

燃焼CFDによる副室ジェット燃焼を用いた大型二輪車用 ガソリンエンジンの出力と熱効率改善の検討

Numerical Study on Enhancing Power and Thermal Efficiency of Large Motorcycle Gasoline Engine
Using Pre-chamber Jet Combustion Simulated by Combustion CFD

安藤 博和¹

Hirokazu ANDO

富沢 健吾¹

Kengo TOMIZAWA

田 伸 巧¹

Takumi TANAKA

井 上 陽 介¹

Yosuke INOUE

要 旨

大型二輪車用のビッグボアガソリン火花点火エンジンに対し全負荷出力向上と部分負荷熱効率改善を目的に、3次元燃焼シミュレーションを用いて燃焼方式の検討をおこなった。全負荷出力点においては、パッシブタイプの副室ジェット燃焼の効果を確認した。副室から噴出するジェットにより主室の乱流運動エネルギーが増加することで燃焼が高速化し、圧縮比を2.0高めることで従来SI燃焼に対して全負荷図示仕事率が3.6%向上することを確認した。部分負荷においては、燃焼安定性向上をねらい主室サイドプラグ点火のちに副室点火をおこなう副室ジェット2プラグ燃焼の効果を確認した。副室から噴出するジェットは、主室サイドプラグ先行点火による火炎面と接触することにより着火が促進した。これにより従来SI燃焼に対して部分負荷図示熱効率が1.7 Pt向上することを確認した。

ABSTRACT

A study of combustion methods was conducted using 3D combustion simulation with the aim of enhancing power at full load and thermal efficiency at partial load for a big-bore spark ignition gasoline engine for large motorcycles. The effect of passive pre-chamber jet combustion on power was confirmed at full load. It was further confirmed that a jet sprayed from the pre-chamber into the main chamber caused an increase in turbulent kinetic energy that sped up combustion, and that increasing the compression ratio from 10.1 to 12.1 resulted in an enhancement of 3.6% in indicated work at full load compared to conventional SI combustion. At partial load, the effect of pre-chamber jet 2plug combustion, achieved by ignition in the pre-chamber after the ignition of the main-chamber side-plug with the aim of enhancing combustion stability, was confirmed. The jet sprayed from the pre-chamber facilitates ignition by coming into contact with the flame surface generated by the earlier ignition of the main-chamber side-plug. It was confirmed that this resulted in an increase in indicated thermal efficiency of 1.7 points at partial load compared to conventional SI combustion.

1. ま え が き

地球温暖化の抑制に際し、気候変動による気温上昇1.5℃未満を達成するシナリオでは温室効果ガスCO₂を2030年までに2010年比で45%以上削減することが必要⁽¹⁾である。また、国内CO₂総排出量における輸送部門の割合は約20%で、その中で二輪車の割合は0.4%であるが、CO₂排出量としては78万トン⁽²⁾であり、二輪車用内燃機関も燃費を改善し、CO₂を低減することが重要である。

大型二輪車用ガソリン火花点火(Spark Ignition: SI)エンジンは、全負荷最高出力向上による走行性能改善が要求されるのに加え、CO₂を低減するためには部分負荷熱効率向上による燃費改善が必要となる。ここで、弊社量産二輪機種種の最高出力と燃費の関係を整理した。Fig. 1に、最高

出力と二輪車国際統一評価モード(Worldwide-harmonized Motorcycle Test Cycle: WMTC)燃費の関係を示す。図には最高車速140 km/h以上の機種が対象となるWMTCモードclass3-2が適用される二輪車をプロットした。図に示す通り最高出力とモード燃費は相反する関係にあることがわかる。最高出力を向上するためには、体積効率増加や高回転化をおこなうことが一般的である。体積効率増加のためには吸気と排気の抵抗を下げる必要があり、吸排気バルブ径を拡大すること、そのためにはボア径を拡大することが重要となる。また、高回転化のためにはピストンスピードを抑える必要があり、ショートストローク化が重要となる。よって、最高出力向上をねらったエンジン諸元はビッグボア、ショートストロークの傾向をとることになる。ビッグボア、ショートストローク諸元は最高出力向上に有

¹ 先進パワーユニット・エネルギー研究所

E-mail: hirokazu_ando@jp.honda

効である一方で、部分負荷においては吸入空気速度低下および筒内に形成されるタンブル流動低下が顕著となる。これにより混合気の形成が不十分となることや、燃焼タイミングでの乱れが減少することで燃焼速度が低下する。これらにより部分負荷熱効率の低下を招く。ビッグボア、ショートストロークのエンジンにおいて、最高出力と部分負荷熱効率をともに改善するためには、流動以外の手法でも燃焼速度を向上する必要があることがわかる。

ここで弊社現行の量産二輪機種における単一気筒あたりの排気量とボアの関係を Fig. 2 に示す。図に示す通り、本研究では量産二輪機種においてビッグボアエンジンに分類されるボア径 92 mm の機種を対象とした。本機種は一つのシリンダに対しセンターとサイド二つのプラグで点火をおこなうことにより燃焼速度向上を実現している⁽³⁾ものの、本研究において更なる燃焼速度向上に取り組んだ。

大型二輪車用 SI エンジンの燃焼速度向上をねらいパッシブ副室を適用した研究事例^{(4),(5)}がある。パッシブ副室とは、副室内に燃料噴射ノズルを持たず、主室側から混合気を吸入するタイプの副室のことを指す。これらの研究事例^{(4),(5)}においては、全負荷出力を向上できているものの部分負荷熱効率を向上させた報告はない。また、これらの研究には 3 次元燃焼シミュレーション（以降、燃焼 CFD）が用いられているものの、実機エンジンで問題となるノッ

キングを考慮した性能評価とはなっていない。

本研究では大型二輪車用 SI エンジンを対象として、詳細素反応によるノッキング判定を可能とする燃焼 CFD を構築した。そのうえで燃焼 CFD を用い、従来 SI 燃焼、副室ジェット燃焼、副室ジェット 2 プラグ燃焼などの様々な方式の火炎伝播燃焼の燃焼メカニズム解析と、最大出力性能評価ならびに部分負荷熱効率評価をおこなった。これらにより大型二輪車用 SI エンジンにおける全負荷出力向上と、CO₂ 低減のための部分負荷熱効率向上を同時に可能とする燃焼方式を見出したため、その結果について論じる。

2. 大型二輪車の SI 燃焼課題と燃焼高速化

一般的に SI エンジンにおいて熱効率向上を図る上では、圧縮比を高めることによる理論効率の向上が必要とされる。それに伴いノッキングが発生しやすくなるため、点火時期を Minimum advanced for Best Torque (MBT) よりも遅角せざるを得ず、時間損失が増大する。よって、熱効率向上のためにはノッキングを抑制し、時間損失を低減することが重要となる。

ノッキングはエンドガスの自着火と関連性が高く⁽⁶⁾、特にビッグボアの SI エンジンにおいてはボア端エンドガス部までの距離が長いいため、ノッキングが誘発されやすい。ノッキングの抑制には自着火が発生する前に燃焼を完了させる必要があり、燃焼速度を向上することが有効な方策となる^{(7),(8)}。ここで、火炎伝播燃焼における火炎面挙動と燃焼速度に関するメカニズムについて Fig. 3 に概要を示す。Damköhler らが提唱したしわ状層流火炎の概念⁽⁹⁾⁻⁽¹¹⁾によると、燃焼速度はしわ状層流火炎面積と関連性があり、それは乱れによって増幅される。したがって、燃焼速度を増加させるためには燃焼室内の乱流運動エネルギー（Turbulent

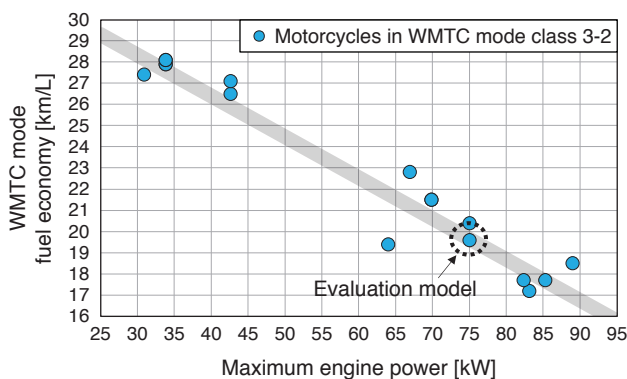


Fig. 1 Maximum engine power and fuel economy of motorcycles in WMTC mode class 3-2

