

早稲田大学大学院 創造理工学研究科
総合機械工学専攻 熱エネルギー反応工学研究
博士学位論文

ガソリン燃料成分が自己着火燃焼に及ぼす
影響に関する研究

A Study on the Effect of Gasoline Fuel
Components on Auto Ignition Combustion

2016年7月

養祖 隆
Takashi YOSO

ガソリン燃料成分が自己着火燃焼に及ぼす
影響に関する研究

A Study on the Effect of Gasoline Fuel
Components on Auto Ignition Combustion

2016年7月

早稲田大学大学院 創造理工学研究科
総合機械工学専攻 熱エネルギー反応工学研究

養祖 隆
Takashi YOSO

目 次

	頁
第 1 章 序 論	1
1.1 はじめに	1
1.2 従来の研究	6
1.2.1 SI 燃焼と燃料性状に関する従来研究	6
1.2.2 HCCI 燃焼と燃料性状に関する従来研究	9
1.2.3 化学反応スキームに関する従来研究	13
1.3 本研究の目的	17
1.4 本論文の構成	18
第 1 章参考文献	21
第 2 章 オクタン価の異なるパラフィン系燃料を用いた解析	26
2.1 緒 論	26
2.2 実験方法および燃料	26
2.3 HCCI 燃焼について結果と考察	32
2.3.1 実験結果	32
2.3.2 計算結果と考察	32
2.4 SI 燃焼について結果と考察	38
2.4.1 実験結果	38
2.4.2 計算結果と考察	38
2.4.3 高圧縮比の SI 燃焼形態	41
2.5 まとめ	47
第 2 章参考文献	47
第 3 章 燃料成分が異なる同一オクタン価のモデル燃料を用いた解析	49
3.1 緒 論	49
3.2 実験方法および供試燃料	49
3.2.1 実験方法	49
3.2.2 供試燃料	50
3.3 実験結果および考察	52
3.3.1 燃料成分と SI 燃焼のノッキング特性	52
3.3.2 燃料成分と HCCI 燃焼の着火特性	56
3.4 HCCI 燃焼での燃焼時期比較分析	61

3.4.1	パラフィン系燃料の燃焼時期定式化	61
3.4.2	混合燃料の燃焼時期特性分析	67
3.5	混合燃料の燃焼時期定式化	69
3.6	まとめ	73
第3章	参考文献	74
第4章	多成分燃料に対応できる簡略化反応スキームの開発	75
4.1	緒論	75
4.2	簡略化反応スキーム構築の手法	75
4.2.1	化学反応スキーム	77
4.2.2	対象化学反応式の選定	77
4.2.3	反応速度定数の決定	81
4.3	他の燃料成分への対応	86
4.3.1	他成分での係数最適化	86
4.3.2	任意の混合割合への対応	90
4.4	複数成分とエンジンモデルにおける検証	92
4.4.1	複数成分の影響検証	92
4.4.2	エンジンモデルでの検証	94
4.5	まとめ	100
第4章	参考文献	100
第5章	多成分燃料に対応できる簡略化反応スキームを用いた HCCI燃焼制御の検討	102
5.1	緒論	102
5.2	計算手法	103
5.3	計算結果	109
5.3.1	計算時間の比較	109
5.3.2	燃料成分の影響	109
5.4	燃焼制御手法	113
5.4.1	冷却水温度の効果	113
5.4.2	冷却水制御部位の効果	117
5.5	まとめ	127
第5章	参考文献	127
第6章	結論	128
6.1	結論	128

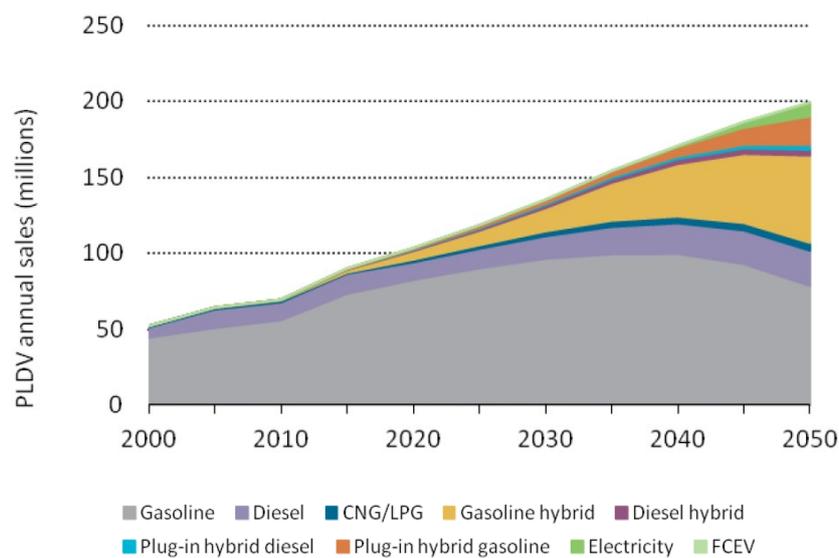
6.2 今後の研究の発展性	131
第 6 章参考文献	135
謝 辞	136
研究業績	137

第1章 序論

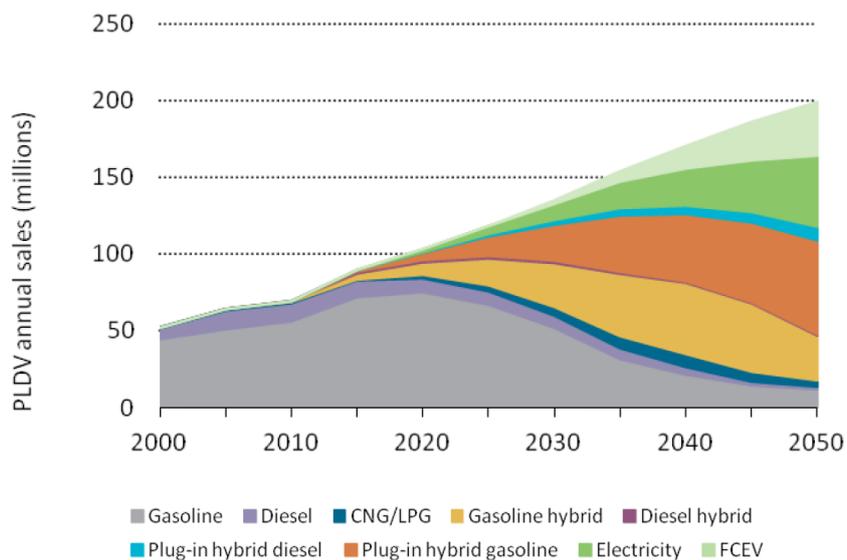
1.1 はじめに

IEA の Energy Technology Perspectives 2012 では、長期的な温室効果ガス排出削減に向けて産業革命以前からの世界平均気温の上昇を 2050 年に 2°C 以内に抑制するシナリオ (2DS : 2 Degree Celsius Scenario, 以後 2DS), および 4°C 以内に抑制するシナリオ (4DS : 4 Degree Celsius Scenario, 以後 4DS) が提示され分析されている。これらのシナリオを実現するための IEA mobility model を用いた検討⁽¹⁾を図 1.1 に示す。2050 年時点で PLDV (Passenger Light Duty Vehicle) は 2016 年の約 2 倍となる年間に約 2 億台の販売台数が予想されているが、図 1.1(a)の 4DS のケースにおいてはパワーソース内訳の 9 割以上を、ハイブリッド車を含む内燃機関搭載車が占める。一方で、気候変動を回避するために CO₂ 排出量を 2000 年レベルに抑制する 2DS に向けては、図 1.1(b)に示すように電気自動車と燃料電池車の販売台数を著しく増加させる必要があるが、内燃機関搭載車は依然として 55%を占める。このことは内燃機関のもつ地球環境への影響の大きさとともに、高効率化への取り組みが引き続き重要であることを示している。

内燃機関の高効率化のためには各種要素技術アイテムが存在するが、高圧縮比化とリーン化に取り組むことが本質的で重要であることは、オットーサイクルにおける熱効率の式から明らかである。現在のガソリンエンジンにおいては、ディーゼルエンジンに比べて圧縮比が低く、また空気過剰率 λ が 1 で運転が行われており、高圧縮比化とリーン化による改善の余地が大きい。しかしながら、高圧縮比化については、低速高負荷でのノッキングおよびブレイグニッションという燃料の自己着火特性に起因する異常燃焼が課題である。燃料の筒内直接噴射による混合気温度低下や、吸気流動を活用した急速燃焼により異常燃焼を回避しているが、高負荷運転を必要としないハイブリッド車を除き、実用化されたエンジンでは圧縮比は 11 程度に留まっている。一方、リーン化についてもこれまで取り組まれてきたが、火花点火による火炎伝播燃焼では、安定燃焼を実現するために希薄化には限



(a) 4 degree Celsius scenario



(b) 2 degree Celsius scenario

Fig. 1.1 PLDV annual sales simulated by IEA mobility model⁽¹⁾

界があり、均質混合気においては空燃比 A/F は 30 が限界となっている⁽²⁾。また、希薄燃焼でも窒素酸化物 (NO_x) 生成が認められるが、三元触媒では浄化できないためにリーン NO_x 触媒が必要となり、結果として狙いの燃費改善効果が得られない上にコスト的なデメリットが大きく、広く普及するには至っていない。このような中で、 NO_x が生成しない高リーン条件でも安定した運転が可能なガソリン予混合圧縮自己着火 (HCCI: Homogeneous Charged Compression Ignition, 以後 HCCI) 燃焼への期待は高く、基礎的な研究は 1980

年代から行われている⁽³⁾。Aoyama らは、ディーゼルエンジンにガソリン燃料を用いた実験により、ディーゼル燃焼と比較して HCCI 燃焼の排ガス成分に含まれる NO_x が非常に低いことを図 1.2 のように示した⁽⁴⁾。また、HCCI 燃焼はピストン圧縮による高温高圧場でガソリンを自己着火により燃焼させる燃焼形態であるため、原理的に高圧縮比化も伴う高効率な燃焼である。Christensen らは、ディーゼルエンジンに点火プラグを設置して実験することで、圧縮比 12 での火花点火燃焼（Spark Ignition 燃焼、以後 SI 燃焼）と比較して圧縮比 21 での HCCI 燃焼が高熱効率であることを図 1.3 のように示した⁽⁵⁾。

このようにクリーンで高効率な HCCI 燃焼であるが、着火過程が燃料と酸素の化学反応の進行に起因するために、着火時期の制御が重要である。図 1.4 にエンジンにおける着火遅れ時間の主な影響因子を示す。着火遅れ時間は温度、圧力、燃料成分、混合気濃度により変化し、温度、圧力は吸気温度などの環境因子と、バルブタイミングやエンジン水温などの制御因子とにより決定される。また、使用される燃料の成分も世界中の地域によって様々な規格があり、バイオ燃料を含めて近年ではさらに多様化している。このように世界各国の環境で HCCI 燃焼を成立させるためには、環境因子の変化に応じて、適切な制御因子を用いる必要がある。2000 年以降になると、図 1.5 のような可変バルブタイミング機構の技術発展⁽⁶⁾により、内部 EGR 量を変化させて圧縮初期の混合気温度を調整することで、HCCI 燃焼時期を制御する手法が広く実施されてきた⁽⁷⁾⁽⁸⁾。しかしながら、運転負荷の上昇に伴い燃焼が急峻になるため、燃焼騒音の制約から高負荷条件においては HCCI 燃焼を行うことができていない⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。このため、自動車用エンジンとして用いるには HCCI 燃焼と SI 燃焼を図 1.6 に示すように回転速度と負荷に応じて切り替える必要がある。

そして、高圧縮比ガソリン HCCI エンジンでは、着火燃焼過程はガソリンの化学反応の進行に支配されるため、燃料性状に強く依存し、SI 燃焼に比べ燃焼制御の高度化が必要である。さらに、従来のガソリンエンジンに比べて高い圧縮比での SI 燃焼における出力性能を確保するためには、異常燃焼と燃料性状の関係を解明することが課題となっている。

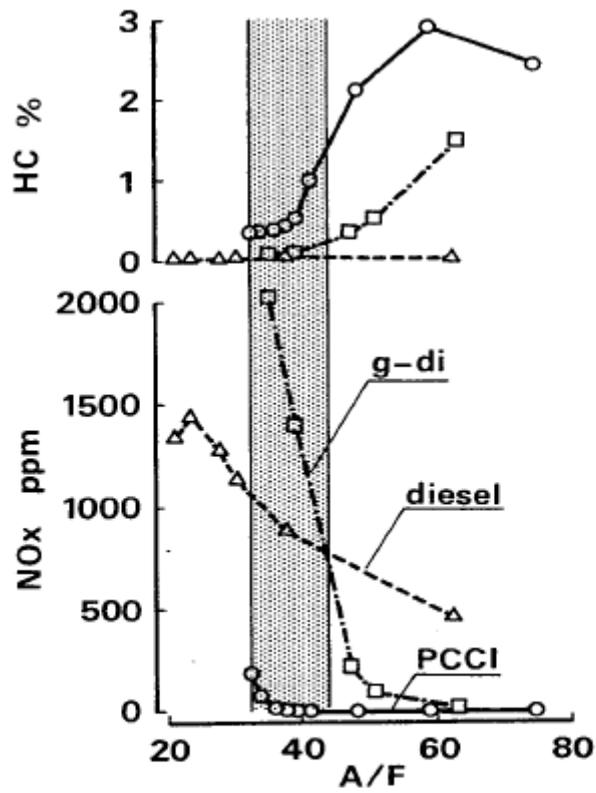


Fig. 1.2 Comparisons of hydrocarbon and nitrogen oxide concentrations versus air-fuel ratio for g-di, diesel and HCCI combustion⁽⁴⁾

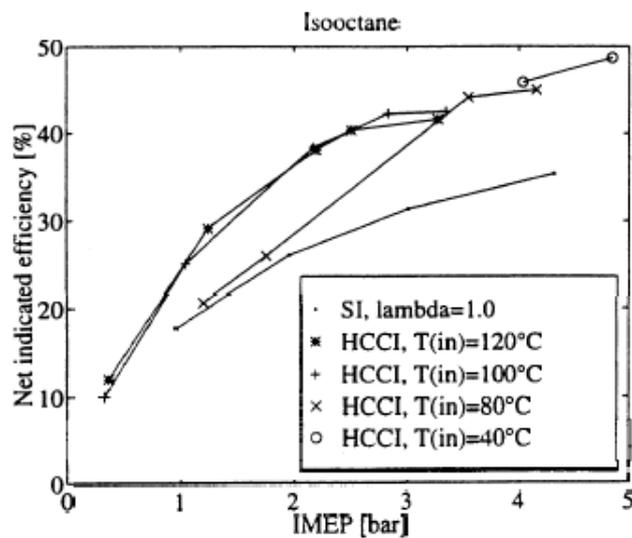


Fig. 1.3 Comparisons of net indicated thermal efficiency for isooctane SI-stoichiometric and HCCI-lean combustion⁽⁵⁾

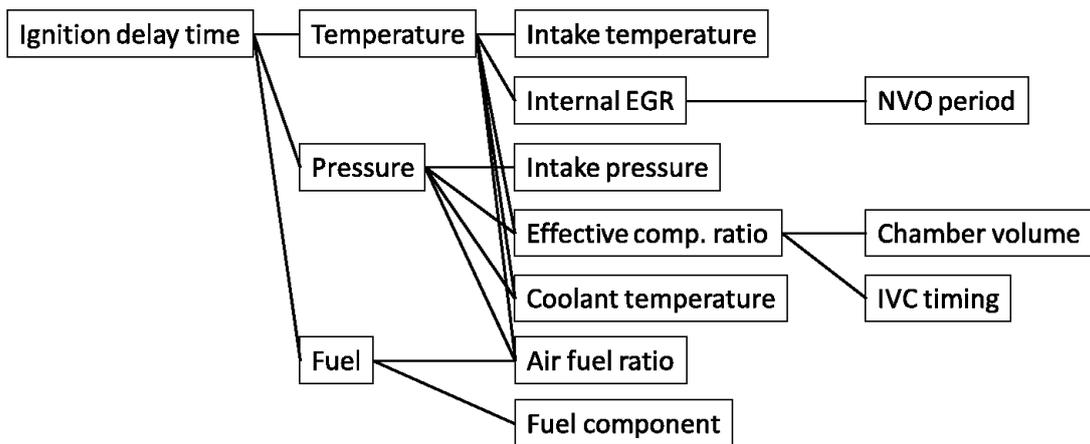


Fig. 1.4 Influence factors on ignition delay time in engine combustion

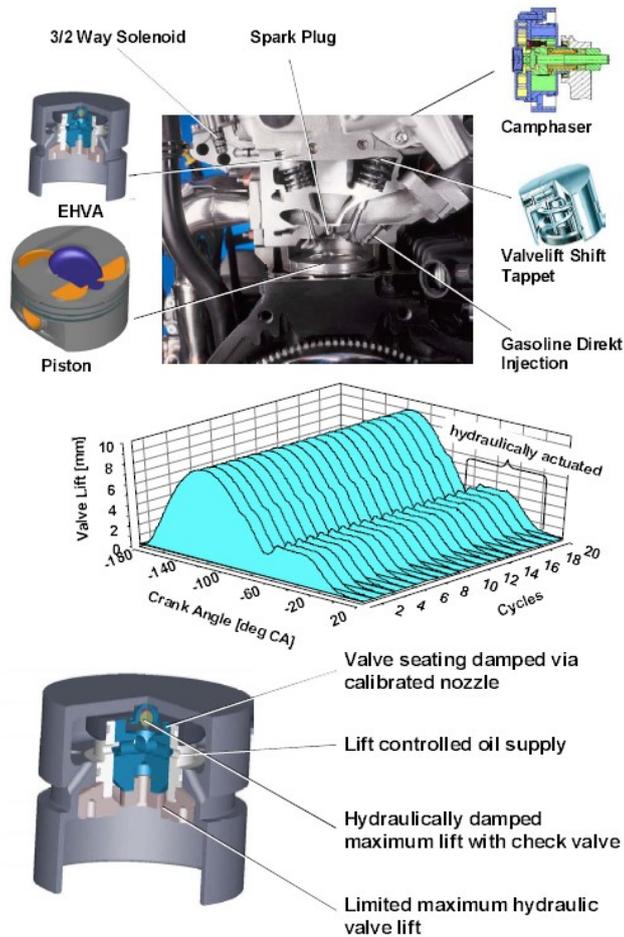


Fig. 1.5 System overview of the AVL compression and spark ignition engine with EHVA (Electro Hydraulic Valve Actuation)⁽⁶⁾

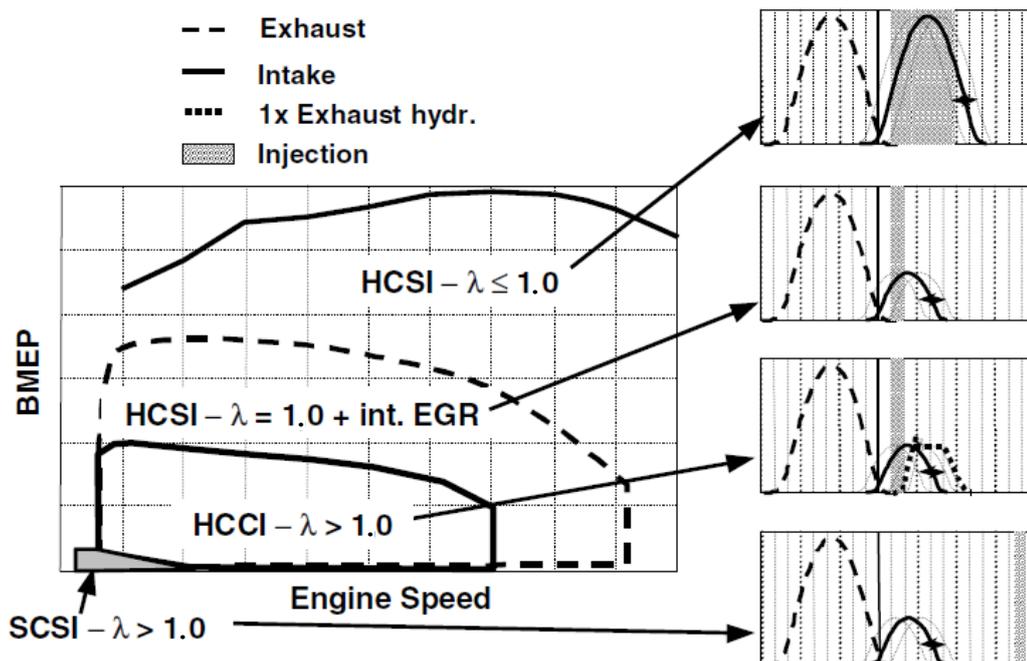


Fig. 1.6 Operation strategies of the compression and spark ignition engine and valve timing and lift strategies⁽⁹⁾

1.2 従来の研究

1.2.1 SI 燃焼と燃料性状に関する従来研究

ガソリン SI 燃焼における燃料のノッキング, すなわち, 自己着火の指標として Research Octane Number (以後, RON) と Motor Octane Number (以後, MON) がある. それぞれの計測手順は ASTM D-2699 と ASTM D-2700 で規定されており, 広く用いられている. 表 1.1 に示すように, 両者の主な違いは吸入空気温度とエンジン回転速度が異なることである. また, これらを組み合わせた指標として, 式(1.1)に示すオクタンインデックス⁽¹¹⁾が提案されている.

$$OI = (1 - K) \times RON + K \times MON \quad \dots \text{式(1.1)}$$

式(1.1)により, 運転条件ごとにノッキング限界点火時期とオクタンインデックスの相関が得られるように K 値を決定する. そしてこの K 値により, その運転条件では RON と MON のどちらの特性がより支配的であるかを知ることができる. 具体的には, 図 1.7 において, K 値が 0 の運転条件では $OI = RON$ であり, ノッキング限界点火時期は RON だ

けで表現できるといえる。また、K 値が 0.5 の運転条件では $OI = 0.5 \times RON + 0.5 \times MON$ となり、MON の影響が 50 % あると解釈できる。国内のガソリン規格である JIS の K2022 では、オクタン価として RON を採用しているが、図 1.7 の回転域でも、K 値は 0 近辺のため総じて RON への相関が高いといえる。このようにガソリンの自己着火特性を表す指標 RON と MON は広く用いられているが、計測手順に沿うとオクタン価 90 燃料の場合、RON 計測試験が圧縮比 6.64、MON 計測試験が圧縮比 6.76 という低い圧縮比を基準とすることになる。Mittal らは近年のガソリンエンジンの圧縮比との乖離を指摘し、圧縮比 9.8 から 13.4 での調査を行った⁽¹²⁾。その結果、図 1.8 のように高圧縮比化につれて K 値がわずかに減少することを示した。また、Kalghatgi らは圧縮比の異なるエンジンで K 値の特性を調査した⁽¹³⁾ところ、図 1.9 に示すようにいずれの回転速度でも高圧縮比において K 値が小さくなり、MON の影響が弱まることを示している。このように、高圧縮比化においては、従来からの燃料のノッキング指標の有効性を再確認する必要があると示唆される。

Table 1.1 The engine operating conditions for the RON and MON tests⁽¹²⁾

Parameter	RON	MON
Intake Air Temperature	52°C	149°C
Intake Air Pressure	atmospheric	atmospheric
Coolant Temperature	100°C	100°C
Engine Speed	600 rpm	900 rpm
Spark Timing	13° BTC	14-26° BTC
Compression Ratio	4-18	4-18

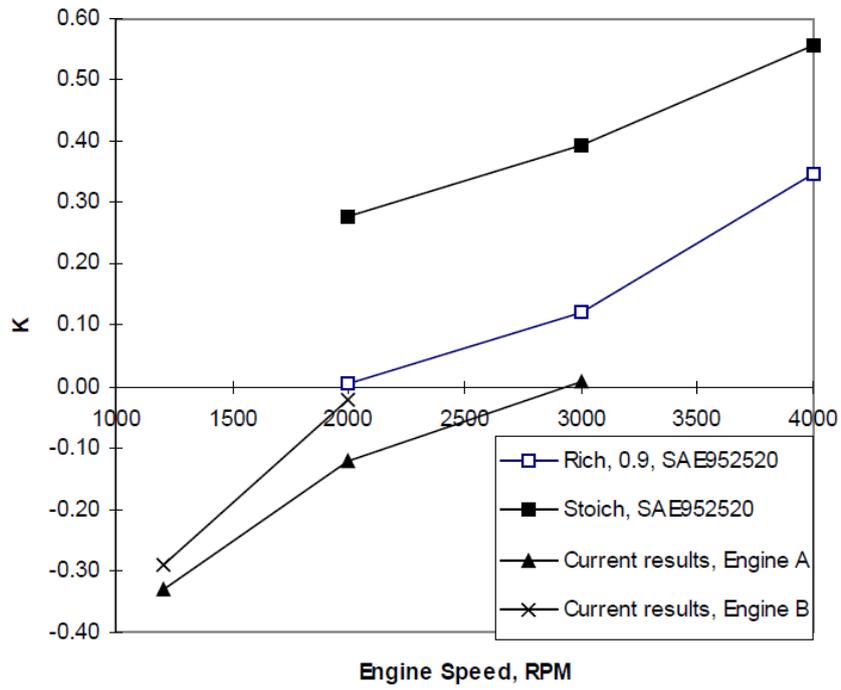


Fig. 1.7 The K value vs engine speed⁽¹¹⁾

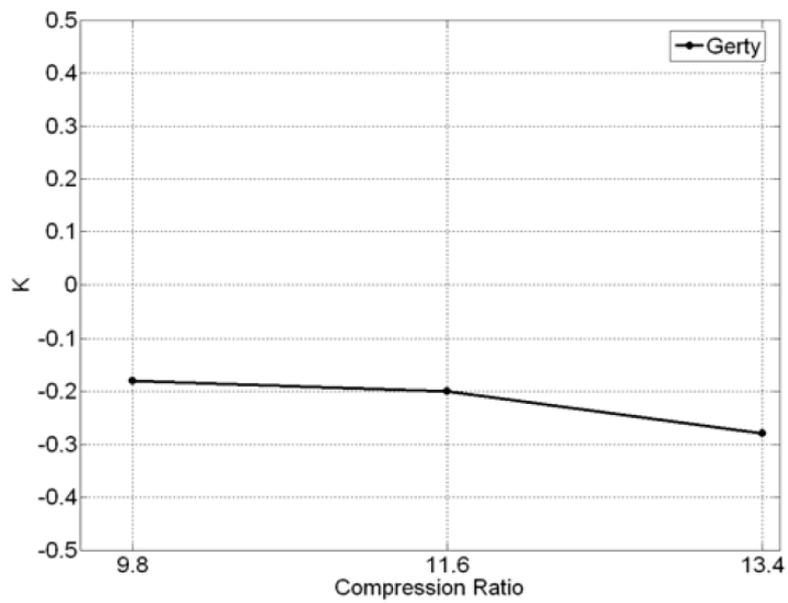


Fig. 1.8 The K value as a function of compression ratio at 1500 rpm⁽¹²⁾

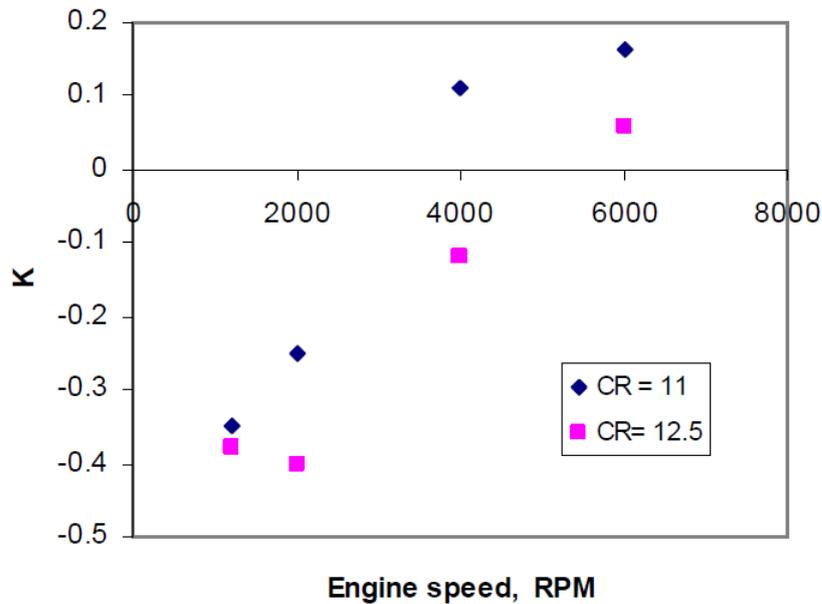


Fig. 1.9 The K increases with the increase of engine speed i.e. MON contributes more to anti-knock quality of the fuel as speed increase⁽¹³⁾

1.2.2 HCCI 燃焼と燃料性状に関する従来研究

HCCI 燃焼の研究の初期段階から燃料性状の影響について様々な取組⁽¹⁴⁾⁻⁽¹⁷⁾がなされている。Najt らは、吸気加熱が可能なエンジンを用いて HCCI 燃焼における燃料種の違いによる熱発生率の変化を計測した⁽⁸⁾。供試燃料として、n-heptane と iso-octane からなるガソリン基準燃料である Primary Reference Fuel (以後、PRF) 70 と PRF 60 および iso-propylbenzene 60%と n-heptane 40% の混合燃料の三種類を用いた。図 1.10 に示すように燃料により着火時期が異なり、さらに新気の充てん量に対する着火時期の傾きも異なることを示している。一方で、熱発生率については燃料種の影響は小さいとし、式(1.2)に示す燃料種のパラメータを持たないモデル式を用いても、図 1.11 の通り精度よく計算できることを示した。

$$AERR = \frac{13.791 \times 10^3}{(\text{clearance})^{1.75} \text{ volume}} (\phi)^{1.5} (DR)^{1.75} \exp\left(\frac{-15500}{R T_{av}}\right) \quad \dots \text{式(1.2)}$$

ここで、 ϕ は当量比、DR は給気比、R は気体定数、 T_{av} は平均燃焼ガス温度である。

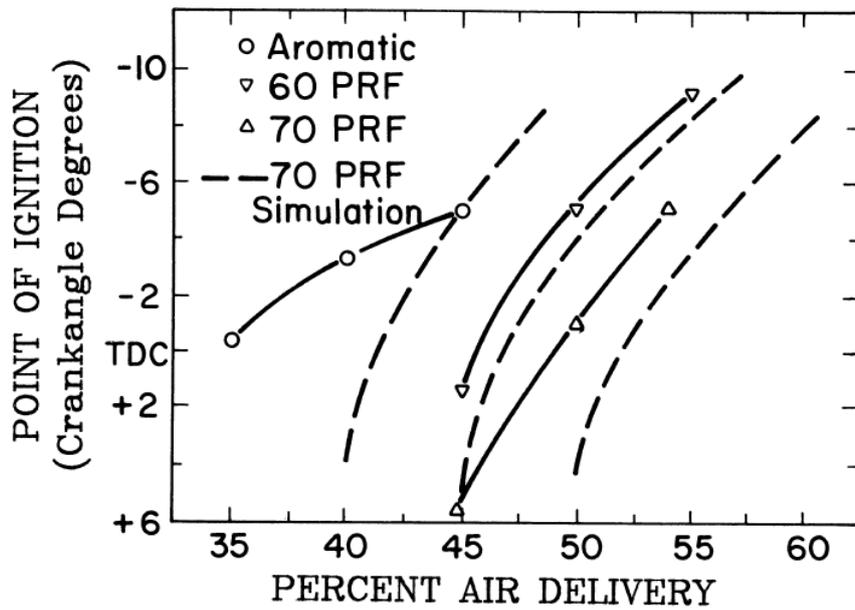


Fig. 1.10 Ignition response to delivery ration changes at 600 rpm⁽³⁾

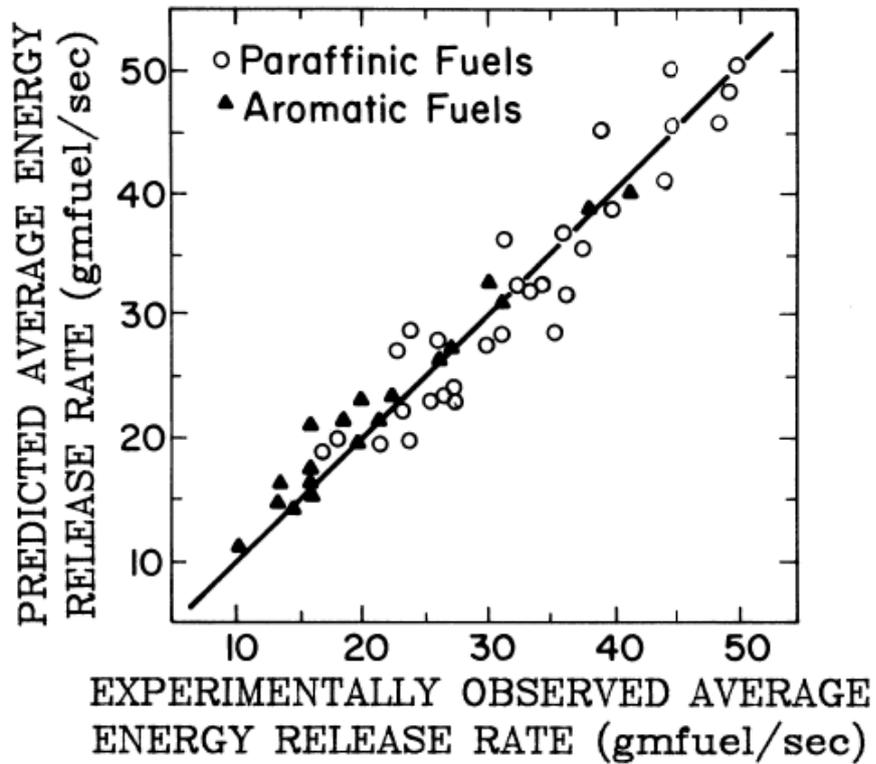


Fig. 1.11 Comparison of predicted and observed average energy release rates⁽³⁾

また、図 1.12, 図 1.13 に示すように全熱発生量の 50% が発生するクランク角度である CA50 と、RON または MON との間には各々相関が認められない⁽¹⁸⁾。そこで、Kalghatgi らは上述のオクタンインデックスを HCCI 燃焼にも適用した⁽¹⁹⁾。CA50 から求めた K 値を圧縮中の筒内圧力が 15 bar に達した時点での筒内温度 (T_{comp15}) で整理することで、図 1.14⁽²⁰⁾に示すように、運転条件によっては燃料の RON 単独と CA50 に相関が見られ ($K = 0$)、また別の運転条件では MON 単独と相関が見られる ($K = 1$) など、運転条件ごとに幅広い K 値で RON と MON を組み合わせることで HCCI の着火燃焼特性を表現できることを明らかにした⁽²¹⁾⁽²²⁾。なお、 $K > 1$ となるのは吸入空気温度が高い運転条件であり、この条件では供試燃料と同じ MON の PRF 燃料と比べて CA50 が進角することになる⁽²⁰⁾。一方で、このオクタンインデックスでは RON と MON のみを用いるため、燃料に含まれる成分ごとの着火特性への寄与については解明できていない。

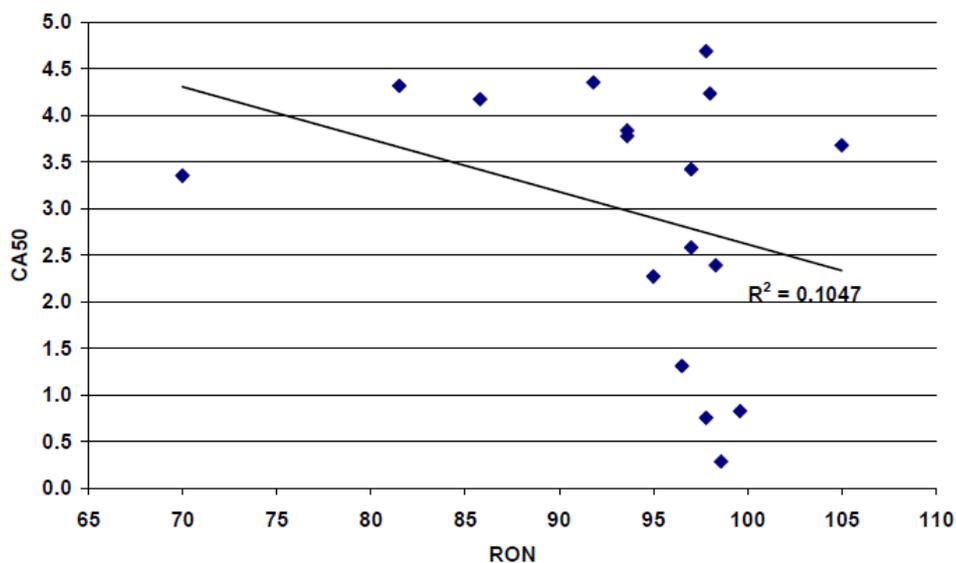


Fig. 1.12 CA50 vs RON for the different fuels: engine operating in HCCI (NVO) combustion mode at 2000 rpm and 1.45 BMEP⁽¹⁸⁾

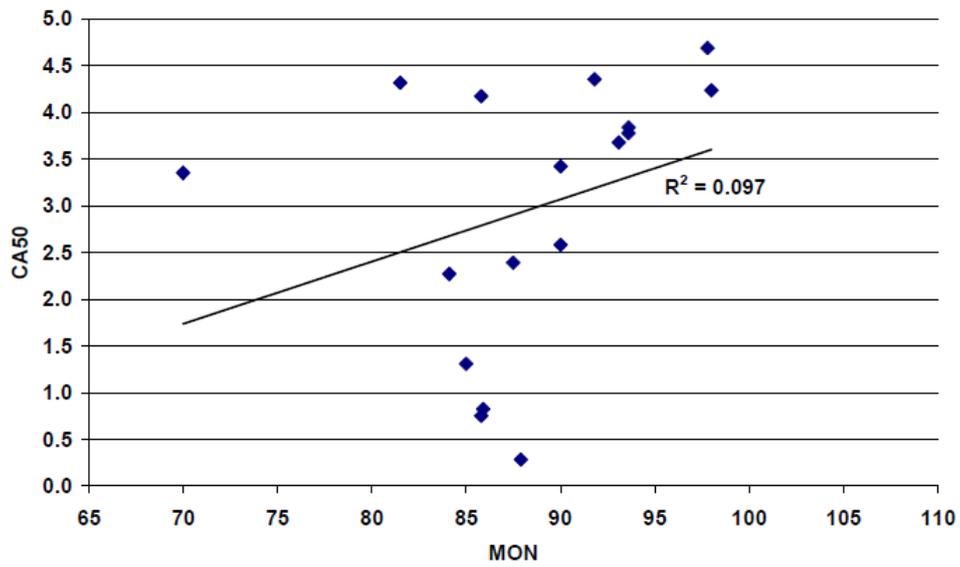


Fig. 1.13 CA50 vs MON for the different fuels: engine operating in HCCI (NVO) combustion mode at 2000 rpm and 1.45 BMEP⁽¹⁸⁾

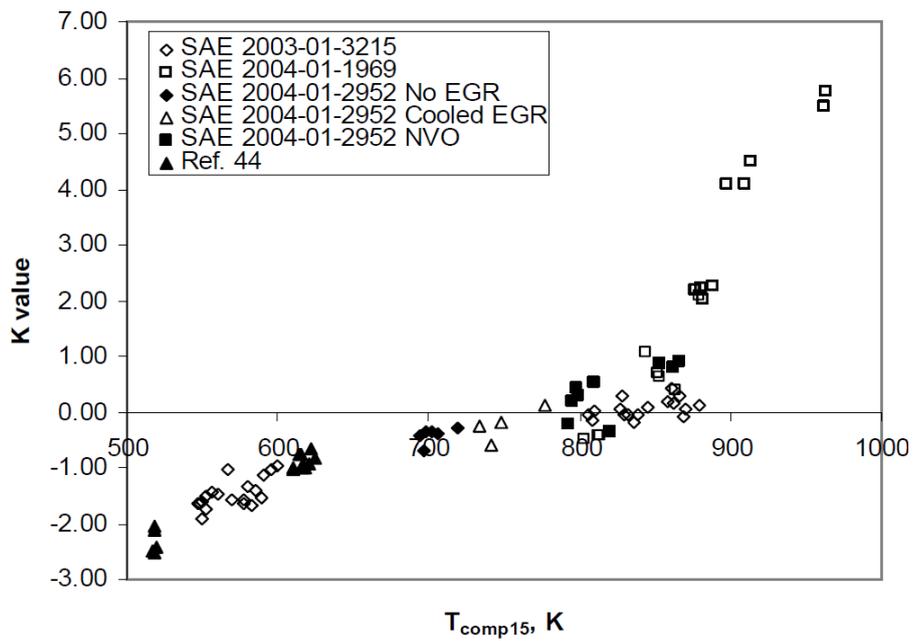


Fig. 1.14 The K value vs T_{comp15} in previous HCCI studies⁽²⁰⁾

そこで、Shibata らは、燃料成分の着火特性への影響に着目し、式(1.3)のように、燃料中の成分割合を用いて HCCI 燃焼の着火時期を算出する HCCI インデックス⁽²³⁾⁽²⁴⁾を提案した。

$$HCCI\ Index(abs) = rRON + a'(n-P) + b'(i-P) + c'(O) + d'(A) + e'(OX) + Y' \quad \dots \text{式(1.3)}$$

ここで、*n-P*: n-Paraffins vol%, *i-P*: iso-Paraffins vol%, *O*: Olefins vol%, *A*: Aromatics vol%, *OX*: Oxygenates vol% である。これは、表 1.2 に示すように運転条件ごと (Area1-6) に燃料成分に割り当てられた係数を用いて、燃料の RON と成分割合から着火時期を算出するものである。係数決定のためには、成分の混合割合を網羅的に変化させたモデル燃料を用いてエンジン実験を行い、その実験結果に対して回帰分析を行った。これにより、燃料成分に基づいてエンジンでの HCCI 着火時期予測が可能となった。しかしながら、燃料濃度の項が式の中に導入されていないため、エンジン運転パラメータとして重要な燃料噴射量を決定できず、実際のエンジン制御への適用については課題が残っていると言える。

Table 1.2 Coefficients of parameters against temperature at 15 bar (1.5MPa) in-cylinder pressure⁽²⁴⁾

		Area 1	Area 2	Area 3	Area 4	Area 5	Area 6
Temp. @15bar (1.5MPa)		- 670K	670-700K	700-730K	730-790K	790-820K	820K -
RON	r	0.848	0.858	0.831	0.523	0.207	0.161
n-Paraffin	a'	-0.203	-0.256	-0.320	-0.244	-0.103	-0.050
iso-Paraffin	b'	-0.198	-0.267	-0.336	-0.187	-0.012	0.014
Olefin	c'	-0.134	-0.193	-0.259	-0.176	-0.064	-0.043
Aromatic	d'	0.006	-0.087	-0.186	-0.109	-0.009	0.008
ETBE	e'	-0.032	-0.072	-0.132	-0.088	-0.003	0.018
Et-OH	e'	0.172	0.089	-0.036	-0.054	-0.026	-0.020
MTBE	e'	0.025	0.023	0.004	-0.004	0.018	0.031
y-intersept	Y'	-60.028	-56.041	-48.828	-32.109	-18.947	-19.276

1.2.3 化学反応スキームに関する従来研究

近年、計算機の発展により適用されることが多くなった化学反応計算を用いて、燃料成分の自己着火への影響を検討することが試みられている。しかしながら、市場の燃料中に含まれる全ての成分を対象とすることは困難であるため、代表成分で取り扱うことが提案

されている。Pitz らは、過去の実験データからガソリン燃料、ディーゼル燃料およびジェット燃料について代表成分を選定した⁽²⁵⁾。この中で、ガソリン燃料では n-heptane, iso-octane, toluene が、ディーゼル燃料では n-cetane, iso-cetane, toluene, n-decyl-benzene が非常に重要であることを示した。一方で、多くの燃料成分から成る詳細化学反応スキームを構築する研究もあり、Reaction Design 社の Model Fuels Consortium (以後、MFC)の中で、MFC スキーム⁽²⁶⁾が提案された。この化学反応スキームは、さまざまな計測データ⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾に基づいて構築されたスキームであるため、計算結果は高い信頼性が確保されているが、化学種数 2,301, 反応数 11,116 という大規模な反応機構のため、計算負荷が課題である。

計算負荷低減の観点から、簡略化した化学反応スキームを構築する研究も行われている。その一つとして、化学種数および反応数の多い大規模な化学反応スキームをもとに、計算結果に影響しない範囲で化学種と反応式を削減する手法である DRG (Directed Relation Graph) ⁽²⁹⁾⁽³⁰⁾が注目されているが、図 1.15⁽³⁰⁾に示すように化学種数 1,796, 反応数 5,722 の詳細化学反応スキームを化学種数 705, 反応数 2,195 まで削減すると、着火遅れ時間の乖離が大きく、化学種数 803, 反応数 3,222 に留まっており削減量は十分とはいえない。このような手法は、詳細化学反応スキームの進展を有効に活用できることから有益であるが、詳細反応機構が明らかになっていない燃料成分に対しては原理的に適用することができない。今後研究対象となっていく新たな燃料種に対応するためには、着火遅れ時間などの入手可能な情報をもとに化学反応スキームとして運用できる手法が期待される。

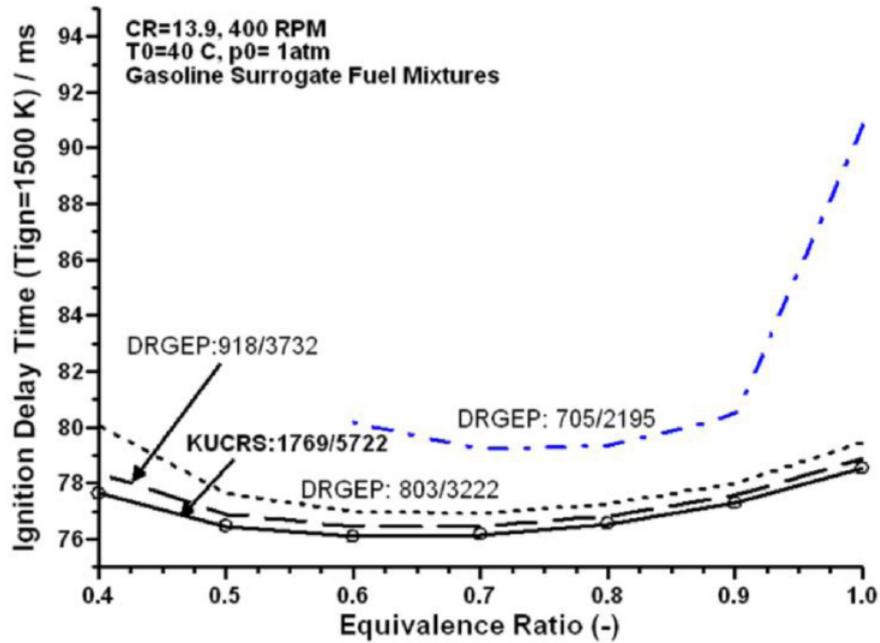
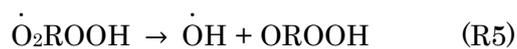
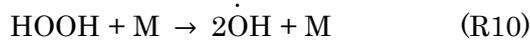


Fig. 1.15 Ignition delay of master model (KUCRS) and reduced mechanisms (DRGEP) using DRG method⁽³⁰⁾

基礎的で根幹となる素反応機構のみに着目して構築された小規模な化学反応スキームも提案されている。Hu らは化学種数 13, 反応数 18 のスキーム⁽³¹⁾にて連鎖開始段階 (chain initiation), 連鎖成長段階 (chain propagation), 連鎖分岐段階 (chain branching), 連鎖停止段階 (chain termination)を記述した。主要な 10 の反応式を以下に示す。





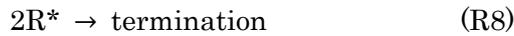
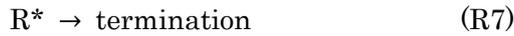
この化学反応スキームは一種類の炭化水素を対象としているが、反応式(R3) $\dot{\text{R}}\text{O}_2 \leftrightarrow \dot{\text{R}}\text{OOH}$ の衝突頻度因子 A と活性化エネルギー E を変更することで、butane, pentane, hexane, heptane, octane および iso-octane の化学反応スキームとして取り扱うことができる。さらに、このスキームをベースに、PRF の簡略化反応スキームを Tanaka らと Tsurushima がそれぞれ化学種数 32, 反応数 55⁽³²⁾ と化学種数 33, 反応数 38⁽³³⁾ で構築した。化学反応スキームにおいては、n-heptane と iso-octane のように異なる反応経路を持つ成分を扱えるようにすることで反応スキームの適用範囲は拡大していくが、化学種数、反応数が増大することが課題であり、これらを増やすことなく多成分燃料に対応できる化学反応スキームを構築することが重要である。

簡便な着火モデルを修正して燃料性状の変化に対応させる提案も行われている。理想的な場での着火遅れ時間は式(1.4)として表現される⁽³⁴⁾。

$$\tau_{id} = Ap^{-n} \exp\left(\frac{E_A}{RT}\right) \quad \dots \text{式(1.4)}$$

ここで、 τ_{id} は着火遅れ時間、 E_A は活性化エネルギー、 R は理想気体定数、 A および n はモデル定数である。Heywood はディーゼル燃料の着火指標であるセタン価 (Cetane Number, 以後 CN) による着火遅れ時間の変化を表現するために、 $E_A = \frac{618840}{\text{CN} + 25}$ とすることを提案した⁽³⁴⁾。また、簡便な着火機構モデルである Shell モデル⁽³⁵⁾を以下に示す。





この Shell モデルにおいても CN の変化に対応するために Kong らは, (R4)の活性化エネルギー E_{f4} を $E_{f4}^* = E_{f4} \frac{65}{CN + 25}$ と修正した⁽³⁶⁾. このようにモデルの中で着火時期に対して支配的なパラメータを最適化することで, 特定の燃料に対応させる手法は有効であるが, 広い運転条件に対して計算精度を確保できるように, 最適化対象とするパラメータの選定を適切に行うことが課題である.

