

## エンジンスプレーの燃焼室壁面への衝突過程に関する体系的モデリング

Modeling on Interaction Processes of Engine Sprays and Chamber Wall

千田 二郎, 松田 健  
(Jiro SENDA) (Tsuyoshi MATSUDA)  
同志社大学  
(Doshisha Univ.)

The spray-wall interaction affects combustion process and mixture formation process. And there is a problem that unburned hydrocarbons and the combustion chamber deposit occur due to the adhesion of fuel on the wall. Thus, this study is focused on modeling interaction processes of engine sprays and chamber wall. In this paper, representative modeling approaches on spray-wall interaction process including the film flow formation are summarized briefly. Then, these models of spray impingement for low/high-temperature models including the process of fuel film formation, film breakup, wall-drop/film heat transfer, and droplet breakup owing to the solid-liquid interface boiling are introduced with the comparison of experimental results.

*Key words* : Wall impinging spray, Droplet breakup, Simulation

### 1. まえがき

本論文は、著者らがこれまでに提案したディーゼルエンジンやガソリンエンジン内の燃料噴霧と壁面（燃焼室壁面や吸気管壁面）の干渉モデルを体系的にまとめたものである。著者らは、初期のディーゼルエンジンに関する研究に始まり、壁面上の液膜形成に着目したモデル、また吸気管噴射式ガソリンエンジンへ拡張した研究、壁面の伝熱面過熱度による固液界面の沸騰形態の差異を考慮した研究、さらに直噴ガソリンエンジンへの適用モデルなどを個別に報告してきた。しかし、各モデルの意義や相違点が明確でなく、また使用の際の利便性についても大きな問題があったと考えられる。そこで、本論文において、これまでの各モデルを一つの体系的モデルとしてまとめあげた体系的モデルについて報告する。なお、この「まえがき」では以下に噴霧と各種壁面との干渉についての背景を示すとともに、モデリング研究のレビューを行う。そして2章において、これまでの著者らの提案モデルの概要を

紹介し、3章以降で各サブモデルの内容を記述する。

#### 1.1. 噴霧-壁面干渉のパターン

##### ・ディーゼル機関

小型高速型のディーゼル機関では、図1に示すように噴射された燃料噴霧はピストンキャビティなどの壁面に衝突し、噴霧液滴と壁面間でさまざまな干渉過程を経て、噴霧液滴群あるいは燃料蒸気は壁面から分散・拡散して燃焼過程を左右する。特に、近年実用化されている高圧燃料噴射の場合には、壁面近傍で主要な燃焼過程が継続し、噴霧の壁面衝突後の分散過程は燃焼、特に各種の化学種の生成にも大きな影響を及ぼすと考えられる。

##### ・吸気管噴射ガソリン機関

吸気管噴射において、図1に示すように噴射された燃料は吸気管壁面および吸気バルブに衝突する。衝突した燃料液滴は蒸発し蒸気となるものと、液滴のまま反射し飛散するもの、そして付着し液膜を形成するも

のがある。この付着燃料液膜は空燃比制御を困難にし、特に冷間始動時や加速時の応答性に大きな影響を与える<sup>(1)</sup>。また、これが多量の未燃炭化水素の排出原因<sup>(2)</sup>となっている。

・直噴ガソリン機関

直噴ガソリン機関は、燃焼室内空気流動とピストン壁面を利用することで、燃焼制御の自由度を増し低負荷時において安定した希薄燃焼を得ることで、大幅な燃料消費の低減を達成している。しかし、図1に示すように、噴射された燃料はピストン壁面へ衝突し液膜として付着する。その液膜の燃焼は困難で、未燃炭化水素やデポジットの生成要因となる<sup>(3),(4)</sup>。これらは、排気特性のみならず、機関の出力特性や信頼性・保守性をも悪化させる。

このように、内燃機関において噴霧の壁面衝突挙動はその後の混合気形成過程および燃焼過程に大きな影響を及ぼす。また、燃焼室内の壁面に付着した液膜は、未燃炭化水素やすすの排出原因となっている。よって、これらの噴霧-壁面干渉過程を解明することは機関の更なる高効率、低エミッション化を図る上で重要である。

1.2. Modeling 研究のレビュー

内燃機関内での流動と噴霧現象さらに燃焼過程を解析するため、Los Alamos 研究所で開発された KIVA コード<sup>(5)</sup>は、実際のエンジン解析に求められる機能を付加することによって、KIVA-II<sup>(6)</sup>、KIVA-3<sup>(7)</sup>、KIVA-3V<sup>(8)</sup>と進化してきた。その間、計算精度の向上のため、様々な物理現象のサブモデルについて研究が行なわれている。この KIVA、KIVA-II のオリジナルコードには壁面衝突後の液滴の飛散に対する計算が含まれず、計算結果が実現象と一致しないことから、壁面衝突噴霧現象に対するモデリングが数多く行なわれている。

Naber ら<sup>(9)</sup>は、Wachters ら<sup>(10)</sup>の高温壁面 ( $T_w=400$  [°C]) に衝突する水滴の実験結果から入射 Weber 数と反射 Weber 数の関係についてモデリングを行なっている。これは、 $We > 80$  で液滴は壁面に垂直方向の反射速度を持たずに半径方向へ拡がり (Wall jet)、 $We \leq 80$  では液滴は Wachters らの実験結果に従って反射するモデル (Rebound) であり、KIVA コードに組み込まれて実験値と比較された。しかし、実際の壁面衝突噴霧においては、衝突時の液滴の Weber 数はほとんどが 80 以上であり、この解析においては衝突した液滴は壁面上を半径方向に Wall jet 状に拡がるのみで、壁面上方への噴霧の成長が過小に見積もられている。また、壁面上への液膜の形成を考慮していないため、液滴と液膜の干渉効果が見積もられていない。

Wakisaka ら<sup>(11)</sup>は衝突液滴による液膜形成とその

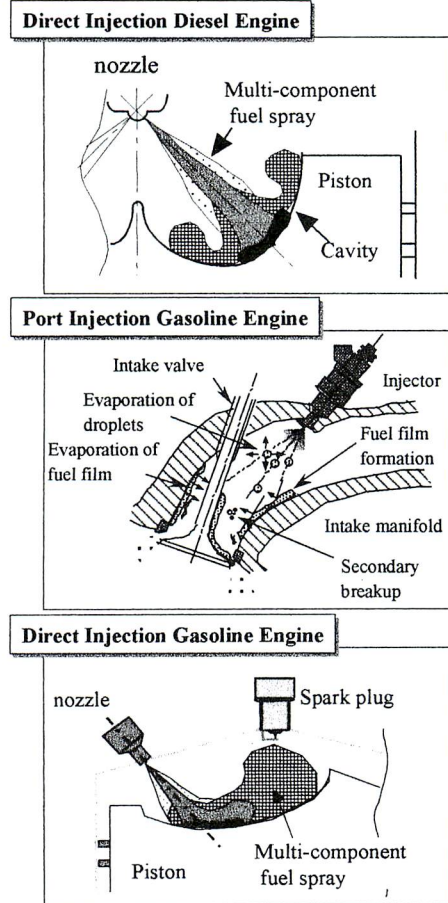


Fig.1 Spray-wall interactions of internal combustion engines

液膜の壁面上での流動を含むモデルを提案している。このモデルでは、衝突液滴の分裂挙動を Weber 数によって分類し、壁面に付着した液膜については液膜の持つ初速度と液膜に作用する力からその流動を解析している。