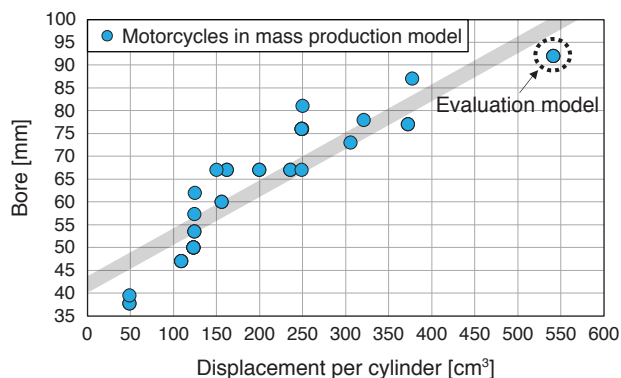


Fig. 2 Displacement per cylinder and bore of motorcycles in mass production model

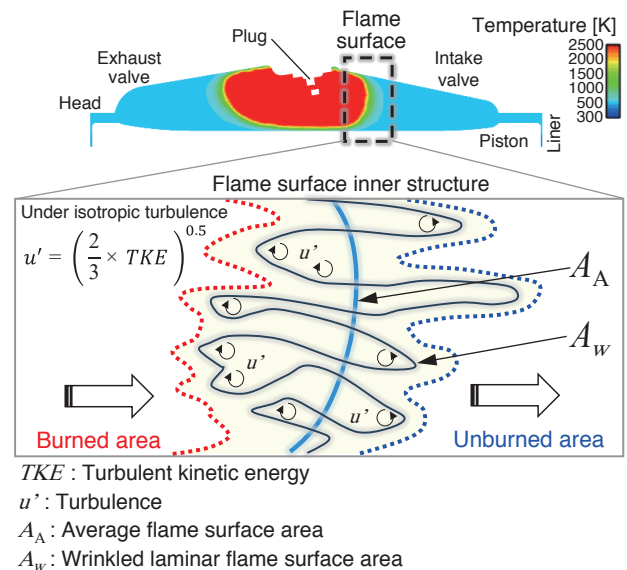


Fig. 3 Schematic diagram of wrinkled laminar flame

Kinetic Energy: TKE)を増加させる必要がある。SIエンジンの燃焼速度向上の方策としては副室ジェット燃焼が注目されており、副室から噴出するジェットにより主室火炎面上のTKEが増幅でき、しわ状層流火炎面積を増加させることで燃焼が高速化される。これにともないノッキングが抑制でき、圧縮比を高めて熱効率改善が可能となる^{(7),(8)}。

そこで、本研究ではパッシブ副室を用いた副室ジェット燃焼^{(7),(8)}の効果を確認した。パッシブタイプの副室ジェット燃焼は副室内への混合気吸入により燃料を取り込むため、副室内の燃料が不足しやすい^{(12),(13)}。さらに副室内で燃焼したガスは噴孔を通過する際に温度が低下するため、特に部分負荷の燃焼安定性に課題が生じる⁽¹²⁾。このため一つの燃焼諸元にて全負荷から部分負荷までの幅広い運転領域における性能向上を担保することが容易でなく⁽¹³⁾、これが副室ジェット燃焼の実用化に向けた課題となっている^{(12),(13)}。

3. 燃焼解析手法

3.1. 評価負荷および諸元

Fig. 4 に対象機種における全負荷出力特性とWMTCモードclass3-2を走行した場合に使用するエンジン回転数と出力の頻度をバブルの大きさに記す。

Fig. 4 には併せて本研究での評価負荷点の条件を示

している。全負荷最高出力の評価点はエンジン回転数7500 rpm、スロットル開度100%に設定し、空気過剰率は0.85とした。また、部分負荷熱効率の評価点はWMTCモードにて使用頻度の高いエンジン回転数4000 rpm、スロットル開度26%に設定し、空気過剰率は1.0とした。

Fig. 5に燃焼速度向上をねらった解析に使用したエンジン諸元と燃焼室の概略図を示す。Fig. 5(a)は検討のベースである量産大型二輪車用並列二気筒SIエンジン(以降、従来SI燃焼)であり、一つのシリンダにセンターとサイドの二つのプラグを備え同時点火ならびに位相差をつけた点火制御をおこなっている⁽³⁾。Fig. 5(b)は従来SI燃焼をベ-

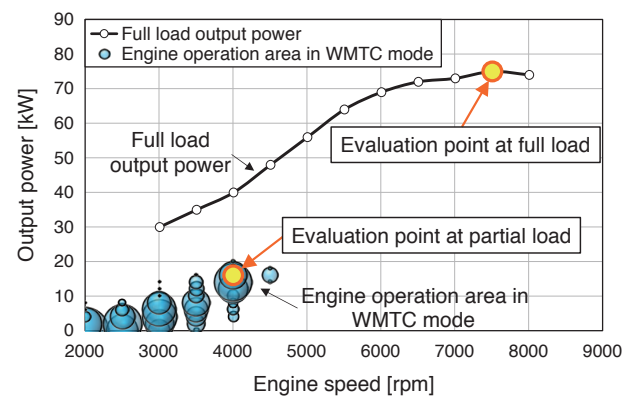
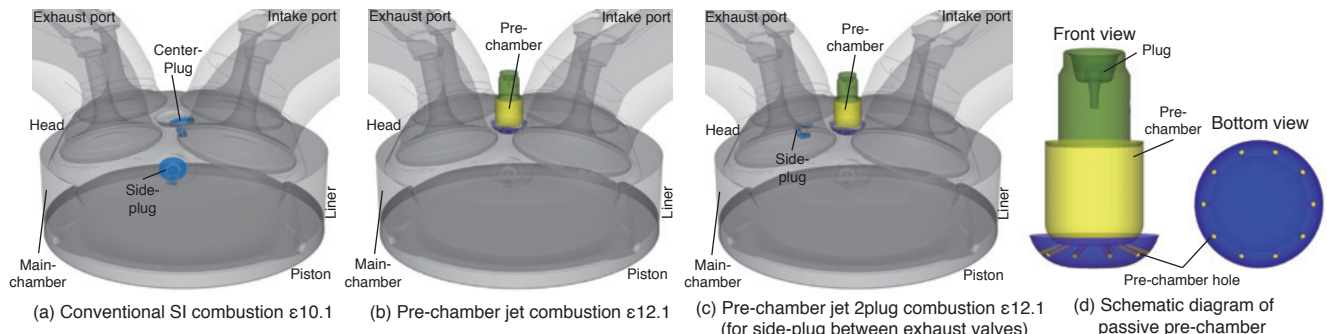


Fig. 4 Schematic diagram of evaluation load conditions



	(a) Conventional SI combustion ε10.1	(b) Pre-chamber jet combustion ε12.1	(c) Pre-chamber jet 2plug combustion ε12.1 (for side-plug between exhaust valves)
Displacement	1082 [cm³]		
Number of cylinders	2		
Bore	92 [mm]		
Stroke	81.4 [mm]		
Compression ratio: ε	10.1	12.1	
Maximum power	75 [kW] / 7500 [rpm] (base)		
Valve system	SOHC 4-valve		
Fuel injection system	Port injection (injection pressure: 343 [kPa])		
Fuel	Japanese regular gasoline (research octane number: 91)		
Ignition system	2plug: Center-plug: conventional Side-plug: conventional	1plug: Center-plug: pre-chamber Side-plug: no-ignition	2plug: Center-plug: pre-chamber Side-plug: conventional (side-plug placement between exhaust valves)
(d) Pre-chamber specifications	-	Hole number: 10	
		Hole diameter: 0.5 [mm]	
		Volume: 0.8 [cm³]	