1.3 本研究の目的

以上のように従来研究において, 高圧縮比 SI 燃焼および HCCI 燃焼と燃料性状との関係は調査研究されているが基礎的な研究が多く, 実際のエンジンシステムへの適応に向けた視点から考察は行われていないのが現状である. HCCI 燃焼の制御や燃料設計の観点から RON と MON に着目されたモデル式, あるいは, 燃料成分の影響に着目されたモデル式は報告されているが, 燃料密度の項が式の中に導入されていないため, エンジン運転パラメータとして重要な燃料噴射量を決定できず, 実際のエンジン制御への適用については課題が残っていると言える. さらに, 詳細な検討を行う際に用いられる化学反応計算においては, 多成分燃料に対応するためとして化学種数, 反応数の多い大規模な化学反応スキームへの研究が多く認められるが, 計算コストの問題から, 複雑な三次元連成計算への適用は行われていないのが現状である.

本研究では, 低負荷運転時は HCCI 燃焼, 高負荷運転時は SI 燃焼を行う高圧縮比ガソリン HCCI エンジンの実用化に向けた課題の一つである, 燃料性状が HCCI 燃焼と高圧縮比 SI 燃焼に及ぼす影響を, モデル燃料を用いたエンジン実験により明らかにする. また, HCCI 燃焼における燃料性状の影響の定量化とエンジン制御開発を行う際の制御対象モデルとして活用することを目的に, 着火燃焼時期のモデル式を構築する. さらに, 三次元 CFD

(Computational Fluid Dynamics, 以後 CFD) を用いて燃料性状の影響を検討するために、多成分燃料に対応できる簡略化された化学反応スキームを構築した。本研究では、配的な反応式の数値定数を調整することで小規模な反応スキームで多成分燃料を記述する。最後に、これを用いて燃料性状の変化に対応する制御因子としてのエンジン水温および熱伝達率の変化の効果を三次元数値計算により検討する。本研究は以下の手順で行う。

- (1) パラフィン系成分のみで調製されたオクタン価の異なるモデル燃料を用いて、高圧縮比エンジンの実験を行い、SI 燃焼および HCCI 燃焼におけるオクタン価の影響を確認する。
- (2) 高圧縮比の SI 燃焼における点火前の低温酸化反応が出力に及ぼす効果について、エンジン実験と化学反応計算より明らかにする。
- (3) パラフィン系炭化水素にアロマ系、オレフィン系、およびナフテン系炭化水素を混合したモデル燃料を用いて、高圧縮比エンジンの実験により SI 燃焼および HCCI 燃焼における燃料成分の影響を明らかにする。
- (4) 上記の実験データを基にして、HCCI 燃焼での着火燃焼時期のモデル式を構築する。モデル式においては、多成分燃料に対応可能でき、かつ、制御開発に適用できるように実際の運転パラメータを考慮したモデル構造とする。
- (5) 三次元 CFD に用いることを狙いとして、最適化対象とする化学反応式と評価関数を選定することで、多成分燃料に対応する簡略化化学反応スキームを構築する。
- (6) 上記の反応スキームと燃焼室の壁面温度分布モデルを組み込んだ三次元 CFD コードを用いて、エンジン水温および熱伝達率の変化による HCCI 燃焼制御の可能性を検討する。

1.4 本論文の構成

本論文は以下の 6 章にて構成されている。

第 1 章は序論であり、研究の背景と目的、従来の研究ならびに実用化に向けた課題を示す。また、研究の方法と概要について述べる。

第2章では、オクタン価の異なるパラフィン系燃料を用いた SI 燃焼と HCCI 燃焼の高圧縮比エンジンでの実験結果を示す。オクタン価測定用に用いられる Cooperative Fuel Research (以後、CFR) エンジンでのデータと比較することで、SI 燃焼のノッキングは高圧縮比においても RON で表される燃料の着火特性と関連があり、一方で、HCCI 燃焼は MON で表される燃料の着火特性と関連があることを示す。さらに、高圧縮比 SI 燃焼において、点火前の低温酸化反応に出力向上効果があることを実験により調査し、その現象について化学反応計算を用いて明らかにする。

第3章では、燃料成分の異なる同一オクタン価燃料を用いた SI 燃焼と HCCI 燃焼の実験を行い、それぞれの燃焼に対する燃料成分の影響を明らかにする。特に SI 燃焼における、アロマ系炭化水素の影響や、オクタン価調整のために混合される低オクタン価基材の影響についても詳しく調査する。また、HCCI 燃焼においては、燃料成分の着火への影響が大きく、前章で示した MON だけではその燃焼特性を表現できない。このため、多成分燃料に対応できる HCCI 燃焼時期のモデル式を提案しその効果を検証する。さらに、従来のモデル式とは異なる、燃料濃度の項を導入し実エンジンでの燃料噴射量制御へ活用の可能性を探る。また、このモデル式に用いる燃料成分のパラメータを比較することで、各成分の着火への寄与度を調査する。

第4章では、三次元 CFD に用いることを狙いとして、多成分燃料に対応する簡略化化学反応スキームを構築する。化学種数、反応数を増やすことなく多成分燃料に対応できる化学反応スキームとし、第3章で得られた多成分燃料モデル式の構造から示唆される、支配的な反応速度を選定して調整するという手法で、成分影響を表現することを試みる。また、エンジン運転条件で精度よく計算できるように最適化計算に用いる評価関数を選定することで、リーン条件での着火遅れ時間も精度よく計算できる化学反応スキームを構築する。さらに精度検証のために、0次元エンジンモデルにおいて、詳細化学反応スキームを用いた

計算結果と比較する。そして、EGR 率，燃料成分，および活性化学種による HCCI 着火時期への影響を記述可能かについて詳細化学反応計算結果と比較検討を行う。

第 5 章では，上記の反応スキームと燃焼室の壁面温度分布モデルを組み込んだ三次元 CFD コードを用いて，エンジン水温による HCCI 燃焼制御の可能性を検討する。壁面温度分布モデルの計算精度検証においては，エンジンに高速応答熱電対を用い壁面表面温度計測し，計算結果と比較している。これにより，エンジン水温の変化が HCCI 燃焼に与える影響度を考察する。そして，同モデルを用いてエンジン水温制御により燃料成分の変動による HCCI 燃焼のばらつきを補正できる可能性について調査する。さらに，各部位の水流を制御した際の HCCI 燃焼に与える効果や，シリンダーヘッド部の冷却水と壁面を断熱にした場合など，冷却水の設定温度を変化させることなく壁温を上昇させた場合についても検討する。

第 6 章では，本研究で得られた結果を総括するとともに，今後の研究の方向性を示す。

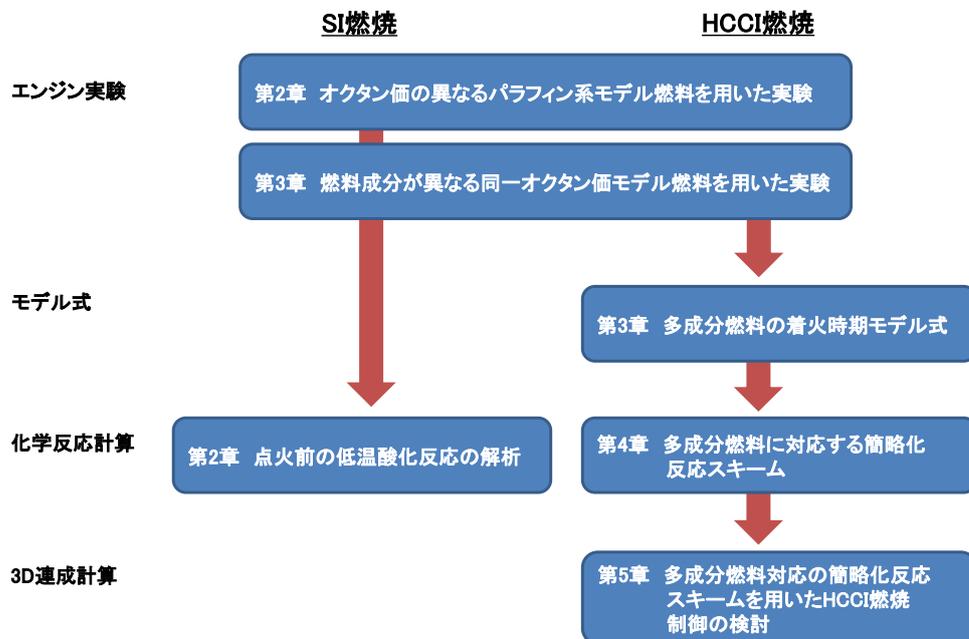


Fig. 1.16 Structure of this doctor thesis

第1章参考文献

- (1) Körner, A., “IEA ETP Transport Analysis UNECE/Geneva September 13 2013”, International Energy Agency, <http://www.unece.org/info/ece-homepage.html>.
- (2) Nakata, K., Nogawa, S., Takahashi, D., Yoshihara, Y., Kumagai, A. and Suzuki, T., “Engine Technologies for Achieving 45% Thermal Efficiency of S.I. Engine”, SAE Paper 2015-01-1896, 2015.
- (3) Najt, P. M. and Foster, D. E., “Compression-Ignited Homogeneous Charge Combustion”, SAE Paper 830264, 1983.
- (4) Aoyama, T., Hattori, Y., Mizuta, J. and Sato, Y., “An Experimental Study on Premixed-Charge Compression Ignition Gasoline Engine”, SAE Paper 960081, 1996.
- (5) Christensen, M., Johansson, B. and Einewall, P., “Homogeneous Charge Compression Ignition (HCCI) Using Isooctane, Ethanol and Natural Gas – A Comparison with Spark Ignition Operation”, SAE Paper 972874, 1997.
- (6) Fuerhapter, A., Piock, W. F. and Fraidl, G. K., “CSI – Controlled Auto Ignition – the Best Solution for the Fuel Consumption – Versus Emission Trade-Off?”, SAE Paper 2003-01-0754, 2003.
- (7) Li, J., Zhao, H., Ladommatos, N. and Ma, T., “Research and Development of Controlled Auto-Ignition (CAI) Combustion in 4-Stroke Multi-Cylinder Gasoline Engine”, SAE Paper 2001-01-3608, 2001.
- (8) Osborne, R. J., Sapsford, S. M., Stokes, J. and Lake, T. H., “Enaluation of HCCI for Future Gasoline Powertrains”, SAE Paper 2003-01-0750, 2003.

- (9) Fuerhapter, A., Unger, E., Piock, W. F. and Fraidl, G. K., “The new AVL CSI Engine – HCCI Operation on a Multi Cylinder Gasoline Engine”, SAE Paper 2004-01-0551, 2004.
- (10) Tian, G., Wang, Z., Ge, Q., Wang, J. and Shuai, S., “Mode Switch of SI-HCCI Combustion on a GDI Engine”, SAE Paper 2007-01-0195, 2007.
- (11) Kalghatgi, T. G., “Fuel Anti-Knock Quality - Part I. Engine Studies”, SAE Paper 2001-01-3584, 2001.
- (12) Mittal, V. and Heywood, B. J., “The Relevance of Fuel RON and MON to Knock Onset in Modern SI Engines”, SAE Paper 2008-01-2414, 2008.
- (13) Kalghatgi, T. G., Nakata, K. and Mogi, K., “Octane Appetite Studies in Direct Injection Spark Ignition (DISI) Engines”, SAE Paper 2005-01-0244, 2005.
- (14) Aroonsrisopon, T., Foster, D., Morikawa, T. and Iida, M., “Comparison of HCCI Operating Ranges for Combinations of Intake Temperature, Engine Speed and Fuel Composition”, SAE Paper 2002-01-1924, 2002.
- (15) Inagaki, K., Fuyuto, T., Nishikawa, K. and Nakakita, K., “Dual-Fuel PCI Combustion Controlled by In-Cylinder Stratification of Ignitability”, SAE Paper 2006-01-0028, 2006.
- (16) Dec, E. J. and Sjöberg, M., “Isolating the Effects of Fuel Chemistry on Combustion Phasing in an HCCI Engine and the Potential of Fuel Stratification for Ignition Control”, SAE Paper 2004-01-0557, 2004.
- (17) Iverson, J. R., Herold, E. R., Augusta, R., Foster, E. D., Ghandhi, B. J., Eng, A. J. and Najt, M. P., “The Effects of Intake Charge Preheating in a Gasoline-Fueled HCCI Engine”, SAE Paper 2005-01-3742, 2005.

- (18) Koopmans, L., Strömberg, E. and Denbratt, I., “The Influence of PRF and Commercial Fuels with High Octane Number on the Auto-ignition Timing of an Engine Operated in HCCI Combustion Mode with Negative Valve Overlap”, SAE Paper 2004-01-1967, 2004.
- (19) Kalghatgi, G., Risberg, P. and Angstrom, H., “A Method of Defining Ignition Quality of Fuels in HCCI Engines”, SAE Paper 2003-01-1816, 2003.
- (20) Kalghatgi, T. G., “Auto-Ignition Quality of Practical Fuels and Implications for Fuel Requirements of Future SI and HCCI Engines”, SAE Paper 2005-01-0239, 2005.
- (21) Aroonsrisopon, T., Sohm, V., Werner, P., Foster, E. D., Morikawa, T. and Iida, M., “An Investigation Into the Effect of Fuel Composition on HCCI Combustion Characteristics”, SAE Paper 2002-01-2830, 2002.
- (22) Shibata, G., Oyama, K., Urushihara, T. and Nakano, T., “The Effect of Fuel Properties on Low and High Temperature Heat Release and Resulting Performance of an HCCI Engine”, SAE Paper 2004-01-0553, 2004.
- (23) Shibata, G., Oyama, K., Urushihara, T. and Nakano, T., “Correlation of Low Temperature Heat Release With Fuel Composition and HCCI Engine Combustion”, SAE Paper 2005-01-0138, 2005.
- (24) Shibata, G. and Urushihara, T., “Auto-Ignition Characteristics of Hydrocarbons and Development of HCCI Fuel Index”, SAE Paper 2007-01-0220, 2007.
- (25) Pitz, W. J., Cernansky, N. P., Dryer, F. L., Egolfopoulos, F. N., Farrell, J. T., Friend, D. G. and Pitsch, H., “Development of an Experimental Database and Chemical Kinetic Models for Surrogate Gasoline Fuels”, SAE Paper 2007-01-0175, 2007.

- (26) Puduppakkam, K. V., Naik, C. V., Wang, C. and Meeks, E., "Validation Studies of a Detailed Kinetics Mechanism for Diesel and Gasoline Surrogate Fuels", SAE Paper 2010-01-0545, 2010.
- (27) Ciezki, H. K. and Adomeit G., "Shock-Tube investigation of self-ignition of n-heptane-air mixtures under engine relevant conditions", *Combustion and Flame* 93, 421-433, 1993.
- (28) Yahyaoui, M., Djebbarli-Chaumeix, N., Dagaut, P., Paillard, C. E. and Gail, S., "Experimental and Modelling Study of Gasoline Surrogate Mixtures Oxidation in Jet Stirred Reactor and Shock Tube", *Proceedings of the Combustion Institute* 31, 385-391, 2007.
- (29) Lu, T. and Law, C. K., "A directed relation graph method for mechanism reduction", *Proceedings of the Combustion Institute* 30, 1333-1341, 2005.
- (30) Hashimoto, K., Koshi, M., Miyoshi, A., Murakami, Y., Oguchi, T., Sakai, Y., Ando, H. and Tsuchiya, K., "Development of Gasoline Combustion Reaction Model", SAE Paper 2013-01-0887, 2013.
- (31) Hu, H. and Keck, J., "Autoignition of Adiabatically Compressed Combustible Gas Mixtures", SAE Paper 872110, 1987.
- (32) Tanaka, S., Ayala, F. and Keck, J. C., "A reduced chemical kinetic model for HCCI combustion of primary reference fuels in a rapid compression machine", *Combustion and Flame* 133, 467-481, 2003.
- (33) Tsurushima, T., "A new skeletal PRF kinetic model for HCCI combustion", *Proceedings of the Combustion Institute* 32, 2835-2841, 2009.
- (34) Heywood, J. B., *Internal Combustion Engine Fundamentals*, McGraw-Hill, 1988.

- (35) Halstead, M. P., Kirsch, L. J. and Quinn, C. P., "The Autoignition of Hydrocarbon Fuels at High Temperatures and Pressures - Fitting of a Mathematical Model", *Combustion and Flame* 30, 45-60, 1977.
- (36) Kong, S. C. and Reitz, R. D., "Multidimensional Modeling of Diesel Ignition and Combustion Using a Multistep Kinetics Model," *ASME Transactions, Journal of Engineering for Gas Turbines and Power* 115, 781-789, 1993.

第2章 オクタン価の異なるパラフィン系燃料を用いた解析

2.1 緒論

前章で示したように、ガソリンエンジンの高効率・低公害化のために高圧縮比を備えた HCCI エンジンの実用化が期待されている⁽¹⁾⁽²⁾。このエンジンでは HCCI 燃焼のみで全ての負荷を運転することは燃焼騒音の制約から困難なため、高負荷時は HCCI 燃焼から SI 燃焼に切り替える必要がある。そこで、実用化に向けては燃料性状が HCCI 燃焼時の着火性や高圧縮比 SI 燃焼時のノッキングといった自己着火に及ぼす影響を把握して制御可能な技術を開発していかなければならない。これまでも燃料と HCCI 燃焼の関係に関する研究⁽³⁾⁽⁴⁾が行われており、この中で自己着火に対する燃料成分間の相互作用が確認されている。そこで、本章では燃料性状が高圧縮比ガソリン HCCI エンジンに及ぼす影響を系統的に調べていくため、まずは成分間の複雑な相互作用の影響をできるだけ排除し、さらに、反応動力学計算が可能なパラフィン系成分のみで構成されたモデル燃料を用いて、HCCI 燃焼と SI 燃焼のノッキングという二つの自己着火に対する燃料の影響を実験と数値計算により解析した。

2.2 実験方法および燃料

本研究に用いたエンジン諸元と運転状態を表 2.1 に示す。圧縮比 14 で HCCI 燃焼実験、SI 燃焼実験ともに無過給で運転した。また、HCCI 燃焼実験においては現象を単純化するために外部吸気加熱装置を用いて吸入空気温度を上げて自己着火させ、そのときの吸入空気温度は吸気ポート内の熱電対により計測した。ノッキングについては、圧力センサーにて計測した 100 サイクル平均の筒内圧力に対して 6 kHz のハイパスフィルターを用いて高周波成分を抽出し、その振幅が 300 kPa 以上になった場合をノッキングと判定した。

Table 2.1 Engine specifications and operation conditions

Engine Type	DOHC 4-valve
Bore X Stroke mm	87.5 X 83.1
Compression Ratio	14.0
Combustion Chamber	Pent-roof
Fuel System	Direct Injection
Water / Oil Temp. °C	88 / 90
Engine Speed rpm	1500

燃料の着火遅れ時間を求めるために、CHEMKIN-II⁽⁵⁾内の SENKIN を用いて PRF の低温酸化反応および高温酸化反応を再現できる化学種数 32, 反応数 55 の簡略化スキーム⁽⁶⁾を化学反応スキームとして用いて計算した。

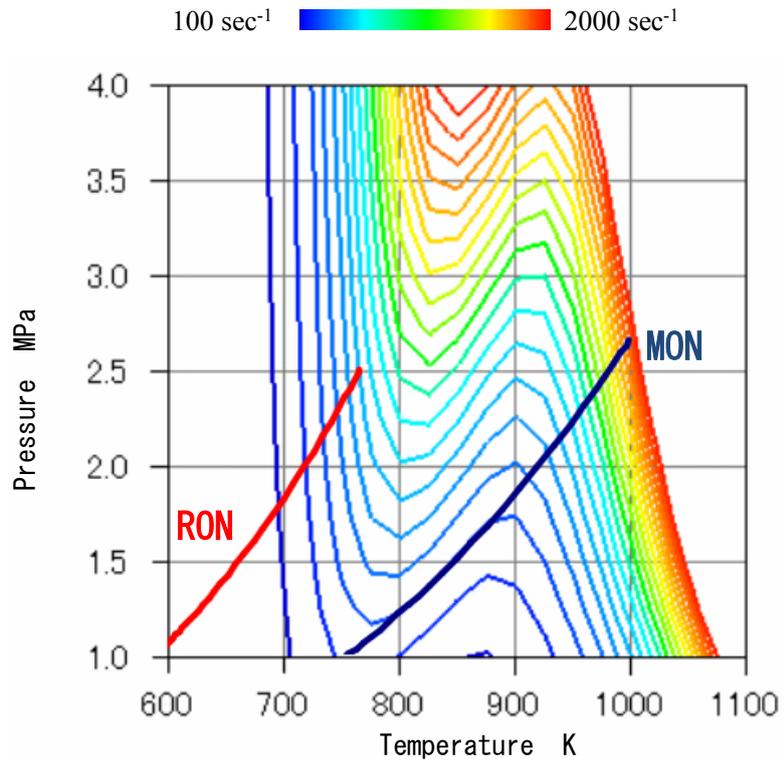
供試燃料の性状および組成を表 2.2 に示す。燃料の気化特性の差により混合気形成に差異を生じないようにするために供試燃料の蒸留特性を揃えた。また、成分間の相互作用の影響をできるだけ排除するためにイソパラフィン系とノルマルパラフィン系のみで構成し、RON が 70, 80, 90 になるように調製した 3 種類の燃料を用いた。

Table 2.2 Properties of test fuels

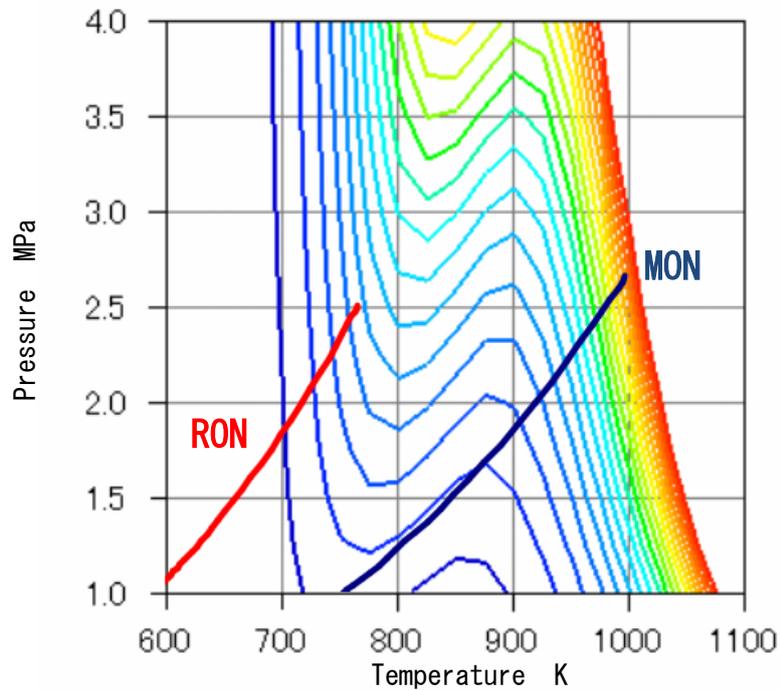
		70RON	80RON	90RON
RON		70.8	81.2	90.5
MON		73.3	83.3	89.7
Density 15°C (g/cm ³)		0.6903	0.6915	0.6923
Distillation (°C)	IBP	32.5	33.0	34.5
	10%	57.0	57.5	57.5
	50%	101.5	102.0	101.0
	90%	152.0	151.0	150.5
	EP	188.0	189.0	186.0
Reid Vapor Pressure (kPa)		60	59	60
Composition (vol%)	n-Paraffin	16.8	4.6	4.3
	iso-Paraffin	83.1	95.3	95.7
	Naphthene	0.1	0.1	0
	Olefin	0	0	0
	Aromatics	0	0	0
	Benzene	0	0	0
Net Calorific Value (J/g)		44392	44374	44354

まず、ガソリン SI 燃焼における燃料のノッキング、すなわち、自己着火の指標として広く用いられている RON と MON が表現している燃料の特性範囲を調査した。石油学会の規格である リサーチ法及びモーター法オクタン価測定マニュアル (JPI-5R-5-93) に示される手順で、RON および MON の計測試験を行い、この時のエンドガス部の温度・圧力履歴を、ノッキング発生時期である質量燃焼割合 90%時点まで図 2.1 に示す。なお、計測には専用の CFR エンジンを用い、筒内温度は計測された筒内圧力から算出した。図 2.1 から、RON 計測と MON 計測では筒内の温度帯が異なり、RON 計測では低温側を、MON 計測では高温側を経過していることがわかる。さらに、化学反応計算からオクタン価の異なる燃料の着火遅れ時間を求め、反応速度の代用特性として着火遅れ時間の逆数を図 2.1 に等値線で示した。なお、化学反応計算は空気過剰率 λ が 1.0 の条件で行った。これより、RON 計測条件では筒内温度が 800 K 以下であり、燃料の低温酸化反応領域を辿っていることがわかる。一方、MON 計測条件では筒内状態が 800 K から 900 K 程度の間が存在する負の

温度依存領域から、900 K 程度以上の高温酸化反応領域を辿っていることがわかる。したがって、RON と MON では燃料のもつ自己着火反応機構のうち、異なる機構の特性を指標化したものであるといえる。

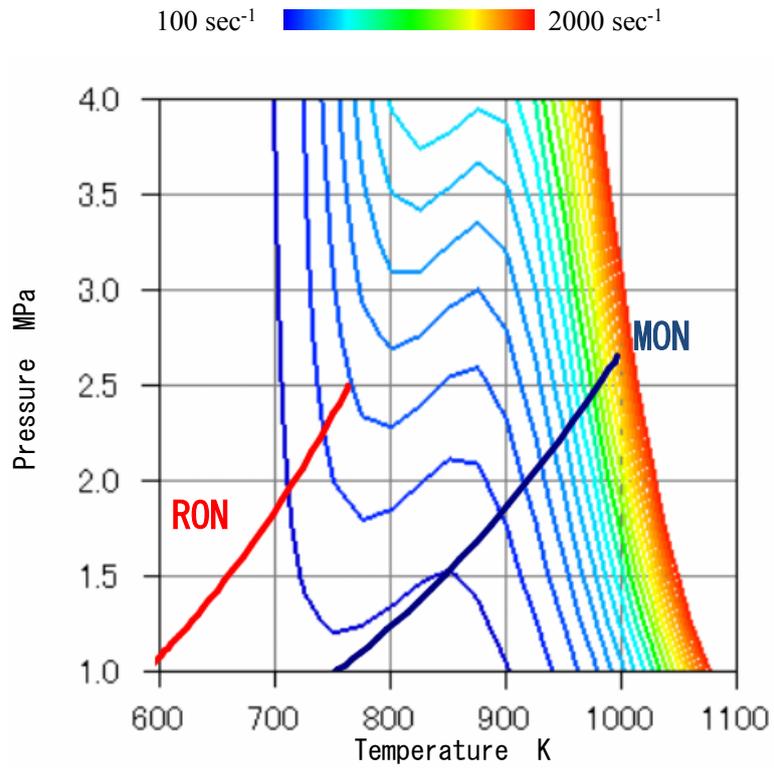


(a) Ignition delay of 70RON



(b) Ignition delay of 80RON

Fig. 2.1 Reciprocal ignition delay time at $\lambda=1.0$ and in-cylinder histories of CFR engine under the conditions of RON and MON (part 1)



(c) Ignition Delay of 90RON

Fig. 2.1 Reciprocal ignition delay time at $\lambda=1.0$ and in-cylinder histories of CFR engine under the conditions of RON and MON (part 2)

2.3 HCCI 燃焼について結果と考察

吸気加熱方式 HCCI 燃焼における燃料特性の影響を解析するために、吸気加熱装置を用いて吸入空気温度 T_{in} を 250°C, 225°C, 200°C として、Wide Open Throttle (以後、WOT) 条件にて 3 種類の燃料が安定した状態で運転可能な空気過剰率 λ を設定し運転した。

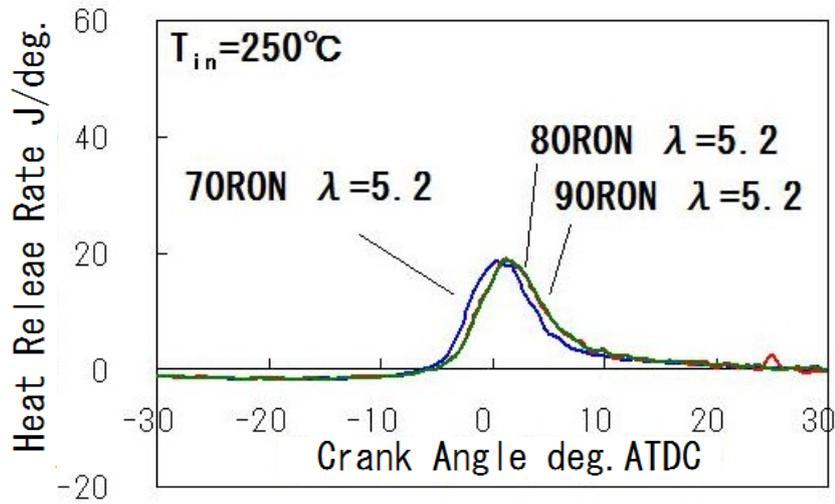
2.3.1 実験結果

図 2.2 に各吸入空気温度条件での熱発生率を示す。また、図 2.3 に質量燃焼割合 5% のクランク角を着火時期として、各運転条件での燃料の RON および MON と着火時期との関係を示す。 $T_{in}=250^{\circ}\text{C}$ では燃料による着火時期の差異は小さいものの、吸入空気温度が低下するに伴いこの差異は大きくなることがわかる。なお、 T_{in} が 200°C において 90RON 燃料を用いた場合には安定した運転が不可能であった。

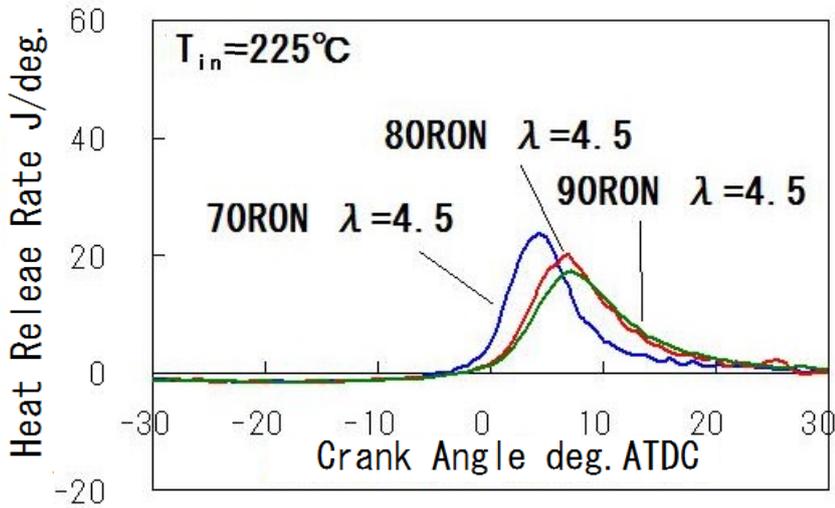
2.3.2 計算結果と考察

オクタン価の異なる燃料の着火遅れ時間と、図 2.2 の運転状態の筒内平均温度・圧力履歴を図 2.4 に示す。なお、着火遅れ時間の計算は、各吸入空気温度で運転可能な空気過剰率 λ の代表として、空気過剰率が 4.5 の条件で行い、温度・圧力履歴は着火時期である質量燃焼割合 5% のクランク角までとした。 T_{in} が 250°C の条件では燃料による着火特性に差異のない高温領域を筒内状態が迎っている。一方、吸入空気温度が 225°C, 200°C と低下すると、着火特性が燃料成分による影響を受ける低温領域に筒内状態が移る。このため T_{in} が 200°C の条件で燃料による着火特性が最も異なる結果となった。RON と MON への依存割合として HCCI 燃焼での燃料特性を指標化したオクタンインデックス^④がある。しかしながら、図 2.4 に示すとおり λ が大きい条件での高温領域では、燃料ごとの着火特性の差が小さくなる。このため HCCI 燃焼での燃料特性を指標化する際には、RON と MON への依存割合

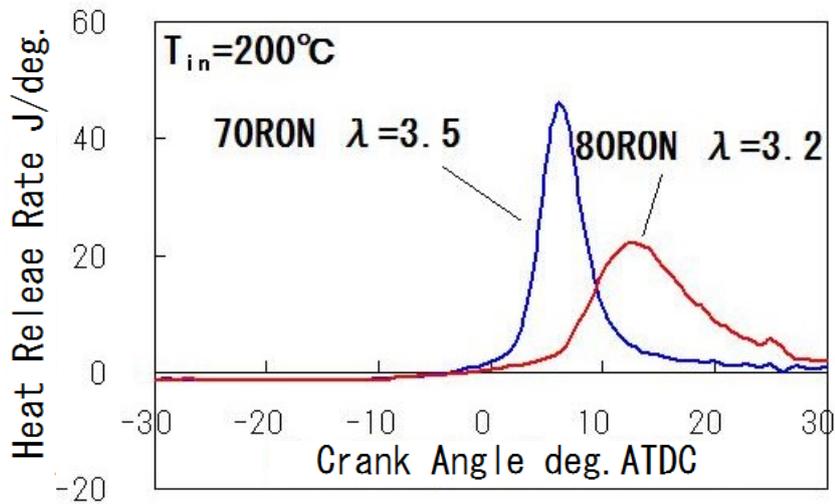
とともに、RON と MON への感度そのものが筒内温度により変化することを考慮する必要があるといえる。



(a) Intake air temperature 250°C

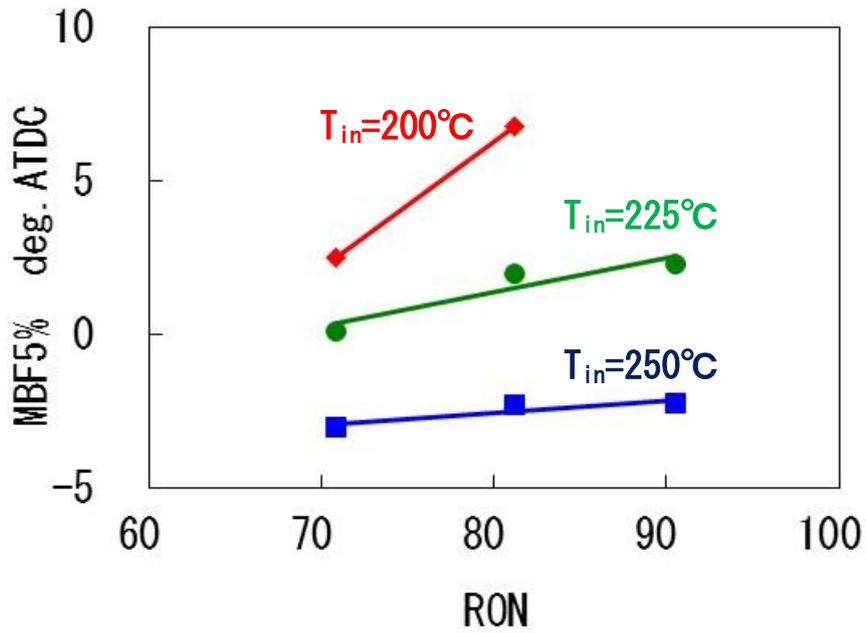


(b) Intake air temperature 225°C

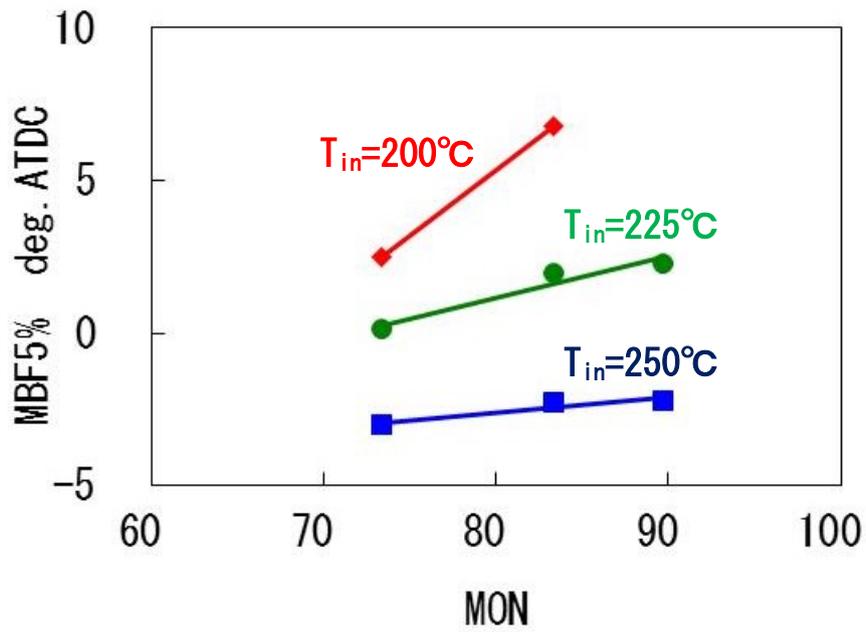


(c) Intake air temperature 200°C

Fig. 2.2 Comparisons of heat release rate at 1500rpm, WOT for 70, 80 and 90 RON fuels