Wang ら<sup>(12)</sup>は液滴の衝突時のエネルギー損失を考慮して、Naber らのモデル<sup>(9)</sup>を改良し、 $We > 80$  の場合には液滴の壁面衝突による分裂を考慮して、反射液滴径が入射液滴径の 1/4 になるモデリングを行なっている。しかし、反射後の速度は半径方向成分のみで壁面上方に与えておらず、計算結果では、噴霧の高さが過小に見積もられる。そのため、液滴の衝突する場合に液滴の粒径の影響を考慮し、衝突後に液滴が粒数の少ない方向に移動するように改良を行なっているが、実験結果と十分に一致しない。さらに、Watkins ら<sup>(13)</sup>はこのモデルを改良し、液滴の情報への飛散を考慮したモデルを構築している。

Bai ら<sup>(14)</sup>は、まず液滴の壁面への衝突現象を壁面温度と Weber 数により分類し、液滴の飽和温度と壁面温

度の関係から各壁面温度において考慮すべき現象を詳細に分析している。これに基づき、常温壁面への衝突現象を対象として、様々な液滴実験の実験結果をもとにモデリングを行なっている。さらに、Bai ら<sup>(15)</sup>はこのモデルに加えて、液膜の運動を数値解析的に求めるモデルを構築している。

Stanton ら<sup>(16)</sup>は、液膜に衝突する液滴の挙動を Weber 数によって四つに分類 (Stick, Rebound, Spread, Splash) した噴霧-液膜干渉モデルと液滴の衝突や周囲空気の剪断による液膜の拡張、移動を考慮した液膜モデルを用いて、実験との比較を行なっている。また、Stanton ら<sup>(17)</sup>は、液膜への熱伝達を考慮して液膜モデルの改良を行ない、蒸発場での実験結果と比較を行なっている。さらに、多成分蒸発モデルと併用し、冷間始動時における噴霧の壁面への衝突や液膜の影響について調べている<sup>(18)</sup>。

ガソリン噴霧に対して、Nagaoka ら<sup>(19)</sup>は実際の噴霧の PDPA 計測結果をもとに、入射前後の液滴の状態を統計的に調べ、モデル化している。このモデルでは、反射後の粒径、速度、角度などがそれぞれ入射時の値の関数となっている。また、液膜の形成は考慮されているが、その移動までは考えられていない。また、Naitoh ら<sup>(20)</sup>は液滴の飛散については Nagaoka ら<sup>(19)</sup>と同様に PDPA 計測の結果から解析し、液膜の形成と移動に関して OPT (Oval-Parabola Trajectories) モデルを構築し、実際のガソリン吸気管内の流動と液膜形成を数値解析により調べている。Ahmadi ら<sup>(21)</sup>は汎用の計算コード STAR-CD を用いて、液膜の形成と移動を数値解析により解くモデルを考案している。O'Rourke ら<sup>(22)</sup>は、液膜形成に関するサブモデルを作成し、KIVA-3 コードに組み込んでいる。このモデルは、液滴の壁面衝突時からの挙動を液膜パーセルに置き換え、液膜の運動や蒸発といった一連の現象を流体力学計算により求めるものである。

## 2. 筆者の噴霧-壁面干渉モデルの分類

筆者らは、KIVA, KIVA-II, KIVA-3 コードを用いて、ディーゼル噴霧と壁面間の干渉過程に関する様々のモデルを提案し、それを KIVA コードに組み込んで、壁面衝突噴霧の分散挙動を解析してきた。そもそも KIVA コードでは、壁面に衝突した液滴はすべて付着するため壁面近傍の混合気形成過程の予測は出来なかった。そこで、Naber-Reitz らは、衝突する液滴の Weber 数によって、液滴が壁面に付着するモードと壁面上を半径方向に壁噴流状に移動するモードを含むモデルを提案した。しかし、このモデルで実際のディーゼル噴霧を

解析すると衝突後の噴霧の半径方向への分散が過大評価され、壁面上方への分散が過小評価された。そこで筆者らはより現実の現象を記述できる各種実験データベースを援用した以下のモデルを構築して、KIVA, KIVA-II, KIVA-3 に組み込んで解析を行ない、別に行なった非蒸発噴霧の透過光減衰光撮影実験、ならびに非蒸発噴霧の Exciplex 蛍光実験の測定結果と比較・検討した。本項は以下の内容構成で各モデルを紹介する。

### ・低温壁面モデルと高温壁面モデル<sup>(23),(24)</sup> :

壁面が低温の場合は衝突した液滴は壁面に付着・滞留するため、それによる液膜形成過程を簡易モデル化し、液膜形成後の液滴衝突に伴う液膜スプラッシュ状分裂をモデル化した。一方、高負荷時相当の壁面が高温の場合には、液滴と壁面間の熱伝達、沸騰による分裂・分裂液滴群の飛散過程をモデル化した。

### ・液膜形成モデル<sup>(25),(26)</sup> :

ディーゼル機関の各作動条件よりピストン壁面の表面温度を推定し、燃料である軽油の沸点・飽和温度との関係を調べた結果、燃料の 50% 留出温度相当の成分に対しては、壁面温度は非沸騰から核沸騰の範囲であることが明らかとなった。この沸騰範囲では壁面に達した液滴群は壁面に付着し、その滞留時間が長い場合、液膜成長過程に後続の噴霧液滴がそこに衝突し、この液膜と液滴間の干渉に起因する液膜形成が支配的となる。この過程についてモデル実験を行ない、その結果をモデル化した。

### ・液膜流動モデル<sup>(27),(28)</sup> :

液膜に衝突する液滴の分裂後の挙動は膜厚に大きく左右されるため、分裂後の挙動および液膜形状の記述が上記のモデルでは正しくは記述できていない。これは、壁面に付着した液膜はセルごとに保存され液膜の流動を考慮していないためである。そこで、新たに液膜の流動を簡易的にエネルギー保存則より求め、液膜流動モデルを作成した。

### ・壁面の伝熱面過熱度を考慮したモデル<sup>(29),(30)</sup> :

機関の燃焼室の壁面温度は負荷条件によっても変化する。一方、軽油、ガソリンなどの燃料は多成分燃料であり、低沸点のものから高沸点のものまでを含んでいる。このため、ある壁面温度を想定した場合においても、燃料中の成分によって噴霧の壁面衝突時の固液界面の沸騰形態は変化する事になる。すなわち、ある壁面温度に対して、燃料中の低沸点の成分は伝熱面過熱度が高いために、遷移沸騰から膜沸騰になる場合がある。これに対し、高沸点の成分は伝熱面過熱度が

低いために非沸騰から核沸騰の状況を呈するようになる。この固液界面の沸騰状況は、液滴の壁面衝突後の分散挙動に大きな影響を及ぼすために、この燃料の多成分性に着目した伝熱面過熱度を考慮したモデルを構築した。

・直噴ガソリンへの拡張<sup>(31)</sup>：

これまでのモデルでは、噴霧の衝突後の分裂・飛散過程のデータベースとして水滴の壁面衝突実験結果を援用してきた。しかし、水滴と軽油やガソリンの燃料成分とではぬれ性が大きく異なる。そこで、本モデルを作成するにあたり、これらの燃料成分のぬれ性に近い 1-propanol の液滴を壁面に衝突させ実験を行ない新たにデータベースを作成した<sup>(31)~(34)</sup>。このデータベースをもとに新たにサブモデル作成した。