Fig. 5 Schematic diagrams and specifications of engine

スにセンタープラグをパッシブタイプの副室に置き換え副室のみの点火をおこなう仕様（以降、副室ジェット燃焼）であり、Fig. 5(c) は副室ジェット燃焼仕様の排気バルブ間にサイドプラグを追加して副室とサイドプラグの両方で点火をおこなう仕様（以降、副室ジェット 2 プラグ燃焼）である。なお、Fig. 5(d) に示す今回使用した副室諸元は、筆者らの先行研究^{(7),(8)}においてノッキング抑制による熱効率向上効果が得られた諸元を参考とし、噴孔数 10 孔、噴孔径 0.5 mm については同一の設定とした。一方、先行研究に対し今回のエンジン諸元はボア径が 73 mm から 92 mm に拡大したため、ジェット到達距離の延長をねらい容積は 0.5 cm³ から 0.8 cm³ に増加させた。

3.2. 計算手法と実機再現性

本研究に用いた燃焼 CFD ソフトは Convergent Science 社製の CONVERGE v3.0.19 であり、モデルの概要を Table 1 に記す。本研究における火炎伝播燃焼モデルについては、Detailed chemical reaction (SAGE)⁽¹⁴⁾を使用した。本モデルは詳細素反応と乱流拡散との相互作用で燃焼を再現している。計算負荷は高いものの素反応を用い直接燃焼化学反応を解くため、諸元や燃焼形態が変わった場合でもモデル係数への依存度を下げることができると考えられる。さらに素反応計算を用いることから、低温酸化反応からの自着火現象によるノッキングも再現することが可能であり、SI 燃焼ならびに副室燃焼に適用した事例^{(4),(15),(16)}が報告されている。また、燃料素反応式についてはレギュラーガソリン素反応を精度よく再現することが確認されている SIP-Gr2.0-S5R モデル^{(17),(18)}を使用した。

本燃焼モデルを用いて、実機と燃焼 CFD の比較をおこなった。Fig. 6 に、供試諸元の従来 SI 燃焼における全負荷最高出力評価点ならびに部分負荷熱効率評価点の燃焼挙動比較を示す。同一のモデル係数を用いた燃焼 CFD にて、全負荷と部分負荷での筒内圧力と熱発生率が実機のサイクル変動の範囲内にあることを確認した。

3.3. ノッキング判定手法と火炎面解析手法

様々な火炎伝播燃焼を解析するにあたり、燃焼 CFD を用いたノッキング判定手法について検討した。先行研究においては、式 (1) で示す熱発生率の時間微分最小値の絶対値を用いることで、自着火による熱発生率の急速な立下りを検出できることから、ノッキング判定が可能とされている^{(19),(20)}。本研究では、式 (1) の値を Knocking detection index (以降、KDI 値) と表記し、燃焼 CFD におけるノッキング判定の検証をおこなった。

$$\text{Knocking detection index (KDI)} = \left| \min \frac{d}{d\theta} \left(\frac{dQ}{d\theta} \right) \right| \quad (1)$$

ここで、 θ はクランク角度 [deg.]、 Q は発熱量 [J] である。

Table 1 Calculation software and models

CFD software	CONVERGE v3.0.19
Turbulence model	RANS ζ -f
Spray model	Rosin-Rammler and Rayleigh-Taylor
Combustion model	SAGE detailed chemical reaction
Ignition model	Add energy source to ignition point
Fuel chemical reaction mechanism	Regular gasoline SIP-Gr2.0-S5R
Mesh size [mm]	0.125-1.0 (adaptive mesh refinement)
Model parameter	Turbulent schmidt number: 0.5 Reaction multiplier: 1.15

Fig. 7 に従来 SI 燃焼の全負荷最高出力評価点にて、自着火が発生する条件における燃焼 CFD の熱発生率と熱発生率の時間微分値を示す。自着火の発生タイミングでは、熱発生率の立ち上がりの後に立下りが発生し、熱発生率の時間微分値は自着火前と比べて自着火直後に急速に低下する様子が観測された。さらに Fig. 8 に点火時期を変化させた際の KDI 値を示す。燃焼重心時期 (Mass Fraction Burned 50%: MFB 50%) が 20 deg. ATDC より徐々に進角すると、KDI 値は一定の傾きを持ち増加し、MFB 50% が 11 deg. ATDC より進角側で傾きが大きくなった。MFB 50% が 11 deg. ATDC から進角側では自着火燃焼によるスパイク状熱発生率の立ち上がりが発生し、KDI 値が増加したことを示している。本手法は自着火発生以前と以降では明確に燃焼挙動が変化したことをとらえており、Fig. 8 に示す通りその交点を算出することでノッキング限界 MFB 50% が判定可能となる。以降は本手法を適用しノッキングを考慮した上で、各仕様の性能評価を実施した。

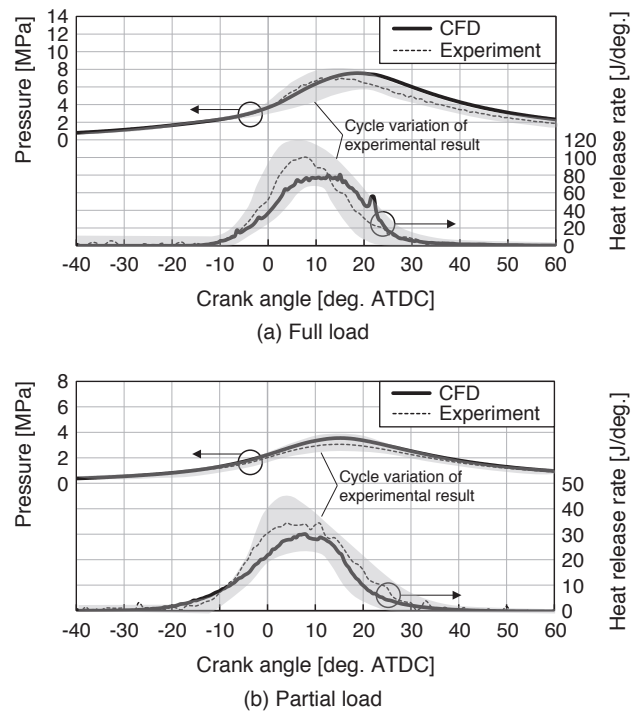


Fig. 6 Comparison of in-cylinder pressure and heat release rate between experiment and CFD

また、火炎面挙動の解析をおこなうにあたり、 HO_2 ラジカル等の過酸化物質が火炎带上でピークを迎える特性を持つため、火炎面位置のマーカースとして用いる手法が提案されている^{(15), (21)}。本研究においても同様の手法にて火炎面位置の観測をおこなった。

