

火花点火ガソリンエンジンの着火プロセスにおける
放電特性と流れの影響の解明

2022年2月

千葉大学大学院 融合理工学府

基幹工学専攻 機械工学コース

押領司 一浩

(千葉大学審査学位論文)

火花点火ガソリンエンジンの着火プロセスにおける
放電特性と流れの影響の解明

2022年2月

千葉大学大学院 融合理工学府

基幹工学専攻 機械工学コース

押領司 一浩

目次

第1章 緒論	1
1.1 本研究の背景.....	1
1.2 本論文に関連する既往の研究	3
1.3 本論文の目的.....	7
1.4 本論文の構成.....	8
第2章 希薄限界空燃比と着火遅れ期間に対する点火コイル仕様の影響の分析.....	9
2.1 諸言.....	9
2.2 検討方法.....	9
2.3 結果および考察	15
2.3.1 燃焼試験に基づく希薄限界空燃比の検討	15
2.3.2 可視化試験に基づく希薄限界空燃比制御因子の分析.....	21
2.4 本章の結論	25
第3章 希積限界や希薄限界に対する筒内ガス流動特性の影響の分析.....	27
3.1 諸言.....	27
3.2 検討方法.....	27
3.3 結果および考察	31
3.3.1 EGR 希積燃焼試験の検討	31
3.3.2 希薄燃焼試験の検討.....	40
3.4 本章の結論	47
第4章 着火遅れ期間に対する放電挙動の影響に関する検討.....	49
4.1 諸言.....	49
4.2 検討方法.....	49
4.3 結果および考察	51
4.3.1 放電挙動の統計検討.....	51
4.3.2 放電路挙動と着火遅れ期間の関係の検討	59
4.4 本章の結論	66
第5章 放電中の流速変化と点火仕様が着火遅れ期間に与える影響の検討.....	67
5.1 諸言.....	67
5.2 検討方法.....	67
5.3 結果および考察	69
5.4 本章の結論	72
第6章 火炎と放電路の同時可視化に基づく火炎形成過程の分析.....	73
6.1 諸言.....	73
6.2 検討方法.....	73

6.3 結果および考察	75
6.4 本章の結論	83
第7章 結論	84
参考文献	88
研究業績	91
謝 辞	92

目次

Fig. 1. 1 Schematic of temporal change of secondary power and secondary current and important parameters.....	4
Fig. 2. 1 Schematic of single cylinder engine.....	10
Fig. 2. 2 Design of Adapter1	11
Fig. 2. 3 Turbulence kinetic energy in cylinder of Adapter1.....	11
Fig. 2. 4 Optical area through optical window	12
Fig. 2. 5 Secondary voltage and current measurement system.	12
Fig. 2. 6 Secondary current form of each coil.....	13
Fig. 2. 7 Definition of Spark stretch	15
Fig. 2. 8 Definition of ignition delay.....	16
Fig. 2. 9 Coefficient of variance of NMEP over air-fuel ratio of lean limit (left) and air-fuel ratio of lean limit of each coil (right)	17
Fig. 2. 10 Air-fuel ratio of lean limit over ignition delay.....	17
Fig. 2. 11 Coefficient of determination between air-fuel ratio of lean limit and mean current under various averaging period.....	18
Fig. 2. 12 Ignition delay over secondary energy.....	19
Fig. 2. 13 Ignition delay over power related parameters, mean secondary power (left) and mean secondary current (right).....	19
Fig. 2. 14 Schematic of effect of large discharge energy coil and high-power coil on ignition delay.....	21
Fig. 2. 15 Ignition delay over spark stretch before 1 st restrike, mean value (left) and each cycle value (right).....	22
Fig. 2. 16 Ignition delay over secondary energy before 1st restrike, mean value (left) and each cycle value (right).	23
Fig. 2. 17 Ignition delay over spark stretch rate, mean value (right) and each cycle value (left).	23
Fig. 2. 18 Ignition delay on a plane of spark stretch rate and secondary energy before 1st restrike. Circle showed each cycle ignition delay and circle color indicates coil type.	24
Fig. 2. 19 Ignition delay over normalized spark stretch (left) and ignition delay over normalized secondary energy before 1st restrike (right).	25
Fig. 3. 1 Design of Adapter1 and Adapter2.....	28
Fig. 3. 2 Velocity at spark gap and turbulent kinetic energy of each adapter	29

Fig. 3. 3 Temporal change of secondary current of each coil.....	31
Fig. 3. 4 Coefficient of variation of IMEP.....	32
Fig. 3. 5 EGR rate limit of each coil.....	34
Fig. 3. 6 Indicated specific fuel consumption (Gross) of Coil D	34
Fig. 3. 7 EGR rate limit against Ignition delay (IG-CA10)	35
Fig. 3. 8 Ignition delay (IG-CA10) against coil specifications.....	37
Fig. 3. 9 EGR rate limit against coil specification.....	39
Fig. 3. 10 Coefficient of variation of IMEP	41
Fig. 3. 11 Air-fuel ratio limit of each coil	42
Fig. 3. 12 Gas fuel ratio limit of EGR dilution test and lean burn test with Adapter2	43
Fig. 3. 13 Air-fuel ratio limit against Ignition delay (IG-CA10).....	43
Fig. 3. 14 Ignition delay (IG-CA10) against coil specifications.....	45
Fig. 3. 15 Air-fuel rate limit against coil specification	46
Fig. 4. 1 Example of temporal change of spark stretch against time after spark start.....	52
Fig. 4. 2 Schematic of re-breakdown and shortcut in this study	52
Fig. 4. 3 Schematic of spark channel position before/right after restrike	52
Fig. 4. 4 Probability density of spark stretch of EGR test (E0, E1 and E2)	54
Fig. 4. 5 Schematic of current profile and spark stretch under no shortcut assumption	55
Fig. 4. 6 Probability density of Spark stretch rate of EGR test (E0, E1 and E2)	56
Fig. 4. 7 Probability density of time until fist restrike.....	57
Fig. 4. 8 Probability density of Engine test under LE condition (upper figure shows spark stretch, middle figure shows spark stretch rate, bottom figure shows time until first restrike)	58
Fig. 4. 9 Example of shortcut occurrence under LE condition with coil D	58
Fig. 4. 10 Ignition delay over spark stretch until 1 st restrike or spark stretch rate until 1 st restrike under E0 condition.	60
Fig. 4. 11 Discharge energy until 1 st restrike against spark stretch before 1 st restrike under E0 condition	60
Fig. 4. 12 Ignition delay over spark stretch until 1 st restrike or spark stretch rate until 1 st restrike under E1 condition.	62
Fig. 4. 13 Discharge energy until 1 st restrike against spark stretch before 1 st restrike under E1 condition	62
Fig. 4. 14 Discharge energy until 1 st restrike against spark stretch rate under E1 condition	63
Fig. 4. 15 Ignition delay over spark stretch until 1 st restrike or spark stretch rate until 1 st restrike under E2 condition.	64
Fig. 4. 16 Discharge energy until 1 st restrike against spark stretch before 1 st restrike under E2	

condition	64
Fig. 4. 17 Discharge energy until 1 st restrike against spark stretch rate under E2 condition	65
Fig. 4. 18 Ignition delay over spark stretch until 1 st restrike or spark stretch rate until 1 st restrike under LN condition.	66
Fig. 5. 1 Frequency distribution of Ignition delay under E2 condition.....	68
Fig. 5. 2 Combustion cycle classification rule based on two kinds of spark stretch rate	69
Fig. 5. 3 Combustion cycle distribution classified by two kinds of velocity	70
Fig. 5. 4 Mean current during 0.075ms from spark start and mean current from 0.075ms to 0.4ms	72
Fig. 6. 1 Schematic of optical measurement system for simultaneous shooting both visible light and infrared light.....	74
Fig. 6. 2 Absorbance of burned gas species and band-pass filter specification	74
Fig. 6. 3 Example of pictures of burned gas area taken by IR camera.....	75
Fig. 6. 4 Burned gas area against time after spark start of OF1. Left figure is results of coil A and right figure is that of coil B.....	76
Fig. 6. 5 Burned gas area against time after spark start of OF2. Left figure is results of coil C and right figure is that of coil D.	76
Fig. 6. 6 Ignition delay against burned gas area at 2ms from spark offset of OF1.	77
Fig. 6. 7 Ignition delay against burned gas area at 2ms from spark offset of OF2.	78
Fig. 6. 8 Probability density of burned gas area at 2ms from spark offset of OF1.....	79
Fig. 6. 9 Probability density of burned gas area at 2ms from spark offset of OF2.	79
Fig. 6. 10 Flame area at 2ms after spark start against spark stretch of OF1	80
Fig. 6. 11 Flame area at 2ms after spark start against spark stretch of OF2	80
Fig. 6. 12 Spark energy until 1 st restrike against spark stretch.....	80
Fig. 6. 13 Schematic of discharge channel and flame kernel at case of (a) small stretch and (b) large stretch.....	81
Fig. 6. 14 Flame area against spark stretch rate before 1 st restrike of OF1	82
Fig. 6. 15 Flame area against spark stretch rate before 1 st restrike of OF2.....	83
Fig. 7. 1 Summary of effects of current increase and duration increase combustion phenomena and dilution condition	87

表目次

Table 1. 1 Control factors of ignition process	3
Table 2. 1 Engine specification	10
Table 2. 2 Coil specifications.....	13
Table 2. 3 Experimental conditions for combustion test and optical measurement.....	14
Table 3. 1 Engine specification	27
Table 3. 2 Engine test condition	30
Table 3. 3 Coil specifications.....	31
Table 3. 4 Condition for ignition delay measurement	35
Table 3. 5 Coefficient of determination between secondary energy and ignition delay	37
Table 3. 6 Coefficient of determination between mean secondary current and ignition delay.....	38
Table 3. 7 Coefficient of determination of secondary energy	39
Table 3. 8 Coefficient of determination of secondary energy	39
Table 3. 9 Required mean secondary current for target EGR rate.....	40
Table 3. 10 Condition for ignition delay measurement.....	44
Table 3. 11 Coefficient of determination of secondary energy.....	45
Table 3. 12 Coefficient of determination of mean secondary current	45
Table 3. 13 Condition for ignition delay measurement.....	46
Table 3. 14 Condition for ignition delay measurement.....	46
Table 3. 15 Required mean secondary current for target Air-fuel ratio	47
Table 4. 1 Test setting under EGR dilution test.....	50
Table 4. 2 Maximum spark stretch defined at probability density by 0.05	54
Table 4. 3 Maximum spark stretch defined at probability density by 0.05	58
Table 5. 1 Number of cycles in each group.....	71
Table 6. 1 Engine test condition for flame area measurement	75

第 1 章 緒論

1.1 本研究の背景

地球温暖化や大気汚染防止の観点から、自動車の二酸化炭素(CO₂)排出量や排気ガスに対する規制が強化されている。例えば、欧州では 2030 年には CO₂ 排出量規制値を 2020 年の規制値から 55%削減、2035 年には 100%削減する規制強化案^[1]が提案されている。世界的に自動車の CO₂ 排出量規制が厳しくなる状況において、電気自動車の市場投入が計画されているのに加えて、エンジンと電気モータを搭載したハイブリッドシステムの市場投入も加速している。現時点では、ハイブリッドシステムに搭載されるエンジン自身の熱効率向上が引き続き必要と認識され、カーメーカ各社は様々な効率向上アイテムを投入したエンジンの市場投入や開発を進めている^{[2][3][4]}。

熱効率向上アイテムとしては、ポンプ損失や冷却損失の低減を狙い排気ガスを吸気管に還流させるシステム(排気再循環(EGR: Exhaust Gas Recirculation)システム)や、さらに混合気の比熱比向上による理論熱効率向上を狙った希薄条件での燃焼を行う希薄燃焼システムがある。(以降、EGR システムでは還流した排気ガスにより混合気が希釈されることから、EGR システムにおける燃焼方式を(積燃焼とする。)EGR システムは量産されており、希薄燃焼システムについては研究開発が行われている^[5]。(標とする混合気の希釈率(EGR 率、空燃比、空気過剰率)は、熱効率の目標値に依存するが、この先の CO₂ 排出量規制に対応するためには、EGR 率 30%以上^[6]や空気過剰率 2^[5]といった高い希釈率が目標値となる可能性が高い。希釈燃焼や希薄燃焼が用いられる場合、エンジン筒内に形成される燃料と空気の混合気は EGR ガスや空気により希釈さ(るため、層流燃焼速度^[14]が低下し、火花点火中の火炎核形成が緩慢になり着火性が低下すると想定される。さらに、層流燃焼速度の低下は、着火後の燃焼速度低下を引き起こし、エンジン出力の不安定化や熱効率の低下といった形でエンジン性能に影響することが考えられる。このため、高い希釈率を目標値とするエンジンでは、エンジン筒内のガス流動を強化し、筒内ガス流速や乱流強度を従来に比べて増加させる設計する傾向がある^{[2][3][3][5][6]}。筒内ガス流速の増加は、点火時期における点火プラグ電極周囲の流速を増加させることになり、放電中に形成される放電路や火炎の吹き消えが発生する可能性を上げ、更に着火性悪化につながる可能性がある。

ここで、着火時の既燃ガスの内部エネルギー保存則と火炎核径の変化を検討した研究を基に着火性に影響する因子を整理する。火炎核径は、乱流火炎伝播による既燃ガスの増加と放電による混合気の加熱に伴う膨張で変化する^[7]。この関係を踏まえ、火炎核径の変化を乱流燃焼速度と放電からの加熱による膨張速度による変化で与えるモデル^[8]が提案されている。

$$\frac{dr_k}{dt} = \frac{\rho_u}{\rho_k} (s_T + s_{\text{plasma}}) \quad \text{Eq. 1. 1}$$

ここで、 r_k は火炎核径[m]、 t は時間[s]、 ρ_u は未燃ガス密度[kg/m³]、 ρ_k は火炎核内のガス密度[kg/m³]、 s_T は乱流燃焼速度[m/s]、 s_{plasma} は放電加熱による膨張速度[m/s]である。乱流燃焼速度は、例えば以下の式^{[9][13]}で計算される。

$$s_T = s_L + Cu' \quad \text{Eq. 1.2}$$

ここで、 s_L は層流燃焼速度[m/s]、 C はモデル定数[-]、 u' は乱流強度 [m/s]である。なお、ここでは乱流燃焼速度が層流燃焼速度と流れ場(乱流強度)の影響を受けることを示すために Eq. 1.2 を示した。点火プロセスの火炎核径の変化を予測する際に用いる乱流燃焼速度には、予測の前提条件を考慮し、適切な式を選択する必要がある。層流燃焼速度の式^[14]として以下の式がある。

$$s_L = \{B_m + B_\phi(\phi - \phi_M)^2\} \left(\frac{T_u}{T_0}\right)^\alpha \left(\frac{p}{p_0}\right)^\beta (1 - 2.1f_{\text{rg}}) \quad \text{Eq. 1.3}$$

ここで、 B_m 、 B_ϕ はモデル定数[m/s]、 ϕ は当量比[-]、 ϕ_M はモデル定数[-]、 T_u は未燃ガス温度[K]、 T_0 は基準温度[K]、 p は圧力[Pa]、 p_0 は基準温度[Pa]、 f_{rg} は残留ガス質量分率[-]である。さらに、放電加熱による膨張速度は、次の式で与えられる。

$$s_{\text{plasma}} = \frac{\eta_{\text{eff}} \dot{Q}_{\text{spk}}}{4\pi r_k^2 \left[\rho_u (u_k - h_u) + p \frac{\rho_u}{\rho_k} \right]} \quad \text{Eq. 1.4}$$

ここで、 η_{eff} は放電からガスへのエネルギー伝達効率[-]、 \dot{Q}_{spk} は放電の発熱率[J/s]、 u_k は火炎核内の内部エネルギー[J/kg]、 h_u は未燃ガスの比エンタルピ[J/kg]である。放電の発熱率は、放電電流と放電電圧の積で算出される。

続いて、Table 1.1 に Eq. 1.1 から Eq. 1.4 で示された各種パラメータに影響する要因を示す。例えば乱流強度は吸気ポート形状や運転条件により変化する、乱流強度の影響因子の欄に吸気ポート形状、運転形状が示されている。Table 1.1 に示した乱流強度、ガス状態(温度、圧力)、ガス組成は、運転条件の影響を受けることから、エンジンの動作中に大きく変動し、様々な状況が発生する。大きな変動がある中で、独立して決めることができる点火システムのパラメータ(電流、電圧)は、着火成立において重要なパラメータであることがわかる。

Table 1. 1 Control factors of ignition process

Term	Physical properties in equations	Control factors of ignition process
Turbulent flame speed S_T	Turbulent strength	Intake port design, control condition
	Equivalence ratio	Target Air-fuel ratio (control condition)
	Temperature and pressure	Compression ratio, control condition
	Mass fraction of residual gas	Target EGR rate, control condition
Expansion rate by spark S_{plasma}	Discharge current and voltage	Ignition system
	Gas density and pressure	Compression ratio(control condition)
	Internal energy and specific enthalpy	Compression ratio, target Air-fuel ratio, target EGR rate, control condition

ここまでで説明した通り、今後のガソリンエンジン内部は、混合気の希釈率と筒内ガス流速の増加により、火花点火に対して厳しい条件となる。このように厳しい条件で安定した着火を実現するには、筒内ガス流動、混合気形成、点火システムなど、様々な観点での対応策を考える必要がある。本研究では、点火システムを対象とし、特に、従来の点火プラグ電極間の放電により混合気に着火する方式(火花点火方式)にて、高希釈率かつ高速な筒内ガス流速の条件における安定着火の実現に向けて、着火プロセスにおける放電特性と流れの影響を検討した。具体的には、単気筒エンジンを用いて実施した燃焼試験や筒内可視化試験により、安定燃焼可能な EGR 率の上限(希釈限界 EGR 率)、空燃比の上限(希薄限界空燃比)および燃焼特性や、点火プラグ電極間の放電路長さや流速を計測し、これらの計測結果を分析することで検討した。

1.2 本論文に関連する既往の研究

火花点火方式では、通常、点火プラグに接続された点火コイルを用いて発生させた高電圧により点火プラグ電極間に放電を形成して混合気を着火させる。点火コイルは、芯に巻かれ電源に接続されている一次コイルと、同一の芯に巻かれ点火プラグに接続されている二次コイルで構成される。一次コイルに通電することでコイルに磁気エネルギーを蓄積し、続いて一次コイルへの通電を終了させることで、二次コイルが高電圧を発生させる仕組みである。Fig. 1. 1 に点火コイルが発生する二次電力の時間変化の模式図を示す。点火コイルの仕様としては、点火コイルの二次電力(コイルの二次電流と二次電圧の積)、放電の継続期間(放電期間)、二次電力の積分値である二次エネルギーがある。なお、二次コイル側に接続される抵抗により二次電圧が変化するため、二次電力も二次コイル側に接続させる抵抗により変化

する。一方、点火コイルに蓄積した磁気エネルギーが一定であれば、二次電流の初期値は一定^[10]であり変化が小さい。このため、二次電力ではなく、二次電流を点火コイルの仕様として用いることが多い。Eq. 1.4 から、点火コイルの出力や放電期間を大きくすることが火炎核径の増加につながることは自明であり、このことから点火コイルの出力や放電期間を大きくすることが着火の安定性向上に効果があると考えられる。一方で、点火コイルの出力や放電期間の増加は、電力消費量^[11]や点火プラグ摩耗量^[13]の増加につながり、エンジン性能の視点では、燃費悪化やプラグ耐久性能の悪化を招く。このため、目標とする希釈率(EGR 率、空燃比)における安定な着火を、最小限の出力や放電期間で実現することが求められる。理想的な点火コイル仕様を選定するためには、二次エネルギー、出力、放電期間などの各種点火コイル仕様が、燃焼状態に与える影響を明らかにする必要がある。なお、本論文において、電流として、放電電流と二次電流という二つの電流が出てくる。点火コイル仕様の議論をする際は、二次電流を用い、点火プラグ電極間形成される放電路の議論をする際は放電電流を用いた。点火コイルをそろえた場合、二次電流と放電電流の値は同一である。

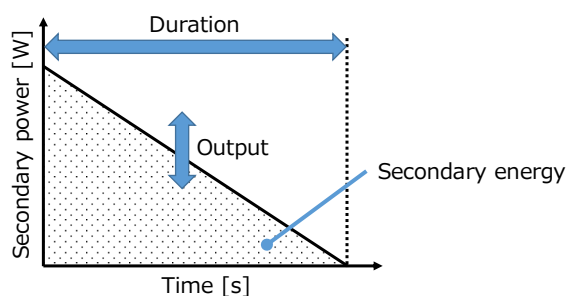


Fig. 1. 1 Schematic of temporal change of secondary power and secondary current and important parameters

これまで、点火コイル仕様が燃焼状態に与える影響を検討するため、エンジンを用いた燃焼試験に基づく限界希釈率と点火コイル仕様の関係の分析や、可視化用の定容容器やエンジンを使った放電路を撮影に基づく放電現象と燃焼状態の分析が行われてきた。

Alger ら^[15]は、電流波形(以下で、コイルが発生する電流の時間履歴を電流波形と示す)の異なる点火システムを用いて、希釈限界 EGR 率と放電仕様の関係を調査した。電流波形として、単放電電流波形(放電開始直後に最大値となり、時間経過とともに減少する時間履歴。一般的な点火コイルの電流波())(多段放電電流波形(1 回の点火プロセスで放電と放電停止を繰り返す時間履歴)、電流維持波形((CO : Dual Coil multi-strike Offset, 多段放電を行う 2 つのコイルを使い、両者の放電時期をずらすことで連続的に高い電流を維持する時間履歴)の 3 種類を用い、それぞれの波形で実現される希釈限界 EGR 率を、低負荷、中負荷、高負

荷, の条件で調査した. いずれの条件でも電流維持波形が最も希釈限界 EGR 率が大きくなった. また, コイル出力を大きくすることで, 火炎核から外部への熱損失を上回る速度で, 火炎核へのエネルギー供給ができるため, 初期火炎形成期間が短くなると示した. また, 高電流化により放電路の吹き消えを防止できることが, 希釈限界 EGR 率の増加に有効であると示した.

緒方ら^{[11][16]}は, 多気筒エンジンを用いた燃焼試験に仕様の異なる複数のコイルを適用し, コイル毎の希釈限界 EGR 率を計測した. 燃焼試験では, 単放電電流波形, 多段放電電流波形, 2つのコイルを用いた電流維持波形を適用した. 低負荷条件における燃焼試験の結果から, コイルの二次エネルギーの増加に伴い, 希釈限界 EGR 率を拡大できることを明らかにした. また, 所定期間内(1ms~5ms)の間にコイルが発生する二次エネルギーと希釈限界 EGR 率の決定係数を算出し, 4ms 間の間にコイルが発生する二次エネルギーと希釈限界 EGR 率の相関が強いことを示した. さらに, 同一コイルを用いた場合, 回転数の増加に伴い希釈限界 EGR 率が低下する結果を示した. 火炎のエネルギー保存則に基づく検討から, 高回転条件で希釈限界 EGR 率が低下する要因を, 点火時期における点火プラグ電極周囲の流速が増加し, 放電が吹き消えることで火炎核へのエネルギー供給が途絶えること, と示した. 本検討では, 単放電電流波形, 多段放電電流波形, 電流維持波形で最大電流値, 放電期間, 放電エネルギーが様々な仕様のものを比較検討した結果から, 放電エネルギーの増加が希釈限界 EGR 率の増加に有効であることを示した.

Shiraishi ら^[17]は, 可視化窓を設けた定容容器を用いた試験にて, 点火プラグ電極間に形成される放電路が流れに沿って変形する様子を高速度カメラで撮影し, 点火プラグ電極周囲の流速や電極間に流れる電流(放電電流)と放電路の伸び(放電路伸長量)の関係を調査した. さらに, 単気筒エンジンを用いて放電電流と希釈限界 EGR 率の関係を調査した. 定容容器内にガス流動場を形成し, 点火プラグ電極間に形成された放電路の伸びを分析した. 分析結果から, 放電路が流れに沿って変形する速さ(放電路伸長速度)はガス流速に比べて小さいこと, ガス流速と放電路伸長速度の差は圧力増加に伴い小さくなることを明らかにした. さらに, 放電開始から 1ms 間の放電電流の平均値(以下, 平均二次電流とする)を大きくすることで, 放電路伸長量を大きくできることを明らかにした. 加えて, 単気筒エンジンを用いた燃焼試験において, 平均二次電流を 20mA から 90mA の範囲で複数の水準で設定し, それぞれの設定における希釈限界 EGR 率を調査した. この結果, 平均二次電流と希釈限界 EGR 率に正の相関関係があることを示した. また, 平均二次電流を揃えた場合, 回転数の増加に伴い希釈限界 EGR 率は減少するものの, 高回転条件ほど平均二次電流の増加に伴う希釈限界 EGR 率の増加量が大きいことを示した. この結果から, 点火時期のガス流速が大きい条件で, 電流増加による放電路伸長効果による燃焼改善が得られやすいことを示した. 本検討では平均二次電流の増加が放電路伸長量の増加に寄与し, この結果, 平均二次電流が希釈限界 EGR 率の増加につながることを示し, 電流値と燃焼状態が関係することを示した.

Brandt ら^[18]は, 放電開始後の放電電流値を一定に維持する点火システムである

CEI(Controlled Electronic Ignition)を提案し、同点火システムの有効性を検討するため、燃焼容器内にガス流動場を形成し、同流動場における放電路を可視化し、効果を検討した。さらに、エンジンを用いた燃焼試験により、放電電流の値を維持する期間と運転可能な空気過剰率条件の関係を調査した。燃焼容器内にガス流動を形成し、放電路を可視化した結果から、単放電電流波形を適用した場合、放電開始からの時間経過に伴い再放電(放電路が伸びた後、点火プラグ電極間で新たな放電路が形成されること)の回数が増加することを示した。また、放電開始からの時間経過に伴う再放電回数の増加する現象は、放電電流が小さいほど放電路伸長量の上限值が減少するためであることを示した。放電電流の値を一定に維持することで放電路伸長量の限界値を放電期間に渡り一定に保つことができるため、単放電電流波形に比べて再放電回数を減らせると示した。さらに、可視化エンジンを用いた試験で、エンジン筒内の圧力測定と放電路の可視化撮影を同時に実施することで、点火プラグ電極周囲の流速と燃焼状態の関係を分析した。この結果、失火サイクルが点火時期の流速が小さいサイクルで生じる傾向にあることを示した。加えて、放電電流と安定燃焼可能な空気過剰率の範囲を燃焼試験により検討した。検討結果から、70mA~90mAの範囲で放電電流を維持することで、従来型の点火コイルを適用した場合に比べて、安定燃焼可能な空気過剰率の範囲を0.17増加できることを示した。本検討では電流維持による再放電回数の減少と空気過剰率上限の増加の関連性を示し、放電電流を一定に維持することの効果を示した。

Suzuki ら^[19]は、高流動場における点火を対象とし、放電開始後の放電電流を一定に維持可能な実験装置を用いて、維持する放電電流の値と放電を継続する期間(放電期間)をパラメータとした実験を実施した。点火時期における点火プラグ電極周囲の流速増加に伴い総発熱量の2%が発熱した期間(IG-CA2)が減少する傾向があるものの、流速が所定以上の値になると、流速の増加に伴いIG-CA2が増加傾向し、失火につながることを示した。また、放電路や火炎を可視化した実験やシミュレーションから、高流速条件下では、放電路の吹き飛び(Blow-off)の発生によりエネルギー供給期間が短縮することや、放電路の吹き飛んだ領域での層流燃焼速度が小さくなることで、火炎核形成が阻害され失火が生じることを示した。さらに、高電流化することで、放電路の吹き飛びを抑制でき初期火炎形成の改善が実現できることを示した。これらに加え、放電路伸長量が6mm程度に至ると放電路の短絡(Shortcut)が生じるため、放電電流の増加による放電路伸長量の増加が飽和することを見出した。さらに放電期間の増加により、放電後の所定時期までに形成される火炎のサイズが増加することを示した。また、放電電流の維持値が200mA未満の範囲では、放電期間の延長による希薄限界空燃比を拡大させる効果が小さく、放電電流の維持値が200mA以上の範囲では、放電電流の増加による希薄限界空燃比の増加効果が小さいことを示し、放電電流範囲により、希薄限界空燃比と相関をもつ指標が異なる可能性が示された。放電電流の維持値と放電期間を最適化することで、安定燃焼が実現可能な空気過剰率を、従来の点火コイルに比べて0.2改善できることを示した。本検討では、高流動場においては、放電電流値の増加により放電路吹き飛びを抑制でき、希薄限界空燃比を増加できることを示している。さらに、電流

値が200mA未満の範囲では、放電期間延長による希薄限界空燃比の増加が小さいことから、高流動場における放電期間の延長が燃焼状態の改善に寄与するには、200mAを超える大きな電流値が必要であることを示している。

放電路が流れに沿って変形(伸長)することで、放電直後に放電路周辺に形成された火炎核に対してエネルギーを連続的に供給できると考える。このことから、放電路伸長量や燃焼状態の間や、放電路伸長量に影響する点火プラグ電極周囲のガス流速と燃焼状態の間には、何らかの依存性があると推定できる。船戸ら^[20]は、放電路伸長量に関する指標として、放電開始から放電終了までの放電路長さの時間積分値(総放電路長さ)を定義し、総放電路長さとして希薄限界空燃比やサイクル毎のIG-CA2の関係と調査した。この結果、希薄燃焼条件では、総放電路長さとして希薄限界空燃比と正の相関を示し、総放電路長さが大きいサイクルほどIG-CA2が短くなることを明らかにした。総放電路長さとしてIG-CA2に相関があるのは、総放電路長さが大きくなることで初期火炎体積が増大し燃焼が促進されることが要因であるとの見解を示した。

本節で説明した既往の研究で示された結果を①限界希釈率(希釈限界 EGR 率、希薄限界空燃比)と相関がある点火コイル仕様、②点火コイル仕様と性能改善との関係、で整理すると以下のようなになる。

① 限界希釈率と相関がある点火コイル仕様

- ・ 4ms までのコイルの二次エネルギー、または、1ms 間の平均放電電流

② 点火コイル仕様と性能改善の関係

- ・ 放電電流の増加は、放電路の吹き消え抑制、火炎核成長に寄与する
- ・ 放電エネルギーの増加は、放電路の吹き消え抑制に寄与する
- ・ 放電電流の維持は、再放電発生期間の変動を抑制、火炎核成長に寄与する
- ・ 放電期間の長期化は、放電後所定時期における火炎面積を増加に寄与する

1.3 本論文の目的

既往の研究では、限界希釈率と相関を持つ点火コイル仕様として4msまでの二次エネルギーと、1ms間の平均二次電流が示された。限界希釈率と相関を持つ点火コイル仕様が複数上がったのは、検討に用いたエンジンや条件設定の違いが影響した可能性がある。評価エンジンや運転条件をそろえ、流動条件や希釈ガス組成をパラメータとした実験に基づき限界希釈率と相関を持つ点火コイル仕様を検討することで、点火コイルの選定に用いる点火コイル仕様や限界希釈率と相関を持つパラメータに対する流動や希釈ガス組成の影響を明らかにできると考えた。また、点火コイル仕様と性能改善の関係についても、点火プラグ電極周囲の流速の大小に着目した検討がなされていると考えるが、流速条件に応じた着火安定化に寄与する点火コイル仕様や流速変化の影響といった観点で検討の余地があると考えた。

以上を踏まえ、本研究の目的は、限界希釈率と相関を持つ点火コイル仕様の明確化、着火遅れ期間の長期化が発生する要因の明確化、着火遅れ期間の長期化抑制と点火コイル仕様

の関係の明確化，とした。

1.4 本論文の構成

本論文の構成は，以下のとおりである。

第 1 章では，本研究の背景として，強化される自動車の二酸化炭素排出規制に対応するエンジン熱効率向上技術の一つとして希釈燃焼，希薄燃焼があることを示し，同燃焼方式の実現に向けた火花点火システムに関する既往の研究を説明し，知見が不足している点を明らかにしたうえで，本研究の目的を述べた。

第 2 章では，以降の検討の指針を得ることを目的に，仕様の異なる複数のコイルと単気筒エンジンを用いて燃焼試験や可視化試験を実施した。燃焼試験により，コイル毎の希薄限界空燃比を計測し，燃焼状態と相関の強い点火コイル仕様を調査した。さらに，可視化試験により，放電路の伸び量(放電路伸長量)や放電路の伸びる速度(放電路伸長速度)と着火遅れ期間の関係を計測し，燃焼状態に対する放電路伸長量や放電路伸長速度の影響を調査した。

第 3 章では，限界希釈率(希釈限界 EGR 率，希薄限界空燃比)と相関の強い点火コイル仕様や目標とする希釈率の実現に必要な点火コイル仕様数値に対するガス流動特性や希釈ガス組成の影響を明確化することを目的とした。本目的を達成するため，単気筒エンジンを用いた燃焼試験を実施した。流動特性の影響を検討するため，吸気ポートに装着するアダプタを 2 種類用いることで，エンジン筒内のガス流動を変化させた。また，希釈ガス組成の影響を検討するため，EGR 希釈燃焼試験と希薄燃焼試験を実施した。

第 4 章では，サイクル毎の燃焼状態に対する点火プラグ電極周囲のガス流速の影響を明らかにすることを目的に，単気筒可視化エンジンと高速度カメラを用いて撮影した画像から，点火プラグ電極周囲のガス流速を計測し，計測したガス流速と燃焼状態を比較検討した。

第 5 章では，着火遅れ期間が長期化する条件を明らかにすることを目的に，放電中の放電路伸長速度の時間変化に基づきサイクルをグループ化し，放電中の流速変化が着火遅れ期間に与える影響を調べた。

第 6 章では，エンジン筒内に形成される火炎に対する流動や放電仕様の影響を明らかにすることを目的とし，火炎と放電路を同時に可視化することで，流速や点火コイル仕様と火炎の関係を調査した。

第 7 章では，第 1 章から第 6 章を総括した。

第 2 章 希薄限界空燃比と着火遅れ期間に対する点火コイル仕様の影響の分析

2.1 諸言

限界希釈率(希釈限界 EGR 率, 希薄限界空燃比)に影響する点火コイル仕様を明確化しておくことは, 最適な点火コイル仕様を選定するために必要になると考える. 限界希釈率に影響する点火コイル仕様の明確化を進めるにあたり, 本章では, 第 3 章, 第 4 章の検討の指針を得ることを目的とした. 本目的を達成するため, 仕様の異なる複数のコイルと単気筒エンジンを用いて燃焼試験や可視化試験を実施した. 燃焼試験により, コイル毎の希薄限界空燃比を計測し, 燃焼状態と相関の強い点火コイル仕様を調査した. さらに, 可視化試験により, 放電路の伸び量(放電路伸長量)や放電路の伸びる速度(放電路伸長速度)と着火遅れ期間の関係を計測し, 燃焼状態に対する放電路伸長量や放電路伸長速度の影響を調査した.