3. 低温壁面モデルと高温壁面モデル

3.1. モデルの概要

このモデルでは、図2に示すように壁面の表面温度  $T_w$  が燃料液滴の飽和温度  $T_{sat}$  より低い壁面に衝突する場合 ( $T_w < T_{sat}$ ) と、 $T_w$  が  $T_{sat}$  以上であり高温壁面に衝突する場合 ( $T_w \geq T_{sat}$ ) とを区別してモデリングを行なった。前者の低温壁面の条件では、初めに壁面上に衝突液滴による液膜形成を考え、衝突領域全体にプール状の液膜が形成された時間以降に衝突する液滴による液膜あるいは衝突液滴の分裂過程を簡単なモデルにより与えた。後者の高温壁面の条件では、衝突液滴と高

温壁面間の沸騰現象を考慮し、それに基づく分裂過程を筆者らの以前の研究結果<sup>(35)~(37)</sup>からモデル化した。さらに、高温壁面からの衝突液滴への熱伝達モデルも新たに組み込んでいる。以上の2種類の衝突モデルを KIVA コードに組み込み、さらに Naber ら<sup>(9)</sup>の反射モデルを組み込んで飛散液滴の速度を与えた。詳細は文献(23), (24)を参照されたい。

3.2. 計算結果

3.2.1. 低温壁面への衝突噴霧の計算結果 ( $T_w < T_{sat}$ )

図3に噴射後 1.2ms における衝突噴霧の中心断面上における液滴密度分布の再構成画像、KIVA コード

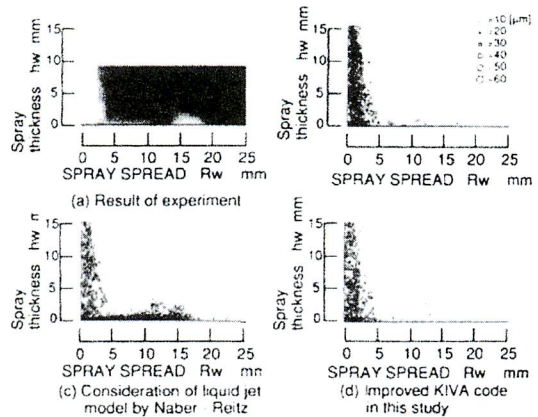


Fig. 3 Comparison between experiments and calculating ( $T_w < T_{sat}$ ,  $t=1.2$ [ms])

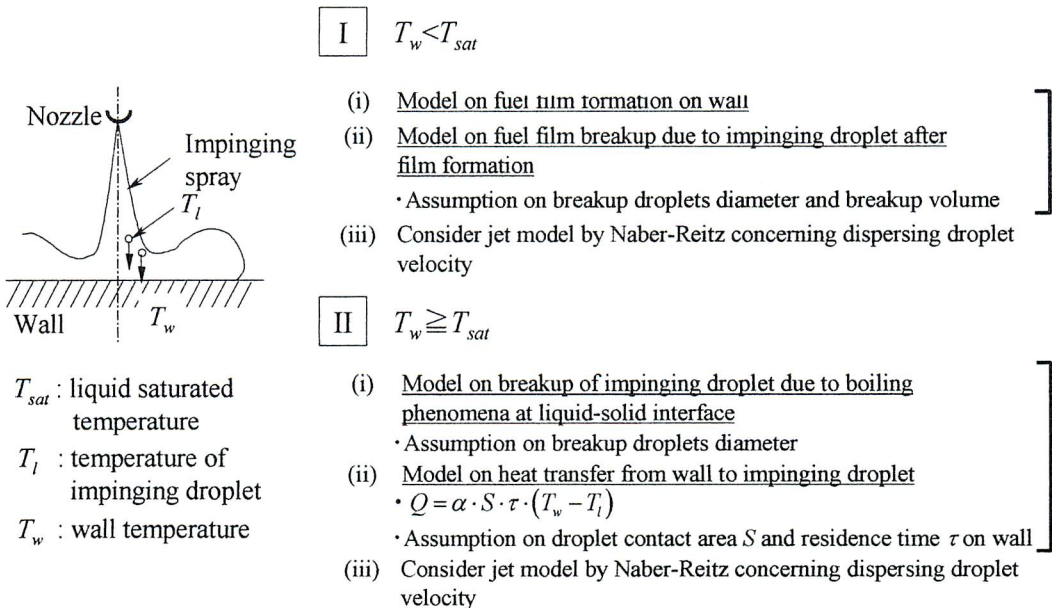


Fig.2 Overview of low/high temperature model

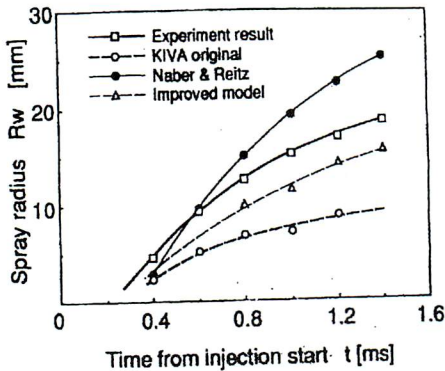


Fig.4 Temporal change in spray radius  $R_w$  on the wall ( $T_w < T_{sar}$ )

と Naber らの反射モデルさらに本研究のモデルでの計算結果を示す。本モデルでは、壁面上に付着した液膜と半径方向に分散した液滴群が表現されており、衝突噴霧の形状は(a)の再構成画像と定性的であるが一致している。

図 4 に、壁面上の噴霧の半径方向への拡がり距離  $R_w$  の時間変化の計算値と実験値との比較を示す。KIVA コードでは衝突した液滴のほとんどは半径方向には拡がらずに衝突点で付着している。Naber らの反射モデルでは、衝突した液滴のほぼ全てが半径方向に拡がり、噴射開始後約 0.6ms で実験値より大きくなっている。これは、衝突液滴のもつ運動量が保存されて半径方向へ大きな速度で液滴が移動するためと考えられる。本研究のモデルを用いた計算においては、全ての時間で実験値よりやや小さめであるが、ほぼ同じような変化の傾向を示している。本モデルでは、液膜より分裂した粒径  $d_{10}$  の液滴群が壁面上の空間へ飛散し、周囲気体からの抗力を受けつつ飛行するものと考えられる。

3.2.2. 高温壁面への衝突噴霧の計算結果 ( $T_w \geq T_{sar}$ )

図 5 に噴射後 1.2ms における噴霧液滴に相当するパーセルの分布および空気過剰率  $\lambda$  の分布の計算結果を示す。(a)はエキサイプレックス蛍光法により測定された実験結果<sup>(38)</sup>であり、液相の蛍光強度と蒸気の定量化された濃度が示されている。(b)は KIVA コードによるもので、(c)は Naber らの反射モデルを考慮した場合、さらに(d)は本研究の衝突液滴の分裂および熱伝達モデルを考慮した計算結果である。

(d)の分裂モデルおよび熱伝達率モデルを考慮した結果では、(b)、(c)と比べて壁面衝突後、パーセルは半径方向へ成長すると共に噴霧外縁部において壁面上方へも成長しており、実験結果の噴霧形状を定性的に記述できている。また空気過剰率分布においても、パー