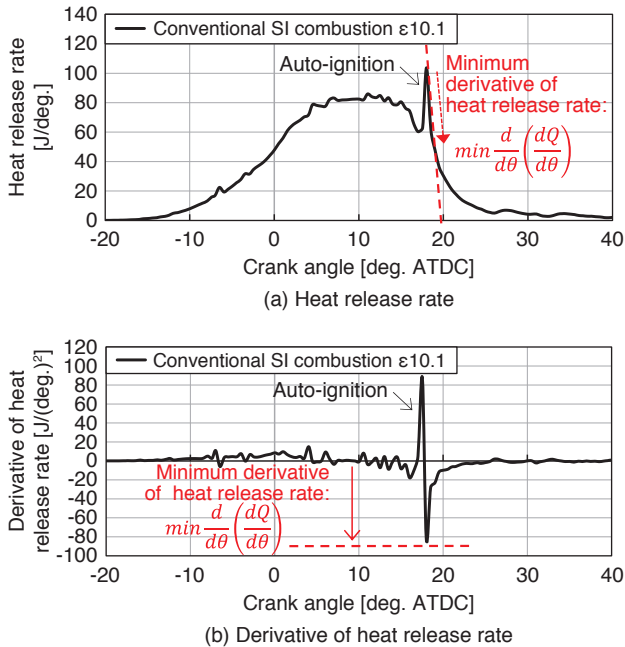


Fig. 7 Heat release rate and its derivative under auto-ignition condition

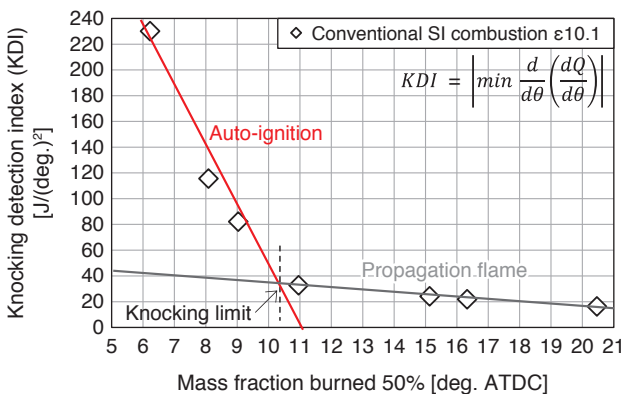


Fig. 8 Knocking judgement using knocking detection index

4. 全負荷出力点燃焼 CFD 解析結果

全負荷出力点の解析に用いた仕様は、Fig. 5(a) の従来 SI 燃焼と Fig. 5(b) の副室ジェット燃焼である。筆者らの先行研究において、副室ジェット燃焼は高速燃焼化によるノッキング抑制効果で、1.8 の圧縮比増加が可能となり熱効率向上効果が得られた^{(7), (8)}。本研究はこれを参考とし、従来 SI 燃焼に対して圧縮比を 10.1 から 12.1 に増加させた仕様とした。また、従来 SI 燃焼は、量産機種と同様にセン

ターからサイドプラグの点火位相を 4 deg. とした。

Fig. 9 は、それぞれの仕様で点火時期を変更した際の、KDI 値によるノッキング判定結果を示している。従来 SI 燃焼と副室ジェット燃焼ともに、MFB 50% 時期が進角することにより自着火が発生し KDI 値が大きく変化したため、これによってノッキング判定をおこなった。副室ジェット燃焼は KDI 値が変化する傾きが大きく、ノッキング限界 MFB 50% 時期が 2.4 deg. 遅角した。

Fig. 10 に、点火時期を変更し、MFB 50% 時期を横軸として整理した燃焼期間と図示仕事の解析結果を示す。また、最大の図示仕事を得られた条件を丸点線で示している。今回、燃焼期間については、燃焼質量割合が 10% から 85% となるまでの燃焼期間 (Mass Fraction Burned 10 - 85%) と定義した。

Fig. 10(a) において、同じ MFB 50% 時期の 14 deg. ATDC にて比較すると、副室ジェット燃焼の方が燃焼期間が 6.2 deg. 短縮した。さらに Fig. 10(b) において、MFB 50% 時期が同一の 14 deg. ATDC では、副室ジェット燃焼の方が図示仕事が増加した。また、従来 SI 燃焼は、ノッキング限界まで点火時期を進角することで最大の図示仕事を得られた。対して副室ジェット燃焼は、ノッキング限界点火時期の前に最大図示仕事となった。最大の図示仕事を得られた条件にて比較すると、副室ジェット燃焼は燃焼期間が 4.1 deg. 短縮し、さらに圧縮比の増加による理論熱効率向上により、3.6% の全負荷図示仕事の向上効果が得られた。

Fig. 11 に最大図示仕事を得られた条件における筒内圧力と熱発生率を示す。図より、従来 SI 燃焼に対し副室ジェット燃焼は TDC 以後の熱発生率が高く急速な燃焼となることが確認された。また、Fig. 12 に示す断熱火炎温度近傍の温度等値面、 HO_2 質量分率の断面図より、従来 SI 燃焼は点火プラグを中心に球面上に徐々に火炎面が進行したのに対し、副室ジェット燃焼はジェット噴出により室内に火炎面が押し広げられる様子が確認できた。

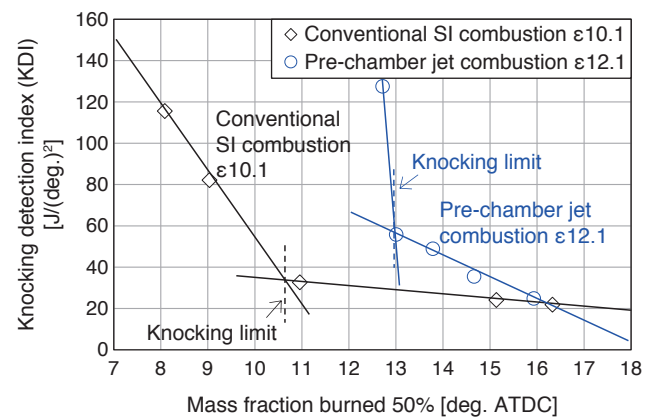


Fig. 9 Knocking limit comparison using knocking detection index

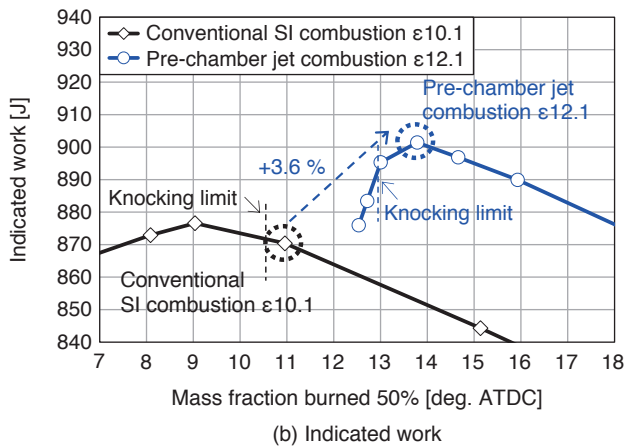
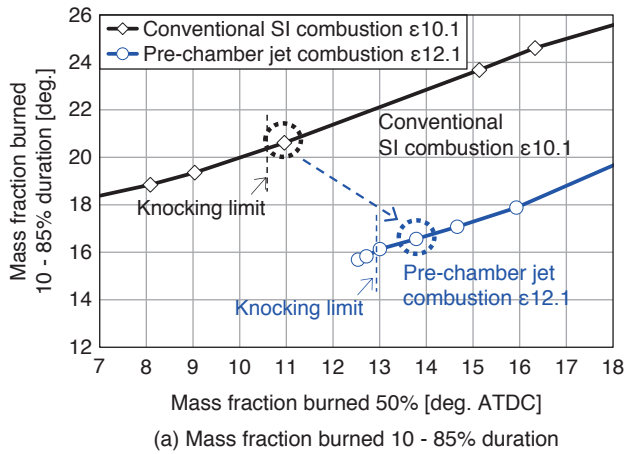


Fig. 10 Combustion duration and indicated work

さらに Fig. 13 に筒内平均 TKE の挙動を示す。副室ジェット燃焼では、噴出するジェットが主室内の乱流運動エネルギーを増加させた。これらにより、迅速な火炎伝播燃焼が得られ、全負荷図示仕事が向上できた。

