

研究論文

ガソリン噴霧における燃料加熱を用いた混合気形成に関する研究 (ガソリン噴霧の噴霧性状に与える燃料物性と燃料加熱の影響)

A study of gasoline spray for air-fuel mixture formation by fuel heating
(The effects of fuel heating and fuel properties on spray characteristics of gasoline spray)

永井 康裕,
(Yasuhiro NAGAI)
同志社大学大学院
(Doshisha Univ.)

松村 恵理子,
(Eriko MATSUMURA)
同志社大学
(Doshisha Univ.)

千田 二郎*
(Jiro SENDA)
同志社大学
(Doshisha Univ.)

In recent years, gasoline direct injection engines have attracted attention, but their combustion process depends on air fuel mixture characteristics. Therefore, it is necessary to control fuel spray for efficient air-fuel mixture formation. The purpose of this report is to grasp the effects of fuel temperature and fuel properties on spray characteristics using fuel heating, which is one way to control fuel spray. Since it is necessary to consider that gasoline fuel is a multi-component fuel containing components with different properties and evaporation characteristics in regard to the heating spray characteristics, evaluation with spray experiments and model formulas using multiple fuels was carried out. As a result, when comparing the fuels, it was confirmed that the same relationship was established between the increasing tendency of the number of bubble nucleation by the flash boiling phenomenon and the increasing tendency of the spray angle.

Keywords: Gasoline spray, Fuel heating, flash boiling, Atomization, DISI

1. 緒言

近年, 新興国の経済成長により, 化石資源の大量消費が懸念されていると同時に, 自動車に対する燃費・エミッション規制は段階的に厳格化している。従って, 多くの研究者によって内燃機関の高効率および低エミッション化に向けた研究が行なわれている^{(1),(2)}。

従来ガソリンエンジンにおいて, 吸気ポート内で燃料を噴射するポート噴射式ガソリンエンジンが用いられてきたが, 近年では筒内直接噴射式ガソリンエンジン(以下直噴ガソリンエンジン)が注目されている。直噴ガソリンエンジンは筒内に燃料を直接噴射することによる気化潜熱が筒内の温度を下げることで, 充填効率の向上に加え高圧縮比化およびノッキングの回避が期待できる^{(3),(4)}。しかし, 混合気形成が不十分であると, ピストン頂部への燃料付着により PM の発生量が増加してしまう。またエンジン始動時において燃料の蒸発速度が低いため多量の未燃 HC が排出される欠点がある⁽⁵⁾。

PM および未燃 HC 排出量低減の方法の1つとして燃料の蒸発促進が挙げられる。過去の研究では燃料加熱による噴霧特性の変化について報告されている。山崎らは燃料加熱による燃料液滴の微細化と同時に噴霧到達距離の減少を明らかにした⁽⁶⁾。燃料液滴の微細化により比表面積が増大した結果として, 噴霧の蒸発を促進し噴霧到達距離が減少する。それにより, ピストン頂部への燃料付着量減少による PM 発生量低減が期待される^{(7),(8)}。また燃料を飽和温度以上に加熱すること(以下, 過熱と表記)により燃料噴射時の圧力が低下することで発生する減圧沸騰現象を利用する研究も過去に行われている^{(9),(10)}。ここで, 減圧沸騰現象において燃料温度と飽和温度との差がその活発さを表す指標となり, 差が大きいかほど噴霧の高い分散性と迅速な蒸発を行なうが, この時の燃料物性が噴霧性状に与える影響について十分に研究が行なわれていない。

本研究では直噴エンジンにおける更なる熱効率の向上および低エミッション化のために, 燃料噴霧の時空間的な制御を実現することを目的としている。本報では燃料過熱時の噴霧

特性を考える際に, ガソリンが物性値や蒸発特性の異なる成分を含有している多成分燃料であることを考慮しなければならぬために3種類の燃料を用いた。そして, シュリーレン撮影画像および減圧沸騰現象におけるモデル式を用いて比較することで, 燃料温度および燃料の蒸発性が噴霧特性に及ぼす影響について調査を行った。

2. 実験装置および実験条件

2.1 実験装置および実験方法

蒸発噴霧の可視化を行なうため, 噴霧の撮影手法としてシュリーレン撮影法を用いた。図1に実験装置の概略図を示す。本実験における実験装置は定容容器, 燃料噴射装置および制御装置, 可視化用レーザー照明, ハイスピードビデオカメラにより構成される。本噴霧実験において使用した定容容器は容積が 0.0025 m³ であり, 対面する2側面の観察窓は直径 100 mm である。本容器実験においては, 定容容器上面に取り付けられたインジェクタホルダにヒーター(MISUMI: MCHK5-30-V100-W40×8 本)を挿入し, インジェクタの先端のみを加熱することによって燃料加熱を行なった。ヒーターはインジェクタに対して同一円周上に8本設置し, インジェクタホルダにおけるインジェクタ近傍の温度を温調機(MISUMI: MTCS)にフィードバックさせることによってヒーターの制御を行なった。そのため, 本実験においてはインジェクタホルダの温度を燃料温度と定義した。また, 燃料加熱によってインジェクタ本体が高温となり故障することが懸念されたため, 銅管をソレノイド部分に巻き付け, 銅管内に冷却水を循環させることによりインジェクタの冷却を行なった。また燃料噴射ごとに定容容器内に窒素を充填し, 雰囲気温度に戻してから手動ポンプ(理研機器株式会社: UP-31)を用いて, 単孔ホールノズル(DENSO: 直噴用インジェクタ)により燃料を噴射した。光源には, 可視化用レーザー照明(Cavitar Ltd.: CAVILUX Smart, 波長 $\lambda_L = 640$ nm)を用いた。レーザー光は片凸レンズ($f=1200$ mm)によって平行光となり噴霧に照射され, 再び片凸レンズ($f=1200$ mm)を通過し集光され, カメラに入射させる。また, シュリーレン撮影のため集光位置付近にナイフエッジを設置し光路の一部を遮る。撮影にはハイスピードビデオカメラ(Vision Research Inc.: Phantom v2011)を使用し, 撮影速度は 20,000 fps

