

燃料設計によるディーゼル機関の高効率化、 低公害化に関する研究（第5報）

- 初期燃料温度の上昇による減圧沸騰噴霧の微粒化向上効果に関する数値解析 -

環境研究領域
同志社大学

川野 大輔
千田 二郎

鈴木 央一

石井 素

後藤 雄一

小高 松男

1. はじめに

本研究では、高沸点燃料と低沸点燃料を混合することにより、直接噴射式ディーゼル機関における噴霧・燃焼特性を制御する手法を提案している。特に、低沸点燃料の混合により、燃焼室内で減圧沸騰を起こすことが可能である。また、近年では代替燃料としてLPGやDMEなどの液化ガス燃料が用いられるようになり、これらの燃料も減圧沸騰を起こす可能性がある。減圧沸騰は、優れた微粒化向上効果を持つことが知られているが⁽¹⁻²⁾、燃料の減圧沸騰に関する研究は数少ない。そこで本研究では、二成分混合燃料を対象とし、KIVA3V⁽³⁾をベースとし気泡核生成、成長、崩壊を考慮した減圧沸騰噴霧モデルを構築し、その数値解析を行った。加えて、定容容器による実験結果との比較を行い、本モデルの妥当性を検証した。

2. 減圧沸騰噴霧モデル

本モデルでは、千田らの減圧沸騰モデル⁽⁴⁾を基に、ノズル内部と燃料液滴内における気泡核生成・成長、および気泡の崩壊に伴う燃料液滴の分裂を考慮している。図1に減圧沸騰モデルの概略図を示し、以下に本モデルの概要を解説する。

2.1. 気泡核生成

気泡核生成は均一および不均一核生成に大別されるが、本研究では最も生成頻度が高いと思われる、溶存気体に起因する不均一核生成のみを考慮する。一般に、過熱度 ΔT の液体中における半径 R を持つ気泡核数 N は、核生成理論より次式の形で与えられる⁽⁵⁾。

$$N = C \cdot \exp\left(\frac{-\Delta A}{k \cdot \Delta \theta}\right) \quad (1)$$

