg]

C_{vk} : 化学種 k の定容比熱

T : 温度 [K]

v : 比体積 [m³/kg]

W_k : 化学種 k の分子量 [kg/m³]

m : 混合気の質量 [kg]

m_k : 化学種 k の質量 [kg]

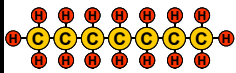
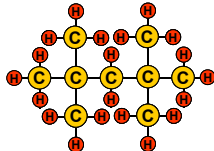
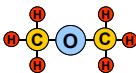
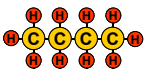
2.3 供試燃料

オクタン価(Octane Number)とは、ガソリンのエンジン内でのアンチノック性を示す数値である。また、セタン価(Cetane number)とは、軽油のディーゼルエンジン内でのディーゼルノックの起こりにくさを示す数値であり、軽油の着火性を表す。燃烧における着火は、ガソリン機関ではスパークプラグ、ディーゼル機関では燃料噴射に依存しているのに対し、HCCI 機関では燃料の自着火の特性に依存している。本研究では、燃料の素反応計算のスキームが知られていて、かつガソリンのエンジン内でのアンチノック性を評価するために使用されている *iso*-Octane (2,2,4-Trimethylpentane) と *n*-Heptane を用いて予混合圧縮自己着火燃焼特性を調べた。

2.3.1 物性値および分子構造

iso-Octane と *n*-Heptane は物理的特性が類似しているが、低温酸化反応での発熱量が異なる。アルカン系 2 級の結合を持っている *n*-Heptane は炭素数 7、オクタン価 0 の直鎖型の飽和炭化水素であり、2, 3 級の結合を持っている *iso*-Octane は炭素数 8、オクタン価 100, 3 つのメチル基を側鎖に持つ飽和炭化水素である。表 2-5 に *n*-Heptane, *iso*-Octane の物性値および分子構造を示す。

表 2-5 *n*-Heptane, *iso*-Octane, *n*-Butane, DME の物性値 [53]

Items	<i>n</i> -Heptane	<i>iso</i> -Octane	DME	<i>n</i> -Butane
Molecular Formula	C_7H_{16}	C_8H_{18}	CH_3OCH_3	C_4H_{10}
Auto-Ignition Temperature	680K	720K	680K	700K
Cetane Number	56	<10	55-60	<10
Low Temperature Reaction (LTR)	10-30 % 700K	0-5% 720K	10-30% 660-680K	0-5% 700K
High Temperature Reaction (HTR)	70-90% 910K	100% 920K	70-90% 910-930K	95-100% 830-880K
Molecular Structure				

2.3.2 酸化反応機構と発光特性

本研究では供試燃料として, *n*-Heptane, *iso*-Octane, DME, *n*-Butane を使用する. 本節ではそれぞれの燃料の酸化反応機構および発光特性について述べる.

(1) 炭素数 4 以上のアルカンの酸化反応機構

Warnatz ら [54] は素反応機構を用いて, 炭素数 4 以上のアルカンの酸化反応過程を以下のように 3 つの温度範囲に分類して説明している.

a. 低温度領域 ($T < 900\text{K}$, $P = 1\text{bar}$)

低温度域では水素の引き抜きから反応が始まる. \cdot はラジカルを表す.



水素が引き抜かれた場所には O_2 が付加 (1st O_2 addition) し, $\text{RO}_2\cdot$ は H 原子の内部あるいは外部抽出 (internal or external H atom abstraction) を受ける. 反応(2)は強い温度依存性があり, 平衡は低温の時には右に移動し, 温度が上がると左に移行する. H 原子の外部抽出の反応に比べて内部抽出の方が速度係数が相対的に小さいため, 主な反応経路になる.



その後, 水素原子の内部引き抜きが起こり, 約 800K 以下では二回目の O_2 付加 (2nd O_2 addition) が起こる.



$\text{O}_2\text{RO}_2\text{H}\cdot$ は H 原子の内部あるいは外部抽出を受ける.



反応(2.44), (2.45)より 2 つの $\text{OH}\cdot$ が放出され, 酸化反応は O_2 addition の平衡が左側に偏るような温度域になるまで進行する.



b. 中間温度域 ($900\text{K} < T < 1100\text{K}$, $P = 1\text{bar}$)

中間温度域において, 連鎖分岐反応は反応(2.46), (2.47)により連続的に始まる. 反応(2.46)により H_2O_2 が生成され, それが第 3 体との反応により OH を生成する.



c. 高温領域 ($1100\text{K} < T, P=1\text{bar}$)

高温領域での連鎖分岐反応は主に反応(2.54)によって起こる .



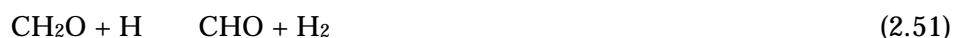
Methane は天然ガスの主成分であり ,NTC(Negative Temperature Coefficient)領域を示さない燃料である . 高温領域での $\text{CH}_3 \cdot$ ラジカルは反応性が悪く , 他の炭化水素燃料とは異なる反応経路を持つ . Methane の酸化反応過程は , $\text{H}, \text{O}, \text{OH}, \text{HO}_2$ ラジカルによって H 原子が引き抜かれる . Methane の C-H 結合エネルギー(約 40kcal)は他のアルカン燃料に比べて大きいため , 着火しにくい燃料(オクタン価 : 120)である .



次に(2.48) , (2.49)式によって生成された CH_3 ラジカルは O ラジカルが付加することにより更に H 原子が引き抜かれる .



(2.50)式によって生成された CH_2O は , $\text{H}, \text{O}, \text{OH}$ ラジカルによって H 原子が引き抜かれる .



(2.54) ~ (2.56)式によって生成された CHO は O_2 , H ラジカル及び第三体 M によって H 原子が引き抜かれる .



ここで生成された CO は , OH ラジカルによって酸化され , CO_2 となる .



第3章 単体燃料の HCCI 燃焼過程

供試燃料として、オクタン価の指標として用いられ、過去に素反応モデルが構築されている *n*-Heptane, *iso*-Octane および *n*-Butane を選択した。両燃料は物理的特性が類似しているが、*n*-Heptane の場合は低温反応での発熱量が違う、アルカン系 1,2 級の結合を持っており、*iso*-Octane の場合は 1, 2, 3 級の結合を持っている。また、*n*-Butane は代替燃料として注目されている。



本章は、*iso*-Octane, *n*-Heptane および *n*-Butane という 3 種の単体燃料の HCCI 燃焼特性を実験的および素反応数値計算により調査することを目的としている。実験パラメータとしては燃料の当量比および圧縮開始前の温度を用い、当量比は 0~0.6, 圧縮開始前の温度は 293K~373K と設定した。急速圧縮装置を用いてシリンダ内の予混合気を断熱的に圧縮し自己着火させ、燃焼室内圧力およびピストンリフトを計測する。得られた指圧線図を熱力学的に解析し、低温酸化反応における温度および高温酸化反応における温度、燃焼期間を解析する。また LLNL の PRF モデルを使って素反応数値計算を行なって当量比の変化および圧縮開始前の温度の変化させたときの中間生成物の生成履歴を確認した。

その結果、各単体燃料の低温酸化反応後の縮退期間を比較すると、同一当量比においては *n*-Heptane の方が短くなる。また当量比を増加させていくと縮退期間は短期化する。

3.1 実験条件

本章の実験では 1 級試薬、純度 99%以上の *n*-Heptane, *iso*-Octane を単一燃料として用い、均質に供給し予混合気を形成した。予混合気の圧縮前の条件として、急速圧縮装置シリンダ内における予混合気の圧縮開始前の温度 $T_c(0)$, 圧力 $P_c(0)$ それぞれの想定した予混合気の状態および実験条件をに表 3-1 示す。均質な予混合気を供給するために図 2-8 に示す超音波微粒化装置を用いる。詳細は図 2.9 に示す超音波ノズルに燃料を供給し燃料ミストをつくり、図 2.10 の混合容器内でミストと空気を混合、蒸発させ予混合気を作る。また当量比を設定するために燃料の滴下速度を調節できるように図 2-8 に示すマイクロシリンジポンプ (KDS 社製 KDS-100) を用いている。また、圧縮開始前の温度を制御するため、予混合気の inlect pipe および燃焼室の壁面にバンドヒータを用いて加熱をした。

表 3-1 燃料供給方法と想定した予混合気の状態

Mixture Distribution	Temperature Distribution	Fuel	ϕ	$\overline{T_c(0)}$	ΔT
 Fuel Homogeneous	 Thermal Homogeneous	<i>iso</i> -Octane	0.07, 0.1, 0.14, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5	293K, 333K, 353K, 373K	3K
		<i>n</i> -Heptane			
		<i>n</i> -Butane			

3.1.1 圧力履歴の補正

以前までの実験において、エアダンパによるドライビングピストンの減速効果が強すぎ、途中で速度がゼロになる、または戻ってしまうという現象が起こっていた。また急激な加速度の変化はロータリーエンコーダとピストンとのスリップの一因になっていたとも考えられる。更に、本章の実験の場合は初期温度をより高温にすることで、圧縮途中に低温酸化反応および高温酸化反応が始まるようにしたい。そこでフィルムを破る破針を長くし、また破針の本数も増やすことでエアダンパを以前より早く無効にし、こういった現象の解消を目指した。

図 3-1 は破針の位置と長さを示した。以前まで破針は、ピストンが上死点前 70mm のときに蓄圧室のフィルムを破る長さ（以下、破針 70）を 2 本使用していた。今回の実験では破針を 130mm にまで長くし、また新たに 2 本の破針 70 を設置した。破針の取り付け位置を図 3-2 に破針変更前と変更後の圧力履歴のデータおよびピストンリフトの比較を図 3-3 に示す。図のように圧力についてピストンリフトと同様に上死点まで滑らかに上昇する履歴をたどった。このように破針を変更することによってピストンは下死点から上死点まで止まらず滑らかに動くことが分かる。しかしロータリーエンコーダの読みは上死点を過ぎてからも止まらず、最終的には上死点から 20mm 近くもオーバーした値が記録された。ただし、ピストンの圧縮過程において予混合圧縮自己着火実験を行う場合には、圧縮行程の履歴は変更後のほうが良いと考えられる。そこで、ロータリーエンコーダから得られる変位は上死点でずれるとし、圧縮行程においては正しいことを補償するためフォトインタラプタを設置した。その結果、フォトインタラプタの位置と同時間のエンコーダの読みを比較し、ずれが大きくは生じていないことが確認された。

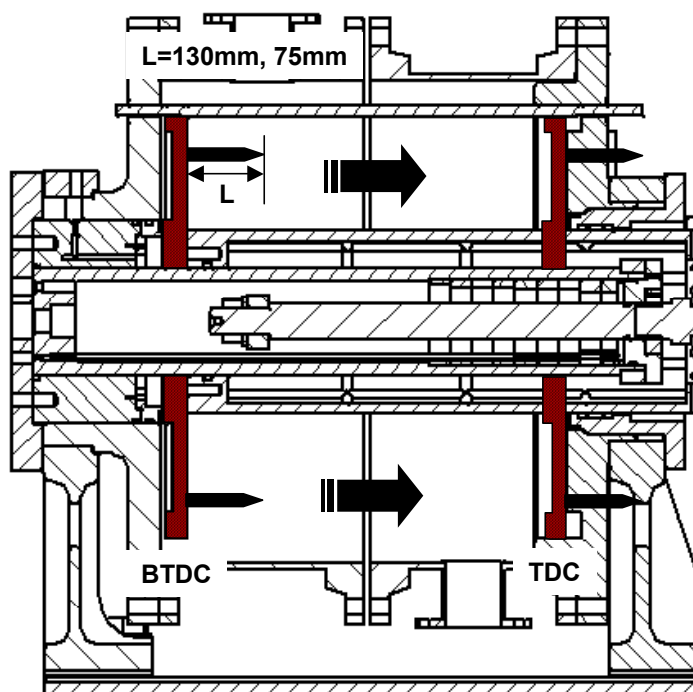


図 3-1 破針の長さ

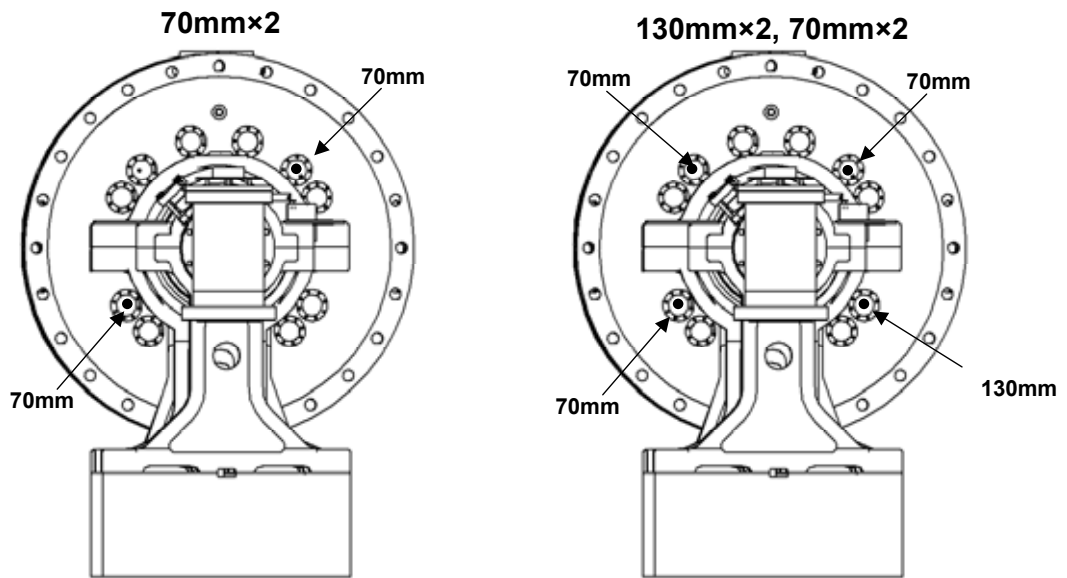


図 3-2 破針取り付け位置および長さ

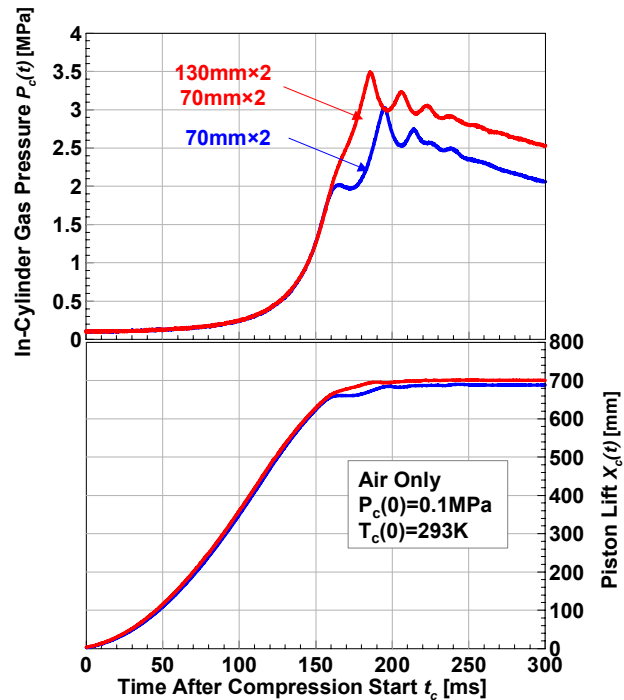


図 3-3 破針変更前と変更後の圧力およびピストン位置の時間履歴の測定例

3.2 iso-Octane の HCCI 燃焼過程

3.2.1 当量比の影響

(1) 指圧解析

図 3-4 に完全均質給気条件での *iso*-Octane 単体の HCCI 燃焼の圧力履歴を示す。図 3-5 に燃焼室内圧力，燃焼室内温度の拡大図を示す。すべての当量比において 1 段目の圧力上昇は上死点前に生じているが，2 段目の熱発生はすべて上死点後であり，圧縮行程中の着火温度を計測するという目的から外れてしまう結果となっている。圧力上昇率の最大値は当量比が増加するのに伴い上昇し，圧力上昇率は 0.5~5MPa/s の値を示した。また圧力上昇の開始時刻は当量比の増加と共に遅延化しているが，2 段目の圧力上昇開始時期は当量比の増加と共に早期くなっている。また当量比 0.5 の条件ではヒューズボックスのガラスが破損したため急激に圧力が低下している。

図 3-6 に *iso*-Octane 単体の燃焼している付近の拡大 LogP-LogV 線図を示す。また，この図より 1 段目の圧力上昇が生じる圧力は約 2.4MPa，体積は $1.0 \times 10^{-3} \text{m}^3$ であり，このときの体積を圧縮比にすると 12.2 となる。

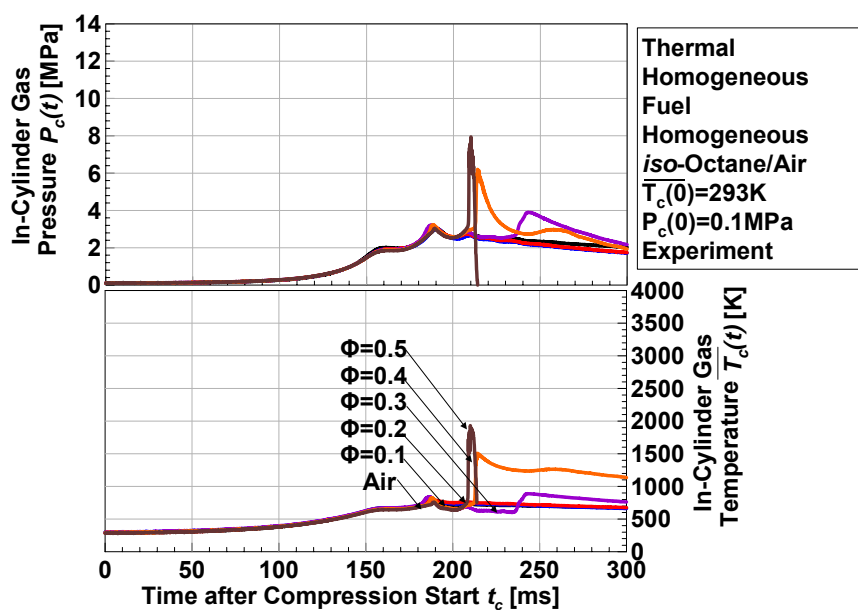


図 3-4 *iso*-Octane 単体燃料の圧力履歴，温度履歴

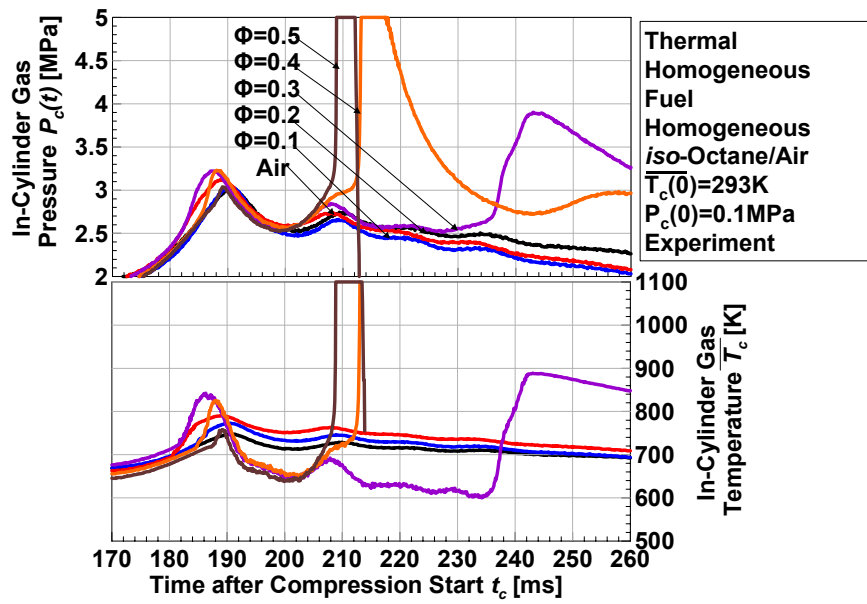


図 3-5 *iso*-Octane 単体燃料の圧力履歴，温度履歴の拡大図

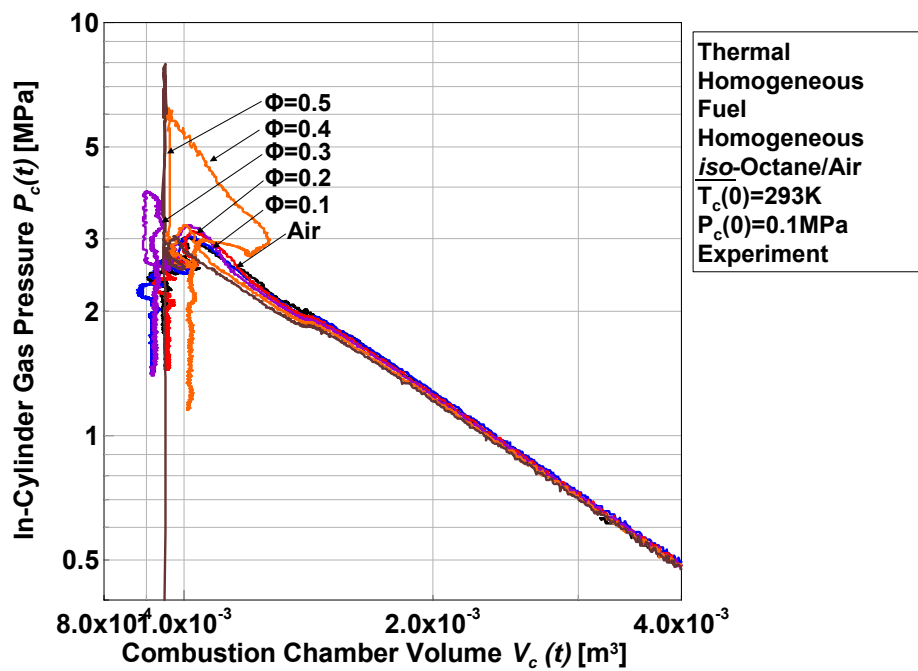


図 3-6 *iso*-Octane 単体燃料の Log P- Log V 図

(2) 燃焼期間, 温度履歴

図 3-7 に *iso*-Octane 単体の HCCI 燃焼の燃焼特性期間を示す．低温酸化反応期間に当量比との相関は見られず, 同一当量比の場合 *n*-Heptane 単体の場合よりも長くなっている．高温酸化反応期間は当量比の増加と共に短くなる．また高温酸化反応においても燃焼期間は同一当量比の場合 *n*-Heptane よりも長くなる．高温酸化反応と低温酸化反応の間の低温酸化反応が縮退していると考えられる期間は同一当量比の場合 *n*-Heptane 単体の場合よりも長期化している．

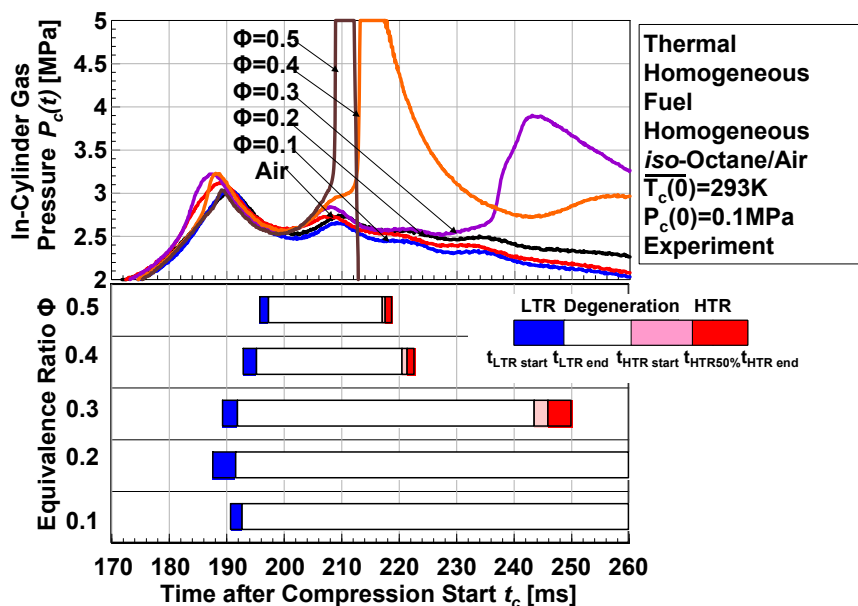


図 3-7 *iso*-Octane 単体の HCCI 燃焼特性期間

(3) 当量比変化による酸化反応発現温度

図 3-8 に *iso*-Octane 単体の HCCI 燃焼の酸化反応発現温度を示す。*iso*-Octane 単体の低温酸化反応発現温度は $720 \pm 15\text{K}$ であり低温酸化反応をより強く示す *n*-Heptane の低温酸化反応発現温度よりも 20K 程度高くなった。本実験における設定では高温酸化反応が上死点後でありピストンの圧縮による温度履歴中に *iso*-Octane の高温酸化反応発現温度が含まれておらず高温酸化反応に関する温度の解析はできなかった。また当量比依存性は確認されなかった。

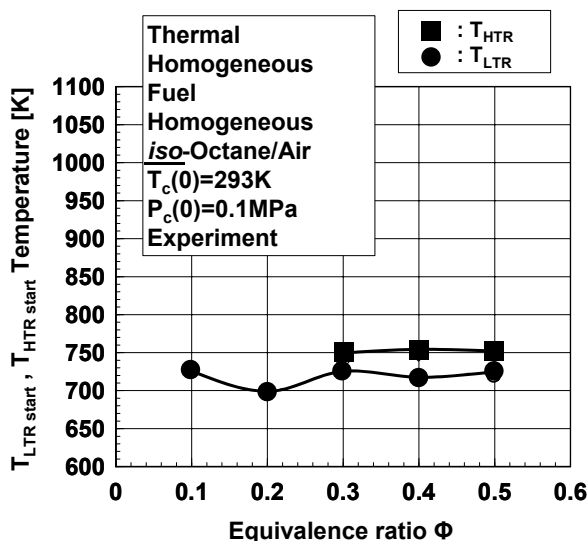


図 3-8 *iso*-Octane 単体の HCCI 燃焼の酸化反応温度

3.2.2 圧縮開始温度の影響

図 3-9 は当量比 0.14 の条件での *iso*-Octane 単体の HCCI 燃焼の場合の初期温度の違いによる筒内ガス圧力、温度、燃焼期間の変化を示す。圧縮初期温度は 333K , 353K , 373K と変化させた。図 3-10 に示す *iso*-Octane の場合は、圧縮開始前の温度 293K の場合の筒内ガス圧力上昇が 2 段の形になり低温酸化反応と高温酸化反応が確認できたが、本章の 333K , 353K , 373K まで圧縮初期温度が増加すると筒内ガス圧力上昇が 1 段の形になり、高温酸化反応のみ観測された。圧縮初期温度が 353K , 373K では上死点前に高温酸化反応が起こったが、 333K では高温酸化反応は上死点後に起こった。また、圧縮初期温度を高くすることによって発現時期は早くなり、燃焼期間は短くなった。低温酸化反応が初期温度によって変化したのは *n*-Heptane と *iso*-Octane の分子構造の差異によるものと考えられる。

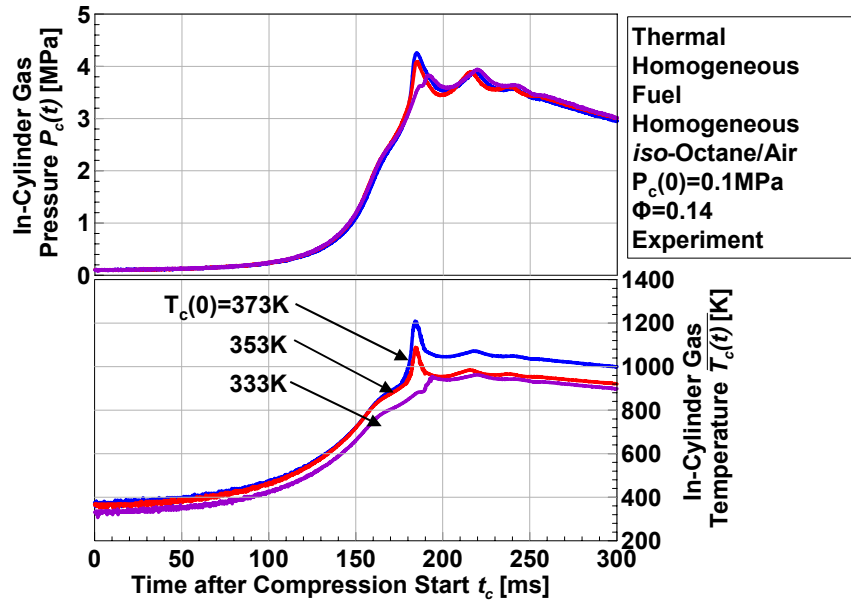


図 3-9 *iso-Octane* の場合の初期温度変化の影響の結果として筒内ガス圧力，温度履歴

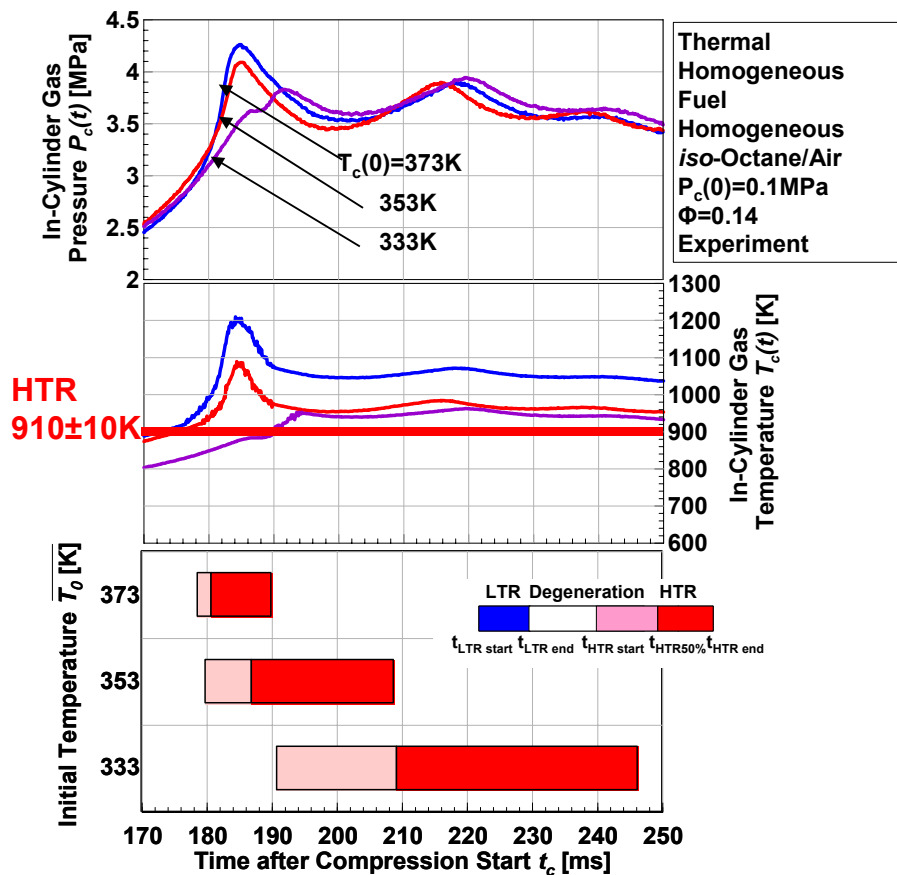


図 3-10 *iso-Octane* の場合の初期温度変化の影響の結果

3.3 *n*-Heptane の HCCI 燃焼過程

3.3.1 当量比の影響

(1) 指圧解析

図 3-11 に均質条件での *n*-Heptane 単体の HCCI 燃焼の燃焼室内圧力，燃焼室内温度の時間履歴のグラフを示した．すべての当量比において 1 段目の圧力上昇はエアダンパの後に生じている．図 3-12 に燃焼室内ガスの圧力と温度の履歴拡大図を示す．当量比 0.1 以外の条件では 2 段目の圧力上昇が確認される．当量比 0.1 と 0.2 の間に低温酸化反応から高温酸化反応に遷移する当量比が存在しているものと思われる．圧力上昇の最大値は当量比が増加するに伴い上昇し，圧力上昇値は 0.5 ~ 9MPa の値を示す．また圧力上昇の開始時刻は当量比の増加と共に遅延化している．燃焼室内温度 T_c の最高値は圧力と同様に当量比の増加に伴い上昇する傾向を示した．*n*-Heptane 単体の HCCI 燃焼の燃焼室内温度履歴を示す．燃焼室内温度の最高値は当量比 0.3 以上では 1500K を超え，かなり的高温になっており，燃焼効率は高くなっているものと推測できる．図 3-13 に *n*-Heptane 単体の HCCI 燃焼で燃焼している場合の LogP-LogV 線図を示す．圧力履歴で述べた圧力上昇開始の時刻が当量比の増加に伴い遅延化する原因は，図 3-13 の傾きである予混合気の比熱比が当量比の増加に伴い減少するからである．つまり，同じ圧縮をかけても当量比が高いほど圧力および温度は低くなるということである．またこの図より 1 段目の圧力上昇が生じる圧力は約 2.0MPa，体積は $1.1 \times 10^{-3} \text{m}^3$ であり，このときの体積を圧縮比にすると 11.0 となっている．