原稿受付 2020 年 11 月 25 日

* 責任著者: 正会員, 同志社大学

(〒610-0321 京田辺市多々羅都谷 1-3)

E-mail: jsenda@mail.doshisha.ac.jp

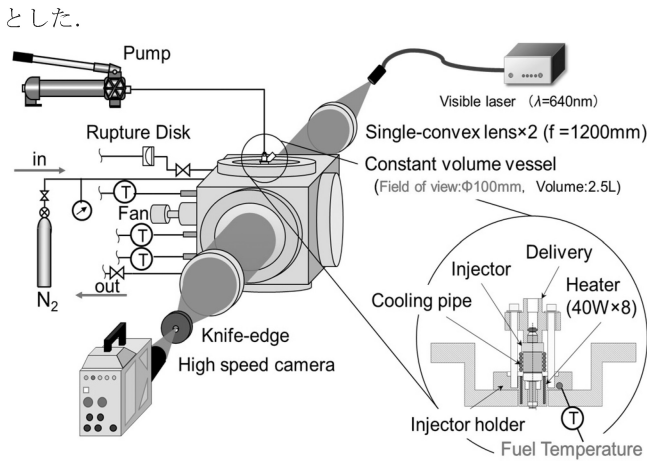


Fig.1 Schematic diagram of schlieren photography

2.2 実験条件

2.2.1 燃料過熱による混合気分布制御手法

本研究では、過熱度を操作することで制御が可能な減圧沸騰現象を用いることにより噴霧を制御する。図3に単一燃料の飽和蒸気圧曲線を圧力-温度線図上に示し、減圧沸騰現象の過程を模式的に示す。燃料が一定温度(T_f)のもとで噴射ノズル内の高圧状態(P_{inj})から飽和蒸気圧以下の低圧雰囲気場(P_a)に噴射されることにより、飽和蒸気圧(P_{sat})と低圧雰囲気場(P_a)の差である減圧度(ΔP_{sat})によって燃料は瞬時に蒸発する。この現象を減圧沸騰という。減圧沸騰現象は噴射された液体燃料中やノズル内における固液界面の壁面上のくぼみに存在する空気などを気泡核として発生するキャビテーション気泡群が、減圧場において急激に成長することにより生じる。ここで、その気泡群の成長速度は図4における減圧度(ΔP_{sat})および燃料温度とその圧力における飽和温度の差である過熱度(ΔT_{sat})によって律則される。したがって、燃料加熱によって過熱度を変化させることにより、減圧沸騰現象を用いた噴霧制御が可能となる^{(9), (10), (11)}。

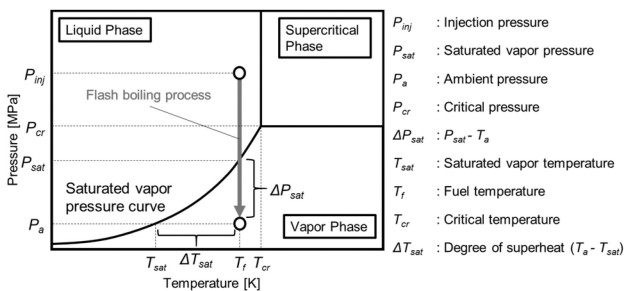


Fig.2 Saturated vapor curve diagram of isooctane and experimental condition

2.2.2 各撮影法における実験条件

図3に単一成分における一部の炭化水素を縦軸に飽和温度、横軸にオクタン価で整理したグラフを示す。本研究では燃料の蒸発性および後の研究における着火性をパラメータとするためisooctaneを基準としてオクタン価が同等で飽和温度が異なる3燃料を選定し、その結果、使用燃料として cyclopentane, isooctane, ethylbenzene の3燃料を用いた。その3燃料の物性値を表1に示す。

単孔ノズルに対するシュリーレン撮影の実験条件を表2、6孔マルチホールノズルに対するシュリーレン撮影の実験条件を表3にそれぞれ示す。図4(a)に多孔ノズルの噴霧パターンを

図4(b)に噴霧のテスト撮影画像を示す。噴霧パターンは噴霧を壁面に噴射することで噴霧軸方向に対して垂直な断面を可視化し、噴霧画像は噴霧パターンより孤立噴霧方向から撮影を行った。雰囲気条件は、雰囲気圧力 P_a を0.101 MPa、雰囲気密度 ρ_a を1.15 kg/m³、雰囲気温度 T_a を293 Kとした。燃料噴射量 Q_{inj} は、定めた量になるよう噴射期間 t_{inj} を設定した。本実験では燃料温度 T_f を変更した際の各燃料の噴霧形態を把握するために各燃料の飽和温度を基準に

$$\Delta T_{sat} = T_f - T_{sat} \quad (1)$$

とし過熱度 ΔT_{sat} を-20, 0, +20, +40, +60 deg.と設定した。燃料噴射圧力 P_{inj} は 20 MPa とした。燃料噴射ノズルには単孔ノズル ($\phi d=0.15$ mm) 6孔マルチホールノズル ($\phi d=0.131$ mm) を使用した。

Table1 Properties of test fuel

Test fuel	cyclopentane	isooctane	ethylbenzen
Structure			
Saturate temperature T_{sat} [K]	323	372	409
Density [kg/m ³]	745	692	867
RON	101.3	100	107.4
Latent heat ($\Delta T=0$ deg.) [kJ/mol]	27.42	30.48	35.78

Table 2 Experimental conditions (single hole nozzle)

Test fuel	cyclopentane	isooctane	ethylbenzen
Lower heating value [KJ/g]	47	47.7	43
Saturate temperature T_{sat} [K]	323	372	409
Test nozzle	Single hole nozzle (Large sac type)		
Nozzle Hole Diameter ϕd [mm]	0.15		
Length-to-width rate L/d [-]	4.67		
Ambient gas	N ₂		
Ambient pressure P_a [MPa]	0.101(1.15 [kg/m ³])		
Ambient temperature T_a [K]	293		
Injection pressure P_{inj} [MPa]	20.0		
Degree of superheat ΔT_{sat} [deg.]	-20, 0, +20, +40, +60		
Injection quantity Q_{inj} [mg]	2.86		
Injection duration t_{inj} [ms]	1.78	1.87	1.74