$$\Delta A = \frac{4}{3} \pi R^2 \cdot \sigma \quad (2)$$

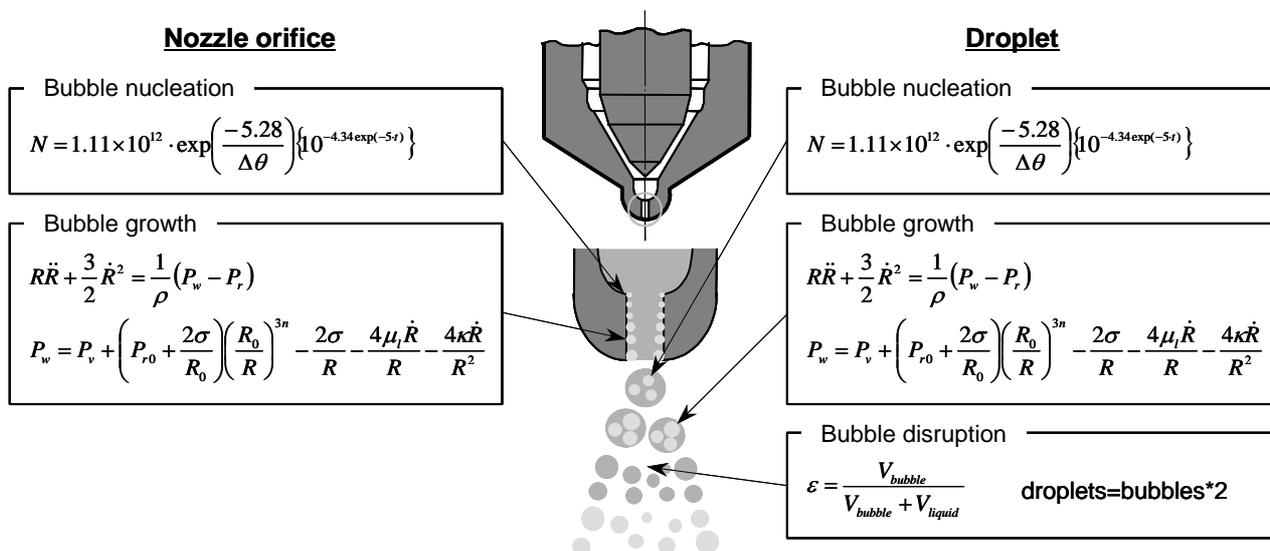


Fig. 1 Schematic diagram of flash-boiling model

C : 定数, k : ボルツマン定数, $\Delta\theta$: 過熱度, σ : 表面張力

本モデルでは, 時間 t の経過に伴い気泡核数が減少すると仮定し, 気泡核数を次式で与える.

$$N = 1.11 \times 10^{12} \cdot \exp\left(\frac{-5.28}{\Delta\theta}\right) \left\{10^{-4.34 \exp(-5t)}\right\} \quad (3)$$

2.2. 気泡成長

生成された気泡は球状に成長すると仮定し, 以下に示す Rayleigh-Plesset の式⁽⁶⁾により, その成長率が与えられる.

$$R\ddot{R} + \frac{3}{2}\dot{R}^2 = \frac{1}{\rho}(P_w - P_r) \quad (4)$$

ρ : 燃料の密度, P_r : 気泡周囲の流体圧力
気泡壁の流体圧力 P_w は次式で表される⁽⁷⁾.

$$P_w = P_v + \left(P_{r0} + \frac{2\sigma}{R_0}\right)\left(\frac{R_0}{R}\right)^{3n} - \frac{2\sigma}{R} - \frac{4\mu_l\dot{R}}{R} - \frac{4\kappa\dot{R}}{R^2} \quad (5)$$

P_v : 燃料の飽和蒸気圧, P_{r0} : 気泡周囲の初期流体圧力, R_0 , 初期気泡径, μ_l : 燃料の粘度, κ : 表面粘性係数

2.3. 気泡崩壊

燃料液滴中の気泡の成長により気泡体積が増大すると, 表面張力や粘性が液滴を保持できず, 液滴はやがて分裂する. 本モデルでは, 気液二相流における気泡の体積割合を示すボイド率 ε で, この分裂を規定する. ボイド率 ε は次式で与えられる.

$$\varepsilon = \frac{V_{bubble}}{V_{bubble} + V_{liquid}} \quad (6)$$

このボイド率が臨界ボイド率 ε_c を超えたときに分裂が起こるものとし, 本モデルでは $\varepsilon_c=0.55$ とする. また, 液滴が分裂する際には, 図 2 で示すように, 気泡数の 2 倍の液滴群に分裂すると仮定する.

2.4. 多成分燃料噴霧モデル

本研究では, 二成分混合燃料の減圧沸騰噴霧を解析するため, 以前提案した多成分燃料噴霧モデル⁽⁸⁾を使

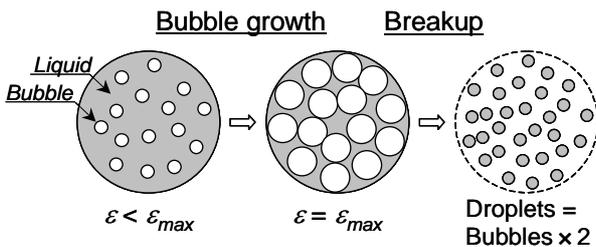


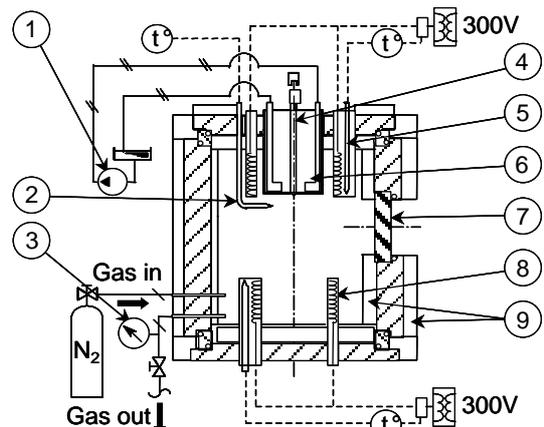
Fig. 2 Breakup caused by bubble disruption