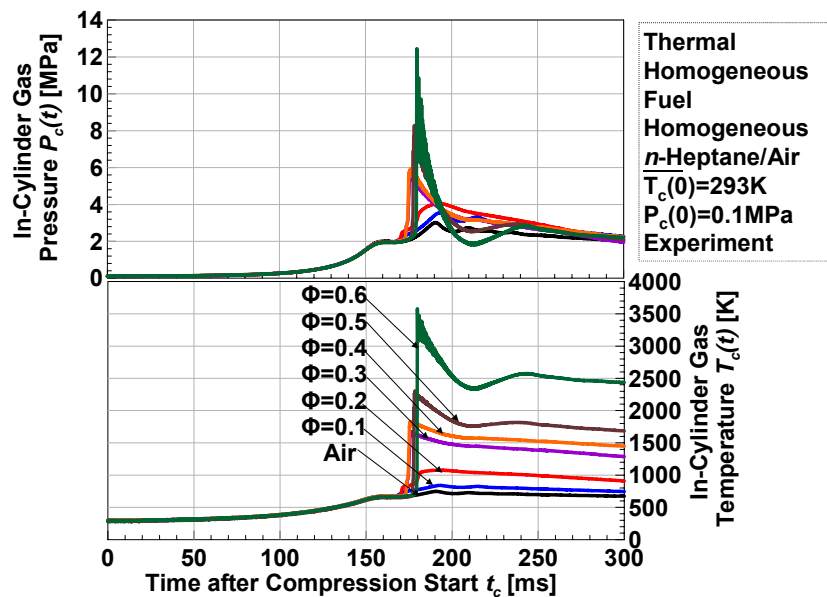


図 3-11 *n*-Heptane 単体燃料の圧力履歴，温度履歴

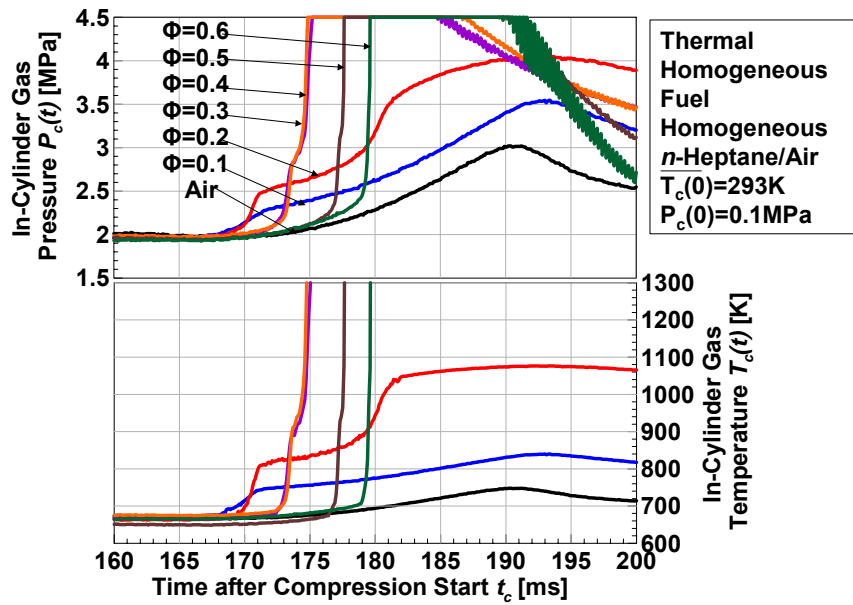


図 3-12 *n*-Heptane 単体燃料の圧力履歴，温度履歴の拡大図（完全均質給気）

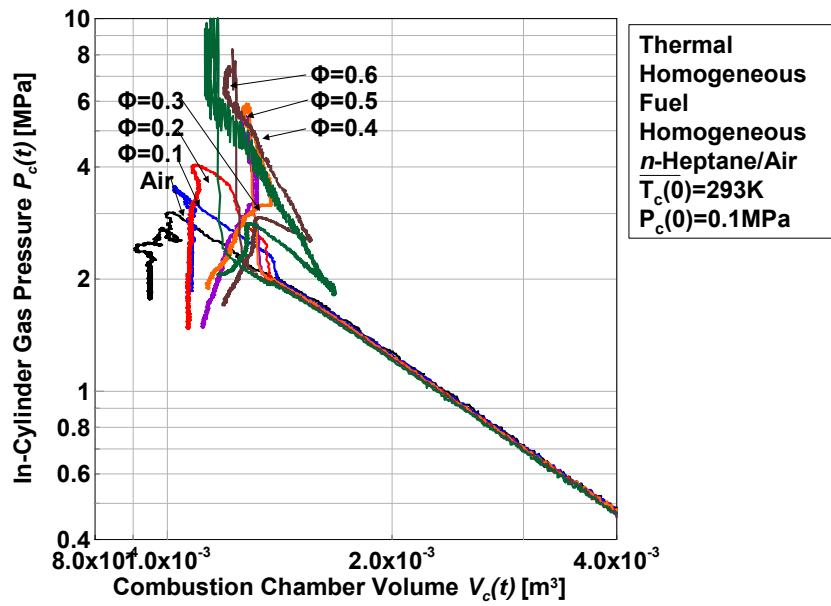


図 3-13 *n*-Heptane 単体燃料の Log P- Log V 図

(2) 燃焼期間, 温度履歴

図 3-14 に *n*-Heptane 単体の燃焼期間を示す．縦軸は当量比, 横軸は圧縮開始からの時間を示している．本実験の *n*-Heptane 単体の HCCI 燃焼では当量比 0.1 では低温酸化反応のみが確認された．それ以上の当量比ではすべて低温酸化反応および高温酸化反応が確認されている．当量比増加と共に低温酸化反応時間は遅くなっている．これは圧力線図のところでも述べたとおり, 当量比が高くなると比熱比が低下し, 同一の体積・時間でも圧力および温度が低くなるためだと考えられる．低温酸化反応の燃焼期間は当量比の増加と共に短期化している．次に高温酸化反応においても当量比が増加するに伴い燃焼期間は短くなっている．また, 低温酸化反応と高温酸化反応の間の低温酸化反応が縮退する期間も当量比の増加と共に短くなっているし, 最後には確認できなくなる．これは当量比の増加と共に低温酸化反応で生成される中間生成物の量が増加していき, 当量比 0.4 以上では低温酸化反応の発熱による温度上昇と中間生成物の蓄積により低温酸化反応から高温酸化反応に速やかに移行しているものと考えられる．

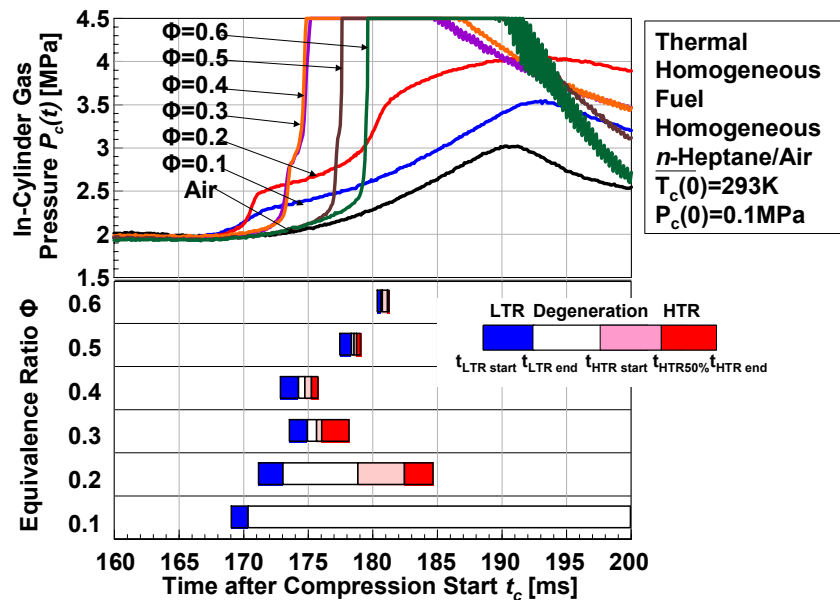


図 3-14 *n*-Heptane 単体の燃焼期間 (完全均質給気)

図 3-15 に *n*-Heptane 単体の HCCI 燃焼の酸化反応発現温度を示す。縦軸は燃焼室内温度，横軸は当量比を示している。*n*-Heptane の低温酸化反応ガス温度は $680 \pm 15\text{K}$ となった。当量比による影響は確認できずほぼ一定の温度によって低温酸化反応が生じていることがわかる。次に高温酸化反応であるが，はじめに高温酸化反応が確認される当量比 0.2 では 850K と低く見積もられているがそれ以上の当量比では $950 \pm 15\text{K}$ 程度の温度で高温酸化反応が生じていることがわかる。これは 1 段目の熱発生は緩やかであるが，時間が十分に確保されているため，中間生成物の量が蓄積され高温酸化反応の発現を誘引していると考えられる。この当量比 0.2 を除くと低温酸化反応と同様にほぼ同一の温度に達したときに高温酸化反応が発現することがわかる。

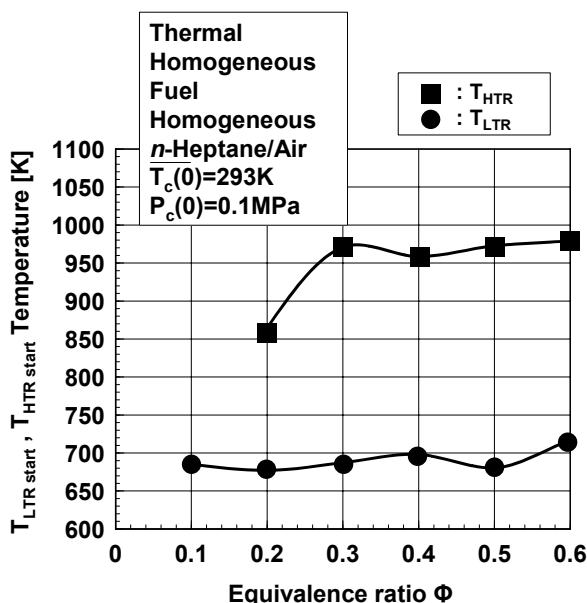


図 3-15 *n*-Heptane 単体の HCCI 燃焼の酸化反応発現温度（完全均質給気）

3.3.2 圧縮開始の温度の影響

図 3-16 は当量比 0.14 条件での *n*-Heptane 単体の HCCI 燃焼の場合に圧縮開始前の温度の違いが HCCI 燃焼に及ぼす影響の結果として，筒内ガス圧力，温度，燃焼期間を示す。圧縮初期温度は 333K ， 353K ， 373K と変化させた。筒内ガス圧力上昇が 2 段の形になり低温酸化反応と高温酸化反応が確認できたが，初期温度を増加しても低温酸化反応と高温酸化反応の発現温度は変化しなかった。しかし，圧縮初期温度の増加に伴い，着火時期は早くなり燃焼期間が短くなった。低温酸化反応期間は圧縮初期温度が上昇するのに伴い長くなることが分かった。また，高温酸化反応期間は短くなった。

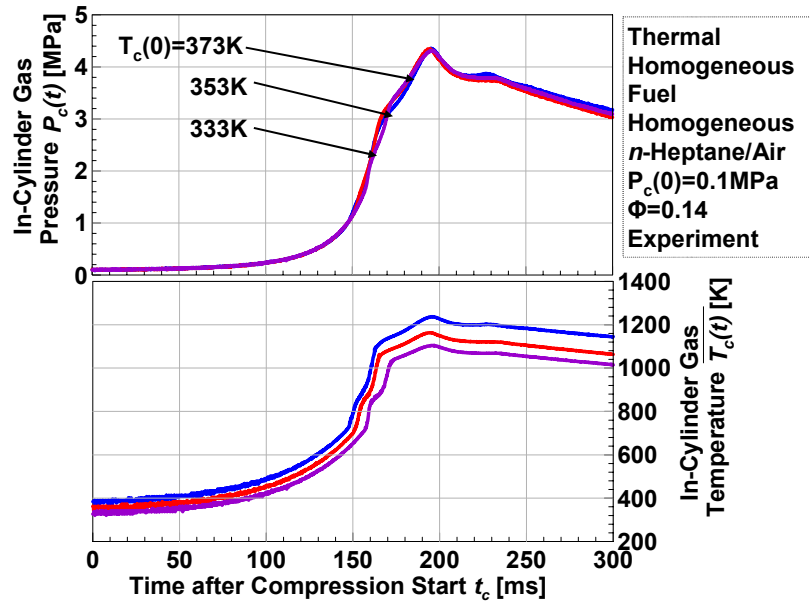


図 3-16 *n*-Heptane の場合の初期温度変化の影響の結果として筒内ガス圧力，温度

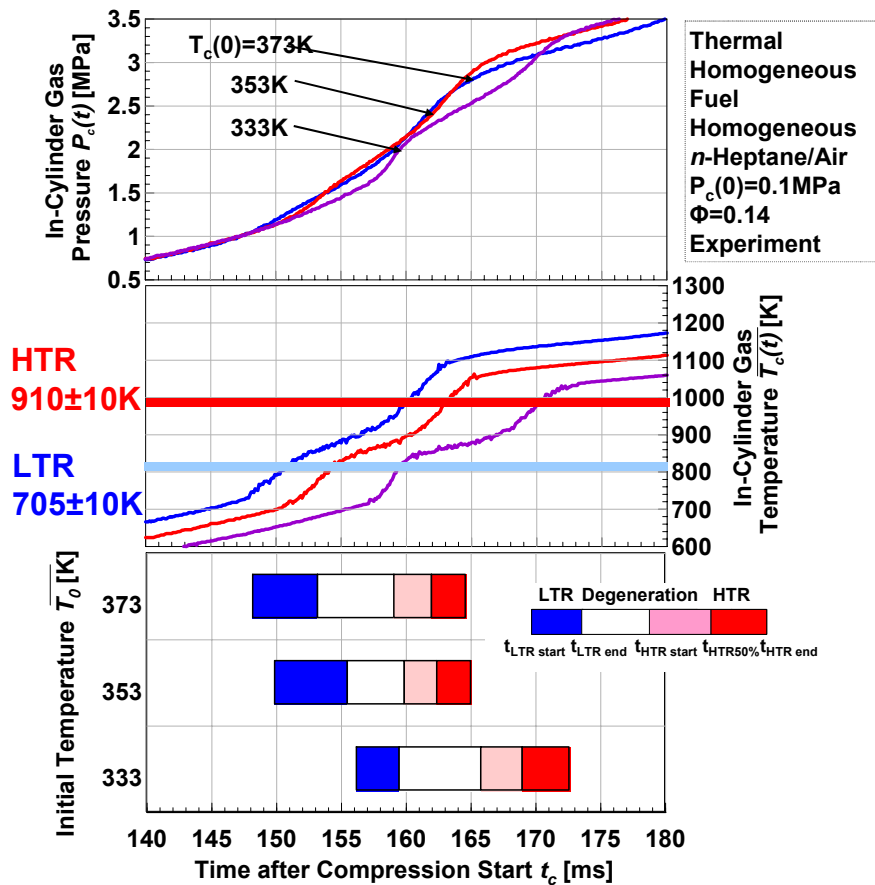


図 3-17 圧縮開始前の温度変化の結果 (*n*-Heptane 単体燃料の場合)

3.4 *n*-Butane の HCCI 燃焼過程

(1) 指圧解析

図 3-18 に完全均質給気条件での *n*-Butane 単体の HCCI 燃焼の圧力履歴を示す．図 3-19 に燃焼室内圧力，燃焼室内温度，燃焼期間の拡大図を示す．すべての当量比において 1 段目の圧力上昇は上死点前に生じている．また圧力上昇の開始時刻は当量比の増加と共に遅延化しているが，1 段目の圧力上昇開始時期は当量比の増加と共に早期くなっている．*n*-Butane 単体の高温酸化反応発現温度は $810 \pm 10\text{K}$ でありまた当量比依存性は確認されなかった．高温酸化反応期間は当量比の増加と共に短くなる．

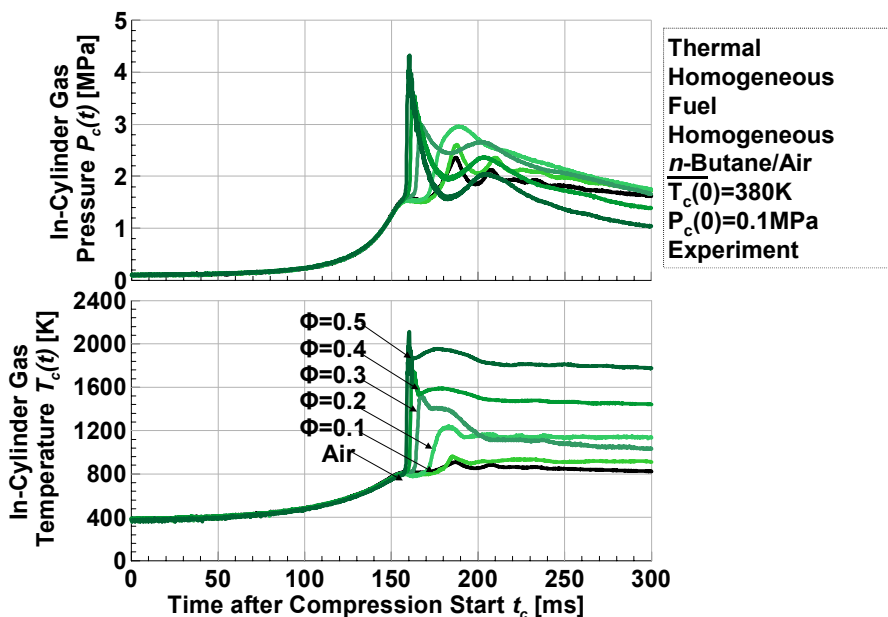


図 3-18 *n*-Butane 単体燃料の圧力履歴，温度履歴

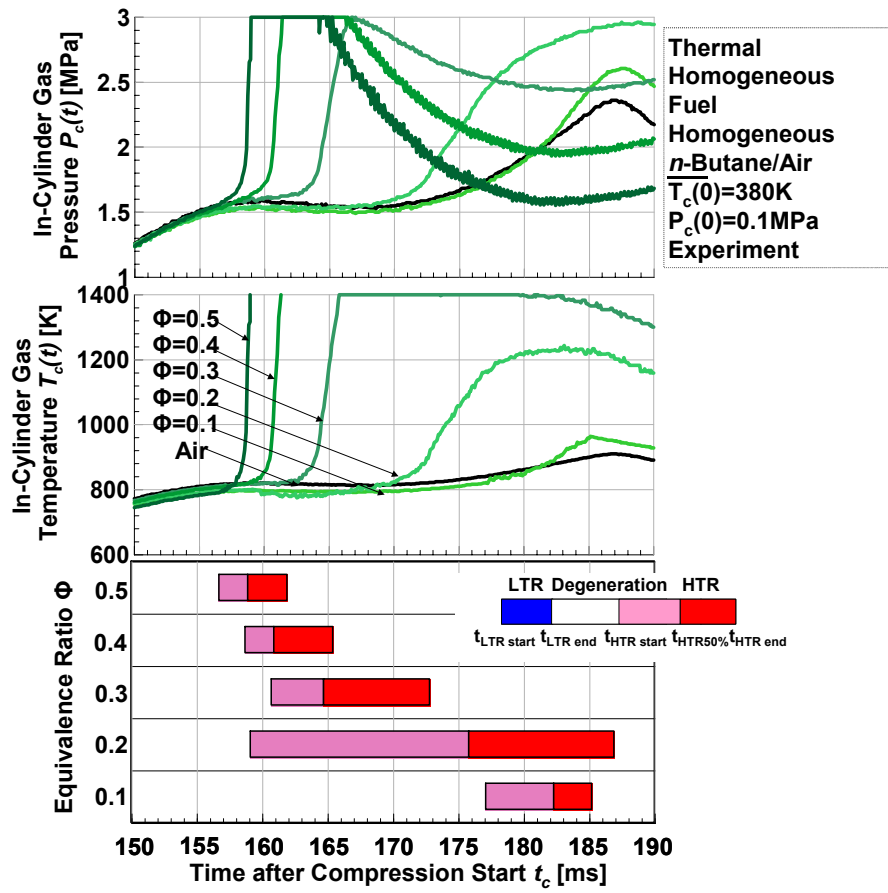


図 3-19 n -Butane 単体の HCCI 燃焼特性期間

3.5 当量比変化と圧力上昇率

図 3-20 は *n*-Heptane, *iso*-Octane, *n*-Butane 単体燃料の場合の当量比変化と圧力上昇率の関係を示す。圧縮開始前の温度は 293K, 当量比は 0.1 から 0.6 まで変化させた。図をみると燃料に関わらず, 当量比が増加すると共に圧力上昇率は増加し, 特に当量比が 0.2 以上の場合に圧力上昇率が急激に上昇する。また, 図 3-21 で, 同じ投入熱量でも *iso*-Octane の場合の方が *n*-Heptane より圧力上昇率は低くなっている。しかしこれらは, *iso*-Octane の HCCI 燃焼では全条件で圧力上昇が上死点後に起きており, ピストンの圧縮による圧力上昇率が燃料間で異なり, 単純に燃料の HCCI 燃焼特性の違いとは判断できない。

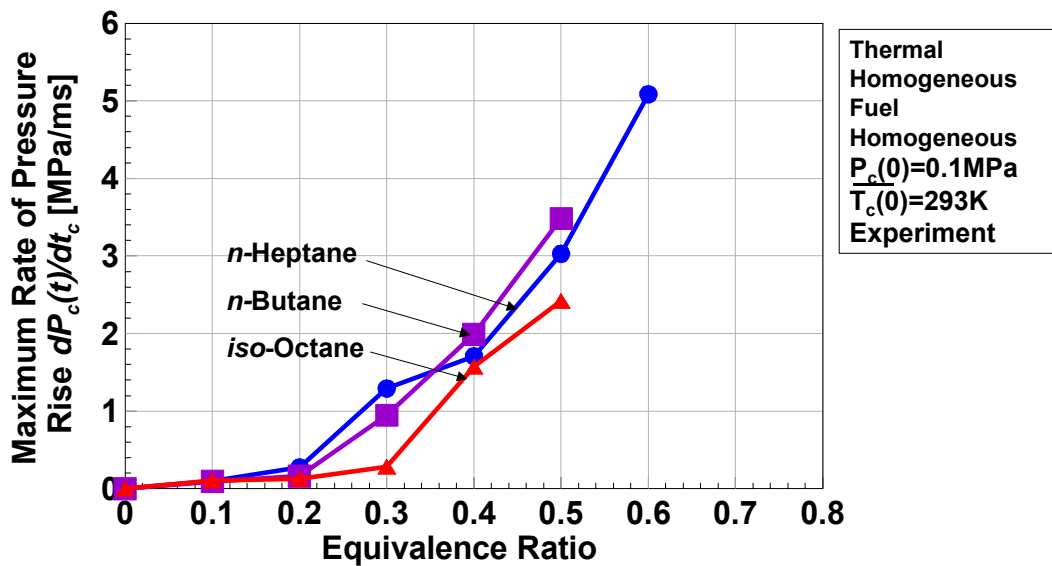


図 3-20 当量比変化と圧力上昇率

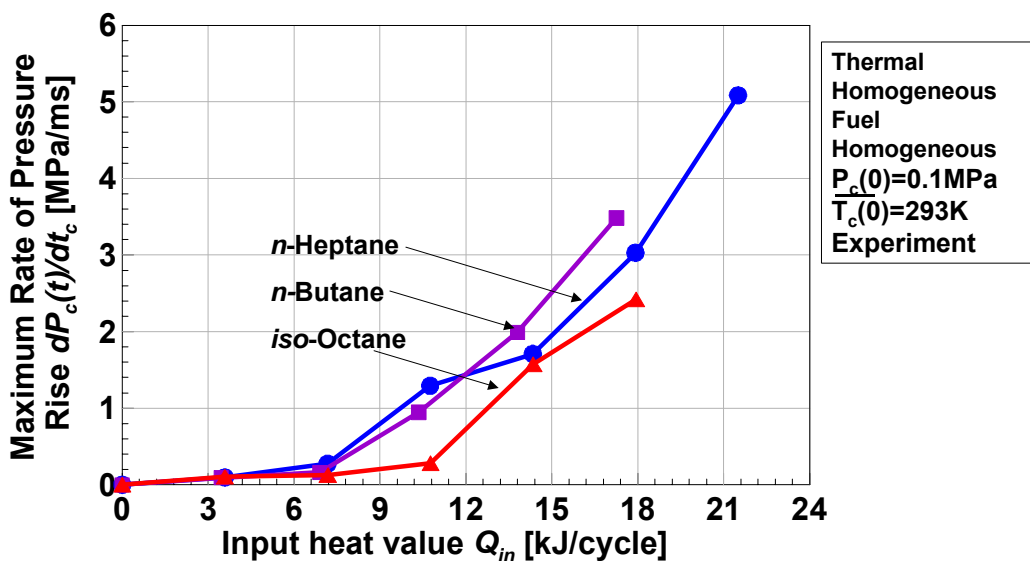


図 3-21 投入熱量と圧力上昇率

3.6 素反応数値計算

n-Heptane, *iso*-Octane の反応中に生成される中間生成物の履歴および *n*-Heptane, *iso*-Octane の消費履歴を確認するため LLNL の PRF スキーム(化学種数 1034, 素反応数 4238)を使用した[56]。図 3-22, 図 3-23 に *n*-Heptane, *iso*-Octane 当量比 =0.14, 圧縮初期温度が 333K, 373K, 筒内初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ で筒内ガス圧力履歴, 温度履歴, HCHO, H_2O_2 , OH, C_7H_{16} , C_8H_{18} モル濃度履歴の素反応数値計算結果を示す。*n*-Heptane と *iso*-Octane 両燃料において初期温度の上昇に伴い最高到達温度が上昇し, 筒内ガス圧力と温度の上昇開始時期が早している。*n*-Heptane の場合は低温酸化反応中に *n*-Heptane が約 30%程度減少された。筒内ガス圧力, 温度, 圧縮初期温度の影響は様々な中間生成物(OH, HCHO, H_2O_2)の生成開始時期と存在期間を遅延化した。*n*-Heptane の場合, HCHO と H_2O_2 の濃度は低温酸化反応開始時に最大となり, 高温酸化反応開始と共に減少し始め, 筒内ガス圧力が最高値に達してから急激に減少した。OH モル濃度は燃焼温度が増加するに従って増加し, 一旦減少するものの, その後再び増加し最大値をとった。*iso*-Octane の場合は *n*-Heptane の場合より中間生成物の生成速度は遅くなった。*iso*-Octane, $T_c(0)=373\text{K}$ の条件においては, HCHO と H_2O_2 の濃度は筒内ガス圧力が最高になる時に最大になって急激に減少し始めている。しかし, $T_c(0)=333\text{K}$ の場合は HCHO と H_2O_2 の存在期間が長くなった。圧縮初期温度の影響は *iso*-Octane の場合が *n*-Heptane の場合より強く現れることが分かった。

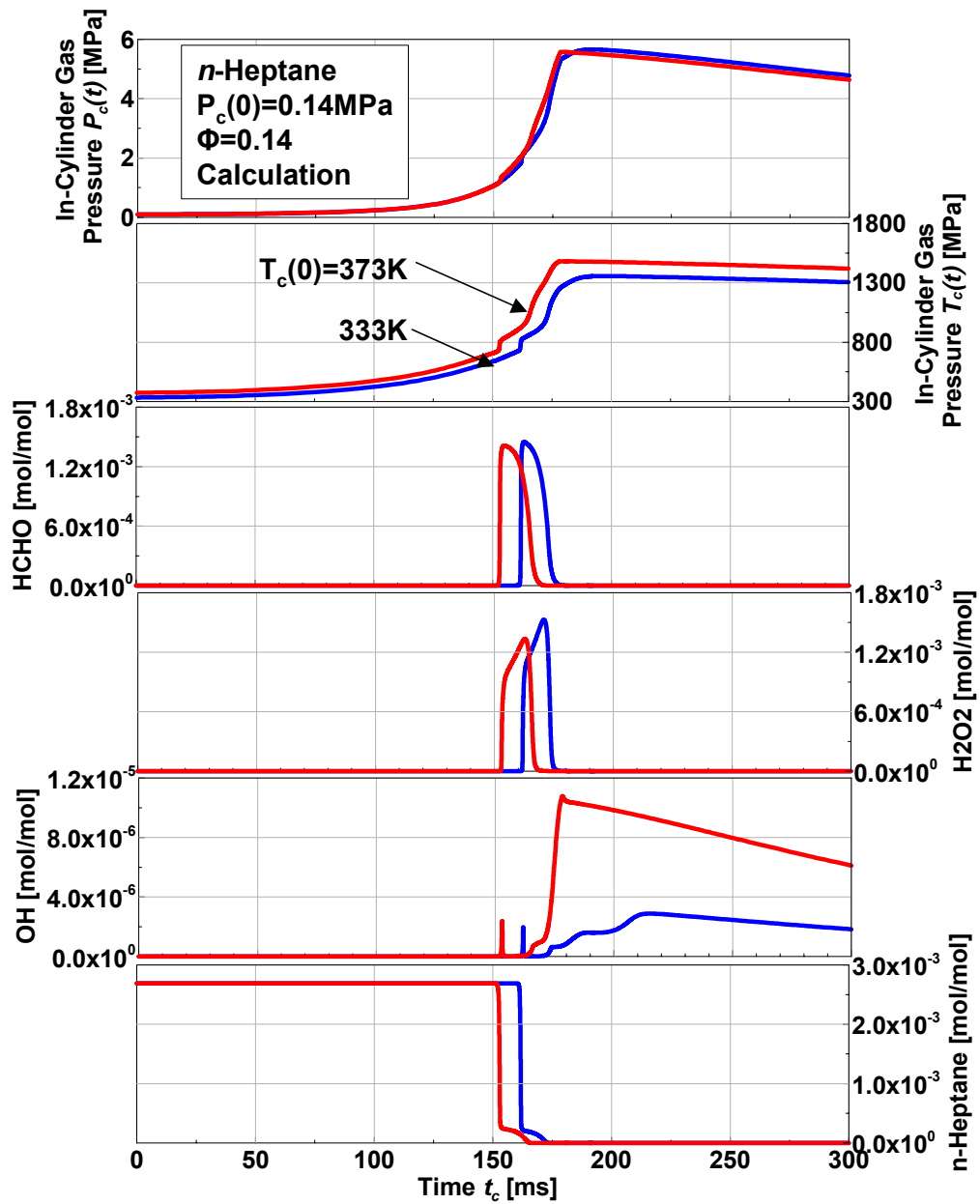


図 3-22 *n*-Heptane, 当量比 =0.14, 圧縮初期温度が 333K, 373K, 筒内初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ で筒内ガス圧力履歴, 温度履歴, HCHO, H₂O₂, OH, C₇H₁₆, C₈H₁₈ モル濃度履歴の素反応数値計算結果

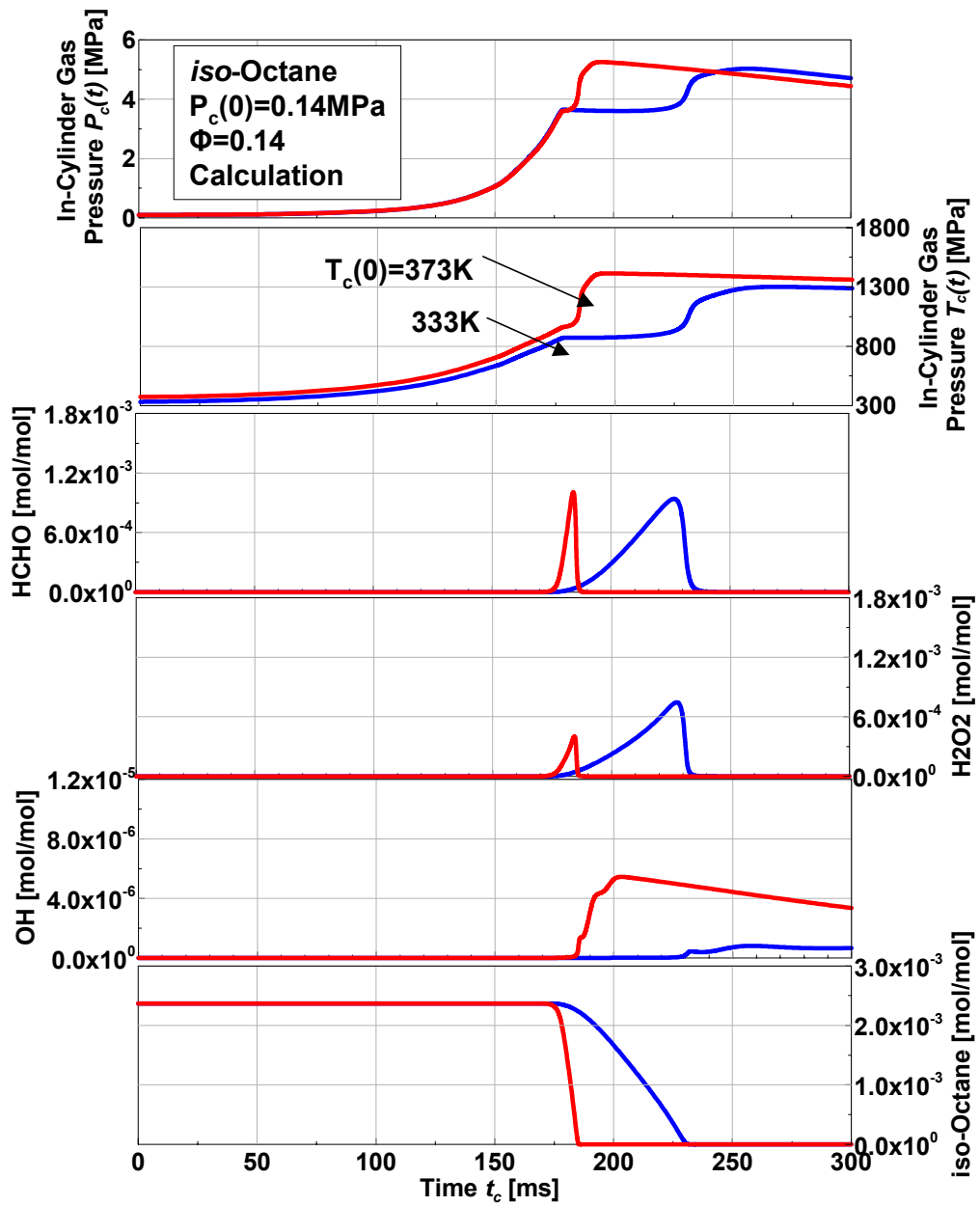


図 3-23 *iso*-Octane, 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮初期温度が 333K, 373K, 筒内初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ で筒内ガス圧力履歴, 温度履歴, HCHO, H₂O₂, OH, C₈H₁₈ モル濃度履歴の素反応数値計算結果

3.7 第3章のまとめ

サロゲート燃料として *iso*-Octane, *n*-Heptane, *n*-Butane の単体燃料を用いて, 当量比, 圧縮開始前の温度が各燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響を明らかにした.