Table 3 Experimental conditions (multi hole nozzle)

Test fuel	cyclopentane	isooctane	ethylbenzene
Lower heating value [KJ/g]	47.0	47.3	43.0
Saturate temperature T_{sat} [K]	323	372	409
Test nozzle	Multi hole nozzle (6 holes)		
Nozzle Hole Diameter ϕd [mm]	0.131		
Ambient gas	N ₂		
Ambient pressure P_a [MPa]	0.101(1.15 [kg/m ³])		
Ambient temperature T_a [K]	293		
Injection pressure P_{inj} [MPa]	20.0		
Degree of superheat ΔT_{sat} [deg.] = $T_f - T_{sat}$	-20, 0, +20, +40, +60		
Injection quantity Q_{inj} [mg]	18.5		
Injection duration t_{inj} [ms]	1.37	1.40	1.47

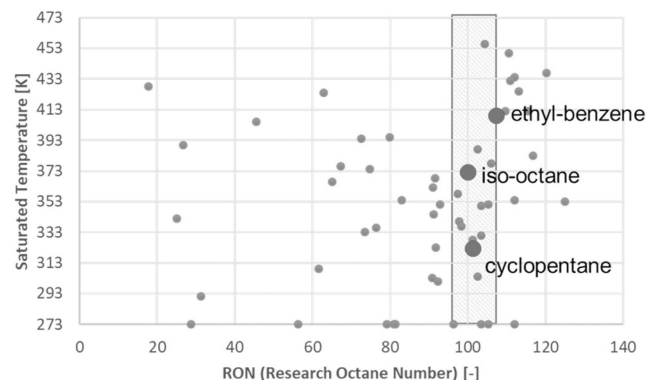
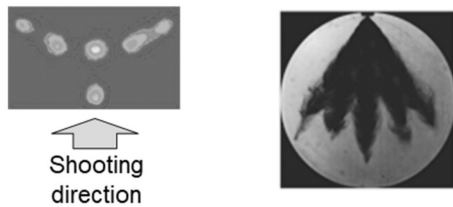


Fig.3 Properties of test fuel



(a) Top view of spray pattern (b) Sample of spray image from the shooting direction
Fig.4 Spray pattern and the shooting direction

3. 実験結果および考察

3.1 過熱度変化における噴霧特性変化

3.1.1 単孔噴霧の撮影結果および考察

図 5 に、3 燃料における過熱度 ΔT_{sat} を変更した際のシュリーレン撮影法を用いて撮影した噴霧の画像を示す。噴射時期は $t/t_{inj} [-]=1.0$ としている。以下、図 5 に示した噴霧撮影画像より得られた結果を用いて考察を行なう。

図 5 より、どの燃料条件においても過熱度の増加に伴い、液体燃料噴霧領域と考える黒い領域の到達距離の減少が確認できる。これは減圧沸騰現象により噴射直後における気泡生成が促進され、燃料液滴の微細化につながったことが原因と考えられる。噴霧中の液滴粒径が減少した結果、比表面積が増加し燃料液滴と周囲気体との運動量交換が促進されることにより、燃料液滴の運動量が低下しやすくなる。それに伴い、貫威力が低下したためである⁽¹²⁾。次に燃料ごとの比較を行なう。

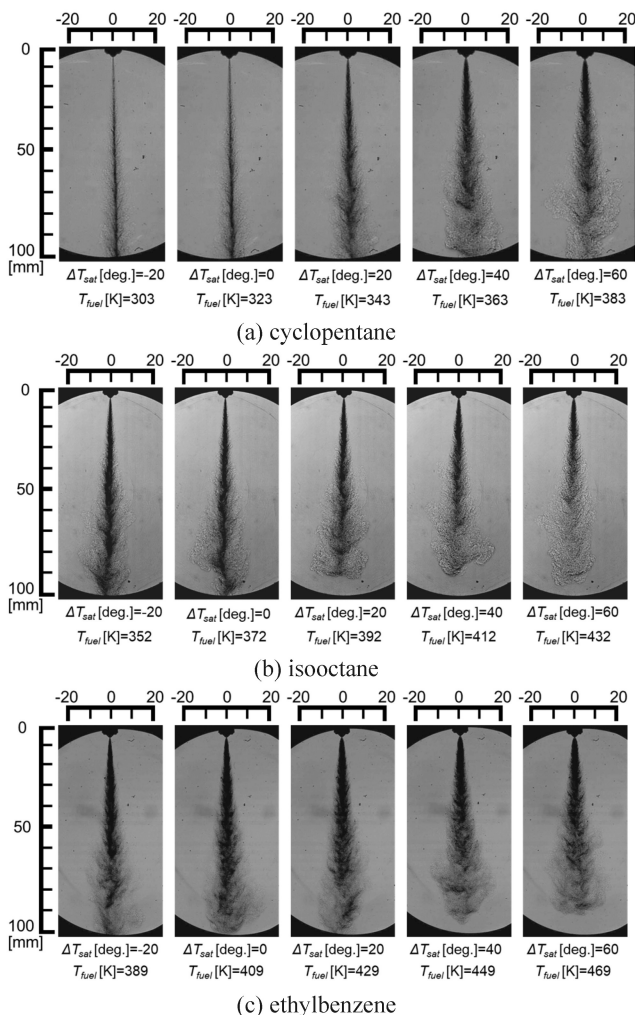


Fig.5 Schlieren images of spray (single hole)