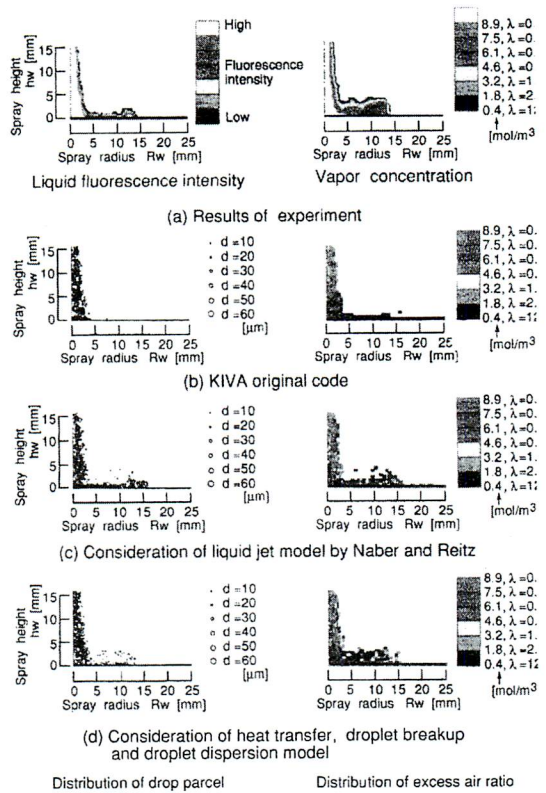


Fig.5 Comparison between experiments and calculating ( $T_w \geq T_{sar}$ ,  $t=1.2[ms]$ )

セル分布の場合と同様に、(c)の場合に比べて蒸気濃度分布は壁面上方へも広がっており、(a)の実験結果と比較的によく一致している。

4. 液膜形成モデル

4.1. モデルの概要

4.1.1 壁面衝突モデル

本モデルでは、冷間始動時に相当する非蒸発の衝突噴霧から、高負荷運転時に相当する蒸発場の高温壁面に衝突する噴霧の双方に適用するモデルを構築するために、まず燃料液滴の壁面衝突時における沸騰現象の違いに着目した。さらに燃料噴霧の壁面衝突現象に重点を置き、液滴壁面衝突による分裂・飛散現象、液滴同士の干渉効果、液膜の形成過程、液滴と液滴の干渉効果を考慮し、モデリングを行なった。その際、衝突液滴の持つエネルギーを、ウエーバ数 ( $We = \rho d v^2 / \sigma$ ,  $\rho$ : 液体の密度,  $d$ : 液滴径,  $v$ : 液滴速度,  $\sigma$ : 表面張力) により評価し、それが低い場合 ( $We \leq 300$ ) と高い場合 ( $We > 300$ ) に分類した。衝突エネルギーが低い場合には、連続して液滴が衝突する場合の液滴と液滴および液滴と液膜の

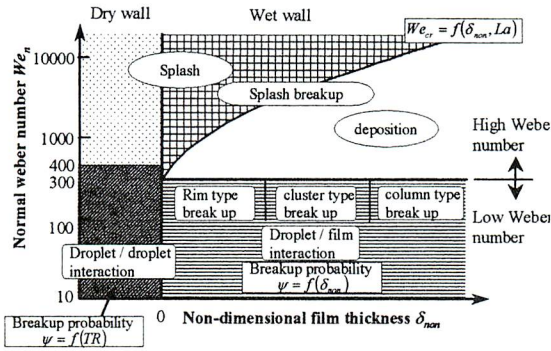


Fig.6 Breakup regime

相互干渉効果を考慮してモデル化を行なった。また、衝突エネルギーが高い場合には液滴の壁面衝突による Splash 現象に着目してモデル化を行なった。さらに各場合とも壁面衝突時における壁面上の液膜の有無により、その壁面衝突挙動が異なる。図6に示すように衝突液滴の分裂形態は、壁面上に液膜が形成されている場合、液膜の無次元膜厚と液滴のウェーバ数によって表わすことができる<sup>(39),(40)</sup>。また乾き壁面の場合、衝突エネルギーが低い際には液滴と液滴の相互干渉を考慮し、逆に衝突エネルギーが高い場合には臨界ウェーバ数を用いて液滴の Splash 現象を考慮した。

4.1.1.1 低 Weber 数モデル ( $We \leq 300$ ) (図7参照)

・乾き壁面への衝突

KIVA コードでは、均一粒径や均一物理特性である粒子群を一つの代表粒子であるパーセルとして取り扱っている。このため、このパーセルが壁面に衝突した場合、液滴と液滴との干渉効果を考慮する必要がある。

この干渉効果は Al-Roub ら<sup>(39),(40)</sup>の壁面に衝突する水滴の実験により、その分裂過程への影響が調べられている。

図7に、本モデルで適用した低ウェーバ数領域での Al-Roub ら<sup>(39),(40)</sup>の単液による実験結果を示す。図7の(a)は2つの液滴が連続して壁面温度  $T_w=373$  [K] の乾き壁面に衝突した場合の分裂確率  $\psi$  と  $TR$  との関係を示す。 $TR$  とは液滴の衝突する時間間隔  $\Delta t$  を壁面上での液滴の滞留時間  $\tau_d$  で除した値である。この結果より、液滴と液滴の干渉効果が分裂確率に大きな影響を与えることがわかる。そこで、これらの実験結果より得られた実験式をモデル内に組み込んだ。

・濡れ壁面への衝突

ウェーバ数が低い場合、壁面に衝突した液滴はほとんどが壁面に付着する。しかし、壁面上に形成された液膜との干渉を考えると、その表面波の振動モードとの関係より液膜からの液滴の分裂が生じる場合がある。そこで、Al-Roub ら<sup>(39),(40)</sup>はこの干渉効果を調べ、液膜からの分裂形態を(反射液滴径、反射速度)を全て無次元膜厚  $\delta_{non}$  で整理し以下に示すような3つのタイプに分類している(図7の(b))。なお、図中に示す無次元膜厚  $\delta_{non}$  とは、 $\delta_{non} = \delta_f / d_{in}$  ( $\delta_f$ : 膜厚 [m],  $d_{in}$ : 入射液滴径 [m]) である。

- (1)リムタイプ: 液膜の縁に隆起したリム状の突起から1つの液滴が分裂する場合。分裂液滴数・・・1
- (2)クラスタータイプ: クラウン状の突起より複数個の小さな液滴群が分裂する場合。分裂液滴数・・・4
- (3)コラムタイプ: 液膜中央部に表面波の反射により大

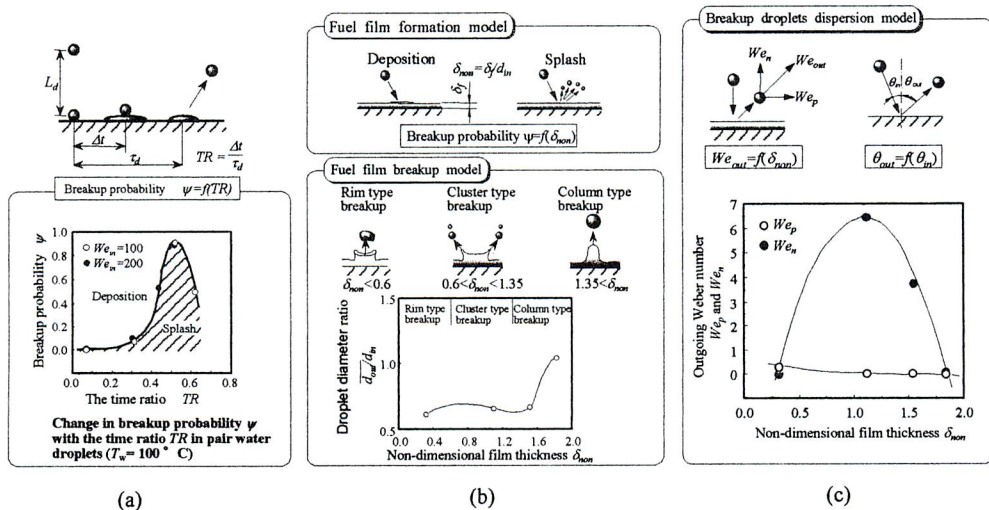


Fig.7 Impingement model for low Weber number ( $We < 300$ )