急速圧縮装置のシリンダ内に *n*-Heptane, *iso*-Octane, *n*-Butane の単体燃料と空気の予混合気を供給し, 当量比変化と圧縮開始前の温度を変化させと単圧縮を行い, 燃焼室内ガス圧力履歴を計測, 記録した. 得られた指圧線図を対象に熱力学的解析を行い, 低温酸化反応発現時期 (圧縮開始からの時間), その発現時期における温度, 高温酸化発現時期, その発現時期における温度, 燃焼期間を求めた. また LLNL の PRF モデルを使って素反応数値計算を行なって当量比の変化および圧縮開始前の温度の変化させたときの中間生成物の生成履歴を確認した.

1. *n*-Heptane の場合の低温酸化反応発現温度は $680 \pm 15\text{K}$, 高温酸化反応発現温度は $950 \pm 15\text{K}$ になった. *iso*-Octane の場合の低温酸化反応発現温度は $715 \pm 15\text{K}$, 高温酸化反応発現温度は $950 \pm 15\text{K}$ になった. *n*-Butane の場合の高温酸化反応発現温度は $810 \pm 10\text{K}$ になった. 低温酸化発現温度および高温酸化反応発現温度は当量比依存性が見られなかった.
2. 当量比の増加に伴い低温酸化反応期間および高温酸化反応期間は短くなった. 低温酸化反応終了後から高温酸化反応の発現までの縮退期間は当量比の増加と共に短くなった.
3. 圧縮開始前の温度を上げると低温酸化反応発現時期と高温酸化反応発現時期は早くなり, 燃焼期間は短くなった.
4. 当量比および投入熱量を増加するとともに圧力上昇率の最大値が大きくなった. 燃料の依存性が見られなかった.
5. 素反応数値計算において, 圧縮開始前の温度の影響は温度によって HCHO と H_2O_2 の発生に影響が強く与える *iso*-Octane の場合の方が *n*-Heptane の場合よりも強く表れた.





第4章 温度層状化が HCCI 燃焼に及ぼす影響

本章では温度層状化が HCCI 燃焼に及ぼす影響を調査した。初期温度の変化によって得られた燃焼結果をもとに、加熱した燃焼室内のガスに buoyancy effect によって温度層状化を作成し、HCCI 燃焼実験を行うことで、温度層状化が単体燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響を検証した。また、燃焼過程での化学発光像を計測することで、温度層状化条件時の燃焼機構を調査した。

4.1 実験条件

実験条件は表 4-1 示す当量比($\phi=0.14$)、圧縮初期温度($T_c(0)=373K$)、濃度に関しては均質な予混合気を給気し、実験パラメータとして、*n*-Heptane、*iso*-Octane および DME 単体燃料の予混合気に燃焼室内の温度均質性、温度層状性を表 1 のように設定した。予混合気の供給は超音波ノズルで作られた燃料ミストと空気を均質に混合して燃焼室に供給した。温度層状化の場合は、均質な予混合気を供給した後、1 分間待機することで燃焼室内の対流によって温度分布を持せ、その後に圧縮を行い、燃焼実験を行った。

表 4-1 実験条件

Mixture Distribution	Temperature Distribution	Fuel	ϕ	$\overline{T_c(0)}$	T
 Fuel Homogeneous	 Thermal Homogeneous	<i>iso</i> -Octane	0.14	373K	3K
		<i>n</i> -Heptane			
		DME	0.18		
 Fuel Homogeneous	 Thermal Stratified	<i>iso</i> -Octane	0.14	373K	25K
		<i>n</i> -Heptane			
		DME	0.18		

4.1.1 温度分布作成

本研究では、温度分布を空気流量の有無による buoyancy effect の効果を利用して作成した。温度分布を表 4-2 のような条件で作成し、それを図 4-2 のような位置で温度分布測定装置を用いて計測した。図 4-3 は作成した温度分布を実際に測定装置を用いて圧縮初期の燃焼室内のガス温度を垂直方向で測定した結果である。空気供給 (0.8 l/s) の影響がはっきりと確認できる。X=550mm の断面 (Y-Z 平面) で見た場合、空気を供給し続けた場合、最大値 388K、最小値 385K と温度差が約 3K あるのに対し、止めた場合は、最大値 395K、最小値 370K と約 25K の温度差が生じた。図 4-4 と図 4-5 はピストン軸に垂直な方向の温度分布であり、それぞれ空気供給開始から 3 分、空気供給停止後より 15 分後の温度をプロットしたものである。共に温度が安定してからのものである。色々な X の位置での断面 (Y-Z 平面) で見た場合、空気供給 (0.8 l/s) が有る場合には、最高温度と最低温度の差が約 10K であり、ほとんど温度の分布が見られないのに対し、空気供給が無い場合には、最高温度と最低温度の差は約 25K であり、層状に分布していることがはっきりと確認できる。図 4-4 と図 4-5 を見ると、共通して燃焼室中心付近で全体的に温度が高くなっている。また、最高温度と最低温度の差が大きく生じるのもこの燃焼室中心付近である。これは、装置の外形上、燃焼室壁面中心付近にリボンヒーターが多く加熱が十分にされているのに対し、給気口付近と排気口付近にはリボンヒーターを巻くのが難しく、加熱が不十分であったためだと考えられる。一様に層状化させるためには、給気口と排気口付近をより加熱し、給気温度を高くし、壁温による影響を少なくすることが考えられる。

以上のことにより、本研究において buoyancy effect の効果により作成した温度分布は、温度分布大の場合が 25K の温度分布を、温度分布小の場合が 10K の温度分布をもつ。

表 4-2 温度分布作成条件

	空気流量	燃焼室内 ガス温度	燃焼室 壁温	燃焼室内 ガス圧力
温度分布小	0.0 l/s	373 K	405 K	0.1 MPa
温度分布大	0.8 l/s	373 K	405 K	0.1 MPa

(1) 温度分布測定装置

図 4-1 と表 4-3 は温度分布測定装置と仕様を示す。本装置を用いて、急速圧縮装置燃焼室内の作成した温度分布を測定した。7本の熱電対を図 4-1 のように用いて、直線上の7点のガス温度を測定した。これを燃焼室内で回転させることにより、燃焼室断面の温度分布を測定でき、ピストンの駆動方向に軸を移動させることで、燃焼室のかなりの部分の空間温度分布を測定することができた。熱電対には K 型、素線が先端溶接されている直径 0.2mm のものを用いた。装置の素材は木材で、中は断熱材 (ファイバーブランケット) で満たされており、外装はガラス断熱テープで覆われている。ここで測定した温度は、温度換算機 (NR1000) を介してコンピュータにとりこんでいる。本装置を用い、下死点からの距離 0mm ~ 655mm の位置まで温度分布を、燃焼室中心からは、0mm、32.5mm、52.5mm、62.5mm の距離のガス温度を測定した。装置の部材に用いたものについてまとめたものを表 4-3 に、装置に用いた熱電対の仕様に関して表 4-4 に示す。

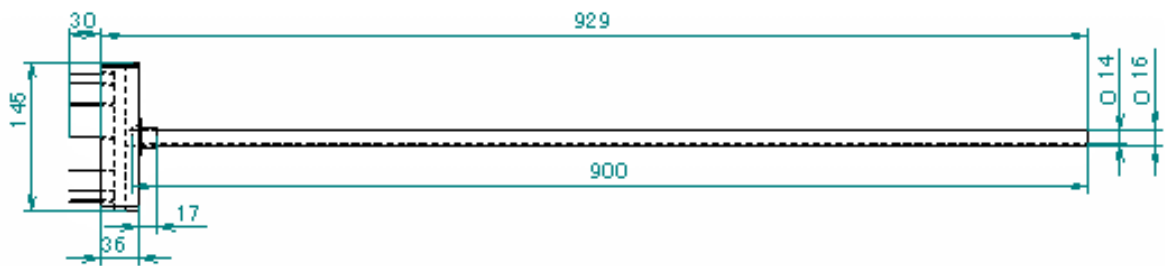


図 4-1 温度分布測定装置断面図

表 4-3 温度分布測定装置各部品の材質と熱伝導率 (W/m・K)

	ヘッド部	ヘッド内部の断熱材	ソケット部	パイプ部	パイプ外部の断熱材
材質	木材	セラミックファイバー	ステンレス	ステンレス	ガラス繊維
熱伝導率 (W/m・K)	0.14 ~ 0.18	0.125	16.5	16.5	0.03

表 4-4 熱電対の仕様

項目	内容
熱電対素線	K タイプ (クロメル(+)-アルメル(-))
外径	≒0.2 mm
素線部長さ	10 mm
被覆	テフロン
被覆部外径	≒0.5 mm
被覆部長さ	20 mm
被覆使用温度範囲	173K ~ 573K (- 200 ~ 200)

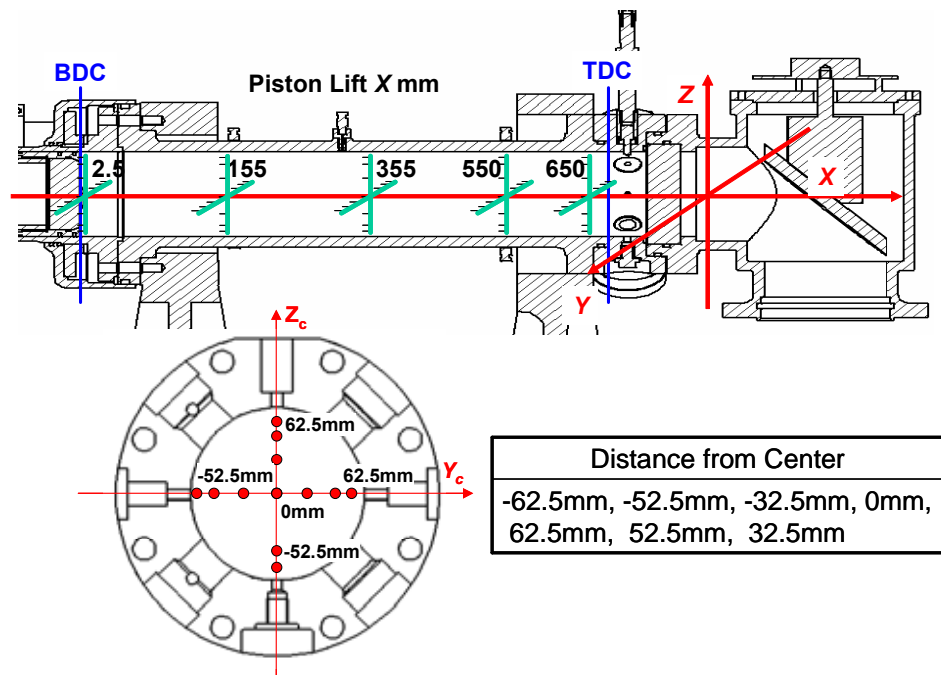


図 4-2 燃焼室内の温度測定位置

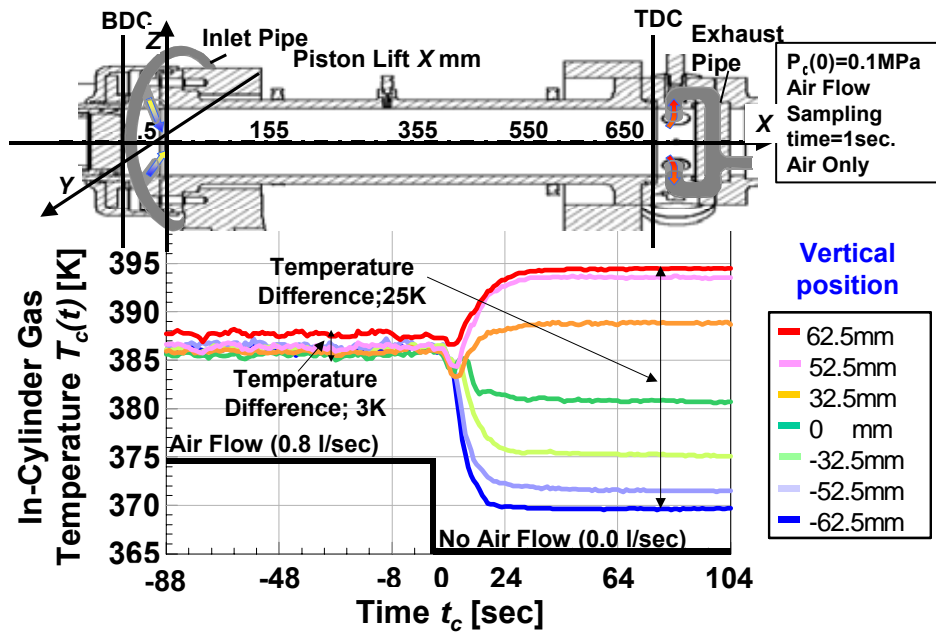


図 4-3 空気供給停止後の温度分布の広がり

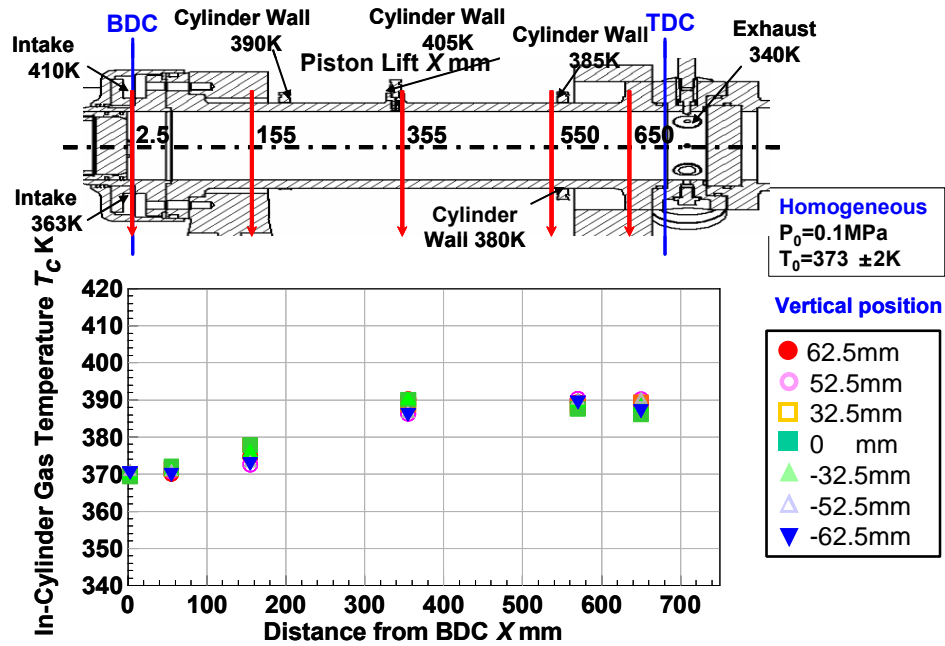


図 4-4 ピストン軸の垂直方向温度分布 (給気流量 0.8 l/s)

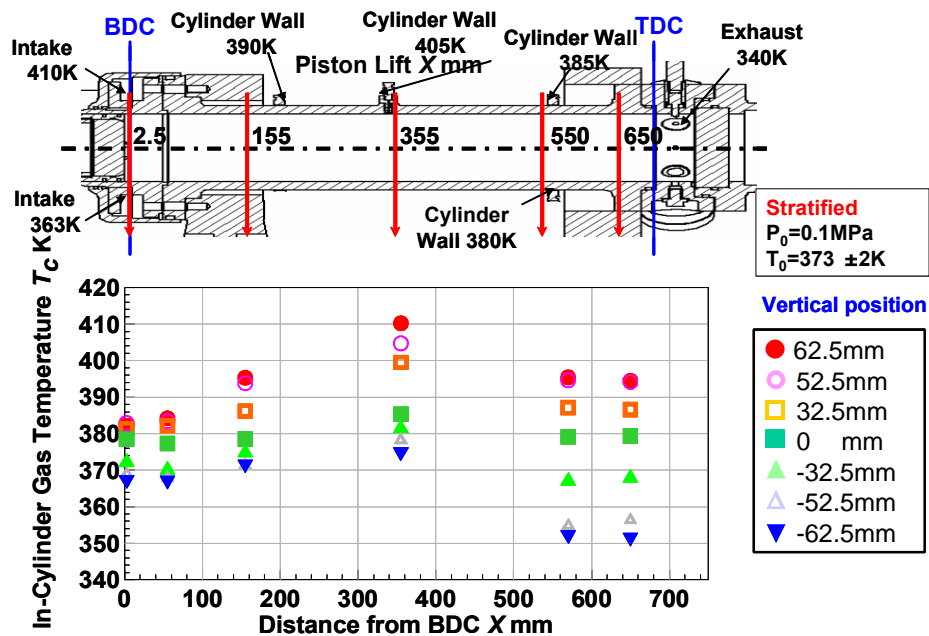


図 4-5 ピストン軸の垂直方向温度分布 (給気流量 0 l/s)

(2) 燃焼室内ガスの温度分布

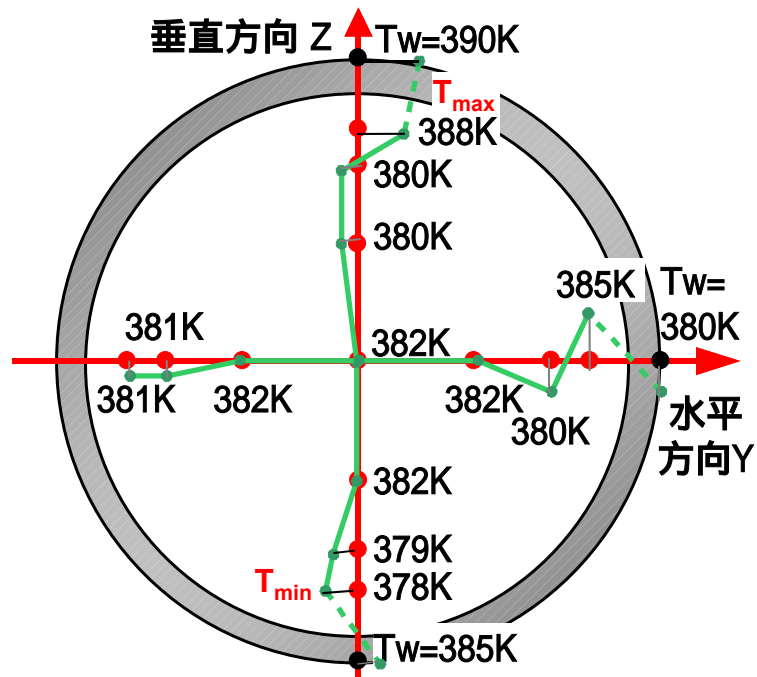


図 4-6 温度均質時の燃焼室内ガスの温度分布 (Y-Z 平面, X=550mm)

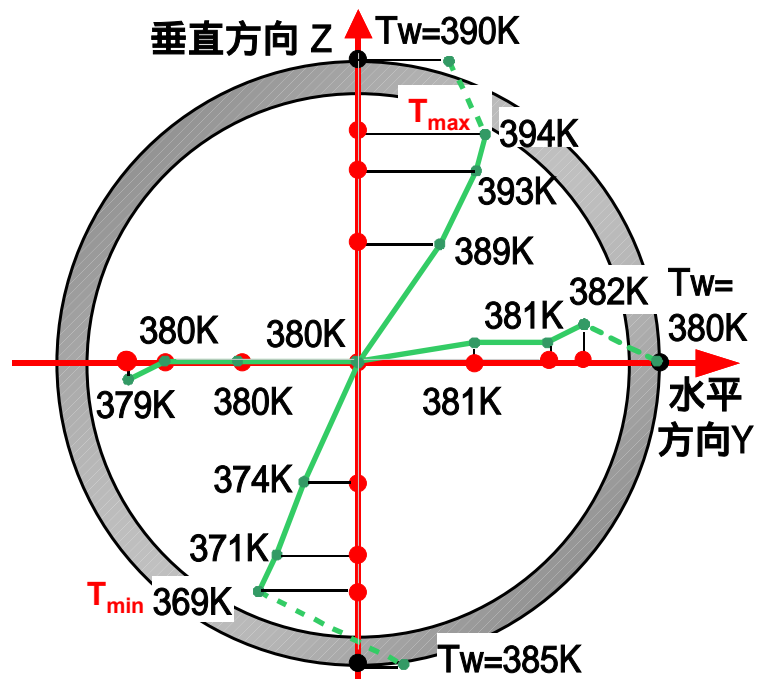


図 4-7 温度不均質時の燃焼室内ガスの温度分布 (Y-Z 平面, X=550mm)

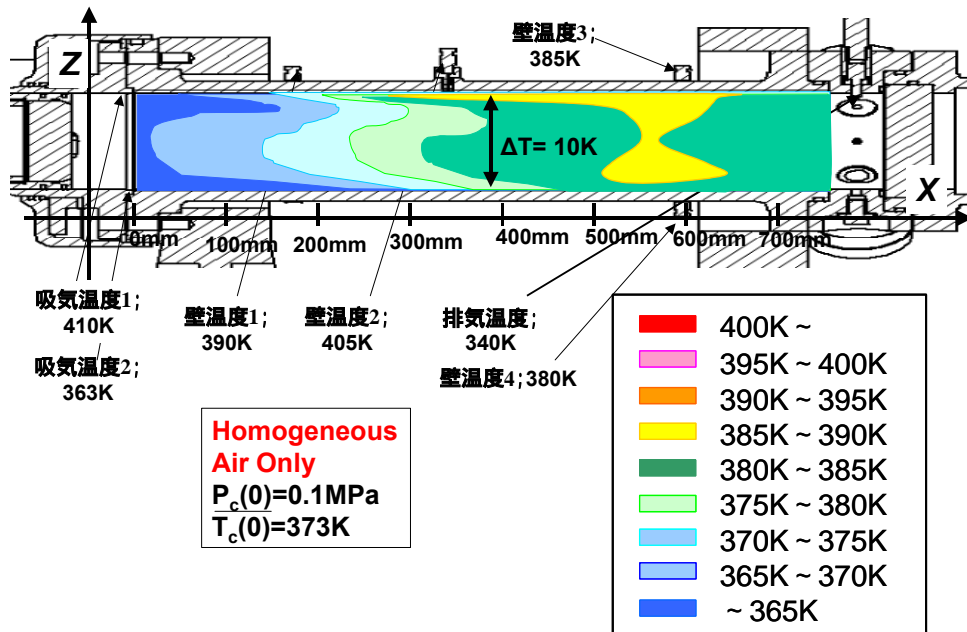


図 4-8 温度均質時の燃焼室内ガスの温度分布 (X-Z 平面)

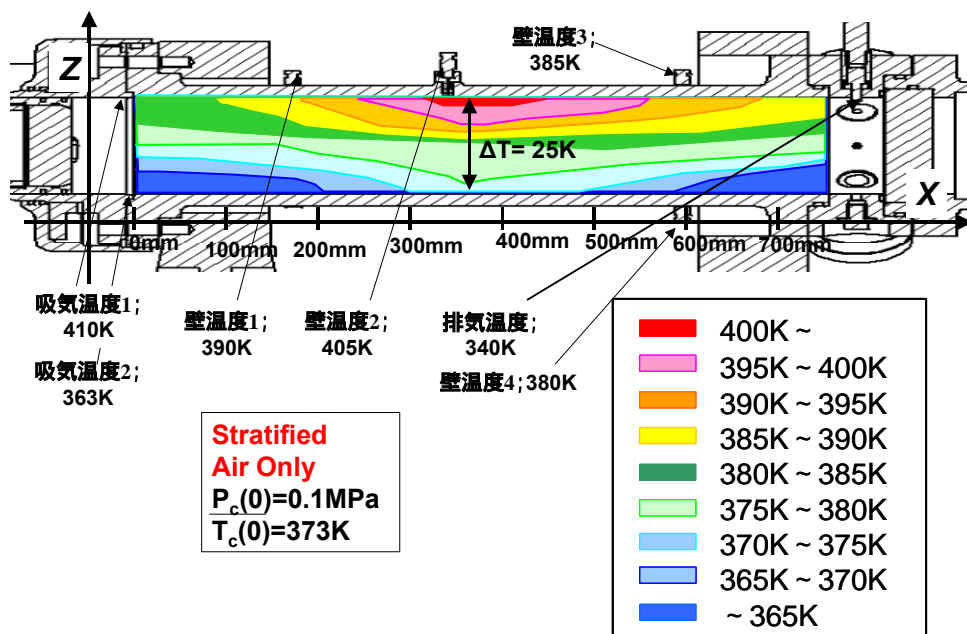


図 4-9 温度不均質時の燃焼室内ガスの温度分布 (X-Z 平面)

(3) 燃焼室内ガスのヒストグラム

急速圧縮装置の燃焼室内予混合気の温度が層状に分布しているとし、温度ごとにどのぐらいの量のガスが存在しているかを計算する方法として燃焼室を下記のようにメッシュ分割を行った。X軸方向に関しては、10mmごとに分割を行った。

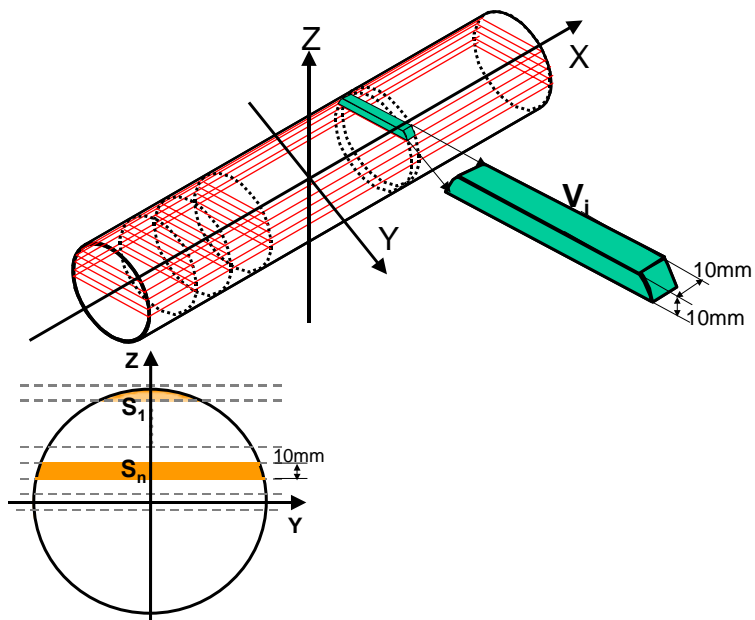


図 4-10 メッシュ分割と体積計算

これらのそれぞれの体積を以下の計算式によって求めた。

$$V_i = S_n \times 10_{\text{mm}} \quad (4.1)$$

$$S_1 = \frac{1}{2} \cdot r^2 \cdot \theta - \frac{1}{2} \cdot z \cdot \sqrt{r^2 - z^2} \cdot 2 \quad (4.2)$$

$$S_n = \frac{1}{2} \cdot r^2 \cdot \theta - \frac{1}{2} \cdot z \cdot \sqrt{r^2 - z^2} \cdot 2 - \sum_1^{n-1} S_n \quad (4.3)$$

(4) 各メッシュ分割された部分の温度計算方法

以下の図はX軸方向とZ軸方向の温度分布であり、これらを用い各メッシュ分割された部分の温度を求めた。

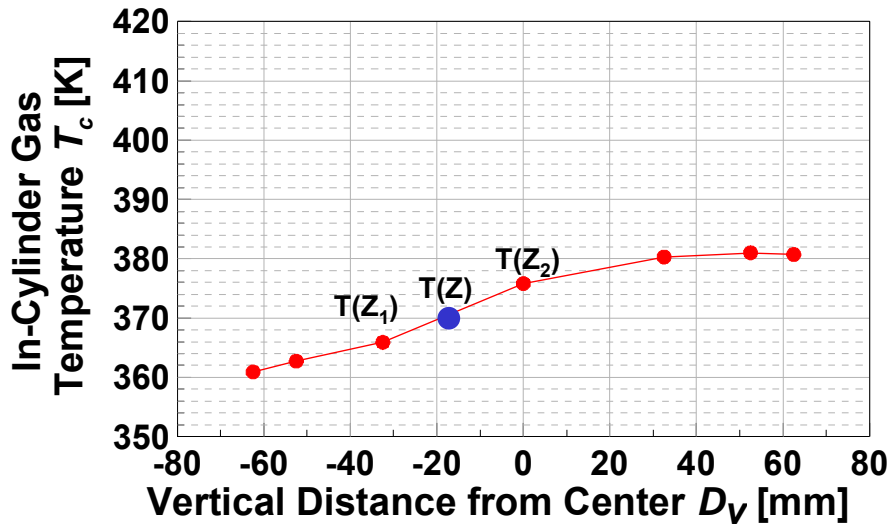


図 4-11 垂直方向温度分布

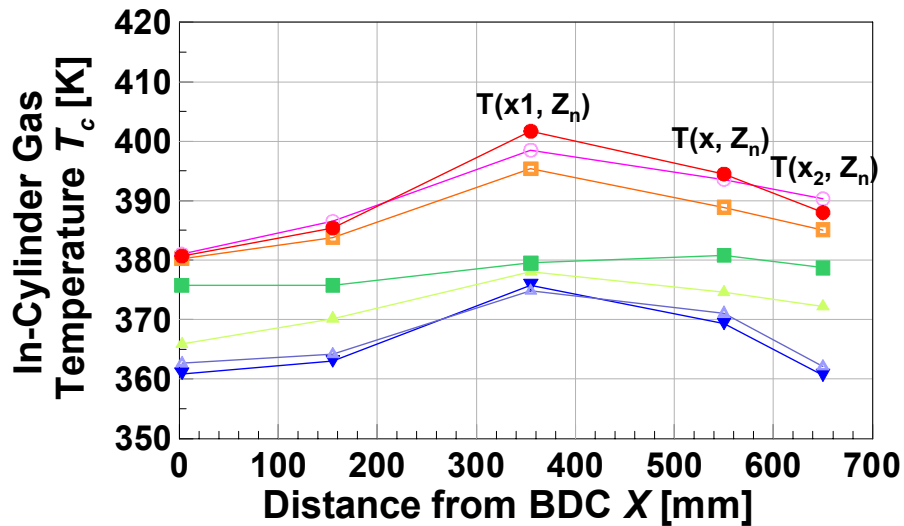


図 4-12 ピストン軸方向温度分布

以下の式によって各メッシュ分割された部分の温度を求める。

$$T(z) = T(z_1) + \frac{T(z_2) - T(z_1)}{z_2 - z_1} \times (z - z_1) \quad (4.4)$$

$$T(x, z_n) = T(x_1, z_n) + \frac{T(x_2, z_n) - T(x_1, z_n)}{x_2 - x_1} \times (x - x_1) \quad (4.5)$$