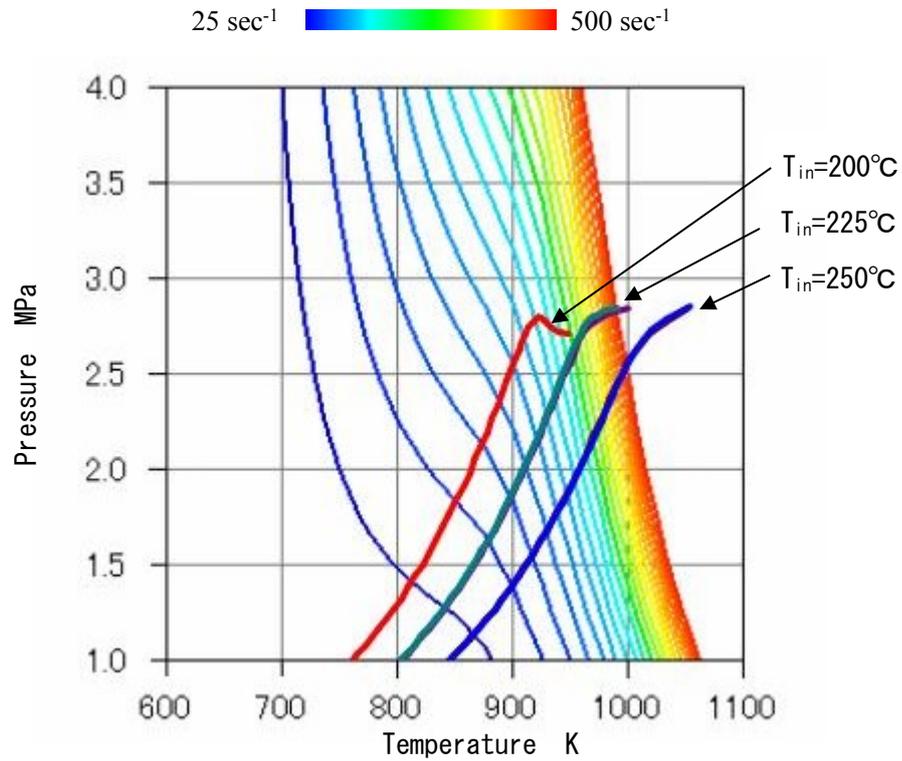


(a) The effect of RON on MBF5%

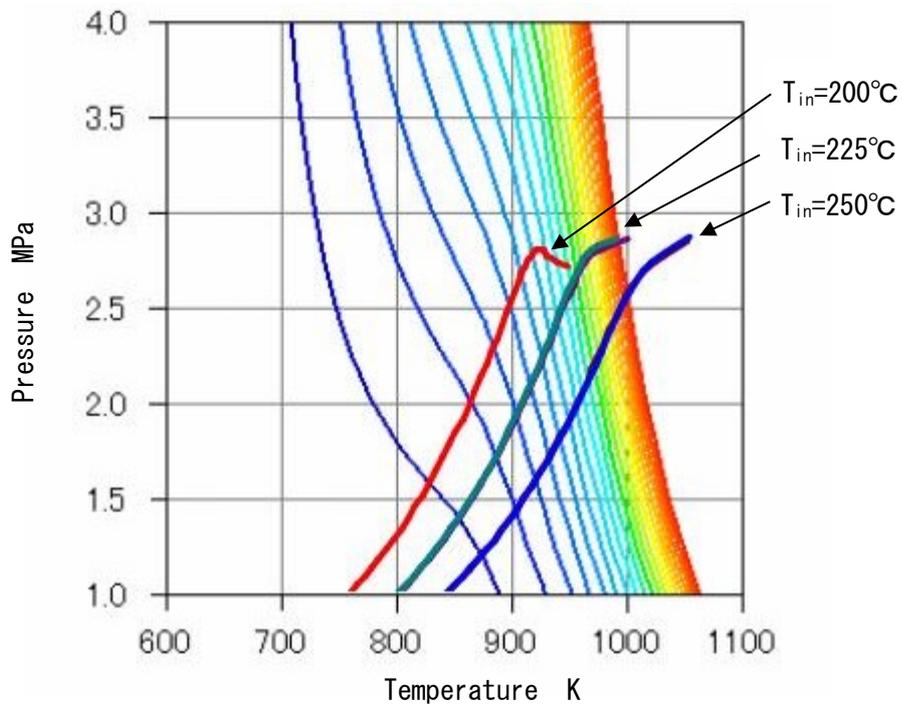


(b) The effect of MON on MBF5%

Fig. 2.3 The effects of RON and MON on MBF5% for various intake temperatures (1500rpm, WOT, $\lambda=3.2\sim 5.2$)

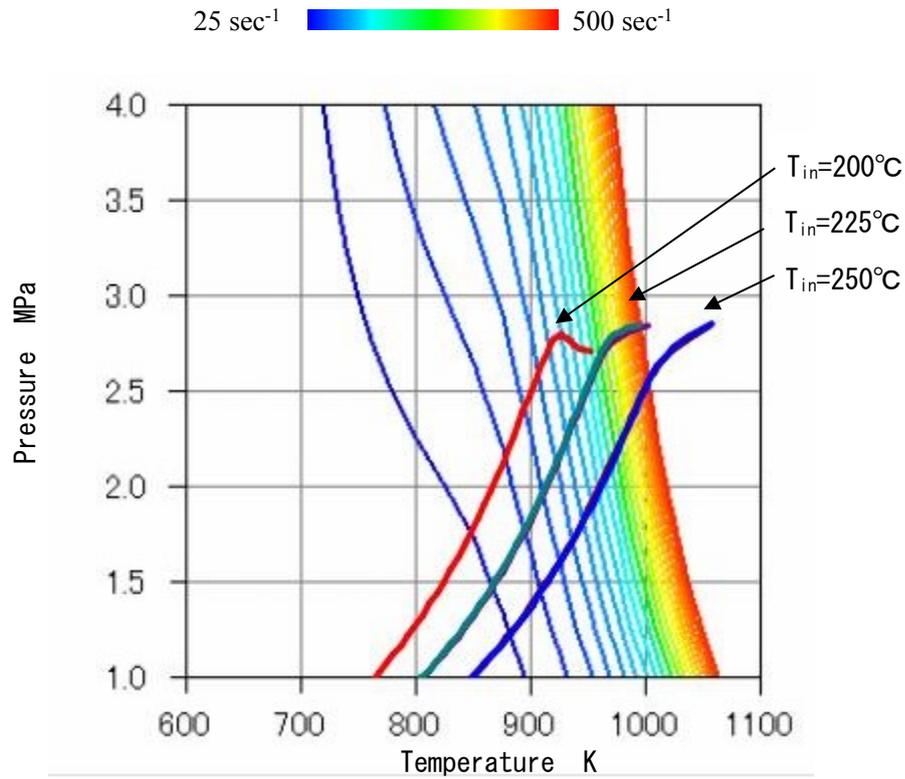


(a) Ignition delay of 70RON



(b) Ignition delay of 80RON

Fig. 2.4 Reciprocal ignition delay time at $\lambda=4.5$ and in-cylinder histories of HCCI combustion for intake temperatures 200, 225 and 250°C (part 1)



(c) Ignition delay of 90RON

Fig. 2.4 Reciprocal ignition delay time at $\lambda=4.5$ and in-cylinder histories of HCCI combustion for intake temperatures 200, 225 and 250°C (part 2)

2.4 SI 燃焼について結果と考察

高圧縮比ガソリン HCCI エンジンで用いられる高圧縮比状態での SI 燃焼のノッキングに対する燃料の影響を解析するために、実験と数値計算を併せて行った。

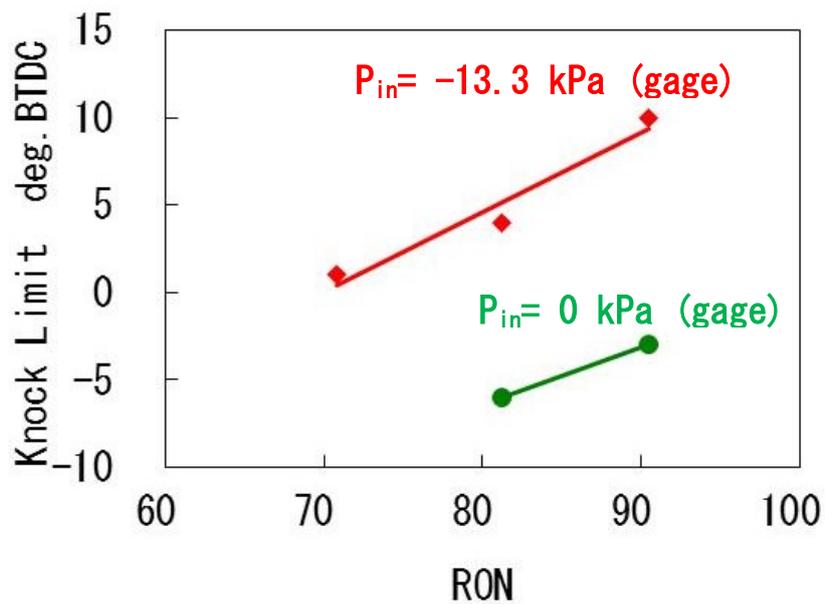
2.4.1 実験結果

図 2.5 に燃料の RON および MON とノッキング限界点火時期との関係を示す。全負荷では 70RON 燃料は点火時期前に自己着火するプリイグニッションを発生したため、吸気を絞り 70RON 燃料のプリイグニッションが収まるまで吸気管圧力 P_{in} を下げた実験も全負荷実験と併せて行った。これより RON, MON とともに、ノッキング限界点火時期との相関があることがわかる。

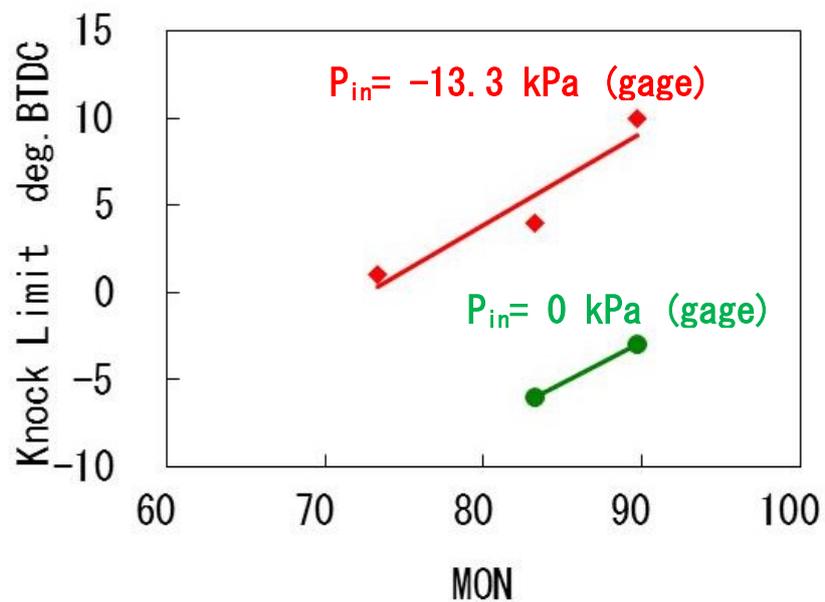
2.4.2 計算結果と考察

SI 燃焼のノッキング限界点火時期と燃料特性の関係を考察するために、 λ が 1.0 の条件で着火遅れ時間の逆数を図 2.6 に示す。また、エンドガス部の温度・圧力履歴をノッキング発生時期である質量燃焼割合 90%時点まで示した。なお、エンドガス部の温度は吸入空気温度から推算した圧縮開始温度を火花点火時期までは、実測の圧力変化と幾何学的な燃焼室容積変化から計算し、火花点火後は断熱圧縮として計算した。高圧縮比下の SI 燃焼ではノッキングを回避するために上死点 (Top Dead Center, 以後 TDC) 後に点火するため、TDC で筒内圧力が最大となりエンドガス部の温度・圧力は低下しながらの燃焼となる。このため温度・圧力履歴は燃焼期間中も圧縮行程中とほぼ同じ領域を辿ることになり、高圧縮比エンジンであっても、その領域は図 2.1 に示した CFR エンジンでの RON 計測時の温度・圧力履歴の領域 (800K 以下) に近いままである。したがって、高圧縮比状態での SI 燃焼であっても、ノッキング特性と RON との相関がある結果になったと考える。なお、今回の供試燃料では表 2.2 に示すように RON と MON の差が比較的小さい。これはパラフィ

ン系成分のみで調製されたモデル燃料であるために、各供試燃料の RON を決める燃料の低温側の着火特性と MON を決める燃料の高温側の着火特性の両方が、基準燃料である PRF の着火特性と同様であったためと考える。このため、結果としてノッキング特性が MON との相関も認められる結果になったものである。

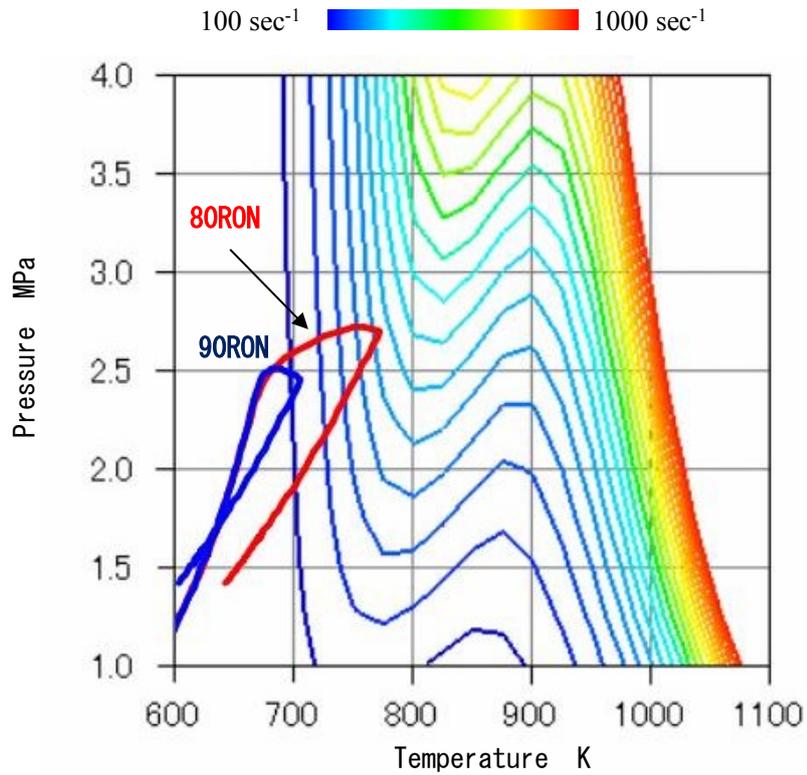


(a) RON

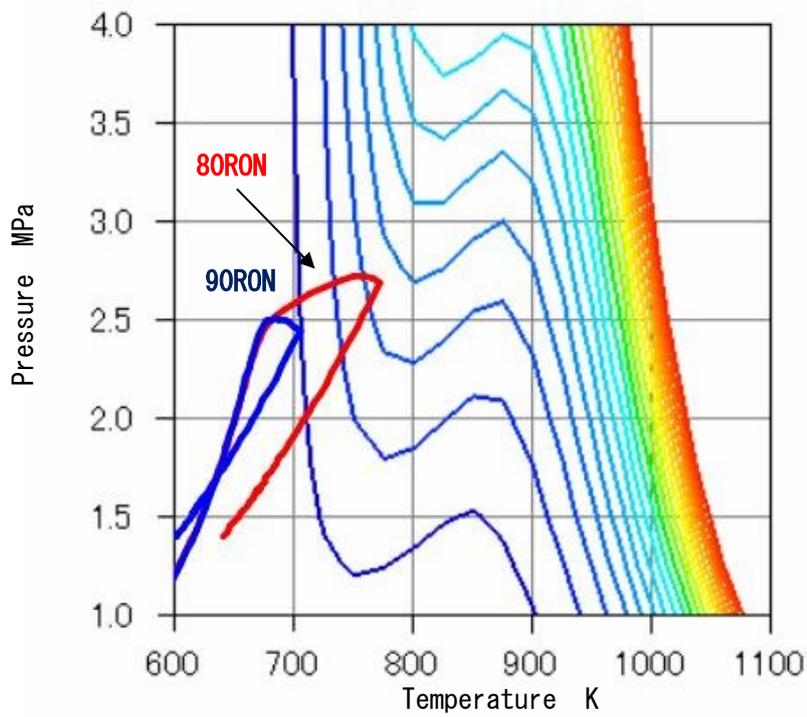


(b) MON

Fig. 2.5 Knock limit crank angles versus RON and MON under 0 and -13.3 kPa (gage) intake pressures



(a) Ignition delay of 80RON



(b) Ignition delay of 90RON

Fig. 2.6 Reciprocal ignition delay time at $\lambda=1.0$ and in-cylinder histories of SI combustion for 80 and 90 RON fuels

2.4.3 高圧縮比の SI 燃焼形態

図 2.7 に全負荷の点火時期 8 deg. ATDC での熱発生率を示す。これより、火花点火の前に TDC 付近で熱発生が認められる。80RON 燃料の方が TDC 付近での熱発生量が多いものの、その後の熱発生率の差異はほとんどない。この TDC 付近での熱発生による圧力上昇のために、図 2.8 の P-V 線図に示すように等容度が改善した。図 2.7 の熱発生率から求めた等容度改善率は 3%であり、このときの図示平均有効圧の改善率 3%にあたる。通常の圧縮比である 11.2 においては図 2.9(a)に示すように、80RON 燃料と 90RON 燃料であっても同一点火時期では同等の図示平均有効圧となり、ノッキング限界点火時期の違いが出力性能差の要因である。しかしながら、高圧縮比である 14.0 においては図 2.9(b)に示すように、ノッキング限界点火時期では 90RON 燃料で高い出力が得られたが、同一点火時期での比較では 80RON 燃料で高い出力が得られた。このように高圧縮比の SI 燃焼では、通常の火炎伝播の前に低温酸化により熱発生が生じ、その直後に火炎伝播していく燃焼形態をとっていると考えられる。

そこで、数値計算を用いてこの燃焼形態を更に詳細に検討した。まず、数値熱流体コード KIVA-3V⁽⁷⁾に CHEMKIN-II のサブルーチンを組み込んだ計算コード⁽⁸⁾を用いて三次元化学反応計算を行った。計算メッシュは供試エンジンの燃焼室をモデル化したもので下死点においてセル数 23,586 である。化学反応スキームには化学種数 109, 反応数 591 の Chalmers Gasoline Surrogate スキームを用いた。燃料組成は PRF でオクタン価 80 とし、タンブル比 0.5 相当の初期流動で吸気弁閉時期から計算を行った。図 2.10 に中間生成物の生成履歴を示す。実機点火時期の 8 deg. ATDC では、初期燃料成分のイソオクタンとノルマルヘプタンの約 6 割が分解し中間生成物が生成していることがわかった。次に、この中間生成物が火炎伝播に及ぼす影響を明らかにするために、CHEMKIN-II 内の PREMIX を用い上記の Chalmers Gasoline Surrogate スキームを用いて 1 次元層流燃焼速度を計算した。ここで計算の初期温度、圧力条件は、実機において低温酸化反応が認められない 90RON

燃料と、低温酸化反応が顕著な 80RON 燃料における各々の 8 deg. ATDC での温度、圧力とした。なお、温度は上述のように、吸入空気温度から推定した圧縮開始温度を実測の圧力履歴と幾何学的な燃焼室容積変化から計算した。また、中間生成物を付加した条件では、燃料成分を図 2.10 の実機点火時期 8 deg. ATDC での存在割合とし、主要な中間生成物 6 種 (CO, CH₂O, C₂H₄, C₃H₆, iC₄H₈, H₂O₂) 以外の中間生成物を不活性成分であるアルゴンで置換した。計算条件および計算結果を図 2.11 に示す。基準となる Case1 に対して中間生成物のみを添加した Case2 では層流燃焼速度が低下した。中間生成物では分子中の炭化水素の低級化が進み、このため燃焼温度が低下し層流燃焼速度が低下したものと考えられる。さらに中間生成物を付加しつつ初期温度、圧力を上昇させ低温酸化による発熱の効果を考慮した Case3 では未燃部温度の上昇により層流燃焼速度が改善した。この結果から、中間生成物による層流燃焼速度低下の影響と筒内温度上昇による層流燃焼速度向上の影響が相殺して火炎伝播速度には有意差がなくなると考えられる。このため、図 2.7 からわかるように実機における主燃焼期間はほぼ同一となった。

最後に、この TDC 付近での熱発生がノッキングに及ぼす影響を考察する。図 2.6 よりエンドガスの辿る領域の着火遅れ時間は圧力依存性が低く温度依存性が高いことがわかるため、エンドガス部の温度のみに着目した。TDC 付近での熱発生によるエンドガス部の温度への影響を前述の KIVA-3V に CHEMKIN-II のサブルーチンを組み込んだ三次元化学反応計算により求めた。化学反応スキームには簡略化スキーム⁽⁶⁾を用い、TDC 付近での熱発生量を変化させるために燃料組成は PRF でオクタン価 80 と 90 とした。図 2.12 に 8 deg. ATDC での燃焼室断面の温度分布を示す。オクタン価により TDC 付近での熱発生量が異なるため燃焼室中心部の温度は大きく異なるが、燃焼室外周部の温度は差が小さい。そのため、TDC 付近の熱発生によっても、エンドガスの着火遅れを支配する燃焼期間中の温度履歴に大きな差は生じず、ノッキングに及ぼす影響は小さいものと考えられる。したがって、TDC 付近の熱発生は、ノッキング限界を大きく悪化させることなく、等容度改善で図示平

均有効圧の向上を図ることができ、高圧縮比ガソリン HCCI エンジンの高負荷運転において有用である。

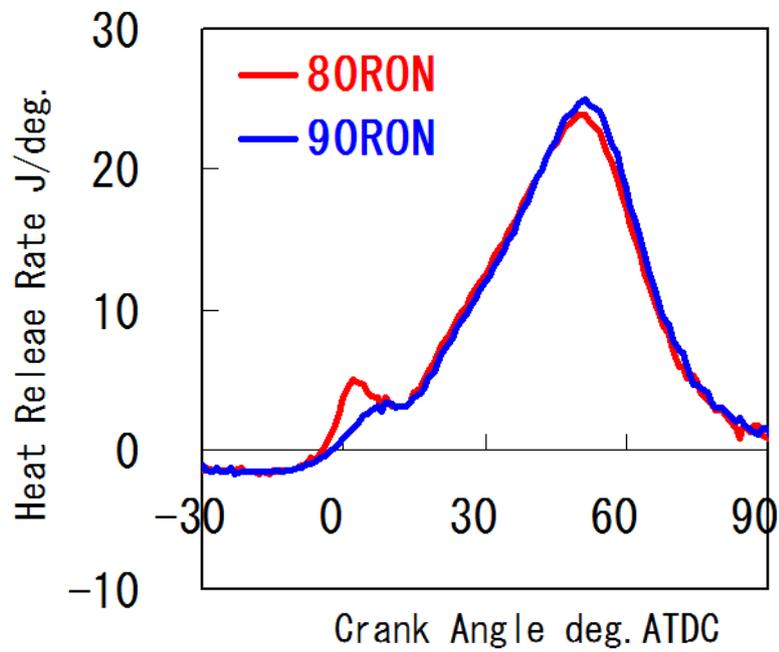


Fig. 2.7 Comparison of heat release rate at 1500rpm, WOT, Ig.Timing = 8deg.ATDC between 80 and 90 RON fuels

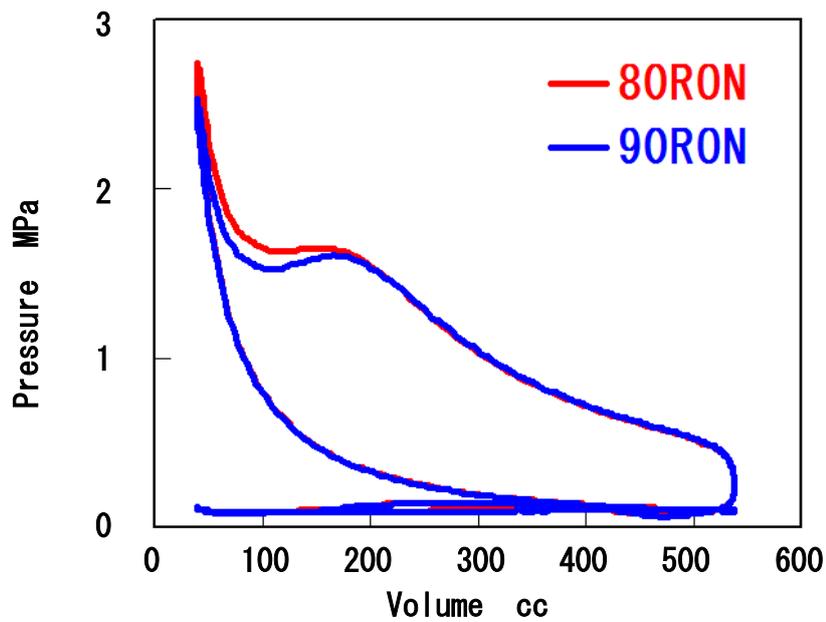
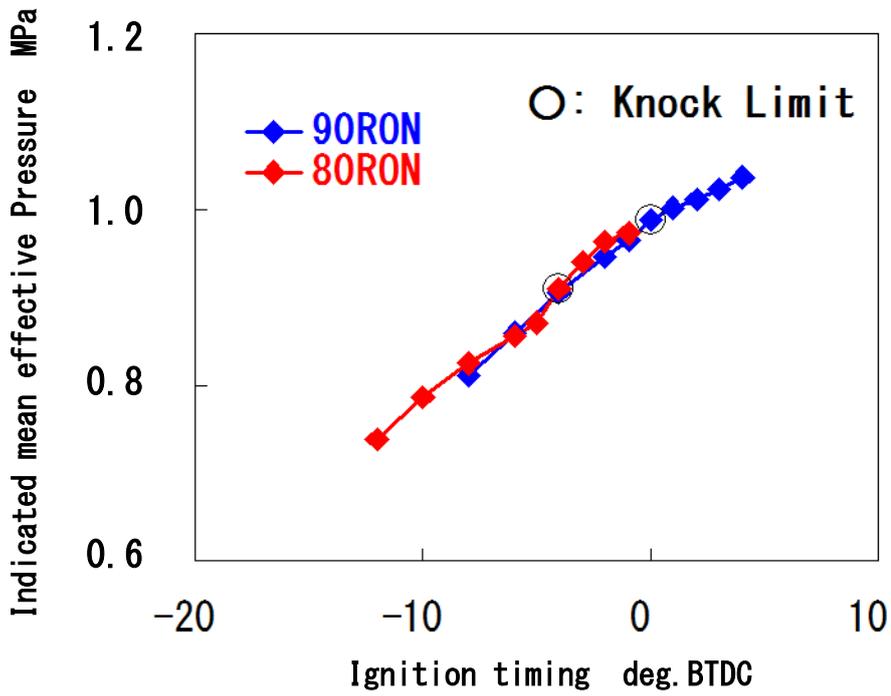
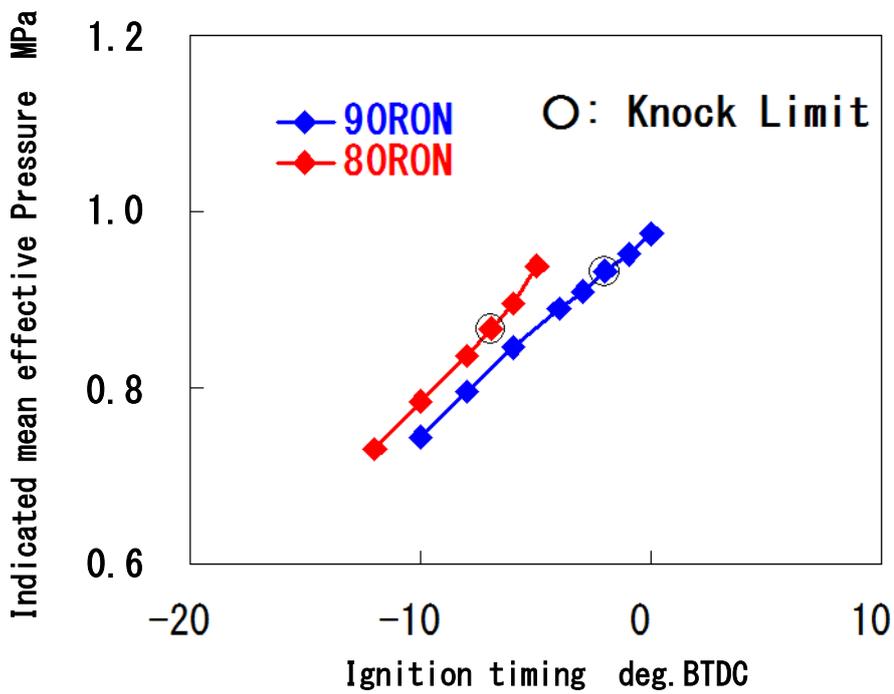


Fig. 2.8 Comparison of pressure-volume diagram at 1500rpm, WOT, Ig.Timing = 8deg.ATDC between 80 and 90 RON fuels



(a) Compression ratio = 11.2



(b) Compression ratio = 14.0

Fig. 2.9 Comparisons of IMEP as a function of ignition timing for 80 and 90 RON fuels at 1500rpm, WOT

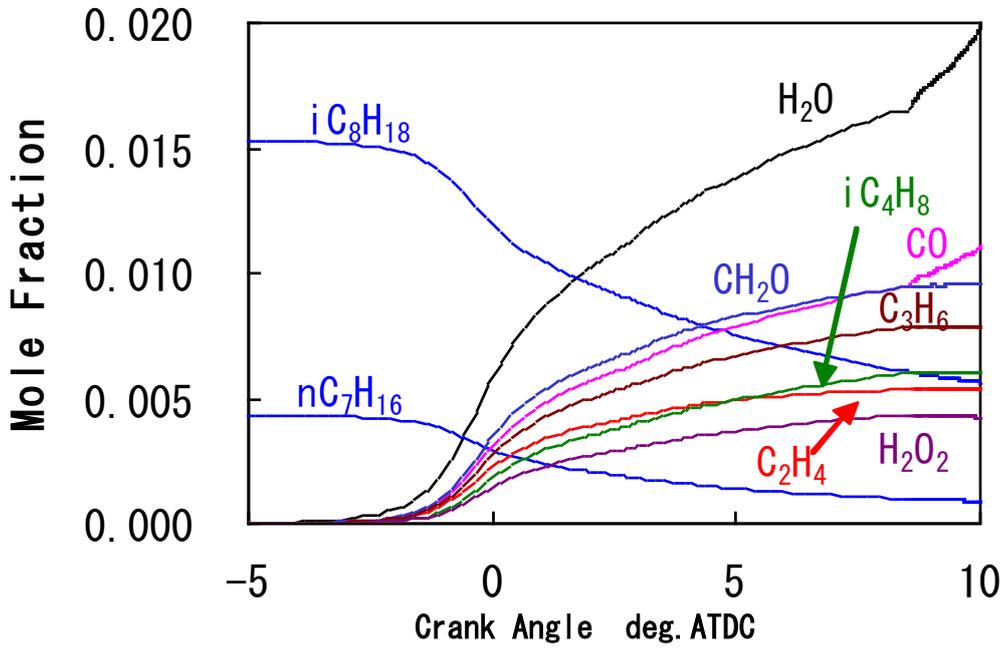


Fig. 2.10 Predicted chemical species histories
(compression ratio=14.0, 1500rpm, WOT, $\lambda=1$, PRF80)

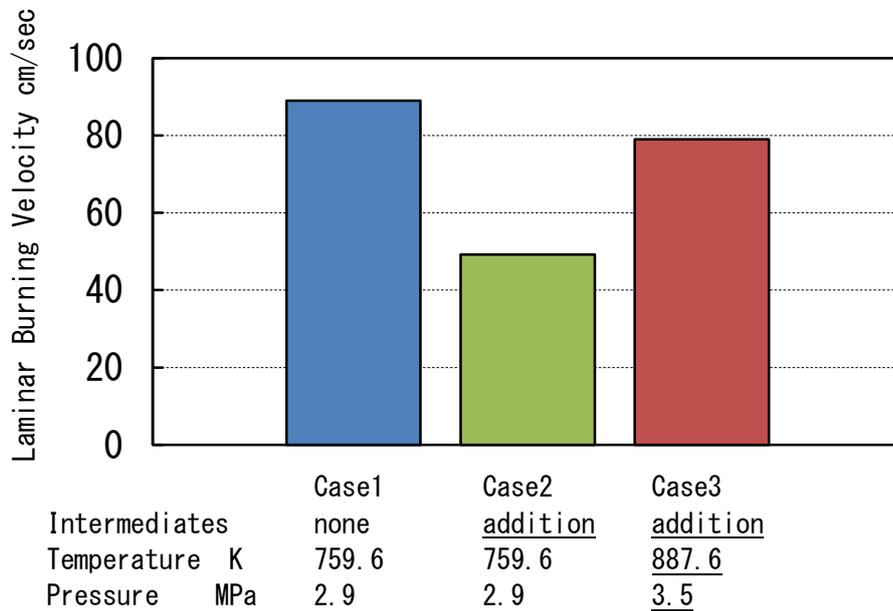


Fig. 2.11 Comparison of predicted laminar burning velocity for cases 1, 2 and 3

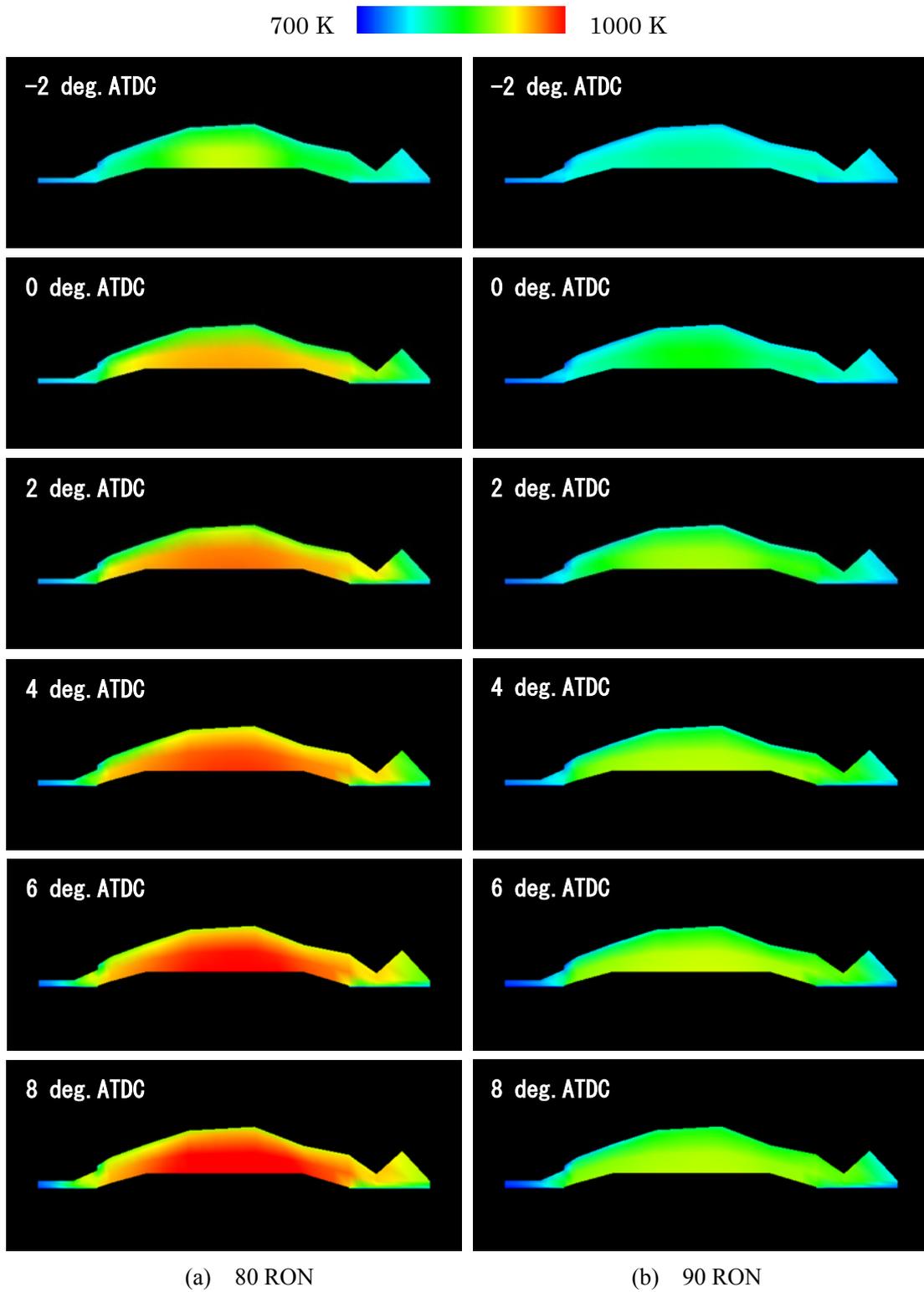


Fig. 2.12 Comparisons of in-cylinder temperature distribution of vertical cross section for 80 and 90 RON fuels

2.5 まとめ

本章では高圧縮比ガソリン HCCI エンジンにおいて、パラフィン系により構成されたモデル燃料を用い、HCCI 燃焼と SI 燃焼のノッキングという二つの自己着火に対する燃料の影響を実験と数値計算により解析し以下の結論を得た。

1. 吸気加熱方式による HCCI 燃焼においては、燃料の高温側の着火特性が支配的であり、吸入空気温度が上昇するに従い燃料による着火特性の差異は小さくなる。
2. 高圧縮比の SI 燃焼においては、燃料の低温側の着火特性が支配的である。このため高圧縮比の SI 燃焼であっても、ノッキング特性が RON との相関がある結果になった。
3. 高圧縮比 SI 燃焼の全負荷運転において TDC 付近での熱発生が見られるが、これによる火炎伝播速度、および、エンドガス部温度の差は小さい。このため TDC 付近の熱発生は、ノッキング限界を大きく悪化させることなく、等容度改善で図示平均有効圧の向上を図ることができ、高圧縮比ガソリン HCCI エンジンの高負荷運転において有用である。

第 2 章参考文献

- (1) Yang, J. and Kenney, T., “Robustness and Performance Near the Boundary of HCCI Operating Regime of a Single-Cylinder OKP Engine”, SAE Paper 2006-01-1082, 2006.
- (2) Urata, Y., Awasaka, M., Takanashi, J., Kakinuma, T., Hakozaki, T. and Umemoto, A., “A Study of Gasoline-Fuelled HCCI Engine Equipped with an Electromagnetic Valve Train”, SAE Paper 2004-01-1898, 2004.
- (3) Shibata, G. and Urushihara, T., “A Study of Auto-Ignition Characteristics of Hydrocarbons and the Idea of HCCI Fuel Index”, Review of Automotive Engineering, 28, 169-174, 2007.

- (4) Kalghatgi, G. T. and Head, R. A., “The Available and Required Autoignition Quality of Gasoline-Like Fuels in HCCI Engines at High Temperatures”, SAE Paper 2004-01-1969, 2004.
- (5) Kee, R. J., Rupley, F. M. and Miller, J. A., “CHEMKIN-II : A Fortran Chemical Kinetics Package for the Analysis of Gas Phase Chemical Kinetics”, Sandia Report, SAND 89-8009, 1989.
- (6) Tanaka, S., Ayala, F. and Keck, J. C., “A reduced chemical kinetic model for HCCI combustion of primary reference fuels in a rapid compression machine”, Combustion and Flame 133, 467-481, 2003.
- (7) Amsden, A. A., “KIVA-3V : A Block-Structured KIVA Program for engines with Vertical or Canted Valves”, Los Alamos National Laboratory report, LA-13313-MS, 1997.
- (8) 草鹿 仁, 森島 彰紀, 堀江 信彦, 大聖 泰弘, “詳細な素反応過程を考慮した数値流体コードによるディーゼル燃焼の数値解析・高速微分方程式ソルバーを用いた 3 次元シミュレーション”, 自動車技術会学術講演会前刷集, No.66-05, 7-10, 2005.

第3章 燃料成分が異なる同一オクタン価のモデル燃料を用いた解析

3.1 緒論

前章では、燃料のオクタン価と SI 燃焼、および HCCI 燃焼での自己着火の関係を詳しく探るため、オクタン価の異なるパラフィン系のみで構成されたモデル燃料を用いたエンジン実験結果と、オクタン価を特定する CFR エンジンの筒内温度圧力履歴、および、化学反応計算による燃料の着火遅れ特性を比較分析した。そして、高圧縮比 SI 燃焼のノッキングと RON は燃料の低温側の着火特性が支配的であり、HCCI 燃焼と MON は燃料の高温側の着火特性が支配的であるという関係を掴むことができた。

本章では、燃料成分が HCCI 燃焼と SI 燃焼のノッキングに及ぼす影響を明らかにするため、SI 燃焼のノッキングに関係する RON が同一で燃料成分の異なるモデル燃料を新たに作製して、SI 燃焼と HCCI 燃焼の自己着火について実験的な解析を行った。さらに、簡便な方法で燃料成分が着火性に及ぼす影響を定量化することを試みた。

3.2 実験方法および供試燃料

3.2.1 実験方法

本研究に用いたエンジン仕様と運転条件を表 3.1 に示す。前章と同じ仕様であり、圧縮比は HCCI 運転を容易に行うために通常のエンジンより高めの 14.0 とし、SI 燃焼実験、HCCI 燃焼実験ともに自然吸気で運転した。また、燃料供給系は直噴式で、HCCI 燃焼実験では現象を理解しやすいように外部吸気加熱装置を用いて吸入空気温度を上げて自己着火させた。ノッキング判定基準は前章と同様に、圧力センサーにて計測した 100 サイクル平均の筒内圧力に対して 6 kHz のハイパスフィルターを用いて高周波成分を抽出し、その振幅が 300 kPa 以上をノッキングとした。

Table 3.1 Engine specification and operation conditions

Engine Type	DOHC 4-valve
Bore X Stroke mm	87.5 X 83.1
Compression Ratio	14.0
Combustion Chamber	Pent-roof
Fuel System	Direct Injection
Water / Oil Temp. °C	88 / 90

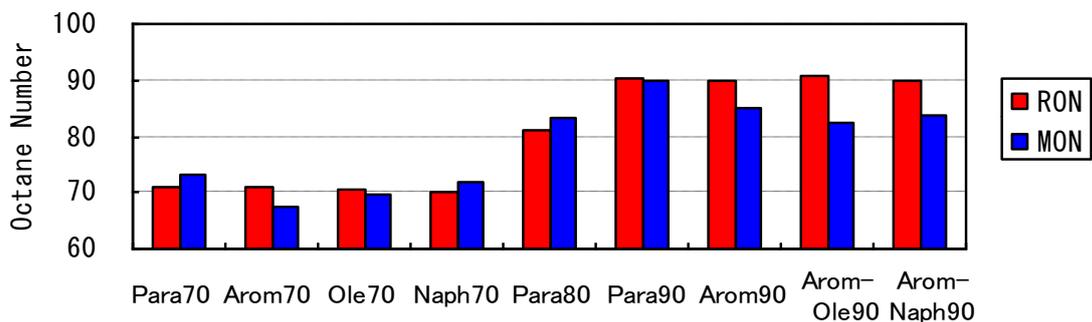
3.2.2 供試燃料

表 3.2 および図 3.1 に示すように、市場のガソリン規格である RON を基準とし、パラフィン系炭化水素のみで構成された 70, 80, 90RON の Para70, Para80, Para90 を供試燃料とした。さらに、70RON では、パラフィン系炭化水素にアロマ系、オレフィン系、ナフテン系炭化水素をそれぞれ体積割合で約 30 % 混合した Arom70, Ole70, Naph70 を、また、90RON では、パラフィン系炭化水素にアロマ系炭化水素を体積割合で約 30% 混合した Arom90 と、パラフィン系炭化水素にアロマ系炭化水素を体積割合で約 30% と、オレフィン系、ナフテン系炭化水素をそれぞれ体積割合で約 20% 混合した Arom-Ole90, Arom-Naph90 を作製した。特に Aroma 燃料について、n-parafin の量が増えていることについて言及しておく。さらに、前記の通り燃料供給系が直噴式であるため、燃料による混合気形成の差異が生じないように各種燃料の蒸発や微粒化に関する蒸留特性、リード蒸気圧、動粘度、表面張力は同等となるように調製した。

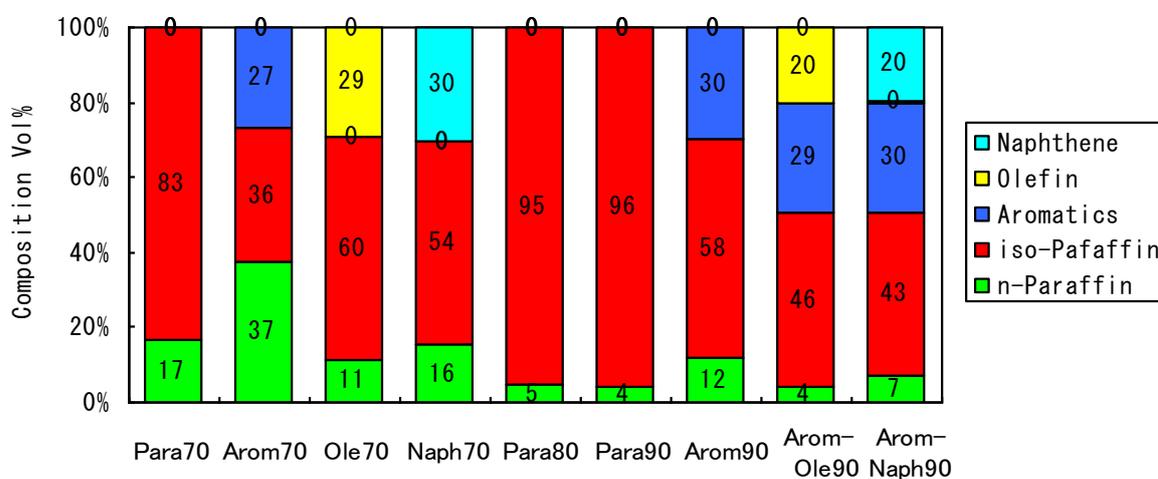
Table 3.2 Properties of test fuels

		70RON				80RON
		Para70	Arom70	Ole70	Naph70	Para80
RON		70.8	71.0	70.6	70.3	81.2
MON		73.3	67.3	69.7	71.9	83.3
Density @15°C (g/cm ³)		0.69	0.73	0.69	0.72	0.69
Distillation (°C)	IBP	32.5	32.0	31.0	31.5	33.0
	10%	57.0	56.0	56.5	55.5	57.5
	50%	101.5	99.5	101.5	99.5	102.0
	90%	152.0	148.0	152.0	147.5	151.0
	EP	188.0	187.0	184.0	185.0	189.0
Reid Vapor Pressure (kPa)		60.0	57.5	59.5	59.5	59.0
Viscosity @30°C (mm ² /s)		0.57	0.52	0.54	0.63	0.60
Surface Tension @25°C (mN/m)		18.1	20.0	18.8	19.8	17.9
Composition (vol%)	n-Paraffin	16.8	37.2	11.1	15.6	4.6
	iso-Paffin	83.1	36.1	59.7	54.2	95.3
	Aromatics	0.0	26.5	0.0	0.0	0.0
	Olefin	0.0	0.0	29.1	0.0	0.0
	Naphthene	0.1	0.1	0.1	30.1	0.1