図 5(a)より cyclopentane の噴霧形状は過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = -20, 0$ において、噴霧軸半径方向への広がり確認できない。過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = 20$ 以上になると、噴孔近傍の噴霧の広がりが大きくなり、過熱度増加に伴い噴霧先端部における蒸発が促進されていることが確認できる。図 5(b)より isooctane の噴霧形状は過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = 20$ から過熱度の増加に伴い噴霧先端到達距離の減少および噴霧先端部における蒸発が確認できる。図 5(c)より ethylbenzene の噴霧形状も isooctane と同様に過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = 20$ から過熱度の増加に伴い噴霧先端到達距離の減少および噴霧先端部における蒸発が確認できる。全燃料における噴霧先端部の蒸発は減圧沸騰による気泡生成および、それに伴い微細化された燃料液滴同士で熱を奪い合い一部が相変化されると考えられる。しかしながら、その後雰囲気への熱伝達により燃料温度が低下し図 2 における PT 線において気相から液相側にいき、一部が噴霧液滴を核として凝縮すると考えられる。そのため、雰囲気温度との差が大きい ethylbenzene はどの温度条件においても、噴霧先端の外縁部に液相領域と考えられる黒い領域が生じていることが確認できる。cyclopentane が他の 2 燃料と比較して過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = -20, 0$ の加熱条件のときに噴霧半径方向への広がり小さい。しかしながら、それ以上の過熱度帯では、他の燃料と同様に噴孔近傍より噴霧が広がっており、過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = 40, 60$ に達すると、3 燃料全てが同様の噴霧形態になっていることが確認できる。以降では、燃料過熱によりこれらの噴霧形態になる原因について考察を行なう。

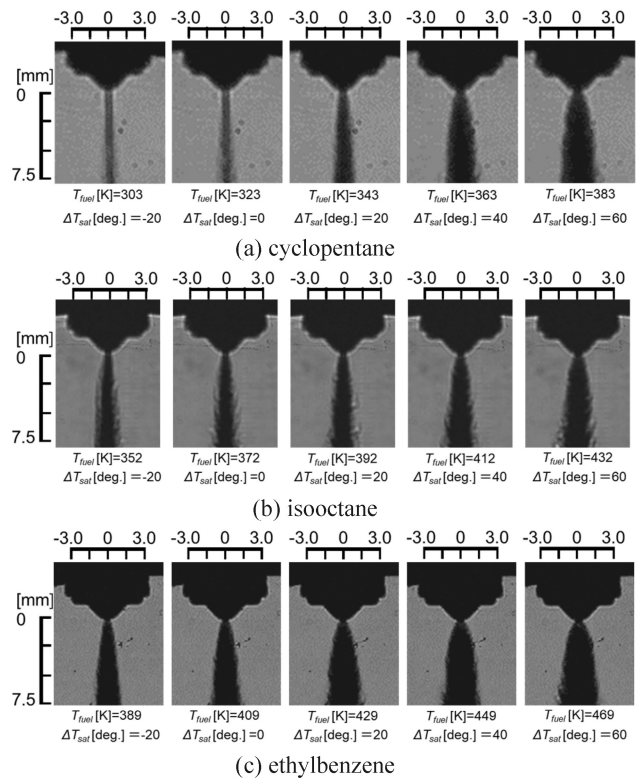


Fig.6 Schlieren images of spray

3.1.2 単孔噴霧における減圧沸騰現象の影響

図 5 の噴霧画像を用いて噴孔近傍を拡大した画像を図 6 に示す。燃料過熱による減圧沸騰の影響を把握するために、各噴霧の噴霧円錐角 ($t/t_{inj} [-]=1.0$) の計測を行った。その値を図 7 に示す。噴霧円錐角は噴孔先端部から噴霧軸上方向に 2mm に点を取り、噴霧に対して 2 本の接線を延ばすことで測定を行った。これにより噴孔近傍で噴霧が分散するほど角度が大きくなることが確認できる。図 7 より、過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = -20 \sim 20$ まで噴霧円錐角の大きさは ethylbenzene, isooctane,

cyclopentane の順番となっている。過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = 40, 60$ では cyclopentane の噴霧円錐角が他の燃料と比較して大幅に増加し ethylbenzene, cyclopentane, isooctane の順番になっている。cyclopentane の噴霧円錐角が広がらない理由として噴孔内流動に応じて高速な相変化を伴うキャビテーション現象の発生の有無が考えられる。過去の論文より 90% の飽和温度条件では粘性係数の高い燃料のキャビテーション発生量が低下することが確認されている⁽¹³⁾。図 8 に温度変化に伴う液相時の粘性係数を表す。燃料の物性値は石油・ガス業界で広く使用されている汎用商業プロセスシミュレータ (Virtual Materials Group, 2013) である VMG SIM™ により算出した。この図より cyclopentane の粘性係数が他の 2 燃料よりも大きな値であることからキャビテーション発生量が抑制されたと考えられる。噴霧円錐角の増加に関しては減圧沸騰効果により、背圧の低下に伴い気泡核の生成量の増加および、気泡の成長が促進されたことによって液滴内の燃料蒸気の堆積が急激に増加して噴霧形状に影響を与えていると考えられる。

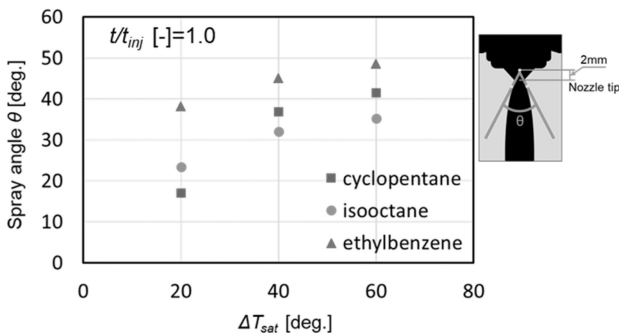


Fig.7 Spray angle (single hole) θ [deg.]