用する. 本モデルでは, NIST Mixture Property Database⁽⁹⁾のソースプログラムを組み込むことにより, 温度・圧力依存性を考慮した詳細な多成分燃料の輸送物性値を算出する. 混合燃料中の各成分の気液平衡推算を行う際には, Peng-Robinson 状態方程式とフガシテイの概念を取り入れ, 多成分燃料の非理想性を考慮している. また, KIVA3V オリジナルコードでは液滴内の温度は一定と仮定しているが, 本モデルでは簡略的に温度勾配を考慮するため, 液滴内を内部と外部に分離し, それぞれの間で熱伝達が生じる二領域モデルを採用している. さらに, 液滴分裂モデルとして TAB (Taylor Analogy Breakup) モデルが用いられているが, 分裂後の液滴径が過小に見積もられるため, 妥当な値となるようにモデル中の係数を変更した.

3. 実験および計算方法と設定条件

上に示した本モデルの妥当性を検証するため, 噴霧のシャドウグラフ撮影を行った. その際に用いた定容容器の概略図を図 3 に示す. この定容容器には 2 枚の石英ガラスが取り付けられており, 噴霧の撮影を可能にしている. また計 12 本のヒータにより雰囲気温度を, 窒素を充填することにより雰囲気圧力を調整することができる. 噴霧の撮影は高速度カメラ (撮影速度: 18000 f.p.s.) で行った.

実験条件を表 1 に示す. 供試燃料には, n-ペンタンと n-トリデカンをモル分率でそれぞれ 75%, 25% 混合した混合燃料を用いた. また, 雰囲気圧力は 0.1 MPa,



1: Oil pump 2: Thermo-couple 3: Pressure gauge
4: Injection nozzle 5: Thermo-couple 6: Heating jacket
7: Optical window 8: Heater 9: Insulator

Fig. 3 Schematic diagram of constant volume vessel

Table. 1 Experimental conditions

Fuel	C ₅ H ₁₂ / C ₁₃ H ₂₈ 0.75 : 0.25 (mol %)
Ambient gas	N ₂
Ambient pressure	0.1 MPa
Ambient temperature	440 K
Hole diameter	0.2 mm
Injection pressure	15.0 MPa
Initial fuel temperature	320, 380, 440 K

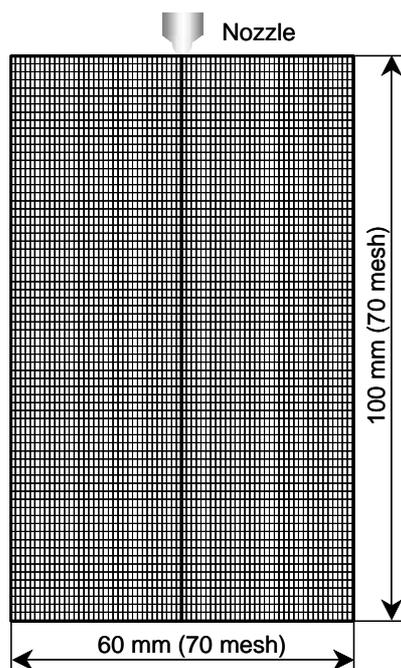


Fig. 4 Computational grid

雰囲気温度は 440 K で一定とし、初期燃料温度 T_f を 320, 380, 440 K に変化させた。

数値解析の際の計算メッシュを図 4 に示す。幅 60 mm、高さ 100 mm の円筒型定容容器を想定し、それぞれを 70 メッシュに分割した。また、実験結果と比較するため、計算条件は実験条件と一致させている。