2.2 検討方法

本章の検討のため, 単気筒エンジンを用いて, 燃焼試験およびエンジン筒内可視化試験を実施した. Fig. 2. 1 に単気筒エンジンの構成図, Table 2. 1 にエンジン諸元を示す. 4 気筒エンジンの 1 気筒のみ燃焼運転させることで単気筒エンジンとして動作させている. 燃焼室はペントルーフ型であり, 圧縮比は 12.2 とした. また, エンジンの吸気ポートに Fig. 2. 2 に示すタンブルアダプタ(Adapter1)を取り付け, エンジン筒内のガス流動を強化させた. Fig. 2. 3 には 3 次元流体解析を用いて算出したエンジン筒内の乱流エネルギーの予測値を示す. Fig. 2. 3 のとおり, タンブルアダプタを取り付けることで, エンジン筒内の乱流エネルギーの最大値は, タンブルアダプタ未装着の最大値の 5 倍程度まで増加する見込みである. なお, エンジン筒内の混合気分布のサイクル変動を抑制するため, 燃料はポート噴射により供給した. 空燃比は, 排気分析計(MEXA-7100Fx)により計測した排気ガス中の炭化水素(HC: Hydrocarbon), 二酸化炭素(CO₂), 一酸化炭素(CO), 酸素(O₂), 窒素酸化物(NO_x)の濃度を用いて Brett Schneider/Sprindt 法(平衡定数 $K=3.8$)^[21]を用いて求めた. 燃料にはリサーチオクタン価 99.8 のハイオクガソリンを用いた. 燃料の H/C 比は 1.708 であり, 量論空燃比は 14.37 である. 点火プラグには電極間距離 0.9 mm, 内部抵抗 5 k Ω の仕様のプラグを用いた.

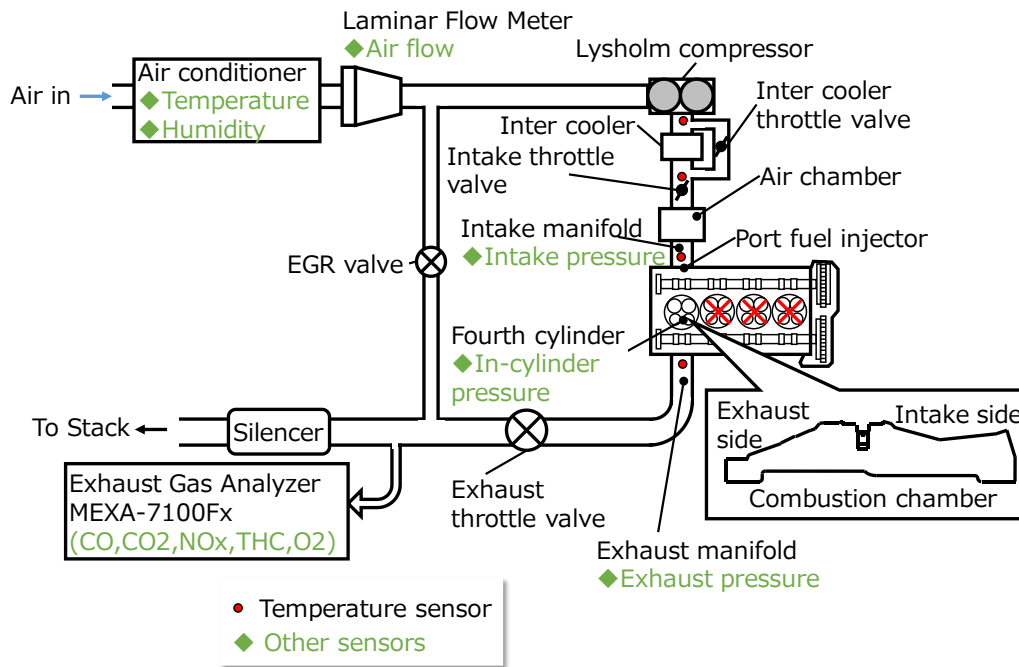


Fig. 2. 1 Schematic of single cylinder engine

Table 2. 1 Engine specification

	Specification
Engine type	Single cylinder engine
Injection system	Port fuel injection
Displacement	404.5cm ³ /cylinder
Compression ratio	12.2

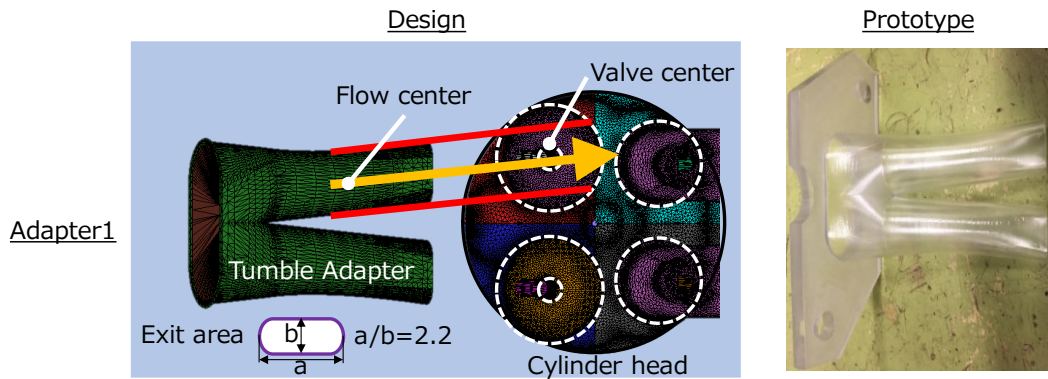


Fig. 2. 2 Design of Adapter1

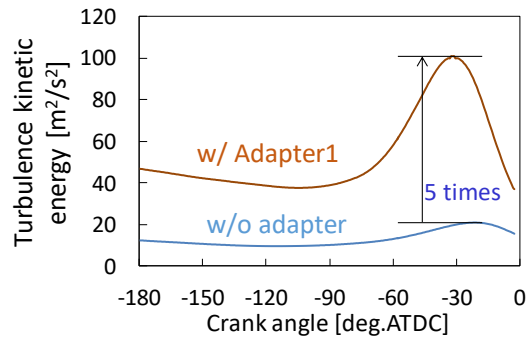


Fig. 2. 3 Turbulence kinetic energy in cylinder of Adapter1

燃焼室側面よりエンドスコープ(KARLSTORZ:88370A)を挿入し、モノクロ高速度カメラ(Photron:FASTCAM SA-X2)を用いた撮影によりエンジン筒内可視化を実施した。エンドスコープの視野角は約67度であり、点火プラグ電極からピストン冠面まで幅広く見ることができる。Fig. 2.4に可視化用の石英窓からエンジン内部を覗いた際の可視化範囲を撮影画像と模式図で示す。撮影に使用した高速度カメラの設定は、撮影速度を40000FPS(Frame Per Second)、露光時間を23.4 usとした。なお点火プラグの外側電極が吸気側から排気側に向かう流れを阻害しない位置(吸気弁と排気弁に挟まれる中心断面)に来るように取り付けた。

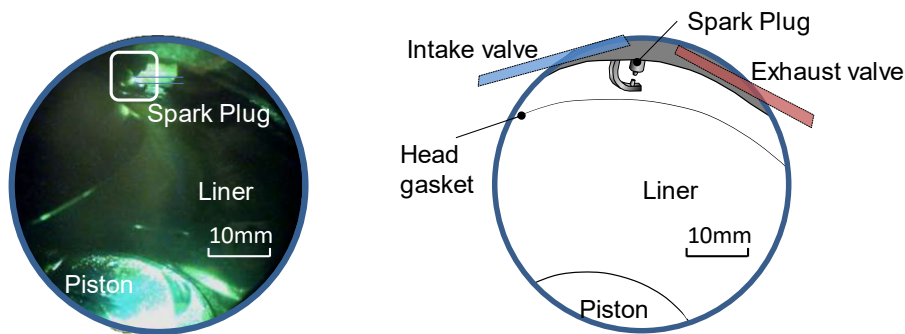


Fig. 2. 4 Optical area through optical window

コイルが発生した放電特性を計測するため、コイル二次側の電圧(二次電圧)と電流(二次電流)を計測した。Fig. 2. 5 に計測装置の概要を示す。電流は、スパークプラグ直上から AC 電流プローブ(Person; Model 110A, 立上り時間 20 ns)にて計測し、電圧はプラグケーブル中間から高電圧プローブ(Tektronix; P6015A, 立上り時間 4.67 ns 以下, 遅延時間 14.7 ns)にて計測した。電流と電圧はサンプリング周波数 1 MHz で計測した。それぞれのプローブから出力された信号は、高速オシロスコープ(YOKOGAWA: DL750)にて 16 bit 入力モジュールを介して計測し、イーサネット経由で PC に取り込んだ。計測ノイズ低減のため、オシロスコープは Box Averaged モードで取り込みを行った。

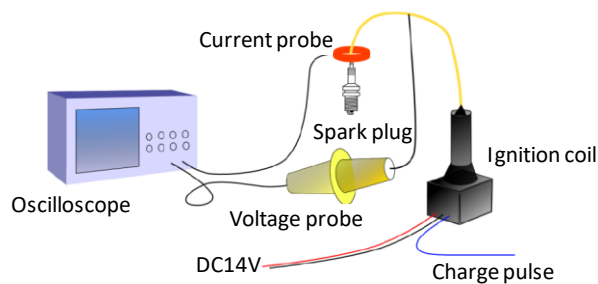


Fig. 2. 5 Secondary voltage and current measurement system.

本章の検討では、計 5 種類のコイルを評価した。本検討に用いたコイルは、通常の点火用のコイルと同様に電源と接続される一次コイルと昇圧側の二次コイルで構成される。既往の研究^{[17][18][19]}にみられる二次電流波形を操作するための仕組みは無い。ただし、二次エネルギーや二次電流の検討範囲を広げるため、二つのコイルを並列に接続し、一度に発生させることのできる二次エネルギーや二次電流を増加させる工夫をした。具体的な数値は、Table 2.

2 にコイル単体性能試験で計測した各コイルの性能を示す。単体性能試験では、環境温度 120 °C の条件で、二次コイル側に負荷として 5 k Ω の抵抗と降伏電圧 1.5 kV のツェナーダイオードを接続して二次側の電流および電圧を計測した。Table 2.2 に示すとおり、コイル A、コイル B、コイル B2 の発生させる二次エネルギーは同等だが、コイル A に比べて、コイル B およびコイル B2 は最大電流が大きく、放電期間が短い。コイル C は、高電流かつ長放電にすることで二次エネルギーがコイル A、B、B2 に比べて 2 倍程度大きい。コイル D はコイル C を並列に接続し、同時に放電を開始させる仕組みにより、二次エネルギーと二次電流を増加させたコイルである。Fig. 2.6 に 5 種類の二次電流波形を示す。なお、Fig. 2.6 に示した電流波形は、エンジン回転数 2000 rpm、図示平均有効圧(NMEP: Net indicated Mean Effective Pressure)0.6MPa、空燃比 23 の条件で計測した値である。Fig. 2.6 に示した通り、全てのコイルが放電開始直後の電流が最大値となり徐々に減少するように変化する。なお、Fig. 2.6 に示すとおり、エンジン試験においては、放電終了間際には、放電電流波形にスパイク上の振動が観察されており、複数回の再放電が繰り返されていることがわかる。

Table 2.2 Coil specifications

Coil name	A	B	B2	C	D
Secondary energy	86mJ	91mJ	97mJ	153mJ	274mJ
Peak secondary current	73mA	171mA	136mA	195mA	356mA
Spark duration	3.1ms	1.5ms	1.6ms	2.6ms	2.7ms

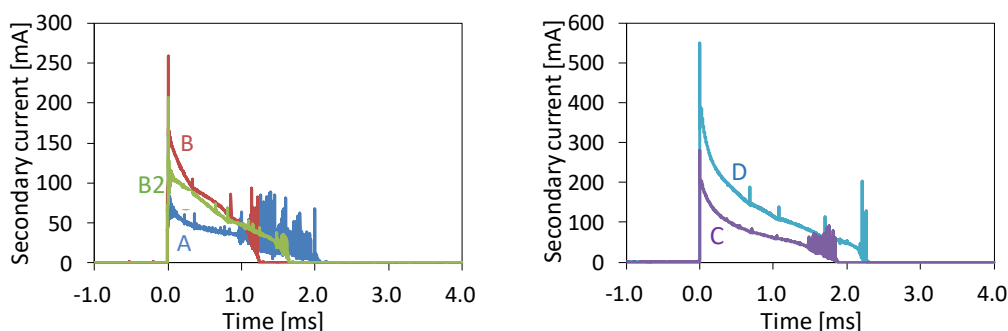


Fig. 2.6 Secondary current form of each coil

以上に説明したエンジンを用いたコイル評価試験として、筒内可視化撮影無しで筒内圧計測を行う評価試験(燃焼試験)と筒内可視化撮影と筒内圧計測を同時に行う評価試験(可視化試験)を実施した。Table 2.3 に燃焼試験と可視化試験の試験条件を示す。エンジン回転速度は 2000 rpm とし、量論混合比における NMEP が 0.6MPa となる燃料流量(0.26 g/s)を一連の試験に適用した。燃焼試験では、吸入空気量を増加させながら空燃比を量論混合比からエンジンの動作が不安定になる空燃比まで設定し、エンジンを安定動作できる空燃比の最大値(希薄限界空燃比)を調査した。また、可視化試験の空燃比は、コイル A における希薄限界空燃比である 23 とした。

Table 2.3 Experimental conditions for combustion test and optical measurement

	Combustion test	Optical measurement
Engine speed	2000 rpm	←
NMEP	0.6 MPa	←
Stoichiometric A/F	14.4	←
Oil/Coolant temperature	86 deg.C	←
Intake gas temperature	30 deg.C	←
Air-fuel ratio	14.4~lean limit	23
EGR rate	0%	←
Spark timing	F/H	-36 deg.ATDC

可視化試験では、高速度カメラによる筒内の撮影、放電特性(二次電流、二次電圧)および筒内圧の計測、を同期して実施した。筒内の撮影では、可視光を撮影することで点火プラグ電極間に形成される放電路を可視化した。撮影画像から、放電路の動きに関する量を測定した。Fig. 2.7 に可視光の撮影により得られた放電路を示す。点火コイルが生成する高い電圧により混合気の絶縁破壊が発生した後には点火プラグ電極間に形成された放電路(Spark channel)は可視光を放ち、Fig. 2.7 のように撮影できる。放電路は、点火プラグ電極周囲の流れにより移送され、時間と共に変形する。本エンジンにおいては、点火時期近辺で点火プラグ電極周囲に吸気弁から排気弁の方向(図の左から右方向)に流れが形成されることから、撮影画像上では放電路は右に凸の形となる。点火プラグ電極周囲の流速は、一方向ではなく視線方向の変化も生じるが、本検討では一つの視点からのみ撮影したことから視線方向の情報が得られないため、本検討においては視線方向の伸びを無視した。以下では、放電路の

伸び(放電路伸長量)をプラグの電極を結んだ線から垂直方向への移送量と定義し、放電開始から放電開始後所定期間までの放電路伸長量を測定した。また、点火プラグ電極周囲の流速に相当する放電路伸長量の時間変化(放電路伸長速度)を Eq. 2.1 で求めた。

$$u_D = \frac{x(t_2) - x(t_1)}{t_2 - t_1} \quad \text{Eq. 2.1}$$

ここで、 u_D は放電路伸長速度[m/s]、 t_2 、 t_1 は放電路伸長量の計測時刻[s]、 x は放電路伸長量[m]である。

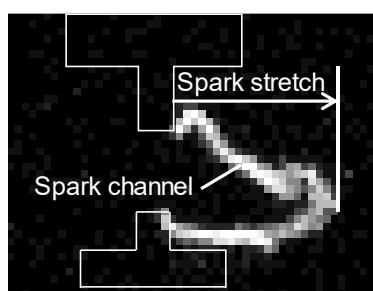


Fig. 2.7 Definition of Spark stretch

2.3 結果および考察

2.3.1 燃焼試験に基づく希薄限界空燃比の検討

本項では、各コイルの希薄限界空燃比の計測値、希薄限界空燃比と相関のある燃焼指標、希薄限界空燃比と相関のある燃焼指標と点火コイル仕様の関係、を分析した。燃焼状態の評価指標として、図示平均有効圧(NMEP)と着火遅れ期間(IG-CA10)を用いた。図示平均有効圧は以下の式で算出した。

$$P_i = \frac{1}{V_{st}} \oint p(\theta) dV \quad \text{Eq. 2.2}$$

ここで、 P_i は図示平均有効圧[Pa]、 V_{st} は行程容積[m³]、 p は筒内圧力[Pa]、 V は筒内容積[m³]、 θ はクランク角度[rad]である。積分区間は1燃焼サイクルとした。燃焼状態の安定性は、NMEP 変動率(Coefficient of Variation of NMEP)で評価した。NMEP 変動率は、NMEP の標準偏差と平均値の比で算出した。着火遅れ期間は、筒内圧から計算した燃焼ガス割合(MFB:Mass Fraction Burned)に基づき定義した。Fig. 2.8 に燃焼ガス割合の時間履歴と、着火遅れ期間の定義を示す。Fig. 2.8 に示す燃焼ガス割合は、筒内圧、筒内容積、混

合気の比熱比を用い，以下の式で計算する．

$$MFB(\theta) = \frac{1}{Q_{\text{total}}} \int_{\theta_{\text{ADV}}}^{\theta} \frac{1}{\gamma - 1} \left(\gamma p(\theta) \frac{dV}{d\theta} + V \frac{dp}{d\theta}(\theta) \right) d\theta \quad \text{Eq. 2. 3}$$

$$Q_{\text{total}} = \int_{\theta_{\text{ADV}}}^{\theta_{\text{E}}} \frac{1}{\gamma - 1} \left(\gamma p(\theta) \frac{dV}{d\theta} + V \frac{dp}{d\theta}(\theta) \right) d\theta \quad \text{Eq. 2. 4}$$

ここで， θ はクランク角度[deg.]， θ_{ADV} は点火時期[deg.]， θ_{E} は積分終了クランク角度[deg.]， $MFB(\theta)$ はクランク角度 θ における燃焼ガス割合[-]， γ は比熱比[-]である．上記式で得られる燃焼ガス割合が 0.1 となる時期を MFB10%時期とし，点火時期 θ_{ADV} から MFB10%時期までの期間(IG-CA10)を着火遅れ期間とした．着火遅れ期間は，点火直後から初期の燃焼状態の良し悪しを示す指標として使われることが多く，点火コイルの評価指標として適切と考えた．着火遅れ期間が短いことは，放電開始後の燃焼進行が速い，ことを示す．なお，着火遅れ期間として，既往の研究^[20]に示されている点火時期から燃焼ガス割合が 0.02 となる時期(MFB2%)までの期間(IG-CA2)など点火時期から MFB10%時期までの期間に比べて短い期間を用いて，点火後の着火状態を検討する場合もある．本研究では，点火後に生じる初期火炎伝播の状態も含めて分析の対象とすること，さらに，評価期間を短くするほど，ノイズの影響が結果に乗りやすく誤差を生むことから，誤差影響を小さくするためにはある程度の評価区間を設定することが適切であると判断し，点火時期から MFB10%時期までの期間を着火遅れ期間として定義した．

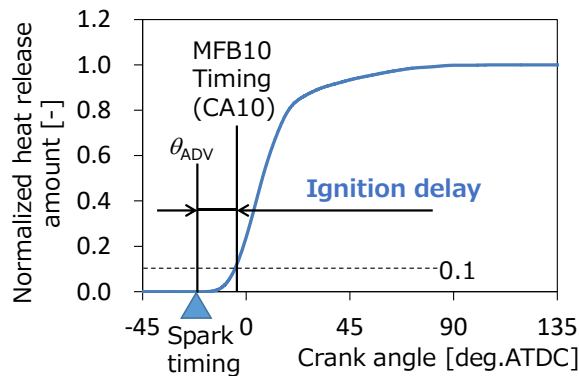


Fig. 2. 8 Definition of ignition delay

Fig. 2. 9 に各コイルの空燃比と NMEP 変動率の関係, および, 各コイルの希薄限界空燃比を示す. 希薄限界空燃比は, NMEP 変動率が 3 %になる空燃比とした. Fig. 2. 9 に示すように最も大きな希薄限界空燃比はコイル D の 24.6, 最も小さな希薄限界空燃比はコイル A の 23.1 であった.

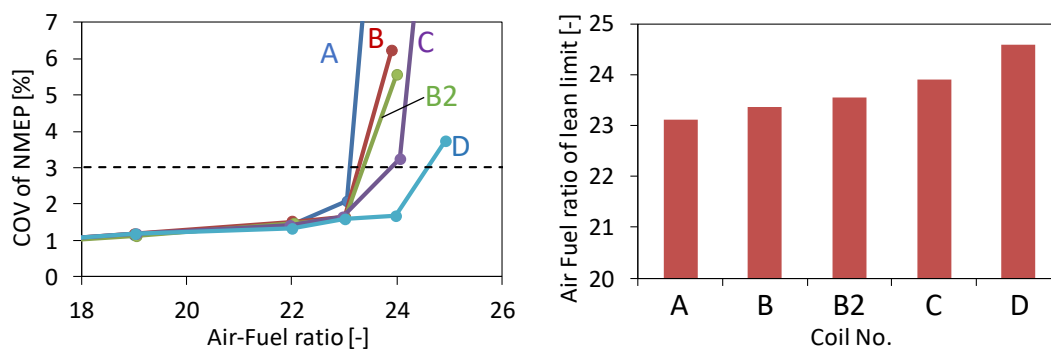


Fig. 2. 9 Coefficient of variance of NMEP over air-fuel ratio of lean limit (left) and air-fuel ratio of lean limit of each coil (right)

続いて, Fig. 2. 10 に希薄限界空燃比と着火遅れ期間の関係を示す. 着火遅れ期間の計測は, 空燃比 23, 点火時期 30 deg.BTDC, の条件で実施した. Fig. 2. 10 は各コイルで計測した 500 サイクルの平均値を示した. また, 図中のエラーバーは標準偏差, 直線はデータの線形補間により定義した. Fig. 2. 10 に示すとおり, 着火遅れ期間が短いコイルほど, 希薄限界空燃比が大きくなる傾向にあることを確認した. この結果から, 同一条件で計測した着火遅れ期間が希薄限界空燃比に相関を持つ燃焼指標であることを確認した.

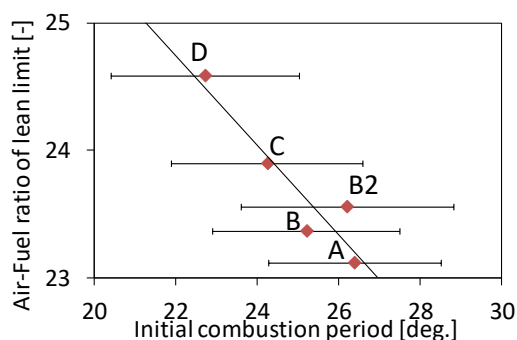


Fig. 2. 10 Air-fuel ratio of lean limit over ignition delay

続いて、着火遅れ期間の短縮を実現するための点火コイル仕様を検討する。ここでは、以下の式で定義する二次エネルギー、平均二次パワー、平均二次電流を点火コイル仕様として用いた。

$$E_S = \int_0^{t_D} I_S V_S dt \quad \text{Eq. 2.5}$$

$$P_{ave} = \frac{1}{t_D} \int_0^{t_D} I_S V_S dt \quad \text{Eq. 2.6}$$

$$I_M = \frac{1}{\tau_m} \int_0^{\tau_m} I_S dt \quad \text{Eq. 2.7}$$

ここで、 E_S は二次エネルギー[J]、 P_{ave} は平均二次パワー[W]、 I_M は平均二次電流[A]、 t_D は放電期間[s]、 I_S は二次電流[A]、 V_S は二次電圧[V]、 τ_m は平均化期間[s]である。二次エネルギーは、コイルが発生するエネルギーの総量であり、燃焼状態と供給エネルギーとの相関を明らかにするために選択した。平均二次パワーは、二次エネルギーを放電期間で除した値であり、コイル出力の平均値である。燃焼状態と単位時間当たりのエネルギー供給量との相関を明らかにするために選択した。平均二次電流はすべてのコイルで平均化期間をそろえて算出した二次電流の平均値であり、平均化期間の平均出力に相当する指標である。コイル間でそろえた期間にコイルが発生するエネルギーや平均出力と燃焼状態の相関を明らかにするために選択した。なお、平均化期間を 0.1ms から 1ms の間で設定し算出した平均電流と希薄限界空燃比の決定係数を算出し、最も決定係数が大きくなった期間を平均化区間とした。Fig. 2.11 に平均化区間を 0.1 から 1.0ms とした平均電流と希薄限界空燃比の決定係数を示す。Fig. 2.11 に示すように、平均化区間を 1.0ms とした際に最も決定係数が大きくなったことから、平均化区間 τ_m は 1×10^{-3} 秒とした。

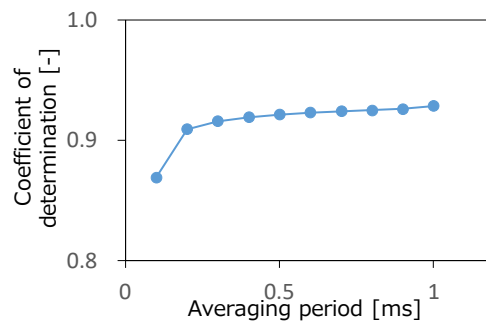


Fig. 2.11 Coefficient of determination between air-fuel ratio of lean limit and mean current under various averaging period

Fig. 2. 12 に着火遅れ期間と二次エネルギー, Fig. 2. 13 に着火遅れ期間と平均二次パワー, 着火遅れ期間と平均二次電流の関係を示す. これらの図に用いた二次エネルギー, 平均二次電流, 平均二次パワー, は可視化試験の運転条件で計測した値のサイクル平均値であり, エラーバーは標準偏差を示す. なお, コイル毎に 20 サイクル分のデータを用いて, 平均値, 標準偏差を算出した. これらの図中には, データの線形補間により定義した直線と, 直線の決定係数 R^2 を示した. 各種点火コイル仕様(二次エネルギー, 平均二次パワー, 平均二次電流)の増加に伴い, 着火遅れ期間が短くなることが確認できた. 以上から, 3つの指標と着火遅れ期間の負の相関があることが確認できた. 3つの中では, 平均二次電流の決定係数が最も大きいことがわかった. また, 二次エネルギーと着火遅れ期間の決定係数も 0.87 と大きく, 両者の間の強い相関を確認できた. 以上から, 3章以降の検討では, 二次エネルギーと平均二次電流を用いることとした.

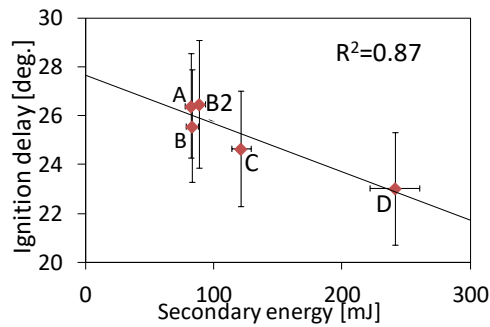


Fig. 2. 12 Ignition delay over secondary energy

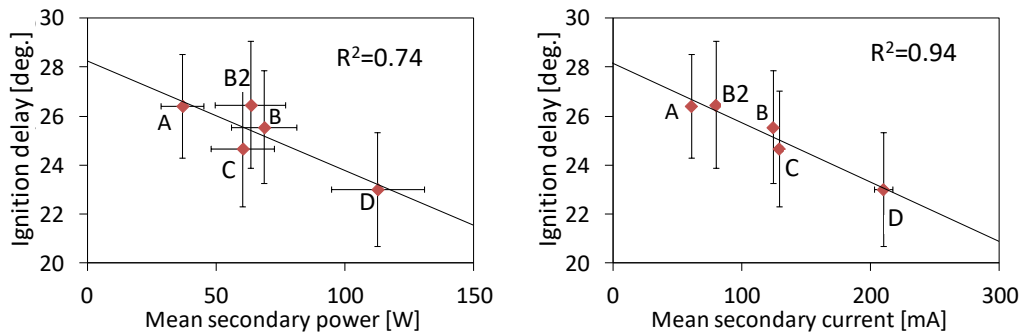


Fig. 2. 13 Ignition delay over power related parameters, mean secondary power (left) and mean secondary current (right).

続いて、火炎核の内部エネルギーの保存式を用いて考察した。以下に放電期間における火炎核の内部エネルギー保存式を示す^[22]。

$$\frac{dU_{\text{FK}}}{dt} = \frac{dE_{\text{D}}}{dt} + \frac{dQ_{\text{CH}}}{dt} + \frac{dQ_{\text{W}}}{dt} - p \frac{dV_{\text{FK}}}{dt} \quad \text{Eq. 2. 8}$$

$$\frac{dU_{\text{FK}}}{dt} = \eta_{\text{eff}} V_{\text{S}} I_{\text{S}} + \frac{dQ_{\text{CH}}}{dt} + \frac{dQ_{\text{W}}}{dt} - p \frac{dV_{\text{FK}}}{dt} \quad \text{Eq. 2. 9}$$

$$U_{\text{FK},\text{E}} - U_{\text{FK},0} = \eta_{\text{eff}} E_{\text{S}} + \int_0^{t_{\text{D}}} \frac{dQ_{\text{CH}}}{dt} dt + \int_0^{t_{\text{D}}} \frac{dQ_{\text{W}}}{dt} dt - p \frac{dV_{\text{FK}}}{dt} dt \quad \text{Eq. 2. 10}$$

$$U_{\text{FK},\text{ref}} - U_{\text{FK},0} = \eta_{\text{eff}} \int_0^{t_{\text{r}}} V_{\text{S}} I_{\text{S}} dt + \int_0^{t_{\text{r}}} \frac{dQ_{\text{CH}}}{dt} dt + \int_0^{t_{\text{r}}} \frac{dQ_{\text{W}}}{dt} dt - p \frac{dV_{\text{FK}}}{dt} dt \quad \text{Eq. 2. 11}$$

ここで、 U_{FK} は火炎核の内部エネルギー[J]、 E_{D} は放電から火炎核に伝達されるエネルギー[J]、 Q_{CH} は発熱量[J]、 Q_{W} は壁面への熱伝達量[J]、 p は圧力[Pa]、 V_{FK} は火炎核体積[m³]、 V_{S} は二次電圧[V]、 I_{S} は二次電流[A]、 E_{S} は二次エネルギー[J]、 η_{eff} は二次エネルギーのガスへの伝達効率[-]である。Eq. 2. 8は火炎核の内部エネルギー保存式、Eq. 2. 9は放電エネルギーの時間変化がコイルの二次パワーに比例すると仮定して変形した式、Eq. 2. 10はEq. 2. 9を放電終了時期(t_{D})まで積分した式、Eq. 2. 11はEq. 2. 9を火炎核の内部エネルギーが自律的に火炎伝播可能な値($U_{\text{FK},\text{ref}}$)に達するまでの時間(t_{ref})まで積分した式である。空燃比や流れの条件が同じ場合、Fig. 2. 12およびFig. 2. 13に見られたコイルの種類による着火遅れ期間の違いが生じたメカニズムを、Eq. 2. 10とEq. 2. 11の右辺第1項に関連付けて、以下に示す(A)と(B)のように考えることができる。(A)二次エネルギー E_{S} を大きくし、放電完了までに火炎核の内部エネルギー U_{FK} を大きくすることで着火遅れ期間を短縮できる。(B)コイルの出力を大きくし、火炎核の内部エネルギー U_{FK} が自律的に火炎伝播可能な値($U_{\text{FK},\text{ref}}$)に達するまでの時間(t_{r})を短くすることで着火遅れ期間を短縮できる。Fig. 2. 14に(A)と(B)を模式的に示した。Fig. 2. 14の左図は、火炎核の内部エネルギーの時間変化、中央図は放電終了時における火炎核の内部エネルギーと着火遅れ期間の関係(A)、右図は火炎核の内部エネルギーが自律的に火炎伝播可能な値に達するまでの時間と着火遅れ期間の関係(B)を示している。Fig. 2. 12は、二次エネルギーと着火遅れ期間に負の相関があることを示しており、(A)を支持する結果と考える。さらにFig. 2. 13は、平均二次パワーや平均二次電流と着火遅れ期間に負の相関があることを示しており、(B)を支持する結果と考える。なお、二次エネルギー、平均電力および平均二次電流の中では、平均二次電流の決定係数が最も大きいことから、(B)がより現象に則していると考えられる。

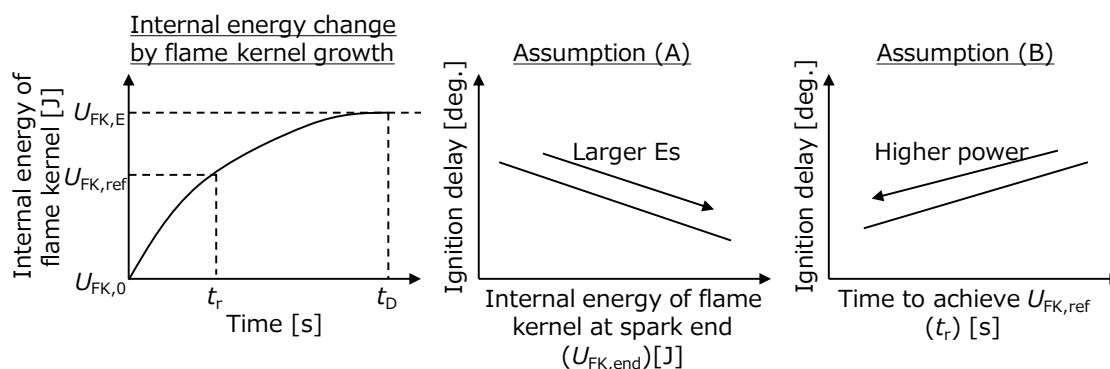


Fig. 2. 14 Schematic of effect of large discharge energy coil and high-power coil on ignition delay.