		90RON			
		Para90	Arom90	Arom-Ole90	Arom-Naph90
RON		90.5	90.1	90.8	90.1
MON		89.7	85.1	82.6	83.7
Density @15°C (g/cm ³)		0.69	0.73	0.73	0.75
Distillation (°C)	IBP	34.5	32.5	30.0	32.5
	10%	57.5	58.0	55.5	58.5
	50%	101.0	101.5	100.0	101.0
	90%	150.5	150.0	149.5	148.5
	EP	186.0	190.0	186.0	189.5
Reid Vapor Pressure (kPa)		60.0	58.0	58.5	58.0
Viscosity @30°C (mm ² /s)		0.62	0.51	0.51	0.55
Surface Tension @25°C (mN/m)		18.1	19.8	19.7	20.6
Composition (vol%)	n-Paraffin	4.3	12.0	4.3	6.9
	iso-Paffin	95.7	58.2	46.0	43.4
	Aromatics	0.0	29.6	29.3	29.7
	Olefin	0.0	0.0	20.3	0.0
	Naphthene	0.0	0.1	0.1	19.9



(a) RON and MON



(b) Rate of fuel composition

Fig. 3.1 Comparisons of RON, MON and rate of fuel composition for fuels used in this work

3.3 実験結果および考察

3.3.1 燃料成分と SI 燃焼のノッキング特性

ガソリン HCCI エンジンで用いられる高圧縮比 SI 燃焼のノッキング特性に対する燃料成分の影響を確認した。なお、70RON 燃料は、WOT ではプライグニッションが発生したため、スロットリングにより吸気管負圧 P_{in} を下げてプライグニッションを回避した。図 3.2 に 70RON 燃料と 90RON 燃料のノッキング限界点火時期を示す。1500 rpm 運転時の Arom70 のみノッキング限界点火時期がリタードしており、基準となる Para70 燃料からは 2 deg. リタードである。それ以外の燃料では燃料成分によるノッキング特性に差異は認められなかった。Arom70 に関しては、図 3.3 の熱発生率に示すように、前章で報告したよう

な点火時期前の圧縮上死点付近で低温酸化反応が発生し、これにより筒内の圧力・温度が高くなってノッキング限界点火時期がリタードしたものと考えられる。前述のとおり、一般に RON の高いアロマ成分のような物質を多く含む燃料では、RON を揃えるためにノルマルパラフィン系の混合割合が高くなる。そのため、圧縮上死点付近でノルマルパラフィンの低温酸化反応が発生し易くなるものと考えられる。さらに、この 70RON 燃料の 1500 rpm でのノッキング限界点火時期での図示熱効率を図 3.4 に示す。点火リタードしている Arom70 においても前章で述べた低温酸化反応の出力向上の効果で、他の燃料の図示熱効率と比べて、ほぼ等しくなっている。このため、出力特性も各供試燃料でほぼ等しい。

したがって、高圧縮比 SI 燃焼のノッキング特性は、燃料成分が異なる場合でも低温酸化反応が生じない状態であれば RON を指標にすることができる。また、低温酸化反応が生じる状態においてもノッキング限界での図示熱効率は等しくなり、エンジンの出力特性に対しては、RON を指標にすることができるといえる。

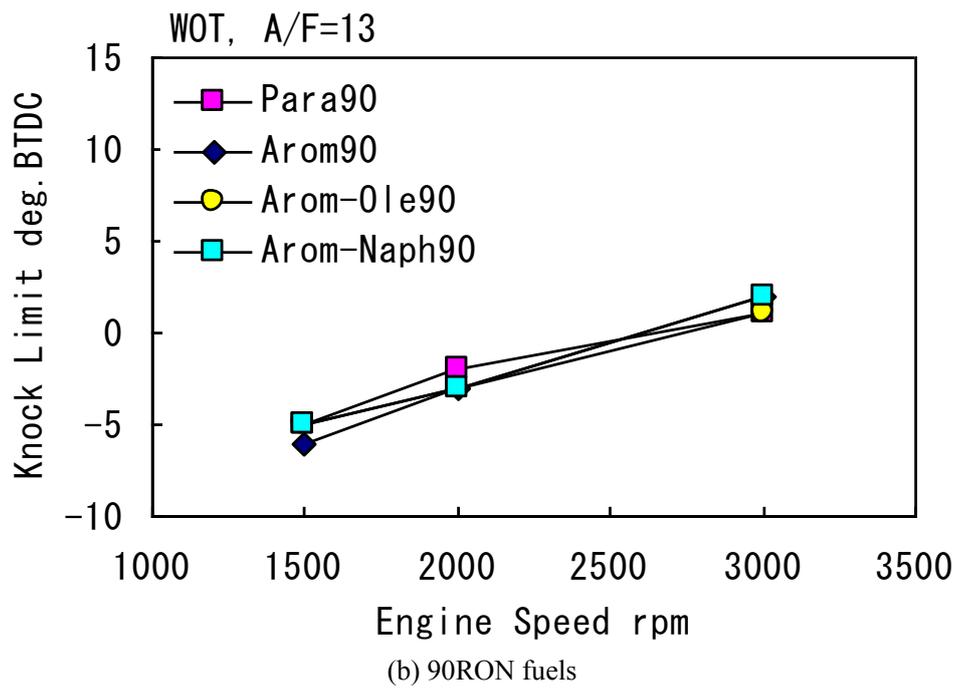
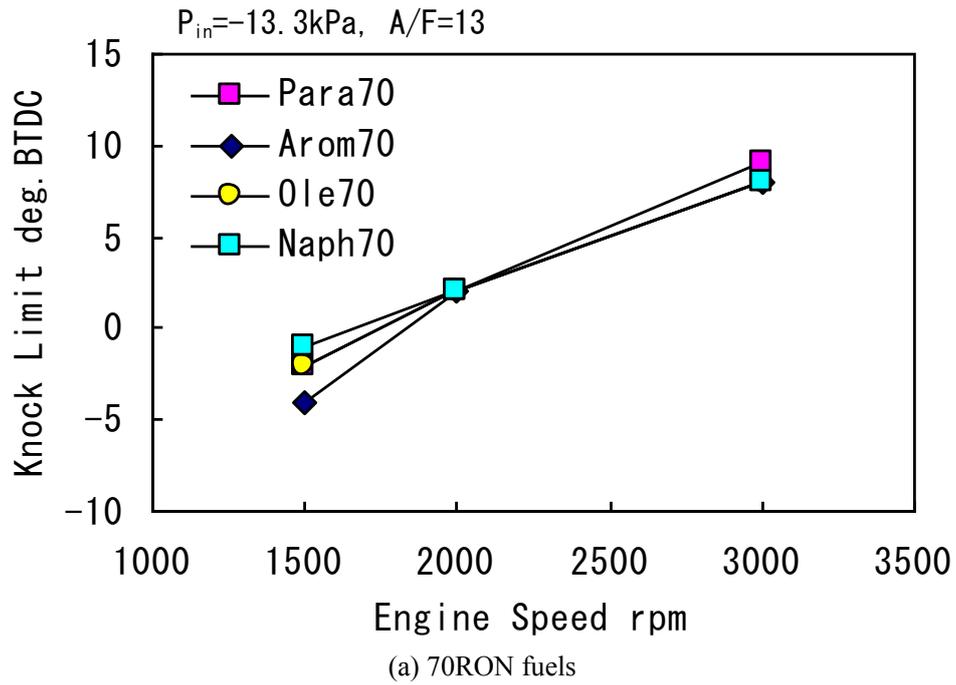


Fig. 3.2 Comparisons of knock limit for various fuels under 1500, 2000 and 3000 rpm

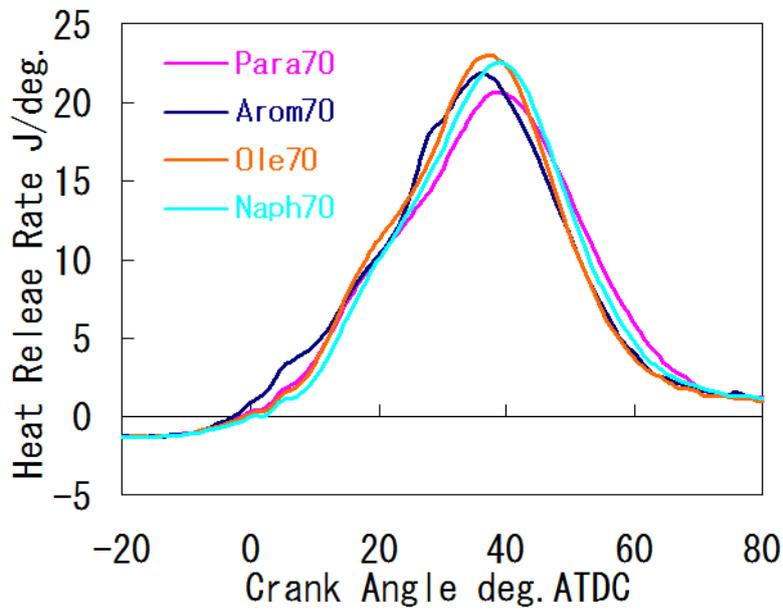


Fig. 3.3 Comparison of heat release rate for four fuels (1500rpm, $P_{in} = -13.3$ kPa, A/F=13, Ig.timing 3 deg.ATDC)

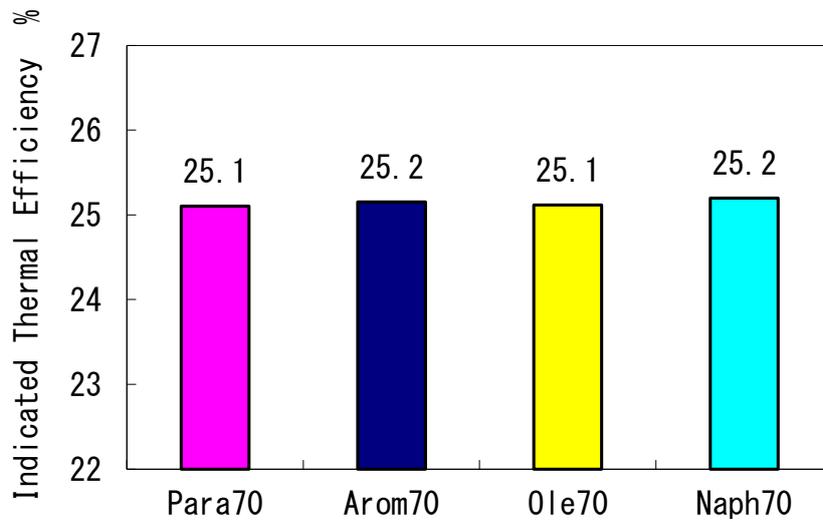
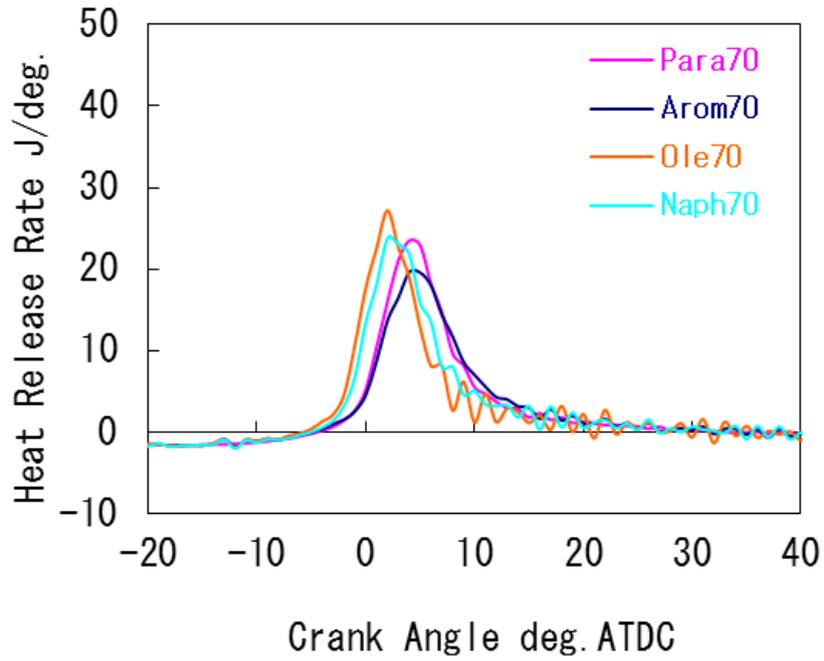


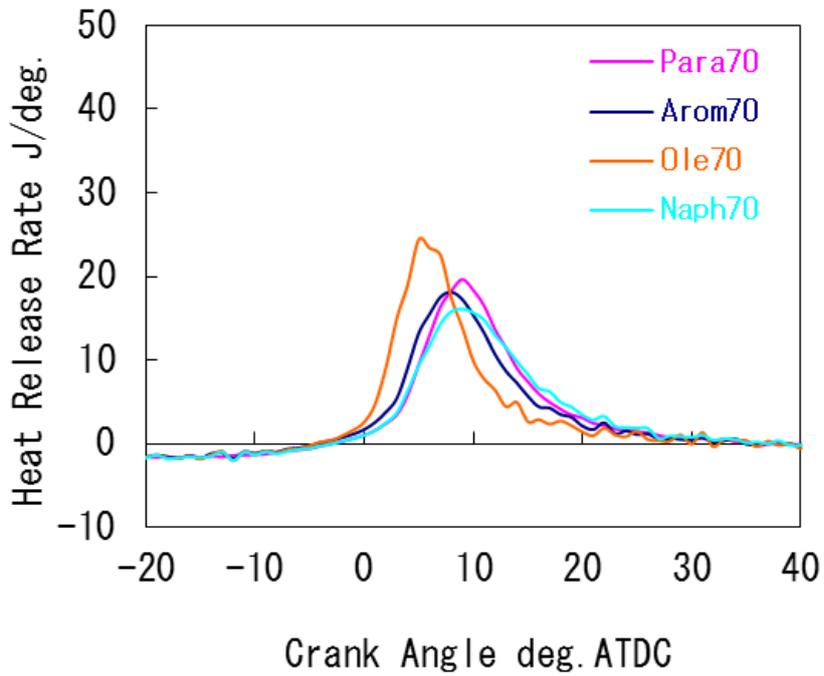
Fig. 3.4 Comparison of indicated thermal efficiency for four fuels (1500rpm, $P_{in} = -13.3$ kPa, A/F=13, Knock limit Ig.timing)

3.3.2 燃料成分と HCCI 燃焼の着火特性

吸気加熱方式 HCCI 燃焼の着火特性に対する燃料成分の影響を、外部吸気加熱装置にて吸入空気温度 T_{in} を 225°C から 100°C まで変化させて、WOT にて運転可能な空燃比 A/F において実験的に調査した。図 3.5 及び図 3.6 に 70RON 燃料と 90RON 燃料の吸入空気温度ごとの熱発生率を示す。それぞれ同一 RON の燃料にもかかわらず燃料成分が異なると着火性も異なる。各種 70RON 燃料においては、 T_{in} 225°C では Para70 に対して Ole70 と Naph70 は進角し、Arom70 は同等であった。しかしながら、吸入空気温度の低下にともない Naph70 だけは空燃比を濃くしても着火性が向上せず、他の燃料に比べて著しく遅角し T_{in} 150°C 以下では運転できなかつた。これはシクロヘキサンでみられる濃度の逆依存性⁽¹⁾によるものと推察する。この特性は、当量比の増大により、シクロヘキサンの冷炎ピーク時期が大きく遅延することに起因する⁽¹⁾とされている。さらに、 T_{in} が 175°C 以下では Para70 に対し Arom70 が進角した。90RON 燃料においては、 $T_{in}=225^\circ\text{C}$ のみで安定した運転が可能であり、燃料成分間の着火性の傾向は 70RON 燃料のどの吸入空気温度条件とも異なるものであった。ここで、前章で述べたように HCCI 燃焼は RON より MON に近い高温域を多用する燃焼であるため、図 3.7 に示すように各種燃料の MON と着火性を示す質量燃焼割合 (Mass Burned Fraction, 以後 MBF) 50% のクランク角との関係についても調べてみたが、明確な関係は見出せなかつた。したがって、吸気加熱方式 HCCI 燃焼において、燃料成分が異なる場合には、着火特性に対する燃料成分の影響は吸入空気温度によって変化しており、RON や MON のみで一義的にあらわせるものではないということが明らかとなった。

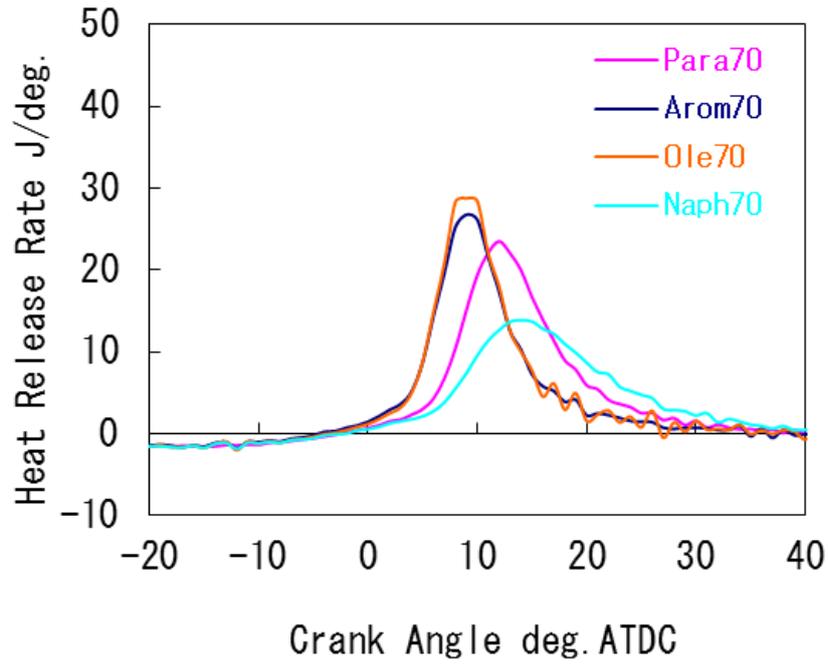


(a) $T_{in}=225^{\circ}\text{C}$ A/F=67

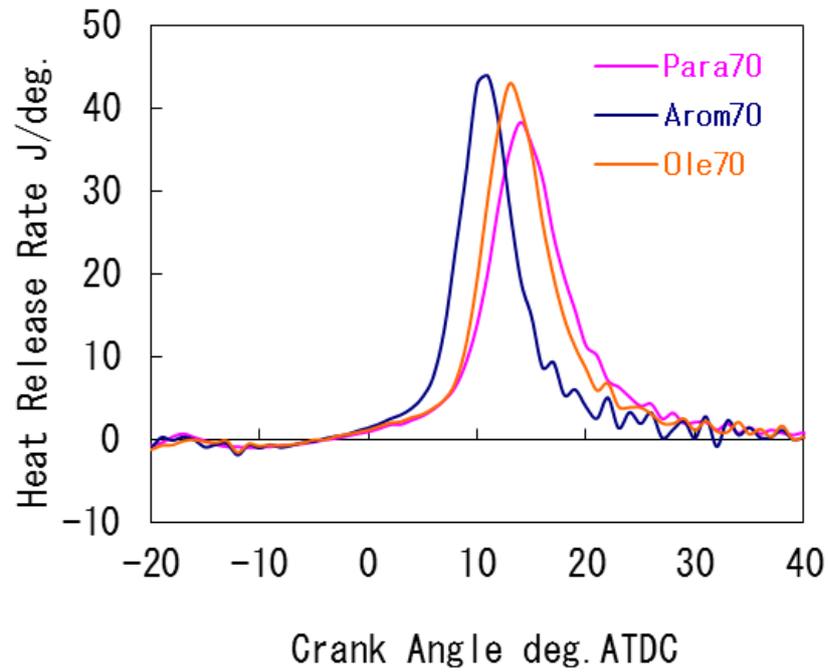


(b) $T_{in}=200^{\circ}\text{C}$ A/F=63

Fig. 3.5 Heat release rates of 70RON fuels at 1500rpm, WOT for four fuels (part 1)



(c) $T_{in}=175^{\circ}\text{C}$ A/F=54



(d) $T_{in}=100^{\circ}\text{C}$ A/F=42

Fig. 3.5 Heat release rates of 70RON fuels at 1500rpm, WOT for four fuels (part 2)

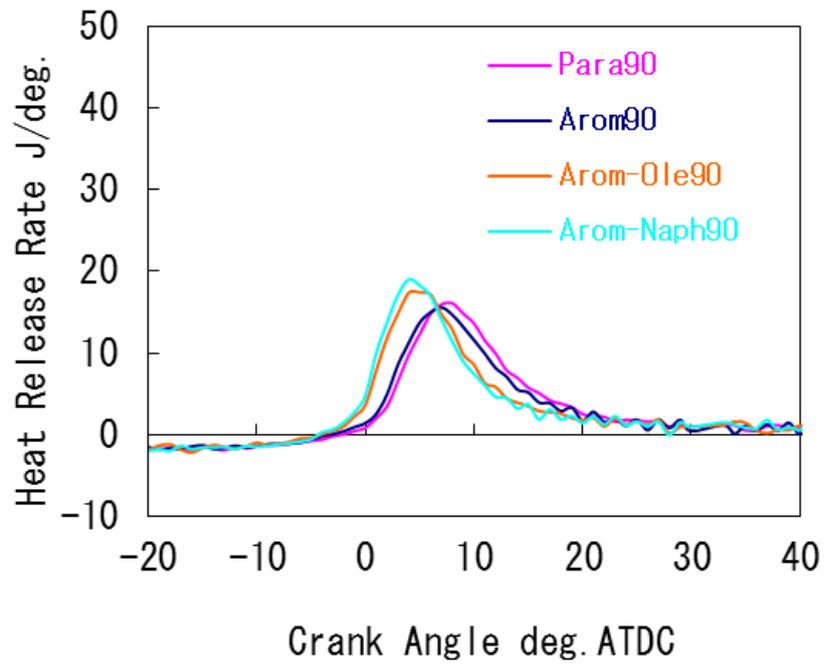
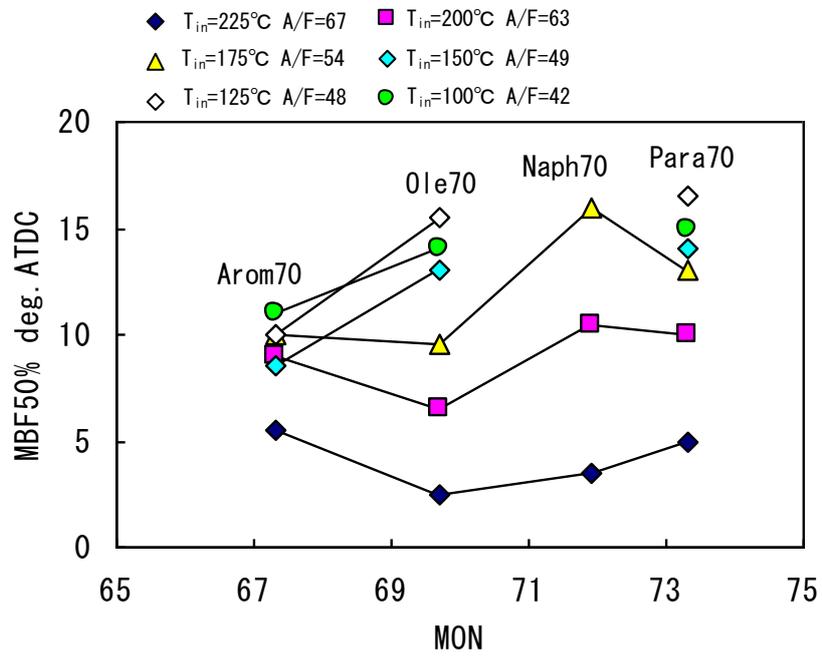
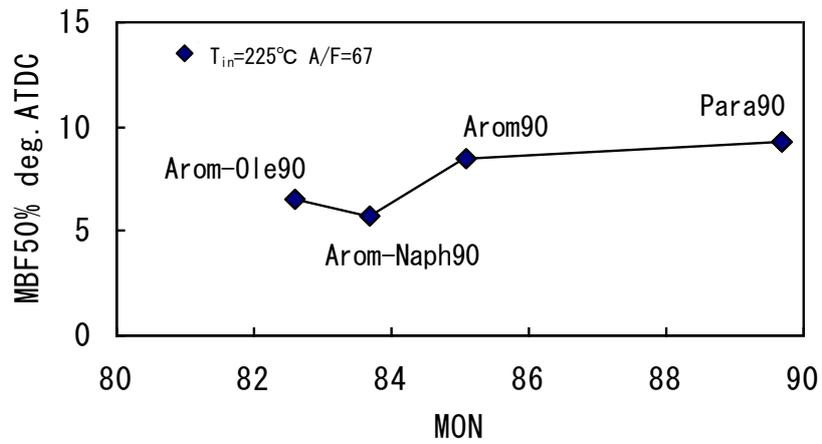


Fig. 3.6 Heat release rates of 90RON fuels at 1500rpm, WOT
 $T_{in}=225^{\circ}\text{C}$ $A/F=67$ for four fuels



(a) 70RON fuels



(b) 90RON fuels

Fig. 3.7 50% mass burnt fraction versus MON at 1500rpm, WOT

3.4 HCCI 燃焼での燃焼時期比較分析

HCCI 燃焼の実用化のためには、市場での燃料成分変動に対応できる燃焼システムを開発する必要があり、燃料成分の燃焼への影響を定量的に把握することが重要となる。近年、混合燃料に対応した詳細な化学反応機構を考慮した計算が発展してきているが、ここでは、燃料成分の影響を実験結果から定量的に分析する簡便なアプローチをとった。まず、基準燃料であるパラフィン系燃料に対して、前章で示した高温側の燃料の着火特性の指標である MON を用いてアレニウス型の式で燃焼時期を定式化した。次に、この実験式を用いて混合燃料の燃焼時期を予測し実験結果と比較することで、燃料成分による影響を明らかにした。なお、エンジン制御においてはさまざまな制約を回避しながら熱効率を最大化することが目的となるため、熱効率に支配的な MBF50%時期を定式化の対象とした。

3.4.1 パラフィン系燃料の燃焼時期定式化

図 3.8 に RON の異なる 3 種のパラフィン系燃料で吸入空気温度を 225°C から 100°C に変化させ、WOT にて実験した際の空燃比と MBF50% 時期の関係を示す。ここで、MBF50% 時期が遅角化すると、空燃比に対する MBF50% の感度が大きくなっている。これはピストン下降に伴い燃焼期間が長くなる影響を受けていると考え、化学反応による着火遅れのみを考慮するために、燃焼室容積変化の少ない上死点后 15 クランク角度までのデータを使用して、定式化を行うこととした。図 3.9 に定式化に用いた着火遅れ時間と燃料モル密度の関係を示す。ここで着火遅れ時間 Δt は、上死点前 90 クランク角度から MBF50% 時期までの時間と定義した。この関係を式(3.1)の形で定式化し係数を決定した。

Paraffin model :

$$\begin{aligned} \frac{1}{\Delta t} &= AT^n \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) [O_2]^\alpha [Fuel]^\beta \quad \dots \text{式(3.1)} \\ &= 4.60 \times 10^{-3} \times T_{TDC}^{5.71} \exp\left(\frac{-f(MON)}{T_{TDC}}\right) [Fuel]^{g(MON)} \end{aligned}$$

ここで $f(MON) = 71.4 \times MON - 1.09 \times 10^4$,

$$g(MON) = -0.400 \times 10^{-2} \times MON + 0.393$$

T_{TDC} : 筒内温度 [K]

[Fuel] : 燃料モル密度 [mol/cm³]

なお、反応進行は上死点付近が支配的であると考え、筒内温度 T_{TDC} および燃料モル密度は圧縮上死点での値を用いた。 T_{TDC} は、吸入空気温度から推算した圧縮開始温度と、実測の圧力履歴から算出したポリトロープ指数、および圧縮比から計算した。また、高温側の燃料の着火特性の指標である MON を用い、MON が異なる燃料では反応過程も異なるため、活性化エネルギーおよび燃料モル密度の反応次数も変化すると考え、活性化温度 E/R と燃料モル密度の反応次数 β を MON の関数とした。従来研究において、表 3.3⁽²⁾ のようにアルキルパーオキシラジカル (Alkylperoxy radicals) の分子内異性化における活性化エネルギーが示されている。内部異性化により H が引き抜かれる際に、一時的 (transition state) に環状構造を形成する。この引き抜かれる水素が結合している炭素が一級、二級、三級の各々において、5員環、6員環、さらには7員環と構成原子数が多くなるほど活性化エネルギーが小さくなることが知られている。また、図 3.10⁽²⁾ に示すように一時的な環状構造を形成した際に原子数が多くなる直鎖の炭化水素ではオクタン価が低くなるため、オクタン価が低い燃料では活性化エネルギーが小さいといえる。本モデル式においても MON が低いと活性化エネルギーが小さくなるのは、このような理由であるものと考えられる。また、表 3.4⁽³⁾ に示すように、燃料モル密度の反応次数 (表中の a) は、オクタン価の高い低級炭化水素において小さくなる傾向が認められる。本モデルでも MON が高いと反応次数が小さくなるのはこのためである。なお、当該研究においては成分によらず活性化エネルギーを定数としている。なお、本モデル式では酸素濃度が一定となるように実験を実施したため、酸素濃度の項は省略しているが、EGR、過給を考慮した場合は酸素濃度の項が必要になること

は言うまでもない。図 3.11 に式(3.1)を用いた MBF50%の予測結果と実験結果の比較を示す。パラフィン系燃料のみに限定すれば、MON を指標とする実験式で燃焼時期を精度よく予測することができたと言える。

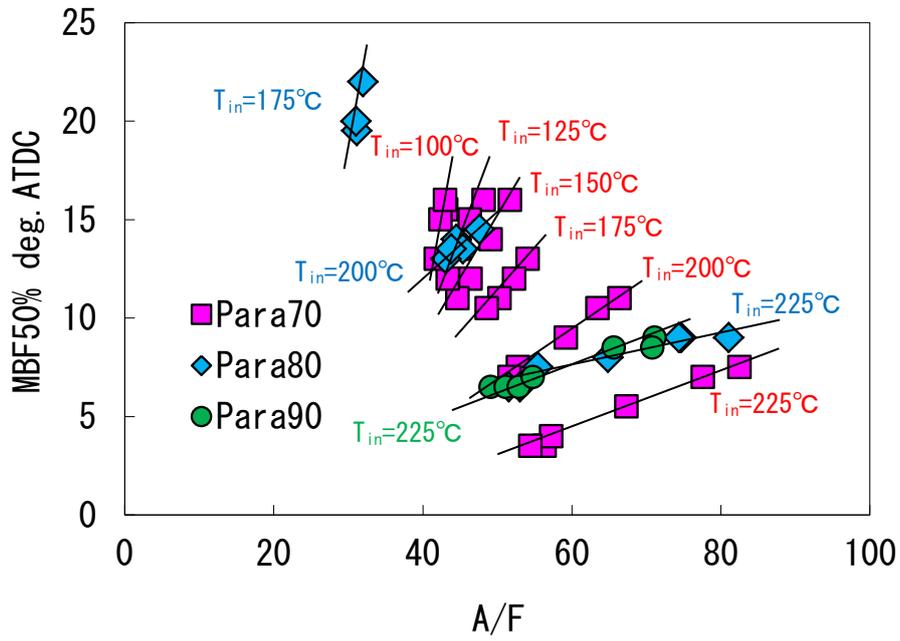


Fig. 3.8 MBF50% timing of paraffin fuels at 1500rpm, WOT

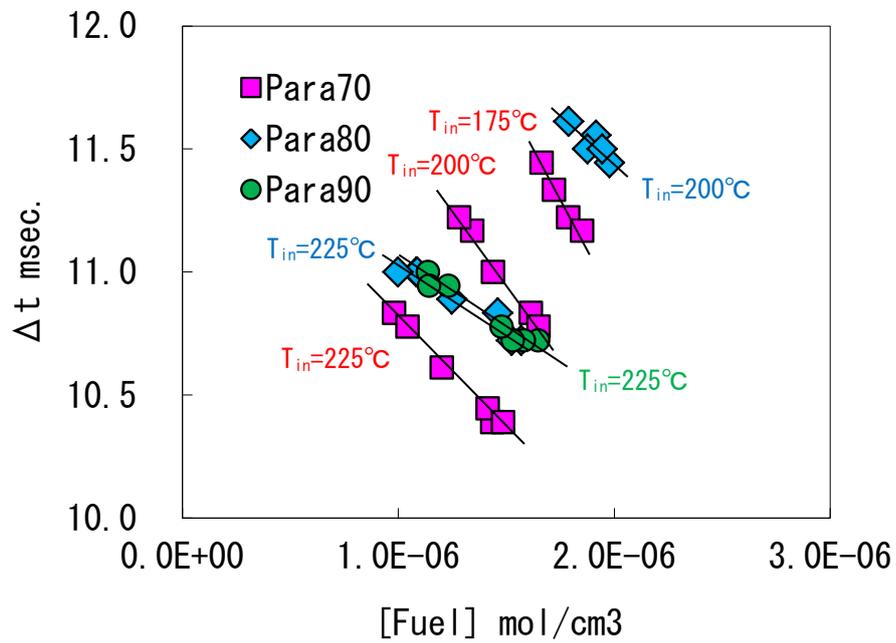
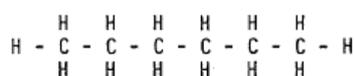


Fig. 3.9 Ignition delay time of paraffin fuels at 1500rpm, WOT used to construct Eq. (3.1)

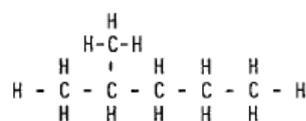
Table 3.3 Rates of alkylperoxy radical isomerization reactions
(activation energies in cal/mol, rates in sec⁻¹)⁽²⁾

Type of site	Atoms in transition state ring	Reaction Rate log A	E _a	Rate at 850K
primary	5	11.45	30000	5.44x10 ³
primary	6	11.08	27000	1.37x10 ⁴
primary	7	10.71	25100	1.80x10 ⁴
secondary	5	11.05	26500	1.72x10 ⁴
secondary	6	11.26	23400	1.75x10 ⁵
secondary	7	11.48	21500	8.94x10 ⁵
tertiary	5	11.78	23000	7.34x10 ³
tertiary	6	11.48	20100	2.05x10 ⁶
tertiary	7	11.48	17900	7.54x10 ⁶

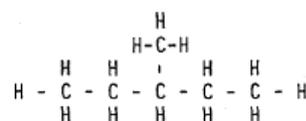
n-hexane RON=25



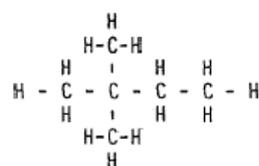
2-methyl pentane RON=73



3-methyl pentane RON=74



2-2-dimethyl butane RON=92



2-3-dimethyl butane RON=99

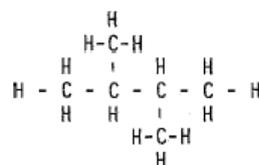


Fig. 3.10 Isomers of hexane and their RON values⁽²⁾

Table 3.4 Comparison of each parameter of $k = A \exp(-E_a/RT) [\text{Fuel}]^a [\text{Oxidizer}]^b$ for some hydrocarbon fuels⁽³⁾

Fuel	A	E_a	a	b
CH ₄	8.3×10^5	30.0	-0.3	1.3
C ₂ H ₆	1.1×10^{12}	30.0	0.1	1.65
C ₃ H ₈	8.6×10^{11}	30.0	0.1	1.65
C ₄ H ₁₀	7.4×10^{11}	30.0	0.15	1.6
C ₅ H ₁₂	6.4×10^{11}	30.0	0.25	1.5
C ₆ H ₁₄	5.7×10^{11}	30.0	0.25	1.5
C ₇ H ₁₆	5.1×10^{11}	30.0	0.25	1.5
C ₈ H ₁₈	4.6×10^{11}	30.0	0.25	1.5

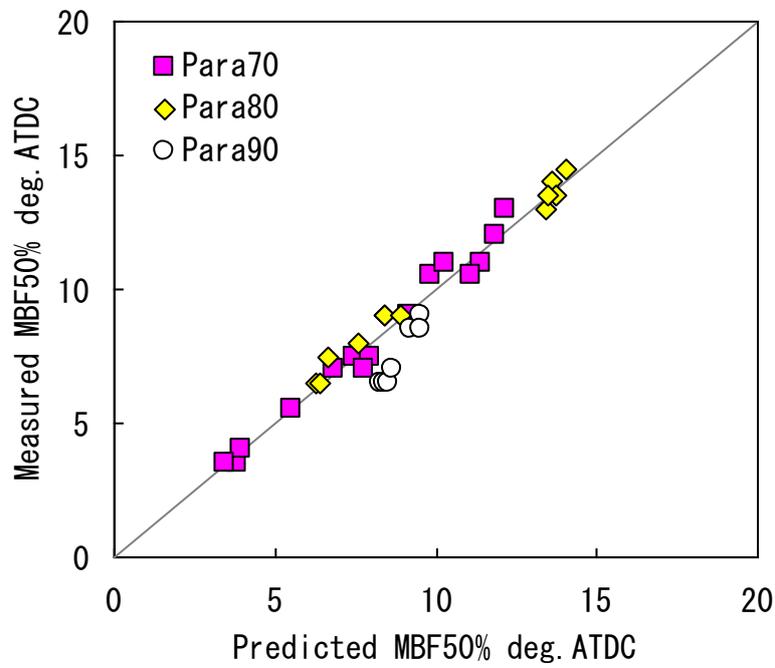


Fig. 3.11 Correlation between predicted MBF50% using Paraffin model and measured one at 1500rpm, WOT

3.4.2 混合燃料の燃焼時期特性分析

混合燃料にパラフィンモデル式を用いた MBF50%の予測結果と実験結果の比較を，吸入空気温度ごとに図 3.12 に示す．これより，同一 MON のパラフィン燃料と比較した各種混合燃料の着火燃焼特性を知ることができる．具体的には， T_{in} が 225℃ではどの燃料もパラフィン燃料と同等の着火燃焼特性となっていることから，燃料成分の影響は小さく，MON のみで着火特性を記述できることになる．しかしながら，吸入空気温度の低下にともない図中の左上にプロットされることから，同一 MON のパラフィン燃料より燃焼時期が遅れる特性をもつことになる．すなわち，燃料成分による着火抑制効果が働いており，その効果は Naph70 で最も大きいことがわかった．

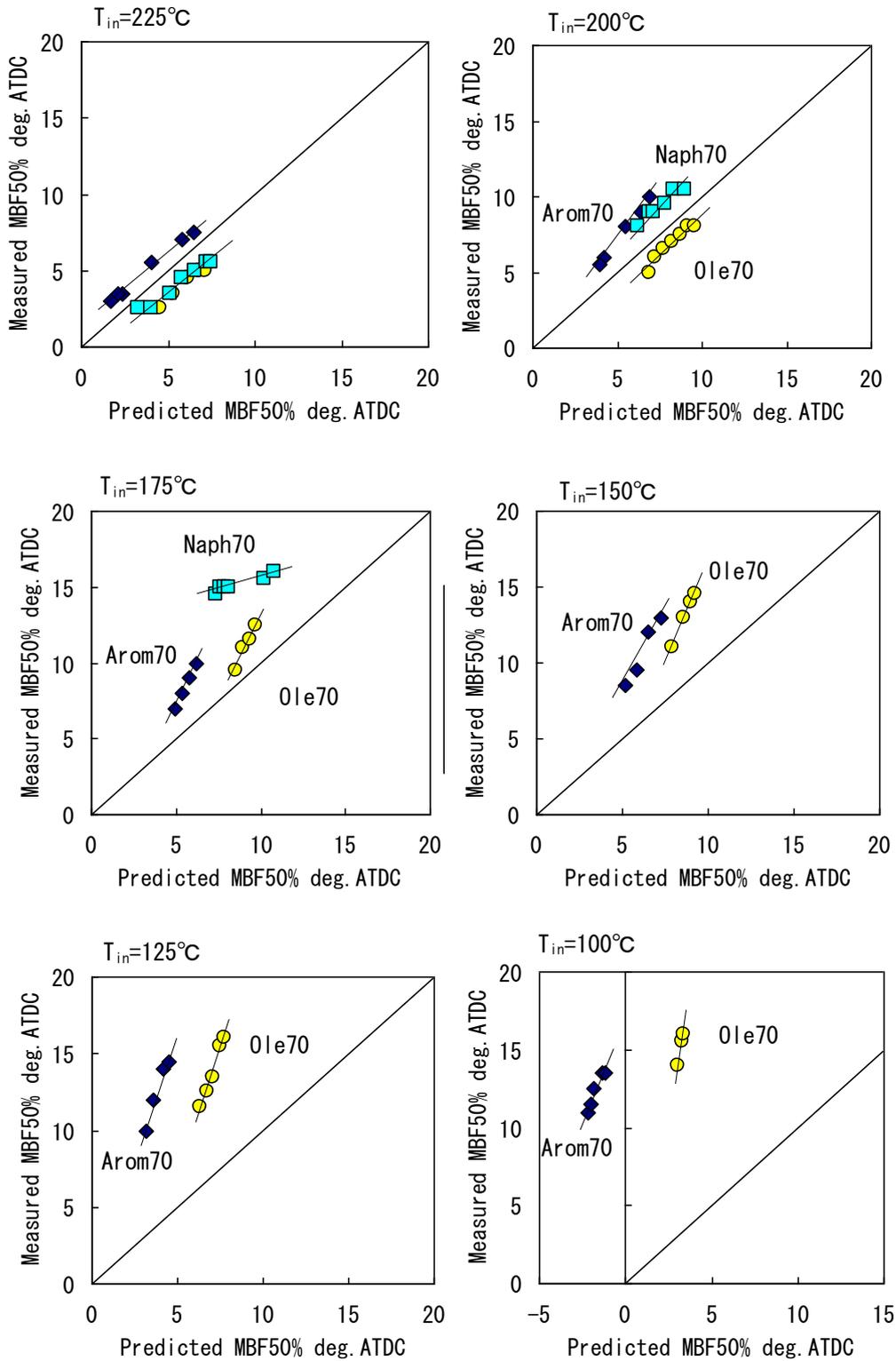


Fig. 3.12 Comparison of predicted MBF50% using Paraffin model and measured one for various multi component fuels at 1500rpm, WOT

3.5 混合燃料の燃焼時期定式化

上記のような混合燃料の着火燃焼特性は、主要成分であるパラフィン系成分の反応進行による中間生成物の生成が、他の燃料成分の反応進行にともなって促進あるいは抑制されることで変化すると推察される。このため、パラフィン系成分単独の反応速度と、係数 c_i を乗じた各燃料成分の反応速度の和をとった式(3.2)の形で、混合燃料の燃焼時期を定式化した。ここで係数 c_i は、パラフィン系成分の反応速度に対して燃料成分 i の反応速度が及ぼす促進効果あるいは抑制効果を表す係数であり、正のときには全体の反応速度を増加させ、負のときには減少させる。なお、燃料中に含まれる各炭化水素の着火性は炭化水素の種類によって大きく異なるため⁽⁴⁾⁽⁵⁾、燃料成分をアロマ系、オレフィン系、ナフテン系成分に分類した。

Multi Components model :

$$\begin{aligned} \frac{1}{\Delta t} &= \frac{1}{\Delta t_{Para}} + c_{Arom} \frac{1}{\Delta t_{Arom}} + c_{Ole} \frac{1}{\Delta t_{Ole}} + c_{Naph} \frac{1}{\Delta t_{Naph}} \\ &= AT_{TDC}^n \exp\left(\frac{f(MON_{Para})}{T_{TDC}}\right) [Fuel_{Para}]^{g(MON_{Para})} \\ &\quad + c_{Arom} AT_{TDC}^n \exp\left(\frac{f(MON_{Arom})}{T_{TDC}}\right) [Fuel_{Arom}]^{g(MON_{Arom})} \\ &\quad + c_{Ole} AT_{TDC}^n \exp\left(\frac{f(MON_{Ole})}{T_{TDC}}\right) [Fuel_{Ole}]^{g(MON_{Ole})} \\ &\quad + c_{Naph} AT_{TDC}^n \exp\left(\frac{f(MON_{Naph})}{T_{TDC}}\right) [Fuel_{Naph}]^{g(MON_{Naph})} \cdots \text{式(3.2)} \end{aligned}$$