図 5 に気液平衡推算により得られた供試燃料の圧力・温度線図を示す。混合燃料の場合には、液相側の飽和液線と気相側の飽和気線に囲まれた二相領域が存在し、この二相領域内には気液が共存する。また、同図には各初期燃料温度に設定した際の相変化状態を示す。 $T_f=320$ K の場合は、噴射後飽和液線上に到達するが、二相領域内には入らないため、減圧沸騰は生じない。それに対して $T_f=380, 440$ K の場合では、相変化が噴射直後に二相領域に到達するため減圧沸騰が生じる。特に $T_f=440$ K では噴射直後に雰囲気状態に

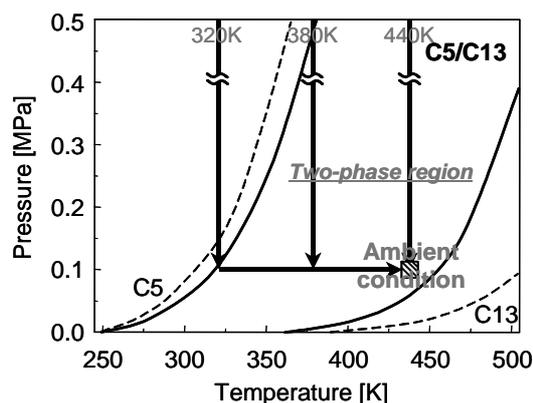


Fig. 5 Initial fuel temperature variations

到達し、減圧度（噴射圧 - 雰囲気圧）は $T_f=380$ K に比べて極端に大きい。

4. 結果および考察

4.1. 液滴および蒸気濃度分布

図 6 に各初期燃料温度の液滴および蒸気濃度分布を示す。また、同図にはシャドウグラフ撮影により得られた画像も併記している。減圧沸騰が生じない $T_f=320$ K では、両成分ともほとんど蒸発しない。 $T_f=380$ K になると、n-トリデカンが蒸発しないものの、n-ペンタンは蒸発し始める。ただし、両初期燃料温度で液滴の分布はほぼ変化していない。これは、 $T_f=380$ K でも減圧沸騰が生じるものの、減圧度が低いために激しい減圧沸騰が生じないためである。それに対して $T_f=440$ K では他の初期燃料温度の傾向とは大きく異なり、n-ペンタン、n-トリデカンともに噴射初期から蒸発している。さらに噴霧幅も噴射初期から大幅に増加している。この現象は、図 6 のシャドウグラフ撮影結果からは見られないが、図 7 のノズル近傍の拡大画像では $T_f=440$ K において希薄混合気が半径方向に大きく広がっている。したがって、本モデルにより、 $T_f=440$ K での急激な噴霧幅の増加が表現できていることが確認できる。また、n-ペンタンの高濃度領域は主に噴霧上流部に位置し、n-トリデカンの高濃度領域はさらに下流部にも存在している。一般に、多成分燃料は分留性状に従って蒸発することが知られており⁽¹⁰⁾、本研究で用いた多成分燃料噴霧モデルを使用することにより、この効果が再現できている。しかし、 $T_f=440$ K では計算結果により得られた噴霧先端到達距離が実験結果に比べて過小に見積もられており、これに関しては次節で詳説する。