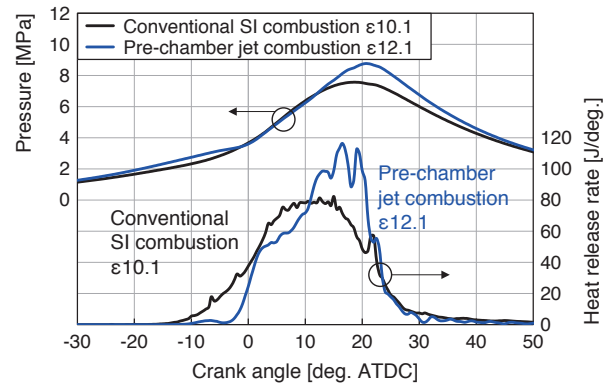


Fig. 11 In-cylinder pressure and heat release rate

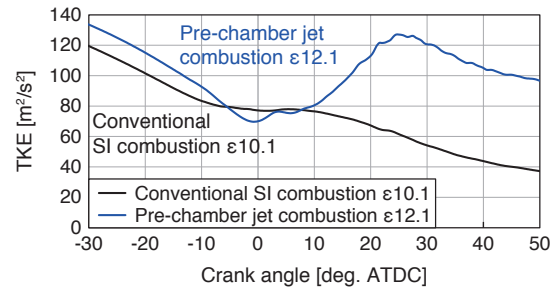


Fig. 13 In-cylinder turbulent kinetic energy

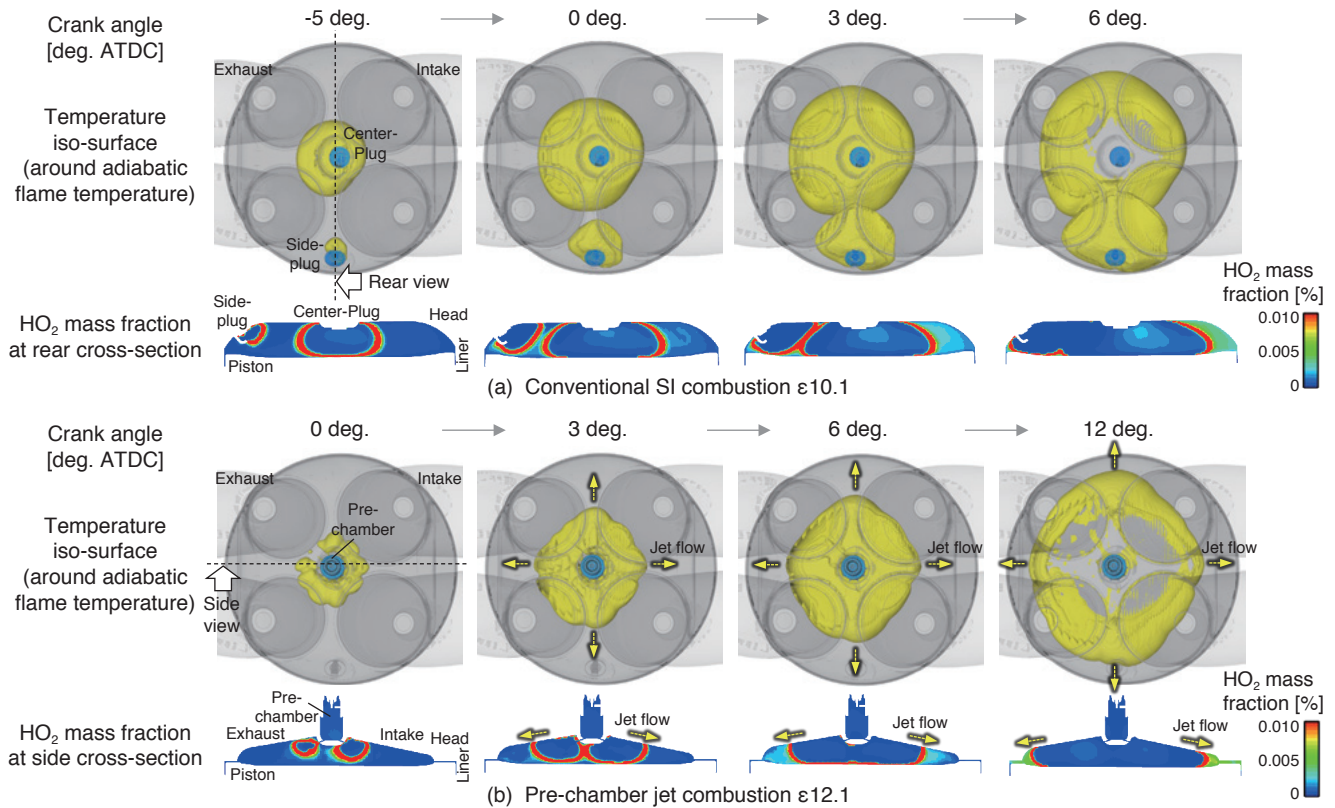


Fig. 12 Flame surface behavior

5. 部分負荷点燃焼 CFD 解析結果

5.1. 副室ジェット燃焼

Fig. 14 に, Fig 5(b) で示した仕様である副室のみで点火をおこなった副室ジェット燃焼にて, 点火時期を変更した際の筒内圧力と熱発生率の挙動を示す. 図より, 部分負荷の副室ジェット燃焼は, いずれの点火時期においても点火直後にわずかな熱発生が確認され, その後失火に陥った.

ここで, 副室ジェット燃焼が失火に至った要因を解析した. Fig. 15 に着火可能であった全負荷条件と失火に至った部分負荷条件における点火直前の副室内の残留ガス率とその分布を示す. Fig. 15(a) に示す通り, 部分負荷条件においては, 副室内残留ガスが 12.8% から 23.5% に増加した. また Fig. 15(b) の通り, 残留 CO_2 が副室内全体にて増加した. この原因は部分負荷条件において吸気流量と流動が低下することから, 主室内の残留ガスが増加しやすく, 副室内掃気についても不十分となったためと考えられる.

また, Fig. 16 には副室噴孔部の出入口のガス温度を示しているが, 部分負荷条件では前述の残留ガスの増加による燃焼温度低下に加えて, 孔部を通過する際の熱損失による温度低下が大きくなった. よって, 噴出するジェットの最大温度が全負荷条件では 2480 K だったのに対し, 部分負荷条件では 2170 K まで低下した.

加えて Fig. 17 に主室雰囲気密度と副室ジェットによる

噴孔出口を起点としたジェット先端到達距離 (以降, ペネトレーション) の比較を示す. なおペネトレーションは HO_2 の到達距離とした. Fig. 17(a) に示すように, ジェット噴出時 -5 deg. ATDC における主室の密度は, 全負荷条件が 14.8 kg/m^3 であるのに対して, 体積効率の低い部分負荷条件は 6.9 kg/m^3 に減少した. Fig. 17(b) からわかるように, 部分負荷条件は全負荷条件と比較して, 初期のペネトレーションが大きいことを確認した. これは主室雰囲気密度が低いことにより, ジェット噴出が促進されたためと考えられる.

さらに Fig. 18 にジェット噴出後の筒内温度分布を示す. 全負荷条件では初期のペネトレーションが小さく, 噴孔出口近傍にて高温ガスが滞留しやすく着火へと至った. 一方, 部分負荷条件では初期のペネトレーションが大きいためジェット噴出直後の主室混合気とジェットの混合が促進し, ジェットが主室に拡散する過程の中でジェット温度が低下して着火に至らなかった. 副室ジェット燃焼の着火性低下の要因について解析した先行研究において, 強いジェットの場合には噴孔部での熱損失増大によりジェットの温度が低下することが示されている⁽²²⁾. また噴出されたジェットに主室予混合気の導入が促進されジェット温度が低下し, 着火が不安定となる現象が確認されている⁽²²⁾. 本研究においても, 先行研究と同様の現象が観測されており, これらの要因にて着火性が低下したと考えられる.