急速圧縮装置の燃焼室を図 4-10 のように，細かくメッシュ分割する．その細かく分けた一つ一つに，本研究にて作成した温度分布を割り当て，それぞれの温度ごとにどのぐらいの量のガスが存在しているかを計算した．温度の割り当て方は，式 (4.4) と(4.5)を用いる．図 4-13，図 4-14 のヒストグラムはその計算した結果であり，燃焼室内ガス温度 2K ごとの和である．図 4-13 より，燃焼室内ガスの温度分布は，ガスの最高温度と最低温度の近くの温度に大きく集中していた．全体体積に対してガス平均温度を計算すると 376K になった．ガスの最高温度と最低温度の平均の近くの温度に大きく集中していた．全体体積に対してガス平均温度は 379K になって層状化の場合が均質化の場合より 3K 程度に高かった．

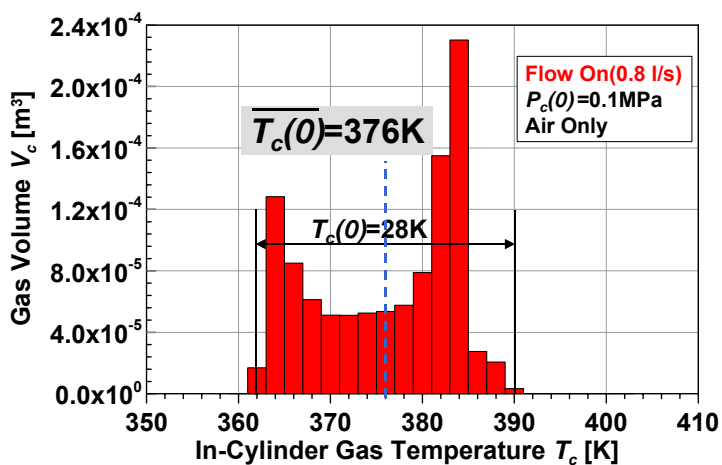


図 4-13 温度均質場合の体積を基本とした燃焼室内ガスの温度ヒストグラム

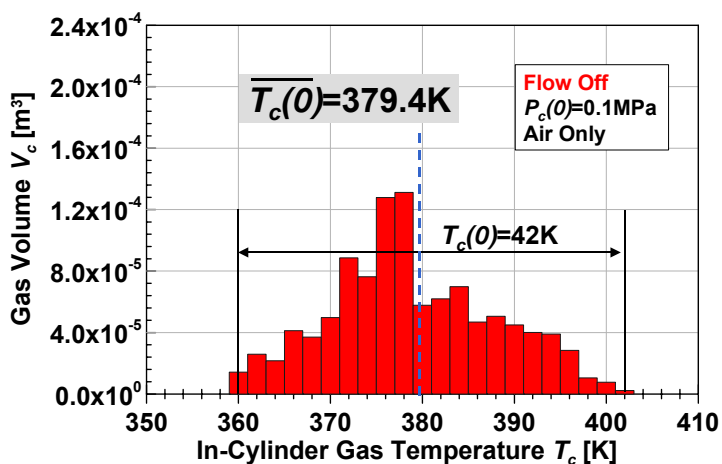


図 4-14 温度層状化の場合の体積を基本とした燃焼室内ガスの温度ヒストグラム

(5) 温度境界層

図 4-15 に温度均質条件，層状条件における筒内圧縮前ガス温度について示す．横軸に筒内圧縮前ガス温度，縦軸を鉛直方向の距離を示した．両条件共にシリンダ壁面温度とシリンダライナ付近（±62.5mm）での計測位置での温度に大きな温度差があることがわかる．この領域を温度境界層として定義する．また z 軸方向では均質条件では 20K 程度の温度差，層状条件では 10K 程度の温度差が存在した．次に鉛直方向 y 軸について見ると均質条件では最大で 5K 程度の温度差である．一方で層状条件では 25K 程度の温度差が鉛直方向上側から下側に向けて出来ており均質条件に比べ層状化していることがわかる．また，Dec.ら [60]の研究で壁面近い温度境界層の温度層状化が本燃焼(main combustion event)に与える影響が小さいとわかった．そこで，本研究では解析対象の局所として面積 A = 30×30 mm にある 2 つの領域を抽出した．

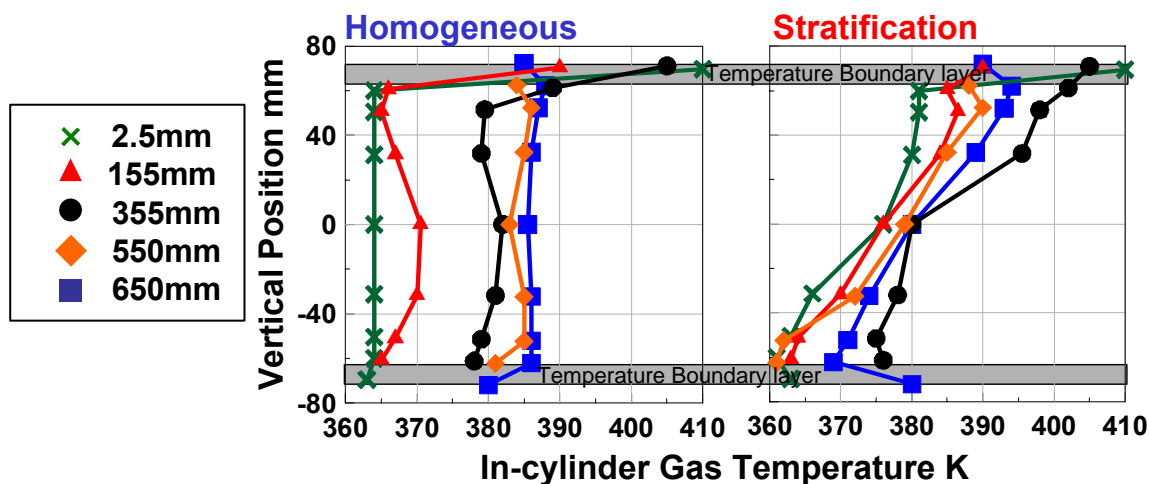


図 4-15 温度均質条件，層状条件での圧縮前筒内ガス温度分布

4.2 温度層状化が *iso*-Octane の HCCI 燃焼に及ぼす影響

4.2.1 指圧解析

(1) 圧力上昇率と Ringing Intensity

最近, Eng[56]がエンジンから生成される圧力波と可聴ノイズを用いて Knocking level を定量化する Ringing Intensity を HCCI 機関の燃焼の定量化ための方法論として使っている。

$$\text{Ringing Intensity} \approx \frac{1}{2\gamma} \frac{\left(\beta \frac{dp}{dt}_{\max}\right)^2}{P_{\max}} \sqrt{\gamma RT_{\max}} \quad (4.6)$$

式(4.6)で Ringing Intensity は圧力上昇率(kPa/ms)の2乗に比例し, P_{\max} (kPa)は燃焼中に生成される圧力の最大値, また, 音速(m/s)は root-square の式によって求める。は実験によって求める Scale Factor ですが, Eng によって提案された $=0.05$ という値を用いて多数の研究者たち [55][56][57]が計算している。図 4-17 は温度層状化による変化される *n*-Heptane および *iso*-Octane の Ringing Intensity の結果を示す。*n*-Heptane の場合, 温度均質化の場合の Ringing Intensity は 0.742 MW/m² になったが, 層状化の場合は 0.6882 MW/m² になって 8% くらい低下した。しかし, *iso*-Octane の場合, 温度均質化の場合の Ringing Intensity 22.922 MW/m² になって温度層状化の場合は 1.770 MW/m² になって約 40% 程度の低下があった。

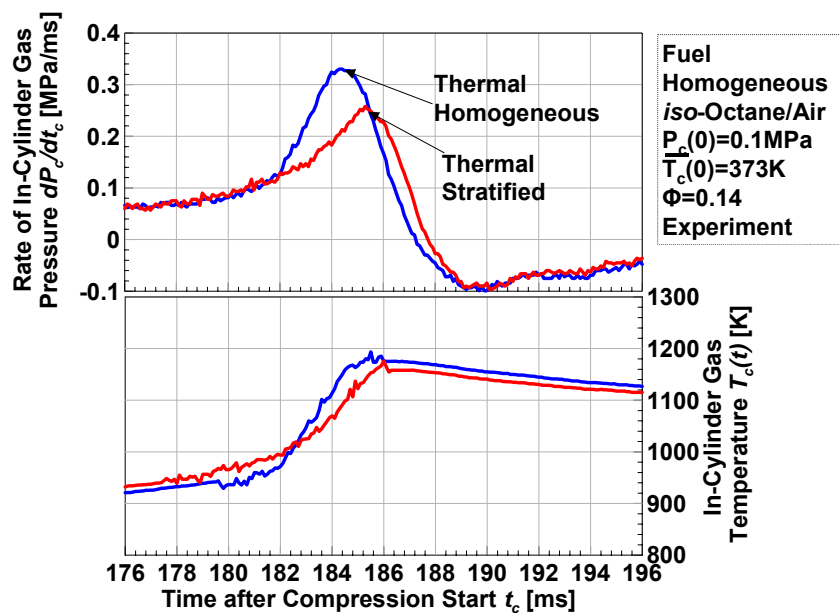


図 4-16 *iso*-Octane の場合の高温酸化反応中の温度均質条件と温度層状条件の圧力上昇率履歴, 温度履歴

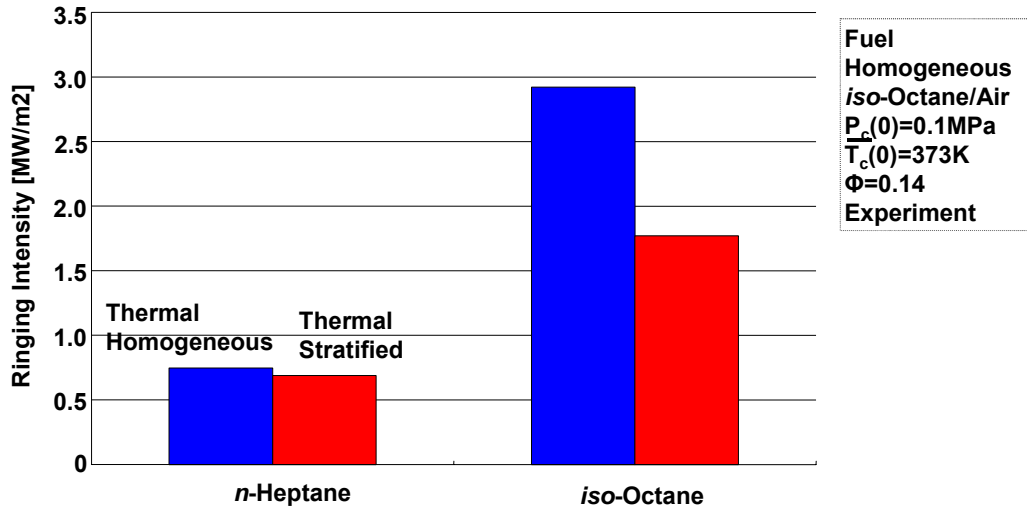


図 4-17 温度層状化と Ringing Intensity

4.2.2 発光像解析

(1) 発光開始時期

図 4-18 に *iso*-Octane の場合の二次元発光画像履歴およびその撮影タイミングを示した。二次元発光画像の取得タイミングは高温酸化反応期間である，2 段目の圧力上昇が見られる発現時期付近とし，露光時間 1ms，シャッター間隔 440 μ s，I.I.Gain 2000 とした。計測は高温酸化反応のみを対象として行なった。均質条件には，全ての画像において発光が見られた。上部右側から非常に弱い発光が見られる 1 枚目の画像から発光が始まり，3 枚目と 4 枚目の画像にてもっとも発光が強くなり，そこから急激に発光が弱くなっている。3 枚目と 4 枚目の画像の際の筒内ガス温度は 1180K ~ 1282K であった。一方，層状給気場合でも，発光は全ての画像でみることができる。発光は上部から始まり，下部へゆっくり遷移している。もっとも発光がつよくなったのは，4 枚目と 5 枚目の画像の時であり，その時の筒内ガス温度は 1133K ~ 1183K である。発光は高い温度の部分から始まり，低い温度の領域へとひろがっていった。図 4-20 には *n*-Heptane の場合の二次元発光画像履歴およびその撮影タイミングを示す。計測は HTR のみを対象として行なった。発光は燃焼室ほぼ全領域で起こっており，もっとも発光が強かったのは，圧力上昇率のピーク時であった。筒内ガスの圧力上昇率と温度の履歴に関しては，均質条件と層状化条件ではあまり違いが見られなかった，均質条件時には，発光は燃焼室内全域でほぼ同時に生じていた。3 枚目と 4 枚目の画像の発光発現時期における筒内ガスの温度は 1000K ~ 1082K であった。一方，層状化条件の場合は，発光は燃焼室上部から始まり下部へと遷移してあり，3 枚目と 4 枚目の画像の発現時期における筒内ガスの温度は 1020K ~ 1090K であった。

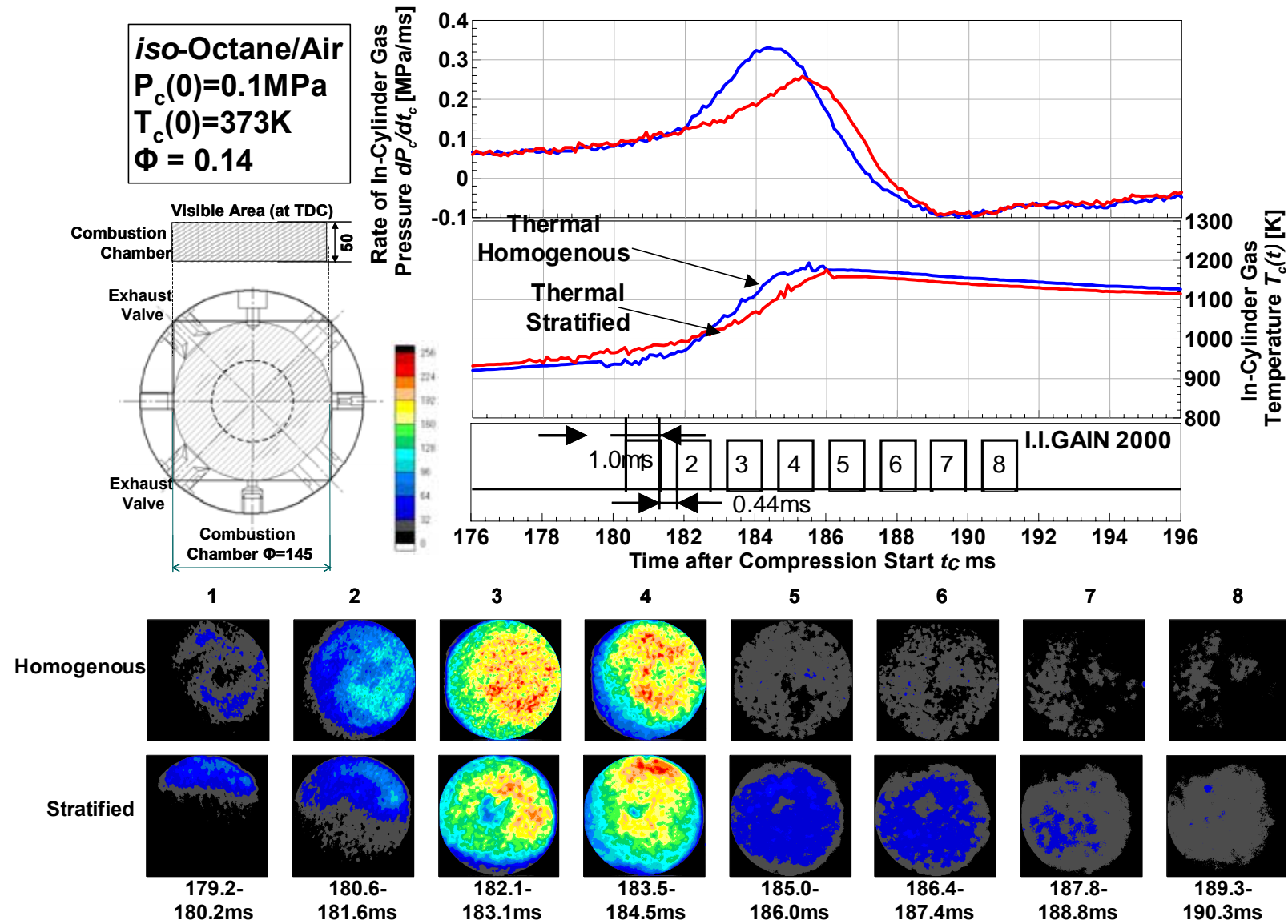


図 4-18 iso-Octane の場合の高温酸化反応中の温度均質条件と温度層状条件の圧力上昇率履歴，温度履歴，2次元発光

4.3 温度層状化が *n*-Heptane の HCCI 燃焼に及ぼす影響

4.3.1 指圧解析

(1) 圧力上昇率

図 4-19, 図 4-16 は *n*-Heptane と *iso*-Octane の場合の高温酸化反応中の温度均質条件と温度層状条件の圧力上昇率履歴, 温度履歴を示した。X 軸は圧縮開始からの時間, Y 軸は筒内ガスの圧力上昇率と温度の履歴を示している。均質条件と層状条件において筒内ガスの圧力上昇率と温度に関してはあまり違いが見られない。しかし, 均質条件時の温度履歴の方が若干ですが層状化条件のそれに比べ高くなっている。更に, *iso*-Octane の場合の圧力上昇率では均質条件と層状化条件では違いがみられます。均質条件では, 筒内ガスの圧力は突然上昇し始め, その圧力上昇率の最大値は層状化条件におけるそれよりも高い。また, 最大値におけるタイミングも早くなっている。筒内ガス温度は均質条件時の方が層状化条件時に比べ, 高くなっている。これは Magnus ら[61]の結果と一致している。

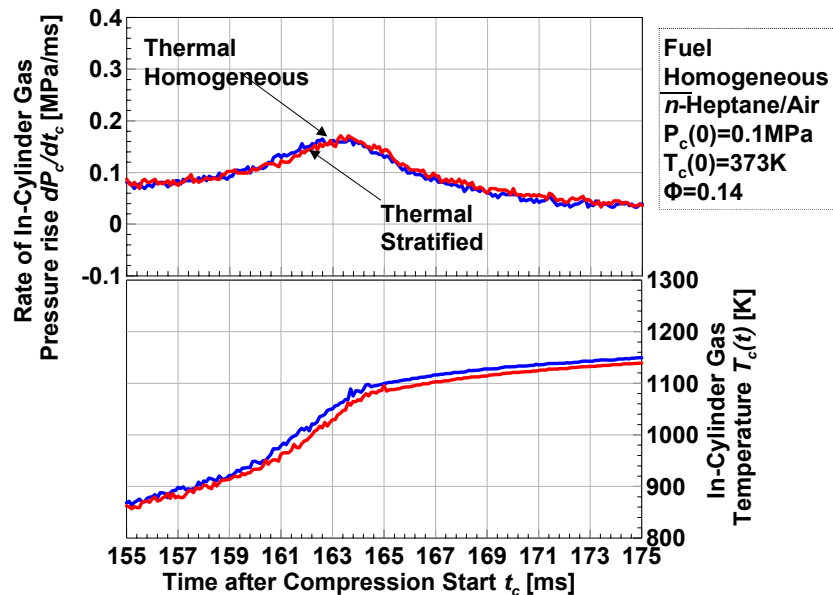


図 4-19 *n*-Heptane の場合の高温酸化反応中の温度均質条件と温度層状条件の圧力上昇率履歴, 温度履歴

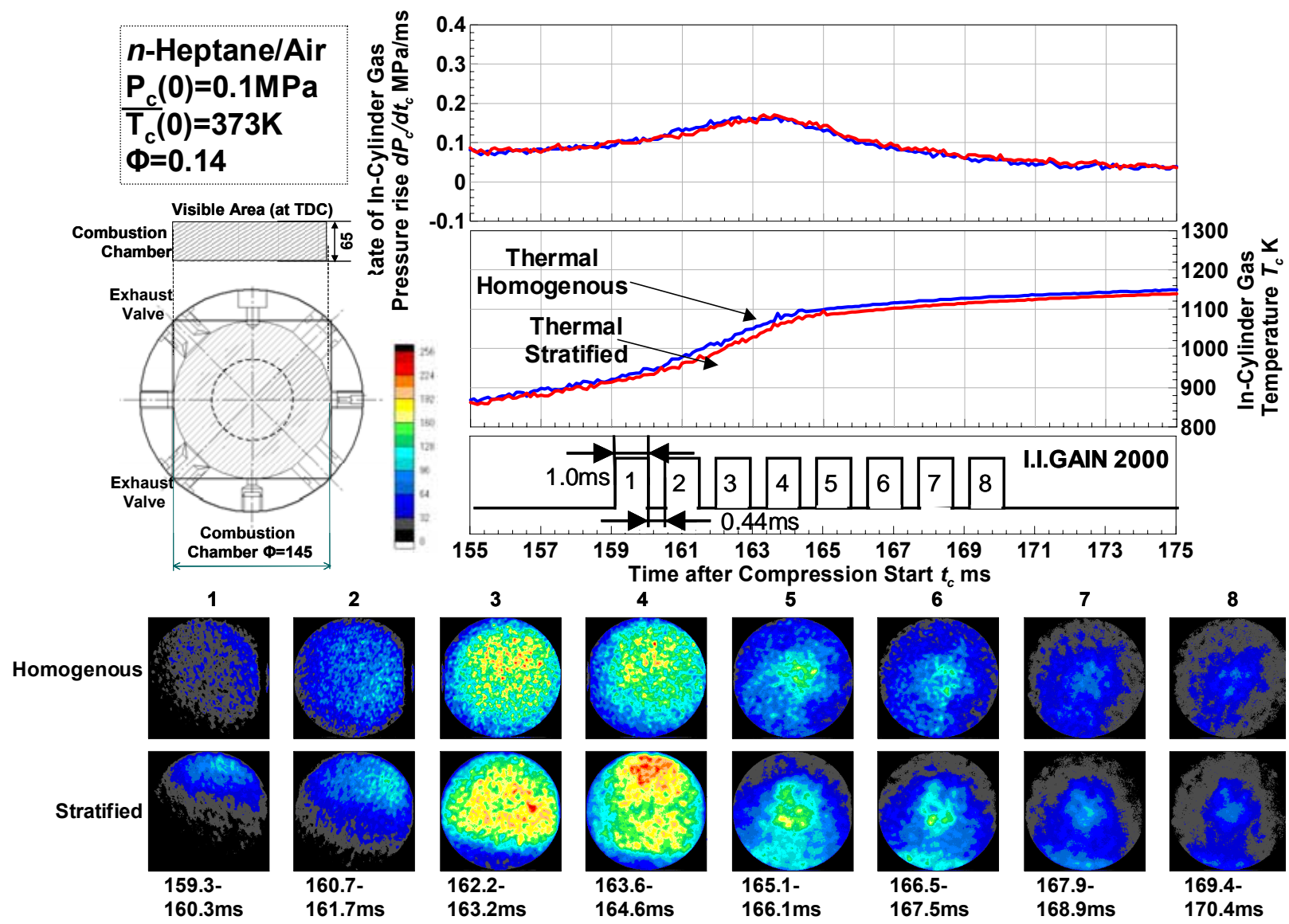


図 4-20 *n*-Heptane の場合の高温酸化反応中の温度均質条件と温度層状条件の圧力上昇率履歴，温度履歴，2 次元発光

次に局所の領域についての解析結果を示す．まず解析対象の局所として面積 $A = 30 \times 30 \text{ mm}$ を図 4-21 に示す 2 つの領域を抽出した．前述した温度境界層と定義した領域は解析対象から除外した．均質条件での Area1 ,Area2 ではほぼ温度は同じ領域である．一方で層状条件では Area1 ,Area2 では温度差があることがわかる．

図 4-22 は局所領域での発光開始ヒストグラムを示す．*n*-Heptane の場合，均質条件では発光開始時期が燃焼室上部で 1 枚目に，燃焼室下部で 1 枚目に集中するのに対して，層状条件では発光開始時期が燃焼室上部で 1 枚目，燃焼室下部では 2 枚目に集中している．また，*iso*-Octane の場合も同様に，燃焼室上部では均質条件，層状条件ともに発光開始時期は 1 枚目に集中しているのに対し，燃焼室下部では均質条件で 1 枚目に，層状条件で 3 枚目集中した．これらより，Area1 は温度の高い領域，Area2 は温度の低い領域であり発光開始時期に時間差を作ったと考えられる．発光開始の時間差は約 2.4ms 程度であるとわかった．

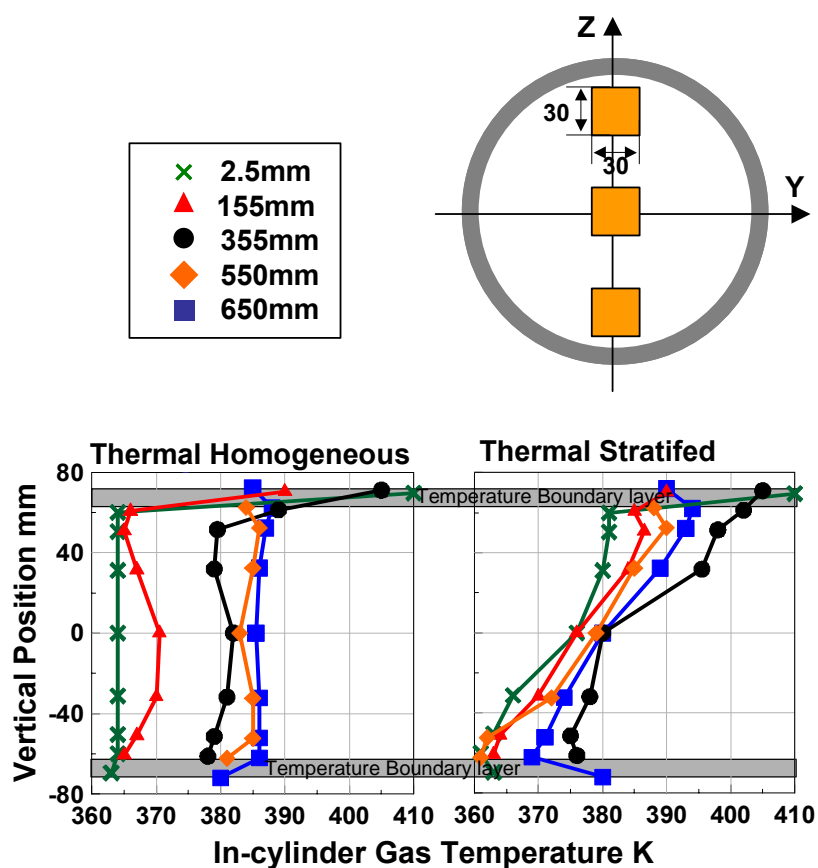


図 4-21 温度均質条件，層状条件での圧縮前筒内ガス温度分布

n-Heptane
iso-Octane
 Fuel
 Homogeneous
 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$
 $T_c(0)=373\text{K}$
 $\Phi=0.14$
 Experiment

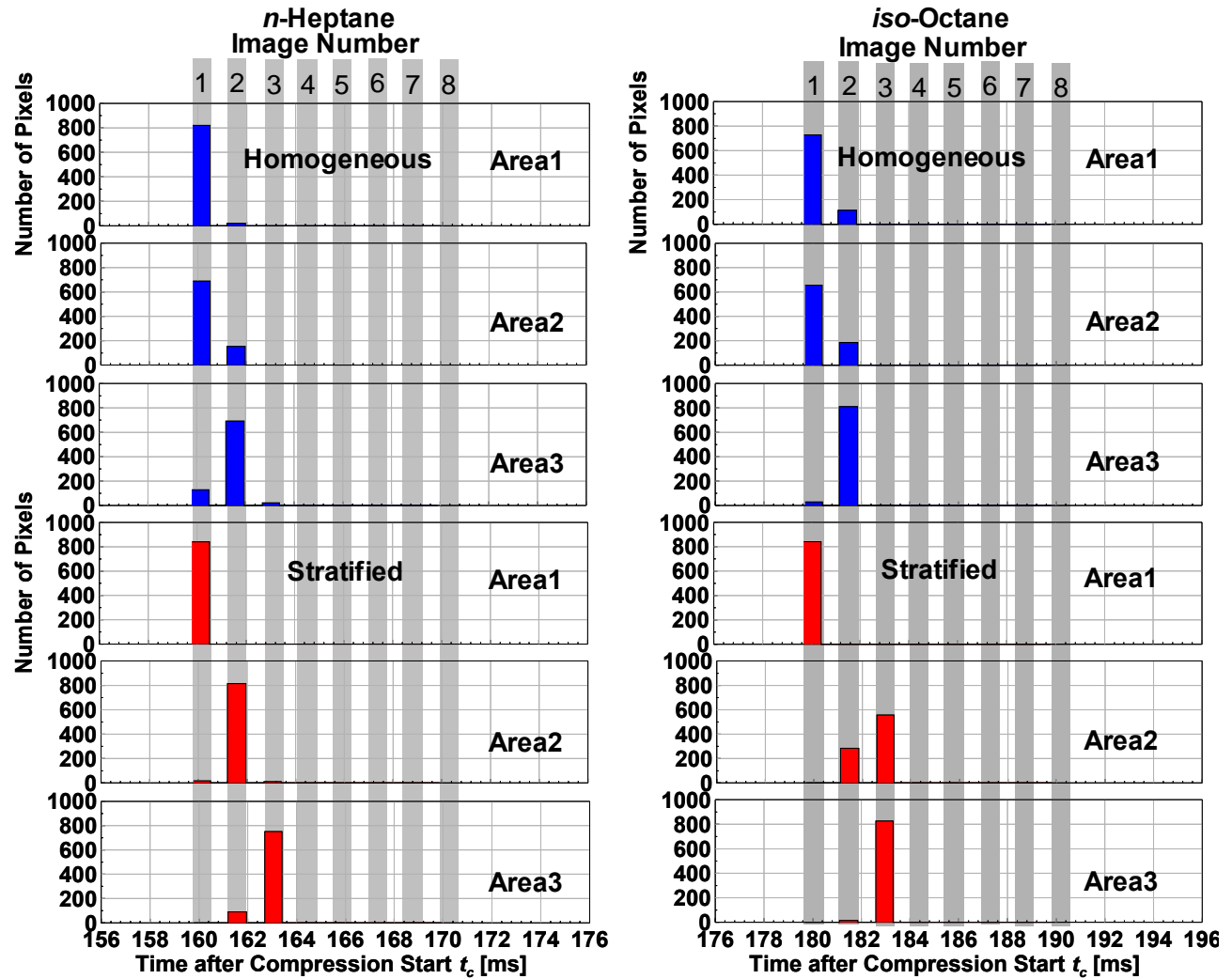
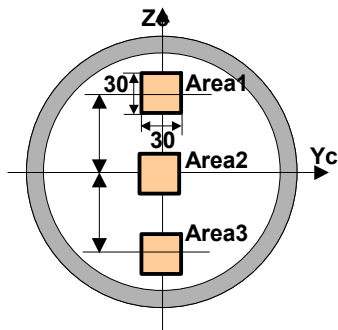


図 4-22 局所領域での発光開始ヒストグラム

4.3.2 発光像解析

(1) 指圧線図

図 4-23, 図 4-24 は予混合気の温度均質条件および温度層状条件において *n*-Heptane, *iso*-Octane 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮初期温度が 373K, 圧縮初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力, 温度, 燃焼期間を示す. *n*-Heptane の場合には均質条件, 層状条件ともに二段階の圧力上昇が見られ, *iso*-Octane の場合には高温酸化反応のみ見られた. *n*-Heptane の場合, 均質条件においても層状条件においても低温酸化反応発現温度は 705K, 高温酸化反応発現温度は 910K であった. また, *iso*-Octane の場合でも両条件で, 高温酸化反応発現温度は 910K であった. 一方, *n*-Heptane の場合の低温酸化反応期間および高温酸化反応期間は, 層状条件の方が均質条件より長くなり, 低温酸化反応発現時期は均質条件より早くなった. *iso*-Octane の場合も同様に, 高温酸化反応期間は層状条件の方が均質条件より長くなり, 高温酸化反応発現時期は均質条件より早くなった.