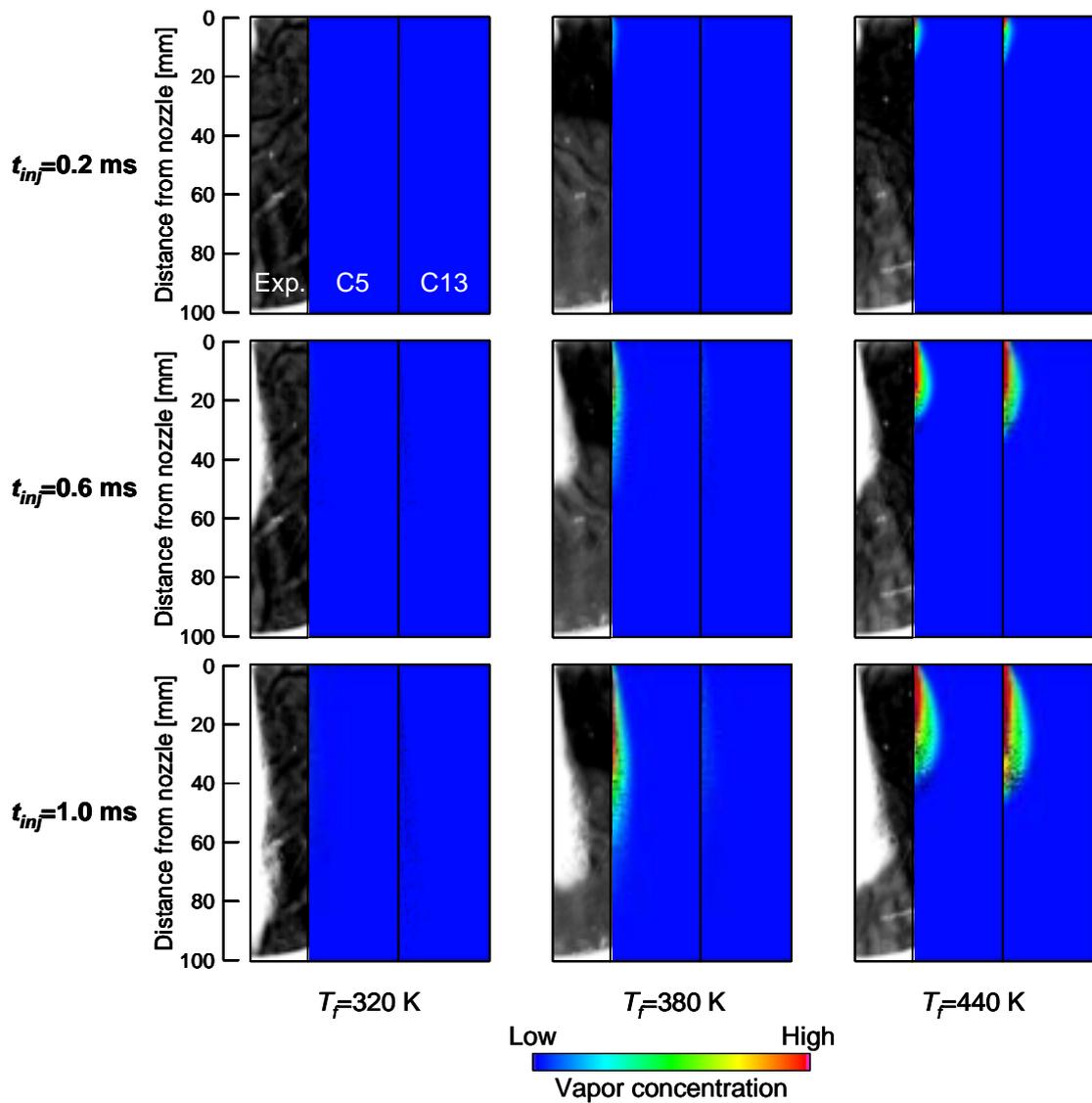


Fig. 6 Droplet and vapor distributions

4.2. 噴霧先端到達距離

図8に各初期燃料温度における噴霧先端到達距離を示す。 $T_f=320, 380$ Kの場合は図6で示されるように液滴が多く存在するため、時間経過に比例して噴霧先端到達距離は増加する。ただし、噴射開始からの時間 $t_{inj}=0.4$ ms 付近から $T_f=380$ K では先端到達距離が短くなる。これは、 $T_f=380$ K の場合では $t_{inj}=0.4$ ms から弱い減圧沸騰効果が出始め、燃料液滴が微粒化されたためであると考えられる。 $T_f=440$ K では、激しい減圧沸騰を伴うため、噴射期間を通じて先端到達距離は短くなっている。実験結果と比較すると、 $T_f=320, 380$ K では変化率は類似しているものの、先端到達距離は過大評価されており、逆に $T_f=440$ K の計算結果は先端到達距離が短く見積もられている。