さらに、これらの燃料成分をそれぞれ toluene, 1-pentene, cyclohexane で代表させ⁽⁶⁾、各種混合燃料の MON と各燃料成分の体積割合からパラフィン系成分の MON を算出した値を表 3.5 に示す。この値と式(3.2)を用いて、図 3.12 に示した混合燃料の実験結果に対して予測誤差が小さくなるように c_i を最適化したときの予測結果を図 3.13 に示す。式(3.2)の形とすることで各成分の影響を考慮でき、図 3.12 に比べて予測誤差が大きく改善した。また、 c_i の値を図 3.14 に示す。これより、アロマ成分では常に負の値となることから、吸入空気

温度によらず常に反応抑制効果をもつことがわかる。一方で、オレフィン成分、ナフテン成分は吸入空気温度が高い条件では反応促進効果をもつが、吸入空気温度が低下すると反応抑制効果を示すことがわかる。最後に、この 70RON 燃料で決定した c_i を用いて 90RON 燃料と市場レギュラーガソリンでの燃焼時期予測を行いモデル式の精度を確認する。なお、今回用いたレギュラーガソリンの RON は 90.9, MON は 82.4 であり、成分分析により得られた各燃料成分の体積割合を計算に用いた。MBF50%の予測結果と実験結果の比較を図 3.15 に示す。これより、今回構築した混合燃料モデル式を用いて、市場レギュラーガソリンに対しても吸気加熱方式 HCCI の燃焼時期を精度よく予測できることが確認された。今後、HCCI 燃焼の実用化に向けた燃焼システム開発や燃料設計の領域で、本モデル式が活用できるものと判断される。

Table 3.5 MON of fuel components

	Arom70	Ole70	Naph70
All Components	67.3	69.7	71.9
Paraffin (Calc.)	54.3	66.6	69.7
Naphthene (cyclohexane)	77.2	77.2	77.2
Olefin (1-pentene)	77.1	77.1	77.1
Aromatics (toluene)	103.5	103.5	103.5

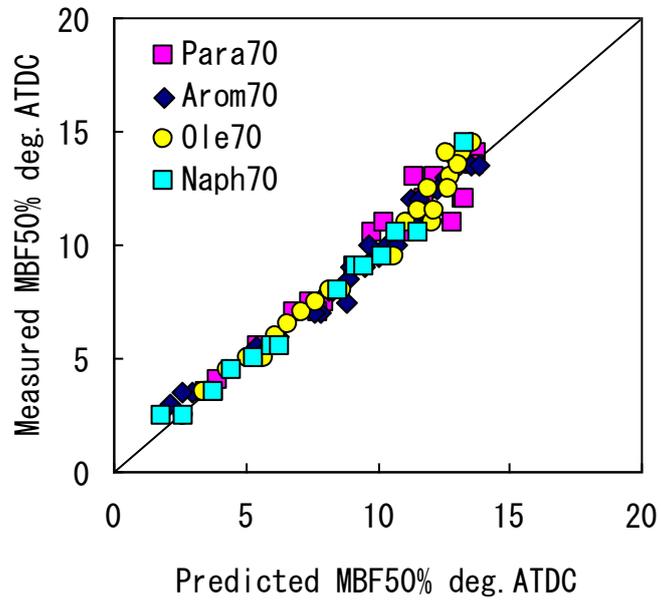


Fig. 3.13 Correlation between predicted MBF50% using multi components model and measured one at 1500rpm, WOT for four 70 RON fuels

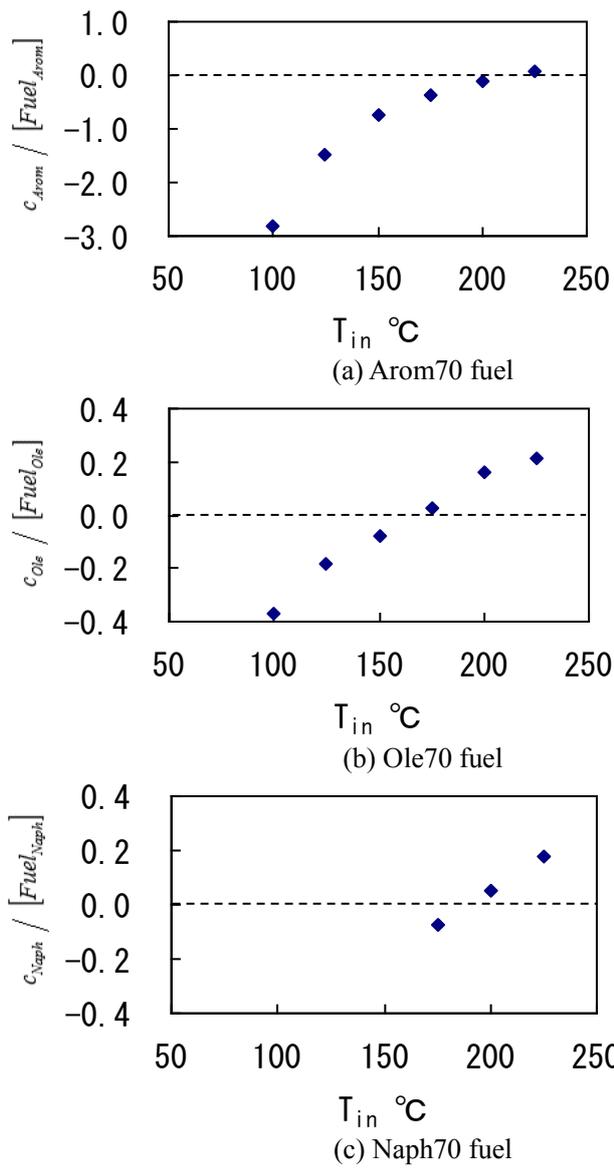


Fig. 3.14 Coefficient of fuel component effect used in Eq. (3.2)

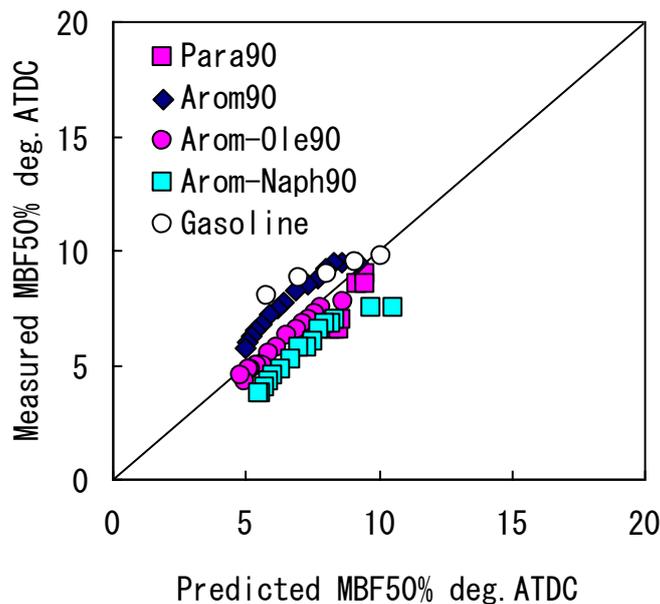


Fig. 3.15 Correlation between predicted MBF50% using multi components model and measured one at 1500rpm, WOT for four 90 RON and gasoline fuels

3.6 まとめ

燃料性状が HCCI 燃焼と SI 燃焼のノッキングに及ぼす影響を明らかにするため、SI 燃焼のノッキングに関する RON が同一で燃料成分の異なるモデル燃料を作製し、SI 燃焼と HCCI 燃焼の自己着火について実験的な解析を行った。さらに簡便な方法で燃料成分が着火性に及ぼす影響を定量化することを試みた結果、以下の結論を得た。

1. 高圧縮比 SI 燃焼のノッキング特性は、燃料成分が異なる場合でも低温酸化反応が生じない状態であれば RON を指標にすることができ、ノッキング限界での出力特性については、RON を指標にすることができる。
2. 吸気加熱方式 HCCI 燃焼において、燃料成分が異なる場合には、着火特性に対する燃料成分の影響は吸入空気温度によって変化しており、RON や MON のみで一義的にあわせるものではない。

3. 吸入空気温度が高い条件ではどの燃料もパラフィン燃料と同等の着火特性となっているが、吸入空気温度の低下にともない抑制効果が働き、その効果はナフテン系炭化水素を混合した燃料で最も大きい。
4. 混合燃料モデル式を構築し、レギュラーガソリンに対しても吸気加熱方式 HCCI の燃焼時期を精度よく予測できた。

第 3 章参考文献

- (1) 橋本 公太郎, “急速圧縮機を用いた各種炭化水素の予混合圧縮着火特性評価”, 第 44 回 燃焼シンポジウム講演論文集, 86-87, 2006.
- (2) Westbrook, C. K., Pitz, W. J. and Leppard, W. R., “The Autoignition Chemistry of Paraffinic Fuels and Pro-Knock and Anti-Knock Additives: A Detailed Chemical Kinetic Study”, SAE Paper 912314.
- (3) Westbrook, C. K. and Dryer, F. L., “Chemical Kinetic Modeling of Hydrocarbon Combustion”, Progress in Energy and Combustion Science 10, 1-57, 1984.
- (4) Shibata, G. and Urushihara, T., “Auto-Ignition Characteristics of Hydrocarbons and Development of HCCI Fuel Index”, SAE Paper 2007-01-0220, 2007.
- (5) Pitz, W. J., Cernansky, N. P., Dryer, F. L., Egolfopoulos, F. N., Farrell, J. T., Friend, D. G. and Pitsch, H., “Development of an Experimental Database and Chemical Kinetic Models for Surrogate Gasoline Fuels”, SAE Paper 2007-01-0175, 2007.

第4章 多成分燃料に対応できる簡略化反応スキームの開発

4.1 緒論

前章では、燃料成分の異なる同一オクタン価のモデル燃料を用いてエンジン実験を行い、その結果から HCCI 燃焼時期を精度よく予測できるモデル式を構築した。このような自己着火現象をより詳細に検討するためには化学反応計算を用いることになるが、燃料成分の影響を記述できる化学反応スキームは化学種数、反応数が多いため、多くの計算時間が必要である。さらに、SI 燃焼の開発においても、自己着火現象であるプリイグニッションやノッキング発生位置の把握などのために三次元流体計算との連成計算が望まれるが、化学種の多い化学反応スキームでは、計算負荷の増大が顕著である。このため、三次元流体計算と化学反応計算の連成においては、化学種数、反応数の少ない簡略化反応スキームでの計算に留まっている。本章では、前章での多成分モデル式を参考にして、化学種数、反応数を増やすことなく、燃料組成の違いが着火時期に及ぼす影響を記述できる簡略化反応スキームを開発する。

4.2 簡略化反応スキーム構築の手法

化学種数、反応数の少ない小規模な反応スキームを構築する手法としては、大規模な詳細化学反応スキームをもとに化学種数、反応数を削減していく手法⁽¹⁾と、小規模な簡略化反応スキームをもとに燃料成分に応じて適切なパラメータを修正する手法⁽²⁾がある。前者では化学種数 803、反応数 3,222 までの削減に留まっており削減量が不十分である。一方、後者では修正に適切なパラメータの選定が重要であり、幅広い運転条件においても計算精度を確保できる選定手法を検討する必要があると考える。前章においては、基準燃料であるパラフィン系成分の燃料での着火モデル式に対して、他の燃料成分による主要な中間生成物への生成促進、あるいは抑制の効果を考慮した項を追加することで、混合燃料に対応できる着火モデル式を構築できることを示した。そこで、簡略化反応スキームでの修正パラメ

一タ選定にも、この主要な中間生成物の生成促進、抑制に着目する手法を適用する。最近の研究では、燃料に含まれる成分の違いによる着火遅れ時間の違いは、低温酸化反応終了時点での HCHO 、 H_2O_2 の量が重要であることが報告されている⁽³⁾。このため、本章では簡略化スキームで燃料組成の違いに対応するために、 HCHO 、 H_2O_2 の生成特性に着目し、これらに支配的な化学反応式の数値定数を、燃料を構成する成分の割合に応じて調整する手法を用いた。なお、第 3 章の実験結果にて低オクタン価燃料において他成分の混合による着火時期影響が顕著であったため、本章の基準燃料を低オクタン価な PRF70 とした。

本章では図 4.1 に示すように、反応速度定数の変更を以下の手順を実施する。

1. 基準燃料である PRF に対応した簡略化スキームであるベーススキームと、目標とする着火遅れ時間データを準備する。
2. ベーススキームの感度解析から、 HCHO と H_2O_2 および温度に対して支配的な化学反応式を選定する。
3. これらの反応速度定数を最適化対象パラメータとして最適化計算を行い、ベーススキームにて基準燃料の着火遅れ時間を再現できるように反応速度定数を決定する。
4. HCHO と H_2O_2 に支配的な反応式のみを最適化対象として、混合燃料での着火遅れ時間を再現できるように最適化計算を行い、混合成分に応じて反応速度定数を決定する。これにより、簡略化スキームとして多成分燃料を計算可能にする。
5. この簡略化スキームを用いてさまざまな条件での計算を行い、計算精度を検証する。

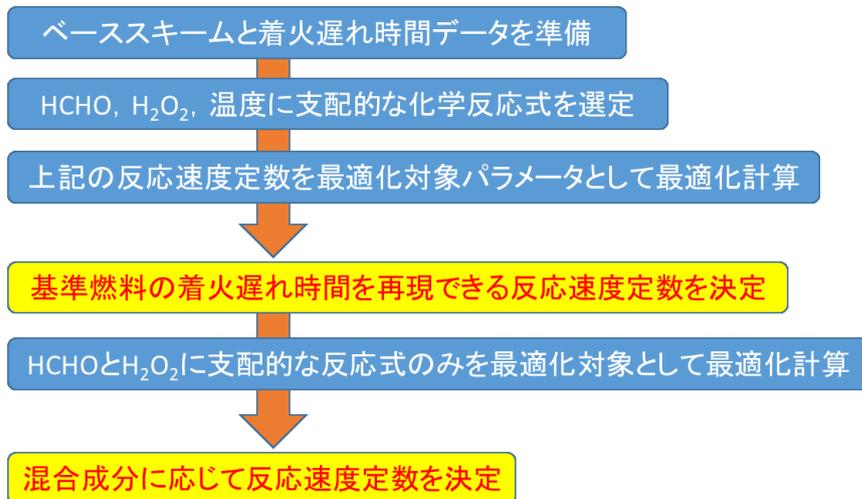


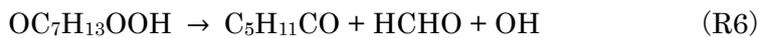
Fig. 4.1 Procedure of developing the reduced scheme for multi-component fuel

4.2.1 化学反応スキーム

ベースとなる簡略化スキームとして、Tsurushimaにより構築されたPRF用の化学反応スキームを用いた⁽⁴⁾。このスキームは、化学種数 33、反応数 38 であり、PRF の着火現象を精度よく再現できる化学反応スキームとして知られている。また、本研究では目標とする着火遅れ時間データとして、多様な成分を含む燃料の着火現象を詳細に表現した化学反応スキームでの計算結果を用いることとした。このため、第 1 章で述べた Model Fuels Consortium で開発された MFC 2011 Gasoline Mechanism⁽⁵⁾と MFC 2008 ETBE Mechanism⁽⁶⁾をマージしたスキームを作成して用いた。このスキーム（以後、MFC スキーム）は、化学種数 2,301、反応数 11,116 であり、イソオクタン、ノルマルヘプタンに加えて、後述のトルエン、1-ペンテンなど多様な燃料成分を扱うことができる。なお、着火遅れ時間の計算には、CHEMKIN-II⁽⁷⁾と CHEMKIN-PRO を用いた。

4.2.2 対象化学反応式の選定

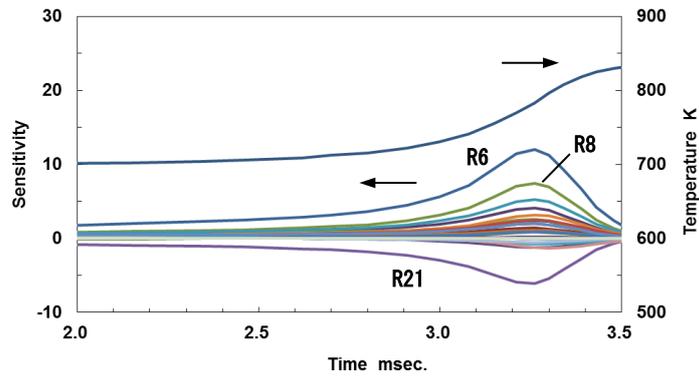
HCHO, H₂O₂ の生成量を効果的に調整するための化学反応式を選定するために, 低温酸化反応終了時点での HCHO, H₂O₂ の生成量に対する感度解析を行った. 低温酸化反応が顕著に見られる PRF70 における 700 K, 800 K での感度解析結果を図 4.2 に示す. これより, 低温酸化反応中の HCHO, H₂O₂ の生成量に対し, 反応式 R6 の感度が最も高く, 次いで R21, R8 の感度が高いことがわかる.



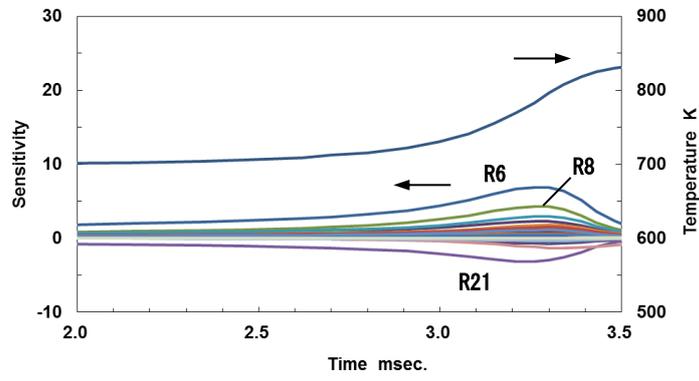
ここで, R6 はノルマルヘプタンの反応機構の中で HCHO を生成する反応であり, この反応を促進させると HCHO, H₂O₂ ともに増加する. 一方で, R21 はイソオクタンからの水素引き抜き反応であるが, この反応を促進させると間接的にノルマルヘプタンの反応が抑制され, HCHO, H₂O₂ ともに減少すると考える. さらに, R8 はノルマルヘプタンからの水素引き抜き反応であり, この反応を促進させても HCHO, H₂O₂ ともに増加する. R8 の反応速度の調整による HCHO, H₂O₂ への効果は R6 による効果と同じノルマルヘプタンによる効果であるため, R6 と R21 の二つの反応式を燃料成分の違いを表現するために反応速度定数を調整する対象とした.

オリジナルの簡略化スキームと MFC スキームでの着火遅れ時間を図 4.3 に示す. 低温から高温まで全温度域で MFC スキームの方が着火遅れ時間が長いことがわかる. したがって対象とする反応式は, 前述の R6, R21 に加えて高温での着火遅れ時間を補正するために, 縮退連鎖分岐反応を構成する R37 を対象とした. なお, 図 4.4 に示すとおり R37 は熱着火時期での温度に対する感度が高いことがわかっている.

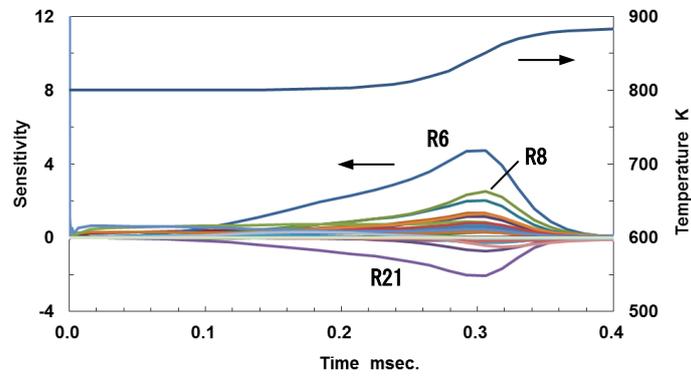




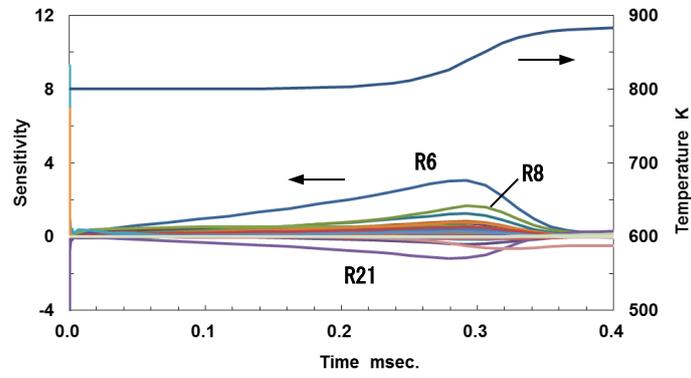
(a) H₂O₂ sensitivity at 700 K



(b) HCHO sensitivity at 700 K



(c) H₂O₂ sensitivity at 800 K



(d) HCHO sensitivity at 800 K

Fig. 4.2 Sensitivity analysis at PRF70, 6 MPa, $\lambda=1$

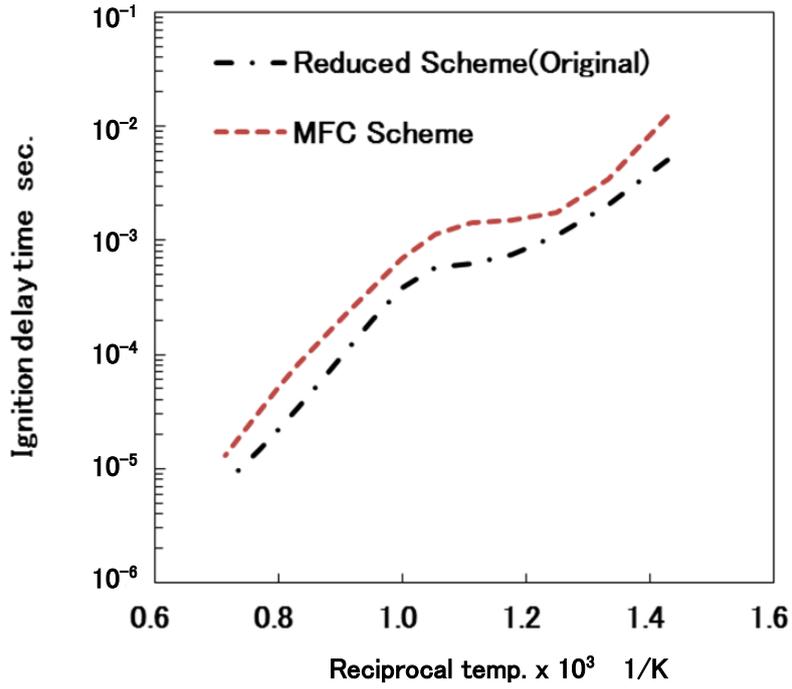
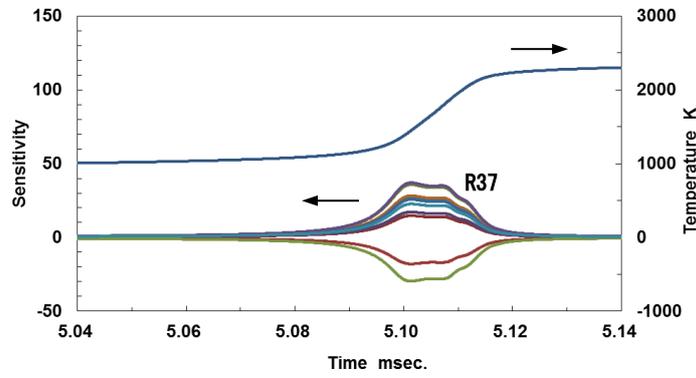
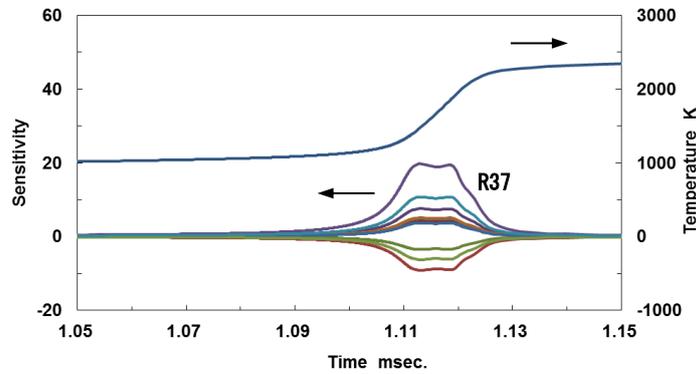


Fig. 4.3 Comparison of ignition delay time at PRF70, 6 MPa, $\lambda=1$



(a) Sensitivity at 700 K



(b) Sensitivity at 800 K

Fig. 4.4 Sensitivity analysis for temperature at PRF70, 6 MPa, $\lambda=1$

4.2.3 反応速度定数の決定

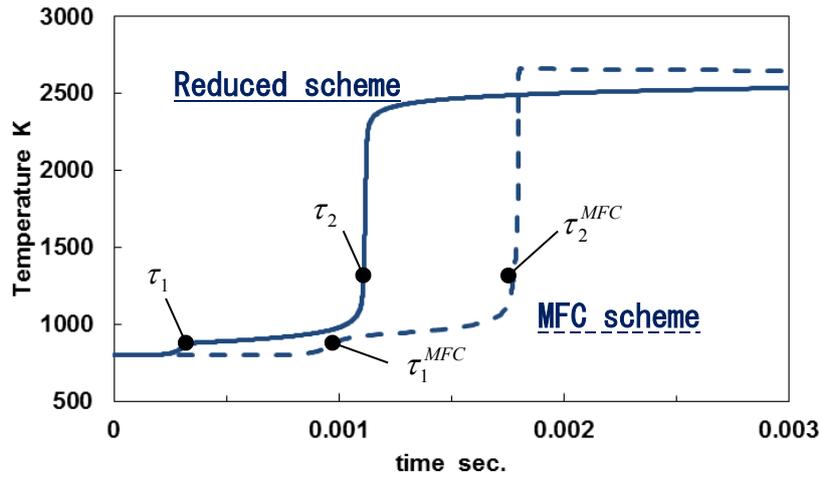
反応速度定数を最適化においては、低温酸化反応時期 τ_1 と熱着火時期 τ_2 を初期温度からそれぞれ 50 K と 500 K 上昇した時刻と定義し、それらの時刻が MFC スキームでの計算結果に一致することを狙いとした。計算結果の一例として、簡略化スキームと MFC スキームを用いて、PRF70 での初期圧力 6 MPa, 初期温度 800 K, 空気過剰率 λ が 1 での温度と HCHO, H₂O₂ の履歴を図 4.5 に示す。どちらのスキームにおいても初期温度から 50 K および 500 K 上昇を閾値とすることで、低温酸化反応時期および熱着火時期を特定することができる。また、各々の時期において、HCHO と H₂O₂ が生成し消失していることも認められる。このため、簡略化スキームでの τ_1 と τ_2 を MFC スキームでの τ_1^{MFC} と τ_2^{MFC} に一致させることで HCHO と H₂O₂ の生成特性を再現することを試みる。

また、最適化アルゴリズムとしては、粒子群最適化 (Particle Swarm Optimization, 以下 PSO) 法^⑧を用いた。PSO 法では、最適化対象のパラメータについて探索粒子と呼ばれる複数の値の組み合わせを用意し、粒子群の情報を活用して評価関数の値が目標値に近づくよう反復計算によりパラメータを最適化する。それぞれの探索粒子は反復回ごとに値が決定されるが、その決定にはその反復回までに、①その粒子自身が最もよい評価関数値を得たときの値 (パーソナルベスト) と、②全探索粒子の中で最もよい評価関数値を得たときの値 (グループベスト) を用いる。これにより、反復回数が進むにしたがって目標に近い領域に探索粒子を集中的に配置することができるため、効率よく最適化できる。今回は、探索粒子数 10, 反復回数 100 とした。各反復回においては、まず、初期圧力 6 MPa, 空気過剰率 λ が 1 の条件で初期温度を 700 K から 1400 K まで 50 K ごとに変化させて CHEMKIN-II を用いて定容器での化学反応計算を行い、各温度での τ_1 と τ_2 を求める。次に、 τ_1 と τ_2 のそれぞれで MFC スキームと簡略化スキームでの誤差率を求め、各誤差率の絶対値を全温度で積算した値を評価関数とした。以下に、この評価関数 E_f を示す。

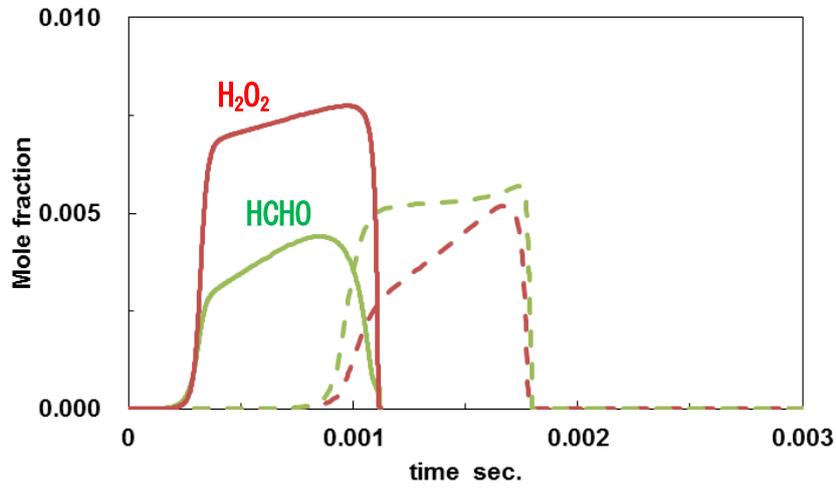
$$E_f = \sum_{T=700}^{1400} \left(\left| \frac{\tau_1^{MFC} - \tau_1}{\tau_1^{MFC}} \right| + \left| \frac{\tau_2^{MFC} - \tau_2}{\tau_2^{MFC}} \right| \right) \quad \dots \text{式(4.1)}$$

この評価関数の値が最小になるようなパラメータの組み合わせを探索した。なお、変更対象とするパラメータとしては、反応速度定数のうち頻度係数のみを用いた。図 4.6 に PSO 法により最適化を行った際の評価関数値の変化の一例を示す。このように、100 回の反復によって評価関数の値が最小値で安定することを確認している。

オリジナルの簡略化スキームと MFC スキームでの着火遅れ時間に加えて、PSO 法を用いて最適化した簡略化スキームでの着火遅れ時間を図 4.7(a)に示す。最適化により低温側、高温側ともに簡略化スキームの着火遅れ時間が長くなり、よい一致が得られた。このときの着火遅れ時間の誤差は平均で 21%である。なお、オリジナルの簡略化スキームでは R6, R21, R37 の頻度係数は、それぞれ 3.980×10^{15} , 6.000×10^{13} , 1.200×10^{17} であったが、最適化後は、 2.885×10^{14} , 1.430×10^{14} , 2.013×10^{16} となった。図 4.2 および図 4.4 の感度解析結果から、R6 と R37 は反応促進、R21 は反応抑制の効果をもつことがわかるが、最適化により R6 と R37 の係数は減少し、R21 の係数は増加したことから、三つの反応式すべてで反応を抑制して着火遅れ時間を調整したことがわかる。次に、この最適化後のスキームを用いて $\lambda=2$, $\lambda=3$ 条件での着火遅れ時間を計算した結果を MFC スキームでの結果と比較し、それぞれ図 4.7(b)に示す。リーン条件においては低温酸化反応が相対的に小さくなり、低温度領域での着火遅れ時間の延長が特徴的だが、この特性についてもよい一致を維持できている。これより、簡略化スキームに対して、低温酸化反応での HCHO, H₂O₂ 生成感度、及び、熱着火反応での温度感度に着目して対象となる反応式を選び、PSO 法を用いることで、 $\lambda=1$ 条件での τ_1 , τ_2 が一致するように反応速度定数を最適化できた。また、 $\lambda=1$ 条件で最適化した反応スキームは、リーン条件での着火遅れ時間もよい精度で予測可能であることがわかり、今回の反応スキーム構築手法が有効であることが示された。以降は、この最適化後のスキームを簡略化スキームと呼ぶこととする。



(a) Temperature



(b) HCHO and H_2O_2

Fig. 4.5 Comparisons of the simulation result by reduced scheme and MFC scheme at PRF70, initial temperature 800 K, initial pressure 6 MPa, $\lambda = 1$

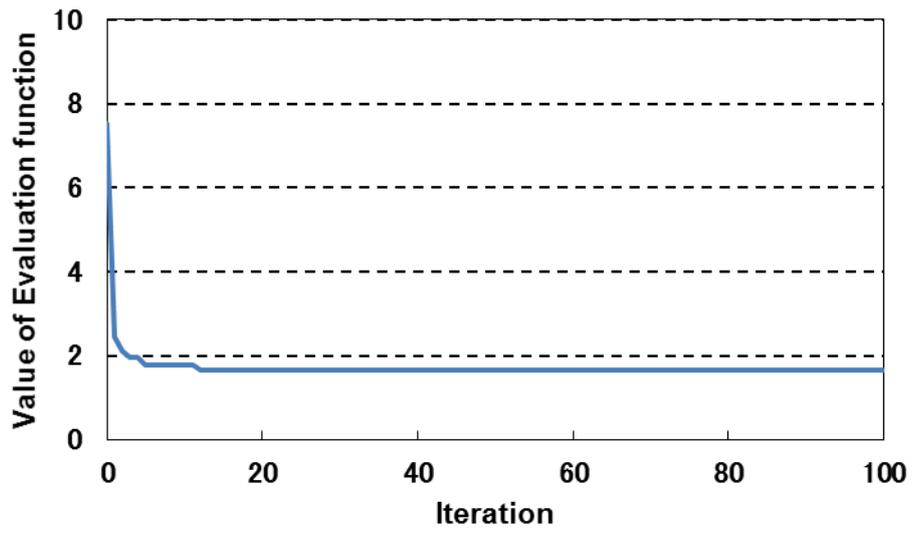
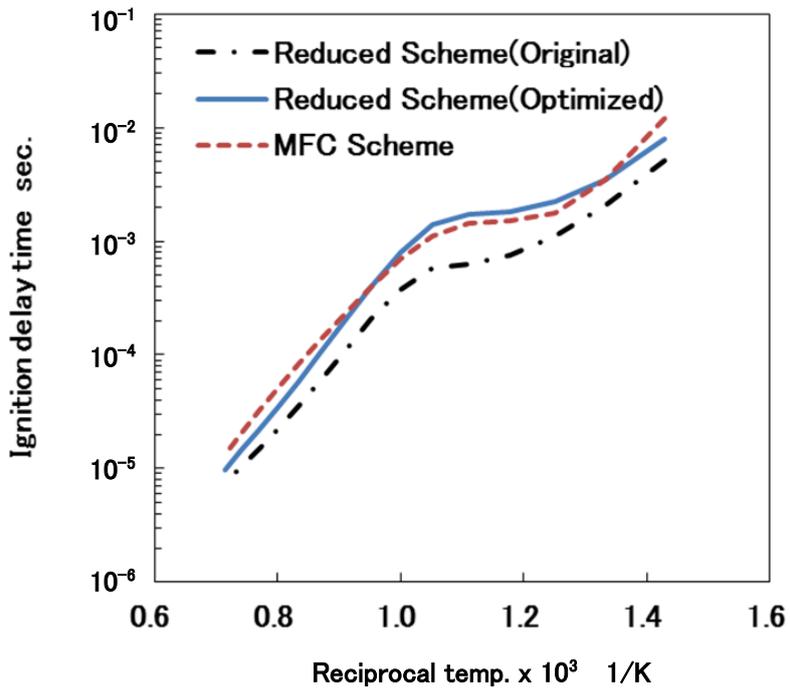
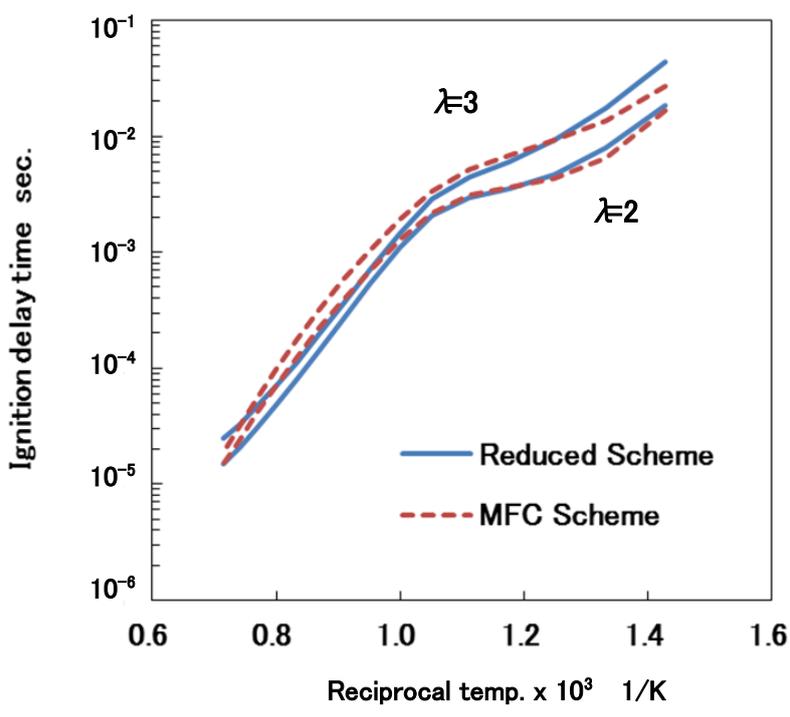


Fig. 4.6 Transition of value of evaluation function



(a) Ignition delay time at $\lambda=1$



(b) Ignition delay time at lean condition

Fig. 4.7 Comparison of ignition delay time at PRF70, 6 MPa

4.3 他の燃料成分への対応

前述の通り、本章の目的は、少ない化学種において数種の炭化水素を含む燃料の着火特性を表現することにある。安東ら^③によると炭化水素の燃焼は H_2O_2 ループによる反応過程により決まり、分子構造が異なっても、結局のところ H_2O_2 ループが起こる。とすれば、イソオクタン、ノルマルヘプタン以外の成分が混合された燃料においても、反応定数を調整することでこの H_2O_2 ループの発生傾向を PRF 用の簡略化スキームを用いて記述できれば、各種混合燃料の化学反応特性を表現可能と考えた。勿論、化学種に対応した反応機構を用いて詳細な解析を行うことも考えられるが、本研究の主眼は第 5 章で行う HCCI 燃焼の制御指針を得ることにある。その為には、化学反応機構を考慮した三次元熱流体シミュレーションを高速で行うことが必要であり、この目的のため本手法で十分であるものとする。さらに、混合割合に応じてこの定数を決定するルールを構築することで任意の割合で混合された燃料にも対応することを試みる。

4.3.1 他成分での係数最適化

アロマ系成分の代表としてトルエンを用い、PRF70 に液体での体積比 50 vol% を混合した燃料の場合（ノルマルヘプタン:イソオクタン:トルエン=15 : 35 : 50 vol%）について、係数最適化の手法を説明する。化学種数、反応数を増加させないために、まずは、トルエンをイソオクタンに統合して ノルマルヘプタン : イソオクタン=15 : 85 vol% の燃料とした。そのうえで、トルエン混合による HCHO 、 H_2O_2 生成量の変化を再現するために、反応式 R6 と R21 のみを対象に PSO 法を用いて頻度係数を最適化した。その結果、R6 と R21 の頻度係数をそれぞれ 0.144 倍と 0.207 倍に変更した。この値を用いた計算結果を図 4.8 に示す。トルエン混合により低温酸化反応が抑制されるため、低温度領域のみで着火遅れ時間が延長するが、R6 と R21 の最適化によってこの特性をよく再現可能である。

また、簡略化スキームと MFC スキームのそれぞれで PRF70 とトルエン 50 vol% 混合燃料について、代表的な温度における HCHO と H₂O₂ のモル分率履歴を図 4.9 に示す。各成分のモル分率の絶対値は異なるが、発生時期、消失時期はよく一致している。さらに、トルエン混合の効果として、HCHO、H₂O₂ の発生時期はほとんど変化しないが、HCHO、H₂O₂ の発生量が抑制され、最終的にこれらの消失時期すなわち着火時期が遅れるという特徴もよく記述できている。ここで、モル分率の絶対値については、800 K にて PRF70 を対象に簡略化スキームにオリジナルの係数を用いた図 4.5 においては MFC スキームと比較して HCHO では同等であり、H₂O₂ でも約 1.5 倍多い結果であった。しかし、最適化後のスキームを用いた図 4.9(a) の PRF70 では、HCHO で約 4 倍、H₂O₂ で約 2 倍多くなった。H₂O₂ については、主に高温での着火遅れ時間を調整するために R37 の衝突頻度係数を減少させたために、熱着火開始に必要な H₂O₂ のモル分率が増加したと考える。



一方、HCHO の増加量が H₂O₂ に比べて多いことについては、簡略化スキームの高温反応機構の中にオレフィンから HCHO を生成する反応式 R38 が存在するために、H₂O₂ の生成が停滞した後も HCHO が増加し続けていることが要因であると推察する。



以上より、イソオクタン及びノルマルヘプタン以外の他の成分が混合された燃料において、混合成分をイソオクタンに統合し、低温酸化反応における HCHO、H₂O₂ 生成感度の高い反応式を対象に PSO 法を用いて最適化することで、この混合燃料の着火遅れ時間を精度よく計算することができた。また、この際の間生成物の履歴も、その特徴を再現できることが確認できた。

次節では、各種炭化水素の混合割合が変化した場合について検討することとする。

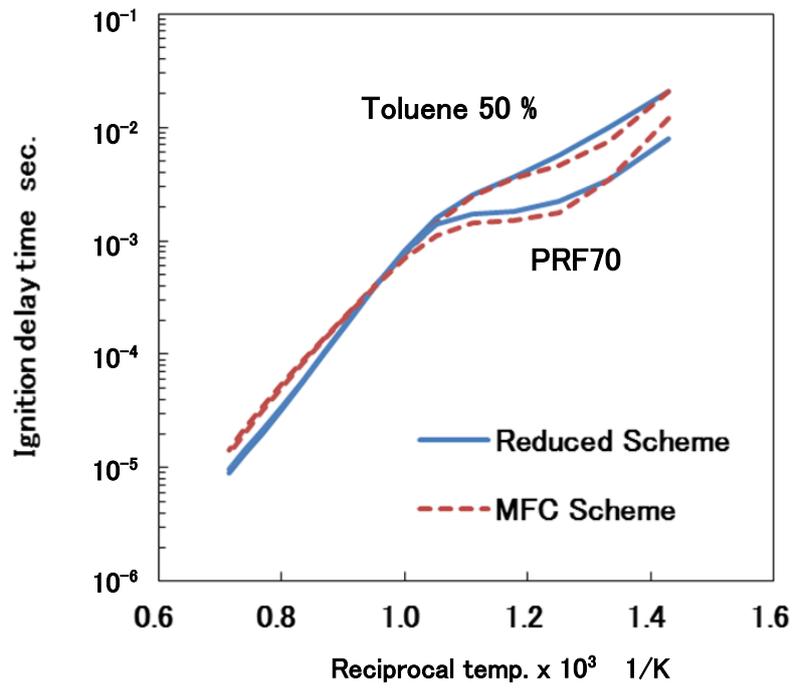


Fig. 4.8 Comparison of ignition delay time for toluene mixing fuel at 6 MPa, $\lambda=1$