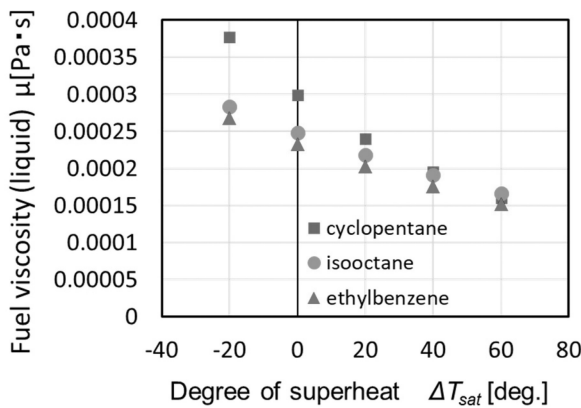


Fig.8 Fuel viscosity (liquid $P=20\text{MPa}$) μ [Pa·s]

3.2 減圧沸騰モデル式を用いた考察

3.2.1 減圧沸騰による気泡核生成速度の算出

減圧沸騰による噴霧特性の変化の原因を評価するために、気泡核の生成速度に着目した。気泡核生成速度の増加に伴い燃料液滴中の気泡数が増加する。そのため結果的に減圧沸騰による噴霧の微粒化の指標になると考えられる。以下に気泡核の発生速度を求める過程を示す。不均一核生成の中では、一般に液体中に混入あるいは溶解している非凝縮性気体、すなわち空気を対象とした核生成理論より過熱度の液体中における気泡核の発生速度 J が式(2)、式(3)で与えられる^{(10),(14)}。

$$\Delta A_e = \frac{4}{3} \pi r_e^2 \sigma = \frac{16 \pi \sigma^3}{3(\mu P_e - P_0)^2} \quad (2)$$

$$J = Z \exp\left(-\frac{\Delta A_e}{k \Delta T}\right) \quad (3)$$

ここで J : 気泡核生成速度 [m^3/s], Z : 液中の気泡核数による定数 [m^{-3}], k : ボルツマン定数 [J/K], r_e : 気泡核半径 [m], P_e : 気泡核内の圧力 [Pa], P_0 : 雰囲気圧力 [Pa], μ : 粘度 [$\text{Pa} \cdot \text{s}$], σ : 表面張力 [kg/s^2] となる。このときの気泡核内の圧力は飽和蒸気圧 P_v [Pa] に置き換える。しかしながら液中の気泡核数による定数 Z の算定が困難であることと、ボルツマン定数の要素の影響が大きいことにより正確な気泡核生成速度を求めることが困難であるため、本研究では式(3)の指数関数内の数式を算定することにより、気泡生成速度における評価の指標とする。その式を式(4)に示す。

$$N = -\ln\left(\frac{J}{Z}\right) = \frac{\Delta A_e}{k \Delta T} \quad (4)$$

そして気泡生成速度の指標 $N[-]$ を図 9 に表す。この無次元数 N は値が小さいほど、気泡生成速度が増加するとみなせる。以上の式の燃料の物性値を石油・ガス業界で広く使用されている汎用商業プロセスシミュレータ (Virtual Materials Group, 2013) である VMG SIM™ により算出した。温度条件ごとに算出した表面張力 σ , 粘度 μ および便覧より得られた燃料の飽和蒸気圧 P_v を図 8, 10, 11 に示す⁽¹⁵⁾。しかし、表面張力は気相状態時に 0 となるため各燃料の飽和温度の値を用いる。

次に図 7 の噴霧円錐角との比較を行なう。図 9 より無次元数 $N[-]$ はどの過熱度条件においても ethylbenzene, cyclopentane, isooctane の順番に小さくなっていることが確認できる。これは過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = 40$ 以上における噴霧円錐角の大きさの順番と一致している。このような結果になった要因としては図 10 の各燃料の表面張力の大きさが気泡核生成速度の順番と一致していることが原因と考えられる。しかしながら過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = 20$ の条件において cyclopentane よりも isooctane の噴霧円錐角の方が大きくなっており、モデル式の傾向と一致しない。これは過熱度が十分に高くない条件では、燃料温度の低下により加熱条件と過熱条件が入り混じった噴霧になる。そのため、加熱条件の過熱度 $\Delta T_{sat}[\text{deg.}] = -20, 0$ の条件の噴霧の貫徹力に引っ張られ十分に噴霧円錐角が増加しなかったと考えられる。式(2)より表面張力が大きいほど気泡成長時に必要なエネルギーが大きくなることから表面張力の燃料ごとの差が気泡核生成に影響を与えたと考えられる。また図 8 より液相状態における粘性係数は液相時と比較して非常に小さくなるため、図 11 の飽和蒸気圧と掛け合わせたとしても雰囲気圧力と比較して値が小さくなる。そのため燃料の違いによる影響は無視できると考えられる。

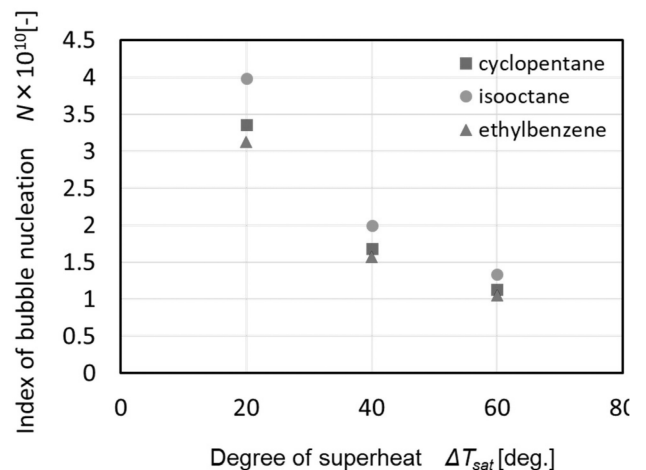


Fig.9 Index bubble nucleation of fuel temperature

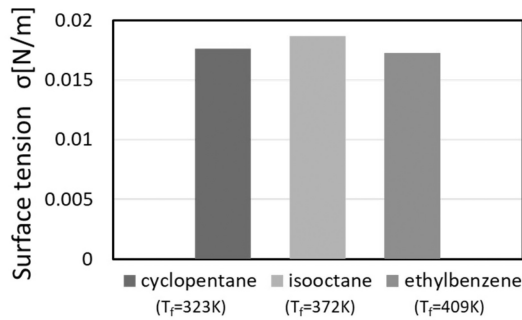


Fig.10 Surface tension of fuel temperature

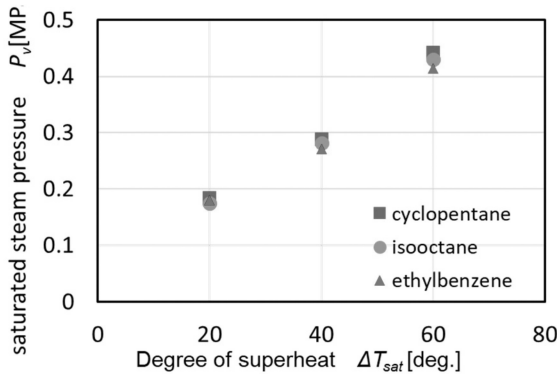


Fig.11 Saturated steam pressure P_v [MPa]