特に、 $T_f=380$ K と $T_f=440$ K の噴霧先端到達距離の差異が過大評価され

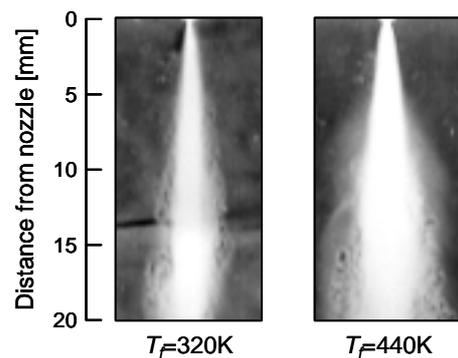


Fig. 7 Enlargement near nozzle orifice ($t_{inj}=0.5$ ms)

ている。これらは TAB モデルの改良による液滴径の大粒径化と、減圧沸騰モデルによる気泡核生成・成長の過大評価から生じたものである。今後さらに定性的、定量的に噴霧先端到達距離を実験値と一致させる

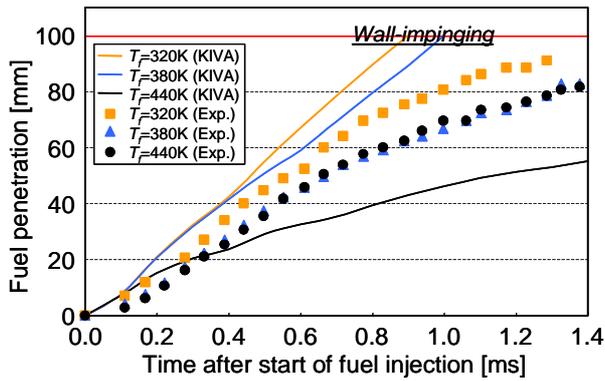


Fig. 8 Fuel penetration

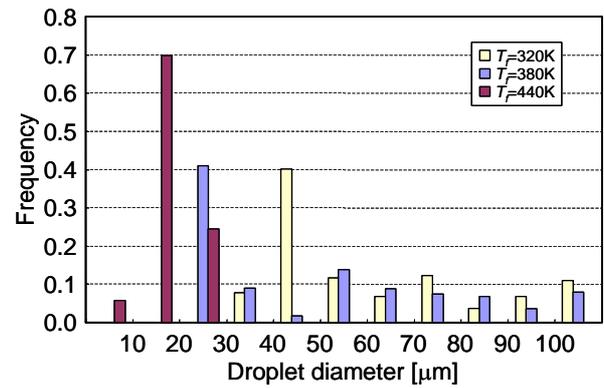


Fig. 11 Droplet diameter distribution ($t_{inj}=0.5$ ms)