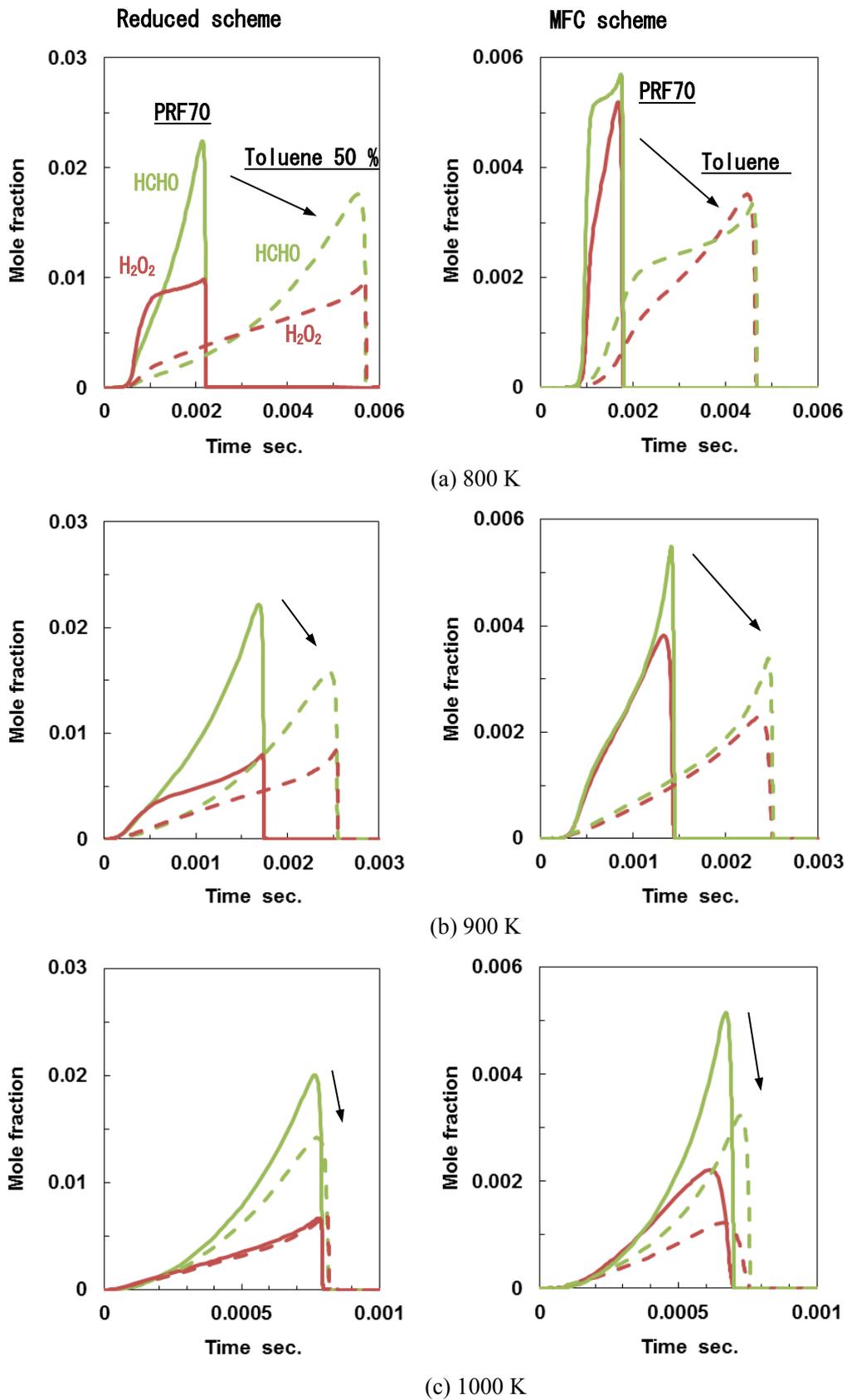


Fig. 4.9 Comparison of HCHO and H₂O₂ history

4.3.2 任意の混合割合への対応

次に、PRF70 に対するトルエンの混合割合を変更した際の R6 と R21 の頻度係数の変化率 $R_{(Tol)}$ を図 4.10 に示す。なお、変化率 $R_{(Tol)}$ は次の式(4.2)で定義される。

$$A_{Tol} = R_{(Tol)} \times A_0 \quad \cdots \text{式(4.2)}$$

ここで、 A_{Tol} は最適化された頻度係数、 A_0 はトルエン混合前の頻度係数である。図 4.10 より、トルエン混合割合が 10 vol% で R6, R21 とともに係数は大きくなり、混合割合が増加するにつれて次第に小さくなる。前述のように、R6 はノルマルヘプタンの反応機構であり、この反応を促進させると HCHO, H₂O₂ の生成が促進される。また、R21 はイソオクタンの反応機構であり、この反応を促進させると HCHO, H₂O₂ は抑制される。このため、本手法においてトルエンの 10 vol% 混合は、ノルマルヘプタンからの HCHO, H₂O₂ 生成を促進させ、トルエンを統合したイソオクタンからの生成を抑制させることで表現されていることがわかる。なお、ここでは混合されたトルエンをイソオクタンに統合して計算しているため、RON が 120 の高オクタン価基材であるトルエンの特性を反映していると考えられる。しかしながら、トルエン混合割合を増加させるにつれてこの特性は逆転し、ノルマルヘプタンからの HCHO, H₂O₂ 生成が抑制され、トルエンを統合したイソオクタンからの生成は促進されることがわかる。

さらに、オレフィン系成分の代表として、1-ペンテンを選定し同様の最適化計算を行った。R6 と R21 の係数の変化率 $R_{(Pen)}$ を図 4.11 に示す。1-ペンテンにおいても、混合割合が増加するにしたがって R6, R21 の係数が小さくなることが認められた。ただし、混合割合に対して単調に係数が小さくなることから、トルエンとは異なり混合割合に依らずノルマルヘプタンからの HCHO, H₂O₂ 生成は抑制され、同時に 1-ペンテンを統合したイソオクタンからの生成は促進されることがわかる。このことは、RON が 90 でありイソオクタンに比べて低オクタン価である 1-ペンテンの特性を反映していると考えられる。このように、各種の混合される燃料成分に対して、混合割合を変更させた際の反応速度定数を決定し、

ルール化することで、その成分が HCHO, H₂O₂ 生成に及ぼす影響を定量化できる可能性が示唆された。

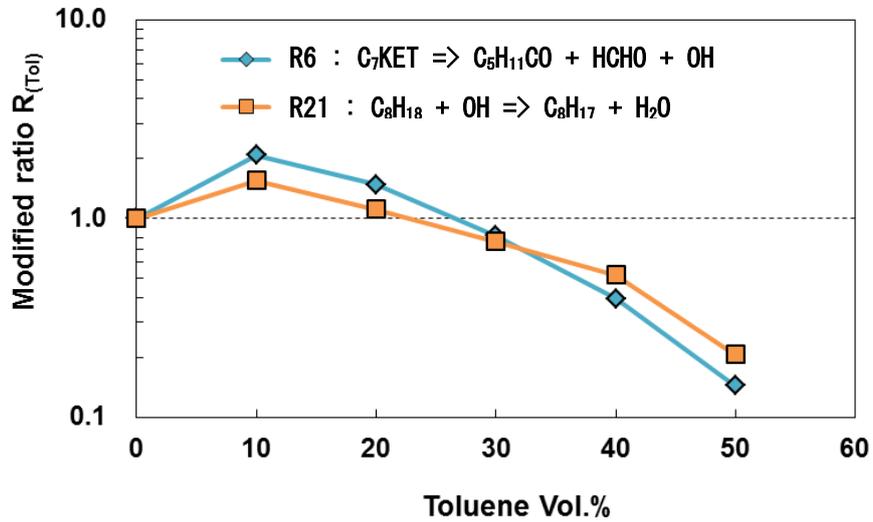


Fig. 4.10 Coefficients modified ratio for toluene mixing fuel

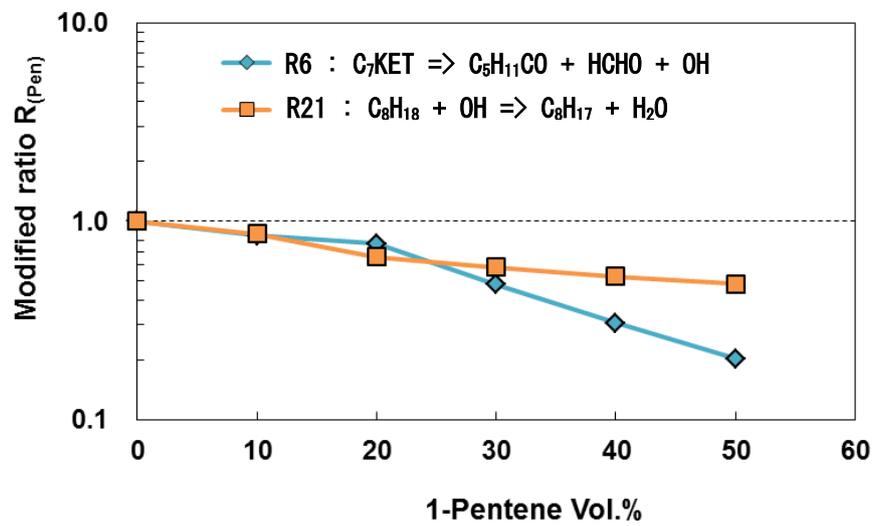


Fig. 4.11 Coefficients modified ratio for 1-pentene mixing fuel

4.4 複数成分とエンジンモデルにおける検証

4.4.1 複数成分の影響検証

トルエンを 30 vol% , 1-ペンテンを 20 vol% 混合した燃料（ノルマルヘプタン:イソオクタン:トルエン:1-ペンテン=15:35:30:20 vol%）での着火遅れ時間を計算した。ここでのトルエン, 1-ペンテンの混合割合は, 国内のガソリンでのアロマ系, オレフィン系成分の最大量を上限値とした。これまで通り両成分をイソオクタンに統合し, R6 と R21 の反応速度定数はトルエンと 1-ペンテンの混合割合に応じて, 図 4.12 に示すように決定する。まず, PRF70 をトルエンと 1-ペンテンの混合割合に応じて分割し, それぞれを Fuel1 と Fuel2 とする。次に, Fuel1 と Fuel2 での変化率 R は図 4.10 および図 4.11 の値を用い, 最後に, それぞれの変化率 R を Fuel1 と Fuel2 の体積割合で式(4.3)のように加重平均して用いた。

$$A = \left(R_{(Fuel1)} \times Fuel1 + R_{(Fuel2)} \times Fuel2 \right) \times A_0$$
$$= \left(R_{(Tol)} \times \frac{Tol\%}{Tol\% + Pen\%} + R_{(Pen)} \times \frac{Pen\%}{Tol\% + Pen\%} \right) \times A_0 \quad \dots \text{式(4.3)}$$

ここで, Tol%, Pen%はそれぞれトルエン, 1-ペンテンの混合割合である。この値を用いて着火遅れ時間を計算した結果, 図 4.13 に示すように, よい一致が得られた。トルエンを 30 vol% , 1-ペンテンを 20 vol% 混合した燃料の着火遅れ時間の誤差は平均で 20%となり, PRF70 での平均誤差 21%を維持できている。これより, 複数成分の混合については, それぞれ単独での混合による反応速度定数の変化率を混合割合で加重平均して用いることで, 着火遅れ時間を精度よく計算することが可能である。

Test fuel mixed with several components

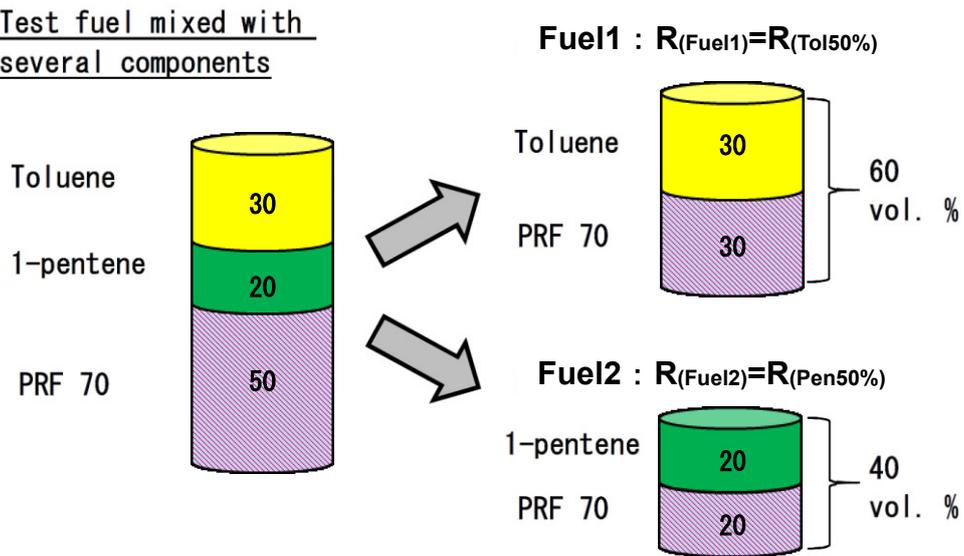


Fig. 4.12 Procedure of determining the control factor

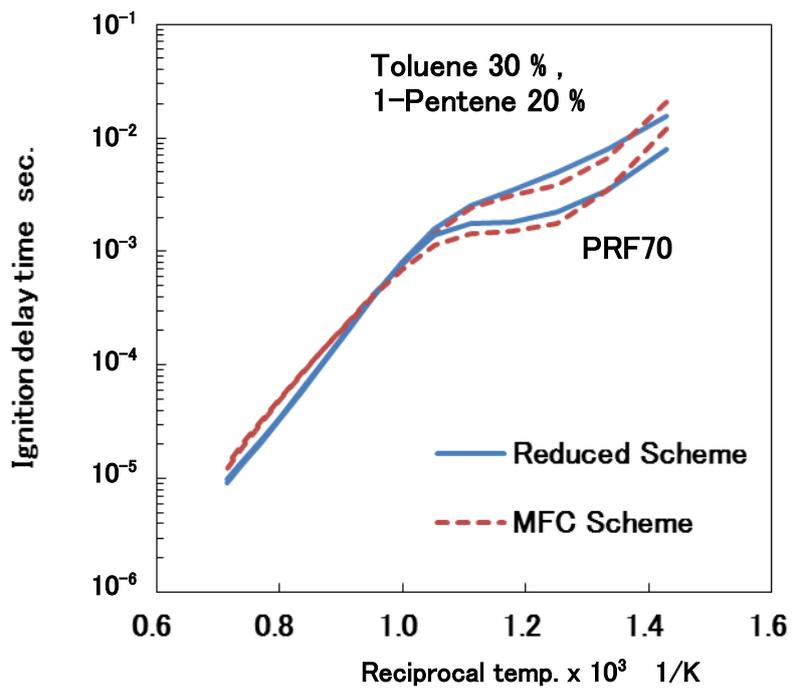


Fig. 4.13 Comparison of ignition delay time for toluene and 1-pentene mixing fuel at 6 MPa, $\lambda=1$

4.4.2 エンジンモデルでの検証

EGR 率, 燃料成分, 活性化学種による着火時期への影響を確認するために, エンジンモデルでの計算を CHEMKIN-PRO を用いて, 簡略化スキームと MFC スキームにて行った. まず, 燃料の低温酸化反応の影響を受けやすい $\lambda=1$ での計算を行った. SI 燃焼での高吸気温における異常燃焼であるプリイグニッションを想定して, 計算条件を機関回転速度 1500 rpm, 圧縮比 15.6, IVC 148 deg. BTDC, $\lambda=1$, EGR 率 0%, 圧縮開始温度 397.15 K とし, 燃料は PRF70, トルエン 50 vol% 混合燃料とした. 図 4.14(a)に示すように, 燃料成分による着火時期の影響を精度よく表現できており, 図 4.8 に示した着火遅れ時間 τ_2 を再現できる反応速度定数を用いることで, 自着火時期を予測することが可能である. また, 簡略化スキームでの HCHO と H₂O₂ のモル分率履歴を図 4.14(b)に, MFC スキームでの履歴を図 4.14(c)に示す. ここでも定容器の計算結果と同様に, 各成分のモル分率の絶対値は異なるが, 発生時期, 消失時期はよく一致しており, トルエン混合によって HCHO, H₂O₂ の発生時期はほとんど変化しないが, HCHO, H₂O₂ の発生量が抑制され, さらにこれらの消失時期すなわち着火時期が遅れるという特徴もよく記述できている. 次に, HCCI 燃焼を想定し, 計算条件を $\lambda=2$, 圧縮開始温度 427.15 K とした. 図 4.15 に PRF70, EGR 率 30% および 50%での結果を示す. EGR 率の増加による反応抑制の効果を再現し, 着火時期の遅角を本簡略化スキームでも表現可能としている. さらに, 図 4.16 に EGR 率 50%, PRF70 およびトルエン 50 vol% 混合燃料での結果を示す. 燃料成分による着火時期への影響がリーン条件でのエンジンモデル計算でも再現できている. そして最後に, EGR 率 30%, トルエン 30 vol% 混合燃料に対して, 活性化学種として OH を 10 ppm 添加した際の結果を図 4.17 に示す. 活性化学種添加による燃焼促進効果も MFC スキームを用いた計算結果によく合致しており, この促進効果は, HCHO, H₂O₂ の発生時期が進角するためであることも図 4.17(b)および(c)から同様に認められる. なお, ここでのエンジンモデル計算において, 簡略化スキームを用いた場合では, 化学種数, 反応数が大規模な MFC スキームを用いた場

合に比べて計算時間は約 97 %ほど削減できており，小規模な反応スキームを用いることによる計算時間への優位性が確認された．

以上， $\lambda=1$ 条件における定容状態の着火遅れ時間を，再現できるように構築した簡略化反応スキームを用いてエンジンモデルでの計算を行った．その結果，EGR 率， λ ，燃料成分，活性化学種の違いによる自己着火時期への影響を短い計算時間で精度よく再現することが可能であることを示した．

次章では，これらを三次元熱流体計算に組み込み，HCCI 燃焼の制御指針を探索することとする．

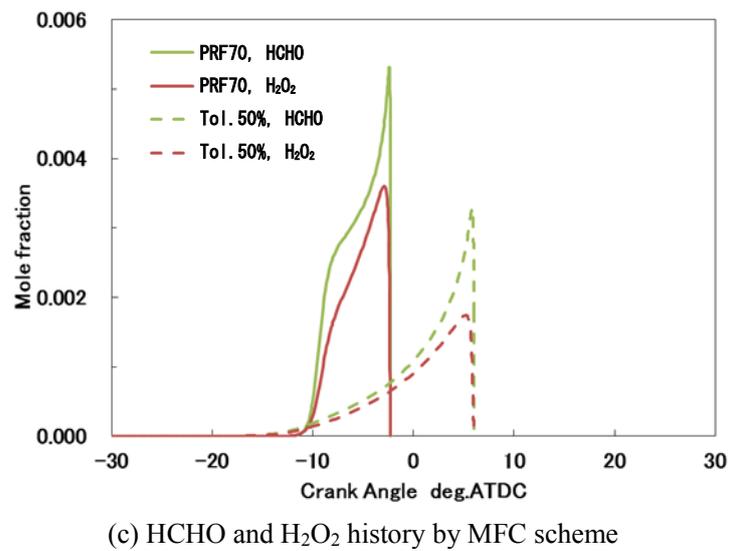
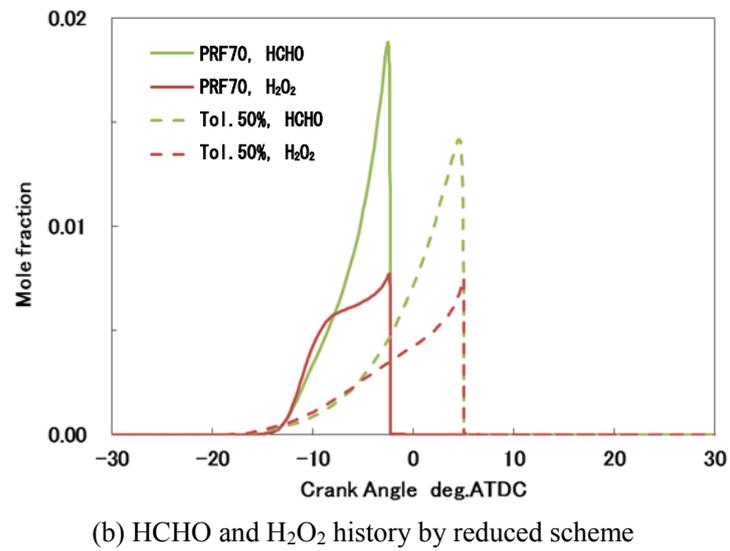
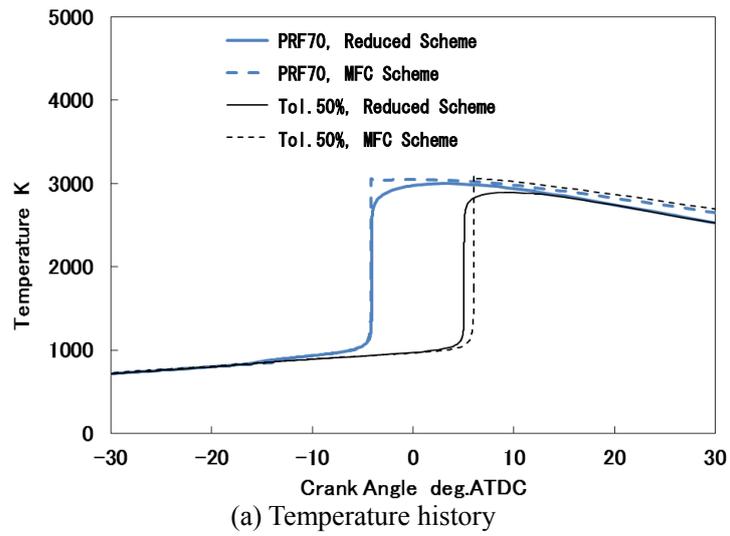


Fig. 4.14 Fuel components effect in engine model at 1500 rpm, CR 15.6, $\lambda=1$

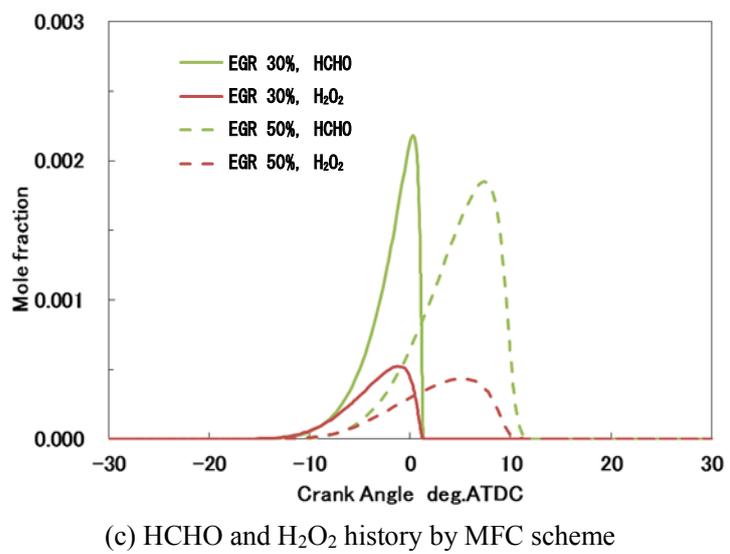
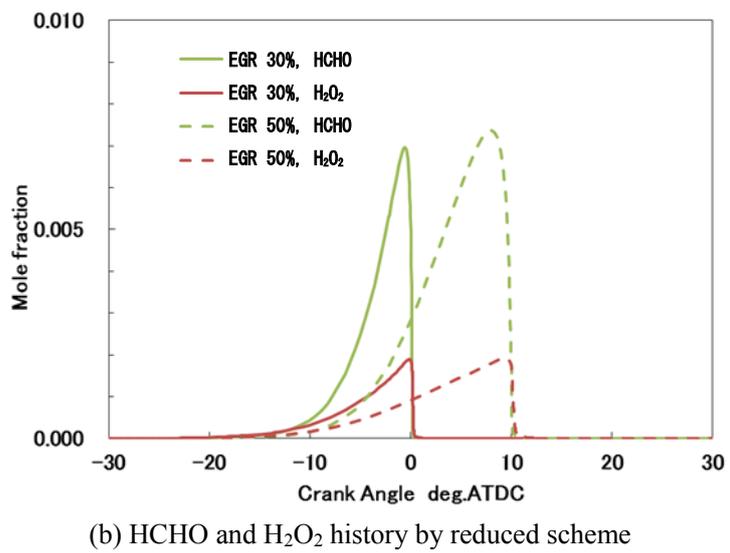
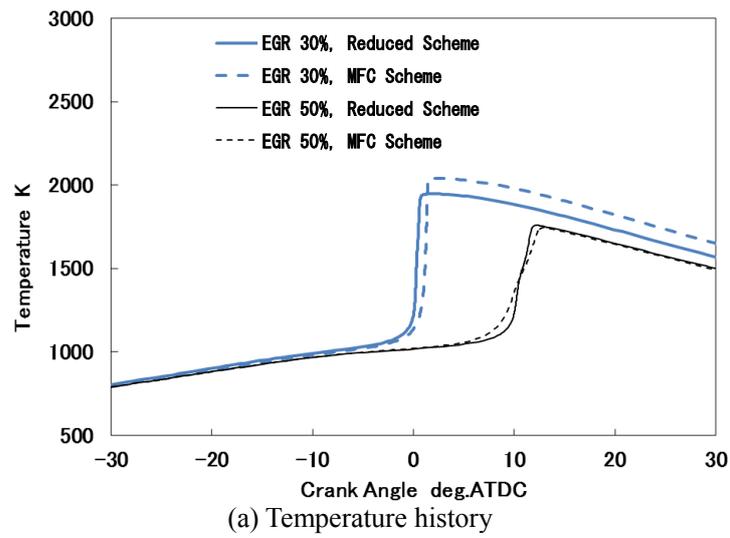
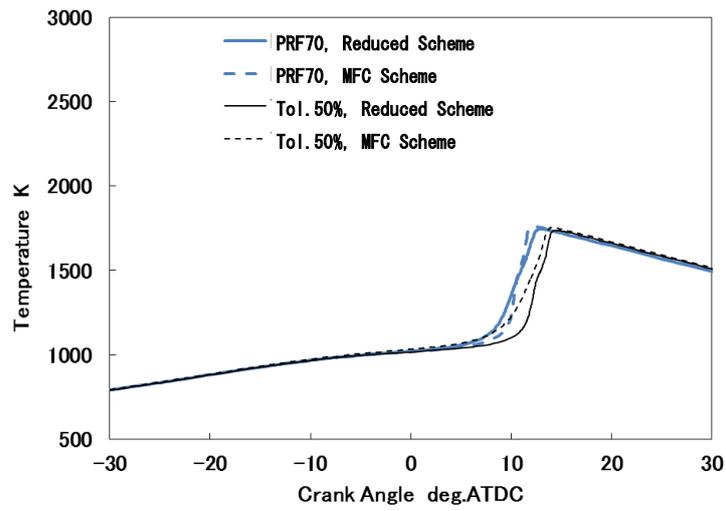
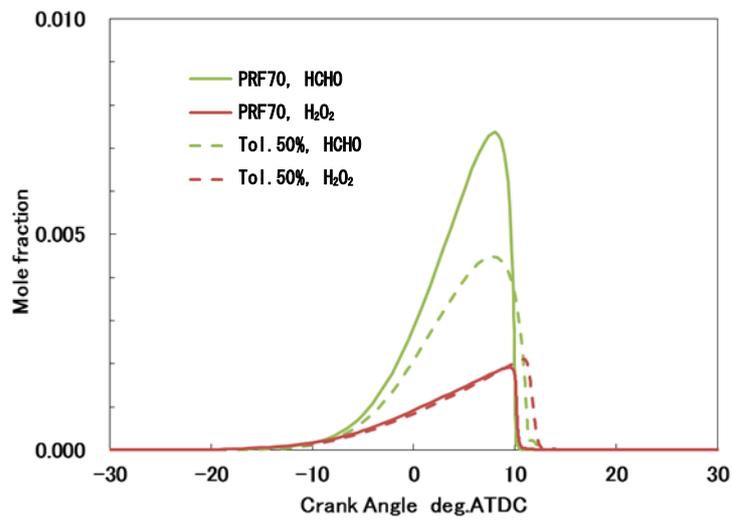


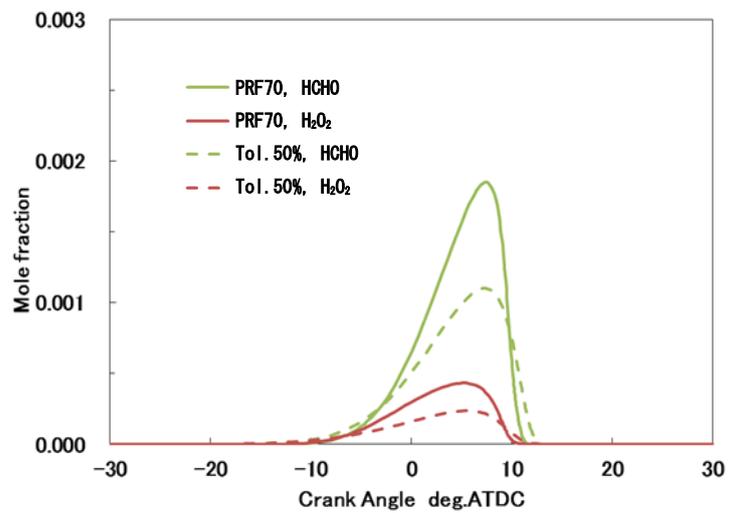
Fig. 4.15 EGR ratio effect in engine model at 1500 rpm, CR 15.6, $\lambda=2$, PRF70



(a) Temperature history

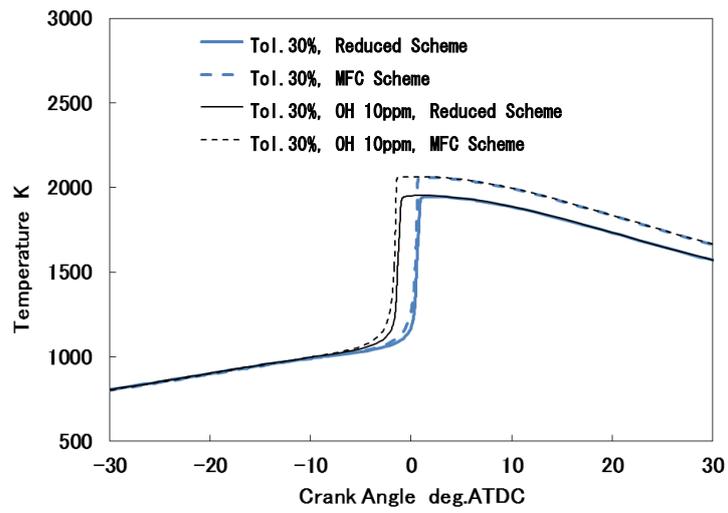


(b) HCHO and H₂O₂ history by reduced scheme

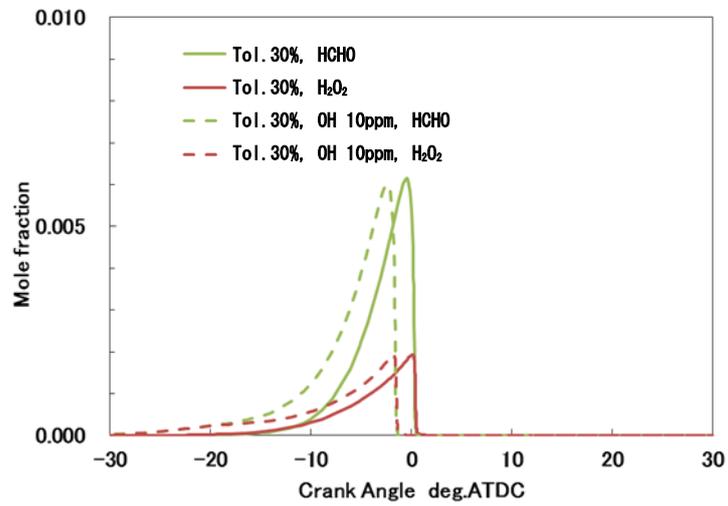


(c) HCHO and H₂O₂ history by MFC scheme

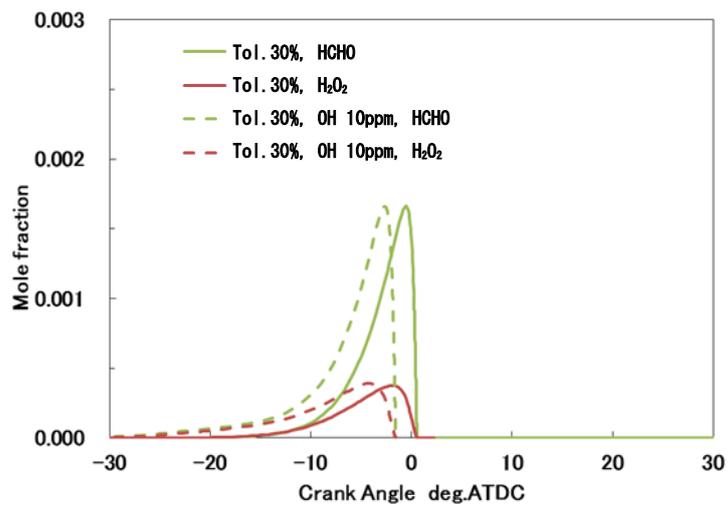
Fig. 4.16 Fuel components effect in engine model at 1500 rpm, CR 15.6, $\lambda=2$, EGR 50%



(a) Temperature history



(b) HCHO and H₂O₂ history by reduced scheme



(c) HCHO and H₂O₂ history by MFC scheme

Fig. 4.17 OH addition effect in engine model at 1500 rpm, CR 15.6, $\lambda=2$, EGR 30%

4.5 まとめ

化学種数，反応数を増やすことなく，燃料組成の違いが着火時期に及ぼす影響を記述できる簡略化反応スキームの開発を試みた結果，以下の結論を得た．

1. 簡略化スキームに対して，低温酸化反応での HCHO ， H_2O_2 生成感度，及び，熱着火反応での温度感度に着目して対象となる反応式を選び，PSO 法を用いることで， $\lambda=1$ 条件での τ_1 および τ_2 が一致するように反応速度定数を最適化できた．また， $\lambda=1$ 条件で最適化した反応スキームは，リーン条件での着火遅れ時間もよい精度で予測可能であることが示された．
2. イソオクタン及びノルマルヘプタン以外の他の成分が混合された燃料において，混合成分をイソオクタンに統合し，低温酸化反応における HCHO ， H_2O_2 生成感度の高い反応式を対象に PSO 法を用いて最適化することで，この混合燃料の着火遅れ時間を精度よく計算することができた．また，この際の間生成物の履歴も，その特徴を再現できることが確認できた．さらに，各種燃料成分の混合に対して，混合割合を変更させた際の反応速度定数を決定し，ルール化することで，その成分が HCHO ， H_2O_2 生成に及ぼす影響を定量化できる可能性が示唆された．
3. 複数成分の混合については，それぞれ単独での混合による反応速度定数の変化率を混合割合で加重平均して用いることで，着火遅れ時間を精度よく計算することが可能である．さらに， $\lambda=1$ 条件における定容状態の着火遅れ時間を，再現できるように構築した簡略化反応スキームを用いてエンジンモデルでの計算を行った．その結果，EGR 率， λ ，燃料成分，活性化学種の違いによる自己着火時期への影響を短い計算時間で精度よく再現することが可能であることを示した．

第 4 章参考文献

- (1) Hashimoto, K., Koshi, M., Miyoshi, A., Murakami, Y., Oguchi, T., Sakai, Y., Ando, H. and Tsuchiya, K., “Development of Gasoline Combustion Reaction Model”, SAE Paper 2013-01-0887, 2013.
- (2) Hu, H. and Keck, J., “Autoignition of Adiabatically Compressed Combustible Gas Mixtures”, SAE Paper 872110, 1987.
- (3) 安東 弘光, 酒井康行, 彭 志遠, 桑原一成, “分子構造が炭化水素の燃焼反応機構に与える影響”, 自動車技術会論文集, Vol.41, No.3, 691-696, 2010.
- (4) Tsurushima, T., “A new skeletal PRF kinetic model for HCCI combustion”, Proceedings of the Combustion Institute 32, 2835-2841, 2009.
- (5) Puduppakkam, K. V., Naik, C. V., Wang, C. and Meeks, E., “Validation Studies of a Detailed Kinetics Mechanism for Diesel and Gasoline Surrogate Fuels”, SAE Paper 2010-01-0545, 2010.
- (6) Yahyaoui, M., Djebaili-Chaumeix, N., Dagaut, P., Paillard, C. E. and Gail S. “Experimental and Modelling Study of Gasoline Surrogate Mixtures Oxidation in Jet Stirred Reactor and Shock Tube”, Proceedings of the Combustion Institute 31, 385-391, 2007.
- (7) Kee, R. J., Rupley, F. M. and Miller, J. A., “CHEMKIN-II : A Fortran Chemical Kinetics Package for the Analysis of Gas Phase Chemical Kinetics” , Sandia Report, SAND 89-8009, 1989.
- (8) Kennedy, J. and Eberhart, R., “Particle Swarm Optimization”, 1995 IEEE International Conference on Neural Networks: Proceedings, 1995-11-27/12-01, Ieee Neural Networks Council, 1942-1948, 1995.

第5章 多成分燃料に対応できる簡略化反応スキームを用いた HCCI 燃焼制御の検討

5.1 緒 論

第3章で構築した HCCI 燃焼時期の予測モデル式の構造からもわかるように、自己着火時期を決める主な因子として、温度、圧力、燃料が挙げられる。実際のエンジンにおける着火遅れ時間の主な影響因子を図 5.1 に示す。温度、圧力については圧縮開始温度、有効圧縮比、冷却損失、比熱比で決まる。ここで、圧縮開始温度は、吸気温度と内部 EGR 量で決まり、有効圧縮比は燃焼室容積と吸気弁閉タイミングによって、また、冷却損失はエンジン水温、比熱比は空燃比、EGR 率、残留ガス割合で決まる。さらに、燃料については燃料濃度としての空燃比と、活性化エネルギーとして燃料成分が重要である。このようにエンジンにおいて自己着火時期を決める因子は複雑で多様であるが、これらが変動する特性時間は各因子によって異なる。具体的には、空燃比のように燃料噴射量に応じて、一サイクルごとに変動するものもあれば、燃焼室容積のようにデポジット堆積とともに比較的長い時間で変動するものもある。これに対して、速い変動に対応する制御手段としては、可変バルブタイミングのように応答速度の速い手段が必要となる。一方で、燃料成分は車両の給油が変動のタイミングであるため、対応する制御手段には応答速度を要求しない。このため、本章では応答速度は遅いが安定して制御することができるエンジン水温により燃料成分の影響を制御することを狙いとして、前章で開発した多成分燃料に対応できる簡略化反応スキームを用いて三次元化学反応計算を行い、HCCI 燃焼制御について検討する。

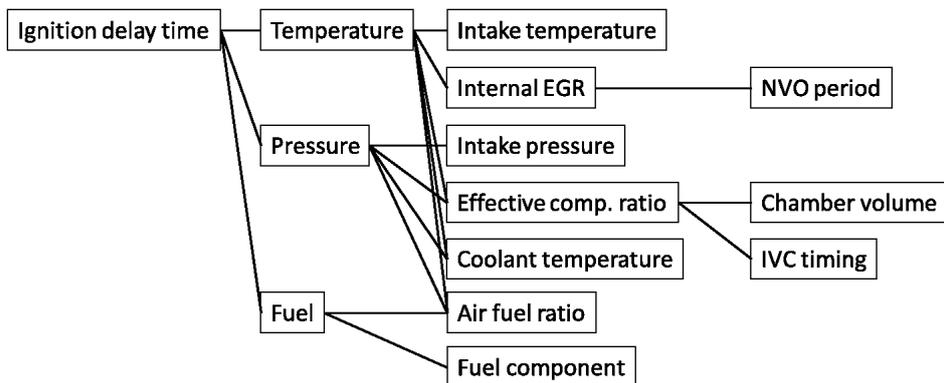


Fig. 5.1 Factors influencing ignition delay time in engine combustion

5.2 計算手法

KIVA-4 と CHEMKIN-II を連成させた熱流体計算コードに，燃焼室壁内の温度分布を記述するための一次元熱伝導計算を加えて①計算を行った．まず，本計算手法の精度確認のために，エンジン実験の結果と比較した．供試機関の仕様を表 5.1 に示す．計算においては簡略化のために燃焼室形状をディスク型とし，半径方向に 15 分割，角度方向に 36 分割し，ピストン下死点において高さ方向に 30 分割した計算格子を用いた．また，燃焼室壁内の温度分布計算においては，図 5.2 に示すように壁面法線方向についての一次元壁温度モデルを考える．燃焼室上面，および下面にはカーティシアン座標系の式(5.1)を，燃焼室側面には円筒座標系の式(5.2)を用い，離散化により得られた三重対角行列を **Tri-Diagonal Matrix Algorithm** にて解いた．

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\Delta x} k \frac{\partial T}{\partial x} + s \quad \dots \text{式(5.1)}$$

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + s \quad \dots \text{式(5.2)}$$

なお，すべての燃焼室壁面を厚さ 8 mm とし 20 分割した．さらに，燃焼室上面および側面は，それぞれシリンダーヘッド部，ライナー部として背面に冷却水を想定した式(5.3)として，一方，燃焼室下面はピストン部として背面からのオイルジェットによる冷却を想定し

た式(5.4)として、外側壁面の熱伝達率を計算した。

$$h_{coolant} = \frac{Nu \cdot k}{L}, \quad Nu = 0.023 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4} \quad \dots \text{式(5.3)}$$

ここで、 k は熱伝導率、 L はウォータージャケット代表長さである。

$$h_{oil} = 12.3 \cdot R_{Bore}^{-0.214} \cdot (C_m \cdot P_{oil})^{0.786} \cdot T_{oil}^{-0.525} \quad \dots \text{式(5.4)}$$

ここで、 R_{Bore} はボア半径、 C_m は平均ピストン速度、 P_{oil} はオイル圧力、 T_{oil} はオイル温度である。また、内側壁面と筒内作動ガスとの熱伝達率は、式(5.5)として計算した。

$$h_{gas} = \frac{\rho v_l c_p F}{Pr_l y} \quad \dots \text{式(5.5)}$$

ここで、

$$F = \begin{cases} \frac{R' Pr_l \cdot RPR}{1/\kappa \ln R' + B + 11.05(Pr_l \cdot RPR - 1)} & R' > 11.05 \\ 1.0 & R' < 11.05 \end{cases}, \quad R' = \frac{c_\mu^{1/4} K^{1/2} y}{\nu_l}$$

であり、 ν_l は動粘度、 Pr_l はプラントル数、 κ はカルマン定数、 RPR は乱流プラントル数の逆数、 K は乱流運動エネルギー、 y は壁面からの距離である。なお、初期条件として任意の壁面温度分布を与えるため、数サイクルの非定常計算を行った後にサイクル間での壁温推移が等しくなった状態を計算結果として用いる。

Table 5.1 Engine specifications

Engine Type	DOHC 4-valve
Bore X Stroke mm	87.5 X 94.0
Displacement cm ³	2261
Compression Ratio	15.6
Combustion Chamber	Pent-roof

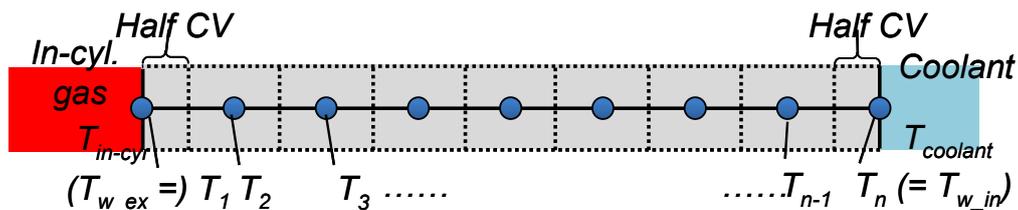
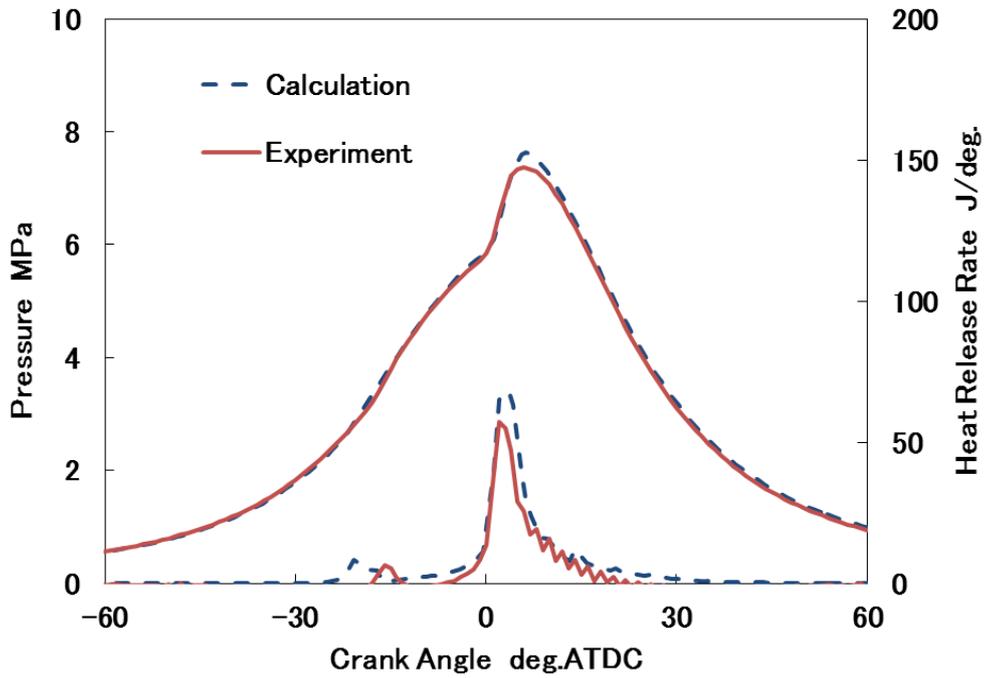
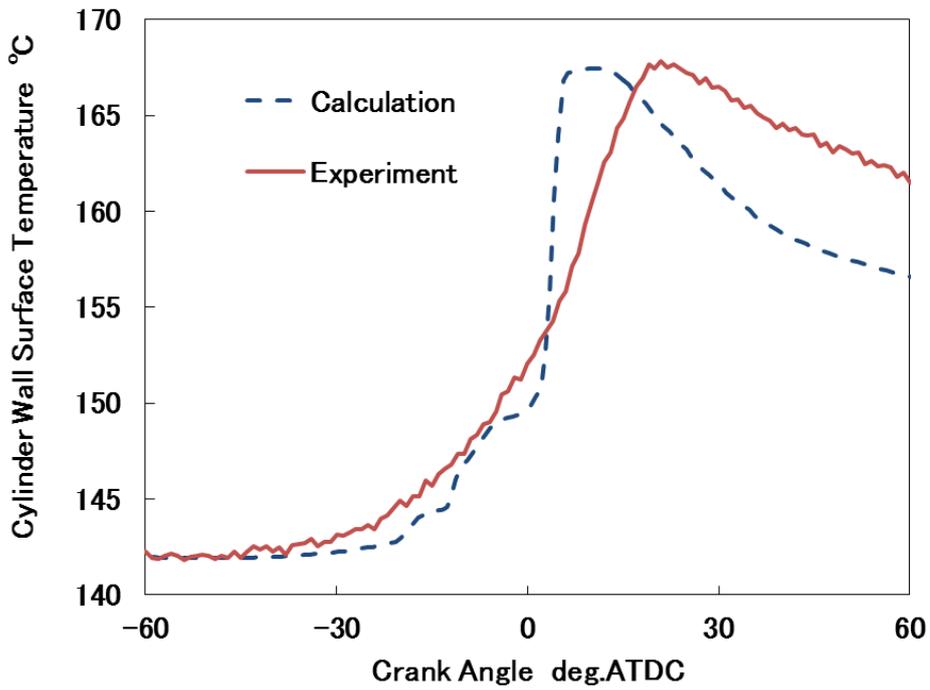