3.2.2 減圧沸騰による臨界気泡核半径の算出

減圧沸騰による噴霧の形状変化の度合いの原因を評価するために、生成される気泡の臨界気泡核半径（以下、臨界半径）に着目した。臨界半径とは、実際の気泡核の半径がその値よりも大きい場合、核成長が促進されるようになるため、本研究では気泡核の生成可否の判断材料として用いる。臨界半径の値が小さいほど成長する気泡の数が増加し、燃料噴霧の液滴分裂の効果が促進されるため、減圧沸騰による噴霧の蒸発性の指標になると考えられる。以下に臨界半径を求める過程を示す。一般に引張り圧力場での半径 R を持つ気泡核の成長の可否は Laplace-Kelvin を変形して式(5)のように表される^{(10), (16)}。

$$R_c = \frac{2\sigma}{(P_w - P_r)} \frac{\rho_l}{(\rho_l - \rho_v)} \quad (5)$$

となる。ここで ρ_l : 燃料の液体密度[kg/m³], ρ_v : 燃料の気体密度[kg/m³], P_w : 気泡壁の流体圧力[Pa], P_r : 気泡壁～無限遠の流体圧力[Pa], σ : 表面張力[kg/s²], R_c : 臨界気泡核半径[μ m]となる。今回気泡壁の流体圧力 P_w を飽和蒸気圧 P_v , 気泡壁～無限遠の流体圧力 P_r を雰囲気圧力 P_a と置き換えて計算を行なった。そして最終的に求めた臨界半径の値を図 12 に示す。今回以上の式の燃料の物性値を 3.2.1 項と同様に VMG SIM™ により算出した。温度条件ごとに算出した燃料液相密度 ρ_l , 燃料気相密度 ρ_v , を図 13, 14 に示す。

画像より得られた噴霧円錐角の値(図 7)との比較を行なう。図 12 より気泡核生成速度の大きさはどの過熱度条件においても ethylbenzene, cyclopentane, isooctane の順番になっていることが確認できる。これは式(4)と同様に過熱度 ΔT_{sat} [deg.] = 40 以上における噴霧円錐角の大きさの順番と一致している。また過熱度増加に伴い燃料ごとの臨界半径の差が小さくなることも確認できる。このような結果となった要因を考察する。

図 13, 14 より液相密度は気相密度に対して非常に大きな値を取るため、式(5)の密度の計算はどの燃料条件、温度条件においても 1 に近い値となり、有意な差は生じないと確認できる。そのため表面張力および飽和蒸気圧が各燃料の臨界半径

変化の主要因と考えられる。式(5)より飽和蒸気圧の増加に伴い臨界半径が小さくなることを確認できる。これは背圧との差が大きくなり燃料の蒸発が促進されるためと考えられる。また図 11 より飽和蒸気圧は各燃料の飽和温度が低いほど高くなる傾向にあり、ethylbenzene, isooctane, cyclopentane の順番に高くなっていることが確認できる。しかしながら各燃料の差は小さく臨界半径の値の違いに大きく影響を与えにくいことに加えて、過熱度増加に伴い飽和蒸気圧は他の燃料物性値と比較して大きく増加するため、臨界半径の値も大きく減少し、燃料ごとの差も小さくなっていることが図 12 より確認できる。図 7 の噴霧円錐角のグラフにおいても過熱度増加に伴い噴霧ごとの差が小さくなっていることから、飽和蒸気圧の急激な増加が噴霧特性に影響を与えていると考えられる。また過熱度がまだ小さい条件においては飽和蒸気圧が低いことにより、表面張力の影響が大きく出ていると考えられる。これも 3.2.1 項と同様に気泡核成長に必要なエネルギーに影響を与えていると考えられる。

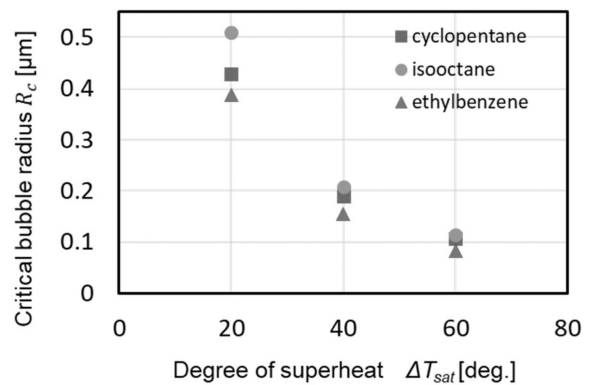


Fig.12 Critical bubble radius of fuel temperature

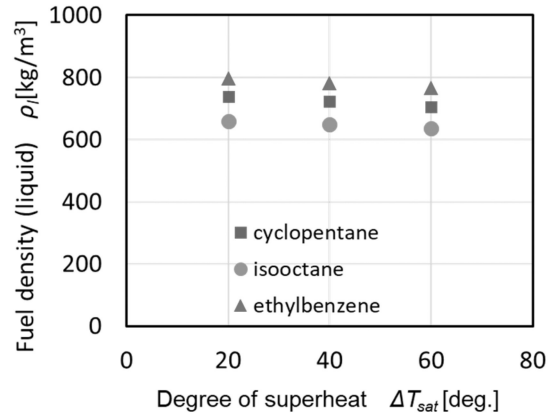


Fig.13 Fuel density (liquid $P_f=20$ MPa) ρ_l [kg/m³]

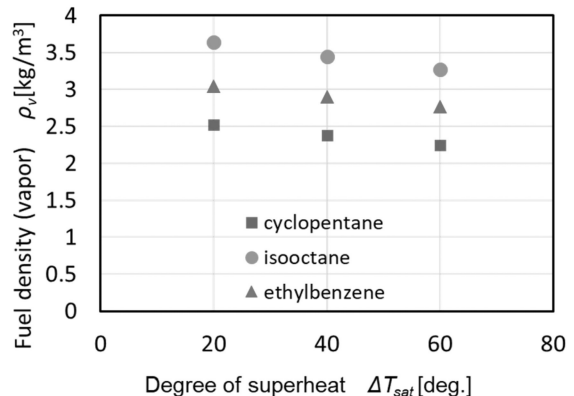


Fig.14 Fuel density (vapor) ρ_v [kg/m³]