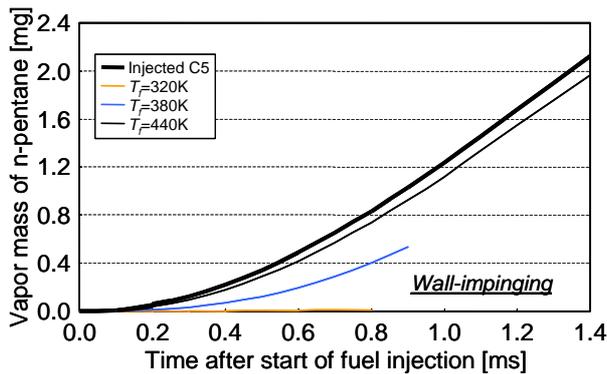


Fig. 9 Vapor mass of n-pentane

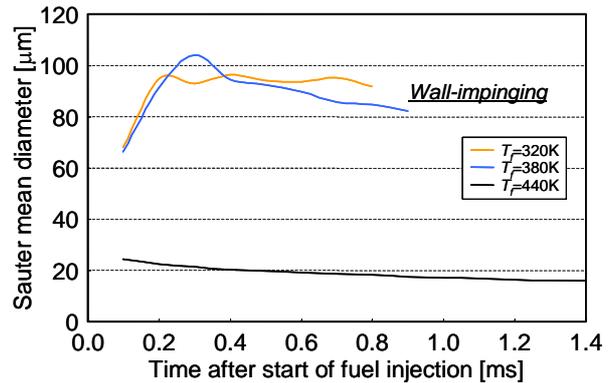


Fig. 12 Sauter mean diameter

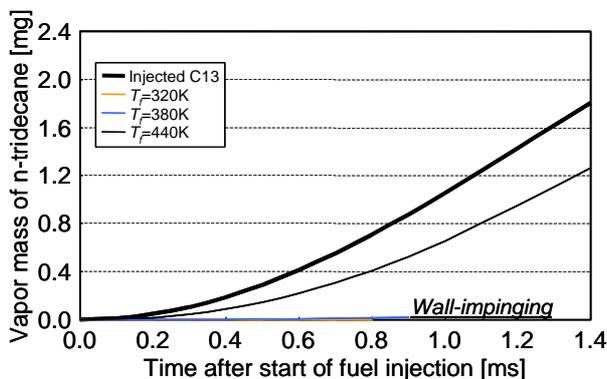


Fig. 10 Vapor mass of n-tridecane

には、減圧沸騰モデル自体の最適化、および多成分燃料噴霧モデルとの適合性の検証が必要である。

4.3. 蒸気量

図 9, 10 にそれぞれ n-ペンタン, n-トリデカンの蒸気量の時間変化を示す。 $T_f=320$ K では、図 6 でも明らかのように両成分ともほとんど蒸発していない。 $T_f=380$ K の場合では n-ペンタンが噴射量の約 50 % 蒸発するもの、n-トリデカンは $T_f=320$ K と同様にほとんど蒸発しない。図 5 で示したように、n-ペンタンの混合に伴い n-トリデカンは低沸点化されるため、二相領域内では n-トリデカンの蒸発が促進されるものと

考えられるが、 $T_f=320$ K での小さい減圧度では n-トリデカンが蒸発するまでには至らない。それに対して減圧度が極端に大きい $T_f=440$ K では、噴射直後から噴射期間を通して噴射された n-ペンタンの約 90 %、n-トリデカンの約 65 % が蒸発している。これは、ノズルオリフィス内で成長した気泡を持つ大粒径の液滴が、噴射直後に減圧沸騰を起こし微粒化されるためであり、この現象は噴射期間を通して継続されるものと考えられる。

4.4. 液滴粒径分布と平均粒径

図 11 に $t_{inj}=0.5$ ms における各初期燃料温度の液滴粒径分布を示す。 $T_f=320$ K では、30 μm 以下の液滴が存在していないが、 $T_f=380$ K になると小粒径側に移行し、20-30 μm の液滴が全体の約 40 % を占める。しかし、両初期燃料温度では、100 μm 以上の液滴が存在している。それに対して $T_f=440$ K における液滴径はすべて 30 μm 以下となり、10-20 μm の液滴が約 70 % を占めている。これらは図 12 に示す各初期燃料温度におけるザウター平均粒径 (D_{32}) の時間変化からも伺える。 $T_f=320, 380$ K の場合、 D_{32} はともに $t_{inj}=0.4$ ms 付近まで上昇し、その後 $T_f=320$ K ではほぼ一定値を保ち、 $T_f=380$ K では減少に転じる。この D_{32} に変化が