2.3.2 可視化試験に基づく希薄限界空燃比制御因子の分析

エンジン筒内の可視化撮影により取得した点火プラグ電極周囲の放電挙動を分析し、希薄限界空燃比に相関を持つ燃焼指標である着火遅れ期間の制御因子を調査した。本可視化試験においては、点火時期の圧力が 0.86MPa であった。放電の追従性と圧力の検討結果^[17]から、放電伸長速度は周囲流れの 0.8 倍程度の速度となると推定できる。放電の追従性は当量比にも依存する可能性がある。当量比に対する放電挙動の依存性について検討した結果^[23]は、当量比によりリストライク(再放電や放電の短絡)の発生する放電長に差が出ることに言及している。ただし、リストライク前の放電長速度に対する当量比の依存性は言及していない。同検討で示されているリストライク前の放電長さの計測値を読み取り放電伸長速度を概算したところ、放電伸長速度は当量比に依存しないことが確認できた。以上から、放電の流れに対する追従性が十分に高く、放電伸長速度が周囲流れに対して相対速度ゼロで移送されると仮定が成り立つと判断した。本仮定の下では、絶縁破壊直後に一度形成された放電内に含まれる混合気の移動に伴い放電が移動するため、絶縁破壊後に形成された放電路上に存在する混合気に対してリストライク発生までエネルギー供給が続く、とみなせる。

着火遅れ期間(IG-CA10)の間には、放電からの混合気へのエネルギー供給、混合気の着火、火炎核の形成および乱流火炎伝播による一部混合気の燃焼、が発生している。このため、着火遅れ期間は、混合気へのエネルギー供給量以外に、点火プラグ電極周囲の流れ、筒内の乱流状態、混合気分布、温度分布、といった物理量の影響を受ける^[24]。筒内可視化撮影により取得した放電伸長量に基づき取得可能な値として、混合気へのエネルギー供給量に関する指標である初回リストライクまでの二次エネルギーと、放電伸長速度がある。前者は混合気へのエネルギー供給量に関連する数値であり、後者は点火プラグ電極周囲の流速に相当する数値であり、着火遅れ期間に影響を与える因子と考える。以上を踏まえ、これらの数値と着火遅れ期間との関係を分析した。

Fig. 2. 15 に初回リストライク前の放電路伸長量と着火遅れ期間の関係を示す. Fig. 2. 15 の左図は初回リストライク前の放電路伸長でデータをグループ化し, 各グループの平均値をプロットした結果, 右図は各サイクルのデータをプロットした結果である. Fig. 2. 15 の左図に示す通り, 初回リストライク前の放電路伸長が増加するに伴い, 着火遅れ期間が短縮した.

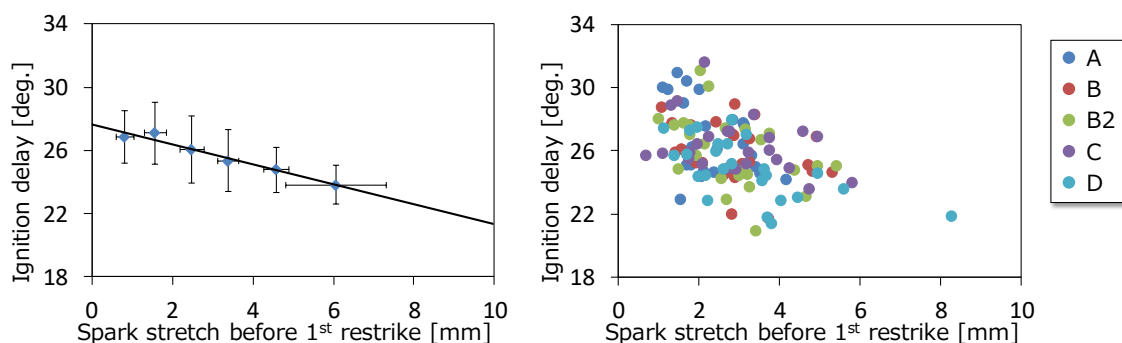


Fig. 2. 15 Ignition delay over spark stretch before 1st restrike, mean value (left) and each cycle value (right).

放電路伸長と着火遅れ期間短縮の因果関係を調査するため, 更に検討した. Fig. 2. 16 に初回リストライクまでの二次エネルギーと着火遅れ期間の関係を示す. Fig. 2. 16 の左図は初回リストライクまでの二次エネルギーでデータをグループ化し, 各グループの平均値をプロットした結果, 右図は各サイクルのデータをプロットした結果である. Fig. 2. 16 の左図に示す通り, 初回リストライクまでの二次エネルギーが 50 mJ 以下の範囲で, 初回リストライクまでの二次エネルギーの増加に伴い, 着火遅れ期間が短縮した. また, 初回リストライクまでの二次エネルギーが 50 mJ を超える範囲では, 初回リストライクまでの二次エネルギーの増加に対して着火遅れ期間の変化が小さいことが確認できる. 以上から, 初回リストライクまでの二次エネルギーの増加に伴い着火遅れ期間の短縮が可能であるが, 二次エネルギーの増加による着火遅れ期間の短縮には限界が有ることが示されたと考える. Fig. 2. 16 の右図からコイル D は初回リストライクまでの二次エネルギーが, 全サイクルで 50 mJ を超えていることから, コイル D の二次エネルギーや二次電流は十分大きく, コイル D 以上に二次エネルギーや二次電流を大きくしても, 着火遅れ期間の短縮には至らないことが予測できる. さらに, Fig. 2. 15 と Fig. 2. 16 から, 放電路伸長量の増加に伴い着火遅れ期間が短縮した一因は, 放電路伸長の増加に伴い初回リストライクまでの混合気へのエネルギー供給量が増えたことである, と考える.

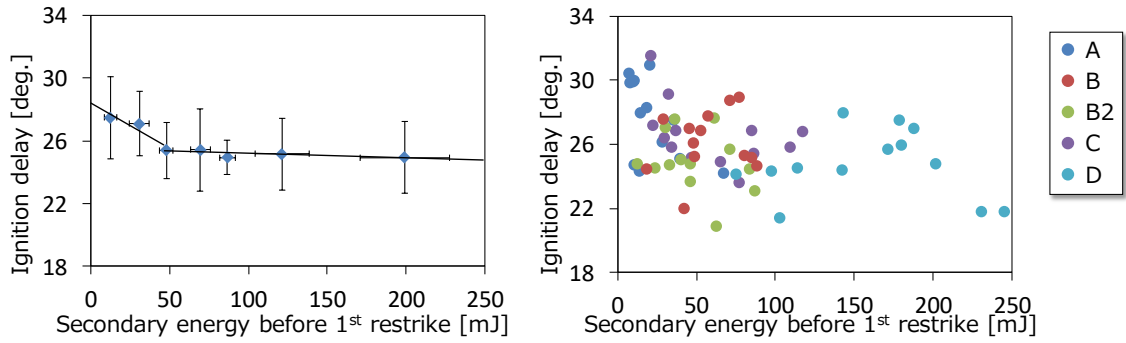


Fig. 2.16 Ignition delay over secondary energy before 1st restrike, mean value (left) and each cycle value (right).

Fig. 2.17 に放電路伸長速度と着火遅れ期間の関係を示す。Fig. 2.17 の左図は、放電路伸長速度で結果をグループ化し、各グループの平均値をプロットした結果、右図は、各サイクルのデータをプロットした結果である。Fig. 2.17 の左図に示すとおり、放電路伸長速度が 20 m/s 未満の範囲では、放電路伸長速度に比例して着火遅れ期間が単調減少することを確認した。このことは、点火時期における吸気弁から排気弁方向の流速が大きいほど、初期燃焼速度が大きくなることを示しており、古井らの検討^[25]と一致した傾向と考える。

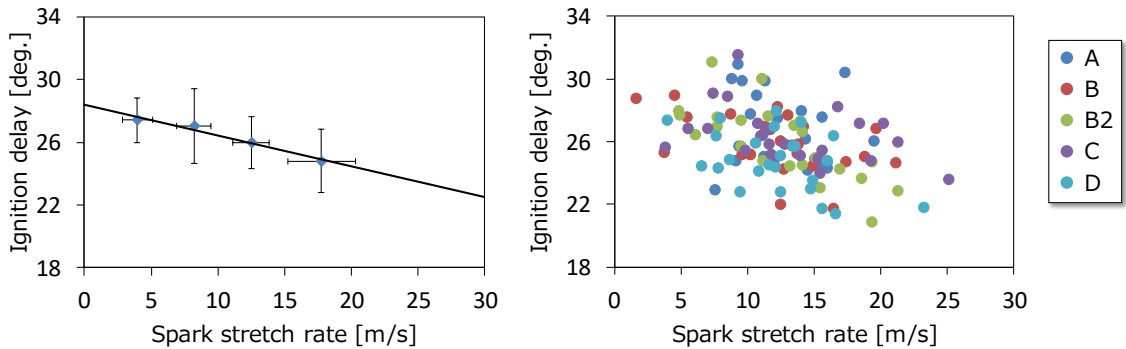


Fig. 2.17 Ignition delay over spark stretch rate, mean value (right) and each cycle value (left).

Fig. 2.18 に、放電路伸長速度と初回リストライクまでの二次エネルギーを軸とした平面上での着火遅れ期間の分布を示し、本分布を用いて更に検討した。コイル A、コイル C、コイル D を用いた可視化試験から、着火遅れ期間が最も大きい 3 サイクルと、最も小さい 3 サイクルを選び、Fig. 2.18 に示した。円内の数値は、着火遅れ期間である。Fig. 2.18 左は全

18 点のデータ， Fig. 2. 18 右は放電路伸長速度 20 m/s 以下のデータを拡大して示した図である．ここで，着火遅れ期間の変動に対する放電仕様の効果を調べた．まず， Fig. 2. 17 に示したデータから各コイルの着火遅れ期間の最大値と最小値の差を求めた．各コイルの着火遅れ期間の最大値と最小値の差は，コイル A で 6.8，コイル C で 6.4，コイル D で 6.5 であった．全てのコイルで最大値と最小値の差は同等で有り，二次エネルギーや平均二次電流といったコイルの仕様と最大値と最小値の差の間に相関はなかった．この結果は，NMEP の変動が小さい(NMEP 変動率が 3 %以下)条件では，二次エネルギーの増加や平均二次電流の増加により着火遅れ期間の変動を低減できない可能性を示している，と考える．

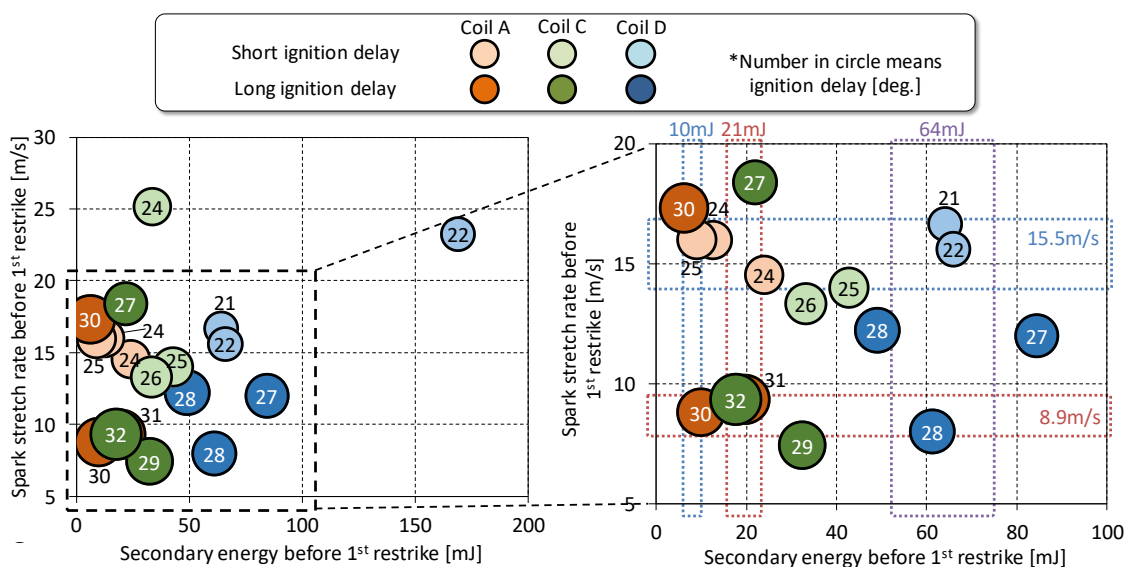


Fig. 2. 18 Ignition delay on a plane of spark stretch rate and secondary energy before 1st restrike. Circle showed each cycle ignition delay and circle color indicates coil type.

Fig. 2. 17 で検討したとおり，点火プラグ電極周囲の流速(放電路伸長速度)や初回リストライク前までの二次エネルギーが着火遅れ期間に影響することを確認できていたので，放電路伸長速度の範囲や初回リストライク前までの二次エネルギーの条件をそろえて評価することを考えた． Fig. 2. 19 に，放電路伸長速度と着火遅れ期間の関係，初回リストライクまでの二次エネルギーと着火遅れ期間の関係，を示す． Fig. 2. 19 の左図は，初回リストライクまでの二次エネルギーの水準を 3 つ(10 mJ, 21 mJ, 64 mJ)選び，それぞれの水準に近い($\pm 20\%$ の範囲)データを選定し示した．また， Fig. 2. 19 の右図は，放電路伸長速度の水準を 2 つ(8.9 m/s, 15.5 m/s)選び，それぞれの水準に近い($\pm 15\%$ の範囲)データを選定し示した．なお， Fig. 2. 19 の横軸は検討範囲における各パラメータの最大値(初回リストライクまでの

二次エネルギーは 66 mJ, 放電路伸長速度は 18 m/s)を用いて正規化した. Fig. 2. 19 の左図から放電路伸長速度が大きい程, 着火遅れ期間が短くなったことがわかる. また, Fig. 2. 19 の右図から, リストライク前までの二次エネルギーが増加すると着火遅れ期間が短くなったことがわかる. これらの結果は, サイクル毎のデータに示した Fig. 2. 16, Fig. 2. 17 の結果と矛盾しない. 二次エネルギーと着火遅れ期間の線形補間式の傾きに対して, 放電路伸長速度と着火遅れ期間の線形補間式の傾きが大きい. これらの関係から, 本試験条件では着火遅れ期間に対して, 初回リストライク前までに投入するエネルギーよりも筒内流速条件の影響が大きいことが推察できる. コイル A, コイル C とコイル D の着火遅れ期間の変動が同等であった結果も, 着火遅れ期間の変動に対して筒内流速条件の影響が大きいことを支持すると考える.

以上から, 図示平均有効圧(NMEP)の変動が小さい運転条件では, コイルの二次エネルギー増加や平均二次電流の増加は, リストライク前までの二次エネルギーを増加させることによる着火遅れ期間の短縮に効果がある, 一方で, 着火遅れ期間のサイクル変動を抑制に効果はほとんどない, と考える. さらに, 着火遅れ期間の変動が筒内流速条件への依存性が高いことが示されたと考える.

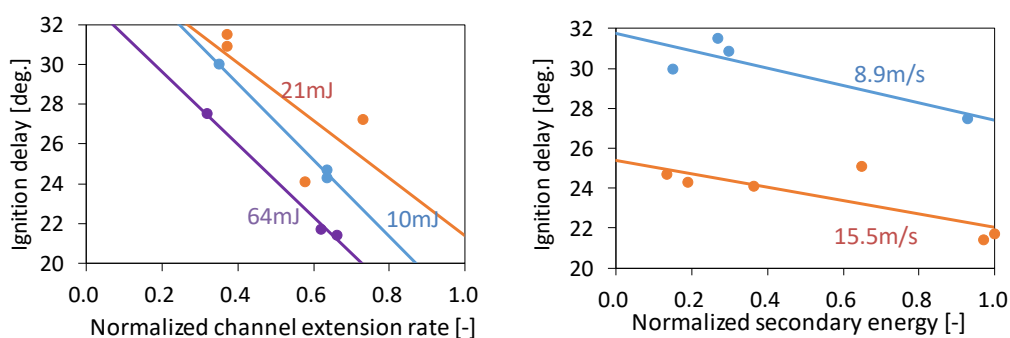


Fig. 2. 19 Ignition delay over normalized spark stretch (left) and ignition delay over normalized secondary energy before 1st restrike (right).

2.4 本章の結論

第 3 章, 第 4 章の検討の指針を得ることを目的に, 仕様の異なる複数のコイルと単気筒エンジンをを用いて燃焼試験や可視化試験を実施した. 燃焼試験により, コイル毎の希薄限界空燃比を計測し, 燃焼状態と相関の強い点火コイル仕様を調査した. さらに, 可視化試験により, 放電路の伸び量(放電路伸長量)や放電路の伸びる速度(放電路伸長速度)と着火遅れ期間の関係を計測し, 燃焼状態に対する放電路伸長量や放電路伸長速度の影響を調査した. これらの調査の結果から, 以下の結論を得た

- ・ 同一条件で計測した着火遅れ期間(点火から 10 %の熱発生完了)を短くできるコイルほど、希薄限界空燃比が大きくなる傾向を確認し、同一条件で計測した着火遅れ期間が希薄限界空燃比と相関を持つ燃焼指標であることを確認した。
- ・ 着火遅れ期間のサイクル平均値は、コイルの二次エネルギー、平均二次パワー、放電開始から 1 ms の間の平均二次電流と相関があり、これらの点火コイル仕様の値が大きい程、着火遅れ期間が小さくなることを確認した。着火遅れ期間と点火コイル仕様の決定係数から、二次エネルギーと平均二次電流が重要な指標であると判断した。
- ・ 初回リストライクまでの二次エネルギーと着火遅れ期間の関係を分析した結果から、コイル電流や二次エネルギーの増加により、初回リストライク前までに発生させる二次エネルギー量を増加させることができ、この結果、着火遅れ期間を短縮することができることを確認した。
- ・ 初回リストライクまでの二次エネルギーと放電路伸長速度の平面上で着火遅れ期間の分布を分析した結果から、図示平均有効圧の変動が小さい運転条件では、コイルの二次エネルギー増加や平均二次エネルギーの増加による着火遅れ期間のサイクル変動抑制の効果は小さく、着火遅れ期間のサイクル変動は筒内流速条件への依存性が高いことが示された。

第3章 希積限界や希薄限界に対する筒内ガス流動特性の影響の分析

3.1 諸言

第2章にて、着火遅れ期間と相関の強い点火コイル仕様を検討し、二次エネルギー、平均二次電力、平均二次電流が重要な指標として示された。本章では、限界希積率(実現可能な希積率の最大値)と相関の強い点火コイル仕様や目標とする希積率の実現に必要な点火コイル仕様数値に対するガス流動特性や希積ガス組成の影響を明確化することを目的とした。本目的を達成するため、単気筒エンジンを用いた燃焼試験を実施した。流動特性の影響を検討するため、吸気ポートに装着するアダプタを2種類用いることで、エンジン筒内のガス流動を変化させた。また、希積ガス組成の影響を検討するため、EGR希積燃焼試験と希薄燃焼試験を実施した。

3.2 検討方法

本検討では、第2章で説明した単気筒エンジンの一部仕様を変更した上で、燃焼試験を実施した。試験装置の構成はFig. 2.1と同一である。Table 3.1にエンジン諸元を示す。本章の検討に用いたエンジンは、第2章の検討に適用したエンジンからピストンを変更することで圧縮比を14.1に変更した。エンジン筒内の混合気分布の変動を抑制するため、燃料はポート噴射により供給した。設定したEGR率や空燃比を実現するように、EGRガスの循環量や、空気流量を調整した。空燃比は、排気分析計(MEXA-7100Fx)により計測した排気ガス中の炭化水素(HC: Hydrocarbon)、二酸化炭素(CO₂)、一酸化炭素(CO)、酸素(O₂)、窒素酸化物(NO_x)の濃度を用いて Brett Schneider/Sprindt 法(平衡定数 K=3.8)^[21]を用いて求めた。燃料にはリサーチオクタン価99.8のハイオクガソリンを用いた。燃料のH/C比は1.708であり、量論空燃比は14.37である。点火プラグには電極間距離0.9 mm、内部抵抗5 kΩの仕様のプラグを用いた。

Table 3.1 Engine specification

Specification	
Engine type	Single cylinder engine
Injection system	Port fuel injection
Displacement	404.5cm ³ /cylinder
Compression ratio	14.1

エンジン筒内の点火プラグ電極付近のガス流動を変化させた検討を実施するため、第2章に示した単気筒エンジンの吸気ポートに取り付けるタンブルアダプタ(Adapter1)に加え、形状の異なるタンブルアダプタ(Adapter2)を設計し、それぞれを取り付けて実験を実施した。Fig. 3. 1に2種類のタンブルアダプタの形状と流れ込む流れの方向および制作したアダプタを示す。Adapter1とAdapter2の出口面積を統一し、吸気バルブを通過する流れが異なる向きとなるように設計した。Adapter1は、吸気バルブを通過する流れの中心が、吸気バルブの中心を通過するように狙っている。Adapter2は、吸気バルブを通過する流れの中心が、吸気バルブ中心よりも点火プラグ側に向かって流れるように方向を調整している。Fig. 3. 2には3次元流体解析により予測した点火プラグ電極周囲の流速と乱流エネルギーの時間変化を示す。点火時期における点火プラグ電極付近のガス流速は、タンブルアダプタ未装着を基準とし、クランク角度 $-45^{\circ} \sim 0^{\circ}$ の平均値で比較すると、Adapter1は2.5倍、Adapter2は3.1倍であった。また、燃焼速度に影響するエンジン筒内の乱流エネルギーは、タンブルアダプタ未装着を基準とし、最大値で比較すると、Adapter1は4.0倍、Adapter2は5.1倍であった。以上から、Adapter1やAdapter2の適用により筒内に形成されるガス流動を大きく変更でき、目的に応じた検討ができることを確認した。

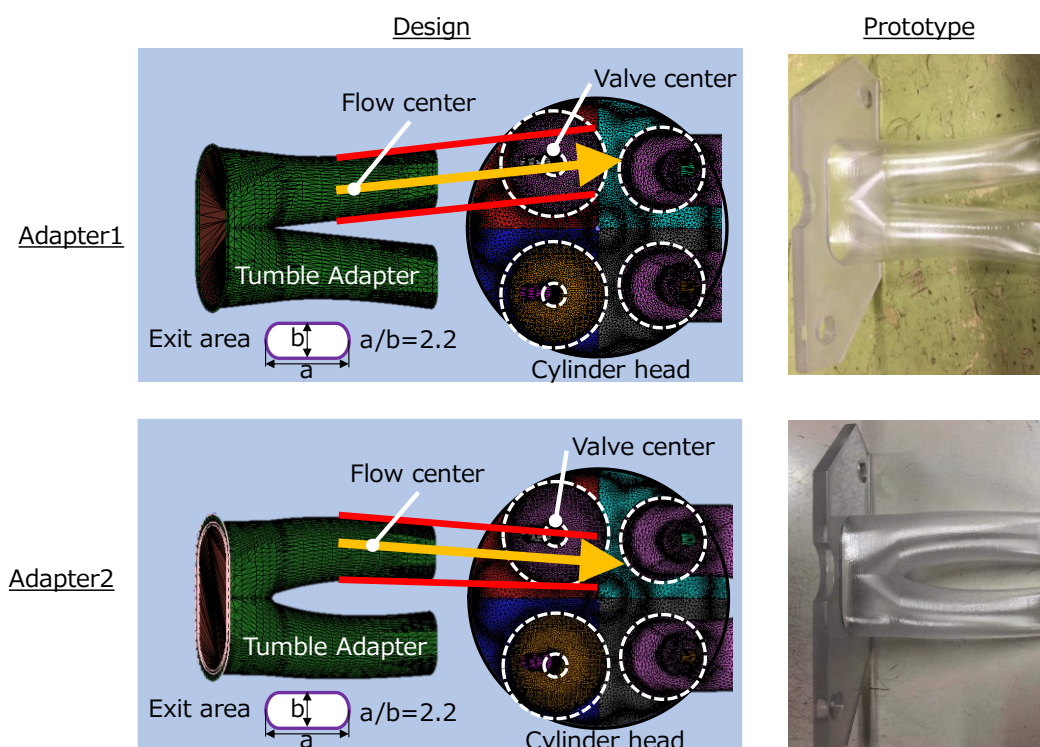


Fig. 3. 1 Design of Adapter1 and Adapter2

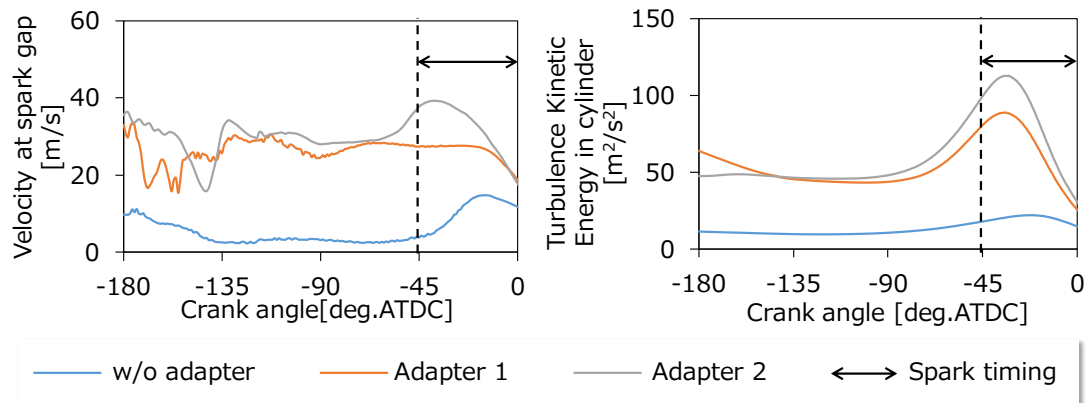


Fig. 3. 2 Velocity at spark gap and turbulent kinetic energy of each adapter

Table 3. 2 に本検討のためのエンジン試験条件を示す。エンジン試験は、EGR 希釈燃焼試験(EGR Dilution test)と、希薄燃焼試験(Lean burn test)を実施した。EGR 希釈燃焼試験では、混合気の空燃比を量論混合比とし、Eq. 3. 1 で定義する EGR 率を 0%からエンジンの動作が不安定になる EGR 率まで設定した。希薄燃焼試験では、EGR 率を 0%とし、混合気の空燃比を量論混合比からエンジンの動作が不安定になる空燃比まで設定した。いずれの試験も、エンジン回転速度は 2000 rpm とし、空燃比が量論混合比、EGR 率 0%で NMEP が 0.6MPa となる燃料流量(0.26 g/s)を一連の試験に適用した。また、油水温は 86°Cとした。さらに、EGR 率条件ごと、空燃比条件ごとに進角限界から遅角限界まで点火時期を変更した試験を実施し、各 EGR 率、各空燃比における点火時期の最適値を探索した。

$$EGR\ rate = \frac{CO_2\ density\ at\ intake\ pipe}{CO_2\ density\ at\ exhaust\ pipe} \times 100 \quad Eq. 3. 1$$

Table 3. 2 Engine test condition

	EGR dilution test	Lean burn test
Air-fuel ratio	14.4	14.4 ~ Air-fuel ratio limit
EGR rate	0 ~ EGR rate limit	0
Engine speed	2000 rpm	←
NMEP	0.6 MPa	←
Stoichiometric A/F	14.4	←
Oil/Coolant temperature	86deg.C	←
Spark timing	F/H	←
Adapter setting	w/o adapter, w/ Adapter1, w/ Adapter2	w/ Adapter1, w/ Adapter2

本検討では、計4種類のコイルを評価した。Table 3.3に、コイル単体性能試験で計測した各コイルの性能を示す。単体性能試験では、環境温度120°Cの条件で、二次コイル側に負荷として5kΩの抵抗と降伏電圧1.5kVのツェナーダイオードを接続して二次側の電流および電圧を計測した。Table 3.3に示すとおり、コイルA、Bの発生する二次エネルギーは同等だが、コイルAに比べて、コイルBは最大電流が大きく、放電期間が短い、という違いがある。コイルCは、コイルAに比べて二次エネルギーが2倍近く大きい。コイルDはコイルCを並列に接続し、同時に放電を開始させる仕組みにより、二次エネルギーと二次電流を増加させたコイルである。Fig. 3.3に4種類の二次電流波形を示す。Fig. 3.3に示した電流波形は、エンジン試験中に計測したものであり、運転条件はNMEP0.6MPa、エンジン回転速度2000rpmである。全てのコイルが放電開始直後に電流が最大値となり徐々に減少するように変化する。また、放電中には、リストライク(再放電や放電路の短絡)に起因する電流の立ち上がりが発生した。

Table 3.3 Coil specifications

Coil name	A	B	C	D
Secondary energy	86mJ	91mJ	153mJ	274mJ
Peak secondary current	73mA	171mA	195mA	356mA
Spark duration	3.1ms	1.5ms	2.6ms	2.7ms

Measurement condition Primary voltage: 14V, Atmospheric temperature: 25±5deg.C, Wiring resistance: 0.1Ω, Secondary load: 1kV zener diode

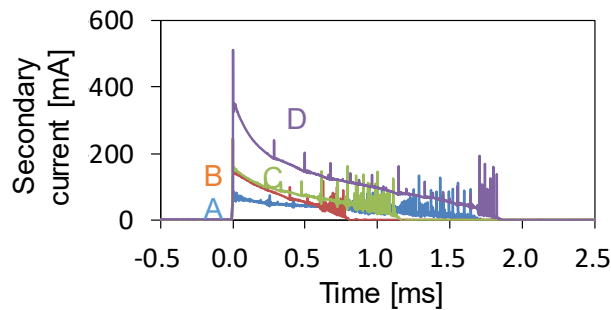


Fig. 3.3 Temporal change of secondary current of each coil.