3.3 多孔噴霧の特性変化

図 15 に 3 燃料における過熱度を変更した際のシュリーレン撮影法による撮影した 6 孔マルチホールインジェクタを用いた加熱・過熱噴霧の撮影画像を示す。噴射時期は $t/t_{inj} [-]=1.0$ としている。また各噴霧の温度条件変化における噴霧群の角度および噴霧先端到達距離の計測を行いそれぞれ図 16, 17 に示す。この時の噴霧群の角度は噴霧外縁の直線部分を延長したときの交わった角度としている。

図 15 より全燃料において過熱度増加に伴い過熱度を持たない条件において別方向に噴射されていた噴霧が互いに引き合い、外見上 1 本の噴霧となる様子が確認できる。それに伴い噴霧群の角度は図 16 より過熱度増加に伴い減少していることが確認できる。これは減圧沸騰効果により各噴孔からの噴霧円錐角が増加し、コアンダ効果による噴流が周りの流体を引き込む力の発生が原因と考えられる。隣接する噴霧同士の間隙が縮小し噴霧同士が引き寄せ合った結果、噴霧群の角度が減少したと考えられる。この現象は過熱度が增加するほど顕著となっている。各燃料において比較すると、噴霧群の角度の大きさは ethylbenzene, cyclopentane, isooctane の順番に減少していることが確認できる。これは単孔ノズルにおける噴霧円錐角の大きさの順番と逆になっている。このことより、各噴霧（単孔噴霧）における噴霧円錐角が増加することにより噴霧同士の引き寄せる力が増加し、噴霧群の角度が減少したと考えられる。

次に噴霧先端到達距離において考察を行なう。図 17 より噴霧先端到達距離は過熱度 $\Delta T_{sat} [deg.] = 0 \sim 40$ までは減少傾向にあるが、過熱度 $\Delta T_{sat} [deg.] = 40 \sim 60$ にかけて増加していることが確認できる。噴霧柱が 1 本のみである単孔ノズルを用いた実験においては、減圧沸騰効果により燃料の蒸発が促進され、噴霧先端における液滴の運動量が低下することにより噴霧の先端到達距離は縮小することが知られており、本実験においても同様の傾向が確認された⁽⁶⁾。しかしながら、本実験に用いたマルチホールノズルでは、噴霧群の中心の噴霧は隣接する噴霧が存在することにより、周囲空気との運動量交換が十分にできないため中心軸の噴霧の噴霧先端到達距離が増加したと考えられる。各燃料において比較すると噴霧円錐角が小さい燃料ほど噴霧先端到達距離が増加しており過熱度領域では ethylbenzene, cyclopentane, isooctane の順番になっていることから、減圧沸騰現象による単孔における噴霧円錐角の増加が影響を与えていると考えられる。

3.4 2つのモデル式および噴霧特性の比較評価

前章において噴霧画像および気泡核生成速度、臨界気泡核半径のモデル式を用いて燃料過熱にもなう噴霧特性の変化の評価を行なった。次に、これらのモデル式の比較評価を行なう。臨界気泡核半径が小さいほど、より気泡半径の小さい気泡核が成長することができるため気泡生成数が増加すると考えられる。そして気泡核生成速度は実質気泡生成数と考えることができるため値が大きいほど気泡生成数が増加すると考えられる。図 9, 図 12 より、燃料の種類を変化させた場合のモデル式の値の変化傾向は同様のものであり、値の大きい順に isooctane, cyclopentane, ethylbenzene であることが確認できる。これは式(2), 式(5)より、両方のモデル式が燃料の物性値の違いの要因として表面張力の値に依存していたためである。また過熱度変化した際の値の変化傾向も過熱度、飽和蒸気圧に依存することで同様の傾向になることが確認できる。それゆえ、どちらのモデル式の方が噴霧特性に影響を与えているのか有意な差を確認することは困難であると考えられる。

2つのモデル式を用いて、燃料および過熱度に対する相対的な比較を行なうことができたが、これらの式を用いた噴霧特性への影響に対する定量的評価は未だ困難である。気泡核生成速度に関しては、式における要素の比較にとどまり、臨界気

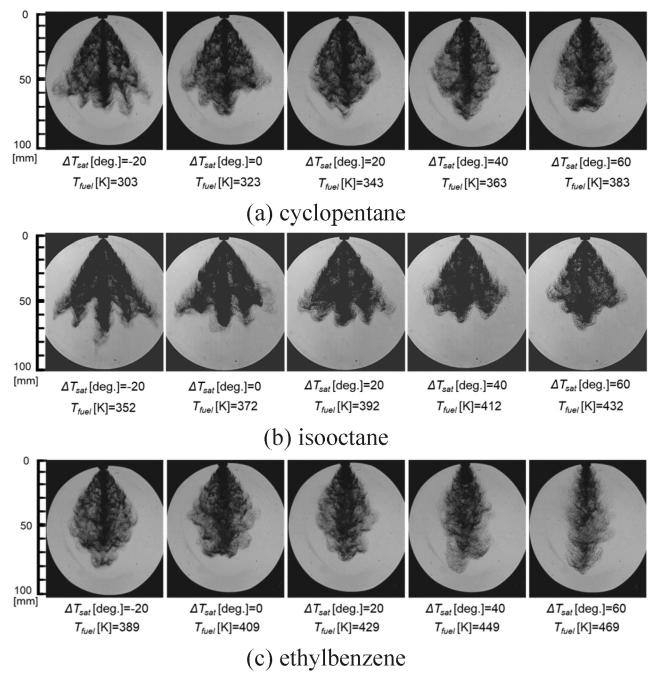


Fig.15 schlieren images of spray (multi hole)