5.2. 副室ジェット2プラグ燃焼

前節より, 部分負荷において本諸元の副室単独点火によ

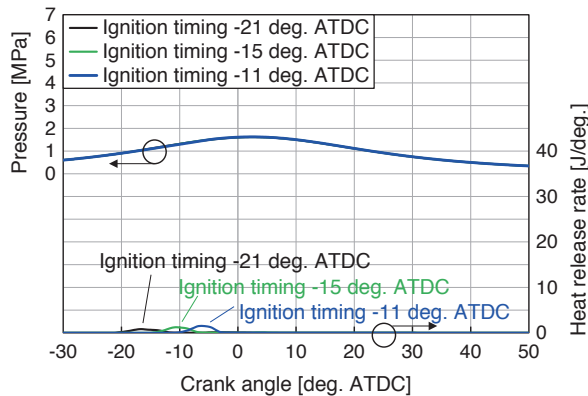


Fig. 14 In-cylinder pressure and heat release rate

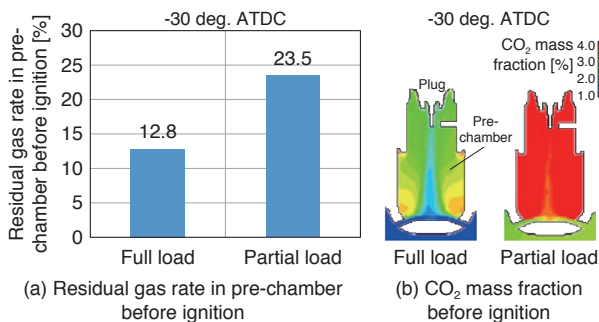


Fig. 15 Residual gas rate and distribution in pre-chamber

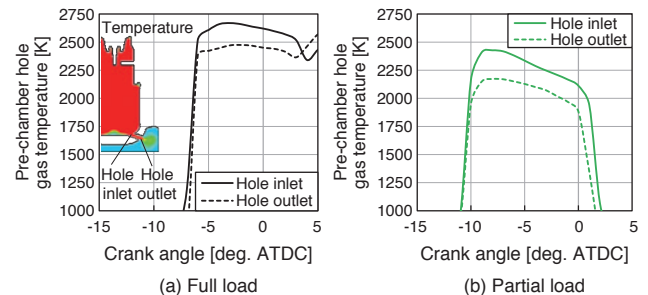


Fig. 16 Pre-chamber hole inlet and outlet gas temperature

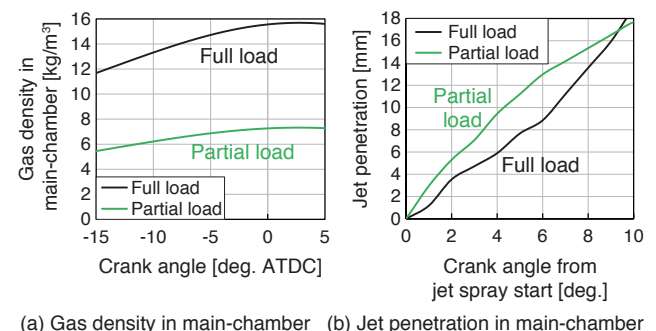


Fig. 17 Gas density and jet penetration in main-chamber

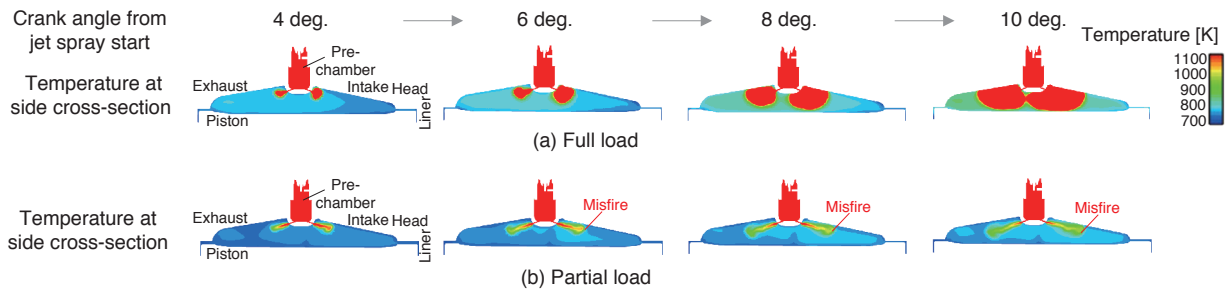


Fig. 18 Jet temperature behavior

副室ジェット燃焼は、ジェットの温度低下が主因となり失火に至ることが明らかとなった。この対応策として、主室サイドプラグによる先行点火を利用して主室内燃焼により筒内ガスを高温とし、その後に副室を点火しジェットを噴出することにより着火を促進する手法を検討した。

Fig. 5(c) に示す通り、副室ジェット燃焼の主室にサイドプラグを設置する仕様を検討した。主室サイドプラグ位置に関しては、主室先行点火を用いることから、ボア端位置ではその反対側のボア端未燃部過熱時間が増しノッキングを誘発する懸念がある。よって、主室サイドプラグはボア中央寄りの位置となる排気バルブ間配置に変更し、副室ジェット 2 プラグ燃焼の性能評価をおこなった。

点火位相については、従来 SI 燃焼は量産機種と同様にセンターとサイドプラグの同時点火とした。副室ジェット 2 プラグ燃焼については、点火位相をパラメータとした事前検討をおこない、主室サイドプラグによる先行点火の火炎が副室周辺に達した際にジェットを噴出させることで、ジェットの着火を促進することをねらって点火位相を設定した。対象エンジンの評価負荷においては、主室サイドプラグを点火した 10 deg. 後に副室プラグ点火をおこなう設定とした。

従来 SI 燃焼と副室ジェット 2 プラグ燃焼において点火時期を変更した際のノッキング判定結果を Fig. 19 に示す。MFB 50% 時期の進角にともない双方ともに KDI 値に大きな変化が発生したため、これによってノッキング判定をおこなった。副室ジェット 2 プラグ燃焼は KDI 値が変化する

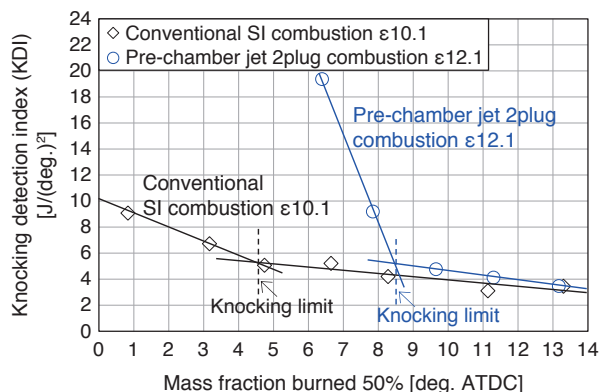


Fig. 19 Knocking limit comparison using knocking detection index

傾きが大きく、ノッキング限界 MFB 50% 時期が 3.9 deg. 遅角した。

Fig. 20 に部分負荷点における性能評価の結果を示す。

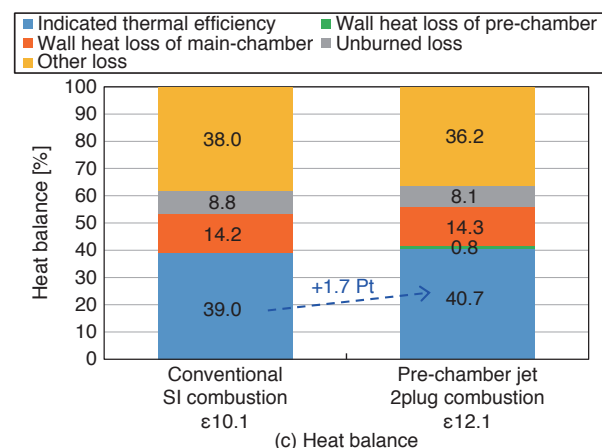
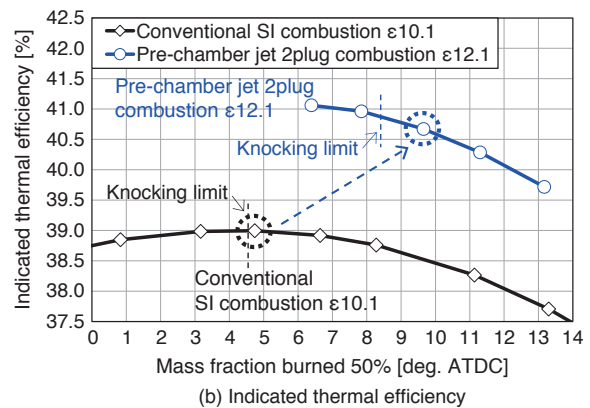
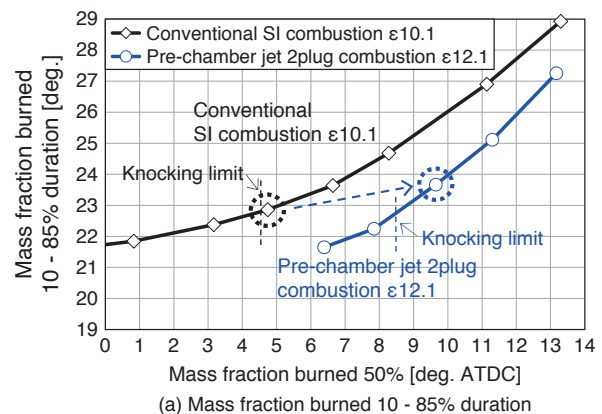