コイルが発生した放電特性を計測するため、コイル二次側の電圧(二次電圧)および電流(二次電流)を計測した。計測方法や装置構成(Fig. 2.5 参照)は第 2 章と同一である。点火コイルが発生させた電流は、スパークプラグ直上から AC 電流プローブ(Person; Model 110A, 立上り時間 20 ns)にて計測し、電圧はプラグケーブル中間から高電圧プローブ(Tektronix; P6015A, 立上り時間 4.67 ns 以下, 遅延時間 14.7 ns)にて計測した。電流と電圧はサンプリング周波数 1 MHz で計測した。それぞれのプローブから出力された信号は、高速オシロスコープ(YOKOGAWA:DL750)にて 16 bit 入力モジュールを介して計測し、イーサネット経由で PC に取り込んだ。計測ノイズ低減のため、オシロスコープは Box Averaged モードで取り込みを行った。

3.3 結果および考察

3.3.1 EGR 希釈燃焼試験の検討

本項では、各コイルの燃焼安定限界となる EGR 率(希釈限界 EGR 率)の計測値を調査し、さらに、希釈限界 EGR 率や燃焼状態と点火コイル仕様との関係、を分析した。燃焼状態の評価指標として、図示平均有効圧(NMEP), 着火遅れ期間(IG-CA10)を用いた。Fig. 3.4 に吸

気管に取り付けたタンブルアダプタごとに EGR 率と NMEP 変動率の関係を示す。左上図がアダプタ未装着の結果、右上図が Adapter1 の結果、左下図が Adapter2 の結果である。EGR 率 25%未満の範囲では、アダプタ未装着の結果は、EGR 率の増加に伴い NMEP 変動率が徐々に増加したが、Adapter1 の結果および Adapter2 の結果は、EGR 率が変化しても NMEP 変動率の値が概ね一定で変化しなかった。EGR 率が 25%を超える範囲では、タンブルアダプタの種類によらず、EGR 率の増加に伴い NMEP 変動率が増加した。EGR 率が 25%を超える範囲では、EGR 率 1%の変化に対する NMEP 変動率の変化量に吸気管のアダプタの設定による違いがあった。EGR 率 1%の変化に対する NMEP 変動率の変化は、アダプタ未装着で 0.4, Adapter1 で 1.5, Adapter2 で 1.7 であった。本章も第 2 章に合わせ、NMEP 変動率 3%を基準値に設定し、NMEP 変動率が 3%となる EGR 率を希釈限界 EGR 率とした。

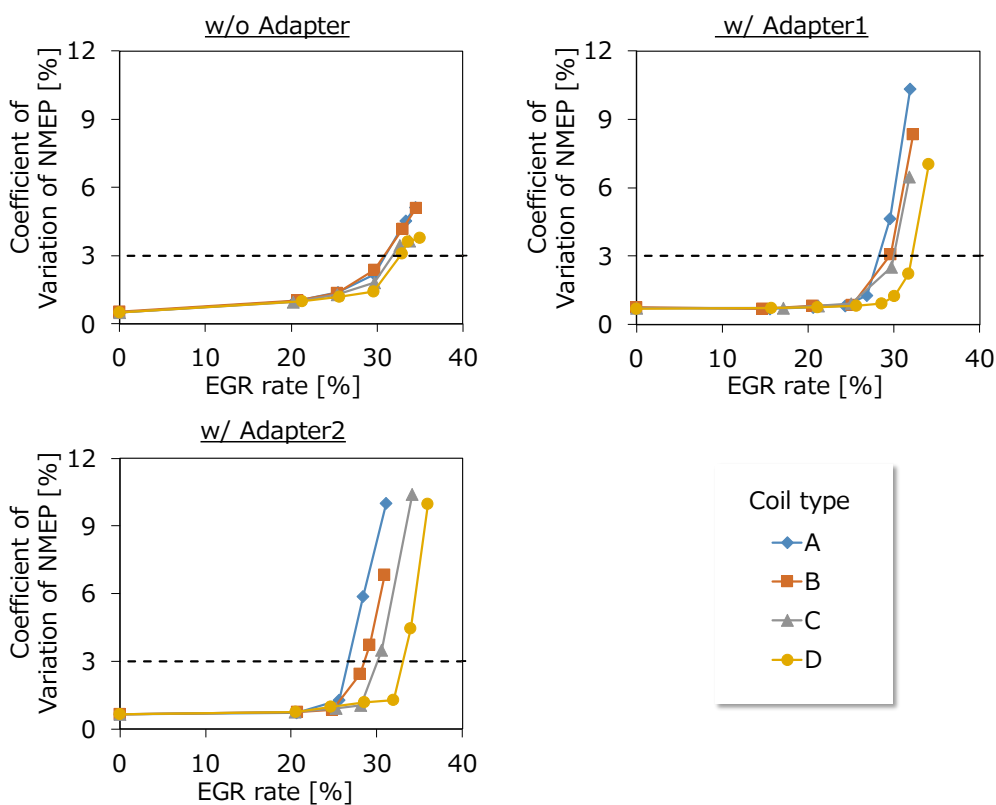


Fig. 3. 4 Coefficient of variation of IMEP

Fig. 3.5 に各コイルの希釈限界 EGR 率を示す。タンブルアダプタごとに、点火コイル仕様の変更による希釈限界 EGR 率の変化を検討する。アダプタ未装着の結果では、コイル B とコイル D の希釈限界 EGR 率の差が最も大きく 1.7%であった。Adapter1 と Adapter2 の結果ではコイル A とコイル D の希釈限界 EGR 率の差が最も大きく、Adapter1 では 3.9%、Adapter2 では 6.4%であった。この結果とシミュレーションで予測した点火時期におけるプラグ電極周囲流速の関係から、点火時期の点火プラグ電極周囲の流速が大きいほど、点火コイル仕様変更に伴う放電特性変化により希釈限界 EGR 率が大きく変化することがわかった。この結果から、点火プラグ電極近傍の流速が大きいほど、希釈限界 EGR 率に対して放電特性の違いが表れやすいことが確認できた。コイルごとに、吸気管のアダプタ設定と希釈限界 EGR 率の関係を整理すると、コイル A, B は、アダプタ未装着の希釈限界 EGR 率が最も大きく、Adapter1, Adapter2 の順に小さくなった。コイル C は、アダプタ未装着の希釈限界 EGR 率が最も大きく、Adapter1, Adapter2 の希釈限界 EGR 率は同等であった。コイル D は、Adapter2 の希釈限界 EGR 率が最も大きく、次いでアダプタ未装着、Adapter1 の順に小さくなった。この結果から、コイルによっては点火時期における点火プラグ電極周囲のガス流速増加に伴い、希釈限界 EGR 率が低下することが明らかになった。

次に、二次エネルギーが同等であるコイル A とコイル B の希釈限界 EGR 率を検討する。アダプタ未装着の結果ではコイル A とコイル B の希釈限界 EGR 率の差は 0.1%であり同程度であった。Adapter1 を用いた結果ではコイル A とコイル B の希釈限界 EGR 率の差は 1.2%、Adapter2 を用いた結果ではコイル A とコイル B の希釈限界 EGR 率の差は 1.8%であり、高電流型のコイル B を適用することで 1%以上希釈限界 EGR 率を増加することができた。本結果は、点火時期における点火プラグ電極周囲が 20m/s を超える状況では、同一の二次エネルギーを発生させる場合、高電流化することが希釈限界 EGR 率の増加に有効であることを示していると考えられる。逆に、点火時期における点火プラグ電極周囲の平均流速が 10m/s 程度の場合、同一の二次エネルギーを発生させる場合は、高電流化による希釈限界 EGR 率の増加が得られないことを確認できた。

各アダプタの設定において希釈限界 EGR 率が最も大きくなったのは、コイル D を適用した場合である。コイル D の結果について検討する。Adapter2 とコイル D を組み合わせることで、アダプタ未装着の希釈限界 EGR 率より大きな希釈限界 EGR 率を実現できたことから、点火コイルの出力を上げ、かつ、点火プラグ電極近傍のガス流速を高速化する、という条件を揃えることで、低流速条件に比べて希釈限界 EGR 率を拡大できることが示された。ただし、Adapter1 の希釈限界 EGR 率はアダプタ未装着の希釈限界 EGR 率よりも小さいことから、単純に点火プラグ電極近傍のガス流速を高速化するだけでは不十分であり、乱流や点火プラグ電極付近のガス流動の適切な設計が、希釈限界 EGR 率を伸長させるために重要であると確認できた。加えて、燃費についても検討する。Fig. 3.6 にコイル D を用いた試験における希釈限界 EGR 率における図示燃費を示す。ここでは、アダプタ形状やアダプタ有無が吸気行程中の損失に与える影響の評価を避けるため、燃費評価には正の出力(グ

ロス出力)を用いた。希釈限界 EGR 率には、アダプタ未装着と Adapter2 の差が小さかったが、燃費には 0.8%の違いが生じた。燃費の差が生じたのは、アダプタ未装着時とアダプタ装着時で、燃焼期間に違いが生じたためと考える。具体的には、アダプタ未装着時の燃焼期間が長く、等容度が低いために燃費が大きかったと考える。以上から、筒内流動の適正化および流動に応じたコイル選定を実施することで、希釈限界 EGR 率の増加と燃料消費量の低減が実現できることがわかった。

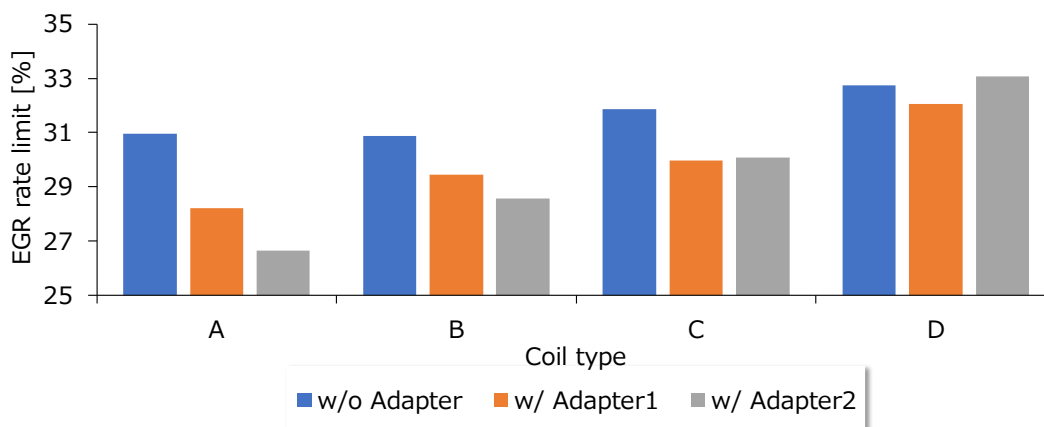


Fig. 3. 5 EGR rate limit of each coil

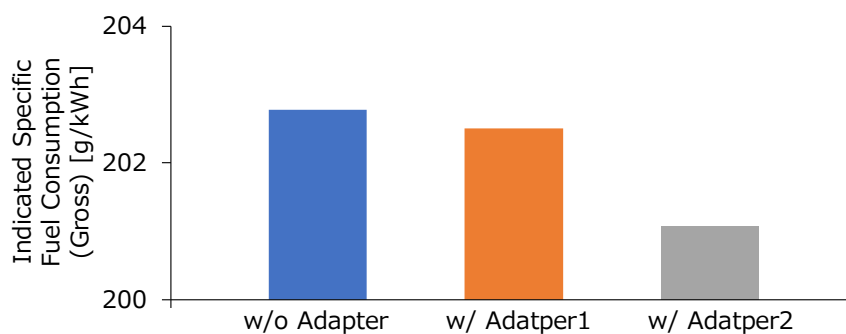


Fig. 3. 6 Indicated specific fuel consumption (Gross) of Coil D

Fig. 3. 7 に希釈限界 EGR 率と着火遅れ期間の関係を示す。Table 3. 4 には、Fig. 3. 7 に示した着火遅れ期間を測定した条件を示す。アダプタ設定の違いにより、安定した燃焼を実現できた点火時期が異なるため、着火遅れ期間は異なる放電時の雰囲気条件で計測した値となっている。Fig. 3. 7 にはサイクル平均値をプロットし、データの線形補間により定義した

直線を実線で示した。Fig. 3.7 に示すとおり，同一条件における着火遅れ期間が短いコイルほど，希釈限界 EGR 率が高い傾向にあることを確認した。このことから，コイルの二次エネルギーや二次電流の増加により着火遅れ期間を短縮できることが，希釈限界 EGR 率の増加につながったと考える。

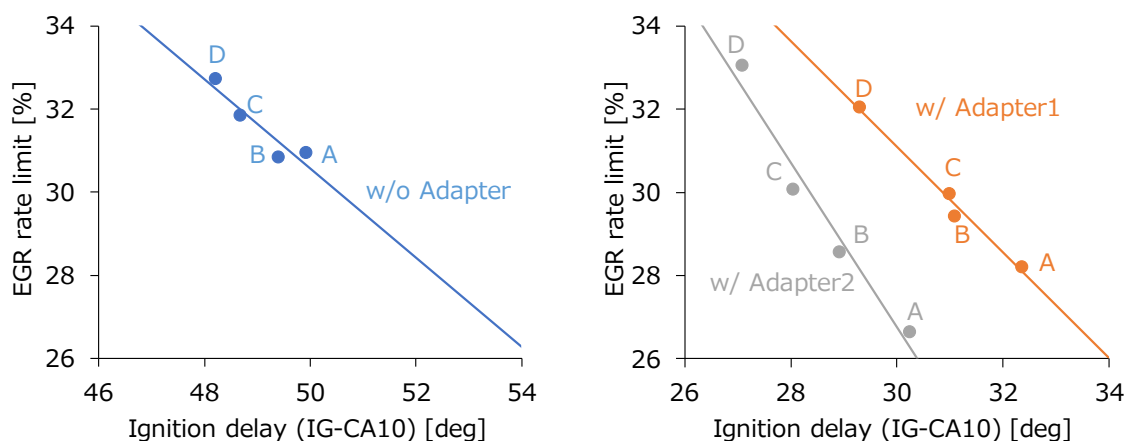


Fig. 3.7 EGR rate limit against Ignition delay (IG-CA10)

Table 3.4 Condition for ignition delay measurement

Adapter setting	w/o adapter	w/ Adapter1	w/ Adapter2
EGR rate	30%	30%	31%
Spark timing	-63 deg.ATDC	-38 deg.ATDC	-31 deg.ATDC

続いて，燃焼状態に影響する点火コイル仕様を明確化するため，着火遅れ期間と相関を持つ点火コイル仕様を調査した。本検討では，第 2 章の検討も踏まえ，点火コイル仕様として，二次エネルギー(Eq. 2.5)と平均二次電流(Eq. 2.7)を選択した。

Fig. 3.8 に着火遅れ期間と二次エネルギー，平均二次電流の関係を示す。なお，二次エネルギーは Table 3.3 に示した値，平均二次電流はエンジン試験で計測した値のサイクル平均値である。図中の実線はコイル A，コイル B，コイル C の結果の線形補間により求めた直線とコイル B，コイル C，コイル D の結果の線形補間により求めた直線，である。さらに，点火コイル仕様の説明性の高さを評価するため，Table 3.5 には二次エネルギーと着火遅れ期間の決定係数，Table 3.6 には平均二次電流と着火遅れ期間の決定係数を示す。Fig. 3.8 に示

す通り、コイルの二次エネルギーや平均二次電流の増加に伴い着火遅れ期間が小さくなった。また、コイル A, コイル B, コイル C から算出した補間直線の傾きに比べてコイル B, コイル C, コイル D から算出した補間直線の傾きが緩やかであることから、点火コイル仕様変更(放電特性変化)による着火遅れ期間の減少が飽和する可能性があることを確認できた。さらに、二次エネルギーを横軸として整理した場合、Adapter1 と Adapter2 を用いた試験で、コイル A とコイル B のデータが線形補間式から離れた位置に分布した。Table 3.5 に示すとおり、特に Adapter1 および Adapter2 を用いた場合においては、コイル A, コイル B, コイル C の二次エネルギーと着火遅れ期間の計測値から算出した決定係数が 0.38~0.70 と、Table 3.5 や Table 3.6 に示す他の決定係数(0.8~0.98)に比べて小さい。この結果から、点火プラグ電極周囲の流速が大きくなる流動設計がなされる場合は、着火遅れ期間に対して平均二次電流が強い相関を持つことが確認できた。なお、アダプタ未装着の場合は、コイル A, コイル B, コイル C の二次エネルギーと着火遅れ期間から算出した決定係数は 0.87 と大きい。このことから、点火プラグ電極周囲の流速が小さくなるような流動設計がなされる場合は、着火遅れ期間に対して二次エネルギーも強い相関を持つことが確認できた。

以上の結果から、燃焼状態と強い相関を持つ点火コイル仕様は、点火プラグ電極周囲の流速の影響を受けて変わる可能性があることが確認できた。具体的には、点火プラグ電極周囲の流速条件によらず着火遅れ期間と平均二次電流が強い相関を示し、低流速条件では着火遅れ期間と二次エネルギーも強い相関を示した。

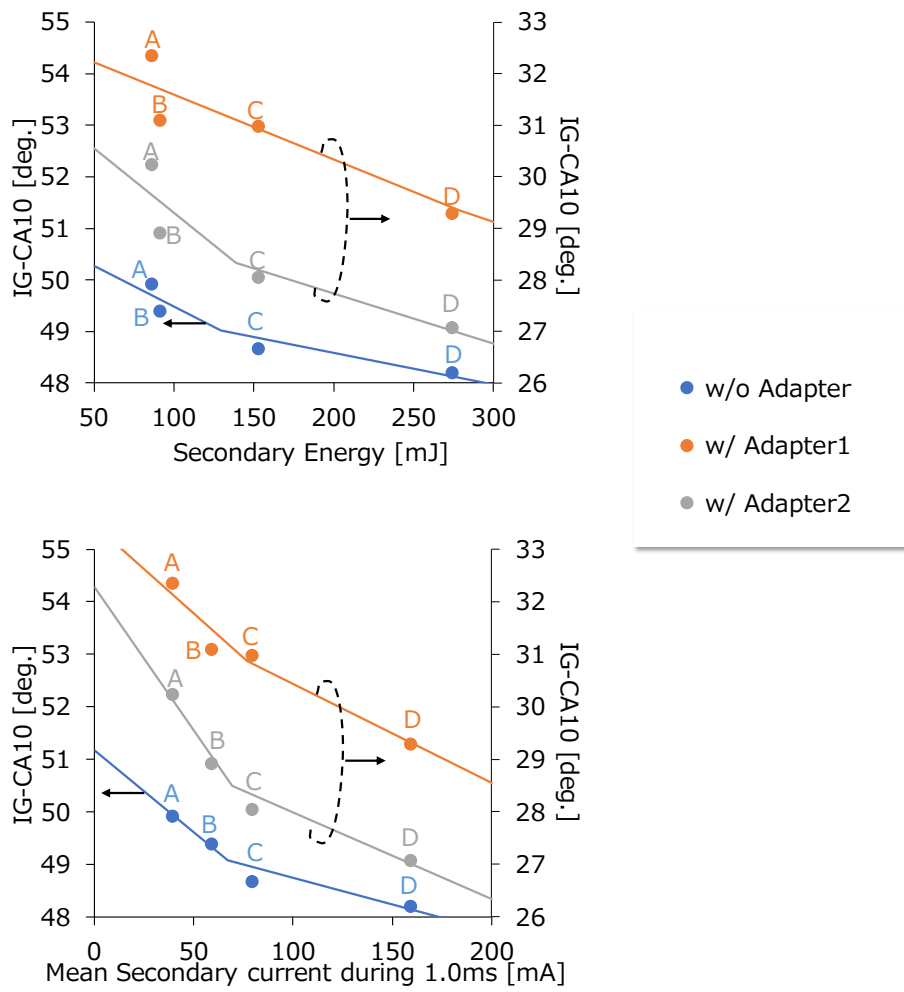


Fig. 3. 8 Ignition delay (IG-CA10) against coil specifications

Table 3. 5 Coefficient of determination between secondary energy and ignition delay

Selected coils	A, B and C	B, C and D
w/o Adapter	0.87	0.9
w/ Adapter1	0.38	0.92
w/ Adapter2	0.70	0.98

Table 3. 6 Coefficient of determination between mean secondary current and ignition delay

Selected coils	A, B and C	B, C and D
w/o Adapter	0.99	0.81
w/ Adapter1	0.80	0.98
w/ Adapter2	0.98	0.91

次に、希釈限界 EGR 率と点火コイル仕様の関係を検討する。Fig. 3. 9 に二次エネルギーと希釈限界 EGR 率、平均二次電流と希釈限界 EGR 率の関係を示す。図中の実線はコイル A、コイル B、コイル C の結果の線形補間により求めた直線とコイル B、コイル C、コイル D の結果の線形補間により求めた直線、である。二次エネルギーや平均二次電流の増加に伴い希釈限界 EGR 率が増加した。また、アダプタ未装着の条件に比べて、Adapter 1 や Adapter2 を用いた条件は、点火コイル仕様変更に伴う希釈限界 EGR 率の変化率(図中の直線の傾き)が大きく、高流動条件下のほうが、希釈限界 EGR 率に対して放電特性の差が表れやすいことが示された。Table 3. 7 には希釈限界 EGR 率と二次エネルギーの決定係数、Table 3. 8 には希釈限界 EGR 率と平均二次電流の決定係数を示す。アダプタ未装着の条件では、希釈限界 EGR 率と二次エネルギーの決定係数が大きい、一方で、Adapter1 や Adapter2 を用いた条件では、希釈限界 EGR 率と平均二次電流の決定係数が大きい。この結果から、筒内ガス流動の違いによって、希釈限界 EGR 率と強い相関を示す点火コイル仕様が変わることがわかった。このような筒内ガス流動による希釈限界 EGR 率と強い相関を示す点火コイル仕様の変化が、既往の研究で示された希釈限界 EGR 率と相関を持つ指標の違いに繋がったと考える。

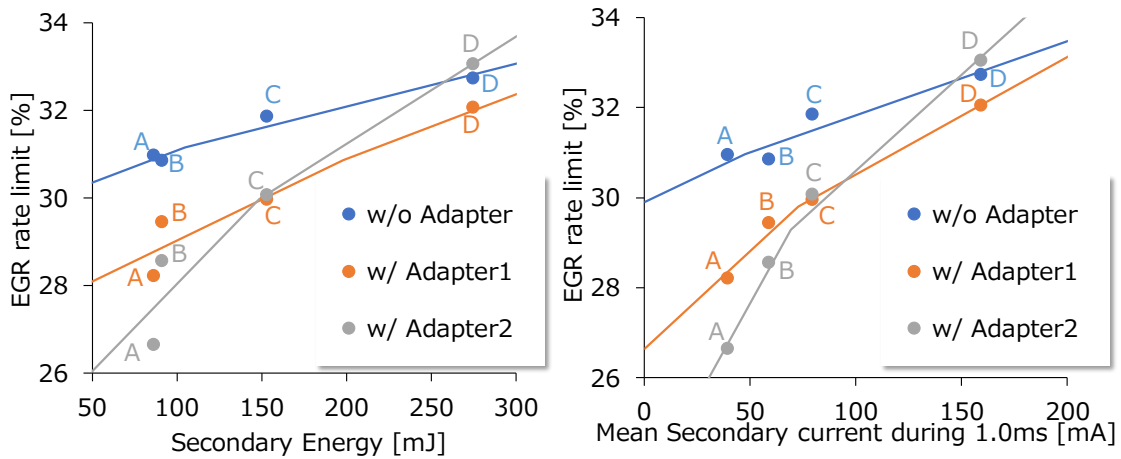


Fig. 3. 9 EGR rate limit against coil specification

Table 3. 7 Coefficient of determination of secondary energy

Selected coils	A, B and C	B, C and D
w/o Adapter	0.97	0.95
w/ Adapter1	0.60	0.98
w/ Adapter2	0.75	1.00

Table 3. 8 Coefficient of determination of secondary energy

Selected coils	A, B and C	B, C and D
w/o Adapter	0.68	0.87
w/ Adapter1	0.98	0.91
w/ Adapter2	0.99	0.98

さらに、Fig. 3. 9 に示した直線から目標とする EGR 率を実現するために必要となる点火コイル仕様(コイル要求仕様)を算出し、コイル要求仕様が流れ条件によって変化するかを検討した。Table 3. 9 に、吸気管のアダプタの設定毎に、目標 EGR 率を 33% とした際の平均二次電流値をアダプタ未装着の条件を 1 とし、相対値で示す。これらの値は、Fig. 3. 9 に示した線形補間により求めた直線から決めた。平均二次電流の要求値は、Adapter2 を適用し

た条件で最も小さくなった。この結果は、コイル要求仕様がガス流動場の影響を受けること、また、筒内ガス流動を最適化できれば、コイル要求仕様を小さくできる可能性があることを示していると考え。なお、Adapter2 では、吸気バルブを通過する流れが点火プラグ方向(中心断面)を向くように調整されていることから、吸気バルブを通過する流れが、エンジンの中心断面方向に向けることが、点火や燃焼状態に対して有利であると考え。

Table 3. 9 Required mean secondary current for target EGR rate

Adapter setting	Required mean current (Relative value)
w/o Adapter	1.00
w/ Adapter1	1.14
w/ Adapter2	0.91

3.3.2 希薄燃焼試験の検討

本項では、各コイルの燃焼安定限界となる空燃比(希薄限界空燃比)を調査し、さらに、希薄限界空燃比や燃焼状態と点火コイル仕様の関係、を分析した。これまでと同様に、燃焼状態の評価指標として、図示平均有効圧(NMEP)、着火遅れ期間(IG-CA10)を用いた。Fig. 3. 10 に Adapter1 と Adapter2 を用いた燃焼試験で計測した空燃比と NMEP 変動率の関係を示す。左図が Adapter1 の結果、右図が Adapter2 の結果である。いずれのアダプタを用いた場合も、空燃比が 23 より小さい範囲では、空燃比の増加に伴い NMEP 変動率が徐々に増加した。さらに、空燃比が 23 以上では、空燃比の増加に伴い NMEP 変動率が急激に増加した。ただし、NMEP 変動率が急激に増加する空燃比は、コイルによって異なっており、点火コイル仕様差の影響が表れたと考える。NMEP 変動率 3%を基準値に設定し、NMEP 変動率が 3%となる空燃比を希薄限界空燃比とした。

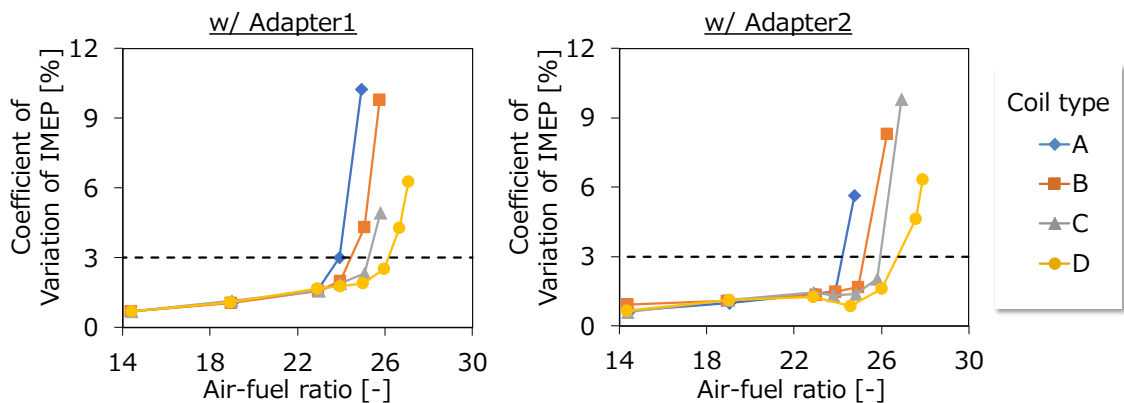


Fig. 3. 10 Coefficient of variation of IMEP

Fig. 3. 11 に各コイルの希薄限界空燃比を示す. タンブルアダプタの設定をそろえ, 点火コイル仕様の変更による希薄限界空燃比の変化を検討する. Adapter1 と Adapter2 の結果では, コイル A とコイル D の希薄限界空燃比の差が最も大きく, Adapter1 では 2.1, Adapter2 では 2.5 であった. この結果とシミュレーションで予測した点火時期におけるプラグ電極周囲流速の関係から, 点火時期の点火プラグ電極周囲の流速が大きいほど, 点火コイル仕様変更に伴う放電特性変化による希薄限界空燃比の変化が大きくなることがわかった. この結果から, EGR 希釈燃焼の試験と同様に, 点火プラグ電極近傍の流速が大きいほど, 希薄限界空燃比に対して放電特性の違いが表れやすいことが確認できた. 点火プラグ電極近傍の流速によって, 限界希釈率に対する放電特性の影響度が変わることが確認できた. 次に, コイルごとに, タンブルアダプタの設定と希薄限界空燃比の関係を整理する. いずれのコイルも Adapter2 の希薄限界空燃比が大きくなった. EGR 希釈燃焼試験では, Adapter1 と Adapter2 の希釈限界 EGR 率の大小関係がコイルにより変化した. 更に, Fig. 3. 11 に示した希薄限界空燃比の最大値(コイル D の値)は Adapter1 に比べて Adapter2 の方が大きいことから, 流動強化により希薄限界空燃比を拡大できることがわかった.

次に, 二次エネルギーが同等であるコイル A とコイル B の希薄限界空燃比を検討した. Adapter1 および Adapter2 を用いた場合で共にコイル A に比べてコイル B の希薄限界空燃比が大きく, 高電流型のコイル B のほうが希薄限界空燃比を大きくできた. 本結果からは, 点火時期における点火プラグ電極周囲が 20m/s を超える状況では, 同一の二次エネルギーを発生させる場合, 高電流化することが希薄限界空燃比の増加に有効であることを示していると考えられる. EGR 希釈燃焼試験においても, 点火時期における点火プラグ電極周囲流速が 20m/s を超える状況では, 同一の二次エネルギーであれば高電流化することが限界希釈率の拡大に有効であることが明らかになっており, 筒内ガス流動を強化したエンジンにおいては, 希釈ガス組成によらず, 高電流化が希釈率を高めるために有効であると考えられる.

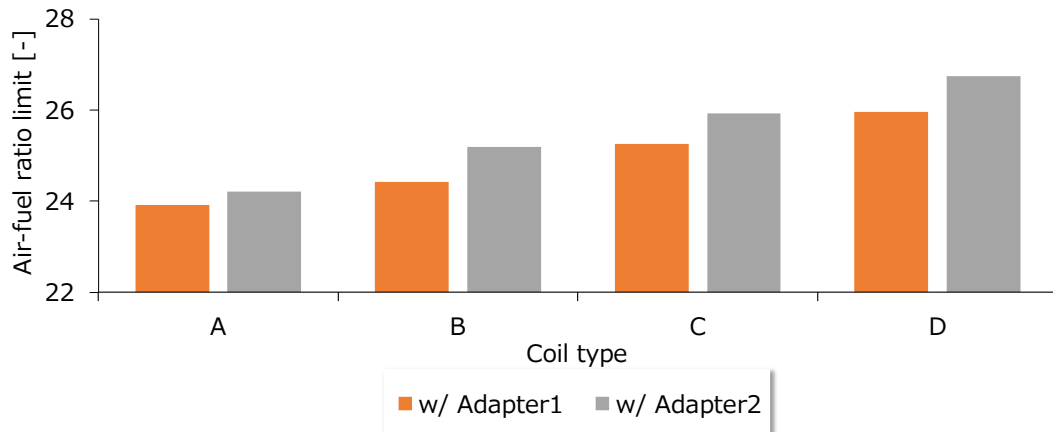


Fig. 3. 11 Air-fuel ratio limit of each coil

ここで、同一の希釈率を実現するための点火コイル仕様に対する希釈ガス組成の影響を検討するため、希釈燃焼試験と希薄燃焼試験の希釈率をガス質量と燃料質量の比(G/F, ガス燃料比)で評価し、比較する。Fig. 3. 12に Adapter2 適用時の希釈燃焼試験と希薄燃焼試験で Adapter2 を適用した際のガス燃料比の限界値を示す。EGR 率からガス燃料比の換算式は以下のとおりである。

$$GF = \frac{AF}{1 - y_{EGR}} \quad \text{Eq. 3. 2}$$

ここで、 GF はガス燃料比[-], AF は空燃比[-], y_{EGR} はEGR率[-]である。希薄燃焼試験における空燃比は、ガス燃料比と等しい。Fig. 3. 12に示す通り、各コイルで希薄燃焼のガス燃料比の限界値が希釈燃焼のガス燃料比の限界値に比べて大きいことを確認した。空気には酸素が含まれるため、混合気を希釈する効果に加えて酸化剤として燃焼に寄与する。一方で、量論混合比で燃焼した際のEGRガスには酸素が含まれないため、EGRガスは酸化剤としては働かない。このように希釈ガスが酸化剤として燃焼に寄与することから、希薄燃焼の方が希釈燃焼に比べて大きなガス燃料比を実現できたと考える。同一の点火コイル仕様で実現できるガス燃料比は、希薄燃焼の方が大きいことから、同一ガス燃料比を実現するために必要となる二次エネルギーや二次電流の値は、希薄燃焼の方が小さくなると思う。以上の検討から、同一ガス空燃比を実現するための点火コイル仕様に対して希釈ガス組成が影響することがわかった。

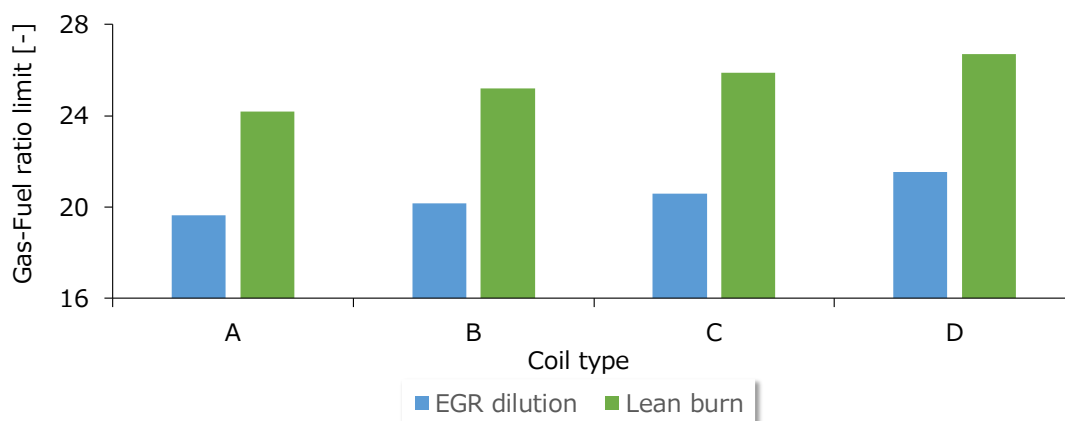


Fig. 3.12 Gas fuel ratio limit of EGR dilution test and lean burn test with Adapter2

Fig. 3.13 に希薄限界空燃比と着火遅れ期間の関係を示す。Table 3.10 には、Fig. 3.13 に示した着火遅れ期間を測定した条件を示す。両アダプタで空燃比は同一であるが、点火時期が2度異なる。Fig. 3.13 にはサイクル平均値をプロットし、データの線形補間により定義した直線を実線で示した。Fig. 3.13 に示すとおり、同一条件における着火遅れ期間が短いコイルほど、希薄限界空燃比が大きい傾向にあることを確認した。このことから、コイルの二次エネルギーや二次電流の増加による着火遅れ期間を短縮できることが、希薄限界空燃比の増加につながると考える。本関係はEGR希釈燃焼試験でも確認できており、希釈ガス組成によらず表れる関係であることが確認できた。

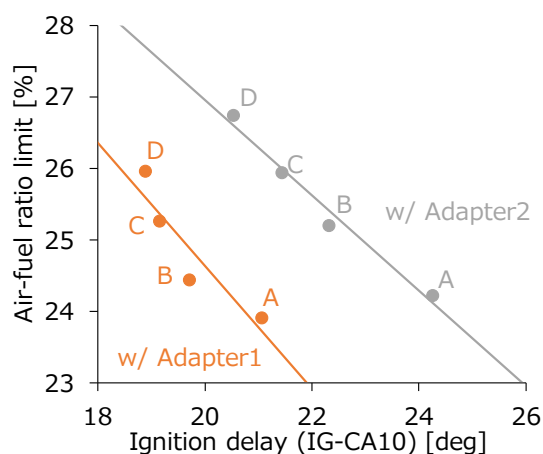


Fig. 3.13 Air-fuel ratio limit against Ignition delay (IG-CA10)

Table 3. 10 Condition for ignition delay measurement

Adapter setting	w/ Adapter1	w/ Adapter2
Air-fuel ratio	25	←
Spark timing	-33 deg.ATDC	-30 deg.ATDC

続いて、希薄燃焼条件において燃焼状態に影響する点火コイル仕様を明確化するため、着火遅れ期間と相関を持つ点火コイル仕様を調査した。前項と同じく、点火コイル仕様として、二次エネルギー(Eq. 2. 5)と平均二次電流(Eq. 2. 7)を選択した。

Fig. 3. 14 に着火遅れ期間と二次エネルギー、平均二次電流の関係を示す。なお、二次エネルギーは Table 3. 3 に示した値、平均二次電流はエンジン試験で計測した値のサイクル平均値である。図中の実線はコイル A、コイル B、コイル C の結果の線形補間により求めた直線とコイル B、コイル C、コイル D の結果の線形補間により求めた直線、である。さらに、点火コイル仕様の説明性の高さを評価するため、Table 3. 11 には二次エネルギーと着火遅れ期間の決定係数、Table 3. 12 には平均二次電流と着火遅れ期間の決定係数を示す。Fig. 3. 14 に示す通り、コイルの二次エネルギーや平均二次電流の増加に伴い着火遅れ期間が小さくなった。また、コイル A、コイル B、コイル C から算出した補間直線の傾きに比べてコイル B、コイル C、コイル D から算出した補間直線の傾きが緩やかであることから、点火コイル仕様の変更に伴う着火遅れ期間の短縮が飽和する可能性があることを確認できる。さらに、二次エネルギーを横軸として整理した場合、コイル A とコイル B のデータが線形補間式から離れた位置に分布した。Table 3. 12 に示す通り、コイル A、コイル B、コイル C の二次エネルギーと着火遅れ期間から算出した決定係数は 0.59~0.61 と、Table 3. 11 や Table 3. 12 に示す他の決定係数(0.74~0.97)に比べて小さい。この結果から、点火プラグ電極周囲の流速が大きくなる流動設計がなされる場合は、着火遅れ期間に対して平均二次電流が強い相関を持つことが確認できた。希釈限界 EGR 率に近い同一の EGR 率における着火遅れ期間が平均二次電流と相関を持つことを確認しており、同一の希釈率で計測された着火遅れ期間と平均二次電流に相関があることは、希釈ガス組成によらず表れることが示された。