生じる $t_{inj}=0.4$ ms は, $T_f=380$ K の先端到達距離が減少する時間と一致しており, このことから, $t_{inj}=0.4$ ms から減圧沸騰の効果が現れ始めることが予想される。また, $T_f=440$ K では他の初期燃料温度とはまったく異なった傾向を示し, 噴射直後から D_{32} は $30 \mu\text{m}$ 以下となり, 時間経過にしたがい緩やかに減少している。以前行ったディーゼルエンジンを用いた実験では, $T_f=440$ K の場合にスモーク濃度が大幅に低減されている⁽¹¹⁾ことから, この $T_f=440$ K における微粒化向上効果は本モデルで表現できているものと考えられる。

5. まとめ

以上の減圧沸騰噴霧に関する数値計算を行った結果, 以下の結論が得られた。

- (1) 実験および計算結果ともに, 初期燃料温度 $T_f=440$ K では, 激しい減圧沸騰により噴霧幅は大幅に増大する。
- (2) 計算結果において初期燃料温度の上昇により噴霧先端到達距離が減少する点では, 実験結果と一致するものの, さらなるモデルの最適化が必要である。
- (3) 減圧度の大きい $T_f=440$ K では, 他の初期燃料温度と比べて, 激しい減圧沸騰に伴う微粒化効果により各成分の蒸発率が極端に大きい。
- (4) $T_f=320, 380$ K の場合は $100 \mu\text{m}$ を越す大粒径の液滴が存在するが, $T_f=440$ K では噴射直後から $30 \mu\text{m}$ 以下の小粒径の液滴のみとなる。

参考文献

- (1) Oza, R. D. and Sinnamon, J. F., “An Experimental and Analytical Study of Flash-Boiling Fuel Injection”, SAE Paper 830590, (1983).
- (2) Reitz, R. D., “A Photographic Study of Flash-Boiling Atomization”, Aerosol Science and Technology, Vol. 12, pp.561-569, (1990).
- (3) Amsden, A. A., “KIVA3V, Release 2, Improvement to KIVA3V”, Los Alamos National Laboratory Report LA-13608-MS, (1999).
- (4) 千田, 錦織, 北條, 塚本, 藤本, “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)”, 機論(B), Vol.60, No.578, pp.3556-3562, (1994).
- (5) Cole, R., *Boiling Phenomena*, Vol.1, Hemisphere Pub.

(Washington), p83, (1979).

- (6) Plesset, M. S., *Cavitation in Real Liquids*, Amer. Elsevier Pub. (New York), p.1, (1964).
- (7) 井田, 杉谷, “圧力変化を受ける油中の気泡の運動 (第1報, 単一気泡の実験解析)”, 機論(B), Vol.45, No.399, pp.1650-1657, (1979).
- (8) Kawano, D., Senda, J., Wada, Y., Fujimoto, H., Goto, Y., Odaka, M., Ishii, H. and Suzuki, H., “Numerical Simulation of Multicomponent Fuel Spray”, SAE Paper 2003-01-1838, (2003).
- (9) Ely, J. F. et al., “NIST Thermophysical Properties of Hydrocarbon Mixture Database (SUPERTRAPP) Users’ Guide”, (1992).
- (10) Akihama, K., Fujikawa, T. and Hattori, Y., “Simultaneous Laser-Induced Fluorescence Measurements of In-Cylinder Fuel Behavior of Different Boiling Point Components”, Proc. 15th Internal Combustion Engine Symposium (International), Seoul, pp.577-582, (1999).
- (11) Kawano, D., Senda, J., Wada, Y. and Fujimoto, H., “Fuel Design Concept for Low Emission in Engine Systems 4th Report : Effect of Spray Characteristics of Mixed Fuel on Exhaust Concentrations in Diesel Engine”, SAE Paper 2003-01-1038, (2003).