Fig. 5.2 Schematic diagram of the modeling

この三次元化学反応計算手法を用いた HCCI 燃焼条件での熱発生割合と壁温の計算結果を、実験結果とともに図 5.3 に示す。ここでの化学反応スキームには、化学種数 120、反応数 619 のガソリンサロゲートスキーム^④を用いた。運転条件は、機関回転速度 1500 rpm、空気過剰率 $\lambda=2.5$ であり、供試燃料は PRF70 とした。なお、燃焼室壁温の計測には、MEDTHERMO 社の同軸型高速応答の T 型熱電対を、燃焼室中心の点火プラグ部に設置して用いた。熱電対先端を図 5.4 に、設置方法を図 5.5 に示す。また、後述のように計算においては、燃焼室中心で計算誤差が大きいため、燃焼室上面の最高温度部分での温度を計算結果として示した。図 5.3 はペントルーフ形状のエンジンを用いた実験結果との比較であるが、着火時期、燃焼期間についてよい一致を示した。また、壁温については、計算結果において最高温度時期が進角しているが、最高温度の値自体はよく一致している。さらに、水温を変化させた際のモータリング条件での計算と実験における壁温比較を図 5.6 に示す。これより、HCCI 燃焼の着火時期に強く影響を及ぼす圧縮行程中においては、水温による壁表面温度の変化を定量的にもよく再現できていると言える。



(a) Cylinder pressure and heat release rate



(b) Cylinder wall surface temperature

Fig. 5.3 HCCI combustion characteristics at 1500 rpm fueled with PRF70

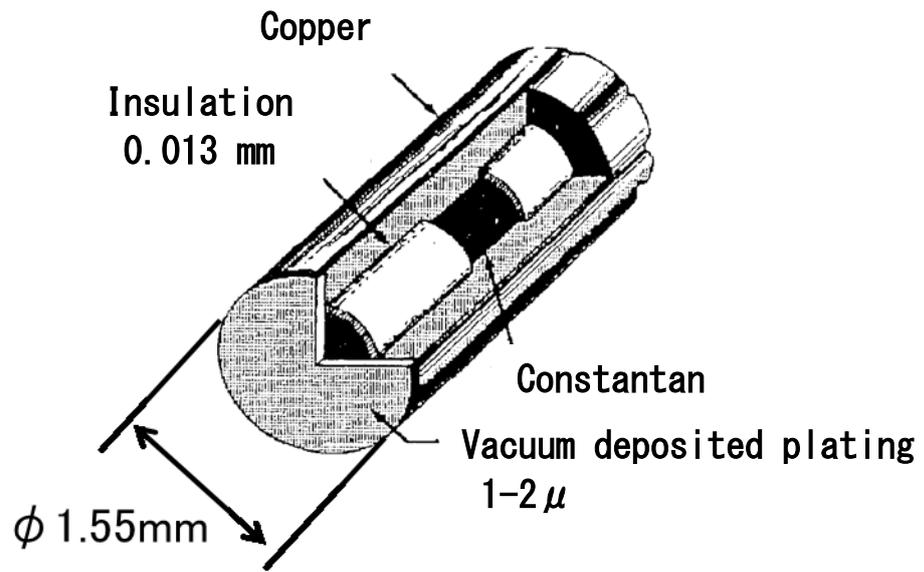


Fig. 5.4 Details of thermocouple used⁽³⁾

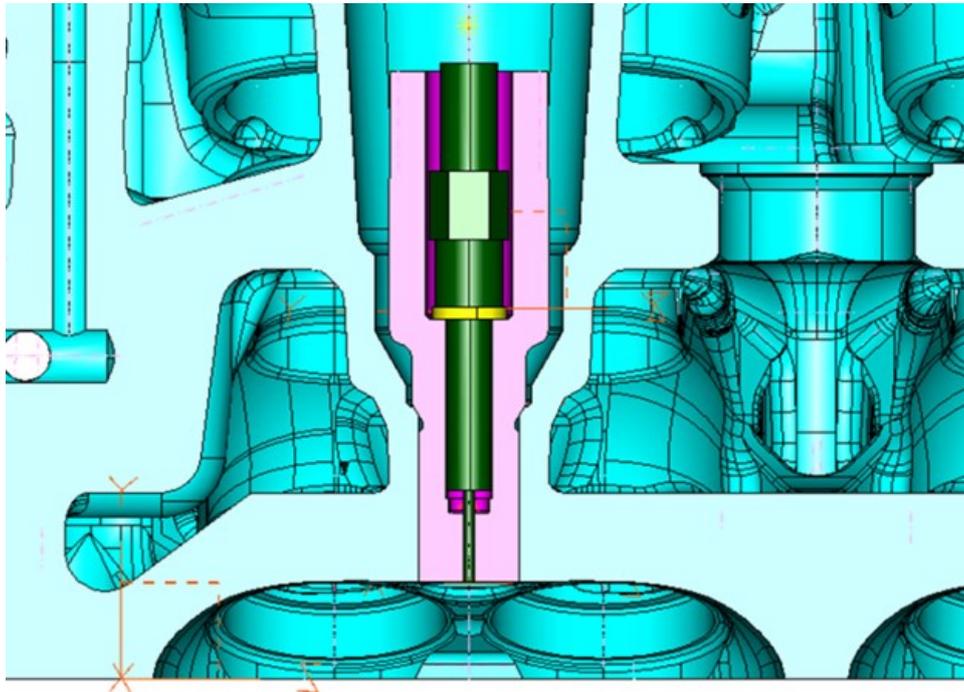


Fig. 5.5 Schematics of a thermocouple installed into the cylinder head

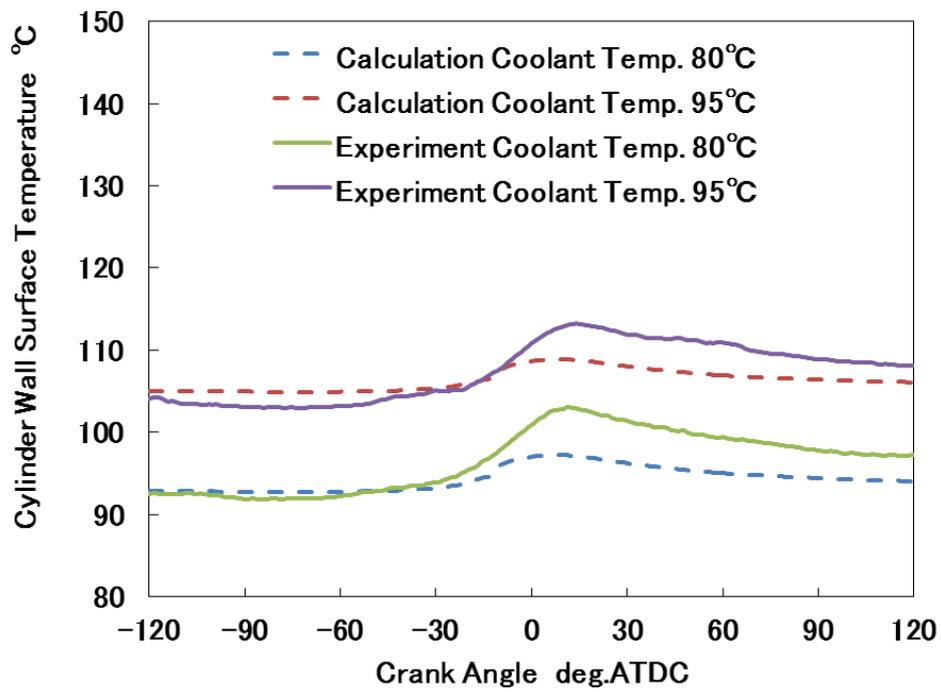


Fig. 5.6 The effect of coolant temperature on cylinder wall surface temperature at 1500 rpm motoring

5.3 計算結果

本節では、簡略化スキームでの狙いである計算時間短縮の効果を確認し、次に、燃料成分の着火時期への影響と水温制御による燃焼制御の可能性を検討した。

5.3.1 計算時間の比較

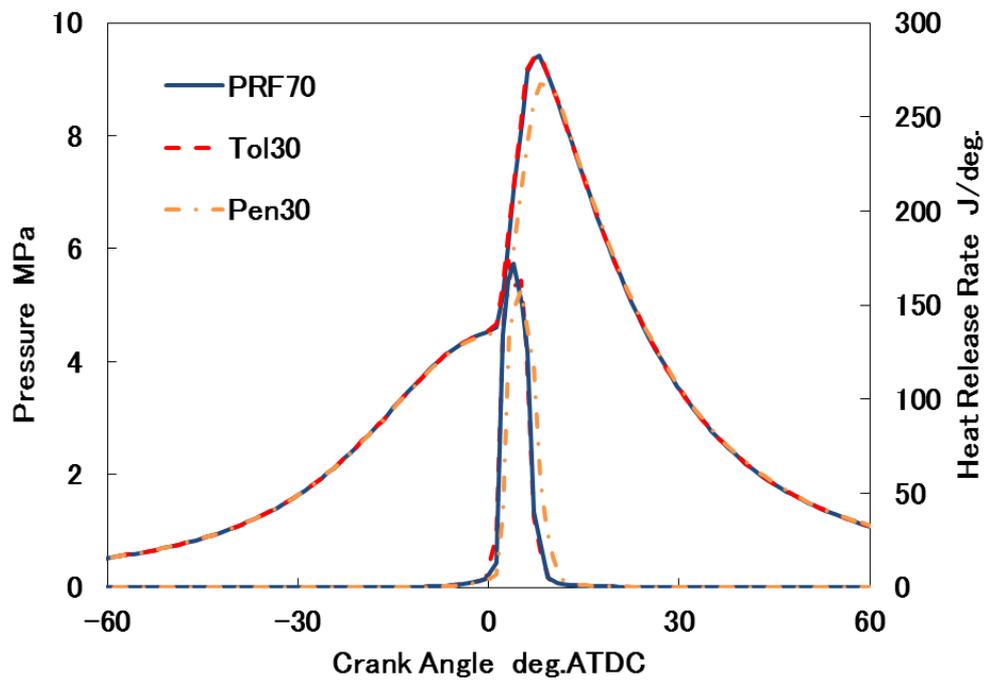
第 4 章で開発した簡略化スキームによる計算時間短縮化の効果を確認するために、上述の化学種数 120、反応数 619 のガソリンサロゲートスキームでの計算と同条件にて、前章の化学種数 33、反応数 38 の簡略化スキームを用いた HCCI 燃焼計算を行った。なお、燃料は PRF70 として、圧縮行程から膨張行程までの計算とした。その結果、簡略化スキームではガソリンサロゲートスキームに比べて、約 93 %の計算時間削減となった。これは前章の 0 次元の化学反応計算で得られた約 97 %削減とほぼ等しく、三次元計算においても小規模な反応スキームを用いることによる計算時間への優位性が確認された。このように計算時間が著しく短縮されることで、これまで計算が実行されていた代表的な運転条件や定常状態での運転条件のみに留まらず、広い運転条件や数十サイクルに及ぶ過渡的な運転条件においても三次元の化学反応計算を適用することが可能となり、実際のエンジン開発プロセスに適用する際には非常に有効である。

5.3.2 燃料成分の影響

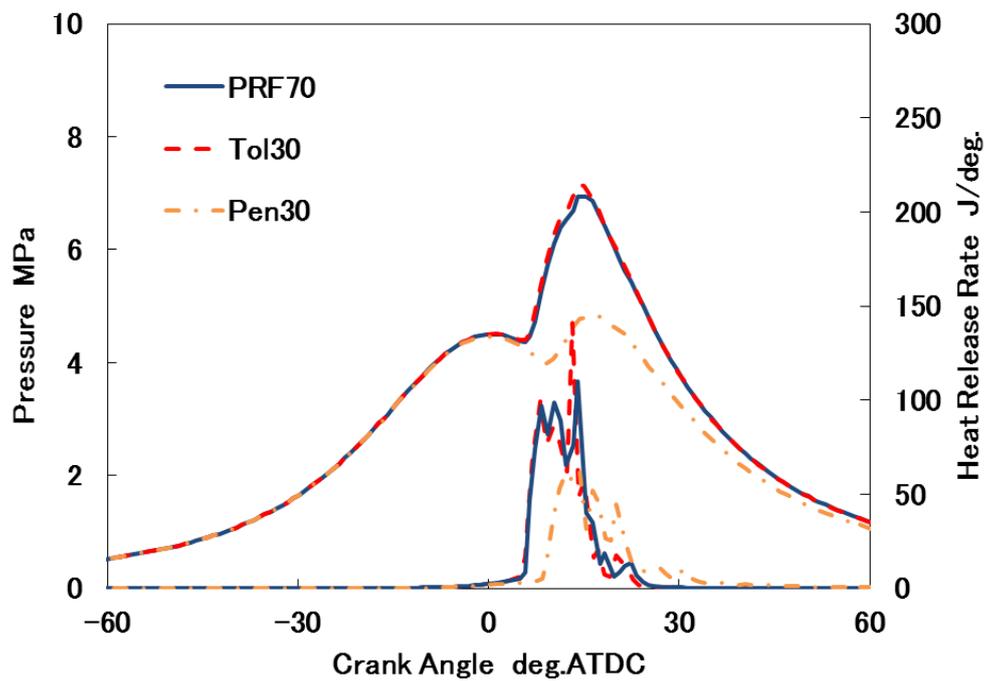
トルエンと 1-ペンテン 30 vol%に対して、RON が 70 になるように加成則を用いてそれぞれのイソオクタンとノルマルヘプタンの混合割合を決定した二種類の混合燃料と、基準となる PRF70 を三次元化学反応計算に用いて、燃料成分の着火時期への影響を確認した。なお、トルエンと 1-ペンテンの RON はそれぞれ 120.0, 90.9 を用いた。計算条件を表 5.2 に示し、吸気弁閉時期温度 T_{ivc} を変化させた際の計算結果を図 5.7 に示す。

Table 5.2 Calculation condition

Engine Speed rpm	1500
Intake Pressure kPa gage	40
Excess Air Ratio	2.0
Intake Valve Close ABDC	32
Oil Temp. °C	110
Coolant Temp. °C	95



(a) $T_{IVC} = 465$ K



(b) $T_{IVC} = 455$ K

Fig. 5.7 Comparisons of pressure and rate of heat release histories for each temperature at IVC (Part 1)

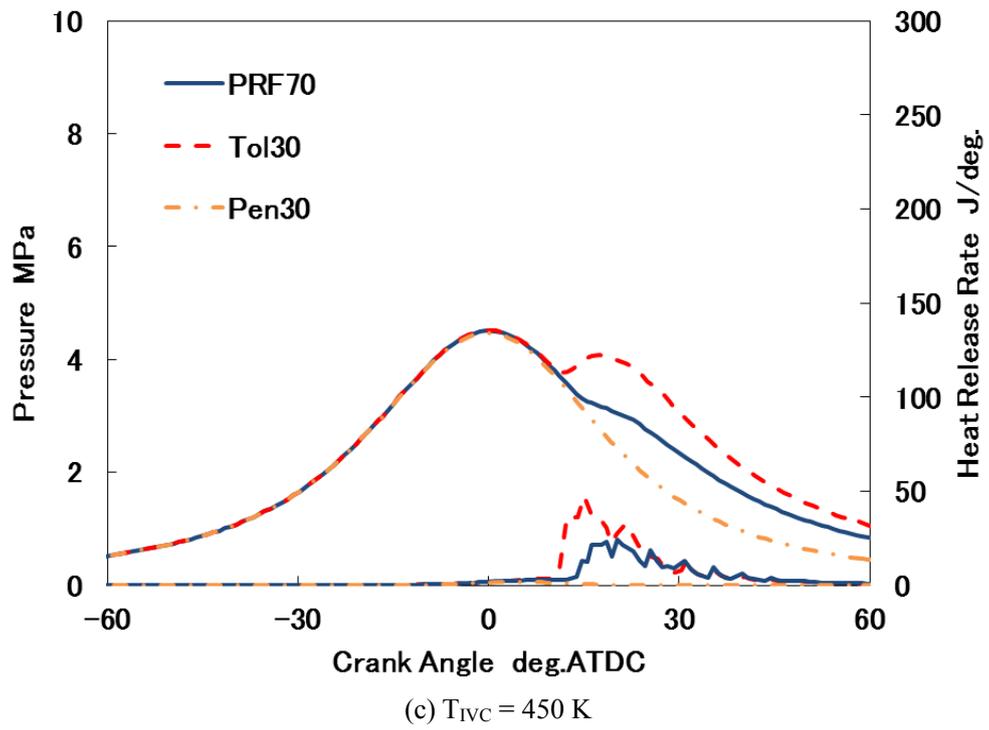


Fig. 5.7 Comparisons of pressure and rate of heat release histories for each temperature at IVC (Part 2)

$T_{IVC} = 465 \text{ K}$ では燃料成分の違いによる着火時期の違いは認められない。一方、 $T_{IVC} = 455 \text{ K}$ においては、PRF70 に対しトルエン混合（以後、Tol30）燃料がわずかに進角し、1-ペンテン混合（以後、Pen30）燃料は大幅に遅角した。ここで、着火時期を 10%質量燃焼割合時期 θ_{10} と定義すると、PRF70、Tol30 燃料、Pen30 燃料では、それぞれ 6.7 deg. ATDC, 6.5 deg. ATDC, 9.8 deg. ATDC であった。さらに、 $T_{IVC} = 450 \text{ K}$ においては、Tol30 燃料と PRF70 の差が明確になり、Pen30 燃料は着火しなかった。このことから、 T_{IVC} が高い条件では燃料成分の違いによる着火時期への影響は小さいが、 T_{IVC} が低くなるとその差が顕著になることがわかり、これは第 3 章の実験から得られた知見と一致する。このように、計算負荷の小さい簡略化スキームを用いても、燃料成分の異なる同一オクタン価燃料において、HCCI 燃焼の着火時期が異なる現象を表現できた。

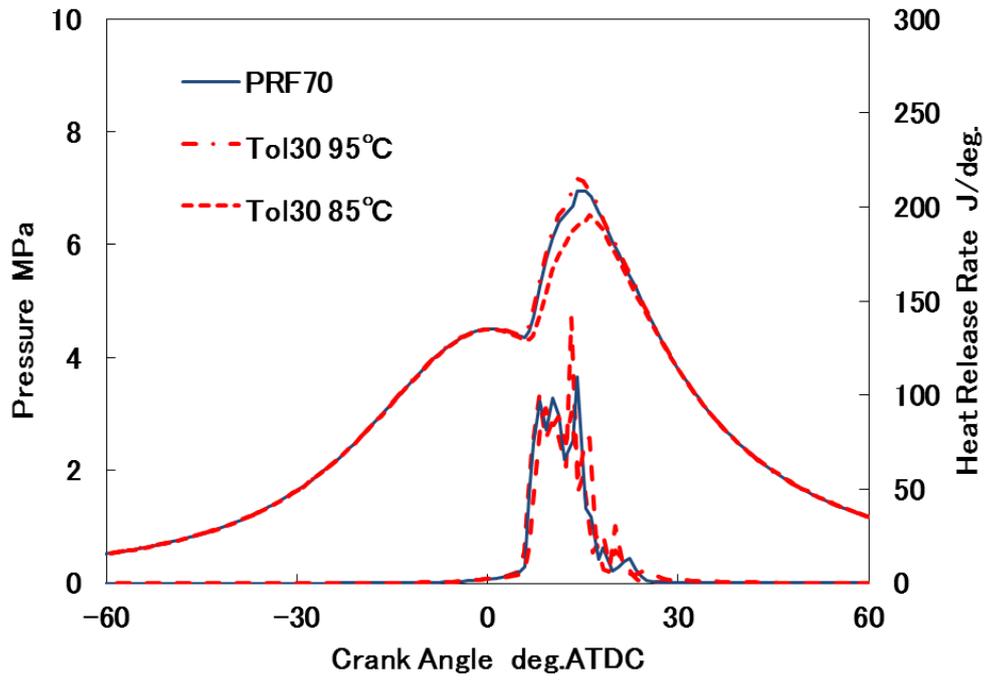
5.4 燃焼制御手法

各国市場においては、各種成分を含むガソリン燃料の流通が予想されるため、燃料規格によりオクタン価が保障されたとしても HCCI 燃焼の特性が変化してしまうことが懸念される。一方で、車両における使用燃料はサイクル毎に変化するものではなく、他の燃焼影響因子に比べると必ずしも時間応答性の高い制御手段で対応する必要はない。このため、燃料成分の影響を補正するための冷却水制御の効果を確認した。

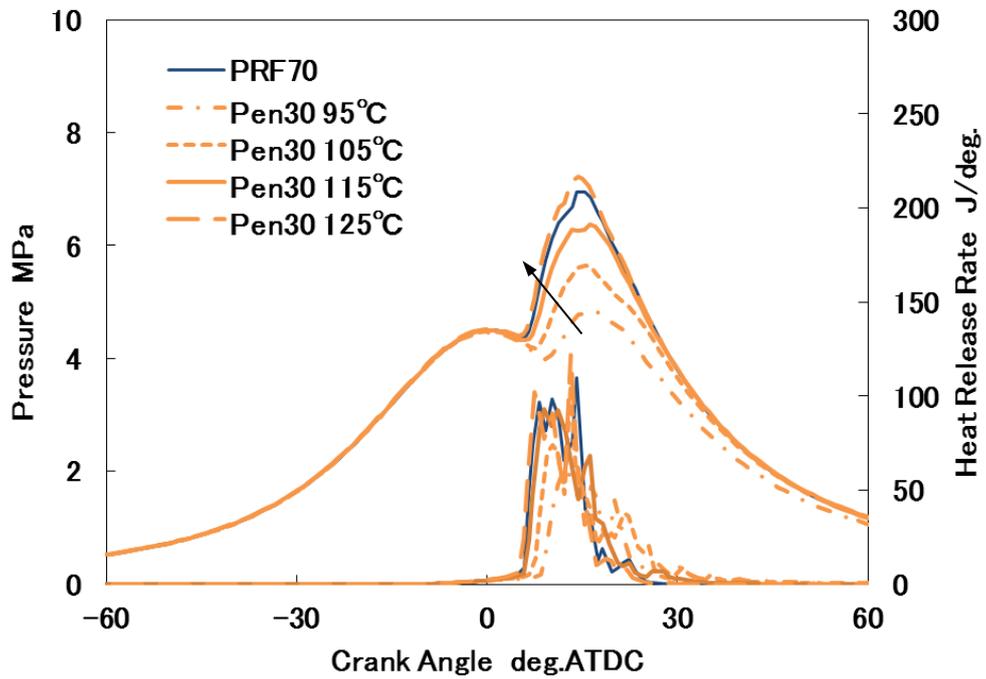
5.4.1 冷却水温度の効果

まず、燃焼室上部のシリンダーヘッド部と燃焼室側面のライナー部の冷却水温を同時に変化させて計算を実施した。なお、 T_{IVC} は 3 種類の燃料で着火時期に差異の見られた図 5.7(b)の条件である 455 K とした。図 5.8 に計算結果を、図 5.9 に冷却水温と着火時期 θ_{10} の関係を示す。水温による燃焼状態の変化が確認され、Tol30 燃料では、水温 93 °C において PRF70 の標準水温 95 °C 条件と同等の着火時期 θ_{10} となり、Pen30 燃料では、昇温し

た 121 °Cにおいて同等の着火時期となることが図 5.9 からわかる。また，図 5.9 の傾きより，Pen30 燃料は冷却水温を 8.5°C上昇させると着火時期が 1 deg. 進角するが，Tol30 燃料では 11.1°C上昇で 1 deg. 進角することがわかり，わずかながら燃料により，水温による進角感度が異なるといえる。さらに，図 5.10 に示すように，着火時期の補正によって図示熱効率も同等になることがわかる。以上から，燃料による燃焼時期の違いに対しては，冷却水温の設定温度を変更することで対応できることが示された。



(a) Tol30 fuel



(b) Pen30 fuel

Fig. 5.8 Comparisons of pressure and rate of heat release histories for each fuel at $T_{IVC} = 455$ K

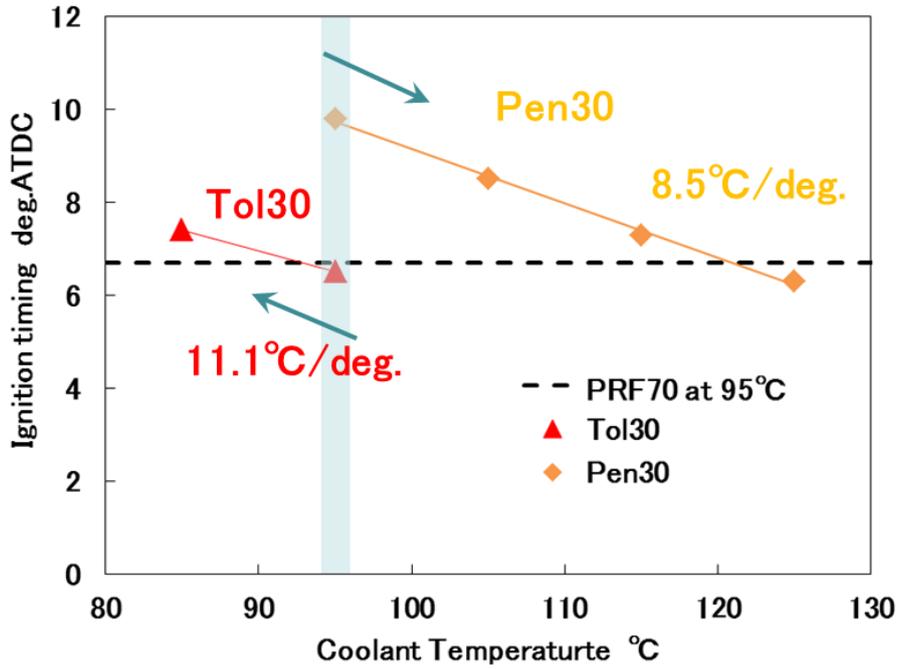


Fig. 5.9 Relationship between coolant temperature and ignition timing

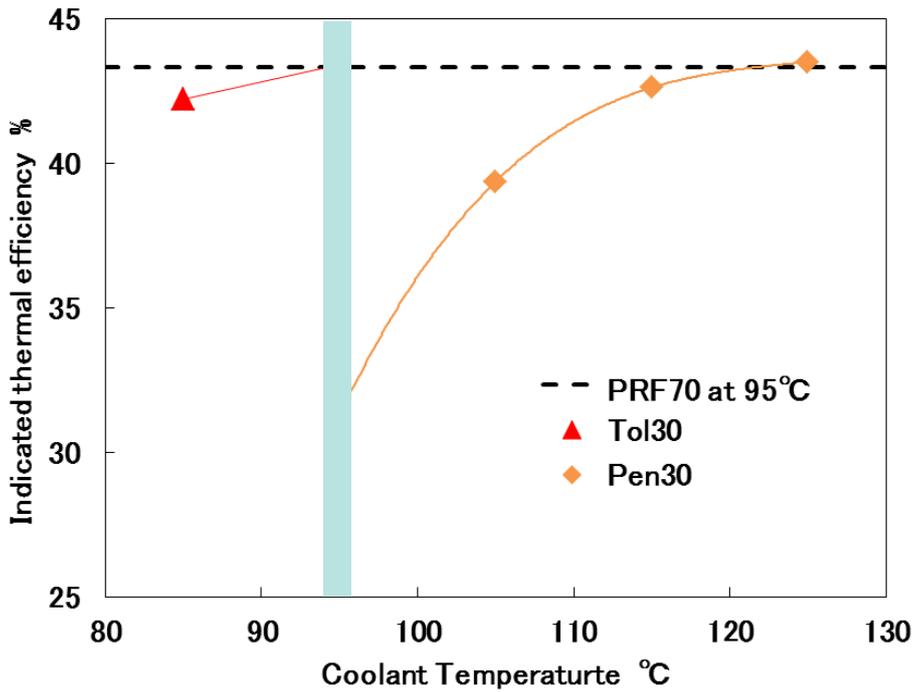


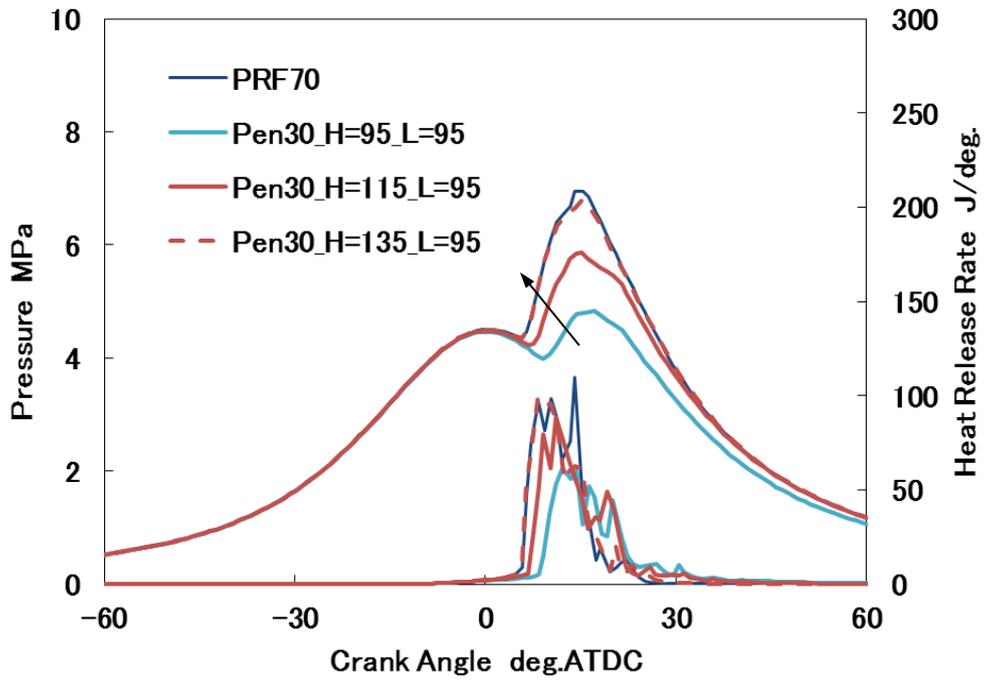
Fig. 5.10 Relationship between coolant temperature and indicated thermal efficiency

5.4.2 冷却水制御部位の効果

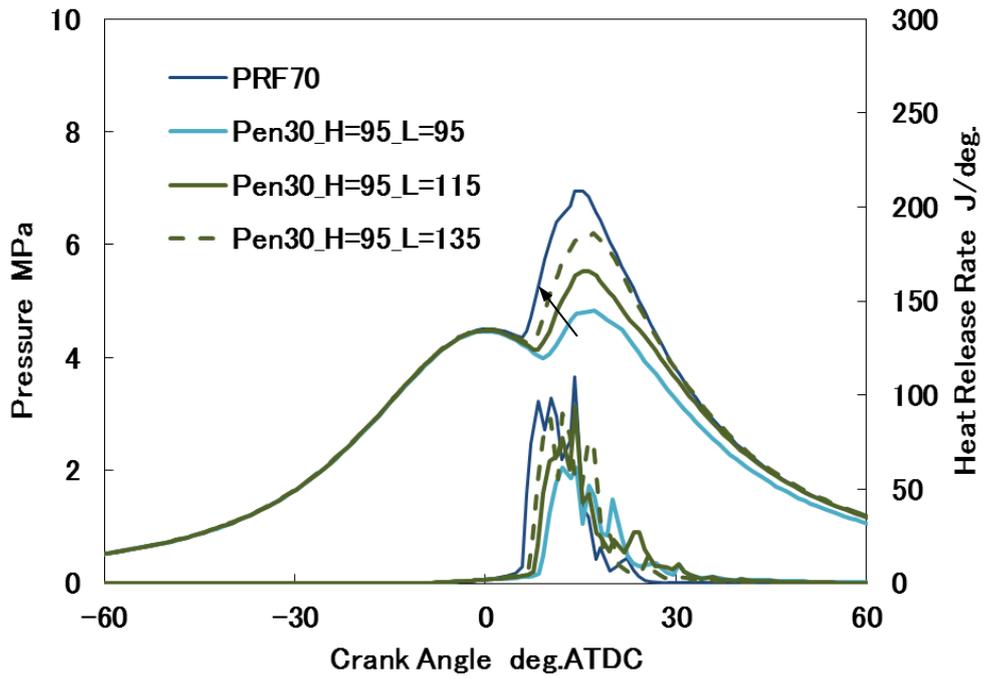
次に、燃焼室壁の部位の表面温度が HCCI 燃焼に及ぼす影響を確認するために、シリンダーヘッド部とライナー部の冷却水温度を独立に変化させた。燃料影響が大きい Pen30 燃料を用いた計算での水温条件を表 5.3 に示す。このときの計算結果を図 5.11 に示す。なお、図中ではシリンダーヘッド部の水温を H、ライナー部の水温を L として表記した。同図から、シリンダーヘッド部水温の感度が高く、シリンダーヘッド部水温を 135 °C にすると、PRF70 の標準水温 95 °C 条件と同等の着火時期となった。また、図 5.12 に水温による着火時期 θ_{10} の変化を示す。この関係より、着火時期を 1 deg. 進角させるためには、シリンダーヘッド部では冷却水温を 12.8 °C 上昇させる必要があり、ライナー部では約 2 倍となる 22.5 °C 上昇させる必要があることが示唆される。また、図 5.13 に示すように、着火時期の進角によって図示熱効率も回復することがわかる。

Table 5.3 Calculation condition

Engine Speed rpm	1500
Intake Pressure kPa gage	40
Excess Air Ratio	2.0
Intake Valve Close ABDC	32
Oil Temperature °C	110
Coolant Temp.	
Cylinder Liner °C	95 - 135
Cylinder Head °C	95 - 135



(a) Cylinder head



(b) Liner

Fig. 5.11 The effects of coolant temperature on pressure and heat release fueled with Pen30 (H means the coolant temperature of cylinder head and L does that of liner)

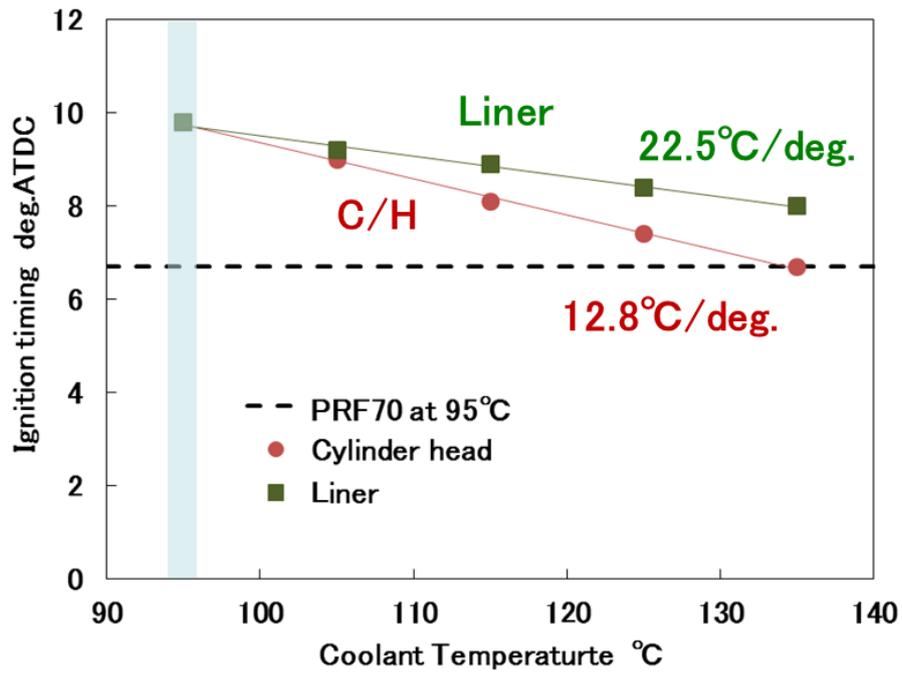


Fig. 5.12 Relationship between each coolant temperature and ignition timing

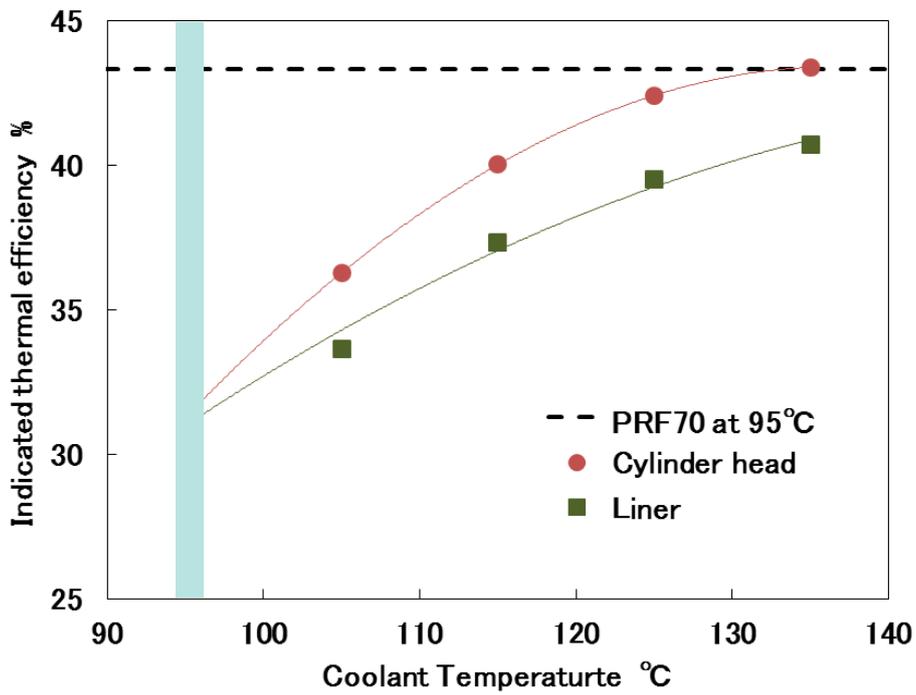


Fig. 5.13 Relationship between each coolant temperature and indicated thermal efficiency

次に、図 5.14 にシリンダーヘッド部とライナー部の冷却水温度のみをそれぞれ 408 K (135 °C) とした条件での筒内平均ガス温度の履歴を示す。圧縮行程中ではライナー部のみを 408 K (135 °C) とした条件の方が、平均ガス温度が高くなっているが、圧縮上死点においてはどちらのケースでも 967 K となり、その後逆転し、シリンダーヘッド部のみを 135°C とした条件の方が早く着火していることがわかる。この要因を明らかにするために、両条件での圧縮上死点におけるシリンダーヘッド部とライナー部の壁温分布と筒内ガス温度分布を図 5.15 に、5 deg. ATDC におけるそれぞれの分布を図 5.16 に示す。なお、筒内ガス温度分布は、燃焼室中央の水平断面と垂直断面である。シリンダーヘッド部のみ 135 °C にした条件では、図 5.15(a)左においてシリンダーヘッド部がライナー部より高温となっており、さらに、燃焼室の表面積としてもシリンダーヘッド部が支配的になっていくことから、圧縮行程後半での冷却損失を抑制できている。また、圧縮上死点において両条件で同一の平均ガス温度であっても、壁温差が顕著なシリンダーヘッド 135°C 条件の方が、相対的にガス温度の成層化が進んでおり最高ガス温度は高くなっている。この結果として、図 5.16(b)左に示すように燃焼室内の高温部から早期に着火していることがわかる。なお、図 5.17 に示すペントルーフ形状の計算メッシュを用いた壁温度計算結果においても、バルブ周辺のメッシュが歪んだ形状となっている部位で温度低下が確認される。このため、図 5.15 および図 5.16 のシリンダーヘッド面中心部で壁温が低下している点については、円筒座標系のメッシュ構造の影響と推察し今後の課題である。

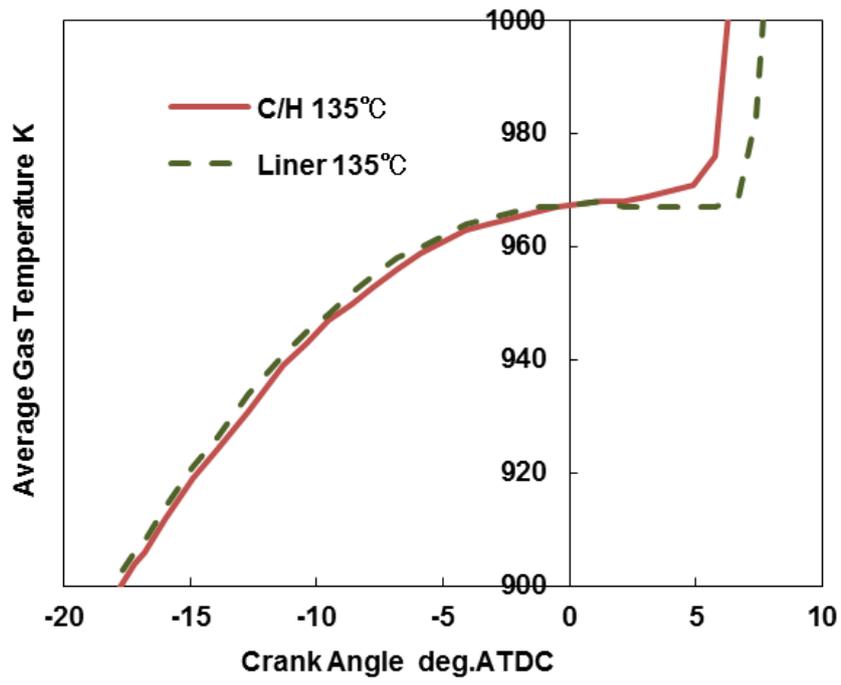
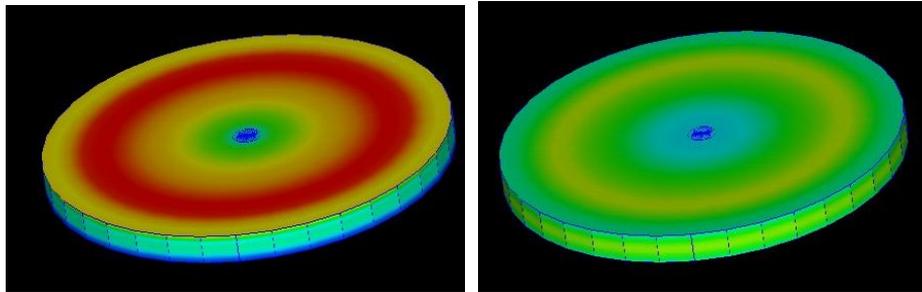