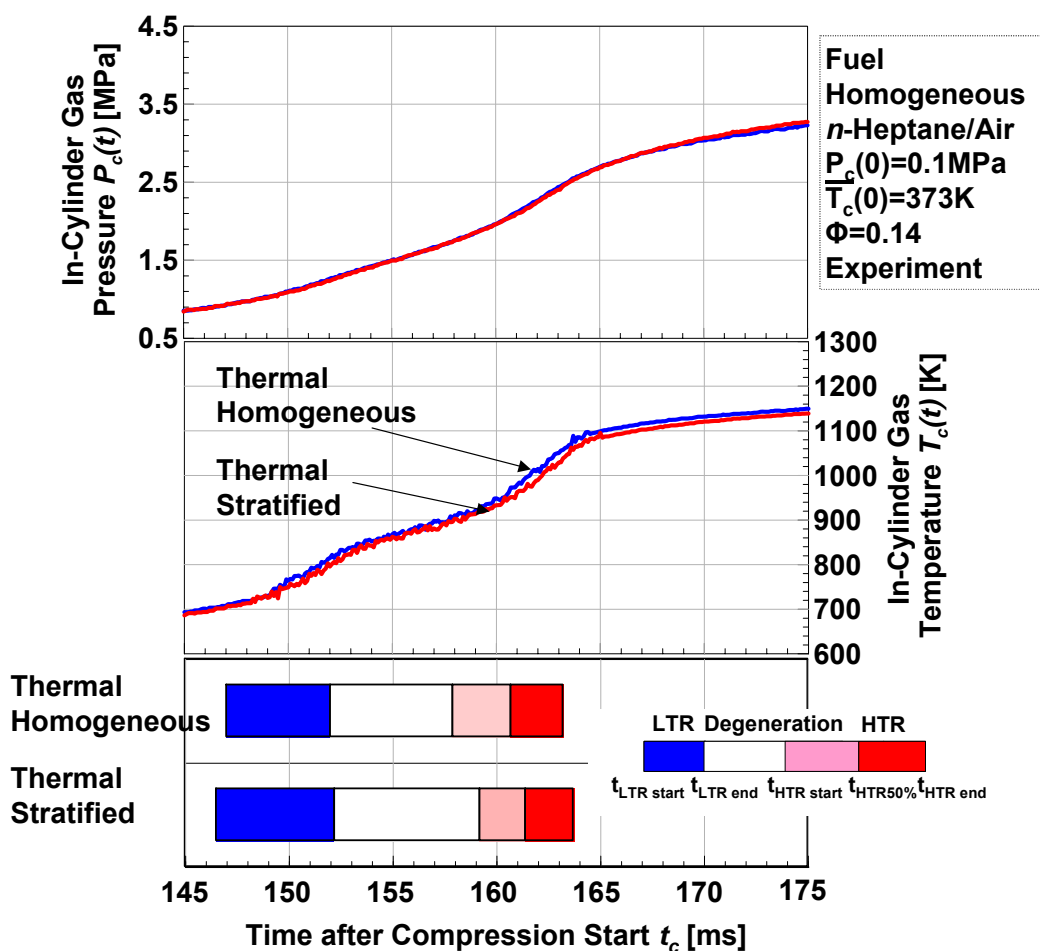


図 4-23 *n*-Heptane 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮初期温度が 373K, 圧縮初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力, 温度, 燃焼期間

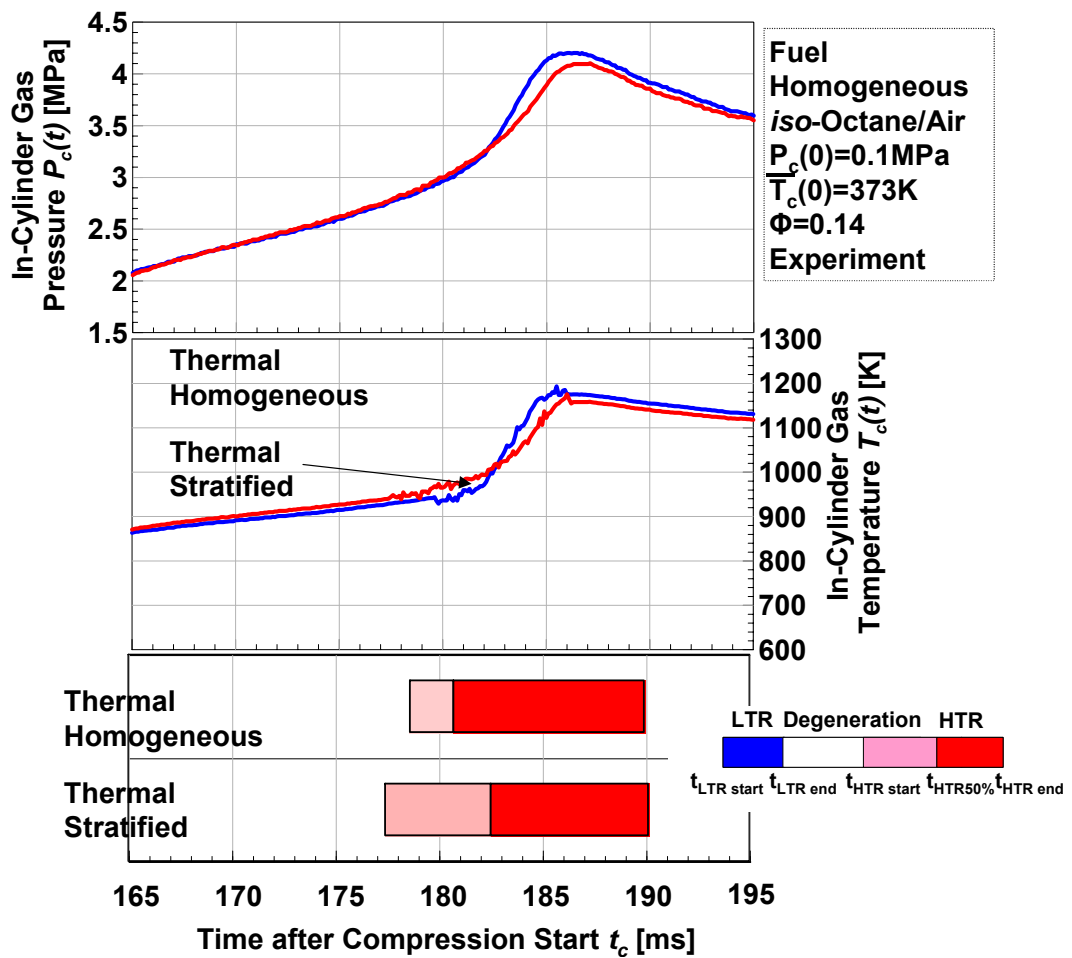


図 4-24 *iso-Octane* 当量比 $\Phi=0.14$ ，圧縮初期温度が 373K，圧縮初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力，温度，燃焼期間

4.4 温度層状化が DME の HCCI 燃焼に及ぼす影響

当量比($\phi=0.14$), 圧縮初期温度($T_c(0)=373K$)の DME における HCCI 燃焼実験の結果を図 4-25 に示した。温度層状化の条件の方が温度均質化の条件に比べ, 温度の上昇が早なった。また, 温度層状化の条件の方が低温酸化反応の期間が長く, その分燃焼期間が長くなっている。圧力上昇率も図に示すように温度層状化の条件の方が低減しており, 燃焼期間の延長が起因していると考えられる。図に示した化学発光像からも, 温度均質の条件における燃焼の急峻さがうかがえる。発光を圧力上昇率の変化と対応させてみると, 圧力上昇率の上昇とともに発光が確認でき, 温度均質化ではその発光が燃焼室内でほぼ同時に見られるのに対し, 温度層状化では温度の高い上部から低い下部にかけて順に発光を開始している。

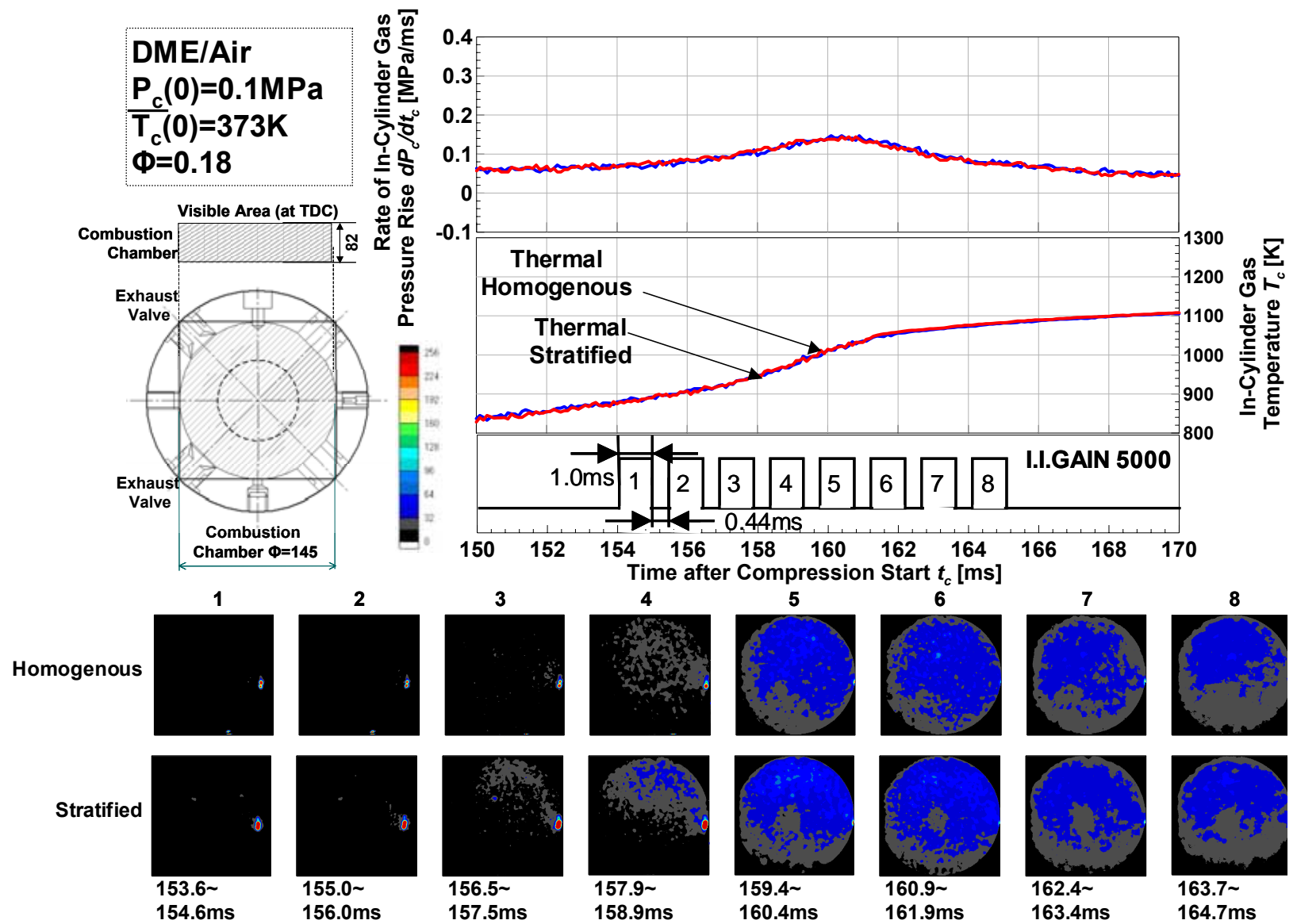


図 4-25 DME の場合の高温酸化反応中の温度均質条件と温度層状条件の圧力上昇率履歴，温度履歴，2次元発光

4.5 素反応数値計算

図 4-26 より燃焼室を上部と下部に二分割し、それぞれのガスの体積平均温度を求めた。結果、上部の温度 $T_1=387\text{K}$ 、下部の温度 $T_2=372\text{K}$ となった。図 4-27, 図 4-28 は作成した温度分布で燃焼室内上部と下部の体積平均温度を用いて素反応数値計算を行ったものである。素反応数値計算には米国 Sandia National Laboratory で開発された CHEMKIN II[41]、および一部変更を加えた SENKIN[42]を用いて、燃焼シミュレーションを行った LLNL の PRF スキーム(化学種数 1034, 素反応数 4238)[47]を使用した。

上部と下部の温度差がある時に *n*-Heptane の場合の素反応数値計算では高温酸化反応開始時期の差が 2.4ms だった。それに対し HCCI 燃焼実験における局所の発光開始時期の時間差は画像 1 枚分くらいであった。それは時間に変換すると 1.9ms ~ 2.9ms であり、素反応数値計算の結果もこの範囲内におさまっている。一方、*iso*-Octane の場合は、素反応数値計算での高温酸化反応開始時期の差は 4ms になっていて *n*-Heptane の場合よりも長かった。また、発光開始時期は *n*-Heptane 比べ明確に画像 2 枚分の差ができていた。しかし、これらは Piston の加圧による温度上昇率の違いから起こる影響であるとも考えられ、単純に燃料の特性からくる影響であるとは判断できない。

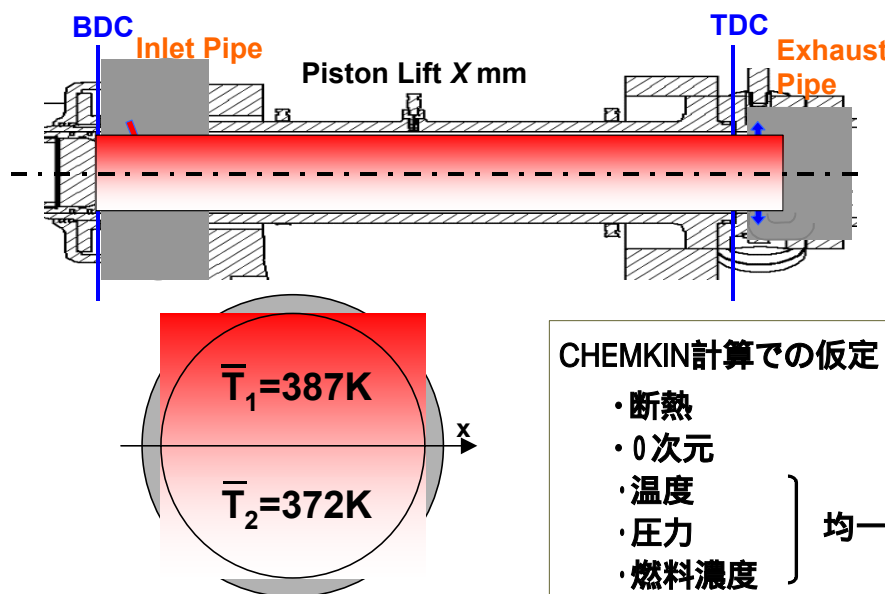


図 4-26 体積を基本とした燃焼室内ガスの上部と下部の代表温度

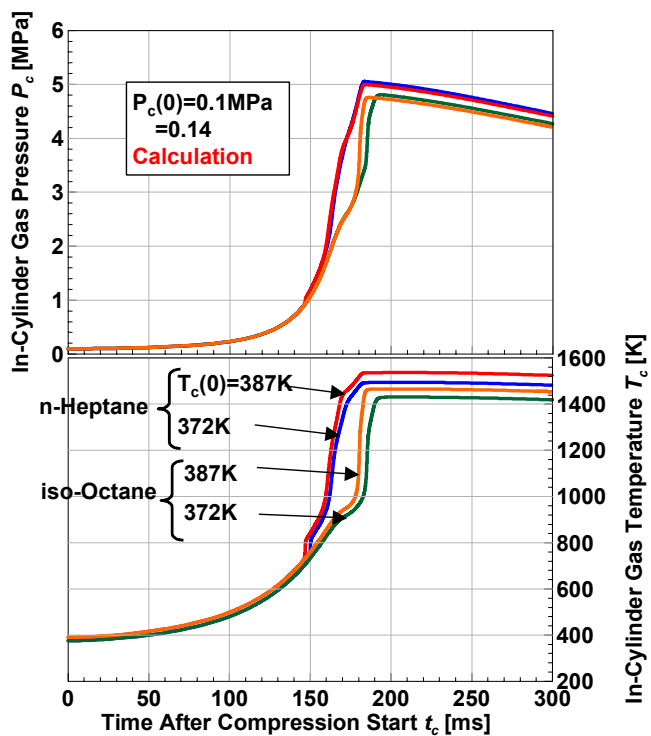


図 4-27 素反応数値計算の圧力と温度の時間履歴

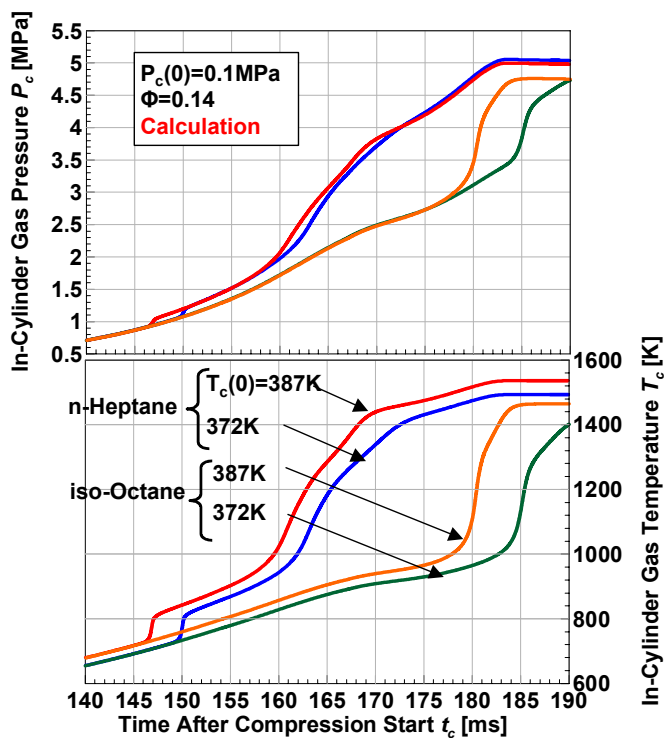


図 4-28 素反応数値計算の圧力と温度の時間履歴(拡大図)

4.6 第4章のまとめ

バンドヒータを用いて燃焼室内を加熱し Boyounce Effect によって温度層所化をつくった。圧縮開始前の温度分布を測定するため熱電対を用い燃焼室内の局所のガス温度を測定した。また、燃焼室内にリファレンス燃料である *n*-Heptane と *iso*-Octane の単体燃料と空気の予混合気を供給し、単圧縮を行い、燃焼室内ガス圧力履歴を計測・記録したまた2次元発光計測を行なった。パラメータとしては燃料種、燃焼室内の温度不均質化性を变化して得られた指圧線図を対象に熱力学的解析を行い、低温酸化反応発現発現時期(圧縮開始からの時間)、その発現時期における温度、高温酸化反応発現発現時期、その発現時期における温度、圧力上昇率を求めた。また、局所の発光開始タイミングを指標として調査した。圧縮前の開始温度を測定した結果、X=550mmの断面では、均質化の場合は局所の温度差が3K程度になり、逆に温度層状化の場合は15Kの温度差ができていた。

1. 温度層状条件の低温酸化反応および高温酸化反応の開始時期が均質条件より早期化した。しかし、温度条件に関係なく、低温酸化反応および高温酸化反応の開始温度は一定であった。
2. 温度均質条件の圧力上昇率は温度層状条件の圧力上昇率より急激になった。しかし、燃焼期間は短くなった。
3. 層状条件では、均質条件に比べ、発光開始時期により大きい時間差が生じた。発光は燃焼室内の温度が高くなった上部から生じて温度が低くなった下部に伝播した。燃料の依存性は見られなかった。
4. 均質条件、発光時の筒内ガス温度が層状条件の筒内ガス温度より高かった。それは局所のガス温度が燃焼室内の平均温度よりも高かったためである。
5. 層状条件と均質条件では発光開始時期に時間差が生まれその差は画像1枚分の差であるとわかった。
6. 素反応数値計算においても実験が再現できた。





第5章 濃度層状化が HCCI 燃焼に及ぼす影響

前章では *n*-Heptane, *iso*-Octane を用いて均質な予混合気を HCCI 機関に供給し, 当量比変化, 圧縮開始前の温度変化, また, 燃焼室内の温度層状化が HCCI 機関の燃焼に与える影響を調査した. そこで本章では不均質化の影響の一つである燃焼室内の濃度層状化が HCCI 燃焼に与える影響を実験的に調査する. 得られた指圧線図を対象に熱力学的解析を行い, 低温酸化反応発現発現時期 (圧縮開始からの時間), その発現時期における温度, 高温酸化反応発現発現時期, その発現時期における温度, 圧力上昇率を求めた.

5.1 実験条件

実験条件は表 5-1 に示す当量比 ($\phi = 0.14$), 圧縮初期温度 ($T_c(0) = 373\text{K}$) で固定して, 実験パラメータとして, *n*-Heptane/*iso*-Octane 単体燃料の予混合気に燃焼室内の濃度均質性, 濃度層状性を表のように設定した. 予混合気の均質濃度の実験と比べるため燃料を燃焼室に直接投入して層状濃度条件を作る. ピストンを下死点に固定し乾燥空気では燃焼室内をパージした後, 燃焼室内にマイクロシリンジを用いて任意量の液体燃料を注入した. 注入後, 指定時間経過した時点で圧縮自己着火実験を行った.

表 5-1 実験条件

Mixture Distribution	Temperature Distribution	Fuel	ϕ	$\overline{T_c(0)}$	T
 Fuel Homogeneous	 Thermal Stratified	<i>iso</i> -Octane	0.14	373K	3K
		<i>n</i> -Heptane			
 Fuel Stratified	 Thermal Stratified	<i>iso</i> -Octane	0.14	373K	25K
		<i>n</i> -Heptane			

5.1.1 濃度分布作成

n-Heptane と *iso*-Octane の沸点が $369 \pm 2\text{K}$ である。燃焼室内を 373K に加熱し、マイクロシリンジを用い燃焼室内に直接燃料を投入した。燃焼室壁面から熱によって液体燃料が蒸発され buoyancy effect によって濃度層状化が生成された。燃焼室の燃料濃度を測定するため FID 式の THC 計 (HCM-1B: 島津製作所製) を使用する。図 5-1 は液体の *n*-Heptane 燃料を注入した 5 分後、燃焼室のシリンダヘッドから 35mm にある各入口から測定用注射器を入れて注射器の針の位置を変化させて燃料濃度を測定した結果を示す。それぞれ均質条件、層状化条件の場合の燃焼室濃度を以下に示す。均質条件の場合で予混合気の濃度分布は水平方向と垂直方向で一定になった。しかし、層状化条件の場合で予混合気の濃度分布は水平方向で一定になったが、垂直方向で下から上に濃度が変化していくことが分かった。

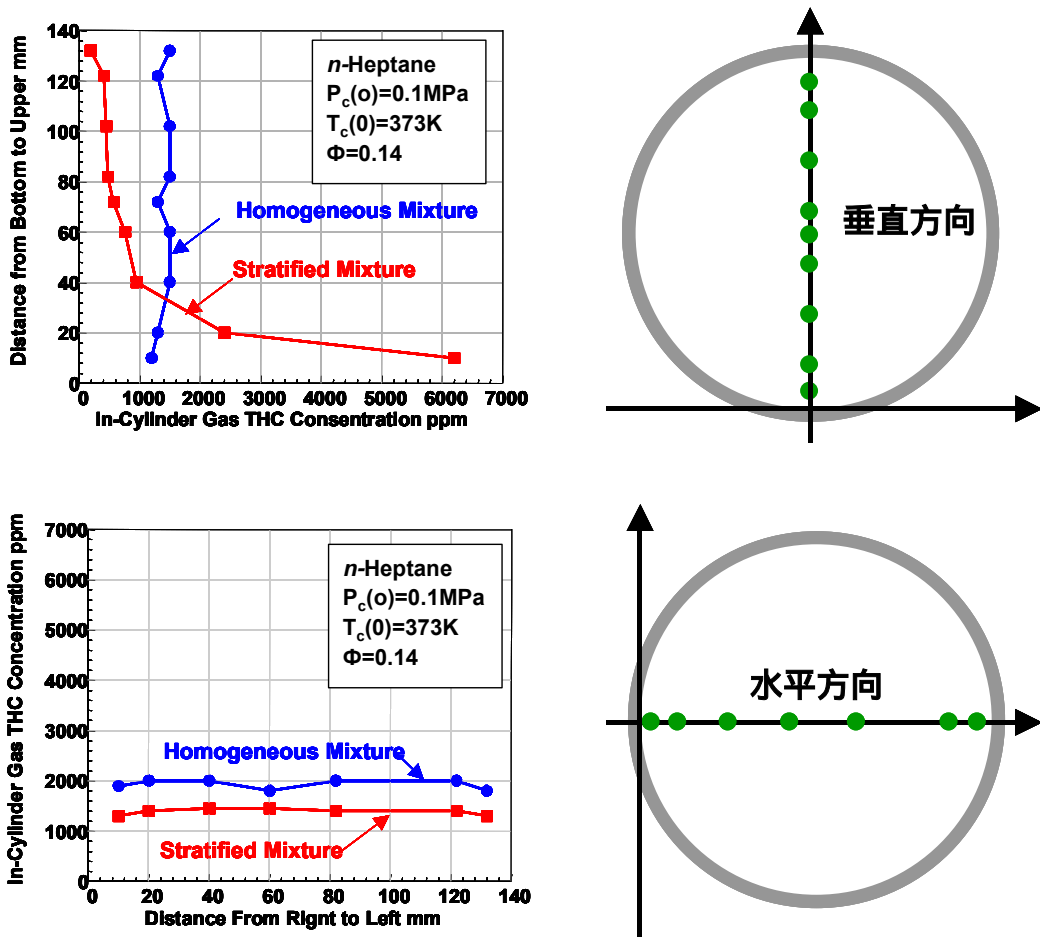


図 5-1 均質条件と層状条件の燃焼室内 THC の濃度計測値

5.2 濃度層状化が *n*-Heptane と *iso*-Octane の単体燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響

図 5-2 は予混合気の均質条件および濃度層状条件において *n*-Heptane, *iso*-Octane, 当量比 $\phi=0.14$, 圧縮開始前の温度が 373K, 圧縮初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力, 温度, 燃焼期間を示す. 均質条件と層状条件にも *n*-Heptane 条件では二段階の圧力上昇が見られ, *n*-Heptane, *iso*-Octane に高温酸化反応が見られた. また, 全条件で高温酸化反応発現時期は上死点(185ms)前である. *n*-Heptane の均質条件の低温酸化反応期間が層状条件より長くなった. また, 全条件の均質条件と層状条件の高温酸化反応期間はほぼ同じになった. 全条件の均質条件の低温・高温酸化反応が始まる発現時期の筒内ガス圧力および温度が層状条件より低くなることも分かった. 層状条件の最大圧力が均質条件のそれより低くなることも分かった. 燃焼期間は均質条件のほうが層状条件より短くなった.