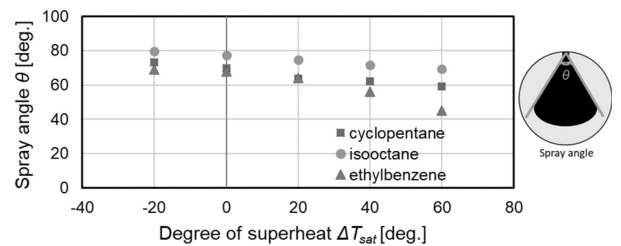


Fig.16 Spray angle (multi hole) $\theta [deg.]$

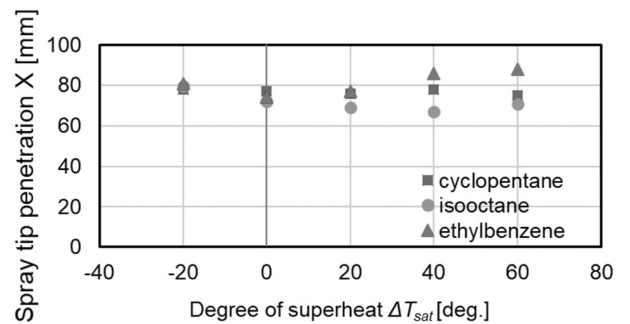


Fig.17 Spray tip penetration $X [mm]$

泡核半径に関しては、各噴霧における気泡核半径に対する気泡核数の分布を明らかにしなければ実際に増加した気泡核数を算出することができない。しかしながら、2つのモデル式の結果より得られた気泡生成数の増加傾向と単孔噴霧画像より得られた噴霧円錐角の増加傾向において同様の結果を示すことができたことにより、気泡生成の要素において、噴霧特性との相関関係が成立することが確認できた。

4. 結言

本実験では、噴霧において3つの燃料を用いて過熱度を変化させた際の噴霧特性に関する評価を行なった。得られた知見を以下に示す。

- (1) 単孔インジェクタでは過熱度増加に伴い全ての燃料条件において噴射直後の噴霧円錐角が増加し、過熱度領域では噴霧円錐角の大きさは ethylbenzene, cyclopentane,

isooctane の順となった。

- (2) 気泡核生成速度を各燃料の物性値を用いて算出すると、3 燃料の噴霧円錐角の大きさの傾向と一致した。
- (3) 臨界核気泡半径に対応する無次元数を各燃料の物性値を用いて算出すると、3 燃料の噴霧円錐角の大きさの傾向と一致した。また過熱度増加に伴い各燃料の差が減少し、噴霧円錐角の変化の傾向とも一致した。
- (4) 多孔インジェクタでは過熱度増加に伴い全ての燃料条件において噴霧群の角度が減少し、ethylbenzene, cyclopentane, isooctane の順に噴霧の収縮が促進された。

文 献

- (1) 松本泰郎：世界のエネルギー資源の現状と展望，自動車技術，58-11(2004)，4-10.
- (2) 石野勲雄：エンジンの技術革新(<メカライフ特集>機械の進歩 激動の四半世紀)，日本機械学会誌，115-1120(2012)，134-135.
- (3) 大聖泰弘，“自動車用エンジンの効率化の可能性”，日本燃焼学会誌，Vol. 53 (2011) No. 163 pp. 37-41
- (4) 津田里志，吉松昭夫，柏倉利美，“高圧燃料噴射システムによるガソリン直噴エンジンのノック改善”，自動車技術会論文集，Vol. 45 (2014) No. 2 pp. 215-220
- (5) 向井恒三郎，石澤静雄，“火花点火機関の冷間始動時における排気中 HC の低減”，日本機械学会論文集 B 編，Vol. 70 (2004) No. 689 pp. 252-258
- (6) 山崎信行，宮本登，村山正，“燃料の加熱がディーゼル機関の噴霧特性と性能に対して及ぼす影響”，日本機械学会論文集 B 編，Vol. 49 (1983) No. 444 pp. 1810-1818
- (7) 植木毅，村瀬栄二，“可視化によるガソリン直噴エンジンのすす生成に関する研究”，自動車技術会論文集，Vol. 45 (2014) No. 1 pp. 63-68
- (8) 山下洋幸，瀬戸祐利，永澤健，山本博之，“マルチホイールインジェクタを用いた成層直噴ガソリンエンジン”，マツダ技報，No. 26 (2008) pp. 82-87
- (9) 西村優史，和田好充，山口晃弘，千田二郎，藤本元，尹俊圭，“予混合圧縮着火機関への適用を考慮した二成分混合燃料における減圧沸騰現象の解明”，第 14 回微粒化シンポジウム講演論文集，2005，pp.61-66.
- (10) 千田二郎，錦織環，北條義之，塚本時弘，藤本元，“減圧沸騰噴霧の微粒化・蒸発過程のモデリング(第 1 報，噴霧特性の葉威圧による変化)”，日本機械学会論文集(B 編)，Vol.60, No.578 (1994)，pp.3551-3555.
- (11) 千田二郎，錦織環，北條義之，塚本時弘，藤本元，“減圧沸騰噴霧の微粒化・蒸発過程のモデリング(第 2 報，微粒化と蒸発過程のモデル解析)”，日本機械学会論文集(B 編)，Vol.60, No.578 (1994)，pp.3556-3562.
- (12) 鈴木孝司，“液体燃料の微粒化技術”，日本燃焼学会誌，Vol. 50 (2008) No. 153 pp. 182-195
- (13) 高橋貴洸，大垣優太，田端道彦，“噴霧特性と噴孔内部流動に及ぼす燃料性状の影響”，近畿大学次世代基盤技術研究所報告，Vol. 7 (2016) pp. 65-71
- (14) Sjoerd van Stralen, Robert Cole (1979) BOILING PHENOMENA vol.1, HEMISPHERE PUBLISHING CORPORATION, pp.274-275
- (15) Vargaftik, N. B., “便覧 気体と液体の熱物理的性質”(1974), pp. 274-277, 296-297, 354-355
- (16) Sjoerd van Stralen, Robert Cole (1979) BOILING PHENOMENA vol.1, HEMISPHERE PUBLISHING CORPORATION, pp.114