Fig. 20 Combustion duration, indicated thermal efficiency, and heat balance

Fig. 20(a) と (b) は、MFB 50% 時期を横軸として整理した燃焼期間と図示熱効率の解析結果である。また、各仕様の最大図示熱効率を得られた条件を丸点線で示している。従来 SI 燃焼に対し副室ジェット 2 プラグ燃焼は、同じ MFB 50% 時期の 10 deg. ATDC にて比較すると、燃焼期間が 2 deg. 短縮され、図示熱効率が 2.1 Pt 向上することが確認できた。

さらに Fig. 20(c) に示す最大図示熱効率を得られた条件における熱勘定より、従来 SI 燃焼に対し、副室ジェット 2 プラグ燃焼は熱損失が増すものの、圧縮比を 10.1 から 12.1 に高めた効果を得られることで、図示熱効率が 1.7 Pt 向上できた。

Fig. 21 に最大図示熱効率を得られた条件における筒内圧力と熱発生率の挙動を示す。図に示す通り、副室ジェット 2 プラグ燃焼については失火は発生せず、主室でのジェット着火後に急速な熱発生立ち上がりとなることが確認された。

また、Fig. 22 に示す断熱火炎温度近傍の温度等値面と HO_2 質量分率の断面図より、従来 SI 燃焼は部分負荷においても全負荷と同様に点火プラグを中心に球面上に火炎面が進行した。一方、副室ジェット 2 プラグ燃焼については、主室先行点火による火炎伝播が副室近傍部に達した際に、副室点火によるジェットを噴出することで、ジェット起因の強い火炎伝播が発生する様子が確認された。

さらに、噴出されたジェットが主室で着火に至るまでの挙動に着目し、Fig. 23 に筒内温度分布を示す。図より、副室より噴出されたジェットは、主室サイドプラグ先行点火による高温の火炎面と接触することで着火に至るメカニズムが確認できた。

加えて Fig. 24 に筒内平均 TKE の挙動を示す。従来 SI 燃焼は筒内の TKE が時間とともに減少した。一方副室ジェット 2 プラグ燃焼は、主室点火の後に副室ジェットの噴出をおこなうことで筒内の TKE が高まる様子が確認できた。これにより、ジェット点火後の急速な熱発生立ち上がりが見られ、図示熱効率の向上につながった。

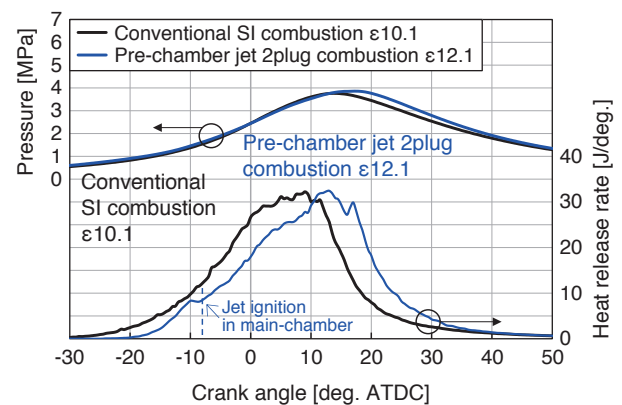


Fig. 21 In-cylinder pressure and heat release rate

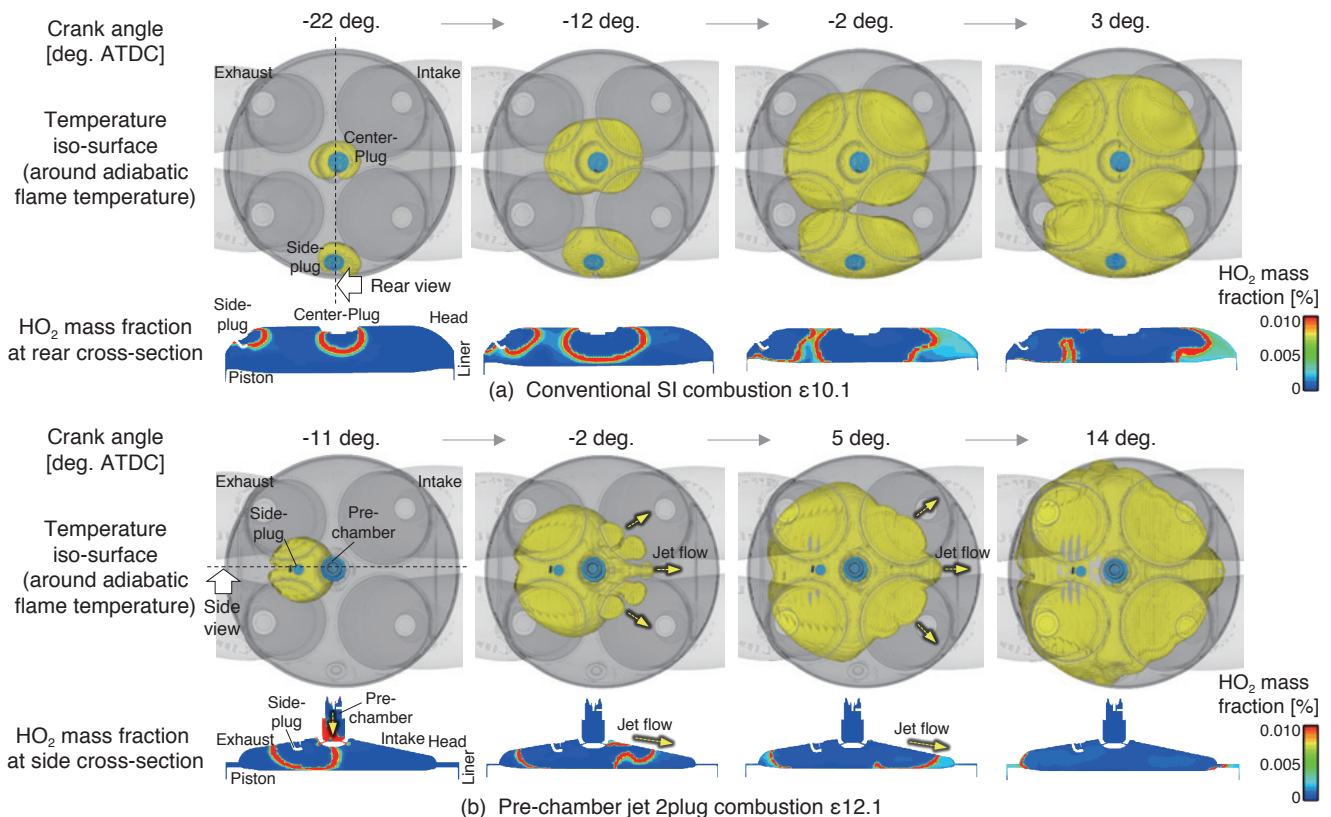


Fig. 22 Flame surface behavior

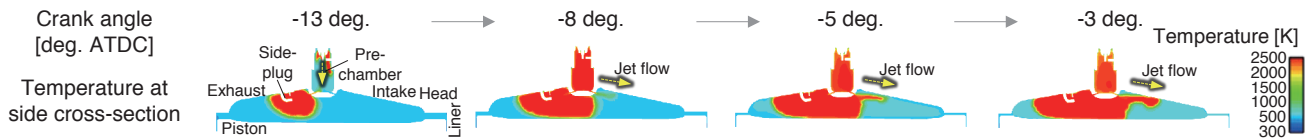
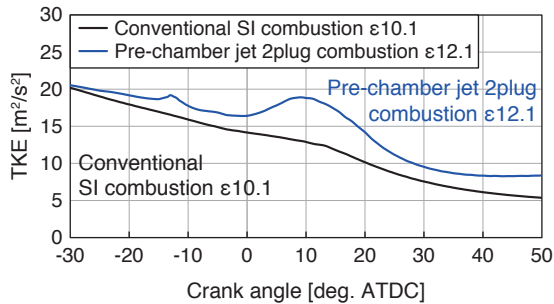