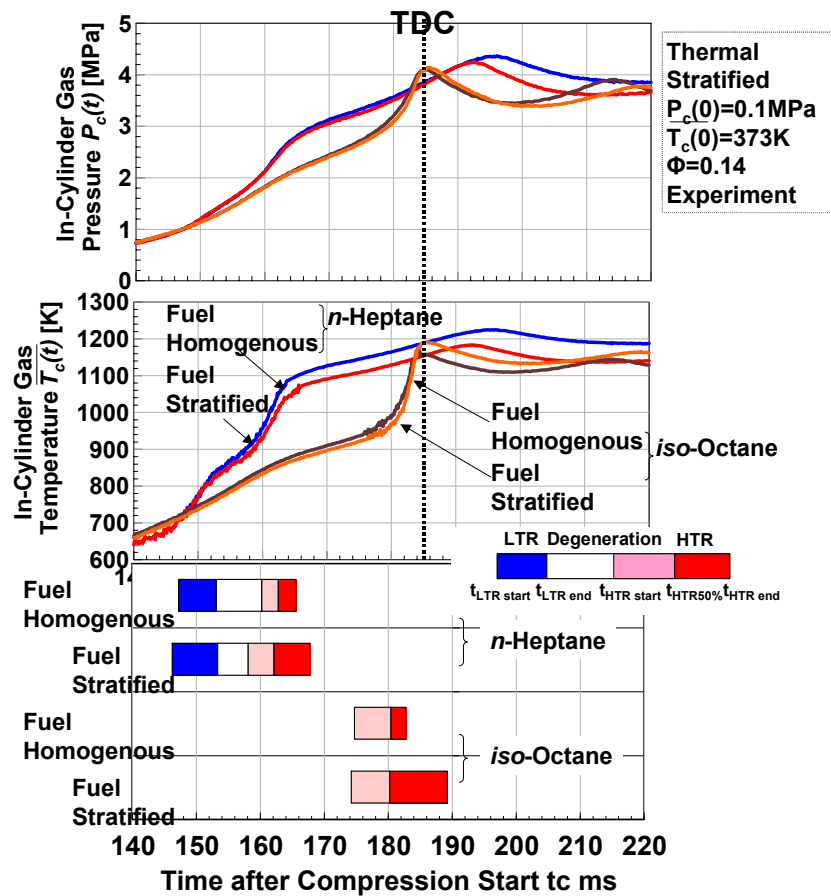


図 5-2 *n*-Heptane, *iso*-Octane 当量比 $\phi=0.14$, 圧縮初期温度が 373K, 圧縮初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力, 温度, 燃焼期間

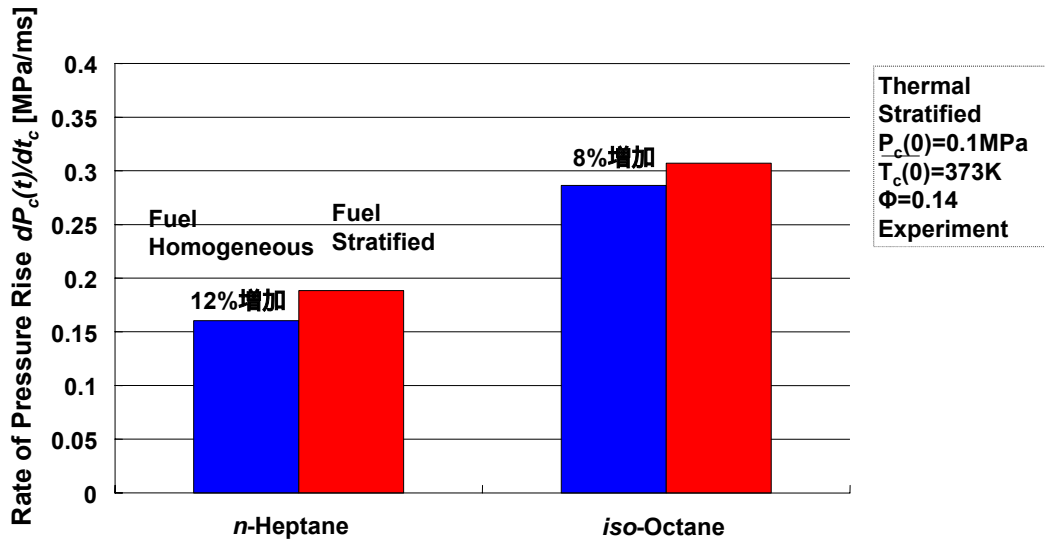


図 5-3 燃焼室内の濃度不均質による圧力上昇率への影響

5.3 燃焼室内局所の発光時期の比較

次に局所の領域についての解析結果を示す。まず解析対象の局所として面積 $A = 30 \times 30$ pixel (1 pixel は 0.67mm あたりです) を図 5-4 に示す 2 つの領域を抽出した。両条件ともに Area1, Area2 では温度差がある。Thermal stratification の条件では温度の高い Area1 が先に発光強度はピークを迎え、Area2 ではおよそ 1~2ms 後にピークを迎えている。Mixture stratification の条件では温度の高い Area1 が発光強度のピークを迎えると同時期に温度の低い燃料濃度の濃い Area2 でも発光強度はピークを迎えている。したがって温度が高く燃料濃度の低い領域と温度が低く燃料濃度の高い領域が存在すると、単に温度を層状化させた条件よりも圧力上昇率を低下させる効果は見られない。

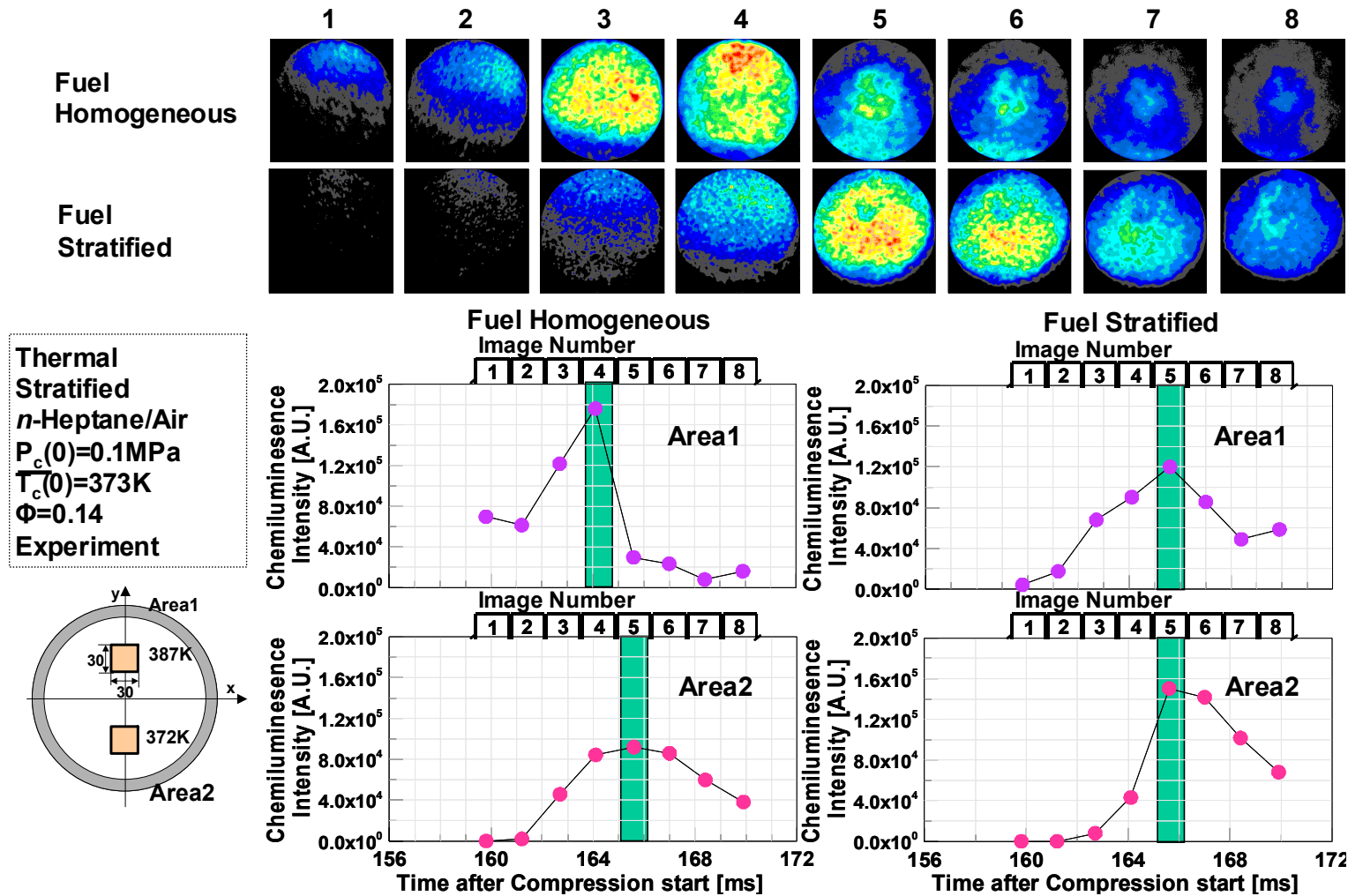


図 5-4 *n*-Heptane の場合の二次元発光画像および発光強度の履歴

5.4 第5章のまとめ

急速圧縮装置の燃焼室内に濃度層状化を作り，単発圧縮を行い，燃焼室内ガス圧力履歴を計測・記録した．また，同時に2次元発光計測を行なった．濃度層状化条件は，温度の高い垂直方向上部で濃度が薄く，温度の低い垂直方向下部で濃度が濃いという分布であった．この条件において燃焼実験を行った．

1. 濃度層状化により圧力上昇率は増加した．低温・高温酸化反応開始時の筒内ガス圧力および温度は，濃度均質条件の方が濃度層状条件より低くなっており，燃焼期間は濃度均質条件のほうが濃度層状条件より短くなっていた．これらは，濃度層状条件の酸化反応が燃焼室局所で起きるためであると考えられる．
2. また最大圧力に関しては，濃度均質条件の方が濃度層状条件のそれよりも低くなっていた．
3. 発光画像の解析により，濃度を層状化させることで，より反応が急峻になったと考えられる．これは圧力上昇率が増加したことと一致する．

第6章 温度・濃度の層状化効果の燃料依存性

本章は、二種の単体燃料を混合した場合の不均質性の効果を実験的に調査することを目的としている。供試燃料としては、低温酸化反応での発熱量が異なる *n*-Heptane と *iso*-Octane を用いた。二種混合燃料の混合割合をパラメータとして変化させ HCCI 燃焼実験を行い、得られた指圧線図を熱力学的に解析し、低温酸化反応および高温酸化反応それぞれの発現温度および反応期間等を求め、不均質性が混合燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響を調べた。

6.1 実験条件

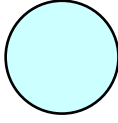
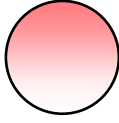
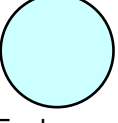
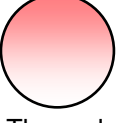
本章の実験では 1 級試薬、純度 99% 以上の *n*-Heptane/*iso*-Octane の混合燃料を均質な供給し予混合気を形成した。予混合気の圧縮前の条件として急速圧縮装置シリンダ内における予混合気の圧縮開始前の温度、圧力、それぞれの想定した予混合気の状態および実験条件を表 6-1 に示す。完全均質を想定した予混合気を供給するために図 2.8 に示す超音波微粒化装置を用いる。超音波ノズルに燃料を供給し燃料ミストをつくり図 2.10 の混合容器内でミストと空気を混合、蒸発させ予混合気を作る。また当量比を設定するために燃料の滴下速度を調節するためにマイクロシリンジポンプ (KDS 社製 KDS-100) を用いている。完全均一条件では圧縮開始前の状態は常温 (温度 290K, 圧力 0.1MPa) に設定した。燃料の混合比は 5 種類設定した。また燃料の混合比常圧は式 (6.1) による *n*-Heptane 混合割合 $r_{n-Heptane}$ を用いて表れる。

$$\gamma_{n-Heptane} = \frac{n_{n-Heptane}}{n_{n-Heptane} + n_{iso-Octane}} \times 100 \quad (6.1)$$

$n_{n-Heptane}$: *n*-Heptane のモル数

$n_{iso-Octane}$: *iso*-Octane のモル数

表 6-1 実験条件

Mixture Distribution	Temperature Distribution	$r_{n-Heptane}$	$\bar{\Phi}$	$T_c(0)$	ΔT
 Fuel Homogeneous	 Thermal Stratified	100mol% (<i>n</i> -Heptane)	0.14 0.4	293K 333K 353K 373K	3K
		50mol%			
		30mol%			
 Fuel Stratified	 Thermal Stratified	10mol%			
		0mol% (<i>iso</i> -Octane)			

6.2 二種混合燃料の混合割合が HCCI 燃焼に及ぼす影響

図 6-1 に当量比 $\Phi = 0.4$ 一定の条件で *n*-Heptane 混合割合 $r_{n\text{-Heptane}} \text{mol}\%$ を変化させた場合の燃焼実験の燃焼室内圧力，燃焼室内温度，燃焼期間を示す．図 6-2 に燃焼室内圧力，燃焼室内温度の詳細図を示す． $r_{n\text{-Heptane}}$ が高い，つまり *n*-Heptane の割合が高いほど 1 段目の圧力の上昇開始は早期化する傾向を示した．また 1 段目の圧力上昇値は増加する傾向を示した．一方， $r_{n\text{-Heptane}} \text{mol}\%$ と 2 段目の上昇値との明確な相関は見られなかった．燃焼室内温度の最高値は 1500K を超えかなりの高温になっており，燃焼効率は高くなっているものと推測できる．しかしそれ以下では 1000K 以下と温度が低く燃焼効率は悪くなっているものと推測できる．低温酸化反応および高温酸化反応の温度の詳細は，以後の節で細かく説明する．

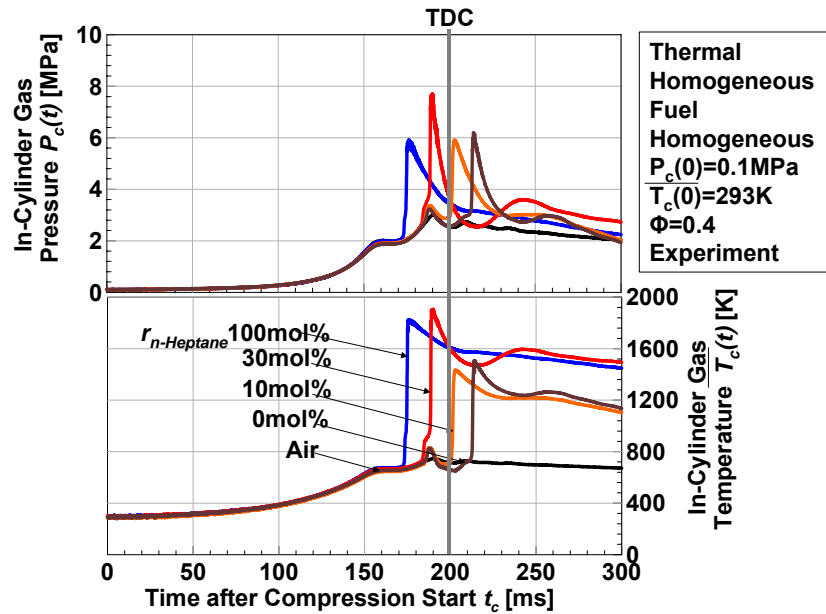


図 6-1 当量比 $\Phi = 0.4$ の混合燃料の予混合気の圧力履歴，温度履歴

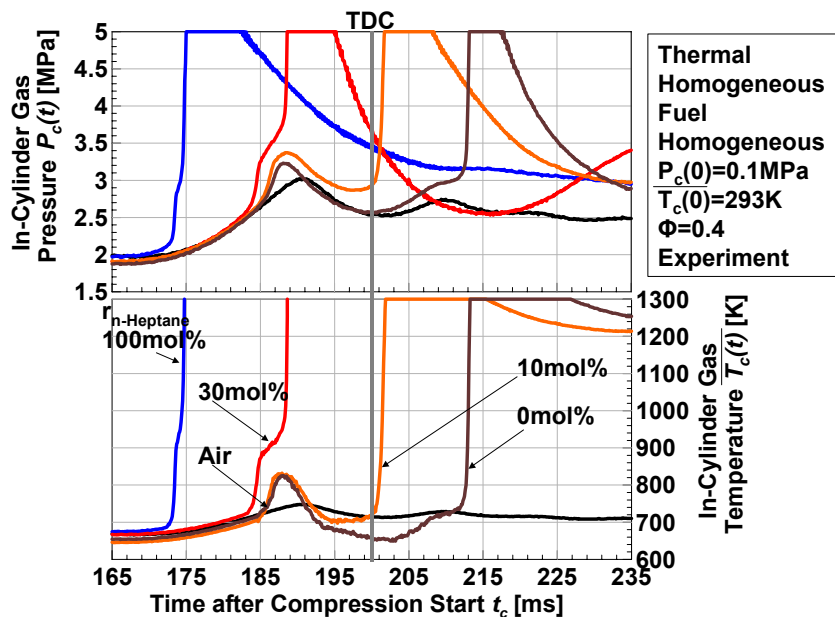


図 6-2 当量比 $\Phi = 0.4$ の混合燃料の予混合気の圧力履歴，温度履歴（拡大図）

6.2.1 当量比 = 0.4 の燃焼期間

図 6-3 は $r_{n\text{-Heptane}}$ 100, 30, 10, 0mol% の当量比 = 0.4 の燃焼期間を示す。縦軸は n -Heptane の混合割合, 横軸は圧縮開始からの時間を示している。すべての条件において低温酸化反応および高温酸化反応が確認されている。 $r_{n\text{-Heptane}}$ 100, 30mol% の条件では燃焼は上死点前に終わるが, $r_{n\text{-Heptane}}$ 10, 0mol% では高温酸化反応が上死点後に始まった。低温酸化反応発現時刻は $r_{n\text{-Heptane}}$ が高いほど早期化する傾向を示した。高温酸化反応発現時刻も低温酸化反応と同様に $r_{n\text{-Heptane}}$ の増加とともに早期化する傾向を示した。これは $r_{n\text{-Heptane}}$ の増加と共に低温酸化反応で生成される中間生成物の量が増加していき低温酸化反応の発熱による温度上昇と中間生成物の蓄積により低温酸化反応から高温酸化反応に速やかに移行しているものと考えられる。

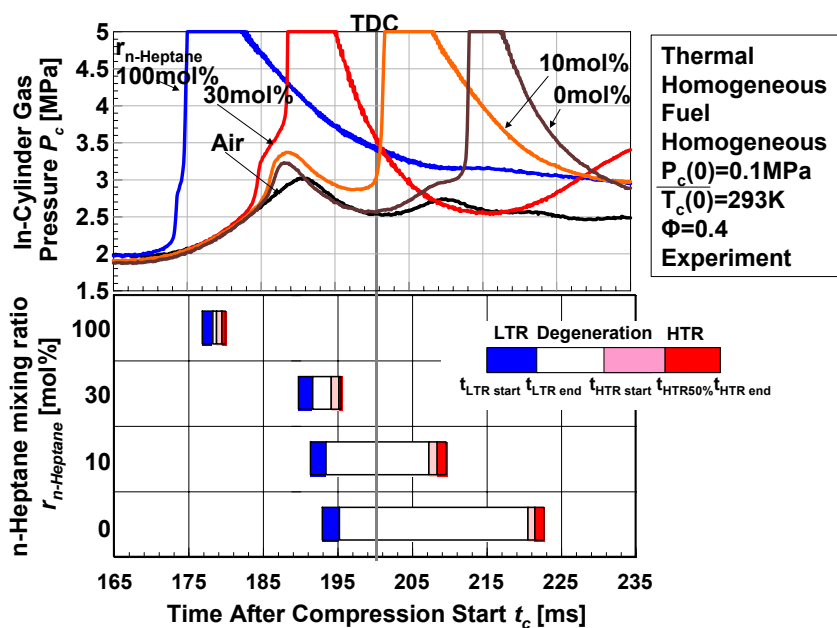


図 6-3 混合燃料の当量比 = 0.4 での燃焼期間の HCCI 燃焼特性期間

6.2.2 混合割合と酸化反応発現時刻

図 6-4 に混合燃料の低温酸化反応時刻を示す．平均値としては *n*-Heptane 混合割合が低下していくに伴い低温酸化反応時刻は遅延化する傾向を示している．この *n*-Heptane 混合割合と低温酸化反応時刻の関係はほぼ比例関係を示した．低温酸化反応発現時刻は当量比依存性を明確には示さなかった．図 6-5 に混合燃料の高温酸化反応時刻を示す．高温酸化反応においては *n*-Heptane に *iso*-Octane を混合すると遅延化する傾向を示すが，データ点数が少ないためにプロット間があいており， $r_{n\text{-Heptane}}$ との相関関係は明確には確認できなかった．

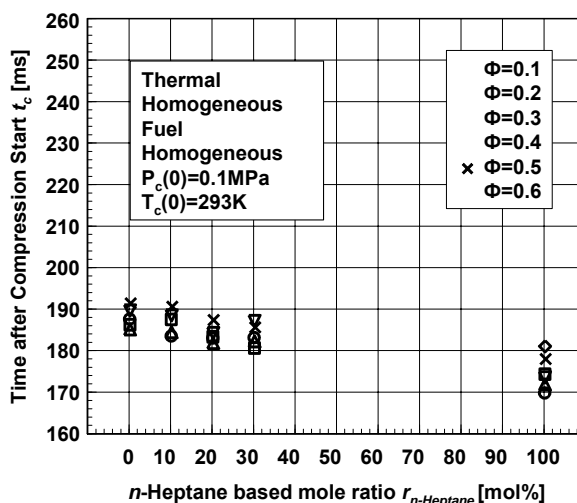


図 6-4 混合燃料の低温酸化反応発現時期

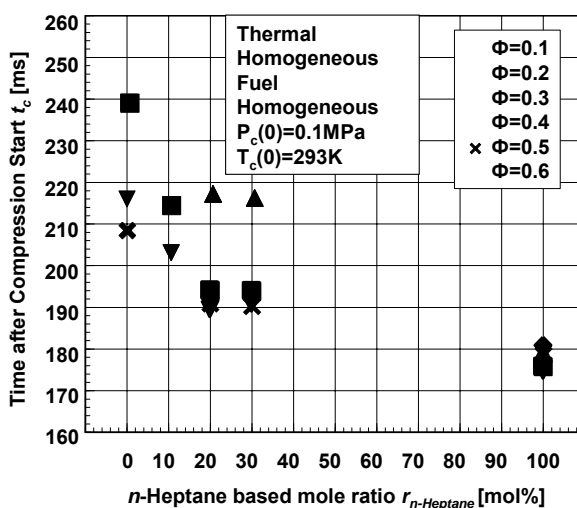


図 6-5 混合燃料の高温酸化反応発現時期

6.2.3 *n*-Heptane/*iso*-Octane 混合燃料の酸化反応発現温度

図 6-6 に混合燃料の低温酸化反応発現温度を示す。縦軸に燃焼室内のガス温度、横軸に *n*-Heptane 混合割合を示している。低温酸化反応発現温度は $r_{n\text{-Heptane}}$ 20 mol% および 30 mol% では *n*-Heptane と *iso*-Octane の中間の 710K 近辺にばらつきの中心が確認されるが、 $r_{n\text{-Heptane}}$ 10 mol% においては *iso*-Octane 単体よりも高い 725K 近辺にばらつきの中心が確認されている。これは着火が予混合気中に含まれる *n*-Heptane 単体成分が燃焼しそれにより *iso*-Octane が着火・燃焼しているのではなく、*n*-Heptane が低温酸化反応で生成する中間生成物を *iso*-Octane が消費して着火にいたっていることを示していると考えられる。また低温酸化反応発現温度に当量比依存性は確認されなかった。図 6-7 に混合燃料の高温酸化反応発現温度を示す。高温酸化反応発現温度は *n*-Heptane と同様に高温酸化反応が確認された最初の温度はやや低くなる傾向が見られる。その点を除くと高温酸化反応温度は $r_{n\text{-Heptane}}$ 30 mol% では 1000K と *n*-Heptane 単体よりも高く、 $r_{n\text{-Heptane}}$ 20 mol% では 910K と *n*-Heptane 単体よりも低下する。

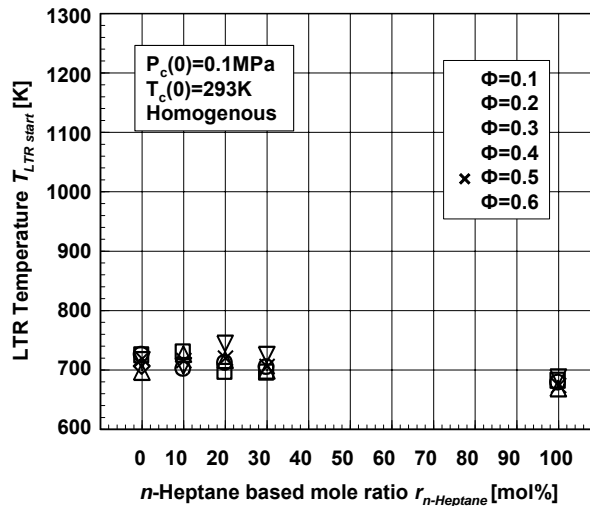


図 6-6 混合燃料の低温酸化反応発現温度

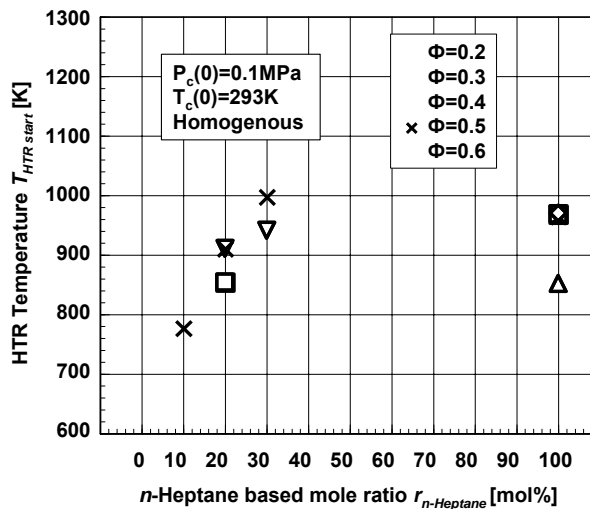


図 6-7 混合燃料の高温酸化反応発現温度

6.3 二種混合燃料の圧縮開始の温度が HCCI 燃焼に及ぼす影響

6.3.1 混合割合と圧縮開始前の温度の影響

図 6-8 図 6-9 は当量比 0.14, 圧縮開始前の温度が 333K 条件での *n*-Heptane 100mol%, 50mol%, 30mol%, 10mol%, 0mol% の混合燃料の均質の場合の混合割合の影響の結果として筒内ガス圧力, 温度履歴を示す。 *iso*-Octane の場合は第 3 章の圧縮初期温度 293K, 筒内ガス圧力上昇が 2 段の形になり低温酸化反応と高温酸化反応が確認できたが, 本条件では 1 段の形になり高温酸化反応のみ観測された。また, 高温酸化反応は上死点後に起こった。 *n*-Heptane が増加するとともに低温酸化反応および高温酸化反応が早期化した。

図 6-10 図 6-11 は当量比 0.14, 圧縮開始前の温度が 373K 条件での *n*-Heptane 100mol%, 50mol%, 30mol%, 10mol%, 0mol% の混合燃料均質の場合の混合割合の影響の結果として筒内ガス圧力, 温度履歴を示す。全条件で高温酸化反応は上死点後に高温酸化反応が起こった。

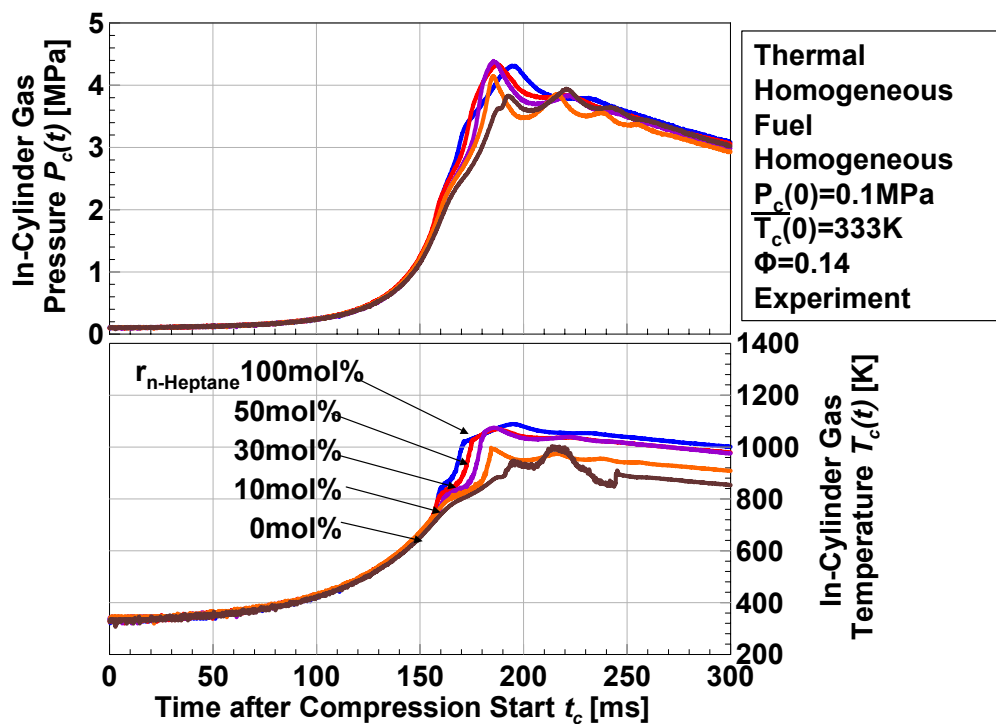


図 6-8 圧縮開始前の温度が 333K での n -Heptane と iso -Octane の混合燃料の圧力，温度履歴

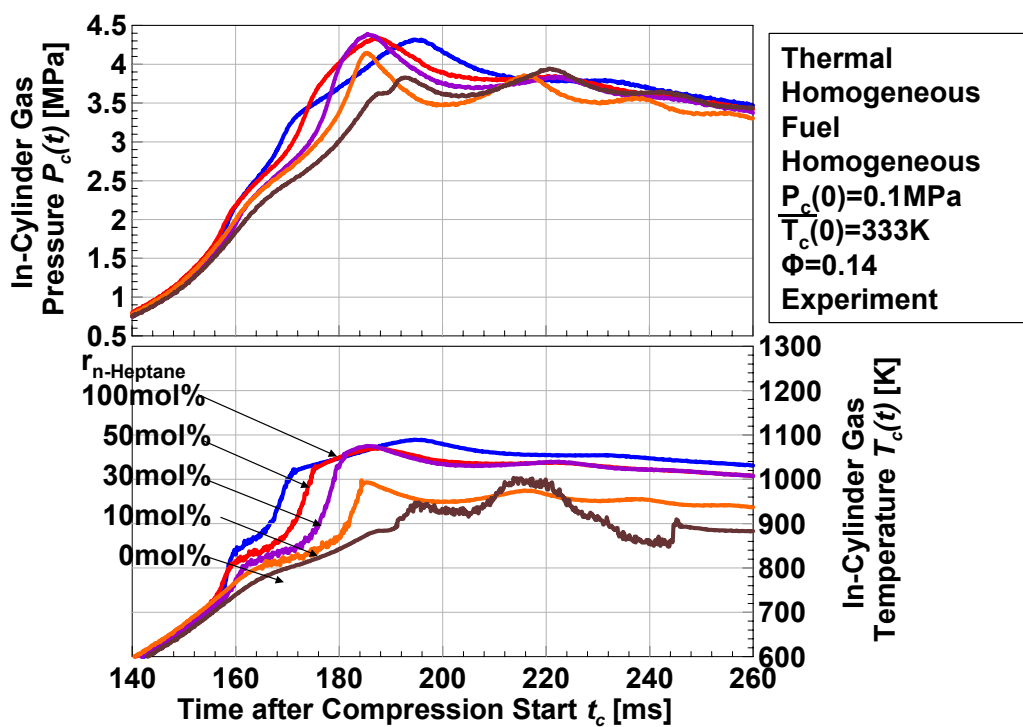


図 6-9 圧縮開始前の温度が 333K での n -Heptane と iso -Octane の混合燃料の圧力，温度履歴

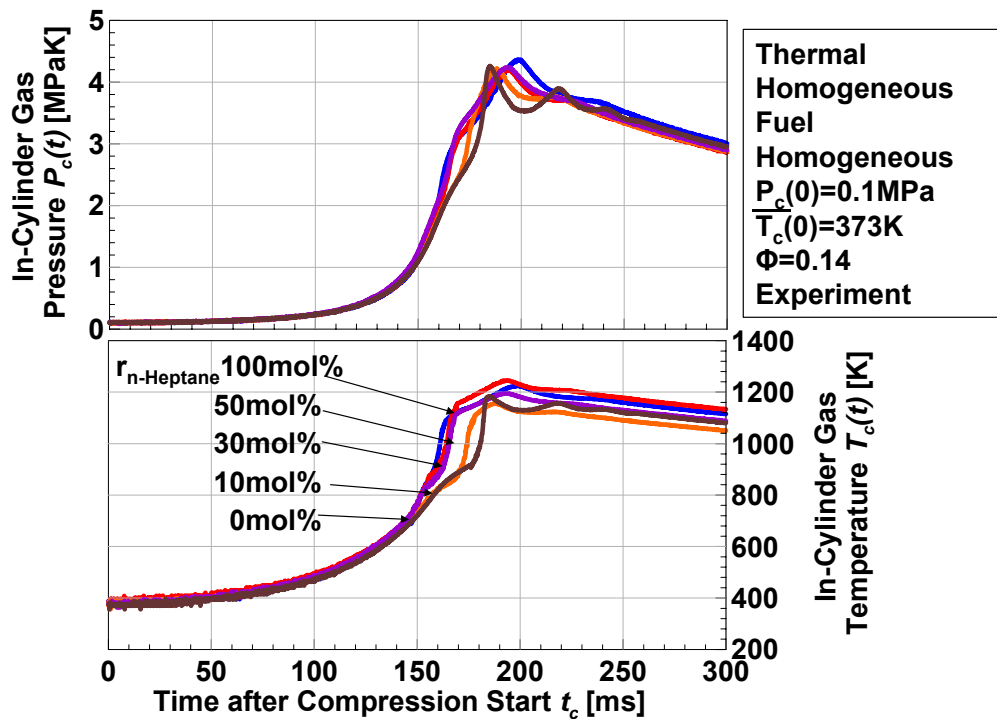


図 6-10 圧縮開始前の温度が 373K での *n*-Heptane と *iso*-Octane の混合燃料の圧力，温度履歴

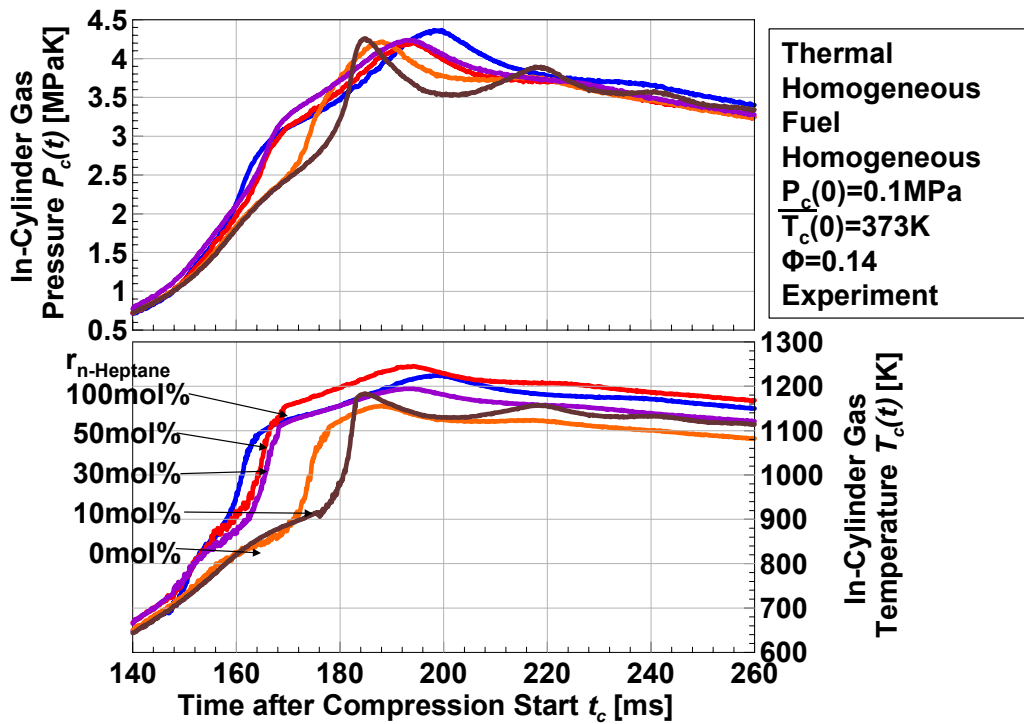


図 6-11 圧縮開始前の温度が 373K での *n*-Heptane と *iso*-Octane の混合燃料の圧力，温度履歴

6.3.2 *n*-Heptane と *iso*-Octane の混合割合の影響

図 6-12, 図 6-13 は圧縮初期温度を 333K, 373K で固定して *n*-Heptane の混合割合と低温・高温酸化反応が起こる時期の関係を示す。横軸は *n*-Heptane の混合割合, 縦軸は圧縮開始からの発現時期を示す。それぞれの *n*-Heptane 混合割合に依存せず *n*-Heptane 混合割合が増加するに従って低温酸化反応発現時期と高温酸化反応発現が早期化した。