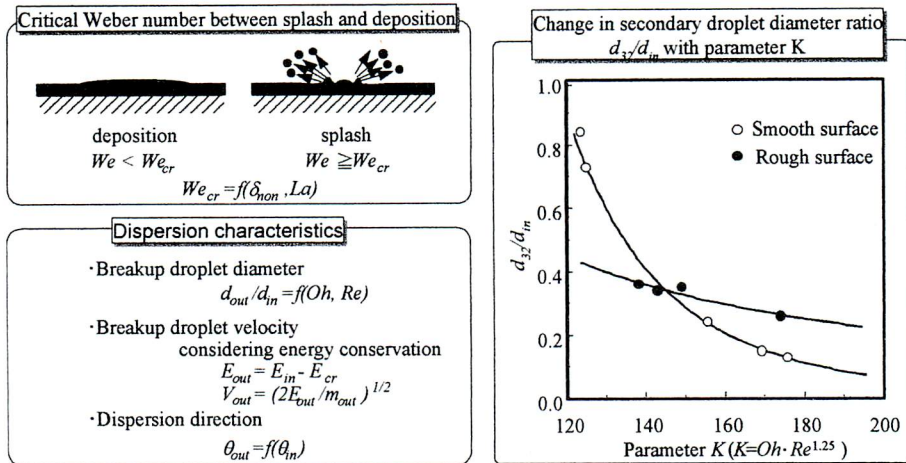


Fig.8 Impingement model for high Weber number ( $We > 300$ )

大きく隆起したコラムが生じ、それより比較的大きな液滴が分裂する場合。分裂液滴数・・・1

また、この液膜から分裂した液滴の分散過程は、当然その3つのタイプによって異なる。図7の(c)において、 $We_p$  が壁面に対して水平方向のウェーバ数、 $We_n$  が垂直方向のウェーバ数である。これよりクラスタータイプとコラムタイプの場合には垂直方向への反射ウェーバ数が非常に低くなっている。また、水平方向への反射ウェーバ数は、どの分裂タイプにおいてもほとんど一定とみなせる。以上の液滴実験によって得られた結果はすべて、近似曲線で定式化することにより、モデル内に組み込んだ。

4.1.1.2 高 Weber 数モデル( $We > 300$ ) (図8参照)

比較的低温の壁面に衝突した液滴は、その入射 Weber 数が低い場合壁面上で液膜を形成する。一方、高い Weber 数で液滴が乾き壁面あるいは液膜の上に衝突すると、液滴自身の分裂あるいは液膜からの液滴の分裂飛散が生じ、いわゆる Splash 現象が起こる。この Splash が起こる場合と液膜に付着する場合の臨界（臨界値）については、Coghe ら<sup>(41)</sup>、Mundo ら<sup>(42)</sup>、Yarin ら<sup>(43)</sup>、Marengo<sup>(44)</sup>により調べられている。特に、Marengo はこの境界について詳細に調べ、臨界の Weber 数について以下の実験式を提案している。

$$We_{cr} = (2164 + 7560\delta_{non}^{1.78})La^{-0.2} \quad \dots(1)$$

$La$  : Laplace 数 ( $La = \rho_f \cdot \sigma \cdot d_{in} / \mu_f^2$ )

$\mu_f$  : 燃料の粘性係数 [ $N \cdot s / m^2$ ]

本モデルにおいては、上式の臨界 Weber 数を用いて液滴が液膜に付着するか、分裂飛散するかの判定を行った。

・分裂液滴径と分裂数

Splash 現象では、衝突した液滴あるいは液膜は比較的微小な液滴に分裂する。Mundo ら<sup>(35)</sup>は図8右図に示すように、分裂液滴群のザウタ平均液滴径と入射液滴径の比と衝突時の液滴の状態を表す無次元パラメータ  $K$  との関係を示し、粗い壁面と滑らかな壁面に衝突する場合のそれぞれについて調べている。本モデルではこの図の関係から分裂飛散した液滴群のザウタ平均粒径を求めた。

さらに、壁面上に形成された液膜はその表面が波打っており、衝突液滴径相当の凸凹が生じていることから、粗い壁面に対する関係式を液膜に衝突する場合に、滑らかな壁面に対するものを乾き壁面に衝突する場合にそれぞれ適用した。

・飛散速度

液滴の分裂後の飛散速度は、入射時と分裂飛散後におけるエネルギー保存により考え、次式が成り立つ。

$$E_{out} = E_{in} - E_{cr} \quad \dots(2)$$

$E_{out}$  : 反射後の液滴のエネルギー [J]

$E_{in}$  : 入射時の液滴のエネルギー [J]

$E_{cr}$  : 液膜からの分裂に必要なエネルギー [J]

これより、

$$V_{out} = (2E_{out} / m_{out})^{1/2} \quad \dots(3)$$

が成り立つ。ここで、液滴の衝突前後の位置エネルギーは非常に微小であるためここでは考えない。

4.1.2 液膜蒸発モデル

本モデルでは、液滴の壁面衝突後の挙動と液滴および蒸気濃度の空間分布に重点をおき、液膜形成に関し

てはそれが衝突液滴に及ぼす影響のみを考慮した。そのため、液膜蒸発のモデル化の際にはできるだけ簡略化したモデルを作成した。液滴の衝突により形成された液膜は、その初期において液滴温度と等しく、その後壁面や雰囲気気体より与えられた熱量を液膜の温度上昇および蒸発に費やす。そこで、液膜に供給される熱量と液膜が消費する熱量を等しいとすると、エネルギー保存則より次式が成り立つ。

$$Q_f + Q_{evap} = Q_{g-f} + Q_{w-f} \quad \dots(4)$$

- $Q_f$  : 液膜の温度上昇に費やされる熱量 [J]
- $Q_{evap}$  : 液膜の蒸発に費やされる熱量 [J]
- $Q_{g-f}$  : 雰囲気気体より液膜に供給される熱量 [J]
- $Q_{w-f}$  : 壁面から液膜に供給される熱量 [J]

これより、各々の熱量を求め液膜の蒸発量を算出した。

以上に示した各モデルの詳細は、文献(25), (26)を参照されたい。

## 4.2. 計算結果

### 4.2.1 非蒸発噴霧の解析

図9に、噴射圧力  $P_{inj}=99$  MPa, 衝突距離  $Z_w=30$  mm の条件における、噴射開始から  $t=1.2$  ms の噴霧の液滴パースル分布および実験結果を示す。(a)の実験結果は透過光減衰法によって得られた同時刻の噴霧写真である。KIVA-II オリジナルコードによる計算結果を、(b)に示す。オリジナルコードでは壁面衝突後の液滴の分散モデルが組み込まれていないため、衝突した液滴パースルは壁面に付着するだけである。したがって、半

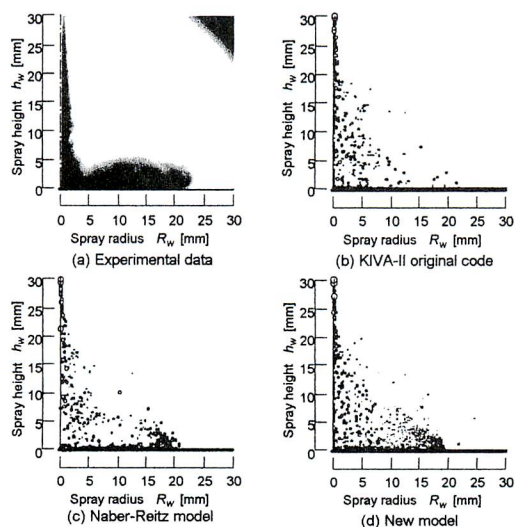


Fig.9 Comparison of spatial distribution of droplet parcels ( $P_{inj}=99$  [Mpa],  $Z_w=30$  [mm],  $t=1.2$  [ms])