 Fig. 23 Temperature behavior in pre-chamber jet 2plug combustion $\epsilon 12.1$


Fig. 24 In-cylinder turbulent kinetic energy

6. まとめ

大型二輪車用 SI エンジンにて、ノッキング判定を導入した燃焼 CFD を用いて、全負荷最高出力と部分負荷熱効率の検討をおこなった。以下に結論を示す。

- (1) 詳細化学反応モデルを用い、熱発生率の微分最小値の絶対値によるノッキング判定手法を取り入れた燃焼 CFD を構築した。エンジンの燃焼諸元に関し机上での最大出力性能評価と熱効率評価を可能とした。
- (2) 全負荷最高出力評価点において、副室ジェット燃焼は副室から噴出するジェットにより主室の乱流運動エネルギーが増加することで燃焼が高速化した。
- (3) 全負荷最高出力評価点において、従来 SI 燃焼に対し副室ジェット燃焼をおこなうことで燃焼期間が短縮し、ノッキングが抑制された。これにより圧縮比を 10.1 から 12.1 に高められ、燃焼期間が 4.1 deg. 短縮し全負荷図示仕事率が 3.6% 向上することを確認した。
- (4) 部分負荷熱効率評価点において、副室点火のみでの副室ジェット燃焼は主室における火炎伝播が維持できず失火に陥ることを確認した。これは副室内の残留ガスによる燃焼温度低下と噴孔部での熱損失によるジェット温度低下に加えて、主室でのジェット拡散にともなう温度低下が要因であることが分かった。
- (5) 部分負荷熱効率評価点において、圧縮比を 10.1 から 12.1 に高めた諸元にて主室サイドプラグ位置を排気バルブ間ボア中央寄り配置とし、主室サイドプラグ点火の後に副室点火をおこなう副室ジェット 2 プラグ燃焼の効果を確認した。副室から噴出するジェットは、主室先行点火による火炎面と接触することにより着火可能となり、主室燃焼が促進することを確認した。

- (6) 部分負荷熱効率評価点において、副室ジェット 2 プラグ燃焼は、図示熱効率が従来 SI 燃焼に対して 1.7 Pt 向上することを確認した。

参考文献

- (1) Intergovernmental Panel on Climate Change: Global Warming of 1.5°C Presentation to the wrap-up of the Talanoa Dialogue preparatory phase, COP24 Presentation, (2018), <https://apps.ipcc.ch/outreach/documents/446/1544108257.pdf>, (参照 2025/1/1)
- (2) 国土交通省: 運輸部門における二酸化炭素排出量, (2024), https://www.mlit.go.jp/sogoseisaku/environment/sosei_environment_tk_000007.html, (参照 2025/1/1)
- (3) 森田健二, 岡田望, 岡村広志, 鈴木将太: 2020 CRF1100L Africa Twin の開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 32, No. 2, p. 17-26
- (4) Bigalli, S., Catalani, I., Balduzzi, F., Matteazzi, N., Agostinelli, L., De Luca, M., Ferrara, G.: Numerical Investigation on the Performance of a 4-Stroke Engine with Different Passive Pre-Chamber Geometries Using a Detailed Chemistry Solver, Energies, Vol. 15, No. 4968, (2022), doi: 10.3390/en15144968
- (5) Nodi, A., Sforza, L., Lucchini, T., Onorati, A., Buttitta, M., Marmorini, L.: CFD Modeling of Conventional and Pre-Chamber Ignition of a High-Performance Naturally Aspirated Engine, SAE Technical Paper 2024-01-2102, (2024), doi: 10.4271/2024-01-2102
- (6) 寺島洋史: ノッキング現象における末端ガス非一様着火と圧力波発生機構, 日本燃焼学会誌, Vol. 57, No. 181, p. 206-213, (2015), doi: 10.20619/jcombsj.57.181_206
- (7) 安藤博和, 新谷祐輔, 小林広樹, 椎名亮介, 木村範孝: 副室ジェット燃焼を用いた未燃部の削減によるガソリンエンジンのノッキング抑制, Honda R&D Technical Review, Vol. 35, p. 45-55
- (8) Ando, H., Shintani, Y., Kobayashi, H., Shiina, R.,

- Kimura, N.: Study of Knocking Mitigation and Thermal Efficiency Enhancement of Pre-chamber Jet Combustion in Stoichiometric Gasoline Engine, SAE Technical Paper 2023-32-0006, (2023), doi: 10.4271/2023-32-0006
- (9) Damköhler, G.: Der Einfluss der Turbulenz auf die Flammengeschwindigkeit in Gasgemischen, Z. f. Elektrochem, Vol. 46, Issue 11, p. 601-626, (1940) (in German), doi: 10.1002/bbpc.19400461102
- (10) Glassman, I., Yetter, R. A.: COMBUSTION FOURTH EDITION, Academic Press, p. 231-235, (2008)
- (11) 小林秀昭: 乱流と火炎の干渉に関する実験と考察, 日本流体力学会誌「ながれ」, Vol. 16, No. 5, p. 398-403, (1997), doi: 10.11426/nagare1982.16.398
- (12) Zhou, H., Meng, S., Han, Z.: Combustion characteristics and misfire mechanism of a passive pre-chamber direct-injection gasoline engine, Fuel, Vol. 352, No. 129067, (2023), doi: 10.1016/j.fuel.2023.129067
- (13) 大野諒平, 原田雄司, 長津和弘, 鈴木裕和, 内田健司, 飯田晋也, 藤川竜也: ガソリンエンジン燃焼へのプレチャンバー技術適用に関する検討, 第32回内燃機関シンポジウム予稿集, No. 81, (2021)
- (14) Senecal, P. K., Pomraning, E., Richards, K. J., Briggs, T. E., Choi, C. Y., MacDavid, R. M., Patterson, M. A.: Multi-Dimensional Modeling of Direct-Injection Diesel Spray Liquid Length and Flame Lift-off Length using CFD and Parallel Detailed Chemistry, SAE Technical Paper 2003-01-1043, (2003), doi: 10.4271/2003-01-1043
- (15) 保木本聖, 窪山達也, 森吉泰生, 山田敏生: 3次元数値シミュレーションによる副室式ガスエンジンの燃焼解析, 日本機械学会論文集, Vol. 81, No. 830, p. 15-00154, (2015), doi: 10.1299/transjsme.15-00154
- (16) Maas, R., Bekdemir, C., Somers, B.: Numerical Study on the Design of a Passive Pre-Chamber for a Heavy-Duty Hydrogen Combustion Engine, SAE Technical Paper 2024-01-2112, (2024), doi: 10.4271/2024-01-2112
- (17) 酒井康行, 三好明: ガソリンサロゲート燃料簡略反応機構の構築, 第28回内燃機関シンポジウム予稿集, No. 28, (2017)
- (18) 酒井康行, 長谷川恵三, 三好明: 含酸素燃料を含むガソリンサロゲート燃料簡略反応機構の構築, 第29回内燃機関シンポジウム予稿集, No. 34, (2018)
- (19) Ando, H., Takemura, J., Koujina, E.: A Knock Anticipating Strategy Basing on the Real-Time Combustion Mode Analysis, SAE Technical Paper 890882, (1989), doi: 10.4271/890882
- (20) Ando, H., Nishiyama, A., Wachi, Y., Kuwahara, K., Sakai, Y., Ohta, T.: Heat Release Rate and Cylinder Gas Pressure Oscillation in Low and High Speed Knock, SAE Technical Paper 2015-01-1880, (2015), doi: 10.4271/2015-01-1880
- (21) Shao, J., Rutland, C.: Modeling Investigation of Auto-ignition and Engine Knock by HO₂, SAE Technical Paper 2014-01-1221, (2014), doi: 10.4271/2014-01-1221
- (22) 石井映宇, 古川蒼, 境田悟志, 田中光太郎, 金野満, 米谷直樹, 光藤健太: 可視化副室を用いた噴口径が副室ジェット形成に及ぼす影響の解明, 第32回内燃機関シンポジウム予稿集, No. 82, (2021)

■ 著 者 ■



安藤 博和



田 伸 巧



富沢 健吾



井上 陽介