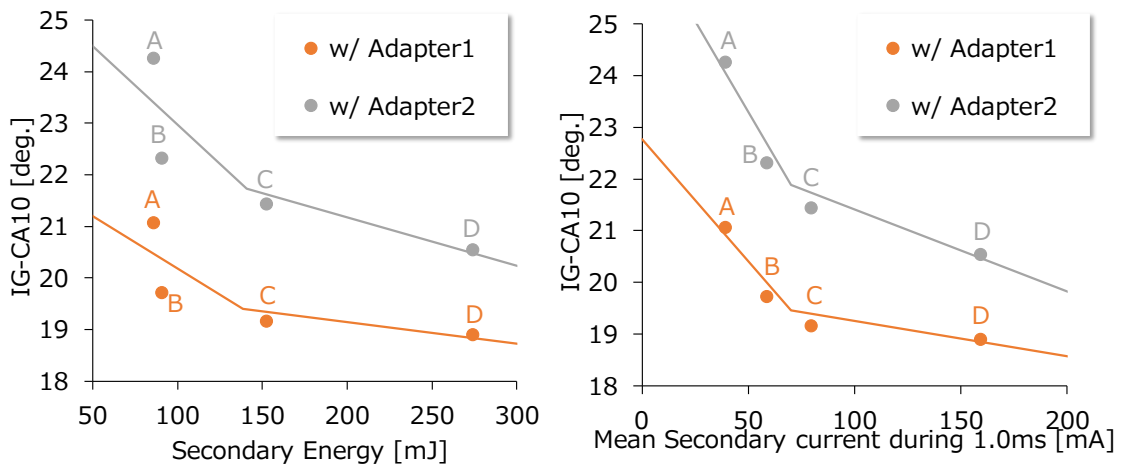


Fig. 3. 14 Ignition delay (IG-CA10) against coil specifications

Table 3. 11 Coefficient of determination of secondary energy

Selected coils	A, B and C	B, C and D
w/ Adapter1	0.59	0.86
w/ Adapter2	0.61	0.97

Table 3. 12 Coefficient of determination of mean secondary current

Selected coils	A, B and C	B, C and D
w/ Adapter1	0.94	0.74
w/ Adapter2	0.95	0.90

次に、希薄限界空燃比と点火コイル仕様との関係を検討する。Fig. 3. 15 に二次エネルギーと希薄限界空燃比、平均二次電流と希薄限界空燃比の関係を示す。図中の実線はコイル A、コイル B、コイル C の結果の線形補間により求めた直線とコイル B、コイル C、コイル D の結果の線形補間により求めた直線、である。二次エネルギーや平均二次電流の増加に伴い希薄限界空燃比が増加した。Fig. 3. 11 には希薄限界空燃比と二次エネルギーの決定係数、Fig. 3. 13 には希薄限界空燃比と平均二次電流の決定係数を示す。Adapter1 を用いた場合は、希薄限界空燃比と平均二次電流の決定係数および希薄限界空燃比と二次エネルギーの決定係数は

共に大きく、二次エネルギー、平均二次電流との相関が強いことがわかった。また、Adapter2を用いた場合は、希薄限界空燃比と平均二次電流の決定係数が大きく、平均二次電流との相関が強いことがわかった。Fig. 3.2 に示す通り、Adapter2 を用いた場合は、Adapter1 を用いた場合に比べて、点火プラグ電極周囲の流速が速い。このことから、点火プラグ電極周囲の流速増加に伴い、希薄限界空燃比と相関の強い仕様が二次エネルギーから平均二次電流に変わる可能性があることを示していると考える。

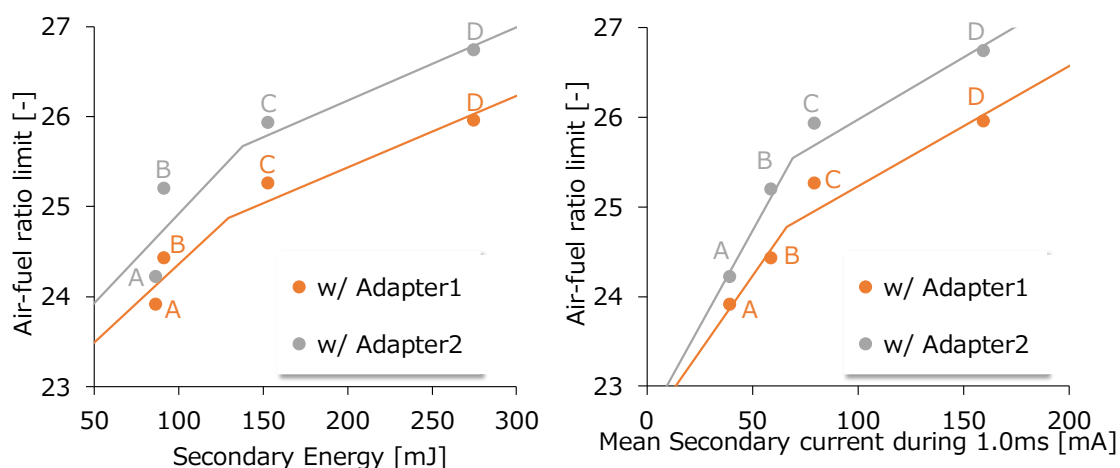


Fig. 3. 15 Air-fuel rate limit against coil specification

Table 3. 13 Condition for ignition delay measurement

Selected coils	A, B and C	B, C and D
w/ Adapter1	0.90	0.94
w/ Adapter2	0.73	0.97

Table 3. 14 Condition for ignition delay measurement

Selected coils	A, B and C	B, C and D
w/ Adapter1	0.99	0.86
w/ Adapter2	0.99	0.91

さらに、Fig. 3. 15 に示した直線から目標とする空燃比を実現するために必要となる点火コイル仕様(コイル要求仕様)を算出し、コイル要求仕様が流れ条件によって変化するかを検討した。Table 3. 15 に、Adapter1 と Adapter2 を適用した際に、目標空燃比を 26 とした際に要求される平均二次電流値を Adapter1 の値を 1 とし、相対値で示す。Fig. 3. 15 に示した線形補間により求めた直線から決めた。Table 3. 15 に示した通り、Adapter2 を適用した条件で要求値が小さくなった。この結果は、筒内ガス流動が最適化できれば、コイル要求仕様を小さくできることを示していると考えられる。

本項に示した結果の中でも、筒内ガス流動条件により、希薄限界空燃比と強い相関を示す点火コイル仕様が変わること、希薄限界空燃比と強い相関を持つ点火コイル仕様は 1ms の平均電流であること、流動の適正化によるコイル要求仕様の低減できること、は、EGR 希釈燃焼試験でも同様の結果が得られている。これら 3 つの結果は、希釈ガスの組成によらず得られることを確認できた。

Table 3. 15 Required mean secondary current for target Air-fuel ratio

Adapter setting	Required mean current (Relative value)
w/ Adapter1	1.00
w/ Adapter2	0.65

3.4 本章の結論

本章では、限界希釈率(希釈限界 EGR 率、希薄限界空燃比)と相関の強い点火コイル仕様や目標とする希釈率の実現に必要な点火コイル仕様数値に対するガス流動特性や希釈ガス組成の影響を明確化することを目的とした。本目的を達成するため、単気筒エンジンをを用いた燃焼試験を実施した。流動特性の影響を検討するため、吸気ポートに装着するアダプタを 2 種類用いることで、エンジン筒内のガス流動を変化させた。また、希釈ガス組成の影響を検討するため、EGR 希釈燃焼試験と希薄燃焼試験を実施した。本章の結論は以下のとおりである。

- ・ 点火プラグ電極周囲の流速や筒内乱流エネルギーを増加させ、高出力なコイルを適用することで、限界希釈率の最大値を増加させることができる。特に、本研究では、吸気ポートからエンジン筒内に入り込む空気を点火プラグ方向に向かって流すことが、限界希釈率の最大値の増加に対して有効であることを確認した。
- ・ プラグ電極周囲の流速によって、限界希釈率と強い相関を持つ点火コイル仕様が変わった。点火時期におけるプラグ電極周辺の流速が遅い条件では限界希釈率は二次エネルギー

と強い相関を示し、点火時期におけるプラグ電極周辺の流速が速い条件では限界希釈率は平均二次電流と強い相関を示した

- ・ プラグ電極周囲の流速によらず、同一希釈条件下で計測した着火遅れ期間と強い相関を持つ点火コイル仕様は平均二次電流であった
- ・ 目標とする希釈率の増加に伴い要求される二次電流やエネルギーは増加する。また、筒内ガス流動の適正化により、同一希釈率(EGR率、空燃比)を実現するために要求される二次電流やエネルギーが低減できることを確認した
- ・ 同一希釈率(ガス燃料比)を実現するための必要となる点火コイル仕様は、希釈ガス組成により変化することを確認した

第 4 章 着火遅れ期間に対する放電挙動の影響に関する検討

4.1 諸言

第 3 章では、吸気ポートに取り付けるアダプタを用いることで、点火時期における筒内ガス流動の状態を変化させて燃焼試験を実施し、流動条件によって、限界希釈率(希薄限界空燃比、希釈限界 EGR 率)と相関が強い点火コイル仕様に違いが生じることを示した。さらに、筒内ガス流動を適正化することで、目標とする希釈率を実現するために要求される点火コイル仕様が緩和されることを明らかにした。なお、第 3 章の検討は、サイクル平均のガス流動の影響を評価したものであり、更に筒内ガス流動が燃焼状態に与える影響を明確化するためには、サイクル毎の燃焼状態とガス流動、放電仕様の関係を検討し、流動、放電仕様と燃焼状態の関係を明らかにする必要があると考える。

本章では、サイクル毎の燃焼状態に対する点火プラグ電極周囲のガス流速の影響を明らかにすることを目的に、単気筒可視化エンジンと高速度カメラを用いて撮影した画像から、点火プラグ電極周囲のガス流速を計測し、計測したガス流速と燃焼状態を比較検討した。

4.2 検討方法

本章の検討には、前章までに説明した単気筒エンジンを適用した。本単気筒エンジンには、エンジンヘッドは可視化用の石英の窓を備えており、エンドスコープを通して、点火プラグ近傍を含めた筒内を撮影した。筒内可視化にあたっては、燃焼室側面よりエンドスコープ(KARLSTORZ:88370A)を挿入し、モノクロ高速度カメラ(Photron:FASTCAM SA-X2)を用いて撮影を行った。エンドスコープの視野角は約 67 度であり、スパークプラグ電極部からピストン冠面まで幅広く見ることができる(Fig. 2.4 参照)。撮影には高速度カメラを使用し、撮影時は 40000 FPS(Frame Per Second)とし露光時間は 23.4 ms で撮影を実施した。なおプラグは、外側電極が吸気側から排気側に向かう流れを阻害しない位置(吸気弁と排気弁に挟まれる中心断面)に来るように取り付けた。

Table 4.1 に、本検討における可視化試験の条件を示す。テスト名 E0, E1, E2 の試験は燃焼方式が希釈燃焼、テスト名 LE の試験は燃焼方式が希薄燃焼である。希釈燃焼の試験では、EGR 率を 30% と揃え、流れ場の影響が評価できるようにした。ただし、Adapter2 を用いた場合、点火時期の進角限界が -35deg.ATDC であったため、E0, E1 と同一の点火時期設定ができなかった。加えて、コイル A を適用した場合に Adapter1 と Adapter2 を用いた試験で安定燃焼を実現できなかったため、E1 および E2 ではコイル B, C, D のみ適用した。希薄燃焼の試験では空燃比を 25 とし、第 2 章の可視化試験に比べて空燃比を高く設定した。

Table 4. 1 Test setting under EGR dilution test

Test name	E0	E1	E2	LN
Adapter type	w/o adapter	w/ Adapter1	w/ Adapter2	←
Air-fuel ratio	14.4	←	←	25
EGR rate	30%	←	←	0%
Engine speed	2000 rpm	←	←	←
NMEP	0.6 MPa	←	←	←
Stoichiometric A/F	14.4	←	←	←
Oil/Coolant temperature	86deg.C	←	←	←
Spark timing	-40 deg.ATDC	-40 deg.ATDC	-35 deg.ATDC	-27 deg.ATDC
Applied coil	A, B, C, D	B, C, D	B, C, D	A, B, C, D
Direct camera frame rate	40000fps	←	←	←

本検討でも、第2章の検討と同様に高速度カメラによる筒内の撮影、放電特性(二次電流、二次電圧)および筒内圧の計測、を同期して実施した。筒内の撮影では、可視光を撮影することで点火プラグの電極間に形成される放電路を可視化した。撮影により取得した画像から、放電路の動きに関する量を測定した。点火コイルが生成する高い電圧により混合気の絶縁破壊が発生した後にプラグギャップ間に形成された放電路(Spark channel)は点火プラグ電極周囲の流れにより移送され、時間と共に変形する(Fig. 2.7 参照)。本エンジンにおいては、点火時期近辺で点火プラグ電極周囲に吸気弁から排気弁の方向に流れが形成されることから、撮影画像上では放電路は右に凸の形となる。なお、点火プラグ電極周囲の流速は、一方向ではなく視線方向の変化も生じるが、本検討では一つの視点からのみ撮影したことから視線方向の情報が得られない。このため、本検討においては視線方向の伸びを無視した。以下では、放電路の伸び(放電路伸長)をプラグの電極を結んだ線から垂直方向への移送量と定義し、放電開始から放電流量時期までの放電路伸長を測定した(Fig. 2.7 参照)。また、単位時間当たりの放電路伸長量を Eq. 2.1 で計算することで、放電路伸長の時間変化(放電路伸長速度)を求めた。第2章での想定と同様に、放電路伸長速度は点火プラグ電極周囲の流速に相当すると考えた。

4.3 結果および考察

4.3.1 放電挙動の統計検討

本項では、可視化試験により得られた放電路伸長量と放電伸長速度の統計量の特徴を検討する。Fig. 4.1 に撮影画像と放電路伸長量の時間変化を示す。点火プラグ電極周囲に流れがあると、放電路は流れに沿って変形をする。本検討に用いた撮影画像においては、点火プラグ電極周囲でタンブル流が左から右方向へ向かって流れるため、ほぼ全ケースで放電路は右方向に伸びるように変形する。時間の経過により放電路伸長量が増加するが、ある程度まで放電路が伸びると、再放電や放電路の短絡の発生により放電路伸長量が減少する。Fig. 4.2 に再放電と放電路の短絡の概略図を示す。再放電は、Fig. 4.2 左図に示すようにプラグギャップ間に新たな放電路が形成される現象である。また、放電路の短絡は、Fig. 4.2 右図に示すように、放電路の途中で新たな放電路が形成される現象である。なお、以下では再放電と放電路の短絡の両方をまとめてリストライクと称している。リストライクが生じると、火炎と放電路の位置関係が変化する。Fig. 4.3 にリストライク前後の放電路と火炎核の位置関係を示す。リストライク前は、放電路は火炎核の内部に位置し、形成された火炎核に対してエネルギー供給を続けることができる。リストライク後に新たに形成された放電路はリストライク前に形成された火炎核の外側に位置することになる。この結果、リストライク前に形成された火炎核へのエネルギー供給は途絶え、新たな未燃混合気に対してエネルギー供給を始める。火炎核への連続的なエネルギー供給により火炎核成長が促されるというプロセスを考えると、初回の放電路短絡や再放電が生じるまでの状態が重要になると考える。そこで、本章の検討では、初回リストライクまでの放電路伸長量を計測し、同計測値に基づき点火プラグ電極周囲の流速に相当する放電路伸長速度を求めた。つまり、Eq. 2.1 において、 t_1 を放電開始時間(0)、 t_2 を初回リストライクの発生する直前の時間とした。これらの値と初期燃焼の状態を比較検討した。

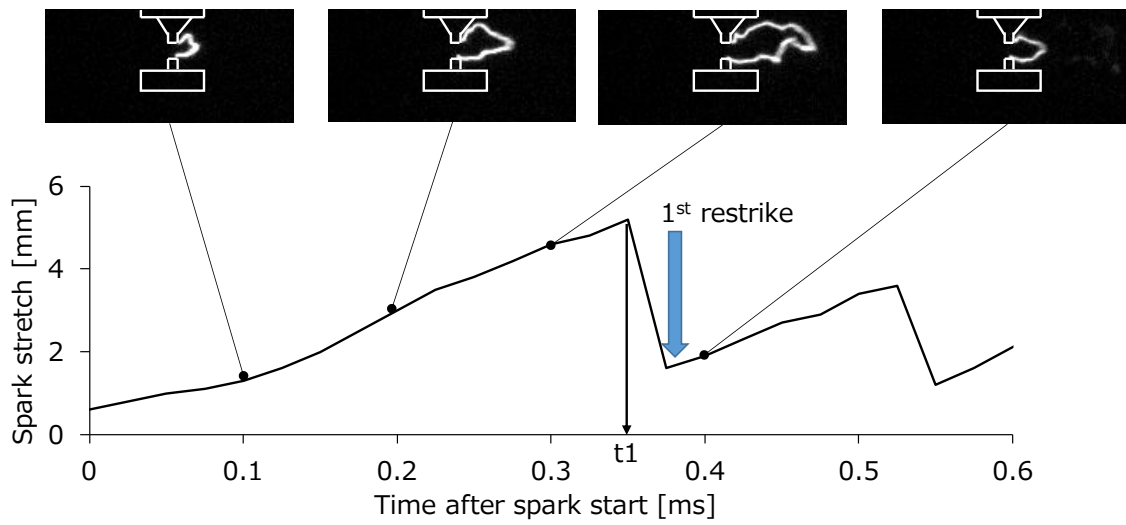


Fig. 4. 1 Example of temporal change of spark stretch against time after spark start

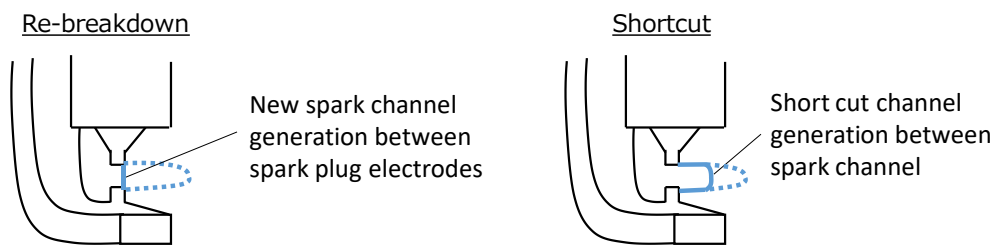


Fig. 4. 2 Schematic of re-breakdown and shortcut in this study

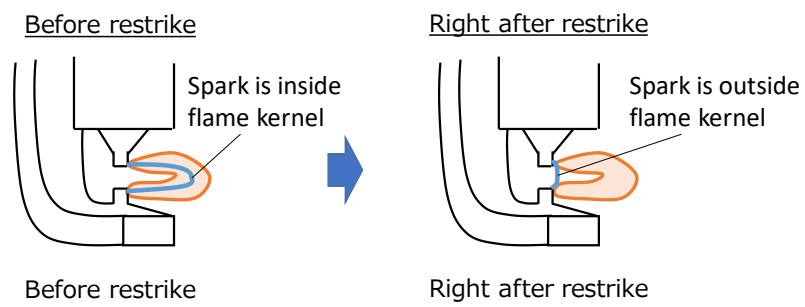


Fig. 4. 3 Schematic of spark channel position before/right after restrike

以下では、各物理量の特徴を、確率密度^{[26][27]}を用いて検討した。本項でグラフに示す確率密度は、次の式で算出した。

$$P(x) = \frac{N_D}{N\Delta a} \quad \text{Eq. 4.1}$$

ここで、 x は物理量(放電路伸長量, 放電路伸長速度, 初回リストライク時間), N_D は評価区間 $x - \Delta a \sim x + \Delta a$ の範囲にあるデータ点数, N は評価データの総数(本検討では 50)である。

Fig. 4.4 に E0, E1 および E2 の放電路伸長量の確率密度を示す。さらに, Table 4.2 に, 確率密度が 0.05 となる長さで定義した放電路伸長量の最大値を示す。E0 では, コイル A < コイル B ≒ コイル C < コイル D の関係があり, 二次電流最大値の大小関係と同じである。このことから, 再放電により放電路伸長量の最大値が決まったと考える。Fig. 4.5 に放電電流と放電路伸長量の関係の模式図を示し, 本図を用いて説明する。Fig. 4.5 上図には電流波形を示し, 事例として高電流波形と低電流波形が示してある。Fig. 4.5 下図は放電路伸長量を示しており, 破線は各電流波形の到達可能な電路伸長量の最大値(伸長限界)を示している。なお, Fig. 4.5 の変化は, 放電路の短絡が生じないことを前提としている。Fig. 4.5 の通り, 伸長限界は放電電流に依存し, 放電電流が大きいほど伸長限界は大きくなる^{[17][18][28]}。同一流速を仮定すると両電流波形で同じように放電路伸長量は変化する。低電流波形では伸長限界が小さいため, 放電路伸長量は高電流波形に比べて早い時間で伸長限界に達し再放電が生じる。一方で, 高電流波形では, 同じ時間では伸長限界には達していないため, その後も放電路伸長量が増加する。この結果, 高電流波形の再放電前の放電路伸長量は大きく, 初回の再放電までの時間は長くなる。このようなことから, 放電路の短絡が生じない場合は放電路伸長量の最大値は再放電現象により決まり, かつ, 再放電直前の長さの違いには放電電流の違いが表れると考える。E0 では Fig. 4.5 に示したような現象が生じ, 再放電により放電路伸長量の最大値が決まったため, 放電路伸長量の最大値の関係に点火コイル仕様の関係が表れたと考える。一方, E1 および E2 では, 3 種類のコイルの間で放電路伸長量の最大値に差が無く, 放電電流と関係性が見いだせない。このことから, Fig. 4.5 で想定する短絡が無いという前提が崩れているものと考え。放電路の短絡が多く生じ, 放電路の最大値が決まるため, 放電電流仕様の差が生じなかったと考える。放電路伸長量が所定値以上の範囲で放電路の短絡が生じることも報告^[19]されており, 放電路伸長量の上限が放電路の短絡が決まる可能性はあると考える。

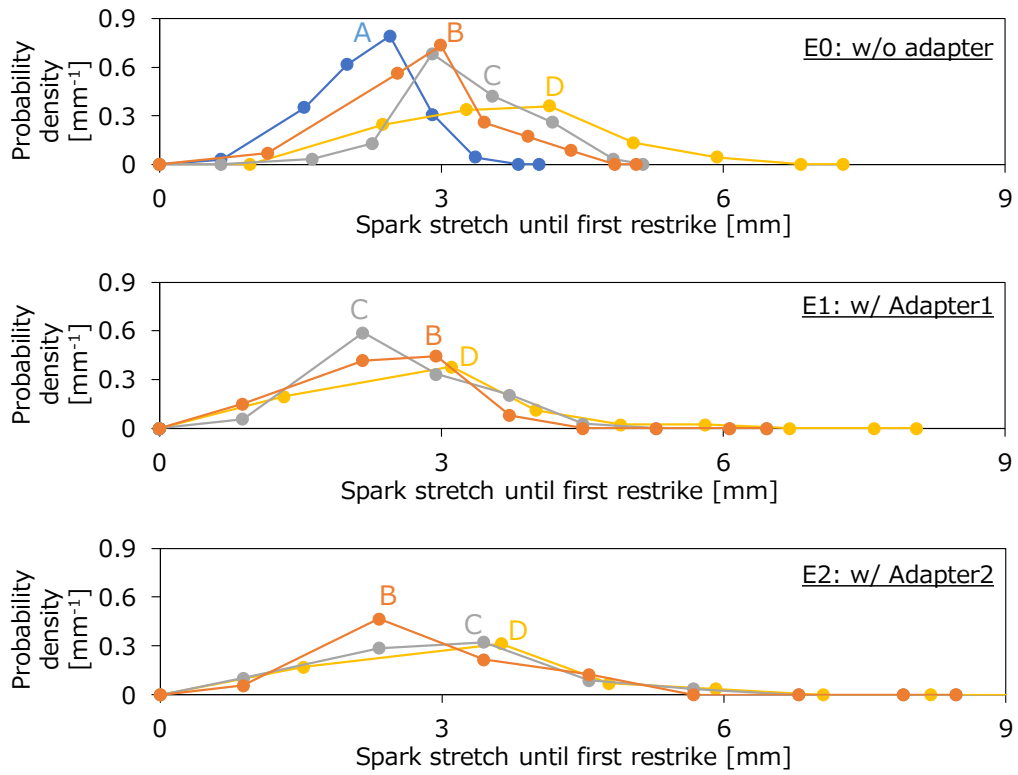


Fig. 4. 4 Probability density of spark stretch of EGR test (E0, E1 and E2)

Table 4. 2 Maximum spark stretch defined at probability density by 0.05

Coil name	A	B	C	D
E0	3.4 mm	4.6 mm	4.8 mm	5.9 mm
E1	-	4.4 mm	4.6 mm	4.6 mm
E2	-	5.2 mm	5.4 mm	5.4 mm

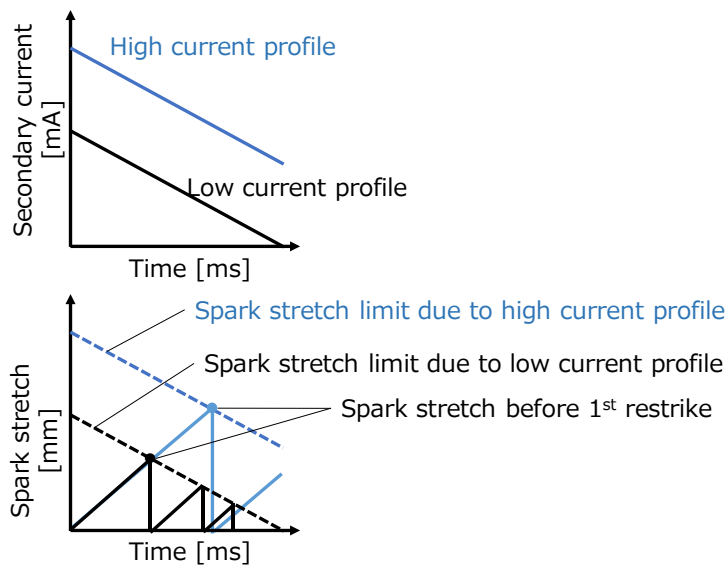


Fig. 4. 5 Schematic of current profile and spark stretch under no shortcut assumption

Fig. 4. 6 に放電路伸長速度の確率密度を示す。放電路伸長速度は、点火プラグ電極周囲の流速に比例する値である。E1, E2 では点火時期における圧力が 0.8MPa 程度であったことから、放電路伸長速度は、流速相当と仮定ができる^[17]。また、Fig. 3.2 に示した流体シミュレーションの結果から、点火時期流速としては、 $E0 < E1 < E2$ の関係がある。Fig. 4. 6 の分布範囲の最大値、中央値から判断すると、点火時期の速度の関係は、 $E0 < E1 < E2$ 、にあることが読み取れる。この大小関係は、シミュレーションと整合する。なお、放電路伸長速度の分布は、ばらつきが一定のまま平均値が変化するのではなく、平均値の変化とともに、ばらつきも大きくなり、速度範囲が大きくなっている。このことから、乱流強化を狙った高タンブル化は、サイクル平均の流速を上げることにつながると同時に、点火時期における点火プラグ電極周囲流速のサイクル変動を増加させる要因ともなっていることが確認できた。

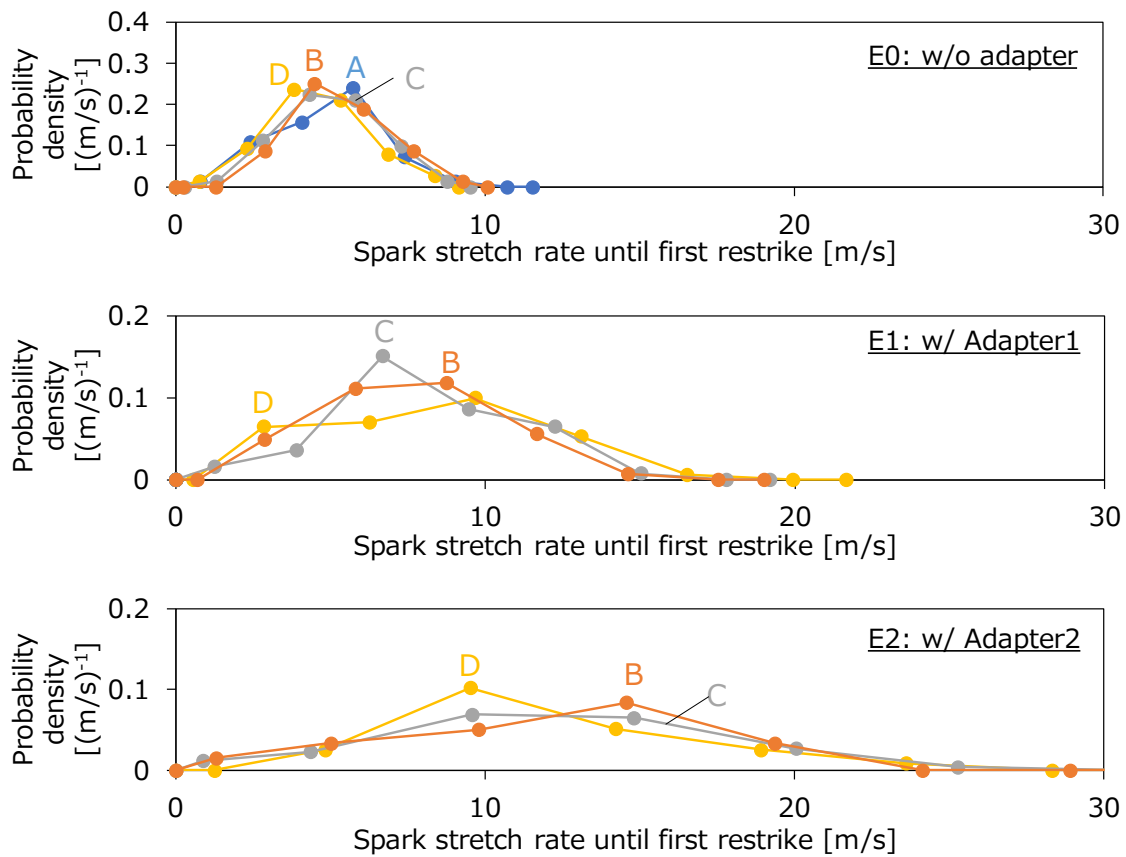


Fig. 4. 6 Probability density of Spark stretch rate of EGR test (E0, E1 and E2)

Fig. 4. 7 に初回リストライク前までの時間の確率密度を示す。E0 は E1, E2 に比べて、初回リストライク前までの時間が長い傾向にある。この結果は、E0 に比べて E1, E2 は点火時期の流速が大きいことから、E0 に比べてリストライクが発生するタイミングが早くなったためと理解できる。また、E0 ではコイルによる分布の差が見て取れるが、E1, E2 では多くの条件で 0.5ms 以内で初回リストライクが発生していることも影響し、コイル間で分布の差が見られず、3つのコイルの分布がよく一致した。Fig. 4. 4 で検討した通り、E1, E2 の試験では、放電路の短絡により放電路伸長量の最大値が決まったと考える。このため、E1 と E2 の初回リストライク前までの時間の最大値にも、点火コイル仕様の影響が表れなかったと考える。

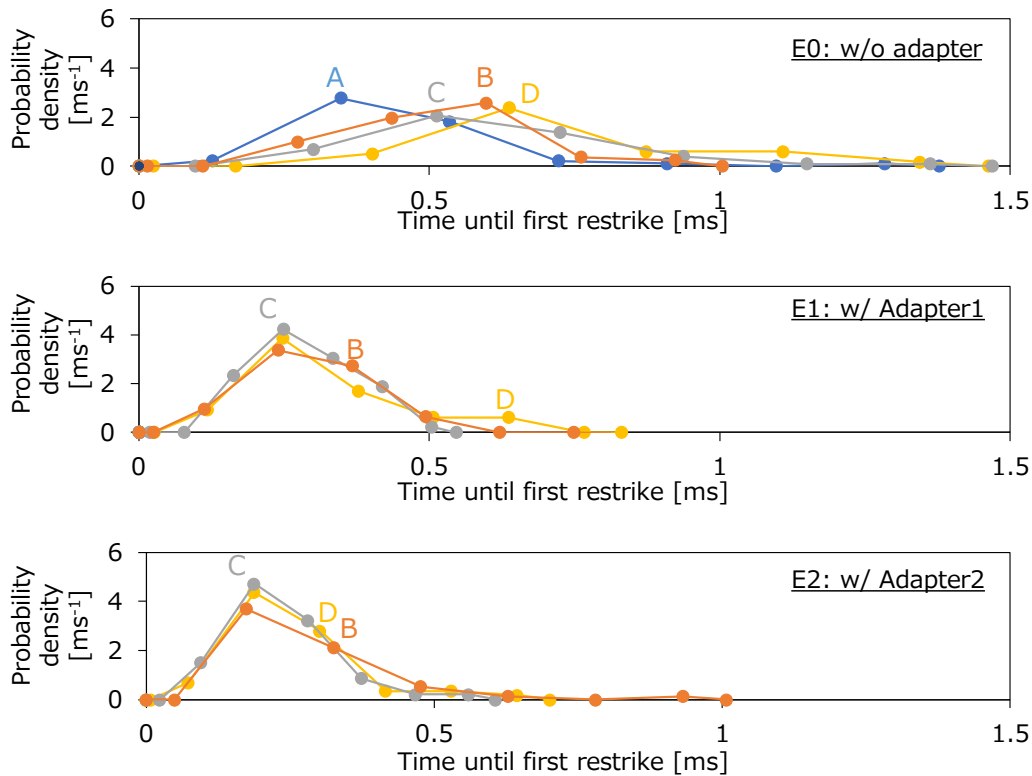


Fig. 4. 7 Probability density of time until fist restrike

Fig. 4. 8 に可視化試験 LE で計測した放電路伸長量，放電路伸長速度，初回リストライク前までの時間，の確率密度を示す．さらに，Table 4. 3 に確率密度が 0.05 となる長さで定義した放電路伸長量の最大値を示す．コイル A は，他のコイルに比べて放電路伸長量，放電路伸長速度が共に小さいが，初回リストライクまでの時間は，他のコイルと同等であった．放電電流の依存性が小さいと想定される放電路伸長速度の値がコイル A で特に小さくなった要因の一つは，コイル A の放電路の輝度が小さく，計測誤差が大きかったことが考えられる．Table 4. 3 から，LE では，放電路伸長量の最大値と二次電流最大値の大小関係が同じになることがわかった．E1, E2 の検討を踏まえると，LE では放電路伸長量の最大値は，点火プラグ電極間の再放電により決まったと判断できる．放電路の短絡は，Fig. 4. 9 に示すように放電路の間で距離が小さい部分が生じると，当該部分に新たな放電路が形成される現象である．放電路間には電場が形成されており，電場による電子の移動方向が変化することで発生するメカニズムが報告されている^[23]．電子の移動方向変化には，電子自身が移動しやすいか，つまり，電子の拡散のしやすさが影響すると考える．LE の条件は，点火時期が E1 や E2 に比べて遅く，希釈ガス量が多いため，点火時期における圧力が 1.3MPa と E1 や E2 に比べて高い．このことから LE では電子の拡散が抑制され，放電路の短絡が生じにくかったと考える．以上から，LE では放電路の短絡が生じにくく，再放電により放電路伸