径方向  $R_w=20$  mm 付近に見られるいくつかの液滴パースルが周囲気体の流動により半径方向に広がるのみで、ほとんどの液滴は噴霧中心軸近傍に付着している。また、壁面上方への成長は小さい。次に、(c)の Naber-Reitz のモデルを組み込んだものは、高い Weber 数を持つ液滴が壁面衝突後半径方向へ wall jet 状に広がるため、噴霧の先端部に多くの液滴が存在している。この先端部では、壁面上方へも噴霧が成長している。(d)の本研究のモデルでは、噴霧が半径方向へ成長するとともに壁面上方へも大きく成長している。また、図中の白丸の大きさが粒径を表わしており、(c)と比べると壁面上に広がっている液滴の粒径が小さいことがわかる。本モデルでは衝突後分散した液滴が空間中に広く分布しており、噴霧液滴の空間分布が他のモデルと比べて実験結果と良く一致している。また、壁面上方への成長は、雰囲気流動の巻き上げ渦に液滴が追従することによるものと考えられ、オリジナルコードと Naber-Reitz のモデルでは壁面衝突後の液滴の分裂が考慮されていないために、粒径が大きく噴霧高さが過小に見積もられるものと考えられる。

### 4.2.2 蒸発噴霧の解析

図10に噴射圧力  $P_{inj}=99$  MPa, 衝突距離  $Z_w=30$  mm の場合の噴射開始から  $t=1.4$  ms の燃料蒸気および液滴パースルの空間分布と Exciplex 蛍光法により撮影された同時刻の蒸発噴霧の蒸気相および液相の画像を示す。図中の(a)は実験結果を、(b)は KIVA-II オリジナルコー

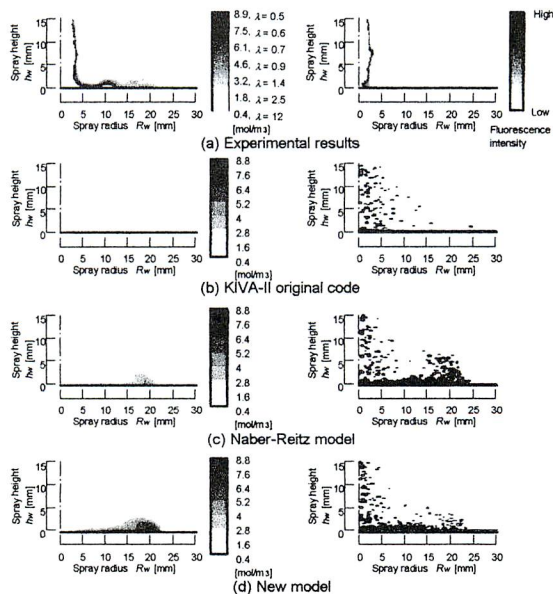


Fig.10 Comparison of spatial distribution of fuel vapor concentration and droplet parcels



ドによる計算結果, (c)はNaber-Reitzのモデルを組み込んだもの, (d)は本研究のモデルによる計算結果をそれぞれ示す。(b)のオリジナルコードでは, 燃料蒸気はその濃度が非常に薄く, 壁面上方への拡がりも実験結果と比べて小さい。また, 液相は比較的实验結果と一致しているが, 壁面上に液滴が多数付着しており実際の挙動を示すものではない。(c)のNaber-Reitzのモデルでは, (b)に比べて蒸気濃度は濃くなり壁面上方へも成長している。しかし, 液滴パースルの分布を見ると, 大粒径の液滴が噴霧先端部の壁面上方にも存在しており, 燃料液滴の蒸発が進んでいないことがわかる。一方, (d)の本研究のモデルでは, 燃料蒸気濃度は実験値に近い値を示しているが, 分布が異なっている。液滴パースルの分布は, 液滴の壁面衝突による分裂を考慮しているため, 反射後の粒径が小さく, 液滴の蒸発が進んでいる。半径方向に  $R_w=15\text{ mm}$  付近までは液滴の数密度が高いが,  $R_w > 15\text{ mm}$  では液滴の数が少なく, 実際の噴霧現象を表現しているといえる。先端部に蒸気濃度の高い領域が存在している原因としては, 実際の噴霧では壁面近傍で蒸発した蒸気が壁面上方に巻き上がり, そこで周囲気体と混合・拡散していくが, KIVA-IIコードでは燃料の蒸発が遅く, 拡散がうまく取り扱われておらず, 液相が噴霧先端部で蒸発しているためであると考えられる。このことから, 燃料蒸気量を見積もるためには, 液滴の壁面衝突による微粒化を考慮することが重要であると考えられる。

5. 液膜流動モデル

5.1. モデルの概要

非沸騰・核沸騰領域において衝突する燃料液滴のウェーバ数が低い場合, 衝突した液滴はほとんどが壁面に付着する。壁面衝突モデルにおいて壁面上に付着した液膜の厚さは, 分裂・飛散の形態を決定する上で非常に重要な意味を持つ。そこで, 本モデルではその液膜形成過程について, 特に液膜の拡がり, 移動に着目してモデリングを行なった。

壁面上で壁面との摩擦によるエネルギー損失が小さい時, 初期の液滴が持っているエネルギーである運動エネルギーと液滴の表面張力である表面エネルギーの和が, 液膜の最大直径  $D_{max}$  での表面張力によるエネルギーと等しいと仮定することにより, 以下の式が導かれる。

$$\frac{D_{max}}{d_m} (= \beta) \cong \sqrt{\frac{We}{6}} + 2 \quad \dots(5)$$

この結果, 付着液膜の最大直径  $D_{max}$  は上述したエネルギー損失がない場合は(2)式により求めることができ

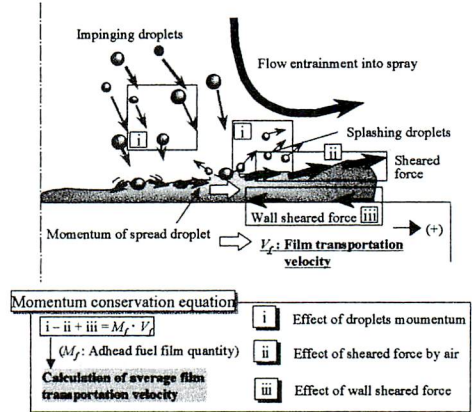


Fig.11 Physical phenomena model for film transportation process on the wall

るが, Ueda ら<sup>(45)</sup>はこのエネルギー損失を考慮した補正係数を以下のように与えている。

$$D_{max} = \beta' \cdot d_m \text{ において, } \beta' = 0.87\beta \quad \dots(6)$$

この補正係数は広範囲のウェーバ数で適用できるから本モデルでも付着液膜の拡がりを算出する際にはこの補正係数を用いた。

また, 本モデルで導入した液膜移動モデルの概略図を図 11 に示す。液膜の移動に関しては, 入射液滴と反射液滴の持つ運動量, 雰囲気気体のせん断力, 液膜と壁との摩擦力の3つの因子を考慮した運動量保存式を解くことによって, 以下の(4)式に示した運動量保存式を算出した<sup>(22)</sup>。

$$\Sigma(m_{in} \cdot v_{in}) - \Sigma(m_{out} \cdot v_{out}) - \tau_{air} \times A_c \times dt + \tau_w \times A_c \times dt = \Delta(M_f \times V_f) \quad \dots(7)$$