Fig. 5.14 Comparison of average gas temperature

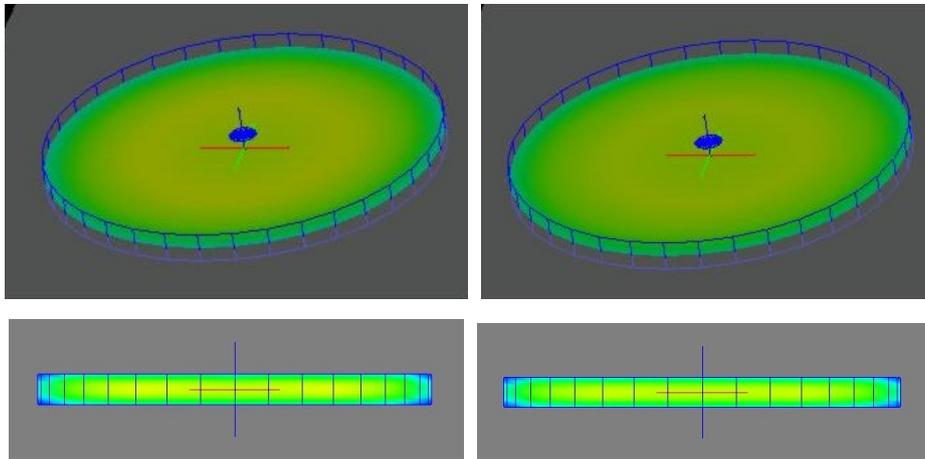
Coolant temp. of
cylinder head = 135 °C

Coolant temp. of
liner = 135 °C



400 K  500 K

(a) Wall temperature



800 K  1150 K

(b) Gas temperature

Fig. 5.15 Temperature distributions at TDC

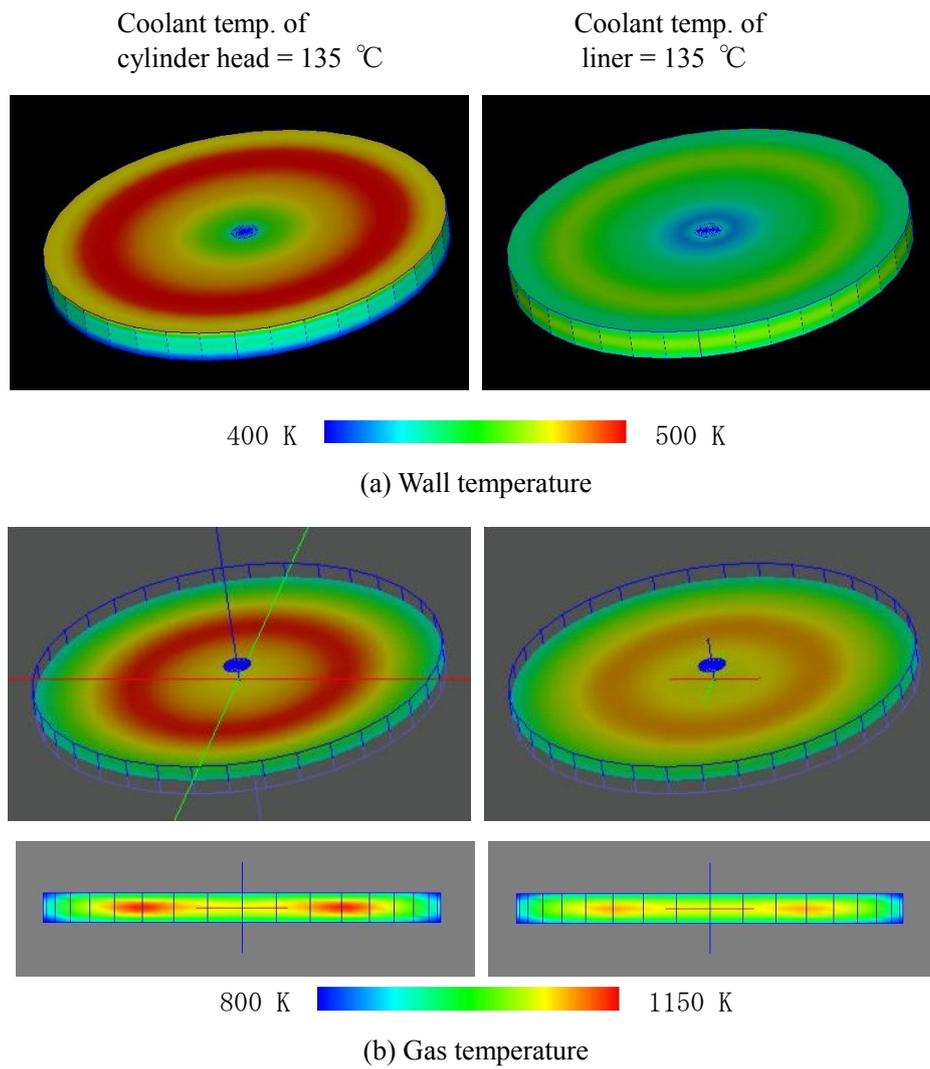


Fig. 5.16 Temperature distributions at 5 deg.ATDC

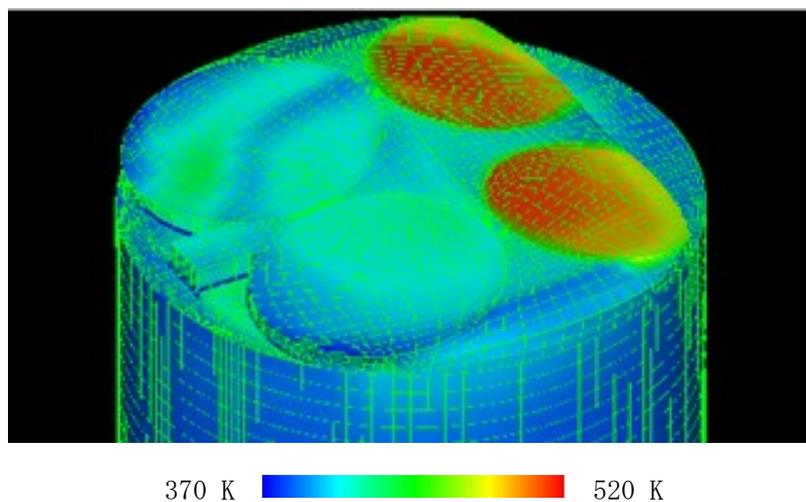
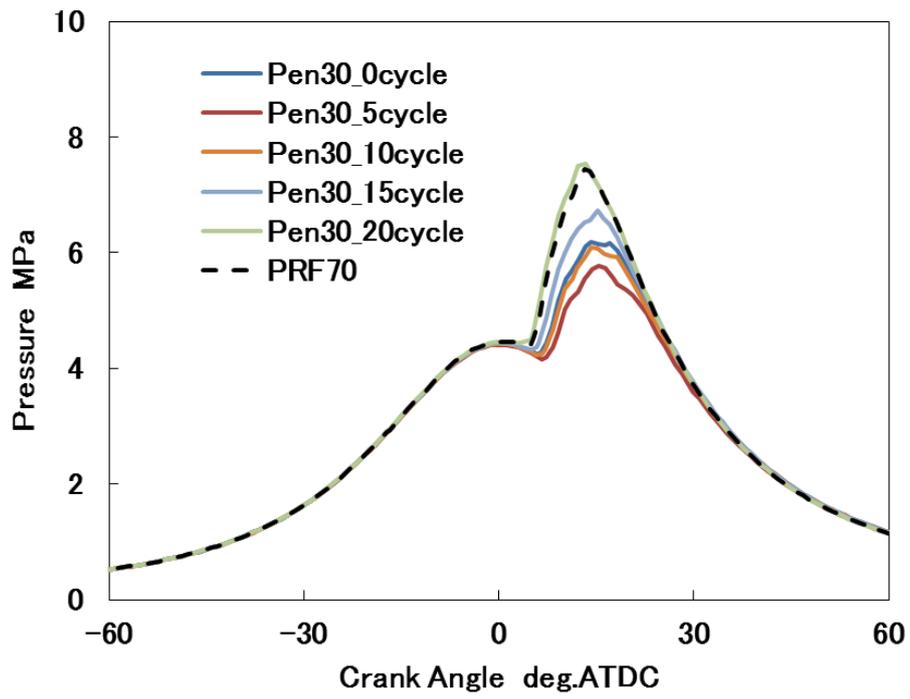


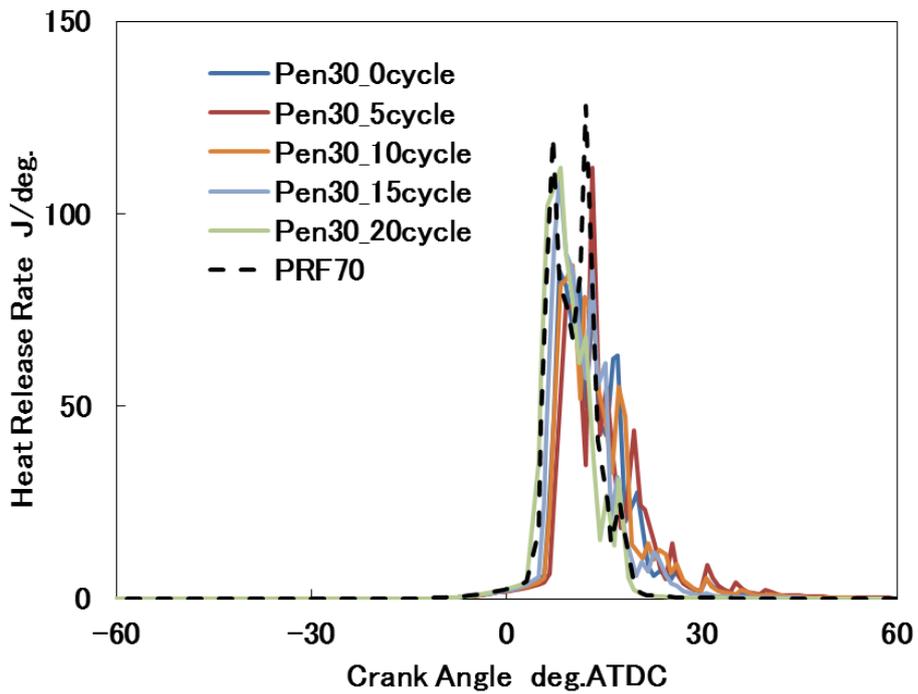
Fig. 5.17 Wall surface temperature distributions at pent roof mesh

最後に、シリンダーヘッド部の冷却水と壁面とを断熱条件として計算を行った。これにより、冷却水の設定温度を変化させることなく壁温を上昇させた際の効果を調査する。冷却水温度 368 K (95 °C)、 $T_{IVC} = 460$ K における定常運転状態を 0 サイクル目として、シリンダーヘッド部の冷却水と壁面との熱伝達係数を 0 とした 1 サイクル目から 20 サイクル目 (1.6 秒後) までの計算結果を図 5.18 に示す。なお、供試燃料には Pen30 燃料を用いた。5 サイクル目 (0.4 秒後) までは燃焼時期が遅角するが、その後進角し 20 サイクル目 (1.6 秒後) では基準となる PRF70 と同等の着火時期まで回復した。このときの壁面内部の温度変化を図 5.19 に示す。1 サイクル目 (0.08 秒後) から冷却水側壁面の温度が上昇し、壁面内部での温度差が小さくなることがわかる。さらに、5 サイクル目 (0.4 秒後) で最も燃焼室側壁面の温度が低下しその後上昇している。この燃焼室側壁面の温度変化に伴って燃焼時期が変化したと考える。

以上より、シリンダーヘッド部の冷却水に限定して温度制御することでの、効果的な燃焼制御の可能性が示された。実用においては、シリンダーヘッドとライナーとで別系統の水溫設定や水流制御を行うことが想定され、今後実機での効果検証を行う予定である。



(a) Pressure histories



(b) Heat release rate histories

Fig. 5.18 Transition of pressure histories fueled with Pen30 at $T_{IVC} = 460$ K

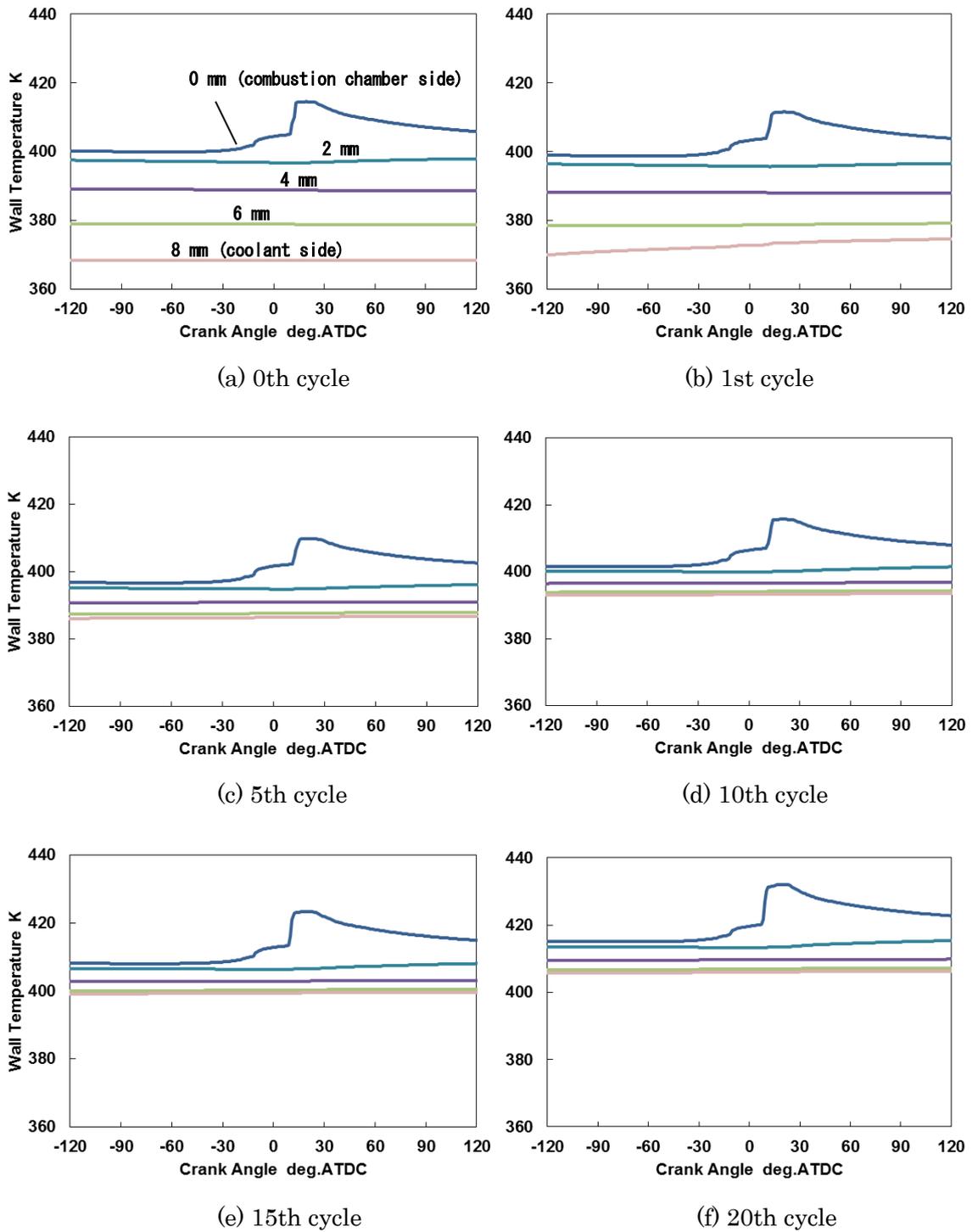


Fig. 5.19 Transition of wall temperature fueled with Pen30 at $T_{IVC} = 460$ K

5.5 まとめ

化学種数，反応数を増やすことなく，燃料組成の違いが着火時期に及ぼす影響を記述できる簡略化反応スキームを用いて化学反応過程を考慮した三次元数値熱流体シミュレーションを行い，冷却水制御による燃焼制御について検討した結果，以下の結論を得た．

1. 簡略化スキームによる三次元数値熱流体計算での計算時間短縮の効果を確認するために，ガソリンサロゲートスキームを用いた HCCI 燃焼計算との比較を行った．その結果，簡略化スキームではガソリンサロゲートスキームに比べて，約 93 %の計算時間削減となった．これは 0 次元の化学反応計算で得られた約 97 %削減とほぼ等しく，三次元計算においても小規模な反応スキームを用いることによる計算時間への優位性が確認された．
2. 三次元数値熱流体計算に簡略化スキームを用いることで，燃料成分が異なり，かつ，同一のオクタン価の燃料に対しては，HCCI 燃焼の着火時期が異なる現象を表現できた．
3. 燃料による燃焼時期の違いに対しては，冷却水温の設定温度を変更することで対応できることが示された．また，部位による影響については，シリンダーヘッド部の感度が高いことがわかった．筒内ガス温度分布より，シリンダーヘッド部の冷却水に限定して温度制御することでの，効果的な燃焼制御の可能性が示された．

第 5 章参考文献

- (1) 田村 亮, 岡屋 晋伍, 草鹿 仁, 養祖 隆, 山川 正尚, “冷却水流制御が HCCI 燃焼に及ぼす影響”, 自動車技術会学術講演会前刷集, No.126-14, 1-4, 2014.
- (2) Golovichev, V., Mechanism for gasoline surrogate,
<http://www.tfd.chalmers.se/~valeri/MECH.html>.
- (3) COAXIAL SURFACE THERMOCOUPLE PROBES,
http://www.techno-office.com/file/MED_TCS.pdf

第6章 結 論

6.1 結 論

CO₂ 排出量削減に対して自動車用パワーソースの役割は大きく、内燃機関の高効率化への取り組みは引き続き重要である。内燃機関の高効率化のためには各種要素技術アイテムが存在するが、高圧縮比化とリーン化に取り組むことが本質的で重要であることは、オットーサイクルにおける熱効率の式から明らかである。現在のガソリンエンジンは、ディーゼルエンジンに比べて圧縮比が低く、また通常、空気過剰率 λ が 1 で運転されるため、高圧縮比化とリーン化による改善の余地が大きい。しかしながら、高圧縮比化については、低速高負荷でのノッキングおよびプリーグニッションという燃料の自己着火特性に起因する異常燃焼が課題である。燃料の筒内直接噴射による混合気温度低下や、吸気流動を活用した急速燃焼により異常燃焼を回避しているが、高負荷運転を必要としないハイブリッド車を除き、実用化されたエンジンでは圧縮比は 11 程度に留まっている。一方、リーン化についてもこれまで取り組まれてきたが、火花点火による火炎伝播燃焼では、安定燃焼を実現するために希薄化には限界があり、均質混合気においては空燃比 A/F は 30 が限界となっている。また、希薄燃焼でも窒素酸化物 (NO_x) 生成が認められるが、三元触媒では浄化できないためにリーン NO_x 触媒が必要となり、結果として狙いの燃費改善効果が得られない上にコスト的なデメリットが大きく、広く普及するには至っていない。このような中で、NO_x が生成しない高リーン条件でも安定した運転が可能なガソリン HCCI 燃焼への期待は高く、基礎的な研究は 1980 年代から行われている。この HCCI 燃焼はピストン圧縮による高温高圧場でガソリンを自己着火により燃焼させる燃焼形態であるため、原理的に高圧縮比化も伴う高効率な燃焼である。その後、可変バルブタイミング機構の技術発展により、内部 EGR 量を変化させて圧縮初期の混合気温度を調整することで、HCCI 燃焼時期を制御する手法が広く実施されてきた。しかしながら、運転負荷の上昇に伴い燃焼が急峻になるため、燃焼騒音の制約から高負荷条件においては HCCI 燃焼を行うことができていな

い。このため、自動車用エンジンとして用いるには HCCI 燃焼と SI 燃焼を回転速度と負荷に応じて切り替える必要がある。

そして、高圧縮比ガソリン HCCI エンジンでは、着火燃焼過程はガソリンの化学反応の進行に支配されるため、燃料性状に強く依存し、SI 燃焼に比べ燃焼制御の高度化が必要である。さらに、従来のガソリンエンジンに比べて高い圧縮比での SI 燃焼における出力性能を確保するためには、異常燃焼と燃料性状の関係を解明することが課題となっている。

本研究では、低負荷運転時は HCCI 燃焼、高負荷運転時は SI 燃焼を行う高圧縮比ガソリン HCCI エンジンの実用化に向けた課題の一つである、燃料性状が HCCI 燃焼と高圧縮比 SI 燃焼に及ぼす影響を、モデル燃料を用いたエンジン実験により明らかにした。また、HCCI 燃焼における燃料性状の影響の定量化とエンジン制御開発を行う際の制御対象モデルとして活用することを目的に、着火燃焼時期のモデル式を構築した。さらに、三次元 CFD を用いて燃料性状の影響を検討するために、多成分燃料に対応できる簡略化された化学反応スキームを構築し、これを用いて燃料性状の変化に対応する制御因子としてのエンジン水温および熱伝達率の変化の効果を三次元数値計算により検討した。結論を要約すると次の様になる。

第 1 章は序論であり、研究の背景と目的、従来の研究ならびに実用化に向けた課題を示した。また、研究の方法と概要について述べた。

第 2 章では、オクタン価の異なるパラフィン系燃料を用いた SI 燃焼と HCCI 燃焼の高圧縮比エンジンの実験結果を示した。オクタン価測定用に用いられる CFR エンジンのデータと比較することで、SI 燃焼のノッキングは高圧縮比においても RON で表される燃料の低温側の着火特性と関連があり、一方で、HCCI 燃焼は MON で表される燃料の高温側の着火特性と関連があることを示した。さらに、高圧縮比 SI 燃焼において、点火前の低温酸化反応に出力向上効果があることを実験により調査し、その現象について化学反応計算を用いて明らかにした。

第 3 章では、燃料成分の異なる同一オクタン価燃料を用いた SI 燃焼と HCCI 燃焼の実験を行い、それぞれの燃焼に対する燃料成分の影響を明らかにした。特に SI 燃焼における、アロマ系炭化水素の影響や、オクタン価調整のために混合される低オクタン価基材の影響で、上述の低温酸化反応が発生し易くなることを示した。また、HCCI 燃焼においては、燃料成分の着火への影響が大きく、第 2 章で示した MON だけではその燃焼特性を表現できないことを示した。このため、多成分燃料に対応できる HCCI 燃焼時期のモデル式を提案しその効果を検証した。さらに、従来のモデル式とは異なり、運転パラメータである燃料噴射量をモデルパラメータとして導入したため、エンジン制御開発にも活用することを可能とした。また、このモデル式に用いた燃料成分のパラメータの値を比較することで、各成分の着火促進あるいは抑制の影響度合いを定量的に示した。

第 4 章では、三次元 CFD に用いることを狙いとして、多成分燃料に対応する簡略化化学反応スキームを構築した。化学種数、反応数を増やすことなく多成分燃料に対応できる化学反応スキームとするために、小規模な簡略化反応スキームをもとに燃料成分に応じて適切なパラメータを修正することとした。第 3 章において、基準燃料であるパラフィン系成分の燃料での着火モデル式に対して、他の燃料成分による主要な中間生成物への生成促進、あるいは抑制の効果を考慮した項を追加することで、混合燃料に対応できる着火モデル式を構築できることを示した。そこで、簡略化反応スキームでの修正パラメータ選定にも、この主要な中間生成物の生成促進、抑制に着目する手法を適用した。主要な中間生成物としては HCHO と H_2O_2 を対象として、最適化対象とする化学反応式を選定した。また、広い運転条件で精度よく計算できるように最適化計算に用いる評価関数を選定することで、リーン条件での着火遅れ時間も精度よく計算できる化学反応スキームを構築した。さらに精度検証のために、0 次元エンジンモデルにおいて、詳細化学反応スキームを用いた計算結果と比較した。そして、EGR 率、燃料成分、および活性化学種による HCCI 着火時期への影響を詳細化学反応計算とほぼ等しく計算できることを示した。

第 5 章では、上記の反応スキームと燃焼室の壁面温度分布モデルを組み込んだ三次元 CFD コードを用いて、エンジン水温による HCCI 燃焼制御の可能性を検討した。壁面温度分布モデルの計算精度検証においては、エンジンに高速応答熱電対を用いて壁面表面温度計測し、計算結果と比較し十分な計算精度をもつことを確認した。これにより、エンジン水温の変化が HCCI 燃焼に与える影響度を予測できることを示した。そして、同モデルを用いてエンジン水温制御により燃料成分の変動による HCCI 燃焼のばらつきを補正し得ることを見出した。さらに、部位ごとの水温を変更させることで部位の温度が HCCI 燃焼に与える感度を明らかにし、ライナー部に比べてシリンダーヘッド部の感度が 2 倍程度高いことを示した。最後に、シリンダーヘッド部の冷却水と壁面を断熱することで、冷却水の設定温度を変化させることなく壁温を上昇させた場合についても検討した。

6.2 今後の研究の発展性

高圧縮比ガソリン HCCI エンジンの実用化においては、新規の制御デバイスが導入されることが考えられるが、このデバイスへの要求や制御ロジックは複雑化するために、これらの開発期間を短縮することが重要である。本研究では、実際のガソリンを模擬した多成分燃料に対応できる HCCI 燃焼時期のモデル式を構築したが、非常に少ない計算負荷で各種運転条件における燃焼時期が算出できることが特徴である。このため、実際のエンジン実験を行うことなく制御ロジック、および、制御デバイスを机上で検討するモデルベース開発における制御対象モデル、いわゆるヴァーチャルエンジンとして精度よく活用することができる。また今後、車載コンピュータの性能がさらに向上すれば、実際の運転と並行して次サイクルの燃焼状態を逐次予測しながらエンジン制御することも可能となることが期待される。

高圧縮比での SI 燃焼において、点火前の低温酸化反応に出力向上効果があることを見出したが、このように圧縮着火 (CI : Compression Ignition, 以後 CI) による燃焼と SI に

よる燃焼を混在させることで新しい燃焼形態が構築できる可能性が考えられる。SI 燃焼を先行させてその圧縮により CI 燃焼を誘発させる燃焼としては、図 6.1 に示す PREMIER 燃焼⁽¹⁾⁽²⁾などが報告されている。さらに、本研究の低温酸化反応を活用した燃焼形態では燃料を部分酸化させて SI 燃焼を行っており、燃料のエネルギーを段階的に取り出して使用するという視点からも新しい燃焼形態を着想するきっかけとなり得る。

本研究では、多成分燃料に対応できる簡略化化学反応スキームを構築した。今回の構築手法においては、着火遅れ時間に詳細化学反応スキームの計算結果を用いたが、対象燃料での実測結果を用いることも可能であるため、将来、市場に導入される多様な構成の燃料について、従来から用いられている急速圧縮器やショックチューブでの計測結果や、図 6.2 および図 6.3 に示すような近年応用例が報告されているマイクロフローリアクタ⁽³⁾⁽⁴⁾を用いた実験結果などに対しても有効であり今後の適用が期待される。

また、第 5 章では、冷却水とシリンダーヘッド壁面とを断熱した条件での過渡運転状態での計算結果を示したが、高圧縮比ガソリン HCCI エンジンでは始動時は SI 運転を行い、冷却水温度が閾値に達した段階で HCCI 運転に移行する必要があるため、過渡運転状態の検討が重要となる。このような複雑な運転条件での燃焼状態予測を実際の開発プロセスの中で行うためには計算時間の短縮化が必要であり、本計算手法はこの点でも有効である。なお、この計算結果から冷却水と壁面との間を断熱することの効果を示されたが、壁面温度が過度に上昇すると部材の溶損、油膜の破断などが課題となるため、常に断熱状態にすることは不可能である。このことから、冷却水側の壁表面に熱伝導率あるいは熱伝達率を変化させる新材料や新デバイスを設置、あるいは、過剰な熱を保持した上で要求に応じて熱を放出できるデバイスを燃焼制御に効果的な部位に設置する、などの新たなニーズを発想することができる。このような検討を進めるためには、冷却水領域の計算メッシュ構築が必要であり、また、複雑な燃焼室形状についても対応することが必要であり、今後の課題である。これらの検討を進めるなかで、本研究の成果である簡略化反応スキームを用

いた燃焼計算とエンジン部材の熱流束計算との連成により, 図 6.4 に示すような熱流れにおける新たな熱マネジメントコンセプトや熱制御デバイスの検討をさらに進めていくことが可能となると考える.

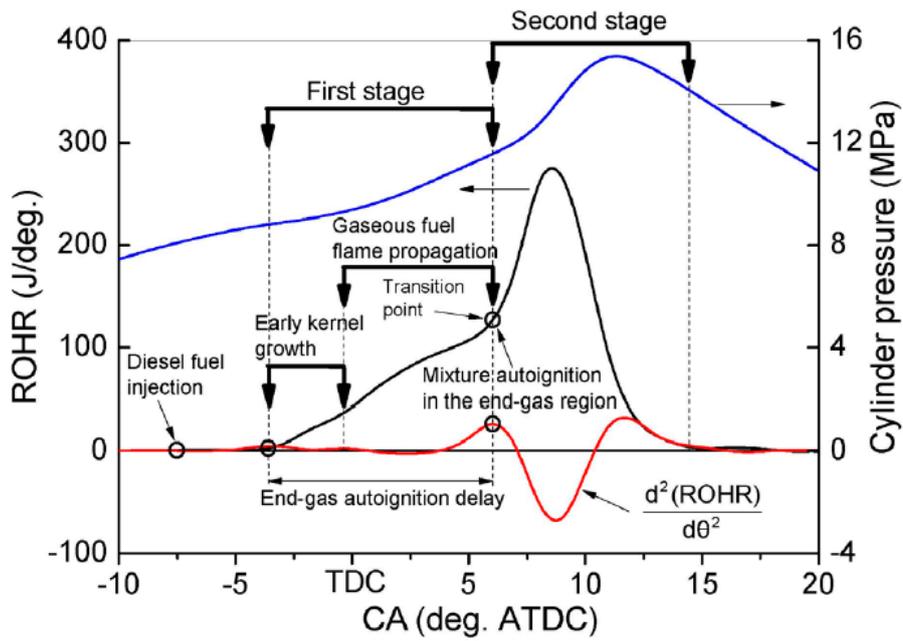


Fig. 6.1 PREMIER combustion concept⁽¹⁾

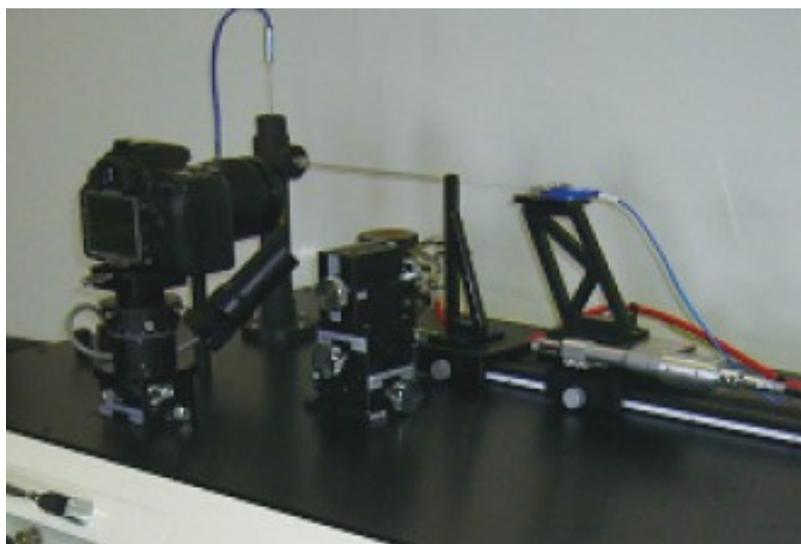


Fig. 6.2 Overview of micro flow reactor⁽³⁾

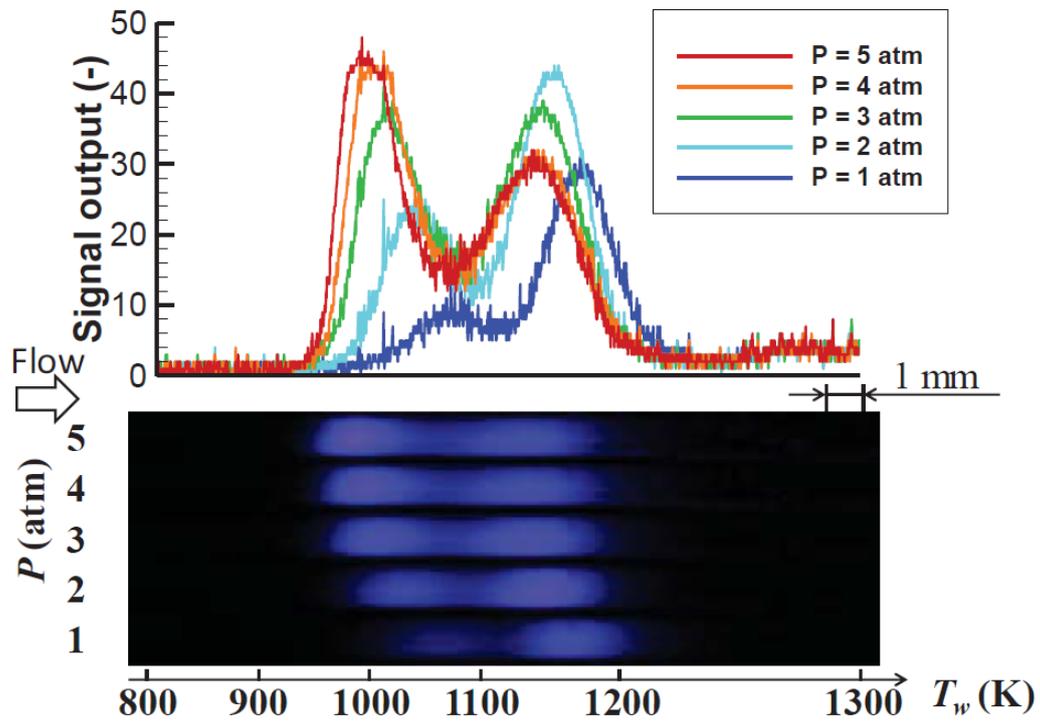


Fig. 6.3 Weak flame images and their luminosity profiles for a stoichiometric ethanol/air mixture⁽⁴⁾

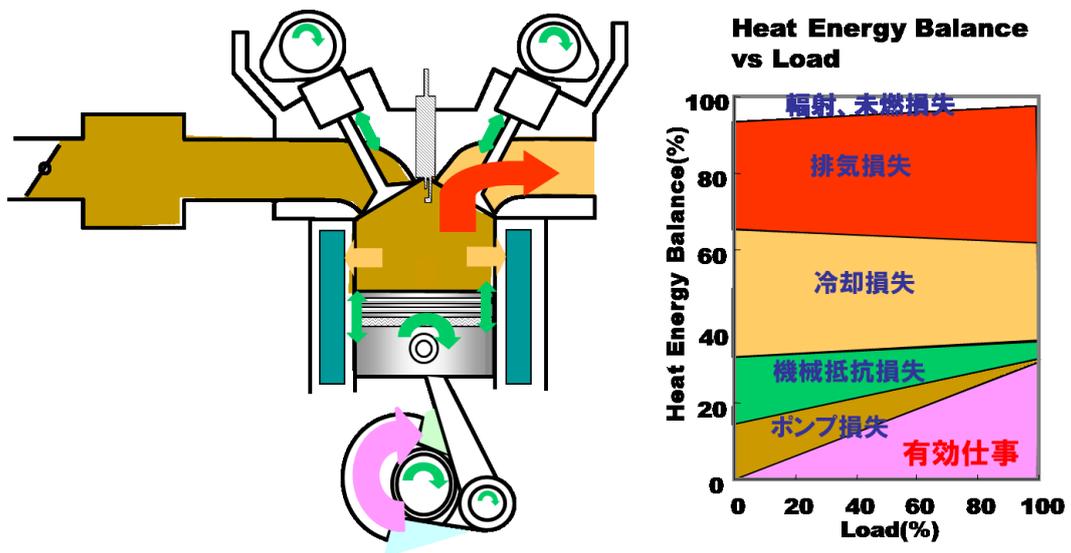


Fig. 6.4 Schematic of energy flow in engine system

第6章参考文献

- (1) Azimov, U., Tomita, E. and Kawahara, N., “Ignition, Combustion and Exhaust Emission Characteristics of Micro-pilot Ignited Dual-fuel Engine Operated under PREMIER Combustion Mode”, SAE Paper 2011-01-1764, 2011.
- (2) AKSU, C., Kawahara, N., Tsuboi, K., Nanba, S., Tomita, E. and Kondo, M., “Effect of Hydrogen Concentration on Engine Performance, Exhaust Emissions and Operation Range of PREMIER Combustion in a Dual Fuel Gas Engine Using Methane-Hydrogen Mixtures”, SAE Paper 2015-01-1792, 2015.
- (3) 松井 邦雄, 鈴木 優平, 佐瀬 昭, “マイクロフローリアクタ試験装置の開発”, IIC REVIEW No.48, 76-81, 2012.
- (4) Nakamura, H., Tezuka, T., Hasegawa, S. and Maruta, K., “Novel Ignition Property Measurements for Various Fuels using a Micro Flow Reactor with a Controlled Temperature Profile”, SAE Paper 2015-01-1817, 2015.

謝 辞

本論文を完成するにあたり，早稲田大学理工学術院 草鹿 仁教授には，主査として多大なる御指導と御鞭撻を賜りました。心より感謝の意を表します。また，早稲田大学理工学術院 大聖 泰弘教授，勝田 正文教授，中垣 隆雄教授からも，副査として多くの貴重な御指導と御助言を頂きましたことを記して謝意を表します。

本研究は，マツダ株式会社と早稲田大学との受託研究で得られた研究成果をまとめたもので，貴重な機会を与えて頂きましたマツダ株式会社 人見 光夫常務執行役員，赤木 裕治技監，益田 俊治主幹に謝意を表します。また，山川 正尚首席エンジニアには，社会人博士としての研究活動に寛大な御支援と，本研究に際しての有益な御助言を数多く頂戴致しました。心より感謝の意を表します。エンジン実験および計測領域においては藤川 竜也様，日高 匡聡様，河合 佑介様，神長 隆史様の御助言と御協力を頂きました。

さらに，本研究のきっかけとなる実験用モデル燃料を調製頂き，化学反応について貴重な御助言を頂戴致しましたコスモ石油株式会社 大塚 宏明様，田中 重行様，廣瀬 敏之様に深く感謝致します。

また，早稲田大学大学院 草鹿研究室卒業の荒居 大樹君，中山 竜太君，鈴木 泰政君，光法 高史君，川田 貴大君，岡屋 晋伍君，田村 亮君，西口 嵩人君，在籍中の今駒 龍太郎君，須藤 智広君との研究活動は大変貴重な経験になりました。加えて，研究に際して多大なる御協力を頂きました草鹿研究室の関係各位に，心より御礼申し上げます。

最後に，社会人博士としての入学，研究活動を支え続けてくれた 妻，応援してくれた息子，娘，家族に感謝の意を表します。

2016年7月

養祖 隆

研究業績書

(2016年 7月 現在)

種 類 別	題名、 発表・発行掲載誌名、 発表・発行年月、 連名者 (申請者含む)
○論 文	養祖 隆, 山川 正尚, 西口 嵩人, 草鹿 仁, 多成分燃料に対応できる簡略化反応スキームを用いた HCCI 燃焼制御の検討, 自動車技術会論文集 Vol. 47, No. 4, 2016 年 7 月 (掲載決定)
○論 文	Takashi Yoso, Masahisa Yamakawa, Ryo Tamura, Jin Kusaka, Developments of the Reduced Chemical Reaction Scheme for Multi-Component Gasoline Fuel, SAE Paper 2015-01-1808, September 2015
○論 文	養祖 隆, 山川 正尚, 田村 亮, 草鹿 仁, 多成分燃料に対応できる簡略化反応スキームの開発, 自動車技術会論文集 Vol. 46, No. 4, 2015 年 7 月
論 文	山川 正尚, 養祖 隆, 藤川 竜也, 西本 敏朗, 和田 好隆, 佐藤 圭峰, 横畑 英明, 高圧縮比ガソリンエンジンの燃焼技術の開発, 自動車技術会論文集 Vol. 43, No. 1, 2012 年 1 月
論 文	Masahisa Yamakawa, Takashi Youso, Tatsuya Fujikawa, Toshiaki Nishimoto, Yoshitaka Wada, Kiyotaka Sato, Hideaki Yokohata, Combustion Technology Development for a High Compression Ratio SI Engine, SAE Paper 2011-01-1871, August 2011
○論 文	養祖 隆, 山川 正尚, 田中 重行, 草鹿 仁, ガソリン HCCI 機関における燃料特性と自己着火に関する検討 (第 2 報) -燃料成分が異なる同一オクタン価のモデル燃料を用いた解析-, 自動車技術会論文集 Vol. 41, No. 3, 2010 年 5 月
○論 文	養祖 隆, 山川 正尚, 廣瀬 敏之, 田中 重行, 中山 竜太, 草鹿 仁, ガソリン HCCI 機関における燃料特性と自己着火に関する検討 (第 1 報) -オクタン価の異なるパラフィン系燃料を用いた解析-, 自動車技術会論文集 Vol. 40, No. 1, 2009 年 1 月
総 説	山川 正尚, 養祖 隆, 草鹿 仁, 低温酸化反応を活用した高効率高圧縮比ガソリンエンジン, 日本機械学会誌 第 116 巻 第 1141 号, 2013 年 12 月
総 説	養祖 隆, 山川 正尚, ガソリン HCCI 機関におけるオクタン価と自己着火の関係に関する検討, 日本燃焼学会誌 第 54 巻 170 号, 2012 年 11 月
講 演	養祖 隆, 多成分燃料に対応できる簡略化反応スキームを用いた HCCI 燃焼制御の検討, 第 26 回内燃機関シンポジウム, 京都, 2015 年 12 月, 日本自動車技術会
講 演	Takashi Yoso, Developments of the Reduced Chemical Reaction Scheme for Multi-Component Gasoline Fuel, 2015 JSAE/SAE Powertrains, Fuels and Lubricants, Kyoto, September 2015, JSAE/SAE
講 演	養祖 隆, 自着火現象を利用したガソリンエンジンの高効率化の研究, 日本燃焼学会 平成 27 年度定時総会・研究討論会, 東京, 2015 年 6 月, 日本燃焼学会

研究業績書

種 類 別	題名、 発表・発行掲載誌名、 発表・発行年月、 連名者（申請者含む）
講 演	養祖 隆，燃料成分種に対応できる簡略化反応スキームの開発，自動車技術会 2014 年秋季大会，仙台，2014 年 10 月，日本自動車技術会
講 演	養祖 隆，高圧縮比ガソリンエンジン(SKYACTIV-G)を実現した燃焼技術，日本燃焼学会 夏季研究会（夏の学校 2013），鹿児島，2013 年 9 月，日本燃焼学会
講 演	養祖 隆，SKYACTIV-G 燃焼技術，自動車技術会ガソリン機関部門委員会シンポジウム 更なる進化を求めるガソリンエンジン技術，東京，2011 年 12 月，日本自動車技術会
講 演	養祖 隆，高圧縮比ガソリンエンジンの点火前の低温酸化反応が出力に及ぼす影響，第 48 回燃焼シンポジウム，福岡，2010 年 12 月，日本燃焼学会
講 演	養祖 隆，ガソリン HCCI 機関における燃料特性と自己着火に関する検討（第 2 報）-燃料成分が異なる同一オクタン価のモデル燃料を用いた解析-，自動車技術会 2009 年秋季大会，仙台，2009 年 10 月，日本自動車技術会
講 演	養祖 隆，ガソリン HCCI 機関における燃料特性と自己着火に関する検討（第 1 報）-オクタン価の異なるパラフィン系燃料を用いた解析-，自動車技術会 2008 年春季大会，横浜，2008 年 5 月，日本自動車技術会
その他 (特 許)	公開特許，圧縮自己着火内燃機関の燃焼時期予測方法，該圧縮自己着火内燃機関の制御方法及び圧縮自己着火内燃機関システム，特開 2011-80395，田中 重行，草鹿 仁，養祖 隆，山川 正尚
その他 (特 許)	公開特許，火花点火式直噴ガソリンエンジン，特開 2008-88861，山川 正尚，山口 直宏，養祖 隆，人見 光夫
その他 (論 文)	藤川 竜也，養祖 隆，内田 健児，中山 佳映，山川 正尚，高圧縮比ガソリンエンジンの掃気性改善と触媒早期暖機のための燃焼技術開発，自動車技術会論文集 Vol.43, No.2, 2012 年 3 月
その他 (講 演)	養祖 隆，燃費効率の向上に向けた取組み，自動車産業の未来 2016 最新技術研究講座，名古屋，2016 年 2 月，愛知県・中部産業連盟