長量の最大値が決まったため、放電伸長量の最大値に点火コイル仕様の影響が表れたと考える。

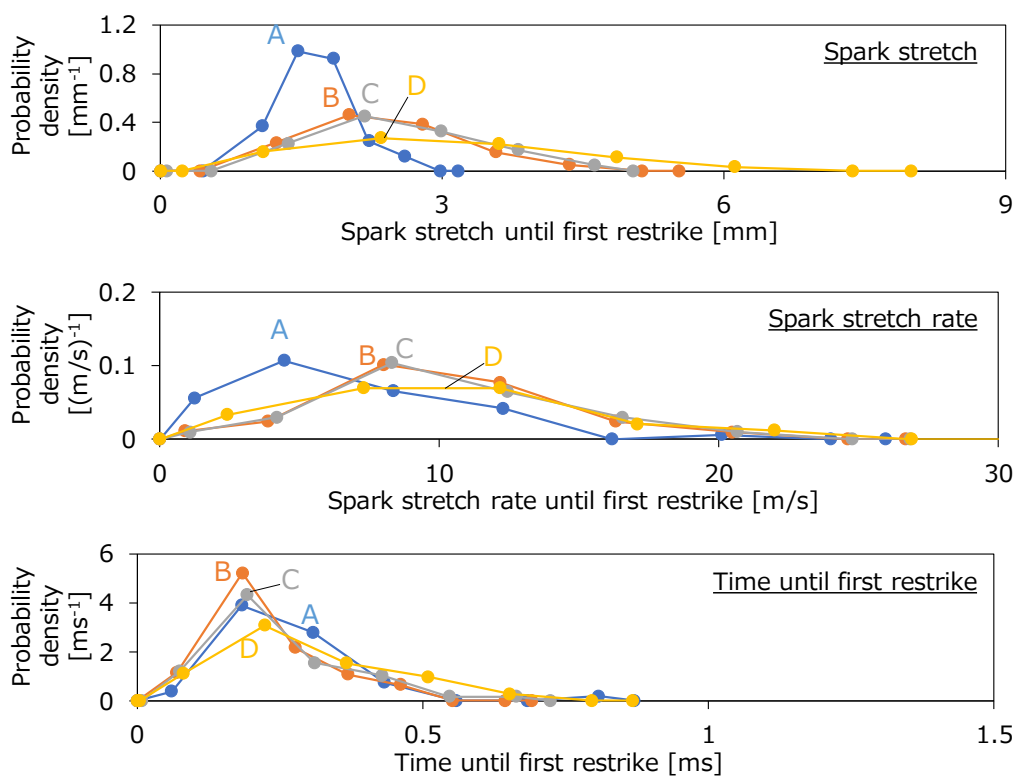


Fig. 4. 8 Probability density of Engine test under LE condition (upper figure shows spark stretch, middle figure shows spark stretch rate, bottom figure shows time until first restriking)

Table 4. 3 Maximum spark stretch defined at probability density by 0.05

Coil name	A	B	C	D
LE	2.7 mm	4.3 mm	4.6 mm	5.8 mm



Fig. 4. 9 Example of shortcut occurrence under LE condition with coil D

4.3.2 放電路挙動と着火遅れ期間の関係の検討

本項では、可視化試験により計測した放電路伸長量や放電路伸長速度と燃焼状態の間にある関係を分析する。燃焼状態の指標として、着火遅れ期間(IG-CA10)を選択した。以下では、まず EGR 希釈条件の結果を E0, E1, E2 の順に検討し、次いで、空気希薄条件の結果を検討する。

最初に E0 の結果を検討する。Fig. 4. 10 に初回リストライク前の放電路伸長量と着火遅れ期間の関係と、放電路伸長速度と着火遅れ期間の関係を示す。さらに、Fig. 4. 11 に、初回リストライク前の放電路伸長量と初回リストライク前までの放電エネルギーの関係を示す。Fig. 4. 10 と Fig. 4. 11 の左図は初回リストライク前の放電路伸長量または放電路伸長速度でデータをグループ化し、各グループの平均値をプロットした結果、右図は各サイクルのデータをプロットした結果である。Fig. 4. 10 左図の通り、アダプタ未装着の条件である E0 においては、4つのコイルの結果が重なった。このことから、着火遅れ期間に対する点火コイル仕様の影響が小さいことがわかった。また、Fig. 4. 10 の左上図に示す通り、放電路伸長量が 4mm 以下の範囲では、放電路伸長量に対して着火遅れ期間は一定値となった。Fig. 4. 11 に示す通り、コイル A の放電路伸長量 2mm 未満の範囲を除くと、放電路伸長量の増加に伴い初回リストライクまでの放電エネルギーが増加した。この結果からは、放電路伸長量が大きいほど着火遅れ期間が短くなることが想定できるが、Fig. 4. 10 の結果と想定は異なる。このことから、アダプタ未装着つまり流動が弱い条件では、リストライク前までのエネルギー供給量増加による火炎成長促進効果が小さいと考える。また、Fig. 4. 10 の左下図に示す通り、放電路伸長速度が 4m/s 以上の範囲では、放電路伸長速度に対する着火遅れ期間は一定値となっており、流動が弱い条件では、点火時期における点火プラグ電極周囲の流速増加による火炎成長促進効果が小さいことが示された。

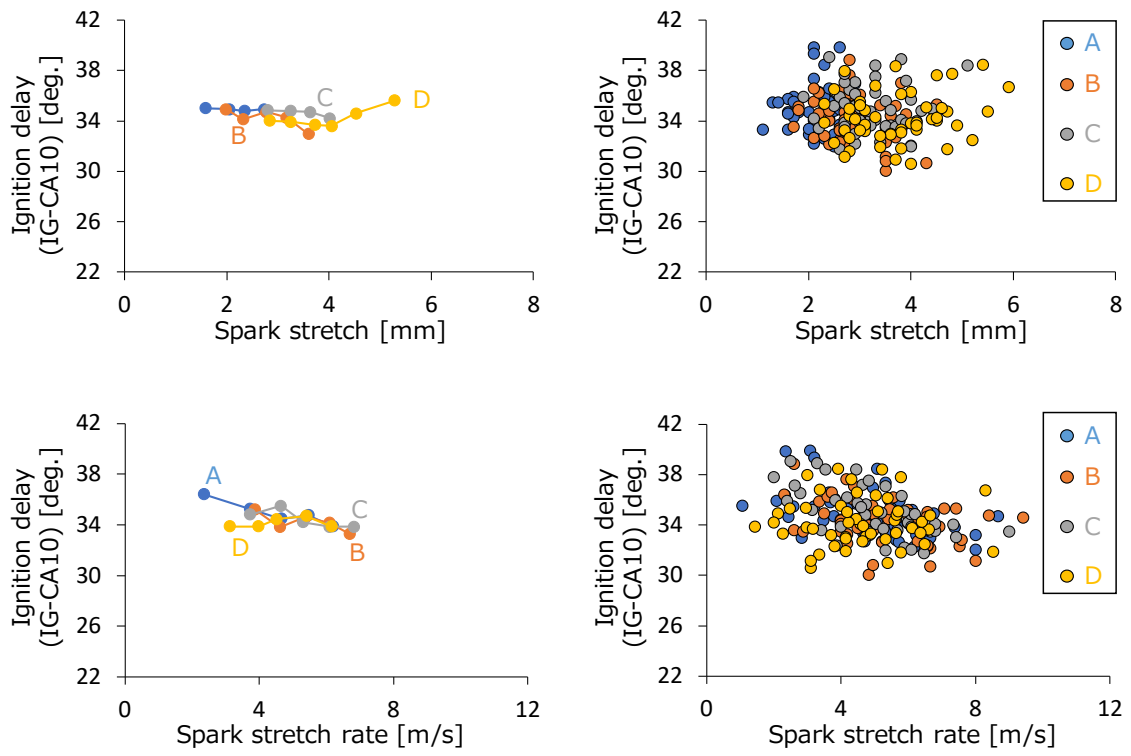


Fig. 4. 10 Ignition delay over spark stretch until 1st restrike or spark stretch rate until 1st restrike under E0 condition.

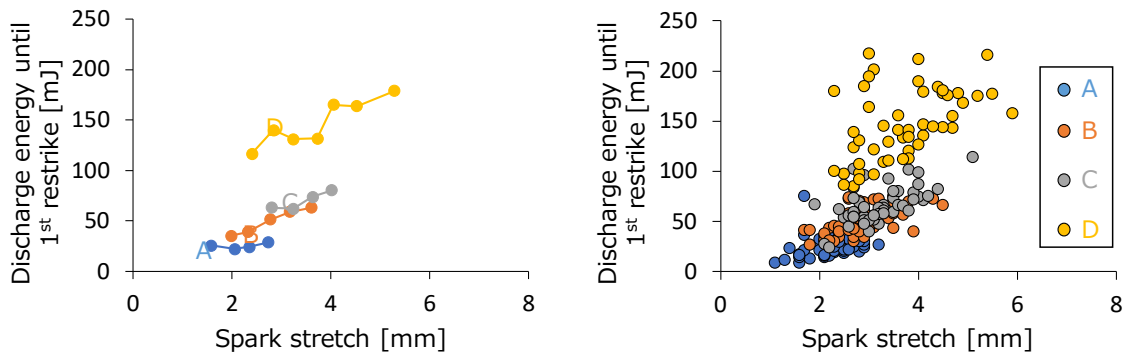


Fig. 4. 11 Discharge energy until 1st restrike against spark stretch before 1st restrike under E0 condition

次に、E1の結果を検討する。Fig. 4. 12に初回リストライク前の放電路伸長量と着火遅れ期間の関係と、放電路伸長速度と着火遅れ期間の関係を示す。さらに、Fig. 4. 13に初回リストライク前の放電路伸長量と初回リストライク前までの放電エネルギーの関係、Fig. 4. 14に初回リストライク前の放電路伸長速度と初回リストライク前までの放電エネルギーの関係を示す。Fig. 4. 12, Fig. 4. 13, Fig. 4. 14の左図は放電路伸長量または放電路伸長速度でデータをグループ化し、各グループの平均値をプロットしたグラフであり、右図は各サイクルのデータをプロットしたグラフである。まず、Fig. 4. 12上図を用いて放電路伸長量の影響を検討する。Fig. 4. 12の左上図に示す通り、3つのコイルで初回リストライク前の放電路伸長量の増加に伴い、着火遅れ期間が短縮した。Fig. 4. 13は、放電路伸長量の増加に伴い初回リストライク前までの放電エネルギー量が増加していることを示しており、放電伸長量が大きいサイクルでは、リストライク前までに火炎に供給できるエネルギーが増加することを示している。放電路伸長量の増加に伴い着火遅れ期間が短くなった要因は、放電路伸長量が大きいほど、絶縁破壊直後に形成された火炎に対するエネルギー供給を継続でき、火炎に与えたエネルギー量が増加したため、と考える。続いて、Fig. 4. 12の下図を用いて、点火プラグ電極周囲の流速に相当する放電路伸長速度の影響を検討する。Fig. 4. 12の左下図に示す通り、コイル毎に異なる傾向を示した。コイルBは、放電路伸長速度が10m/s未満の範囲では、放電路伸長速度の増加に伴い着火遅れ期間が短くなるが、放電路伸長速度が10m/s以上の範囲では、放電路伸長速度の増加に伴い着火遅れ期間が増加した。コイルCは放電路伸長速度の増加に伴い着火遅れ期間が短くなった。コイルDは、放電路伸長速度が5m/s以上の範囲で、放電路伸長速度に対する着火遅れ期間は一定値となり、飽和した。Fig. 4. 14の左図に示す通り、放電路伸長速度と初回リストライクまでの放電エネルギーの関係はコイル毎に異なった。コイルBは放電路伸長速度が10m/s未満の範囲では、放電路伸長速度によらず初回リストライクまでの放電エネルギーは一定であるが、放電路伸長速度が10m/s以上の範囲で初回リストライクまでの放電エネルギーが減少した。コイルCは放電路伸長速度によらず初回リストライクまでの放電エネルギーは一定であった。放電路伸長速度10m/s以上の条件におけるコイルBとコイルCのエネルギー供給性能の差が、放電路伸長速度が10m/sを超える範囲における放電路伸長速度と着火遅れ期間の関係の差につながったと考える。また、コイルCは放電路伸長速度によらず初回リストライクまでの放電エネルギーが一定なのにも関わらず、放電路伸長速度の増加に伴い着火遅れ期間が減少したことは、点火プラグ周囲流速が大きい状況は着火遅れ期間を短縮化するのに有利な条件であることを示していると考えられる。なお、コイルDは放電路伸長速度の増加に伴い初回リストライクまでの放電エネルギーが減少したが、コイルBやコイルCに比べて2倍近い放電エネルギーを発生したため、放電路伸長速度の増加に伴い着火遅れ期間が増加するという結果にならなかったと考える。以上から、点火時期における点火プラグ電極周囲の流速が大きい状況は着火遅れ期間を短縮化するのに有利な状況であるが、この有利な状況を生かして着火遅れ期間を短縮させるためには、リストライク前までに適切なエネルギー供給が必要とわかった。

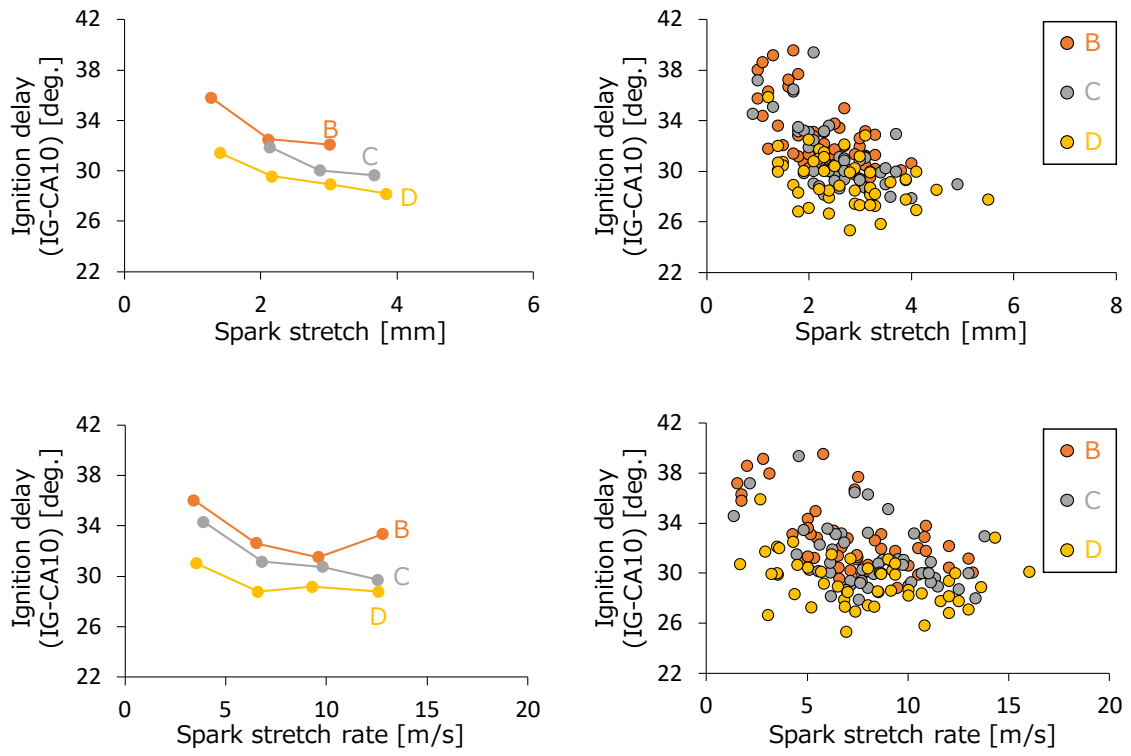


Fig. 4. 12 Ignition delay over spark stretch until 1st restrike or spark stretch rate until 1st restrike under E1 condition.

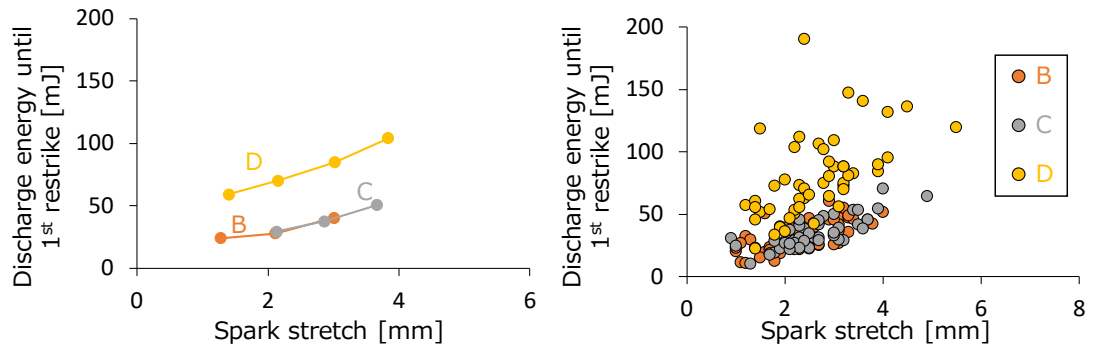


Fig. 4. 13 Discharge energy until 1st restrike against spark stretch before 1st restrike under E1 condition

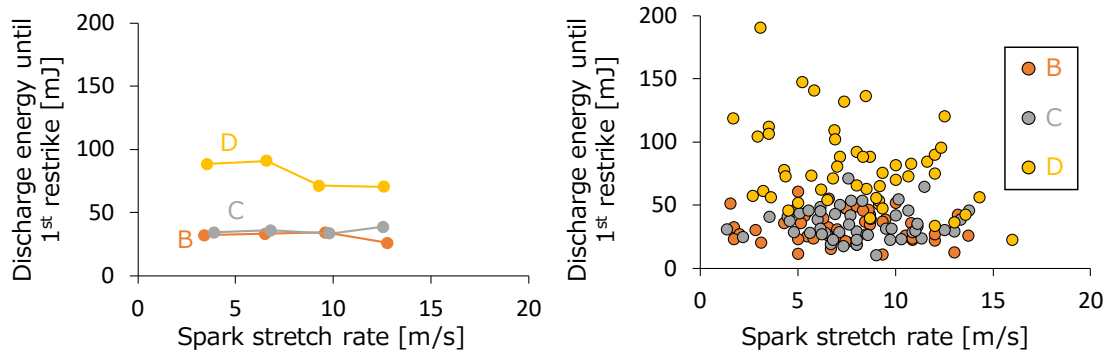


Fig. 4. 14 Discharge energy until 1st restrike against spark stretch rate under E1 condition

次に、E2の結果を検討する。Fig. 4. 15に初回リストライク前の放電路伸長量と着火遅れ期間の関係と、放電路伸長速度と着火遅れ期間の関係を示す。さらに、Fig. 4. 16に初回リストライク前の放電路伸長量と初回リストライク前までの放電エネルギーの関係、Fig. 4. 14に初回リストライク前の放電路伸長速度と初回リストライク前までの放電エネルギーの関係を示す。Fig. 4. 15, Fig. 4. 16, Fig. 4. 17の左図は初回リストライク前の放電路伸長量または放電路伸長速度でデータをグループ化し、各グループの平均値をプロットしたグラフであり、右図は各サイクルのデータをプロットしたグラフである。まず、Fig. 4. 15上図を用いて放電路伸長量の影響を検討する。Fig. 4. 15の左上図に示す通り、コイルCとコイルDは初回リストライク前の放電路伸長量の増加に伴い着火遅れ期間が短縮した。一方で、コイルBは放電路伸長量の増加に伴い着火遅れ期間が増加した。Fig. 4. 16に示す通り、いずれのコイルも放電路伸長量の増加に伴い初回リストライク前までの放電エネルギー量が増加していることから、放電伸長量が大きいサイクルでは、リストライク前までに火炎に供給できるエネルギーが増加することがわかる。さらに、コイルBとコイルCの初回リストライクまでの放電エネルギーは概ね同一である。このことから、コイルBとコイルCの間に生じた着火遅れ期間の差に対しては、初回リストライク以降のエネルギー供給が影響している可能性がある^[20]。続いて、Fig. 4. 15下図を用いて、点火プラグ電極周囲の流速に相当する放電路伸長速度の影響を検討する。Fig. 4. 15左下図に示すとおり、コイルCとコイルDは放電路伸長速度の増加に伴い着火遅れ期間が短くなった。一方で、コイルBは放電路伸長速度の増加に伴う着火遅れ期間の変化はほとんどなく、一定であった。コイルCやコイルDの結果は、古井らの検討^[25]と一致しているが、コイルBの結果は一致しない。Fig. 4. 17左図に示すとおり、コイルCおよびコイルDは放電路伸長速度によらず初回リストライクまでの放電エネルギーが概ね同一であるが、コイルBは、放電路伸長速度の増加に伴い初回リストライクまでの放電エネルギーが減少した。この結果から、コイルBでは、点火プラグ電極周囲の流速が大きい条件下で着火遅れ期間短縮効果を得るために必要となるエネルギーを供給できなかったと考える。コイルBに比べて、コイルCの電流値は高く、また、高い電流を維持する

期間が長い、という差がある。この差が、点火プラグ電極周囲の流速が大きい条件における着火遅れ期間の違いを生んだと考える。

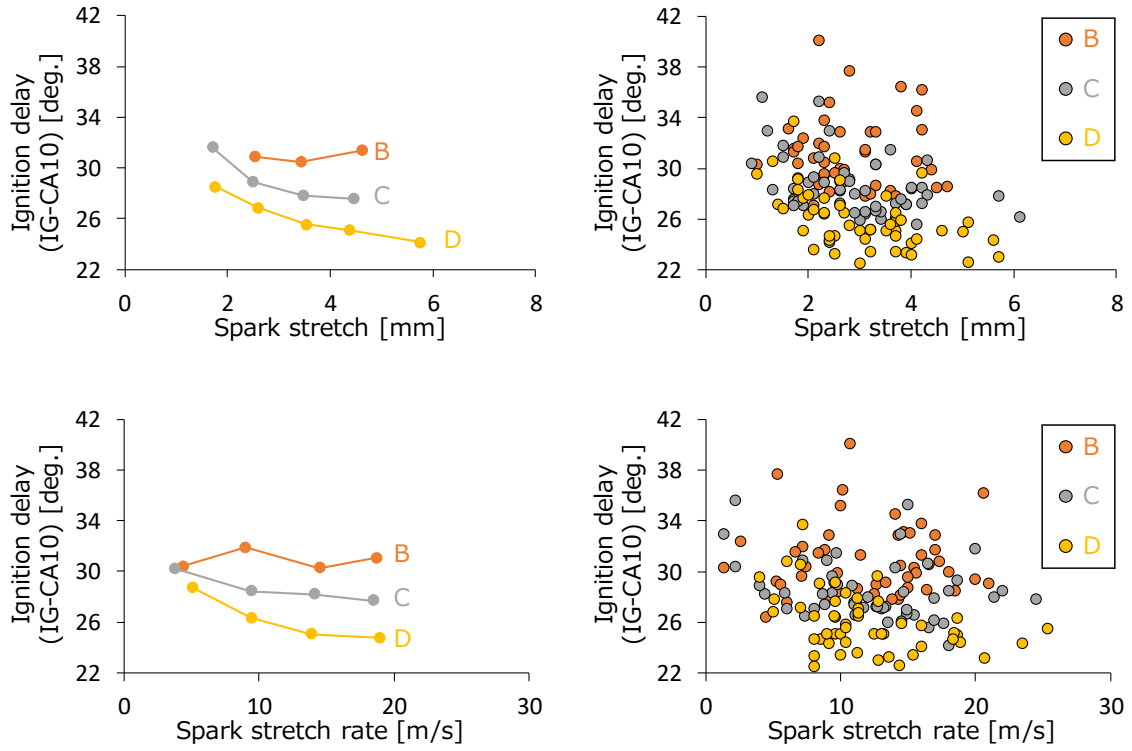


Fig. 4.15 Ignition delay over spark stretch until 1st restrike or spark stretch rate until 1st restrike under E2 condition.

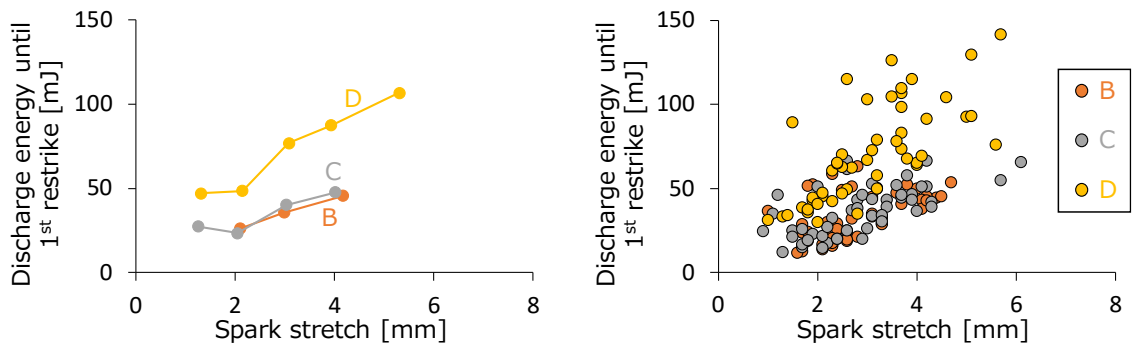


Fig. 4.16 Discharge energy until 1st restrike against spark stretch before 1st restrike under E2 condition

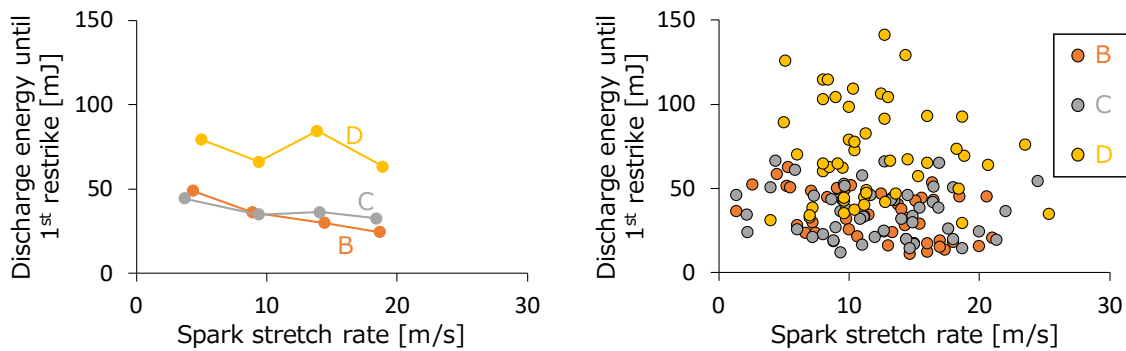


Fig. 4. 17 Discharge energy until 1st restrike against spark stretch rate under E2 condition

最後に、LN の結果を検討する。Fig. 4. 18 に初回リストライク前の放電路伸長量と着火遅れ期間の関係と放電路伸長速度と着火遅れ期間の関係を示す。Fig. 4. 18 の左図は初回リストライク前の放電路伸長量または放電路伸長速度でデータをグループ化し、各グループの平均値をプロットした結果、Fig. 4. 18 の右図は各サイクルのデータをプロットした結果である。Fig. 4. 18 の左上図に示す通り、放電路伸長量が 3mm 以下の範囲ではコイル B、コイル C、コイル D の着火遅れ期間の差が小さい。コイル B は、放電路伸長量が 4 mm 以下の範囲では、放電路伸長量の増加に伴い着火遅れ期間が増加しており、これは、E2(Adapter2, EGR 条件)の結果と似た傾向である。また、コイル B は 4mm 以上の範囲で放電路伸長量の増加に伴い着火遅れ期間が減少した。コイル C とコイル D は初回リストライク前の放電路伸長量の増加に伴い、着火遅れ期間が減少した。これまでの結果を踏まえ、本結果は、放電路伸長量が増加したサイクルで、放電開始直後に形成された火炎へのエネルギー供給が継続したことで、火炎へのエネルギー供給量が増え、着火遅れ期間が短くなったことを示していると考ええる。また、Fig. 4. 18 の左下図に示すとおり、コイル C とコイル D は放電路伸長速度の増加に伴い短くなった。一方で、コイル A とコイル B は放電路伸長速度の増加に伴う変化はほとんどなく、特に放電路伸長速度が 6m/s の範囲では一定であった。この結果も、EGR 希釈燃焼における検討で得られた結果と同様に、コイル A とコイル B においては、点火プラグ電極周囲の流速が大きい条件下で着火遅れ期間を短縮させるために必要となるエネルギーを供給できなかつたため、高流速条件が着火遅れ期間の短縮化に繋がらなかつたと考ええる。希薄燃焼試験から得られた結果は、EGR 希釈燃焼試験と同様の内容であり、本章で得られた流動の着火遅れ期間への影響は希釈ガスの組成によらないと考える。

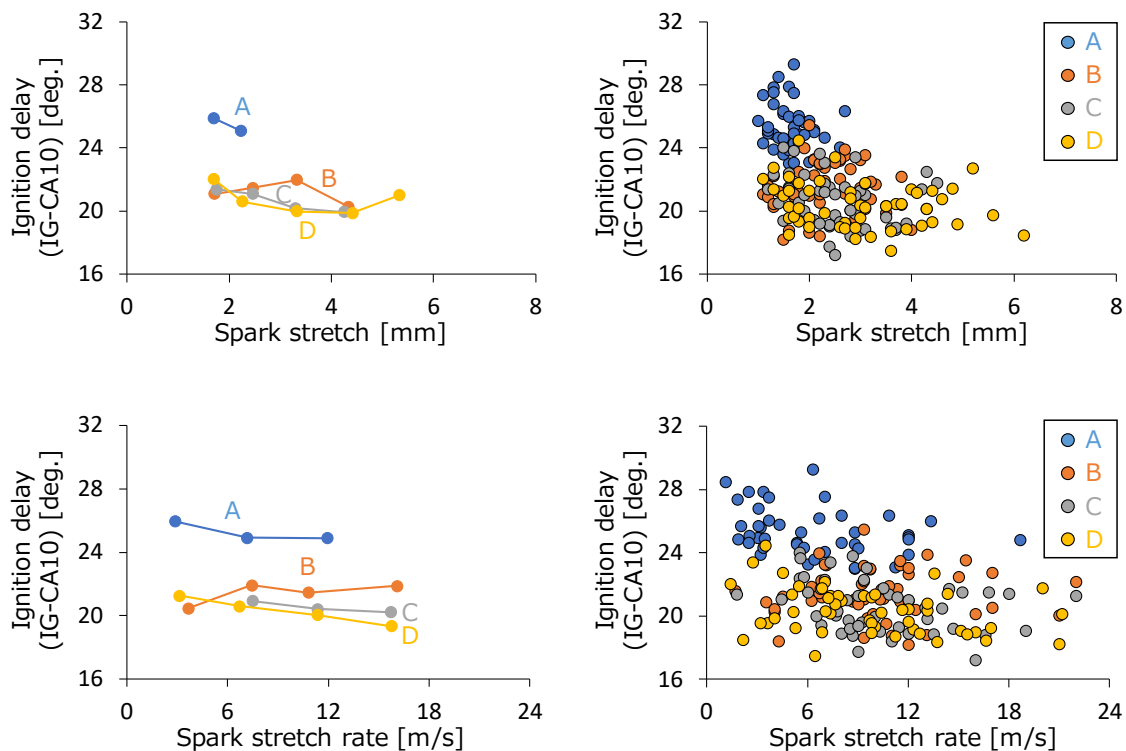


Fig. 4.18 Ignition delay over spark stretch until 1st restrike or spark stretch rate until 1st restrike under LN condition.

4.4 本章の結論

本章では、サイクル毎の燃焼状態に対する点火プラグ電極周囲のガス流速の影響を明らかにすることを目的に、単気筒可視化エンジンと高速度カメラを用いて撮影した画像から、点火プラグ電極周囲のガス流速を計測し、計測したガス流速と燃焼状態を比較検討した。本比較検討から得られた本章の結論は以下のとおりである。

- ・ 低流動条件(アダプタ未装着条件)においては、放電路伸長増加によるリストライク前までのエネルギー供給量増加や、放電路伸長速度(点火プラグ電極周囲の流速に相当)の高流速化は、着火遅れ期間の短縮に寄与しない
- ・ 流動強化条件(アダプタを装着した条件)においては、出力の大きなコイルを用いて、放電路伸長量を増加させることで、着火遅れ期間を短縮することができる
- ・ 流動強化条件では、点火プラグ電極周囲の流速が速い状況が着火遅れ期間の短縮に対して、有利な環境であることが示された。また、高流速条件下における着火遅れ期間短縮化効果を得ることが、高電流化による燃焼状態改善効果の一つである。

第 5 章 放電中の流速変化と点火仕様が着火遅れ期間に与える影響の検討

5.1 諸言

第 2 章, 第 3 章および第 4 章において, 点火時期の点火プラグ電極周囲の流速に相当する放電路伸長速度と着火遅れ期間の相関を調査した. 出力が大きなコイルを用いた場合, 放電路伸長速度の大きなサイクルでは, 着火遅れ期間が短くなったことから, 点火プラグ電極周囲の流速が速いという状況は, 着火に有利な環境にあることが示された. 一方で, コイルの出力が小さいと, 点火プラグ電極周囲の流速が大きいサイクルであっても, 着火遅れ期間を短縮できないことが示された. 点火コイル仕様変更による着火遅れ期間が変化する要因を明らかにするために, 着火遅れ期間が長期化する状況を特定する必要があると考えた.

本章では, 着火遅れ期間が長期化する条件を明らかにすることを目的に, 放電中の放電路伸長速度の時間変化に基づきサイクルをグループ化し, 放電中の流速変化が着火遅れ期間に与える影響を調べた.