ここで,  $\dot{M}_f$ : 単位時間当たりの付着液膜質量変化[g]であり,  $\Delta$ は時間 dt での変化量を表す。

式(7)より各計算タイムステップ毎に平均液膜移動速度を算出することにより, 液膜を移動させた。これにより, 離散化された液膜は内部流動を含まない剛体であるが, その移動により疑似的な液膜流動のモデル化を行なった。詳しくは文献(27), (28)を参照されたい。

5.2. 計算結果

5.2.1. 壁面衝突噴霧の空間分布

図 12 に噴射開始から 2, 4, 6, 8 ms における噴霧の液滴パースルの体積表示空間分布の実験結果を, 図 13 に噴霧半径  $R_w$  と噴霧高さ  $h_w$  の時間変化を示す。実験結果はレーザーシート光による散乱撮影によって得られた同時刻の噴霧写真である。

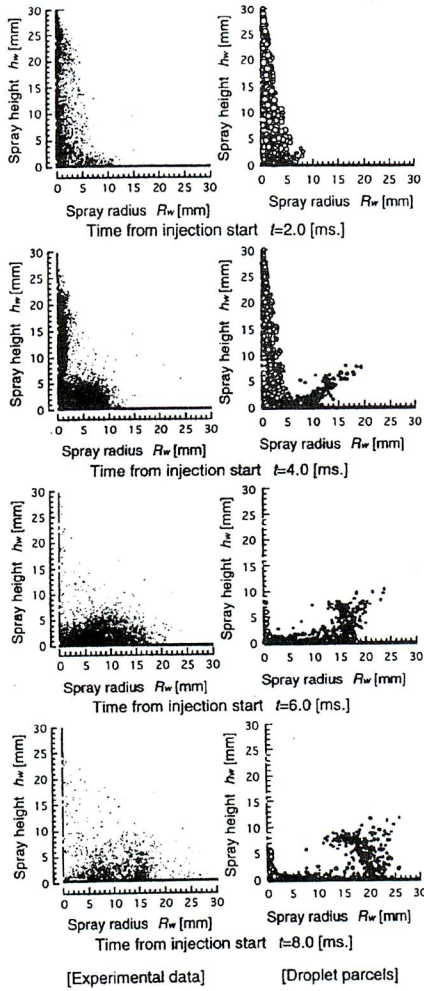


Fig.12 Temporal change in distribution of parcel and experimental images

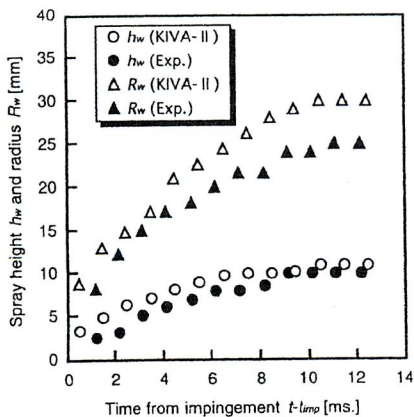


Fig.13 Temporal change in spray height  $h_w$  and radius  $R_w$

この計算結果を見ると衝突初期において、壁面に衝突した噴霧は比較早い速度で半径方向外側へ飛散する。この飛散方向に若干の偏りがあるが、これは入射液滴の密度が高い半径方向 2mm 付近の位置に衝突する液滴が非常に多く、その入射角度にあまり差が無かった結果と言える。しかしながら、噴射開始後  $t=6.0\text{ms}$  では反射液滴の飛散速度は、周囲気体の抵抗を受けて減衰し次第に周囲空気の流れに追従する液滴が表れる。この結果、壁面衝突噴霧解析においてよく論じられる壁面上の噴霧粒先端部での巻き上がり現象<sup>(46)</sup>が確認される。また、噴射開始後  $t=8.0\text{ms}$  ではその液滴の空間分布は、中心軸付近で若干計算結果が希薄になっているものの半径方向、高さ方向の拡がりについては、実験結果とよく一致しており、巻き上げ現象を計算で実現できた効果が大きいと考えられる。しかし、半径方向の拡がりについては衝突開始後 10ms において、計算結果は約 15% 過大に見積もられた。これは比較的粒径の大きな液滴群が、周囲気体の抵抗による減衰を十分に記述できず、計算結果において半径方向へ過大に分散したためと考えられる。

5.2.2. 壁面付着燃料と混合気形成過程

図 14 に噴射開始後 2, 3, 4, 5, 6, 10, 14 ms における液膜形状の時間履歴を示す。図中に示す実験結果はレーザ誘起蛍光法により測定した噴射終了後 10 ms での付着率、平均膜厚である。実験の詳細については参考文献 (47) を参照されたい。この計算結果をみると、インジェクタ中心軸付近において液膜厚さが厚くなっている領域があるが、これは円錐状噴霧による液滴の衝突位置の影響が大きく表れた結果である。しかし、液膜自体の時間履歴を見ると、液膜の移動をモデル内に考慮したこともあり、衝突早期においては液膜

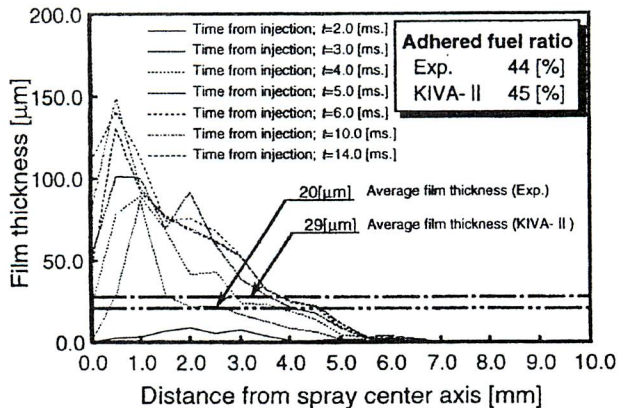


Fig.14 Change in calculated film thickness with time from injection

が半径方向外側に大きく移動していることが分かる。液滴の衝突が開始してからまもなく液膜の移動がほとんど無くなり、最終的には中心軸付近が厚くなる結果になっているが、 $t=14$  ms での燃料付着率が実験結果とよく一致していることから妥当な結果であると考えられる。よって、本モデルにより衝突噴霧の燃料液膜形成過程を見積もることができると示唆される。

6. 壁面過熱度を考慮したモデル

6.1. 本モデルのコンセプト

本モデルでは、これまで構築した壁面衝突モデルを踏まえて、今後多成分燃料噴霧へと展開するためのコンセプトを提案する。実際に機関で用いられる燃料である軽油は多数の成分によって構成される多成分燃料であり、ガスクロマトグラフィーによる精密蒸留の結果によると、蒸発が始まる初留点 IBP (Initial Boiling Point) は 395 K 付近、終了する終留点は FBP (Final Boiling Point) は 681 K 付近となっており、両者の間には 290K 程度の開きがある。したがって、多成分燃料噴霧の場合、次のような成分分布が予測される。飽和温度の低い成分は噴射開始直後にノズル近傍で蒸発を開始し、飽和温度の高い成分は液相のまま壁面に衝突して液膜を形成する。また、その中間の飽和温度を持つ成分は壁面近傍で混合気を形成する。

そこで本研究では、燃料成分の沸点の違いによる燃料成分の蒸発過程および壁面衝突時の沸騰形態の違いに注目した。図 15 にそのコンセプトを示す。図 15 に示した壁面温度  $T_w$  に対する液滴寿命曲線は、燃料の違いにより低沸点成分は左へ、高沸点成分は右へシフトする。つまり、同一壁面温度において低沸点成分では