これは Adomeit[58]の Shock tube の研究では *n*-Heptane と *iso*-Octane の分子構造の差異による起因されると推測した。また, Westbrook ら[59]によると, 1, 2 級の結合を持っている *n*-butane と 1, 2, 3 級の結合を持っている *iso*-butane の酸化反応過程では, *iso*-butane より *n*-butane の連鎖反応が活発に起こり, *n*-butane は低温酸化反応を引き起こしやすくなると説明している。よって, 1, 2 級の結合を持っている *n*-Heptane と 1, 2, 3 級の結合を持っている *iso*-Octane を比較した場合, *iso*-Octane より *n*-Heptane が低温酸化反応を引き起こしやすくなる。

n-Heptane 30mol% 場合は燃焼室内圧力上昇が 2 段の形になり低温酸化反応と高温酸化反応が上死点の前に確認でき, 低温酸化反応発現温度は 720K, 高温酸化反応発現温度 890K であった。圧縮初期温度が増加すると低温酸化反応発現時期と高温酸化反応発現時期は早期化し, 低温酸化反応期間は長くなった。しかし, 縮退期間は圧縮初期温度の増加と共に短期化していくことが確認できた。またこれらの影響は初期温度が低くなるほど強くなることが分かった。図 6-14, 図 6-15 に *n*-Heptane 混合割合と低温酸化反応発現温度および高温酸化反応発現温度の関係を示す。横軸は *n*-Heptane 混合割合, 縦軸は燃焼室内温度を示す。*n*-Heptane 混合割合が増加すると低温酸化反応発現温度は低下する傾向を示すが, 高温酸化反応発現温度は *n*-Heptane 混合割合が増加するに従い上昇する結果となった。低温酸化反応発現温度と高温酸化反応発現温度への圧縮初期温度の影響はほとんど見られなかった。

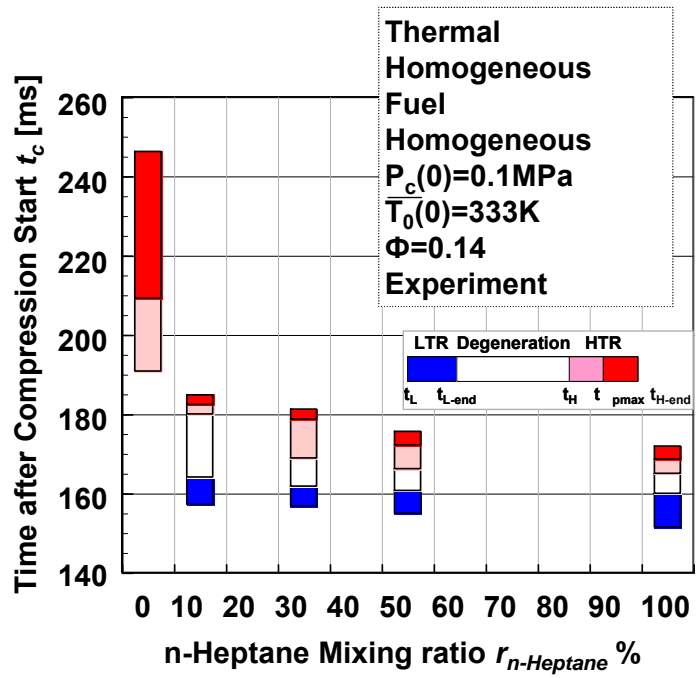


図 6-12 初期温度 333K 場合の *n*-Heptane の混合割合と燃焼時期の関係

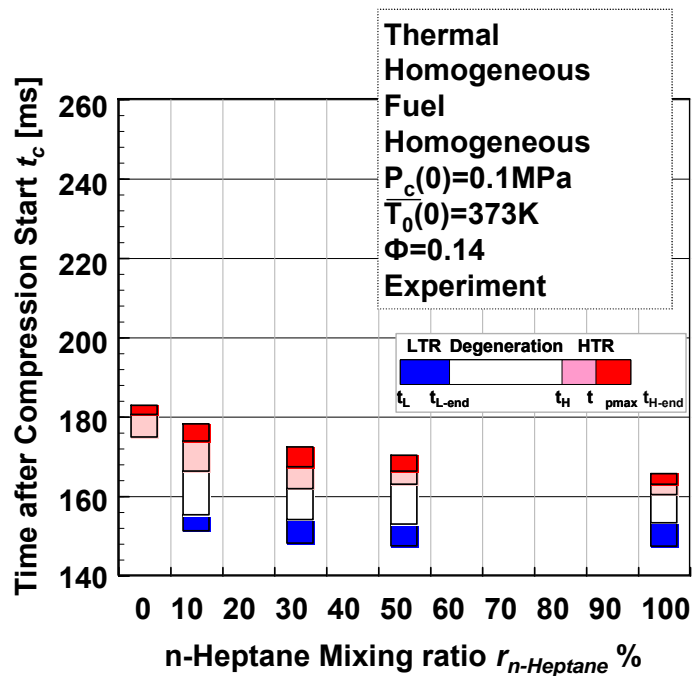


図 6-13 初期温度 373K 場合の *n*-Heptane の混合割合と燃焼時期の関係

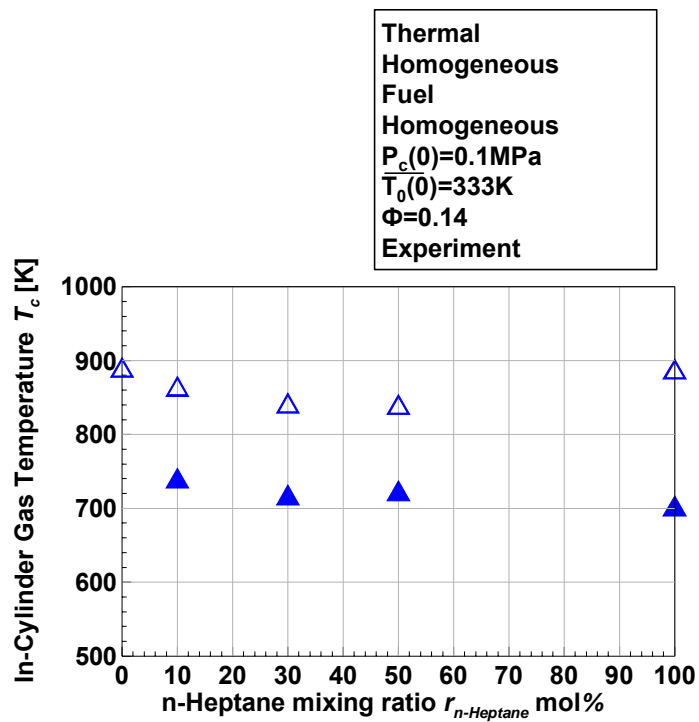


図 6-14 初期温度 333K 場合の *n*-Heptane の混合割合と燃焼温度の関係

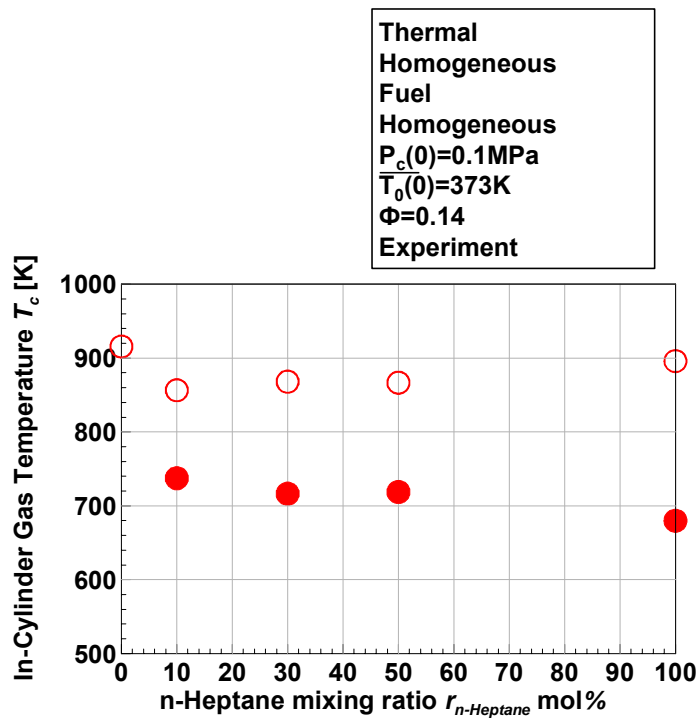


図 6-15 初期温度 373K 場合の *n*-Heptane の混合割合と燃焼温度の関係

6.4 温度層状化が二種混合燃料のHCCI 燃焼に及ぼす影響

図 6-16 は予混合気の温度層状条件において $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% , 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮初期温度が 373K , 圧縮初期圧力=0.1MPa での筒内ガス圧力 , 温度 , 燃焼期間を示す . 温度均質条件と温度層状条件ともに $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% 条件では二段階の圧力上昇が見られ , $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% に高温酸化反応が見られた . また , 全条件で高温酸化反応発現時期は上死点(185ms)前である . 図 6-17 では $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% の均質条件の低温酸化反応期間が層状条件より長くなった . また , 全条件の均質条件と層状条件の高温酸化反応期間はほぼ同じになった . 全条件の温度均質条件の低温・高温酸化反応発現時期の筒内ガス圧力および温度が温度層状条件より高くなった . 温度層状条件の最大圧力が温度均質条件のそれよりも低くなることも分かった . 燃焼期間は温度均質条件のほうが温度層状条件より短くなった . 図 6-18 は混合燃料と圧力上昇率の関係を示した . n-Heptan の混合割合が増加すると圧力上昇率が低くなった . また , 濃度層状化の場合は濃度均質の場合より低くなった . $r_{n\text{-Heptane}}$ 0mol% の場合は濃度層状化により圧力上昇率の最大値が 0.3332MPa/ms から 0.2581 まで 22.54% 低くなった . また $r_{n\text{-Heptane}}$ 10mol% の場合は濃度層状化により圧力上昇率の最大値が 0.1811MPa/ms から 0.169 まで 6.7% 低くなった . n-Heptane の混合割合が増加すると , 圧力上昇率の低減は低下した .

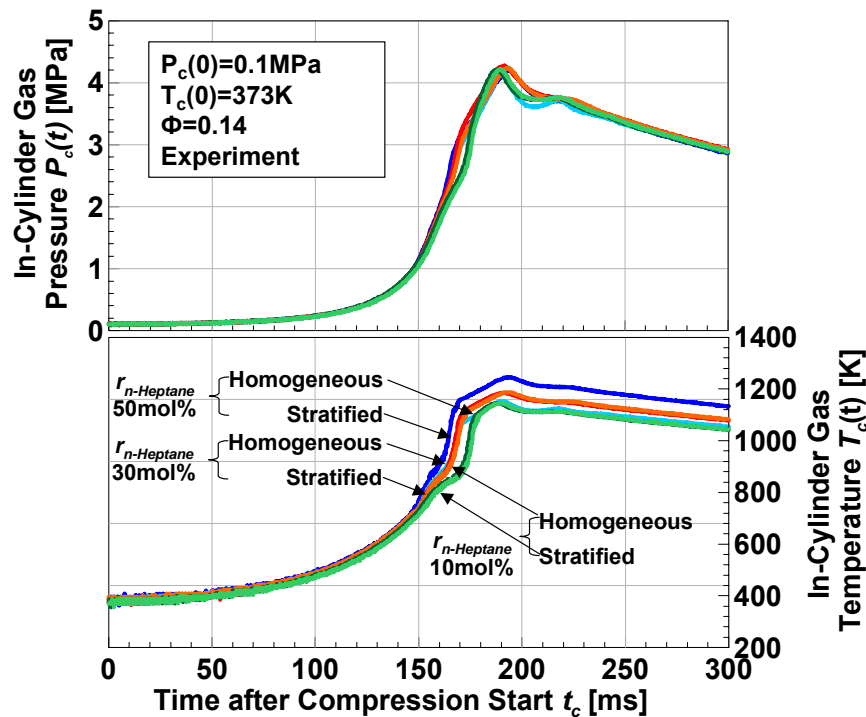


図 6-16 $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% , 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮初期温度が 373K , 圧縮初期圧力=0.1MPa での筒内ガス圧力 , 温度

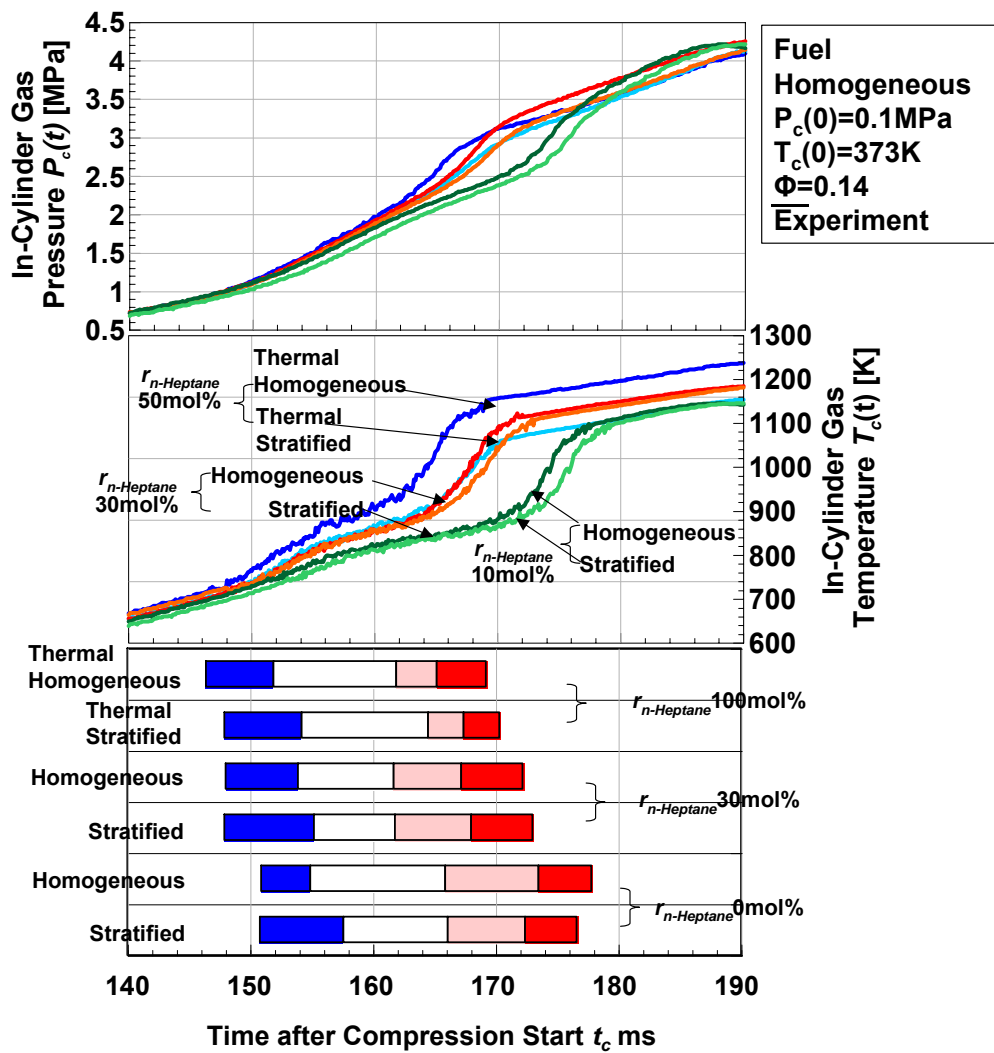


図 6-17 $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮開始温度が 373K , 圧縮開始圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力 , 温度 , 燃焼期間

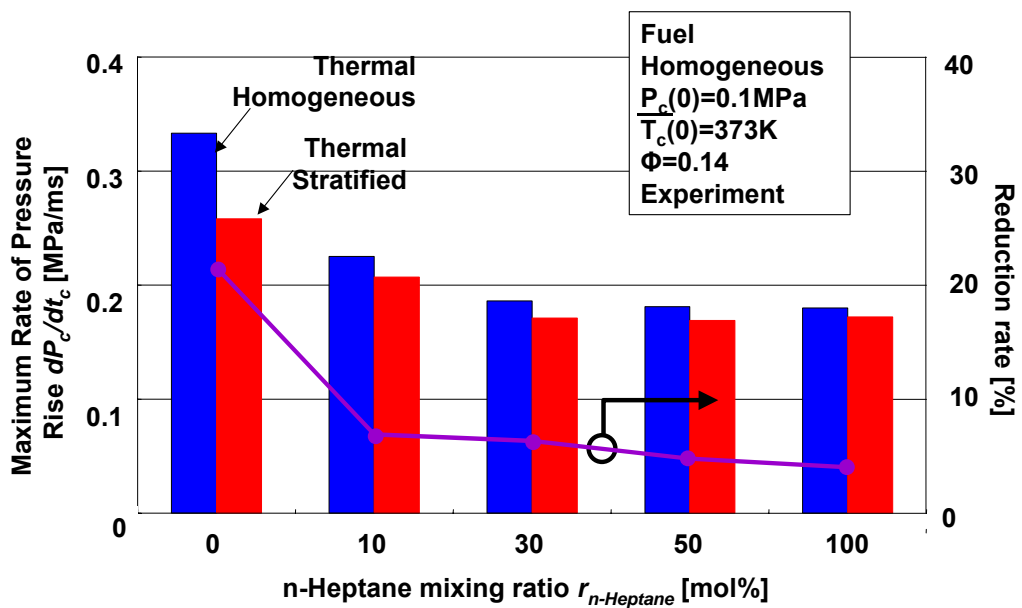


図 6-18 温度層状化と圧力上昇率の関係

6.5 濃度層状化が二種混合燃料の HCCI 燃焼に及ぼす影響

図 6-19 は予混合気の濃度均質条件および濃度層状条件において $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% , 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮初期温度が 373K , 圧縮初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力 , 温度 , 燃焼期間を示す . 濃度均質条件と濃度層状条件にも $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% 条件では二段階の圧力上昇が見られ , $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% に高温酸化反応が見られた . また , 全条件で高温酸化反応発現時期は上死点(185ms)前である . 図 6-20 では $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% の均質条件の低温酸化反応期間が層状条件より長くなった . また , 全条件の均質条件と層状条件の高温酸化反応期間はほぼ同じになった . 全条件の均質条件の低温・高温酸化反応が始まる発現時期の筒内ガス圧力および温度が層状条件より低くなることも分かった . 層状条件の最大圧力が均質条件のそれより低くなることも分かった . 燃焼期間は均質条件のほうが層状条件より短くなった .

図 6-21 は混合燃料と圧力上昇率の関係を示した $n\text{-Heptan}$ の混合割合が増加すると圧力上昇率が低くなった . また , 濃度層状化の場合は濃度均質の場合より低くなった . $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% の場合は濃度層状化により圧力上昇率の最大値が 0.159MPa/ms から 0.132 まで 16.97% 低くなった . しかし , $r_{n\text{-Heptane}}$ 10mol% の場合は濃度層状化により圧力上昇率の最大値が 0.159MPa/ms から 0.132 まで 14.3% 低くなった .

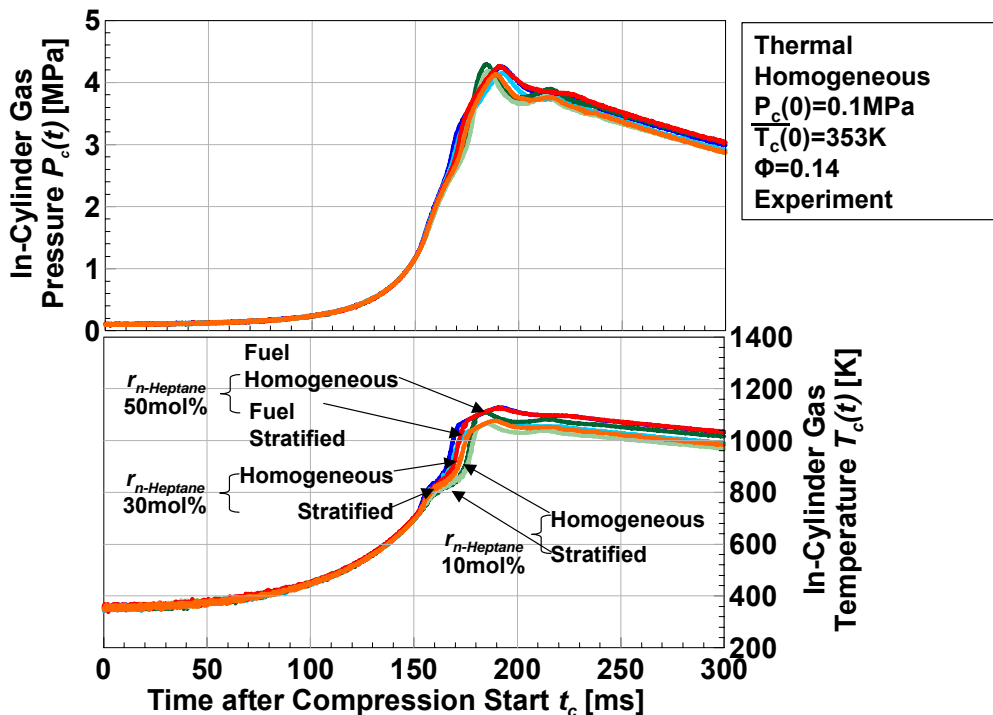


図 6-19 $r_{n\text{-Heptane}}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% , 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮初期温度が 353K , 圧縮初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力 , 温度

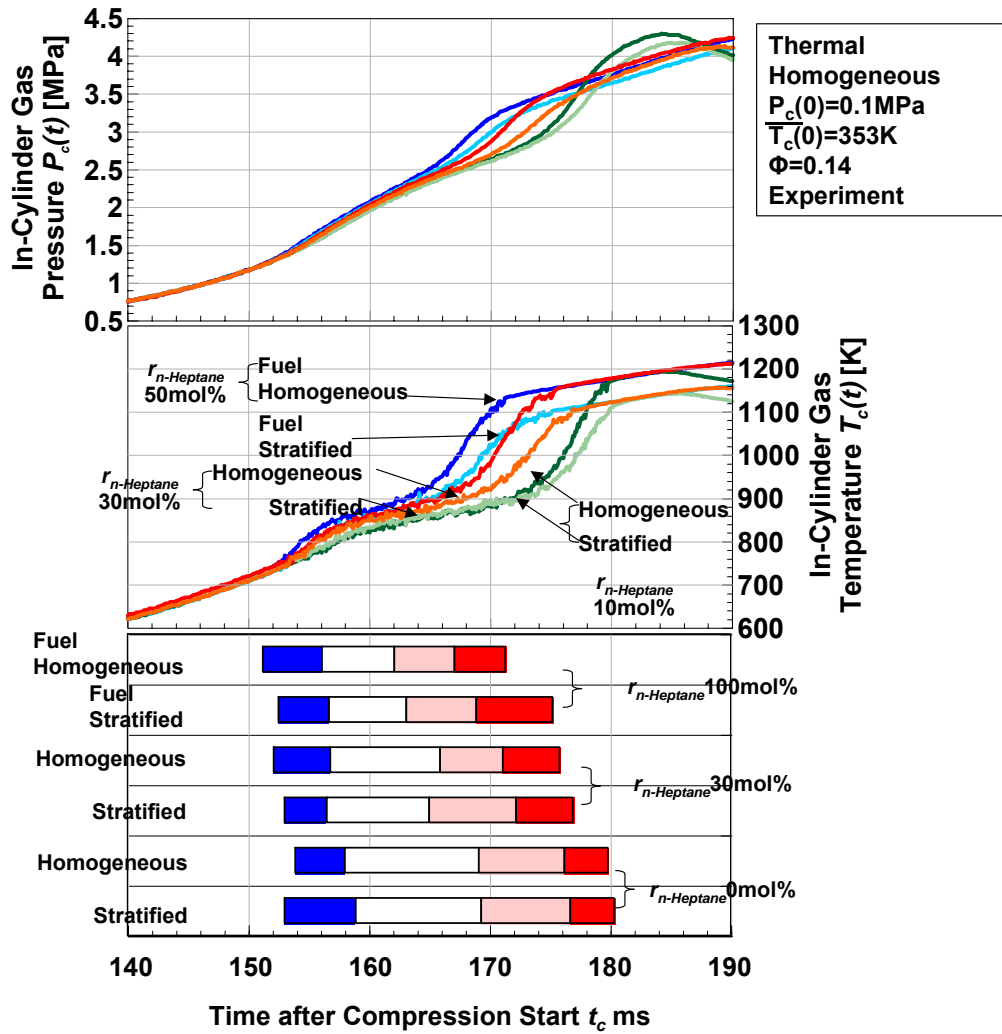


図 6-20 $r_{n-Heptane}$ 50mol% , 30mol% , 10mol% 当量比 $\Phi=0.14$, 圧縮初期温度が 353K , 圧縮初期圧力 $P_c(0)=0.1\text{MPa}$ での筒内ガス圧力 , 温度 , 燃焼期間

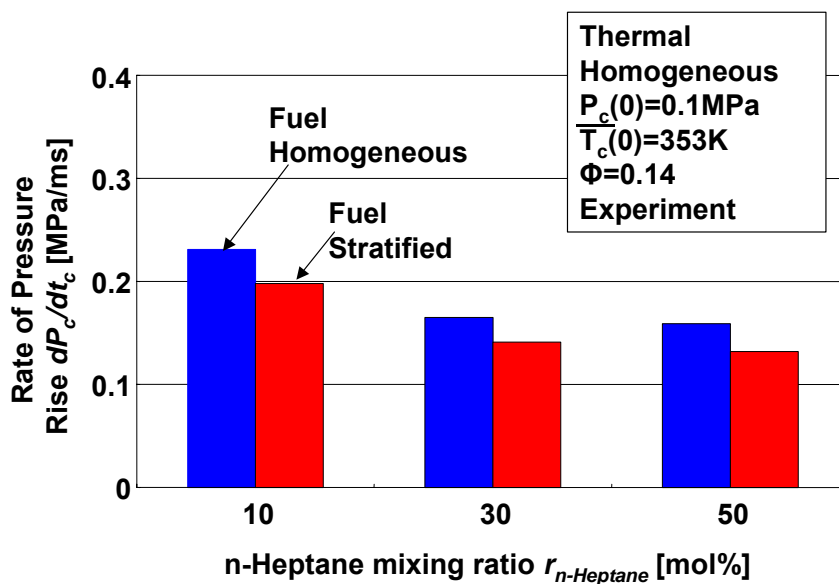


図 6-21 濃度層状化と圧力上昇率の関係

6.6 第6章のまとめ

急速圧縮装置の燃焼室内にリファレンス燃料である *n*-Heptane と *iso*-Octane の混合燃料と空気の予混合気を供給し、単圧縮を行い、筒内ガス圧力履歴を計測・記録した。パラメータとしては圧縮初期温度、*n*-Heptane の混合割合 ($r_{n\text{-Heptane}}$)、当量比、予混合気の温度および濃度不均質性を変化して得られた指圧線図を対象に熱力学的解析を行い、低温酸化反応発現発現時期（圧縮開始からの時間）、その発現時期における温度、高温酸化反応発現発現時期、その発現時期における温度を求めた。

1. 圧縮初期温度が上昇するに伴い、*n*-Heptane 30mol% の場合の低温酸化反応期間は長くなり、また、*n*-Heptane 0mol%、30mol% の高温酸化反応期間は短くなった。 $r_{n\text{-Heptane}}$ 30mol% の場合、低温酸化反応発現温度は *n*-Heptane の時のそれと類似しており、高温酸化反応発現温度は、*iso*-Octane の時のそれと類似した。
2. *n*-Heptane 混合割合が増加すると低温酸化反応発現温度は低下する。低温酸化反応発現温度と高温酸化反応発現温度に対する圧縮初期温度の影響はほとんどなかった。
3. *n*-Heptane 混合割合が増加すると圧力上昇率の最大値は低下するが、高温酸化反応発現温度は *n*-Heptane 部分当量比が増加するに従い上昇する結果となった。低温酸化反応発現温度と高温酸化反応発現温度に対する圧縮初期温度の影響はほとんどなかった。
4. *n*-Heptane 混合割合が増加すると温度・濃度層状化の影響は低下した。
5. 均質条件の低温・高温酸化反応の発現時期の筒内ガス圧力および温度が層状条件より低くなることも分かった。均質条件の最大圧力が層状条件のそれより低くなることも分かった。燃焼期間は均質条件のほうが層状条件より短くなり、低温酸化反応発現時期と高温酸化反応発現発現時期も早くなった。これらは、層状条件の酸化反応が燃焼室局所で起きるためであると考えられる。

第7章 結論

予混合圧縮自己着火 (Homogeneous Charge Compression Ignition : HCCI) 機関は、シリンダ内に供給された予混合気をピストンにより断熱圧縮し、予混合気の多点同時的な自己着火により運転する機関である。そのため、火炎伝播限界を超えた希薄域での運転が可能であり、高効率、低公害を実現できる次世代の内燃機関として注目されている。しかし、出力の向上のため Knocking の回避、着火時期の制御、燃焼期間の制御が課題である。

本研究では、HCCI 機関の課題である Knocking 回避の手段の一つとして挙げられている燃焼室内の不均質性に注目し、そのうちの温度不均質性と濃度不均質性が HCCI 機関の着火および燃焼に及ぼす影響を調査する。燃焼に影響を及ぼすパラメータの相互作用を最小化できる、急速圧縮装置の燃焼室内の予混合気に空間的な不均質性の情報が分かる層状化を持たせ、HCCI 燃焼実験を行うことで、予混合気の不均質性が HCCI 燃焼に及ぼす影響を実験的に解明することが本研究の目的である。

単体燃料の均質な予混合圧縮自己着火燃焼では、低温酸化発現温度および高温酸化反応発現温度は当量比の依存性と圧縮初期温度の依存性が見られなかった。しかし、高負荷運転するためには当量比を上げる必要であるが、それは同時に圧力上昇率を上昇させることになる。また、圧縮開始前の温度を上げると低温酸化反応発現時期・高温酸化反応発現時期は早期化し、燃焼期間は短くなった。単体燃料の均質化条件では、出力を上げることと、圧力上昇率を抑制することは同時に実現するのは困難である。

温度層状化の条件において温度分布はバンドヒータを用いて燃焼室内を加熱し浮力によって温度層状化をつくった。測定した結果、均質化の場合は局所の温度差が 3K 程度になり、逆に温度層状化の場合は 25K の温度差ができていた。その結果、温度層状条件の低温酸化反応および高温酸化反応の開始時期が均質条件より早期化した。しかし、温度条件に関係なく、低温酸化反応および高温酸化反応の開始温度は一定であった。また、温度均質条件の圧力上昇率は温度層状条件の圧力上昇率よりも急激になっており、燃焼期間は短くなっていた。発光と燃焼期間の関係を確認するため、二次元発光計測を行った。温度層状化の条件では、均質条件に比べ、発光開始時期により大きい時間差が生じた。発光は燃焼室内の温度が高くなった上部から温度が低い下部にかけて順にみることができた。燃料の依存性は見られなかった。均質条件においては、発光時の筒内ガス温度が層状条件の筒内ガス温度よりも高かった。それは局所のガス温度が燃焼室内の平均温度よりも高かったためである。層状条件と均質条件では発光開始時期に時間差が生まれその差は画像 1 枚分の時間差であるとわかった。

濃度層状化の場合は燃焼室内にマイクロシリンジを用いて液体燃料を注入し、燃焼室に直接投入して層状濃度条件を作った。燃焼室内の温度分布は温度層状化の条件と同じ分布であった。作成した燃焼室内濃度を測定した結果、燃焼室内の温度が高い上部は濃度が薄く、燃焼室内の温度が低い下部は濃度が濃くなっていることが確認できた。また、均質条件の場合で予混合気の濃度分布は水平方向と垂直方向で一定になっていた。その結果、濃度均質条件の低温・高温酸化反応が始まる時刻の筒内ガス圧力および温度が濃度層状条件より低くなることも分かった。濃度均質条件の最大圧力