5.2 検討方法

本検討では, 放電期間中の点火プラグ電極周囲の流速変化と着火遅れ期間の関係を分析し, 着火遅れ期間が長くなる条件の明確化に取り組んだ. さらに, 点火コイル仕様変更による着火遅れ期間長期化の抑制可否についても検討した. なお, 本章の検討には, 第 4 章の Table 4. 1 に示した E2 の試験で取得したデータを適用した.

以下の検討では, 着火遅れ期間が特に長いサイクルを着火遅延サイクル(Long ignition delay cycle)と定義し, 着火遅延サイクルが発生する条件を特定することを考えた. Fig. 5. 1 に E2 の試験で計測した着火遅れ期間の頻度分布を示す. Fig. 5. 1 はコイル B, コイル C, コイル D を用いて計測した計 150 サイクル (各コイル 50 サイクルずつ)の結果をまとめたものである. 図中の μ は平均値, σ は標準偏差である. 着火遅れ期間が $\mu+2\sigma$ 以上の範囲に小さなピークがあった. 平均値から離れた位置にあるピークであり, 何かしらの特徴を持っていると判断し, 着火遅れ期間が $\mu+2\sigma$ よりも大きなサイクルを着火遅延サイクルと定義した. E2のデータにおいては, $\mu+2\sigma$ は 35deg.であった. 着火遅延サイクルは 8 サイクル(コイル B が 6 サイクル, コイル C が 2 サイクル)あり, 全体の 5.3%が着火遅延サイクルに分類された.

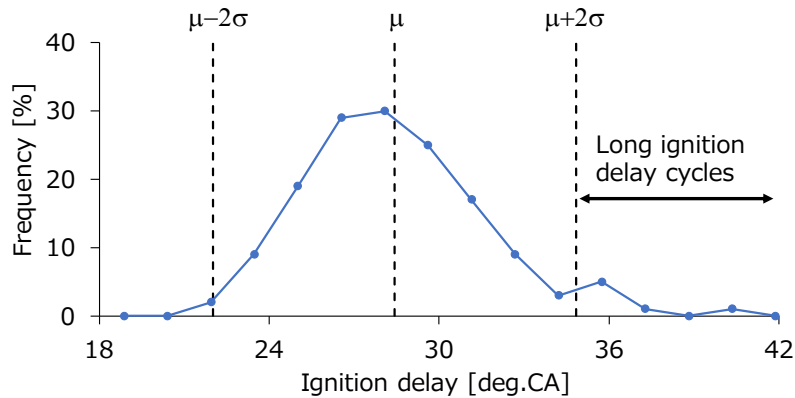


Fig. 5. 1 Frequency distribution of Ignition delay under E2 condition

着火遅延サイクルの発生が、点火プラグ電極周囲の流速に関係があると考え、放電中の流速変化と着火遅れ期間の関係性を調査した。放電中の流速変化を取り扱うため、放電開始後から 0.075ms 間の放電路伸長速度 u_1 (放電初期速度)、0.075ms から 0.4ms 間の放電路伸長速度 u_2 (放電中盤速度)により、サイクルを分類した。Fig. 5.2 に分類ルールを示す。放電初期速度 u_1 と放電中盤速度 u_2 の基準値を 7m/s とし、基準値と大小比較することで、4つのグループに分類した。Fig. 5.2 にはそれぞれのグループにおける放電路伸長量の特徴を合わせて示した。グループ 1 に分類されたサイクルでは、放電開始直後から点火プラグ電極周囲の流速が大きい。このため、放電開始直後から放電路伸長量が増加し、リストライクが発生した後も再び放電路伸長量が増加する。グループ 2 に分類されたサイクルでは、放電開始後しばらくたってから点火プラグ電極周囲の流速が高速化し、放電路伸長量が増加を始める。グループ 3 に分類されたサイクルでは、放電開始直後の点火プラグ電極周囲の流速が大きく、放電開始直後から放電路伸長量が増加するが、しばらくすると、点火プラグ電極周囲の流速が低下し、放電路伸長量が変化しなくなる。グループ 4 に分類されたサイクルでは、放電期間の中盤まで、点火プラグ電極周囲の流速が小さい。このため、放電路伸長量の変化が小さい傾向にある。

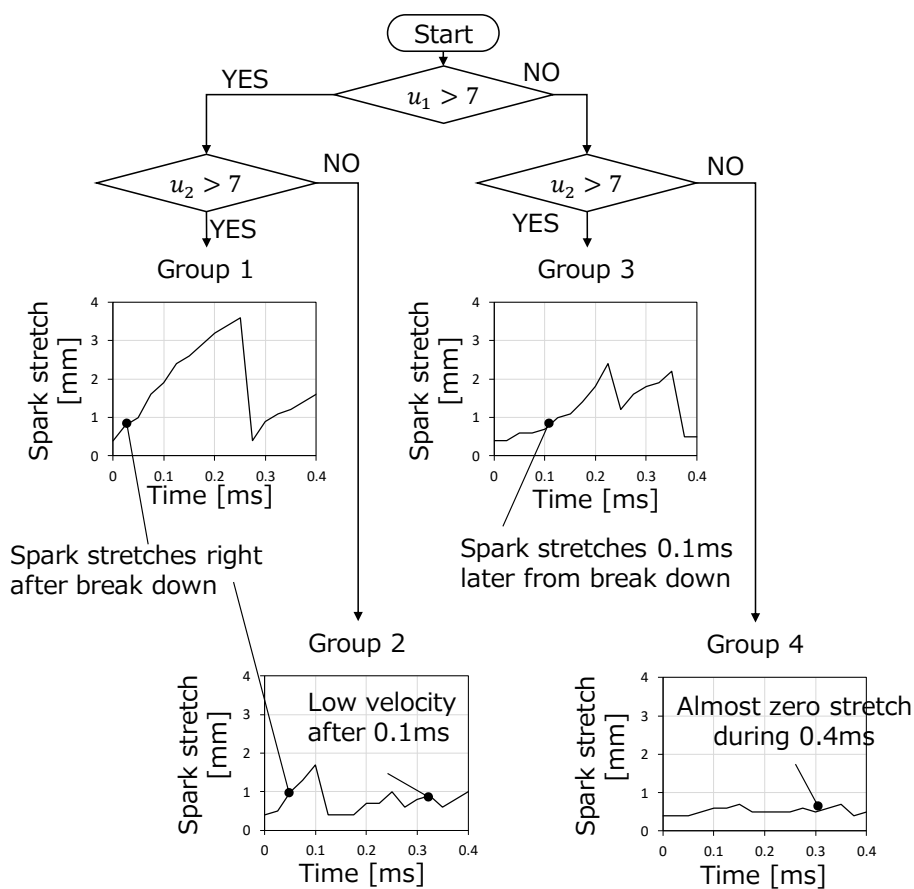


Fig. 5. 2 Combustion cycle classification rule based on two kinds of spark stretch rate

5.3 結果および考察

Fig. 5. 3 に、放電初期速度 u_1 と放電中盤速度 u_2 を用いてサイクルを分類した結果を示す。ここで、青色の円は短着火遅れ期間サイクル(着火遅れ期間が 30deg.未満のサイクル)、橙色の円は中着火遅れ期間サイクル(着火遅れ期間が 30deg.以上 35deg.未満のサイクル)、白抜きの円は着火遅延サイクル(着火遅れ期間が 35deg.以上のサイクル)、を示す。さらに、Table 5. 1 にコイル毎に各グループに分類された短着火遅れ期間サイクル、中着火遅れ期間サイクル、着火遅延サイクル、の数を示す。各コイルの結果をまとめると以下のとおりである。

コイル B

グループ 1 に短着火遅れ期間サイクルと中着火遅れ期間サイクルが同数程度分布した。また、着火遅延サイクルのうち 5 サイクルはグループ 3 に分類され、残りの 1 サイクルはグループ 4 に分類された。

コイル C

グループ 1 に分類されたサイクルのうち 93%以上が短着火遅れ期間サイクルであり，残りは中着火遅れ期間サイクルであった．着火遅延サイクルはグループ 2 とグループ 3 に一サイクルずつ分類された．中着火遅れ期間サイクルは各グループに均等に分類された．

コイル D

90%以上のサイクルが短着火遅れ期間サイクルであり，着火遅延サイクルは無かった．放電中の流速条件によらず着火遅れ期間を短くできていることがわかった．コイル D 程度までコイルの出力を増加させることで，着火遅延サイクルの抑制ができることがわかった．

Fig. 5.3 の結果に示す通り，着火遅延サイクルは，グループ 2, 3, 4 に分類され，グループ 1 には分類されなかった．この結果から，放電期間中に低流速となる期間があると，着火遅延サイクルが発生しやすいと考える．

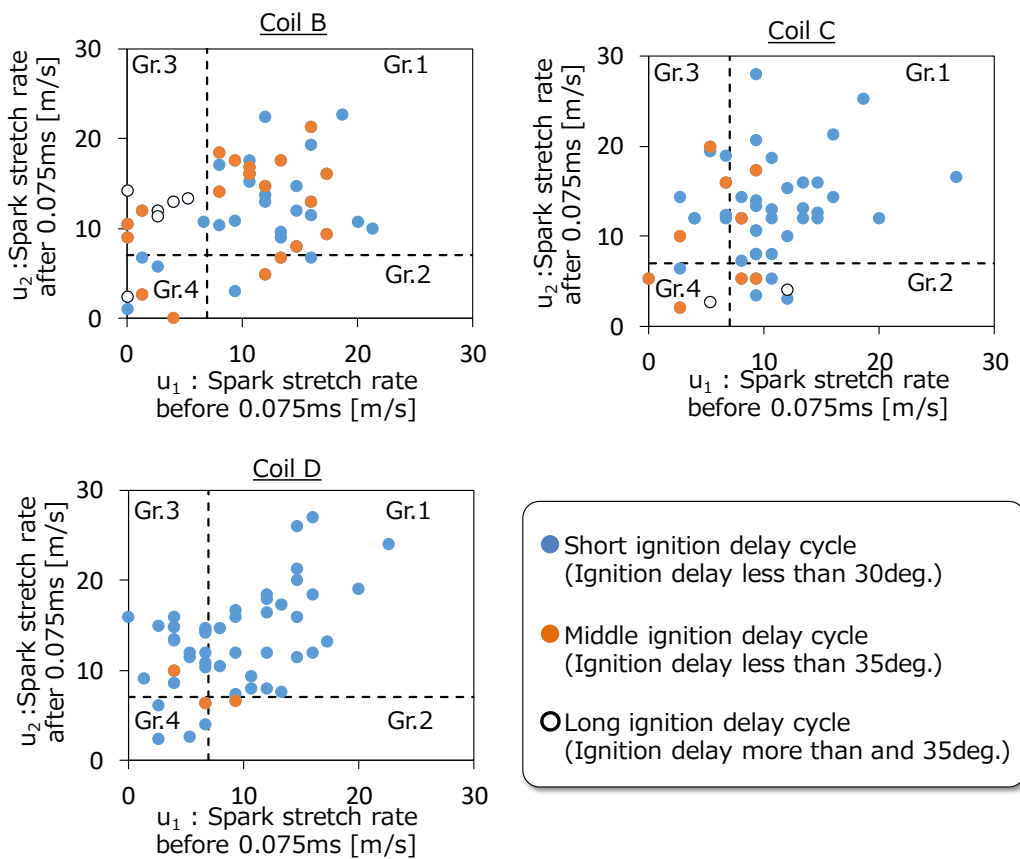


Fig. 5. 3 Combustion cycle distribution classified by two kinds of velocity

Table 5. 1 Number of cycles in each group

Coil No.	B				C				D			
	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4
Group No.	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4
Short ignition delay cycle	18	2	1	3	28	3	7	1	26	0	16	5
Middle ignition delay cycle	13	2	3	2	2	2	3	2	0	1	1	1
Long ignition delay cycle	0	0	5	1	0	1	0	1	0	0	0	0

コイル B とコイル C の着火遅延サイクルの差異を検討する。コイル B を適用した試験では、グループ 3 に 5 サイクルの着火遅延サイクルあったが、コイル C を適用した試験では、グループ 3 に着火遅延サイクルが無かった。この違いは、点火コイル仕様の変化によりグループ 3 の状況における燃焼状態が改善した結果と考える。グループ 3 は、放電開始直後の流速が遅く、放電開始後 0.075ms 経過したのち、点火プラグ電極周囲の流速が高速化するサイクルである。第 4 章に示した通り、高流速条件は、着火遅れ期間の短縮に対して有利な環境にあるが、高流速条件下で着火遅れ期間の短縮と安定着火を実現するためには、ある程度出力(電流)が必要である。Fig. 5. 4 に放電開始から 0.075ms までの平均電流と放電開始後 0.075ms から 0.4ms までの平均電流を示す。いずれの区間においても、コイル C はコイル B に比べて、各平均電流が 10%程度大きい。さらに、グループ 3 のサイクルで高流速が生じる期間(放電開始後 0.075ms から 0.4ms)において、コイル C の平均電流は 100mA を超えており、大きな値が維持できている。コイル C は 0.4ms まで高い電流を維持できたことで、放電開始後から遅れて発生する高流速条件下における安定着火につながったと考える。本分析結果は、所定期間の電流(本検討では放電開始から 0.4ms 間の電流)を大きな値(本検討では 100mA 程度)に維持することが、放電開始後から遅れて発生する高流速条件下で安定着火につながることを明らかにしており、放電電流の維持により着火が安定化するメカニズムの一つを明らかにしたものと考えられる。なお、コイル B とコイル C の着火遅延サイクルの差異はグループ 2 にもある。具体的には、コイル C はグループ 2 に着火遅延サイクルが発生したが、コイル B では発生しなかった。Fig. 5. 4 に示したとおり、0.4ms までの電流値はコイル C の方が大きいことから、グループ 2 の差が点火コイル仕様差で生じたと考えられることはできない。データ点数が少なく、コイル B で着火遅延サイクルが観測できなかったことが原因と考える。

以上から、希釈率が高く、限界希釈率に近い条件では、放電中の流速変化も加味して、点火電流波形を適切に選定することで、着火遅れ期間のサイクル変動を抑制できることが示された。

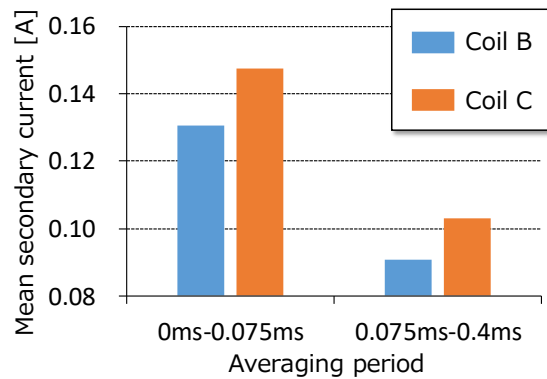


Fig. 5. 4 Mean current during 0.075ms from spark start and mean current from 0.075ms to 0.4ms

5.4 本章の結論

本章では、着火遅れ期間が長期化する条件を明らかにすることを目的に、放電中の放電路伸長速度の時間変化に基づきサイクルをグループ化し、放電中の流速変化が着火遅れ期間に与える影響を調べた。本章の結論は以下のとおりである。（以下の()内の数値は本研究での数値）

- ・ 放電初期(放電開始から 0.075ms の間)から中盤期間(放電開始後 0.075ms から 0.4ms の間)にかけて、点火プラグ電極周囲流速が高速 (7m/s 以上) に保たれる場合、着火遅れ期間の長期化が生じにくい
- ・ 放電初期または放電中盤において、点火プラグ電極周囲流速が小さくなると、着火遅れ期間が長期化する可能性が上がる
- ・ 放電初期に点火プラグ電極周囲流速が小さく、中盤期間に点火プラグ電極周囲流速が速くなるサイクルでは、流速が高速化する放電中盤期間における平均電流値を高く (100mA 以上) に保つことで、着火遅れ期間が長期化するサイクルの抑制ができた。
- ・ 放電電流を高い値に維持すること(放電期間長期化)の効果の一つとして、放電開始後から遅れて発生する高流速条件下での安定着火、が示された

第 6 章 火炎と放電路の同時可視化に基づく火炎形成過程の分析

6.1 諸言

第 5 章までは、燃焼状態の指標として着火遅れ期間(IG-CA10)を用いて、ガス流動や放電仕様が燃焼状態に与える影響を分析した。点火プラグ電極周囲が高流速な環境にあることが着火遅れ期間の短縮化に対して有利であることが示された。あわせて、点火プラグ電極周囲が高流速にあることを利用して着火遅れ期間を短縮化するには、流速条件に応じた放電電流が求められることも明らかになった。第 4 章までに示された結果を、火炎の成長と直接関連付けることが、現象解明に対して重要と考える。

本章では、エンジン筒内に形成される火炎に対する流動や放電仕様の影響を明らかにすることを目的とし、火炎と放電路を同時に可視化することで、流速や点火コイル仕様と火炎の関係を調査した。

6.2 検討方法

火炎と放電路の同時に可視化し撮影する実験においても、5 章までの検討に適用した単気筒エンジンを用いた(Fig. 2.1 参照)。ただし、火炎と放電路を同時に撮影するために、光学系の構成を変更した。Fig. 6.1 に放電路と火炎の同時可視化のための試験装置構成を示す。火炎の可視化方法には、密度変化(勾配)を捉えるシュリーレン法^[29]や密度の二次勾配を捉えるシャドウグラフ法^[30]が用いられることがある。密度の変化は、放電加熱および火炎伝播により引き起こされるため、シュリーレン法やシャドウグラフ法を用いた可視化結果から放電と火炎伝播を切り分けることが難しい。ここでは、放電路の光には可視光が多く含まれ、火炎や既燃ガスには一酸化炭素や二酸化炭素など赤外を放射する成分が存在する、という違いに着目し、放電路を可視光の撮影、火炎を赤外光の撮影、で捉えることにした。赤外光の撮影により火炎を可視化するため、赤外光を透過するサファイアを可視化窓とするエンドスコープを用いて筒内の撮影を実施した。筒内から放射される光は、赤外光ダイクロイックミラーを用いて、赤外光とそれ以外に分光した。赤外光を赤外光撮影カメラ(TELEDYNE FLIR: FLIR X6901sc)にて撮影し、可視光はモノクロ高速度カメラ(Photron: SA-X2)で撮影した。また、エンジン筒内の火炎を撮影するためには、二酸化炭素の放射の撮影が適していると判断し、二酸化炭素の放射を撮影するためのバンドパスフィルタを適用した。Fig. 6.2 に既燃ガス成分の吸光度と適用したバンドパスフィルタの透過範囲を示す。既燃ガス中の二酸化炭素の赤外放射を撮影できるように中央値 4260nm、半値幅 120nm のフィルタを適用した。Table 6.1 には本検討の試験条件を示す。本試験は、希薄燃焼状態で実施し、各コイルの空燃比限界に近い条件を選定して計測を行うため、コイル A, コイル B は空燃比 25, コイル C, コイル D は空燃比 27 とした。なお、流動強化条件で実験を実施するため、第 3 章で説明した Adapter2 を用いた。それぞれテスト名は OF1, OF2 とし

た. 可視光撮影は, 撮影速度 40000fps, 露光時間 23.4us とし, 赤外光撮影は撮影速度 5000fps, 露光時間 90us とした. データは 50 サイクル分取得した.

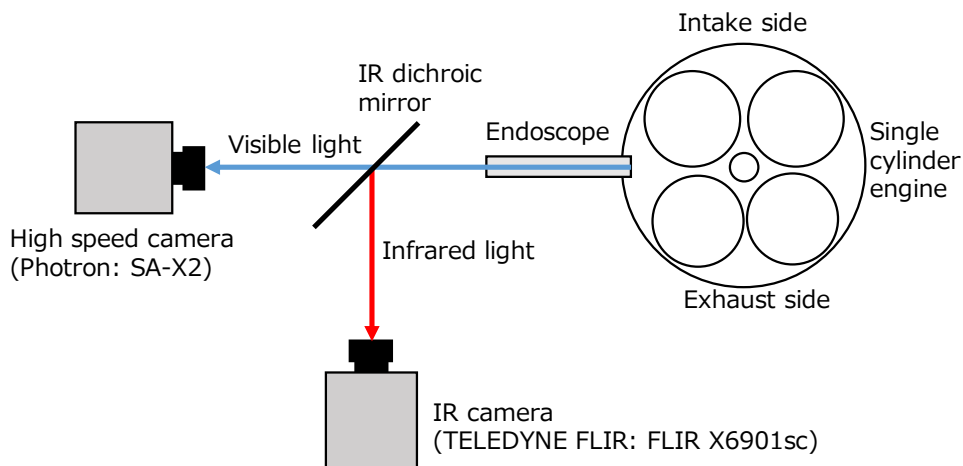


Fig. 6. 1 Schematic of optical measurement system for simultaneous shooting both visible light and infrared light

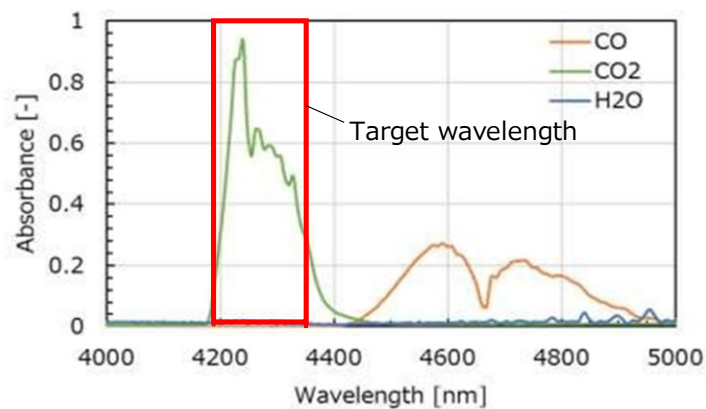


Fig. 6. 2 Absorbance of burned gas species and band-pass filter specification

Table 6. 1 Engine test condition for flame area measurement

Test name	OF1	OF2
Adapter type	w/ Adapter2	←
Air-fuel ratio	25	27
EGR rate	0%	←
Engine speed	2000 rpm	←
NMEP	0.6 MPa	←
Stoichiometric A/F	14.4	←
Oil/Coolant temperature	86deg.C	←
Spark timing	-28deg.ATDC	-35deg.ATDC
Applied coil	A, B	C, D
IR camera frame rate	5000fps	←
Direct camera frame rate	40000fps	←

6.3 結果および考察

Fig. 6. 3 にコイル A とコイル B を用いた試験で撮影した火炎を示す。Fig. 6. 3 では、発光を捉えた画素の輝度に応じて色を設定し、カラーで示した。白に近い色ほど、輝度が強いことを示す。時間経過に伴いエンジン筒内で火炎伝播が進み既燃ガスが増加するため、発光を捉えた領域が大きくなることわかる。以下の検討では、発光を捉えた領域を既燃部とし、発光を捉えた画素の数を既燃部面積と定義し計測した。

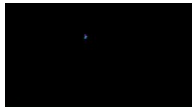
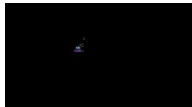
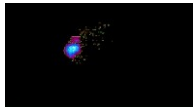

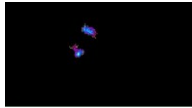
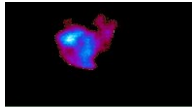
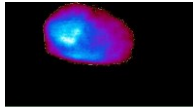
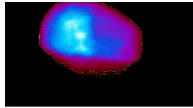
Coil name	Cycle number	0ms	0.4ms	0.8ms	1.2ms
A	24				
B	27				

Fig. 6. 3 Example of pictures of burned gas area taken by IR camera

Fig. 6. 4 と Fig. 6. 5 に既燃部面積の時間変化を示す. Fig. 6. 4 は OF1 の結果であり, 左図はコイル A, 右図はコイル B の結果である. Fig. 6. 5 は OF2 の結果であり, 左図はコイル C, 右図はコイル D の結果である. 時刻 0s は放電開始時刻である. 線の色はそれぞれ計測したサイクルの違いを表している. いずれの線も時間経過に伴い増加する. 視野全体のサイズが 6×10^5 ピクセルであることから, 既燃部面積が 6×10^5 ピクセルで飽和する結果となった. 放電開始後 2ms が着火遅れ期間(IG-CA10)と同程度の時期にあたることから, 以降の検討では, 放電開始後 2ms における既燃部面積を用いた.

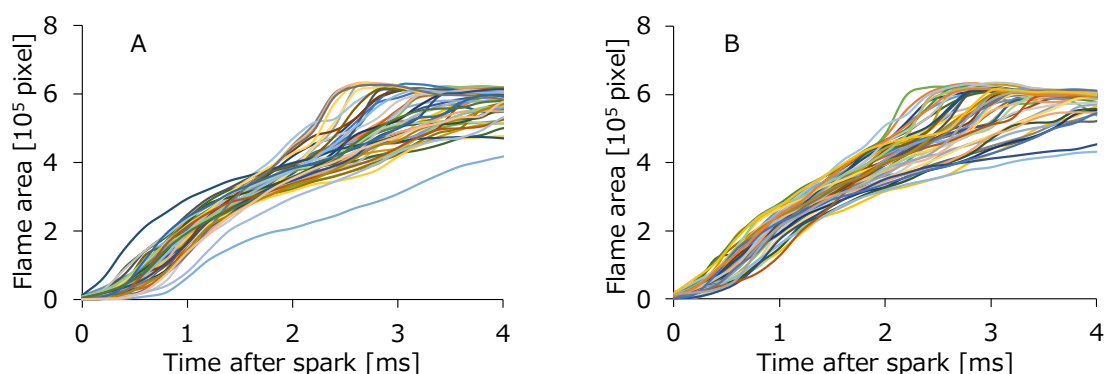


Fig. 6. 4 Burned gas area against time after spark start of OF1. Left figure is results of coil A and right figure is that of coil B.

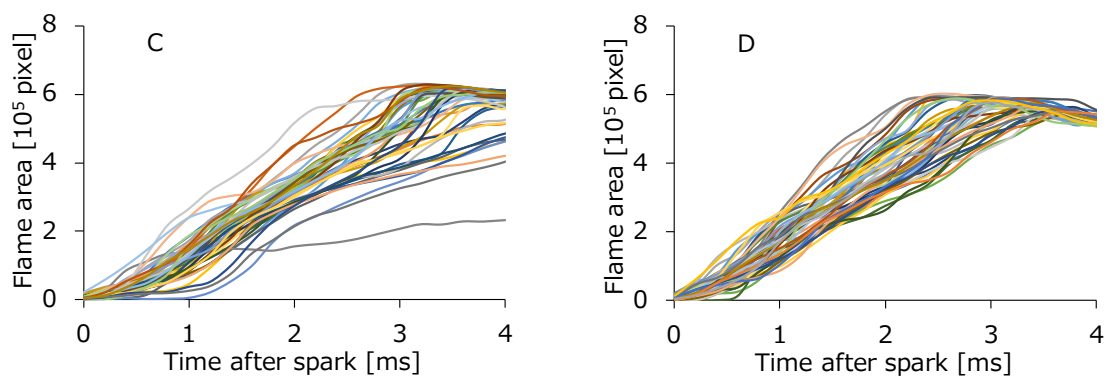


Fig. 6. 5 Burned gas area against time after spark start of OF2. Left figure is results of coil C and right figure is that of coil D.

放電開始後 2ms における既燃部面積を着火状態の検討指標とすることの妥当性を検討した。着火遅れ期間が短い(小さい)サイクルは、火炎伝播が速いサイクルであり、放電開始後の所定時期における既燃ガス量が多い(大きい)と考えることができる。このため、サイクル毎の着火遅れ期間と既燃ガス量の間には負の相関があると考え、放電開始後 2ms における既燃部面積と着火遅れ期間の間に負の相関関係があれば、放電開始後 2ms における既燃部面積が着火に関する検討指標として妥当であると判断できる。Fig. 6.6 と Fig. 6.7 に着火遅れ期間(IG-CA10)と放電開始後 2ms における既燃部面積の関係を示す。Fig. 6.6 は OF1, Fig. 6.7 は OF2 の結果である。左図は既燃部面積でグループ化し、各グループの平均化した値であり、右図はサイクル毎の値である。Fig. 6.6 と Fig. 6.7 は、放電開始後 2ms における既燃部面積が大きいサイクルは着火遅れ期間が短いことを示しており、放電開始後 2ms における既燃部面積と着火遅れ期間の間に負の相関関係が示された。以上の検討から、本計測で得た放電開始後 2ms における既燃部面積は、エンジン内部の燃焼状態を議論するのに適した指標になっていると判断した。

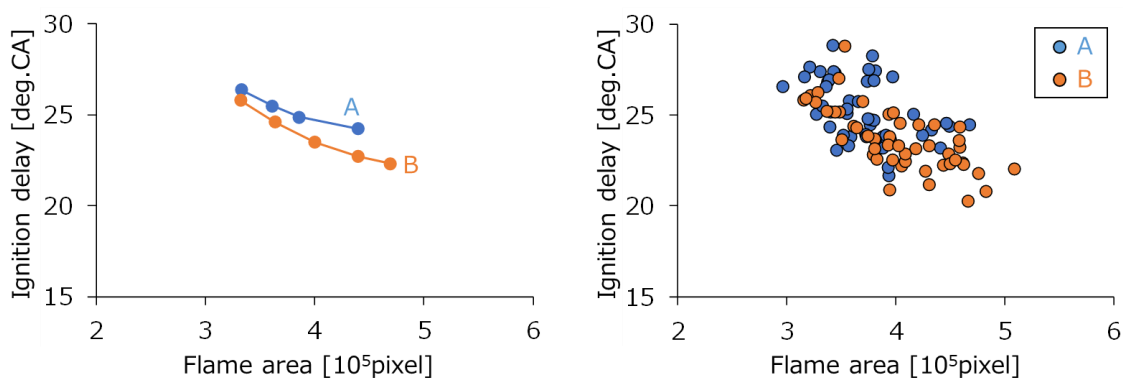


Fig. 6.6 Ignition delay against burned gas area at 2ms from spark offset of OF1.

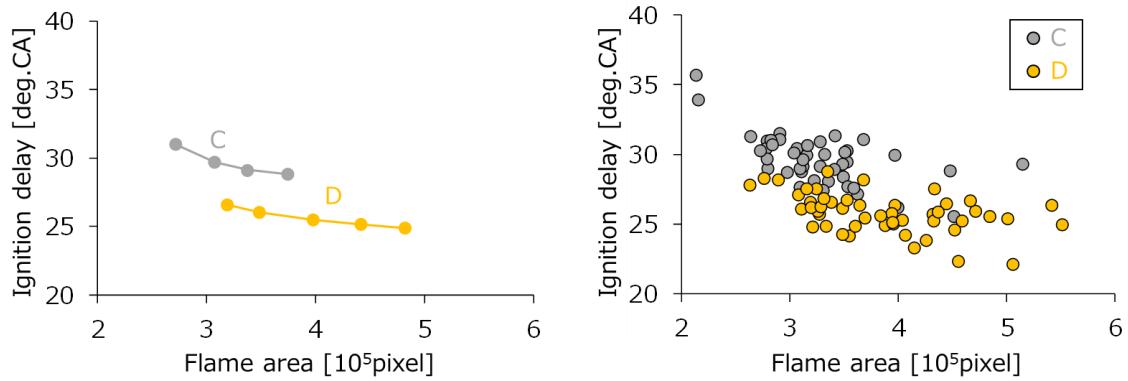


Fig. 6. 7 Ignition delay against burned gas area at 2ms from spark offset of OF2.

コイル変更による既燃部面積の変化を検討するため、各コイルを用いた実験で取得した50サイクルのデータから算出した既燃部面積の確率密度^{[26][27]}を用いて分析した。本節でグラフに示す確率密度は、次の式で算出した。

$$P(x) = \frac{N_D}{N\Delta a} \quad \text{Eq. 6. 1}$$

ここで、 x は放電開始後 2ms における既燃部面積、 N_D は評価区間 $x - \Delta a \sim x + \Delta a$ の範囲にあるサイクル数、 N は評価データの総数(本検討では 50)である。Fig. 6. 8 と Fig. 6. 9 に放電開始後 2ms における既燃部面積の確率密度を示す。Fig. 6. 8 は OF1, Fig. 6. 9 は OF2 の結果である。Fig. 6. 8 から、コイル A は既燃部面積が 2×10^5 pixel 程度のサイクルが存在したが、コイル B は既燃部面積が 2×10^5 pixel 程度のサイクルは存在しなかったことがわかった。コイル B はコイル A と比べて高電流化したコイルであることから、高電流化により極端に火炎形成が遅いサイクルを抑制できることがわかった。また、コイル B は既燃部面積が 4×10^5 pixel から 5×10^5 pixel の確率密度がコイル A に比べて大きく、コイル A に比べて大きな既燃部面積を実現したサイクルが多いことがわかった。この結果は、高電流化が火炎成長の促進に効果があることを示していると考えられる。Fig. 6. 9 からは、コイル D の確率密度分布が、コイル C の分布を全体的に既燃部面積が大きい方向(横軸右方向)に移動させた分布になることがわかる。コイル D はコイル C と比較すると高電流化された仕様となっており、本結果も、高電流化が火炎成長の促進に効果があることを示す結果であると考えられる。

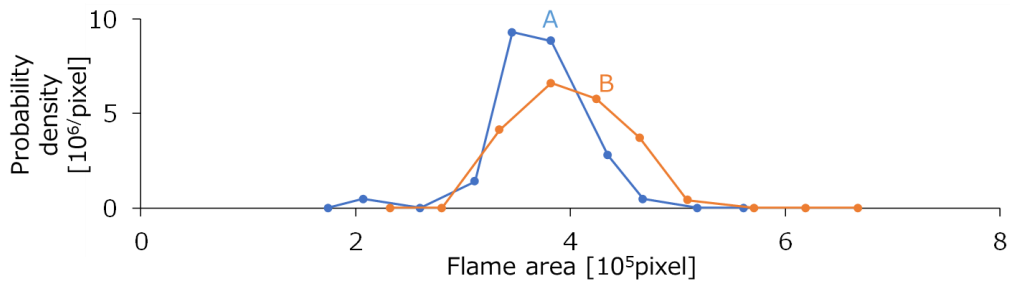


Fig. 6. 8 Probability density of burned gas area at 2ms from spark offset of OF1.

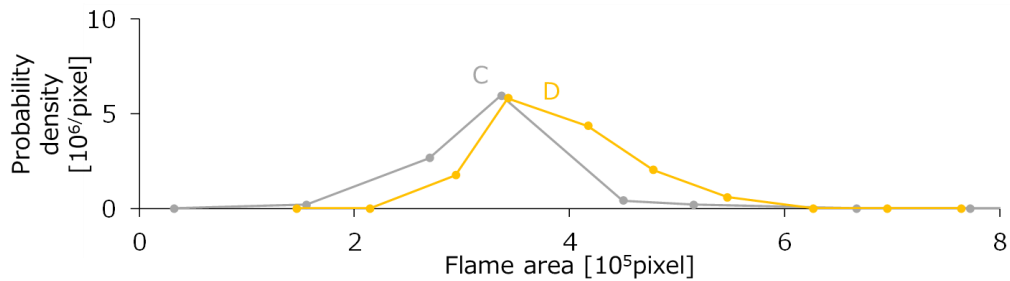


Fig. 6. 9 Probability density of burned gas area at 2ms from spark offset of OF2.

Fig. 6. 10 と Fig. 6. 11 に、初回リストライク前の放電路伸長量と放電開始後 2ms における既燃部面積の関係を示す。Fig. 6. 10 は OF1, Fig. 6. 11 は OF2 の結果である。さらに、Fig. 6. 12 に放電路伸長量と初回リストライク前までの放電エネルギーを示す。それぞれ左図は放電路伸長量でグループ化し、各グループで平均化した値を示しており、右図はサイクル毎の値を示している。Fig. 6. 10 と Fig. 6. 11 に示す通り、放電路伸長量と既燃部面積の関係が、コイルによって異なった。Fig. 6. 10 に示したコイル B と Fig. 6. 11 に示したコイル D は、放電路伸長量の増加に伴い既燃部面積が増加した。一方で、Fig. 6. 10 に示したコイル A と Fig. 6. 11 に示したコイル C は放電路伸長量によらず既燃部面積が一定であった。Fig. 6. 12 に示す通り、いずれのコイルも放電路伸長量の増加に伴いリストライク前までの放電エネルギーが増加した。初回リストライク前の放電路伸長量が大きいほど、放電直後に形成された火炎核へエネルギー供給が継続できるため、火炎核の成長が促進すると考えると、すべてのコイルで放電路伸長量の増加に伴い既燃部面積が増加する傾向が想定できた。想定と結果の差異が生じた原因を考察した。

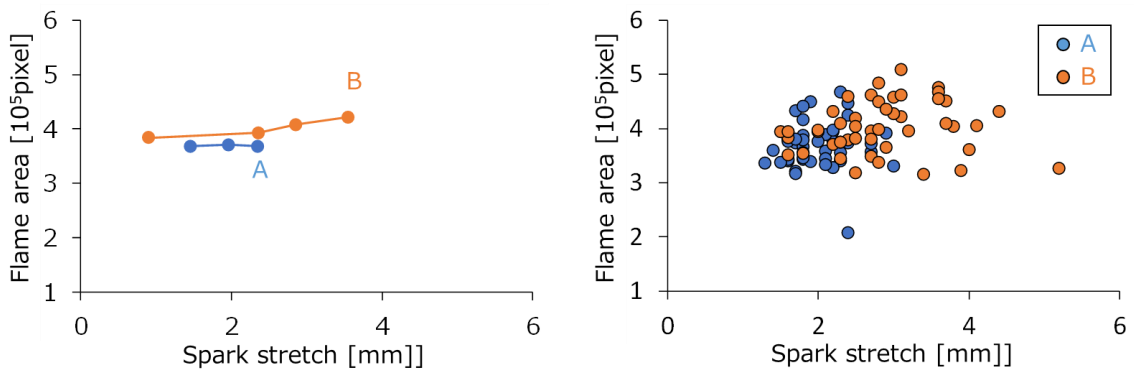


Fig. 6. 10 Flame area at 2ms after spark start against spark stretch of OF1

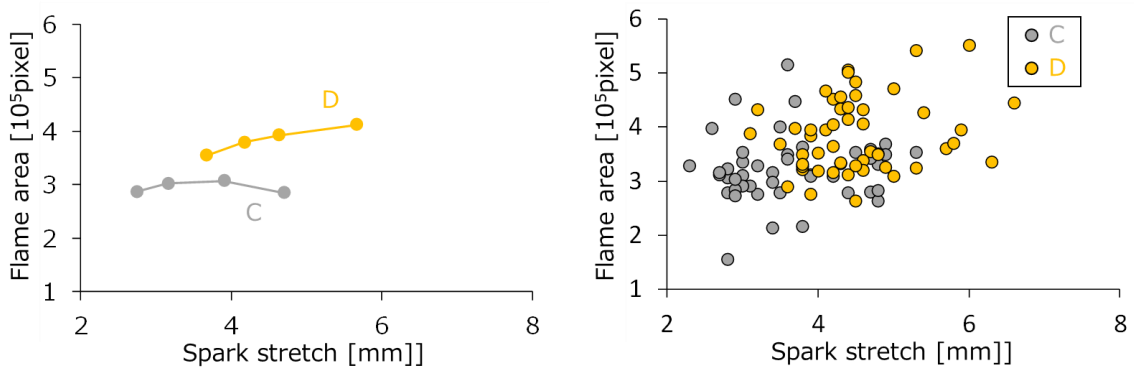


Fig. 6. 11 Flame area at 2ms after spark start against spark stretch of OF2

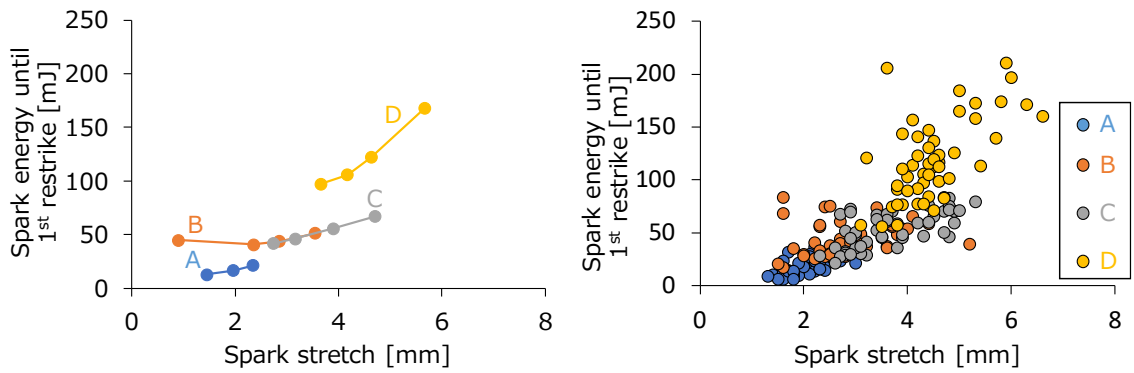


Fig. 6. 12 Spark energy until 1st restrike against spark stretch

Fig. 6. 13 に放電路と火炎核の模式図を示す。火炎核は、放電路からエネルギー供給を受け一方で、熱伝導や熱伝達により火炎核表面から周囲ガスへとエネルギーが流れる。放電路伸長量が大きくなると、火炎核の表面積も大きくなり、火炎核表面から周囲ガスへと流れるエネルギーが増加する。火炎核を大きくするためには、火炎核表面から周囲ガスへ流れるエネルギーに比べて大きなエネルギーを放電路から火炎に供給する必要がある。コイル A やコイル C は、出力が小さかったため、放電路伸長量が大きい条件で火炎核表面から周囲ガスへ流れるエネルギーを上回るエネルギーの供給ができず、放電路伸長量の増加に伴うエネルギー供給量の増加が火炎成長につながらなかったと考える。このことから、放電路伸長による火炎形成促進を実現するためには、放電路が伸びた際の火炎面からの放熱量増加を上回るエネルギー供給が可能な点火コイル仕様の選定が必要があると考えられる。

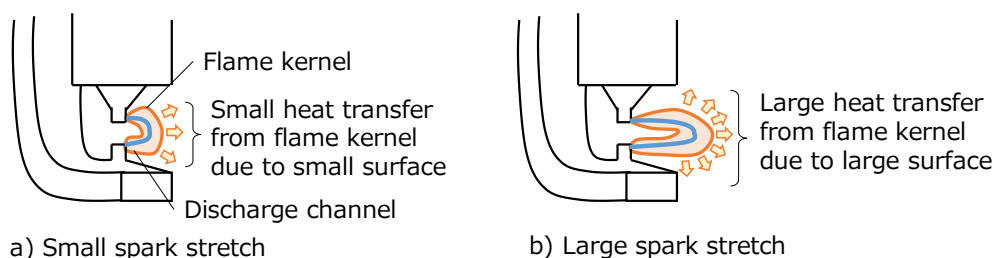


Fig. 6. 13 Schematic of discharge channel and flame kernel at case of (a) small stretch and (b) large stretch

Fig. 6. 14 に OF1 の試験で計測した初回リストライク前の放電路伸長速度と放電開始後 2ms における既燃部面積の関係を示す。左図は放電路伸長速度でグループ化し、各グループで平均化した値を示しており、右図はサイクル毎の値を示している。Fig. 6. 14 から、コイル A は放電路伸長速度によらず既燃部面積が一定であり、コイル B は放電路伸長速度の増加に伴い既燃部面積が増加することがわかった。放電路伸長速度の値によらず、コイル B の既燃部面積がコイル A に比べ大きい結果となった。さらに、既燃部面積の差は、放電路伸長速度が 5m/s で 3%、放電路伸長速度が 17m/s で 13%であり、点火時期における点火プラグ電極周囲が高速な条件で既燃部面積の差が拡大した。コイル A とコイル B は、放電エネルギーが同等、電流はコイル A に比べてコイル B が大きい、放電期間はコイル B に比べてコイル A が長い、という関係にある。このため、コイル B の既燃部面積がコイル A に比べて大きくなったのは、コイル B の電流が高かったためと考える。点火プラグ電極周囲の流速の高低によらず、コイル B の既燃部面積が大きいことから、流速条件によらず高電流が火炎形成促進に有効であることを示していると考えられる。さらに、高流速条件で、コイル A とコイル B の既燃部面積の差が広がっていることから、高流速条件のほうが高電流化による

火炎形成促進の効果を得やすいことを示していると考える。以上から、火炎形成の促進には、高電流化が有効であり、特に点火プラグ電極周囲の流速が大きい条件で火炎形成促進効果が大きいと考える。

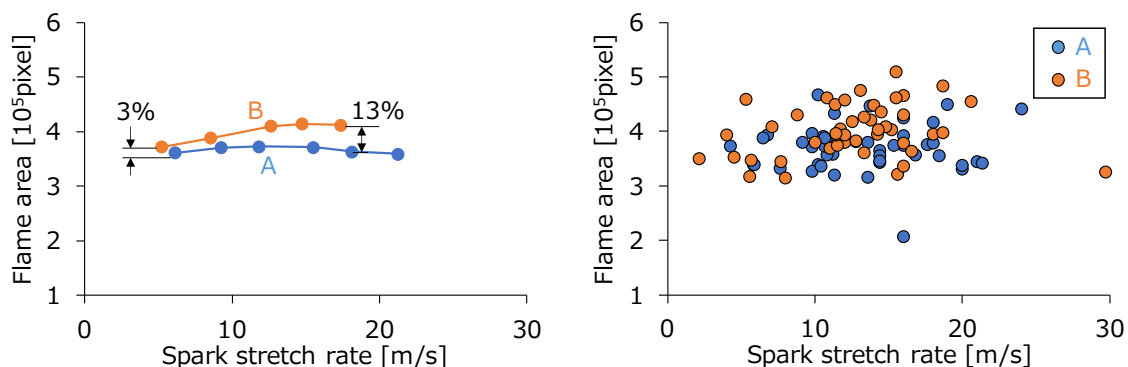


Fig. 6. 14 Flame area against spark stretch rate before 1st restrike of OF1

Fig. 6. 15 に OF2 の試験で計測した初回リストライク前の放電路伸長速度と放電開始後 2ms における既燃部面積の関係を示す。左図は放電路伸長量でグループ化し、各グループで平均化した値を示しており、右図はサイクル毎の値を示している。Fig. 6. 15 から、コイル C は放電路伸長速度の増加に伴い既燃部面積が減少し、コイル D は放電路伸長速度によらず既燃部面積が一定であることがわかった。また、いずれの放電路伸長速度の条件でも、コイル D の既燃部面積がコイル C に比べ大きい結果となった。さらに、既燃部面積の差は、放電路伸長速度が 10m/s で 7 %、放電路伸長速度が 22m/s で 49%であり、点火時期における点火プラグ電極周囲が高速な条件で既燃部面積の差が拡大した。コイル C とコイル D は、エネルギー、電流および放電期間が異なるため、高速条件で既燃部面積の差が拡大した要因を本試験から特定することは難しい。ただし、高流速条件下で 2 種類のコイルの既燃部面積が広がったのは、Fig. 6. 14 と同じ傾向であり、Fig. 6. 15 における高速条件で既燃部面積の差が拡大したのは、高流速条件下で高電流化による火炎形成促進の効果が大きかったためと推定する。

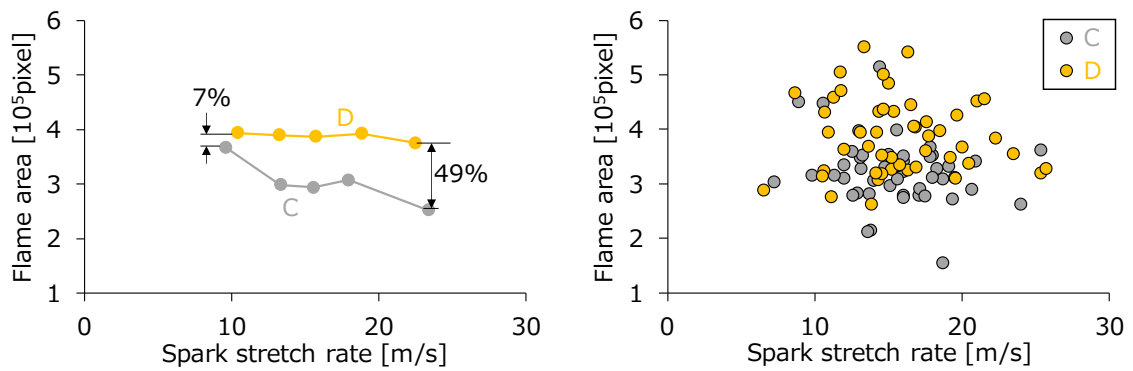


Fig. 6.15 Flame area against spark stretch rate before 1st restrike of OF2

6.4 本章の結論

本章では、エンジン筒内に形成される火炎に対する流動や放電仕様の影響を明らかにすることを目的とし、火炎と放電路を同時に可視化することで、流速や点火コイル仕様と火炎の関係を調査した。本章の結論は以下のとおりである。

- ・ コイルの高電流化は、火炎形成が極端に遅くなるサイクルの発生を抑制する
- ・ 放電路伸長による火炎形成促進を実現するためには、放電路が伸びた際の火炎面からの放熱量増加を上回るエネルギー供給が可能な点火コイル仕様の選定が必要である。
- ・ 火炎形成の促進には、高電流化が有効であり、特に点火プラグ電極周囲の流速が大きい条件で高電流化による火炎形成促進効果が大きい。

第 7 章 結論

限界希釈率と相関を持つ点火コイル仕様の明確化，着火遅れ期間の長期化が発生する要因の明確化，着火遅れ期間の長期化抑制と点火コイル仕様の関係の明確化，を目的とし，本研究に取り組んだ。

第 1 章は，緒論であり，本研究の背景として，強化される自動車の二酸化炭素排出規制に対応するエンジン熱効率向上技術の一つとして希釈燃焼，希薄燃焼があることを示し，同燃焼方式の実現に向けた火花点火システムに関する既往の研究を説明し，知見が不足している点を明らかにしたうえで，本研究の目的を述べた。

第 2 章では，以降の検討の指針を得ることを目的に，仕様の異なる複数のコイルと単気筒エンジンを用いて燃焼試験や可視化試験を実施した。燃焼試験により，コイル毎の希薄限界空燃比を計測し，燃焼状態と相関の強い点火コイル仕様を調査した。さらに，可視化試験により，放電路の伸び量(放電路伸長量)や放電路の伸びる速度(放電路伸長速度)と着火遅れ期間の関係を計測し，燃焼状態に対する放電路伸長量や放電路伸長速度の影響を調査した。これらの調査の結果から，以下の結論を得た。

- ・ 同一条件で計測した着火遅れ期間(点火から 10 %の熱発生完了)を短くできるコイルほど，希薄限界空燃比が大きくなる傾向を確認し，同一条件で計測した着火遅れ期間が希薄限界空燃比と相関を持つ燃焼指標であることを確認した。
- ・ 着火遅れ期間のサイクル平均値は，コイルの二次エネルギー，平均二次パワー，放電開始から 1 ms の間の平均二次電流と相関があり，これらの点火コイル仕様の値が大きい程，着火遅れ期間が小さくなることを確認した。着火遅れ期間と点火コイル仕様の決定係数から，二次エネルギーと平均二次電流が重要な指標であると判断した。
- ・ 初回リストライクまでの二次エネルギーと着火遅れ期間の関係を分析した結果から，コイル電流や二次エネルギーの増加により，初回リストライク前までに発生させる二次エネルギー量を増加させることができ，この結果，着火遅れ期間を短縮することができることを確認した。
- ・ 初回リストライクまでの二次エネルギーと放電路伸長速度の平面上で着火遅れ期間の分布を分析した結果から，図示平均有効圧の変動が小さい運転条件では，コイルの二次エネルギー増加や平均二次エネルギーの増加による着火遅れ期間のサイクル変動抑制の効果は小さく，着火遅れ期間のサイクル変動は筒内流速条件への依存性が高いことが示された。

第 3 章では，限界希釈率(希釈限界 EGR 率，希薄限界空燃比)と相関の強い点火コイル仕様や目標とする希釈率の実現に必要な点火コイル仕様数値に対するガス流動特性や希

積ガス組成の影響を明確化することを目的とした。本目的を達成するため、単気筒エンジンを用いた燃焼試験を実施した。流動特性の影響を検討するため、吸気ポートに装着するアダプタを2種類用いることで、エンジン筒内のガス流動を変化させた。また、希積ガス組成の影響を検討するため、EGR希積燃焼試験と希薄燃焼試験を実施した。試験結果を検討し以下の結論を得た。

- ・ 点火プラグ電極周囲の流速や筒内乱流エネルギーを増加させ、高出力なコイルを適用することで、限界希積率の最大値を増加させることができる。特に、本研究では、吸気ポートからエンジン筒内に入り込む空気を点火プラグ方向に向かって流すことが、限界希積率の最大値の増加に対して有効であることを確認した。
- ・ プラグ電極周囲の流速によって、限界希積率と強い相関を持つ点火コイル仕様が変化した。点火時期におけるプラグ電極周辺の流速が遅い条件では限界希積率は二次エネルギーと強い相関を示し、点火時期におけるプラグ電極周辺の流速が速い条件では限界希積率は平均二次電流と強い相関を示した
- ・ プラグ電極周囲の流速によらず、同一希積条件下で計測した着火遅れ期間と強い相関を持つ点火コイル仕様は平均二次電流であった
- ・ 目標とする希積率の増加に伴い要求される二次電流やエネルギーは増加する。また、筒内ガス流動の適正化により、同一希積率(EGR率、空燃比)を実現するために要求される二次電流やエネルギーが低減できることを確認した
- ・ 同一希積率(ガス燃料比)を実現するための必要となる点火コイル仕様は、希積ガス組成により変化することを確認した

第4章では、サイクル毎の燃焼状態に対する点火プラグ電極周囲のガス流速の影響を明らかにすることを目的に、単気筒可視化エンジンと高速度カメラを用いて撮影した画像から、点火プラグ電極周囲のガス流速を計測し、計測したガス流速と燃焼状態を比較検討した。本比較検討から以下の結論を得た。

- ・ 低流動条件(アダプタ未装着条件)においては、放電路伸長増加によるリストライク前までのエネルギー供給量増加や、放電路伸長速度(点火プラグ電極周囲の流速に相当)の高流速化は、着火遅れ期間の短縮に寄与しない
- ・ 流動強化条件(アダプタを装着した条件)においては、出力の大きなコイルを用いて、放電路伸長量を増加させることで、着火遅れ期間を短縮することができる
- ・ 流動強化条件では、点火プラグ電極周囲の流速が速い状況が着火遅れ期間の短縮に対して、有利な環境であることが示された。また、高流速条件下における着火遅れ期間短縮化効果を得ることが、高電流化による燃焼状態改善効果の一つである。

第5章では、着火遅れ期間が長期化する条件を明らかにすることを目的に、放電中の放電路伸長速度の時間変化に基づきサイクルをグループ化し、放電中の流速変化が着火遅れ

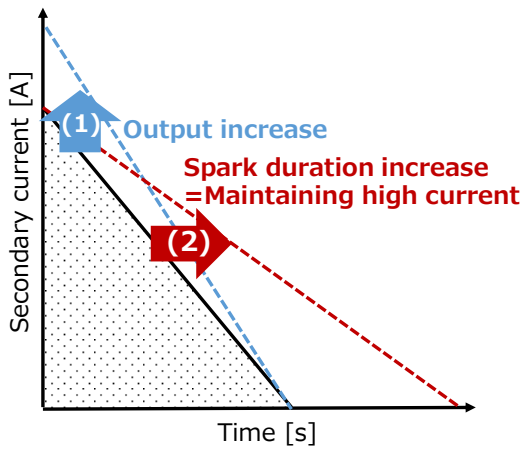
期間に与える影響を調べた。調査の結果、以下の結論を得た。(以下の()内の数値は本研究での数値)

- ・ 放電初期(放電開始から 0.075ms の間)から中盤期間(放電開始後 0.075ms から 0.4ms の間)にかけて、点火プラグ電極周囲流速が高速 (7m/s 以上) に保たれる場合、着火遅れ期間の長期化が生じにくい
- ・ 放電初期または放電中盤において、点火プラグ電極周囲流速が小さくなると、着火遅れ期間が長期化する可能性が上がる
- ・ 放電初期に点火プラグ電極周囲流速が小さく、中盤期間に点火プラグ電極周囲流速が速くなるサイクルでは、流速が高速化する放電中盤期間における平均電流値を高く (100mA 以上) に保つことで、着火遅れ期間が長期化するサイクルの抑制ができた。
- ・ 放電電流を高い値に維持すること(放電期間長期化)の効果の一つとして、放電開始後から遅れて発生する高流速条件下での安定着火、が示された

第 6 章では、エンジン筒内に形成される火炎に対する流動や放電仕様の影響を明らかにすることを目的とし、火炎と放電路を同時に可視化することで、流速や点火コイル仕様と火炎の関係を調査した。調査の結果、以下の結論を得た。

- ・ コイルの高電流化は、火炎形成が極端に遅くなるサイクルの発生を抑制する
- ・ 放電路伸長による火炎形成促進を実現するためには、放電路が伸びた際の火炎面からの放熱量増加を上回るエネルギー供給が可能な点火コイル仕様の選定が必要である。
- ・ 火炎形成の促進には、高電流化が有効であり、特に点火プラグ電極周囲の流速が大きい条件で高電流化による火炎形成促進効果が大きい。

以上の検討から明らかになった高電流化と放電期間長期化の効果を整理する。Fig. 7. 1 に放電電流と燃焼状態、限界希釈率(希釈限界 EGR 率、希薄限界空燃比)との関係を示す。高電流化の効果として、限界希釈率の拡大、点火プラグ電極周囲の流速が速いサイクルにおける着火遅れ期間の短縮、極端に火炎形成が遅くなるサイクルの抑制、の3つが明らかになった。また、放電期間長期化(放電電流を高い値に維持すること)の効果として、放電開始後に遅れて点火プラグ電極周囲の流速が速くなる条件下での安定着火、が明らかになった。



- (1) Effect of current increase :
- Increasing dilution limit (Chapter 3)
 - Shortening ignition delay under fast flow velocity at spark plug gap (Chapter 4)
 - Suppressing extremely slow flame kernel growth (Chapter 6)

- (2) Effect of spark duration increase :
- Stable ignition under fast flow velocity with time delay from spark (Chapter 5)

Fig. 7. 1 Summary of effects of current increase and duration increase combustion phenomena and dilution condition

参考文献

- [1] European Commission, "REGULATION OF THE EUROPEAN PARLIAMENT AND OF THE COUNCIL amending Regulation (EU) 2019/631 as regards strengthening the CO₂ emission performance standards for new passenger cars and new light commercial vehicles in line with the Union's increased climate ambition", (2021)
- [2] Eiji Murase, Rio Shimizu, "Innovative Gasoline Combustion Concepts for Toyota New Global Architecture", 25th Aachen Colloquium Automobile and Engine Technology 2016 (2016)
- [3] 鈴木琢磨, 結城光雄, 葛西理晴, 吉村太, 白石泰介, "電動車両用高効率発電専用エンジンのための筒内ガス流動コンセプト", 自動車技術会 2020 年秋季大会学術講演会講演予稿集, No.20206003 (2020)
- [4] 柿沼王基, 辻村彬人, 菅沼邦彦, 糸櫻洋, 脇本一成, "新型水平対向 1.8L 直噴ターボエンジンの燃焼技術", 自動車技術会 2021 年春季大会学術講演会講演予稿集, No. 20215143 (2021)
- [5] 飯田訓正, 横森剛, 津江光洋, 北川敏明, 小酒英範, 三好明, 森吉泰生, "高効率ガソリンエンジンのためのスーパーリーンバーン研究開発", 日本燃焼学会誌 第 61 巻 197 号 178-192(2019)
- [6] 田岸龍太郎, 池谷健一郎, 高沢正信, 山田健人, "ガソリンエンジンの正味熱効率 45% 達成技術", Honda R&D Technical Review Vol.27 No.2 (2015)
- [7] Hilde Willems, Roger Sierens, "Modeling the Initial Growth of the Plasma and Flame Kernel in SI Engines", Journal of Engineering for Gas Turbines and Power Vol. 125, 479-484 (2003)
- [8] Long Liang, Rolf Reitz, "Spark Ignition Engine Combustion Modeling Using a Level Set Method with Detailed Chemistry", SAE technical paper 2006-01-0243 (2006)
- [9] Von Gerhard Damköhler, "Der Einfluss der Turbulenz auf die Flammengeschwindigkeit in Gasgemischen", Zeitschrift für Elektrochemie und angewandte physikalische Chemie, 46, Nr. 11, 601-626 (1940)
- [10] 堀司, "火花点火機関における放電経路伸長と再放電のモデリング", 自動車技術会論文集 Vol.48, No.3, pp641-647(2017)
- [11] 緒方健一郎, 片岡徹夫, "EGR 燃焼エンジン向け高エネルギー点火システムの検討", 自動車技術会論文集 Vol.47, No.2, pp357-362(2016)
- [12] Ganghua Ruan, Dejan Kienzle, David Roth, Michael Becker, "Dual Coil Ignition For Gasoline EGR Engines", MTZ worldwide vol 74, pp18-21 (2013)
- [13] Günter P. Merker, Christian Schwarz, Gunnar Stiesch, Frank Otto, "Simulating Combustion Simulation of combustion and pollutant formation for engine-development",

Springer (2006)

- [14] Mohamad Metghalchi, James C. Keck, “Burning Velocities of Mixtures of Air with Methanol, Isooctane, and Indolene at High Pressure and Temperature”, *Combustion and Flame* 48, 191-210 (1982)
- [15] Terrence Alger, Jess Gingrich, Charles Roberts, Barrett Mangold, Mark Sellnau, “A High-Energy Continuous Discharge Ignition System for Dilute Engine Applications”, 2013-01-1628 (2013)
- [16] 緒方健一郎, 片岡徹夫, 鈴木俊靖, 窪山達也, 森吉泰生, “EGR 燃焼エンジン向け高エネルギー点火システムの検討(第 2 報)”, *自動車技術会論文集 Vol.47, No.5*, pp1073-1078(2016)
- [17] Shiraishi, T., Teraji, A. and Moriyoshi, Y., “The effects of ignition environment and discharge waveform characteristics on spark channel formation and relationship between the discharge parameters and the EGR combustion limit, *SAE International Journal of Engines* 9(1) 171-178 (2016)
- [18] Brandt, M., Hettinger, A., Schneider, A., Senftleben, H. and Skowronek, T., “Extension of operating window for modern combustion systems by high performance ignition”, *Ignition Systems for Gasoline Engines 3rd International Conference*, pp.26-51. (2016)
- [19] Suzuki, K., Uehara, E. and Nogawa, S., Study of ignitability in strong flow field, *Ignition Systems for Gasoline Engines 3rd International Conference*, pp.69-84. (2016)
- [20] 船戸一平, 松原直義, 横尾望, 土井香, 木下翔太, 坂井洋志, 中田浩一, “SI エンジンの熱効率向上に向けた点火放電特性に関する研究(第 2 報)”, *自動車技術会論文集 Vol.52, No.2*, pp438-443(2021)
- [21] William, M. S., The algorithmic structure of the air/fuel ratio calculation, *Readout HORIBA Technical Reports*, No.15, pp.17-24. (1997)
- [22] Herweg, R. and Maly, R., “A fundamental model for flame kernel formation in S.I. engines”, *SAE Technical Paper* 922243 (1992).
- [23] Schneider, A., Leick, P., Hettinger, A. and Rottengruber, H., “Experimental studies on spark stability in an optical combustion vessel under flowing conditions”, *Internationaler Motorenkongress 2016 Proceedings*, pp.327-348. (2016)
- [24] Johansson, B., “Cycle to cycle variation in S.I engines – the effects of fluid flow and gas composition in the vicinity of the spark plug on early combustion”, *SAE Technical Paper* 962084 (1996)
- [25] 古井隆, 西山淳, リーミンコイ, 池田裕二, “PIV を用いたガソリンエンジンの筒内流動が火炎伝播形状に与える影響”, *自動車技術会 2017 年春季大会学術講演予稿集*, pp.1021-1026 (2017)
- [26] Forman A. Williams, *Combustion Theory* Second edition, Westview Press (1994)

- [27] Thierry Poinso, Denis Veynante, Theoretical and Numerical Combustion Second Edition, Edwards (2005)
- [28] Andreas Schneider, Philippe Leick, Alexander Hettinger, Hermann Rottengruber, "Experimental studies on spark stability in an optical combustion vessel under flowing conditions", international motor congress 2016, proceedings pp327-348
- [29] 永野幸秀, 新屋凌, 河野健太, 田中昇太, 北川敏明, "定容容器を用いた燃焼実験によるノック強度に影響を及ぼす因子についての考察", 自動車技術会論文集 Vol.49, No.4, pp714-719(2018)
- [30] 竹村知浩, 河崎澄, 山根浩二, "超高压噴射を適用したディーゼル噴霧および噴霧火炎の発達特性", 自動車技術会論文集 Vol.51, No.4, pp589-594(2020)

研究業績

1. 学術論文

- ・ 押領司一浩, 赤城 好彦, 内勢 義文, 周 玉宇, 窪山 達也, 森吉 泰生, 筒内可視化を用いた希薄燃焼の限界空燃比制御因子の分析, 機械学会論文集 84 巻 863 号 18-00002, 2018 年 7 月掲載
- ・ Kazuhiro Oryoji, Yoshifumi Uchise, Yoshihiko Akagi, Chen Qingchu, Tatsuya Kuboyama, Yasuo Moriyoshi, In-Cylinder Optical Measurement for Analyzing Control Factor of Ignition Phenomena under Diluted Condition, SAE Technical Paper 2020-01-2048, September 2020.

2. 参考論文

- ・ Kazuhiro Oryoji, Kengo Kumano, Shogo Namba, Yoshihiko Akagi, Yoshifumi Uchise, Tatsuya Kuboyama, Yasuo Moriyoshi, Investigation on Ignition Coil Specification for Dilution Combustion System, Ignition Systems for Gasoline Engines 4th International Conference (Proceedings), pp91-103, (2018)

3. 口頭発表

- ・ Kazuhiro Oryoji, Kengo Kumano, Shogo Namba, Yoshihiko Akagi, Yoshifumi Uchise, Tatsuya Kuboyama, Yasuo Moriyoshi, Investigation on Ignition Coil Specification for Dilution Combustion System, Ignition Systems for Gasoline Engines 4th International Conference (2018)
- ・ Kazuhiro Oryoji, Yoshifumi Uchise, Yoshihiko Akagi, Chen Qingchu, Tatsuya Kuboyama, Yasuo Moriyoshi, In-Cylinder Optical Measurement for Analyzing Control Factor of Ignition Phenomena under Diluted Condition, Powertrains, Fuels & Lubricants Meeting 2020 (2020)

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、ご指導とご助言を頂きました千葉大学大学院工学研究院人工システム科学専攻 窪山達也准教授に心より感謝いたします。また、主査を務めて頂きました千葉大学大学院工学研究院人工システム科学専攻 森吉泰生教授，副主査を務めて頂きました千葉大学大学院工学研究院 SERC 共同研究講座 森川弘二特任教授，千葉大学大学院工学研究院人工システム科学専攻 早乙女英夫准教授に深く御礼申し上げます。

本論文は，筆者が株式会社日立製作所研究開発グループ在職中に実施した研究成果をまとめたものです。本論文を纏める機会を与えて頂きました，電動化ノバージョンセンタ長 山岡士郎氏，電動モビリティ研究部長 高橋暁史氏，電動モビリティ研究部ユニットリーダー 熊野賢吾氏に心より感謝致します。

本研究の共同研究者であり，実験装置の試作や結果検討にご協力頂いた日立 Astemo 株式会社 赤城好彦氏，日立 Astemo 阪神株式会社 内勢義文氏に心より感謝申し上げます。また，火花放電という非常に興味深い研究対象にかかわる機会をくださった片岡徹夫氏に心より感謝致します。

本論文にまとめた実験は，2015年から2020年の間，千葉大学大学院森吉・窪山研究室に所属していた鈴木俊靖氏，周玉宇氏，福島脩平氏，松本脩氏，陳清楚氏，森平拓巳氏にご協力いただき実施したものです。深く感謝いたします。本当にありがとうございました。

最後に，高校卒業後に大学・大学院進学を許し企業の研究者として社会に出るチャンスをくれた母 徳子，新型コロナの感染拡大で日常が激変し大変な中，多くの休日を博士論文に費やすことを許してくれた妻 有紀，一緒に過ごす時間が減って寂しい思いをさせた子供たち，航希，佐奈，陶矢，遠くから見守ってくれた父 伸一，子 悠真に深く感謝します。ありがとう。