が濃度層状条件のそれより低くなることも分かった。燃烧期間は濃度均質条件の方が濃度層状条件より短くなり、低温酸化反応発現時刻と高温酸化反応発現時刻も早くなった。これらは、層状条件の酸化反応が燃烧室局所で起きるためであると考えられる。しかし、圧力上昇率を比較すると濃度均質の場合より濃度不均質の場合が高くなった。燃烧室内の二次元発光履歴をみると、濃度均質場合には燃烧室内の温度が高い部分から発光強度のピークを迎え、時間差をおいて、温度が低い部分がピークを迎えていた。しかし、濃度層状化の場合は温度の高い部分の発光強度のピークを迎えるとそれと同時期に温度の低い燃料濃度の濃い部分でも発光強度はピークを迎えている。したがって温度が高く燃料濃度の低い領域と温度が低く燃料濃度の高い領域が存在すると、単純に温度を層状化させた条件よりも圧力上昇率低下の効果が得られないことを明らかにした。

温度層状化条件において、二種混合燃料を用いて、その結果を検討した。低温酸化反応の特性を持っている燃料と持っていない燃料を混合した二種混合燃料の場合は低温酸化反応をもっている燃料の総当量比を増加すると低温酸化反応開始温度は低下するが、高温酸化反応開始温度は上昇する結果となった。また、同一当量比の場合、混合割合を増加すると高温酸化反応期間は短縮し、その時の低温反応後の縮退期間は長期化する。温度層状化条件において、混合割合を変化させていくと、最大圧力上昇率が低くなった。それは温度の分布と *n*-Heptane の低温酸化反応中の発熱によって、局所にさらに温度分布ができたこと、*iso*-Octane の部分当量比によって発熱量が異なることに起因していると考えられる。それは燃烧室内の均質温度条件で二種混合燃料の実験が必要である。

以上の知見より予混合圧縮自己着火燃烧を実機に適用するための提案を以下になる。

1. 急速圧縮装置の燃烧室内に層状の温度の分布を作ること、燃料を問わず HCCI 燃烧における圧力上昇率の低減をすることができた。このことは、実際のエンジンにおいても燃烧室内に温度の不均質な場を作り、その温度差を制御することができれば、HCCI 機関でより高負荷での運転が可能となる。更に燃烧室内ガスの初期温度も同時に制御することができれば、燃烧時期も変化させることができ、より運転領域を拡大させることが可能になると考えられる。しかし、当量比や回転速度などの要因を考慮した上での、温度差の圧力上昇率への影響を定量的に検証することや燃烧室内に意図した温度差を持たせる手法の検討が必要である。
2. 温度が層状化した条件に更に濃度の分布をつけることで、最大圧力上昇率が増加したことにより、濃度の分布と温度の分布の与え方によっては、ノッキングの回避には逆効果になってしまうことがわかった。実際のエンジンの燃烧室内には流動や残留ガスによって濃度が不均質になることもふまえて、温度均質条件における濃度分布の HCCI 燃烧に及ぼす影響の検証や濃度分布が温度の分布に及ぼす影響の調査などが必要である。
3. 温度層状化条件において、混合割合を変化させていくと、ある特定の混合割合の条件において最大圧力上昇率が低くなった。これには、温度分布の大きさやそれぞれの燃料の低温酸化反応、高温酸化反応の発現温度や発熱量の違いなどが原因と考えられる。混合割合を変化させることでより低い最大圧力上昇率を実現できることや燃烧時期を変化させること

ができることから、不均質性を HCCI 機関の実現に利用する際には、混合燃料を利用することで運転領域の拡大や燃焼時期の制御といったことが期待できる。

謝辞

本研究は、著者が慶應義塾大学大学院理工学研究科に在学中に、本塾理工学部システムデザイン工学科、飯田訓正教授のもとで行ったものです。熱心なご指導を頂いた飯田教授には、心より感謝します。研究室での日々の研究活動はもとより、国内学会、国際学会において研究成果発表を行う機会を与えて頂いたことは、見識を広めるだけでなく、特に研究に対する取り組み方や姿勢などは、自分にはまったく欠けていたもので、非常に勉強になりました。今後ともご指導、ご鞭撻のほどよろしくよろしくお願いいたします。

総合デザイン工学専攻の宗宮詮教授、松岡由幸教授、開放環境科学専攻の植田利久教授には本論文をまとめるにあたり、丁寧なご指導を頂きました。また、ライフデザイン工学専修の教員の皆様には、Dr フォーラムと公聴会を通じて貴重なご意見・コメントを頂きました。ここに厚く御礼申し上げます。

私に慶應義塾大学への留学を進めて下さって陰から支えて応援して下さい下さった修士の恩師の全南大学工科大学機械工学科の林明澤教授に深く感謝します。また、終始暖かい御助言を賜り、見守って頂きました全南大学工科大学機械工学科金榮吉教授に深く感謝します。

飯田研究室の諸先輩方、後輩諸君には、研究活動に留まらず御指導、御助言を頂いたことに感謝します。山崎由大さん、田大秀さん、佐藤進さんには研究に関して指導をしていただきました。また潜道尚史さん、森田学君、太地昭人君、中野宏昭君には同じチームとして、実験をサポートしていただきました。皆さんの協力のもと、本論文を完成させることが出来ました。ありがとうございました。

最後に、著者の長い留学生生活を陰から支えて応援して下さった家族、お祈りをささげ頂いた色んな知り合いに心から感謝します。また、著者の留学生生活を暖かく見守って、精神的に支えてくれた妻とヨンシンちゃんに愛を込めて感謝の心を送ります。

参考文献

- [1] 青柳友三, “ 超高効率ディーゼル機関への挑戦 ”, 日本機械学会誌, Vol.105, NO1007 (2002)
- [2] Shigeru Onishi, Souk Hong Jo, Katsuji Shoda, Pan Do Jo, and Satoshi Kato, “Active Thermo-Atmosphere Combustion(ATAC) - A New Combustion Process for Internal Combustion Engine”, SAE Paper 790501 (1979)
- [3] Hajime Oguma, Takayoshi Ichikura and Norimasa Iida, “ A Study on Adaptability of Alternative Fuels for Lean Burn Two-Stroke ATAC Engine”, SAE Paper 972097 (1997)
- [4] Yoichi Ishibashi and Masahiko Asai, “Improving the Exhaust Emissions of Two-Stroke Engines by Applying the Activated Radical Combustion”, SAE Paper 960742 (1996)
- [5] Yoshinaka Takeda and Nakagome Keiichi, “Emission Characteristics of Premixed Lean Diesel Combustion With Extremely Early Staged Fuel Injection”, SAE Paper 961163 (1996)
- [6] Takeshi Hashizume, Takeshi Miyamoto, Hisashi Akagawa and Kinji Tsujimura, “Combustion and Emission Characteristics of Multiple-Stage Diesel Combustion”, SAE Paper 980505 (1998)
- [7] 柳原弘道, 佐藤康夫, 水田準一, “ 均一・高拡散な混合気形成による直噴ディーゼルの燃焼解析 ”, 第 13 回内燃機関シンポジウム講演会論文集, Vol. 62, 365-369 (1996)
- [8] 柳原弘道, “ 予混合圧縮着火ディーゼルの燃焼構造 ”, 第 38 回燃焼シンポジウム講演論文集, C231, 251-252 (2000)
- [9] Taro Aoyama, Yoshiaki Hattori, Jun'ichi Mizuta and Yasuo Sato, “An Experimental Study on Premixed-Charge Compression Ignition Gasoline Engine”, SAE Paper 960081 (1996)
- [10] R.H. Thring, “Homogeneous-Charge Compression Ignition (HCCI) Engines”, SAE Paper 892068 (1989)
- [11] Thomas W. Ryan and Timothy J. Callahan, “Homogeneous Charge Compression Ignition of Diesel Fuel”, SAE Paper 961160 (1996)
- [12] Masato Ikemoto, Yuichiro Kojima and Norimasa Iida, “Development of the Control System Using EGR Gas for the HCCI Engine Running on DME”, SETC 2005, SAE Paper 2005-32-0062 / JSAE-20056505 (2005)
- [13] Jeff Matthews, Halim Santoso and Wai K. Cheng, “Load Control for an HCCI Engine”, SAE Paper 2005-01-0150 (2005)
- [14] Fredrik Agrell, Hans-Erik Angstrom, Bengt Eriksson, Jan Wikander and Johan Linderyd, “Integrated Simulation and Engine Test of Closed Loop HCCI Control by Aid of Variable Valve Timings”, SAE Paper 2003-01-0748 (2003)
- [15] 山下大輔, 権淳杓, 佐藤進, 飯田訓正, “ HCCI 機関におけるメタン/DME 混合燃料の自着火と燃焼機構に関する研究 ”, 自動車技術会学術講演会前刷集, No.25-05, pp1-6 (2005)
- [16] Mitsuru Konno and Zhili Chen “Ignition Mechanisms of HCCI Combustion Process Fueled With Methane/DME Composite Fuel”, SAE Paper 2005-01-0182 (2005)
- [17] 太田安彦, 古谷正広, 河野正顕, 小島光高, “ 自着火制御を施した天然ガス予混合圧縮自己着火機関 ”, 自動車技術会論文集, Vol.31, No.3, pp.39-43 (2000)

- [18] 小島雄一郎, 池本雅里, 飯田訓正, “2 ストローク HCCI エンジンの燃焼完結性に関する研究”, 日本機械学会論文集 B 編, 70 巻 699 号, pp.2891-2898 (2004)
- [19] Yudai Yamasaki and Norimasa Iida, “Numerical Analysis of Auto-Ignition and Combustion of *n*-Butane and Air Mixture in the Homogeneous Charge Compression Ignition Engine By Using Elementary Reactions”, SAE Paper 2003-01-1090 (2003)
- [20] Jan-Ola Olsson, Per Tunestal and Bengt Johansson, “Boosting for High Load HCCI”, SAE Paper 2004-01-0940 (2004)
- [21] 原田明, 浅海靖男, 青柳友三, “高過給希薄予混合圧縮着火機関における燃焼特性”, 第 16 回内燃機関シンポジウム講演論文集, pp.97-102 (2000)
- [22] Magnus Sjöberg, John E. Dec, “An Investigation of the Relationship Between Measured Intake Temperature, BDC Temperature, and Combustion Phasing for Premixed and DI HCCI Engines”, SAE Paper 2004-01-1900 (2004)
- [23] Satoshi S. Morimoto, Yasuharu Kawabata, Teruhisa Sakurai and Toshiji Amano, “Operating Characteristics of a Natural Gas-Fired Homogeneous Charge Compression Ignition Engine (Performance Improvement Using EGR)”, SAE Paper 2001-01-1034 (2001)
- [24] Kengo Kumano and Norimasa Iida, “Analysis of the Effect of Charge Inhomogeneity on HCCI Combustion By Chemiluminescence Measurement”, SAE Paper 2004-01-1902 (2004)
- [25] Robert Collin, Jenny Nygren, Mattias Richer and Marcus Alden, “Studies of the Combustion Process with Simultaneous Formaldehyde and OH PLIF in a Direct-Injected HCCI Engine”, COMODIA 2004, pp.311-317 (2004)
- [26] 飯田訓正, 木戸口和浩, 久保進, “予混合火炎からのラジカル発光計測に関する研究(ガソリン, メタノール, メタン火炎の発光スペクトルの特徴と当量比依存性)” 日本機械学会論文集 (B 編), 59-568, pp301-307 (1993)
- [27] Norimasa Iida, “Combustion Analysis of Methanol-Fueled ATAC Engine by Spectroscopic Observation”, SAE Paper 940684 (1994)
- [28] Eiichi Murase, Kunihiko Hanada, T. Miyaura, J. Ikeda and N. Konishi, “Experimental Studies of HCCI Combustion Chemiluminescence Spectral Analysis and Photographic Observation”, COMODIA 2004, B5-1 (2004)
- [29] Kazunari Kuwahara and Hiromitsu Ando, “Time-Series Spectroscopic Analysis of the Combustion Process in a Gasoline Direct Injection Engine”, Proceedings of 4th International Symposium on Internal Combustion Diagnostics, pp. 131-136 (2000)
- [30] Hiroyuki Yamada, Kotaro Suzaki, Hideki Sakanashi, Namil Choi and Atsumu Tezaki, “Kinetic measurements in homogeneous charge compression of dimethyl ether: role of intermediate formaldehyde controlling chain branching in the low-temperature oxidation mechanism”, Combustion and Flame, Vol.140, pp 24–33 (2005).
- [31] J. F. Griffiths and B. J. Whitaker, “Thermokinetic interactions leading to knock during homogeneous charge compression ignition”, Combustion and Flame, Vol. 131, pp 386-399 (2002)
- [32] Daniel L. Flowers, Salvador M. Aceves, J. Ray Smith, John Torres, James Girard and Robert W. Dibble, “HCCI in a CFR Engine: Experiments and Detailed Kinetic Modeling”, SAE Paper 2000-01-0327 (2000)
- [33] Tadashi Tsurushima, Yasuo Asaumi and Yuzo Aoyagi, “The Effect of Knock on Heat Loss in

Homogeneous Charge Compression Ignition Engines” SAE Paper 2002-01-0108 (2002)

[34] Paul E. Yelvington and William H. Green, “Prediction of the Knock Limit and Viable Operating Range for a Homogeneous-Charge Compression-Ignition (HCCI) Engine”, SAE Paper 2003-01-1092 (2003)

[35] Yiqun Huang and Darius Mehta, “Investigation of an In-cylinder Ion Sensing Assisted HCCI Control Strategy”, SAE Paper 2005-01-0068 (2005)

[36] A. Oakley, H. Zhao, T. Ma and N. Ladommatos, “Dilution Effects on the Controlled Auto-Ignition (CAI) Combustion of Hydrocarbon and Alcohol Fuels”, SAE Paper 2001-01-3606 (2001)

[37] James A. Eng “Characterization of Pressure Waves in HCCI Combustion”, SAE Paper 2002-01-2859 (2002)

[37] Magnus Sjoberg and John E. Dec, “Effects of Engine Speed, Fueling Rate, and Combustion Phasing on the Thermal Stratification Required to Limit HCCI Knocking Intensity”, SAE Paper 2005-01-2125 (2005)

[39] 熊野賢吾, 山崎由大, 飯田訓正, “ラジカル発光計測による予混合気中の燃料濃度不均質性がHCCI 燃焼に与える影響の解析” 日本機械学会論文集 (B 編), Vol.71, No.701, pp.295-302 (2004)

[40] B. Thirouard, J. Chereil and V. Knop, “Investigation of Mixture Quality Effect on CAI Combustion”, SAE Paper 2005-01-0141 (2005)

[41] Robert.J.Kee, Fran M.Rupley, Ellen Meeks and James A.Miller, “A Fortran Chemical Kinetics Package for The Analysis of Gasphase Chemical and Plasma Kinetics”, Sandia National Laboratories (1996)

[42] Andrew E. Luz, Robert J. Kee and James A. Miller, “SENKIN: A FORTRAN Program for Predicting Homogeneous Gas Phase Chemical Kinetics With Sensitivity Analysis”, Sandia National Laboratories Report, SAND87-8248 (1988)

[43] 越光男, “水素の高圧燃焼シミュレーション”, 燃焼の化学と技術, Vol. 7, pp.153-162 (2000)

[44] http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/

[45] V. Warth, N. Stef, P. A. Glaude, F. Battin-Leclec, G. Scacchi and G. M. Côme, “Computer-Aided Derivation of Gas-Phase Oxidation Mechanisms: Application to the Modeling of the Oxidation of *n*-Butane”, Combustion and Flame, No.114, pp.81-102 (1998)

[46] S. Kojima, “Detailed Modeling of *n*-Butane Autoignition Chemistry”, Combustion and Flame, No.99, pp.87-136 (1994)

[47] Curran H. J, Gaffuri P, Pitz W. J and Westbrook C. K, “A Comprehensive Modeling Study of *n*-Heptane Oxidation”, Combustion and Flame, No.114, pp.149-177 (1998)

[48] Philippe Dagaut, Jean-Claude Boettner and Michel Cathonnet, “Chemical Kinetic Study of Dimethylether Oxidation in a Jet Stirred Reactor from 1 to 10 atm: Experiments and Kinetic Modeling”, 26th Symposium (International) on Combustion, pp.627-632 (1996)

[49] H. J. Curran, W. J. Pitz, C. K. Westbrook, P. Dagaut, J-C Boettner and M. Cathonnet, “A Wide Range Modeling Study of Dimethyl Ether Oxidation”, International Journal Chemical Kinetics, Vol.30, No.3, pp.229-241 (1998)

- [50] 佐藤和孝, 山根将嗣, 樋高義昭, “ジメチルエーテルの反応性と高温酸化反応機構”, 第36回燃焼シンポジウム講演論文集, pp.88-90 (1998)
- [51] 中野道王, 政所良行, 久保修一, “予混合圧縮着火エンジンの特性解析 第2報: 素反応モデルによる着火特性解析”, 第36回燃焼シンポジウム講演論文集, pp.133-135 (1998)
- [52] Curran, H. J, Gaffuri, P., Pitz, W. J and Westbrook, C. K “A Comprehensive Modeling Study of *iso*-Octane Oxidation”, Combustion and Flame, Vol.129, 253-280 (2002)
- [53] “流体の物性値集”, 日本機械学会, (1983)
- [54] C.Chevalier, P.Louessard, U.C.Muller and J.Warnatz, “A Detailed Low-Temperature Reaction Mechanism of *n*-Heptane Auto-Ignition”, International Symposium COMODIA 90, pp.93-97 (1990)
- [55] Magnus Sjoberg, John E. Dec, “Smoothing HCCI Heat-Release Rates Using Partial Fuel Stratification with Two-Stage Ignition Fuels”, SAE Paper 2006-01-0629 (2006)
- [56] Jeff Matthews, Halim Santoso and Wai K. Cheng, “Load Control for an HCCI Engine”, SAE Paper 2005-01-0150 (2005)
- [57] Fredrik Agrell, Hans-Erik Angstrom, Bengt Eriksson, Jan Wikander and Johan Linderyd, “Integrated Simulation and Engine Test of Closed Loop HCCI Control by Aid of Variable Valve Timings”, SAE Paper 2003-01-0748 (2003)
- [58] K. Fieweger, R.Blumenthal and G. Adomeit “Shock-Tube investigations on the self-ignition of hydrocarbon-air mixtures at high pressures”, 25th Symposium (International) on Combustion/The combustion Institute, pp. 1579-1585 (1994)
- [59] R.D.Wilk, W.J.Pits and C.K.Westbrook, “Combustion of *n*-butane and isobutene in an internal combustion engine: A comparison of experimental and modeling results”, 23th Symposium (International) on Combustion / The Combustion Institute, pp. 1047-1053 (1990)
- [60] John E. Dec, Wontae Hwang and Magnus Sjoberg, “An Investigation of Thermal Stratification in HCCI Engines Using Chemiluminescence Imaging”, SAE Paper 2006-01-1518 (2006)
- [61] Magnus Sjöberg, John E. Dec and Nicholas P. Cernansky, “Potential of Thermal Stratification and Combustion Retard for Reducing Pressure-Rise Rates in HCCI Engines, Based on Multi-Zone Modeling and Experiments”, SAE Paper 2005-01-0113 (2005)

-
- [1] 青柳友三, “超高効率ディーゼル機関への挑戦”, 日本機械学会誌, Vol.105, NO1007 (2002)
- [2] Shigeru Onishi, Souk Hong Jo, Katsuji Shoda, Pan Do Jo, and Satoshi Kato, “Active Thermo-Atmosphere Combustion(ATAC) - A New Combustion Process for Internal Combustion Engine”, SAE Paper 790501 (1979)
- [3] Hajime Oguma, Takayoshi Ichikura and Norimasa Iida, “A Study on Adaptability of Alternative Fuels for Lean Burn Two-Stroke ATAC Engine”, SAE Paper 972097 (1997)
- [4] Yoichi Ishibashi and Masahiko Asai, “Improving the Exhaust Emissions of Two-Stroke Engines by Applying the Activated Radical Combustion”, SAE Paper 960742 (1996)
- [5] Yoshinaka Takeda and Nakagome Keiichi, “Emission Characteristics of Premixed Lean Diesel Combustion With Extremely Early Staged Fuel Injection”, SAE Paper 961163 (1996)
- [6] Takeshi Hashizume, Takeshi Miyamoto, Hisashi Akagawa and Kinji Tsujimura, “Combustion and Emission Characteristics of Multiple-Stage Diesel Combustion”, SAE Paper 980505 (1998)
- [7] 柳原弘道, 佐藤康夫, 水田準一, “均一・高拡散な混合気形成による直噴ディーゼルの燃焼解析”, 第13回内燃機関シンポジウム講演会論文集, Vol. 62, 365-369 (1996)
- [8] 柳原弘道, “予混合圧縮着火ディーゼルの燃焼構造”, 第38回燃焼シンポジウム講演論文集, C231, 251-252 (2000)
- [9] Taro Aoyama, Yoshiaki Hattori, Jun'ichi Mizuta and Yasuo Sato, “An Experimental Study on Premixed-Charge Compression Ignition Gasoline Engine”, SAE Paper 960081 (1996)
- [10] R.H. Thring, “Homogeneous-Charge Compression Ignition (HCCI) Engines”, SAE Paper 892068 (1989)
- [11] Thomas W. Ryan and Timothy J. Callahan, “Homogeneous Charge Compression Ignition of Diesel Fuel”, SAE Paper 961160 (1996)
- [12] Masato Ikemoto, Yuichiro Kojima and Norimasa Iida, “Development of the Control System Using EGR Gas for the HCCI Engine Running on DME”, SETC 2005, SAE Paper 2005-32-0062 / JSAE-20056505 (2005)
- [13] Jeff Matthews, Halim Santoso and Wai K. Cheng, “Load Control for an HCCI Engine”, SAE Paper 2005-01-0150 (2005)
- [14] Fredrik Agrell, Hans-Erik Angstrom, Bengt Eriksson, Jan Wikander and Johan Linderyd, “Integrated Simulation and Engine Test of Closed Loop HCCI Control by Aid of Variable Valve Timings”, SAE Paper 2003-01-0748 (2003)
- [15] 山下大輔, 権淳杓, 佐藤進, 飯田訓正, “HCCI 機関におけるメタン/DME 混合燃料の自着火と燃焼機構に関する研究”, 自動車技術会学術講演会前刷集, No.25-05, pp1-6 (2005)
- [16] Mitsuru Konno and Zhili Chen “Ignition Mechanisms of HCCI Combustion Process Fueled With Methane/DME Composite Fuel”, SAE Paper 2005-01-0182 (2005)
- [17] 太田安彦, 古谷正広, 河野正顕, 小島光高, “自着火制御を施した天然ガス予混合圧縮自己着火機関”, 自動車技術会論文集, Vol.31, No.3, pp.39-43 (2000)
- [18] 小島雄一郎, 池本雅里, 飯田訓正, “2 ストローク HCCI エンジンの燃焼完結性に関する研究”,

- [19] Yudai Yamasaki and Norimasa Iida, "Numerical Analysis of Auto-Ignition and Combustion of *N*-Butane and Air Mixture in the Homogeneous Charge Compression Ignition Engine By Using Elementary Reactions", SAE Paper 2003-01-1090 (2003)
- [20] Jan-Ola Olsson, Per Tunestal and Bengt Johansson, "Boosting for High Load HCCI" , SAE Paper 2004-01-0940 (2004)
- [21] 原田明, 浅海靖男, 青柳友三, "高過給希薄予混合圧縮着火機関における燃焼特性", 第 16 回内燃機関シンポジウム講演論文集, pp.97-102 (2000)
- [22] Magnus Sjöberg, John E. Dec, "An Investigation of the Relationship Between Measured Intake Temperature, BDC Temperature, and Combustion Phasing for Premixed and DI HCCI Engines", SAE Paper 2004-01-1900 (2004)
- [23] Satoshi S. Morimoto, Yasuharu Kawabata, Teruhisa Sakurai and Toshiji Amano, "Operating Characteristics of a Natural Gas-Fired Homogeneous Charge Compression Ignition Engine (Performance Improvement Using EGR)", SAE Paper 2001-01-1034 (2001)
- [24] Kengo Kumano and Norimasa Iida, "Analysis of the Effect of Charge Inhomogeneity on HCCI Combustion By Chemiluminescence Measurement", SAE Paper 2004-01-1902 (2004)
- [25] Robert Collin, Jenny Nygren, Mattias Richer and Marcus Alden, "Studies of the Combustion Process with Simultaneous Formaldehyde and OH PLIF in a Direct-Injected HCCI Engine", COMODIA 2004, pp.311-317 (2004)
- [26] 飯田訓正, 木戸口和浩, 久保進, "予混合火炎からのラジカル発光計測に関する研究(ガソリン, メタノール, メタン火炎の発光スペクトルの特徴と当量比依存性)" 日本機械学会論文集 (B 編), 59-568 , pp301-307 (1993)
- [27] Norimasa Iida, "Combustion Analysis of Methanol-Fueled ATAC Engine by Spectroscopic Observation", SAE Paper 940684 (1994)
- [28] Eiichi Murase, Kunihiko Hanada, T. Miyaura, J. Ikeda and N. Konishi, "Experimental Studies of HCCI Combustion Chemiluminescence Spectral Analysis and Photographic Observation" , COMODIA 2004, B5-1 (2004)
- [29] Kazunari Kuwahara and Hiromitsu Ando, "Time-Series Spectroscopic Analysis of the Combustion Process in a Gasoline Direct Injection Engine", Proceedings of 4th International Symposium on Internal Combustion Diagnostics, pp. 131-136 (2000)
- [30] Hiroyuki Yamada, Kotaro Suzaki, Hideki Sakanashi, Namil Choi and Atsumu Tezaki, "Kinetic measurements in homogeneous charge compression of dimethyl ether: role of intermediate formaldehyde controlling chain branching in the low-temperature oxidation mechanism", Combustion and Flame, Vol.140, pp 24-33 (2005).
- [31] J. F. Griffiths and B. J. Whitaker, "Thermokinetic interactions leading to knock during homogeneous charge compression ignition", Combustion and Flame, Vol. 131, pp 386-399 (2002)
- [32] Daniel L. Flowers, Salvador M. Aceves, J. Ray Smith, John Torres, James Girard and Robert W. Dibble, "HCCI in a CFR Engine: Experiments and Detailed Kinetic Modeling", SAE Paper 2000-01-0327 (2000)
- [33] Tadashi Tsurushima, Yasuo Asaumi and Yuzo Aoyagi, "The Effect of Knock on Heat Loss in

Homogeneous Charge Compression Ignition Engines” SAE Paper 2002-01-0108 (2002)

[34] Paul E. Yelvington and William H. Green, “Prediction of the Knock Limit and Viable Operating Range for a Homogeneous-Charge Compression-Ignition (HCCI) Engine”, SAE Paper 2003-01-1092 (2003)

[35] Yiqun Huang and Darius Mehta, “Investigation of an In-cylinder Ion Sensing Assisted HCCI Control Strategy”, SAE Paper 2005-01-0068 (2005)

[36] A. Oakley, H. Zhao, T. Ma and N. Ladommatos, “Dilution Effects on the Controlled Auto-Ignition (CAI) Combustion of Hydrocarbon and Alcohol Fuels”, SAE Paper 2001-01-3606 (2001)

[37] James A. Eng “Characterization of Pressure Waves in HCCI Combustion”, SAE Paper 2002-01-2859 (2002)

[37] Magnus Sjoberg and John E. Dec, “Effects of Engine Speed, Fueling Rate, and Combustion Phasing on the Thermal Stratification Required to Limit HCCI Knocking Intensity”, SAE Paper 2005-01-2125 (2005)

[39] 熊野賢吾, 山崎由大, 飯田訓正, “ラジカル発光計測による予混合気中の燃料濃度不均質性がHCCI 燃焼に与える影響の解析” 日本機械学会論文集 (B 編), Vol.71, No.701, pp.295-302 (2004)

[40] B. Thirouard, J. Cherele and V. Knop, “Investigation of Mixture Quality Effect on CAI Combustion”, SAE Paper 2005-01-0141 (2005)

[41] Robert.J.Kee, Fran M.Rupley, Ellen Meeks and James A.Miller, “A Fortran Chemical Kinetics Package for The Analysis of Gasphase Chemical and Plasma Kinetics”, Sandia National Laboratories (1996)

[42] Andrew E. Luz, Robert J. Kee and James A. Miller, “SENKIN: A FORTRAN Program for Predicting Homogeneous Gas Phase Chemical Kinetics With Sensitivity Analysis”, Sandia National Laboratories Report, SAND87-8248 (1988)

[43] 越光男, “水素の高圧燃焼シミュレーション”, 燃焼の化学と技術, Vol. 7, pp.153-162 (2000)

[44] http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/

[45] V. Warth, N. Stef, P. A. Glaude, F. Battin-Leclec, G. Scacchi and G. M. Côme, “Computer-Aided Derivation of Gas-Phase Oxidation Mechanisms: Application to the Modeling of the Oxidation of *n*-Butane”, Combustion and Flame, No.114, pp.81-102 (1998)

[46] S. Kojima, “Detailed Modeling of *n*-Butane Autoignition Chemistry”, Combustion and Flame, No.99, pp.87-136 (1994)

[47] Curran H. J, Gaffuri P, Pitz W. J and Westbrook C. K, “A Comprehensive Modeling Study of *n*-Heptane Oxidation”, Combustion and Flame, No.114, pp.149-177 (1998)

[48] Philippe Dagaut, Jean-Claude Boettner and Michel Cathonnet, “Chemical Kinetic Study of Dimethylether Oxidation in a Jet Stirred Reactor from 1 to 10 atm: Experiments and Kinetic Modeling”, 26th Symposium (International) on Combustion, pp.627-632 (1996)

[49] H. J. Curran, W. J. Pitz, C. K. Westbrook, P. Dagaut, J-C Boettner and M. Cathonnet, “A Wide Range Modeling Study of Dimethyl Ether Oxidation”, International Journal Chemical Kinetics, Vol.30, No.3, pp.229-241 (1998)

-
- [50] 佐藤和孝, 山根将嗣, 樋高義昭, “ジメチルエーテルの反応性と高温酸化反応機構”, 第36回燃焼シンポジウム講演論文集, pp.88-90 (1998)
- [51] 中野道王, 政所良行, 久保修一, “予混合圧縮着火エンジンの特性解析 第2報: 素反応モデルによる着火特性解析”, 第36回燃焼シンポジウム講演論文集, pp.133-135 (1998)
- [52] Curran, H. J, Gaffuri, P., Pitz, W. J and Westbrook, C. K “A Comprehensive Modeling Study of *iso*-Octane Oxidation”, *Combustion and Flame*, Vol.129, 253-280 (2002)
- [53] “流体の物性値集”, 日本機械学会, (1983)
- [54] C.Chevalier, P.Louessard, U.C.Muller and J.Warnatz, “A Detailed Low-Temperature Reaction Mechanism of *n*-Heptane Auto-Ignition”, *International Symposium COMODIA 90*, pp.93-97 (1990)
- [55] Magnus Sjöberg, John E. Dec, “Smoothing HCCI Heat-Release Rates Using Partial Fuel Stratification with Two-Stage Ignition Fuels”, *SAE Paper 2006-01-0629* (2006)
- [56] J. A. Eng, “Characterization of Pressure Wave in HCCI Combustion”, *SAE Paper 2002-01-2859* (2002)
- [57] Fredrik Agrell, Hans-Erik Angstrom, Bengt Eriksson, Jan Wikander and Johan Linderyd, “Integrated Simulation and Engine Test of Closed Loop HCCI Control by Aid of Variable Valve Timings”, *SAE Paper 2003-01-0748* (2003)
- [58] R.D.Wilk, W.J.Pits and C.K.Westbrook, “Combustion of *n*-butane and isobutene in an internal combustion engine: A comparison of experimental and modeling results”, *23th Symposium (International) on Combustion / The Combustion Institute*, pp. 1047-1053 (1990)
- [60] John E. Dec, Wontae Hwang and Magnus Sjöberg, “An Investigation of Thermal Stratification in HCCI Engines Using Chemiluminescence Imaging”, *SAE Paper 2006-01-1518* (2006)
- [61] Magnus Sjöberg, John E. Dec and Nicholas P. Cernansky, “Potential of Thermal Stratification and Combustion Retard for Reducing Pressure-Rise Rates in HCCI Engines, Based on Multi-Zone Modeling and Experiments”, *SAE Paper 2005-01-0113* (2005)