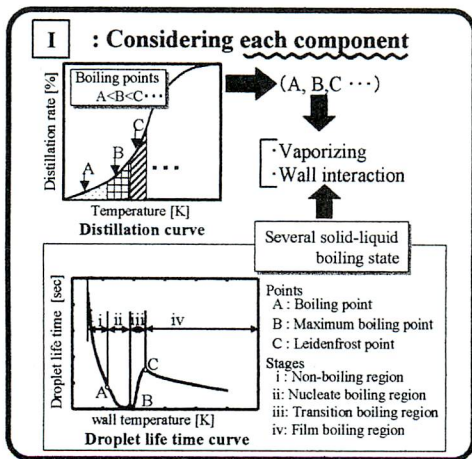


Fig.15 concept of this model

膜沸騰領域の沸騰形態をとり、高沸点成分は非沸騰領域の沸騰形態をとる。このように、燃料沸点の違いは同一壁面温度に対しても沸騰形態を変化させ、反射後の分裂挙動（飛散角度、液滴径、速度）に影響を与える。また、燃料の沸点は雰囲気密度が上昇するに伴ない増加する。よって、本研究では様々な条件下において沸騰形態の違いを考慮するため、壁面過熱度  $\Delta T_{sat}$  (= 壁面温度  $T_w$  - 液体の飽和温度  $T_{sat}$ ) を用いて整理した。

6.2. 壁面過熱度による沸騰形態の変化

本モデルで対象とする小型直噴式ディーゼル機関の壁面温度範囲は、3~6 MPa の加圧条件下で 473~673 K である。軽油の飽和温度の IBP, 50%留出温度, FBP をそれぞれとると、壁面の温度範囲は図 16 に示すように -208~278 K と非常に広がる。すなわち、FBP に対しては  $\Delta T_{sat} = -208 \sim -8$  K で非沸騰領域 ( $\Delta T_{sat} < 25$  K), 50%留出温度に対しては  $\Delta T_{sat} = -81 \sim 119$  K で非沸騰領域から核沸騰領域 ( $\Delta T_{sat} = 25 \sim 100$  K), IBP に対しては  $\Delta T_{sat} = 78 \sim 278$  K で主に遷移沸騰領域 ( $\Delta T_{sat} = 100 \sim 200$  K) から膜沸騰領域 ( $\Delta T_{sat} = 200 \sim 300$  K) とあらゆる沸騰形態をとることになる。これまでのディーゼル機関を対象としたモデルにおいては、n-トリデカンを代表成分として用いたため、実機相当の高圧場では壁面過熱度は  $\Delta T_{sat} = -200 \sim 0$  K となり、沸騰形態として非沸騰から核沸騰の条件でしか考慮していなかった。しかし、多成分燃料である軽油を用いる場合、沸騰形態が遷移沸騰および膜沸騰まで及ぶために、固液界面の沸騰現象に伴う液滴の種々の分裂形態を考慮する必要がある。

竹内らは単一液滴の高温壁面への衝突実験を行ない、沸騰形態の違いによる液滴の挙動を示している<sup>(37)</sup>。これより、核沸騰領域では液膜が形成され、分裂した液滴は上方に吹き上げられるが、遷移沸騰、膜沸騰にお

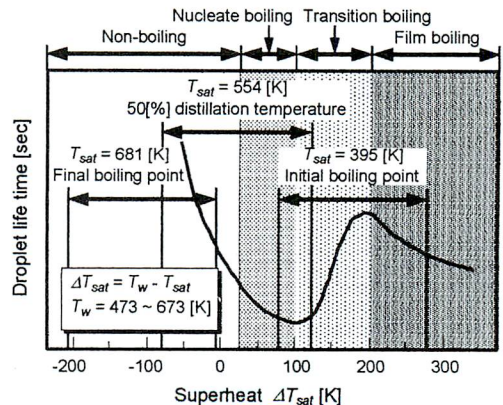


Fig.16 Boiling curve of each composition in engine condition

いては液膜は形成されず、分裂後の液滴は半径方向に飛散することが分かる。したがって、核沸騰領域に対しては、これまでに構築したモデルは適用可能であるが、遷移沸騰および膜沸騰領域には適用することができない。そこで、本モデルでは遷移沸騰、膜沸騰領域に適用可能な壁面衝突モデルの構築を行なった。

6.3. モデルの概要

壁面の温度とディーゼル機関用の燃料である軽油の飽和温度を考えた場合、壁面と衝突液滴間の界面での沸騰挙動は非沸騰から膜沸騰の形態をとる。そこで、遷移沸騰から膜沸騰に対応できるモデルを構築した。このモデルは図17に示すように液滴分裂モデル、液滴反射モデル、熱伝達モデルからなる。

・液滴分裂モデル

筆者らが以前行なった高温壁面に衝突する水滴の变形および分裂挙動に関する実験結果より近似式よりを求め、衝突後の分裂液滴径を入射ウェーバ数の関数として算出を行なった。

・液滴反射モデル

Naberらの提案する液滴反射モデルを参考に、筆者らが行なった水滴実験の結果を考慮してモデリングを行なった。入射液滴の  $We < 80$  では Naberらの提案するモデルを用い、 $We \geq 80$  では水滴実験結果より反射後の液滴径によらず入射液滴の速度  $V_{in}$  の  $1/3 \sim 1/9$  の値で反射速度  $V_{out}$  をランダムにふりわる。これにより、

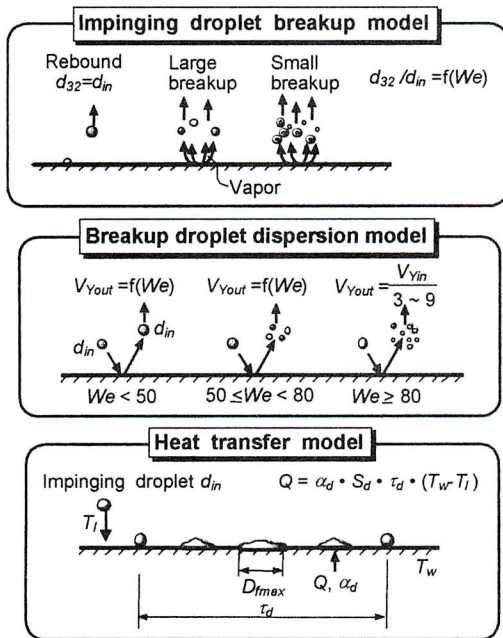


Fig.17 spray impingement model on high temperature wall

本モデルでの液滴の反射速度は次式のようになる。

$$We_{in} < 80: V_{out} = - \left( We_{out} \frac{\sigma}{\rho_f \cdot d_{in}} \right)^{1/2} \quad \dots(8)$$

$$We_{in} \geq 80: V_{out} = V_{in} / \gamma$$

ここで  $\gamma$  は  $3 \sim 9$  の値をとる乱数である。

・熱伝達モデル

高温壁面に衝突した液滴はある一定期間壁面上で液膜状に広がり、その後分裂あるいは未分裂の状態で壁面より反射する。ノズルより噴射された燃料液滴は、壁面衝突後、壁面より熱量を供給され、液滴が壁面上に滞留している間、液滴の温度上昇および蒸発過程に費やされる。壁面から液滴への熱伝達量  $Q$  [J] は式(9)で与えられる。

$$Q = \alpha_d \cdot S_d \cdot \tau_d \cdot \Delta T \quad \dots(9)$$

$\alpha_d$  : 壁面から液滴への熱伝達率 [W/(m<sup>2</sup>·K)]

$S_d$  : 壁面と液滴との接触面積 [m<sup>2</sup>]

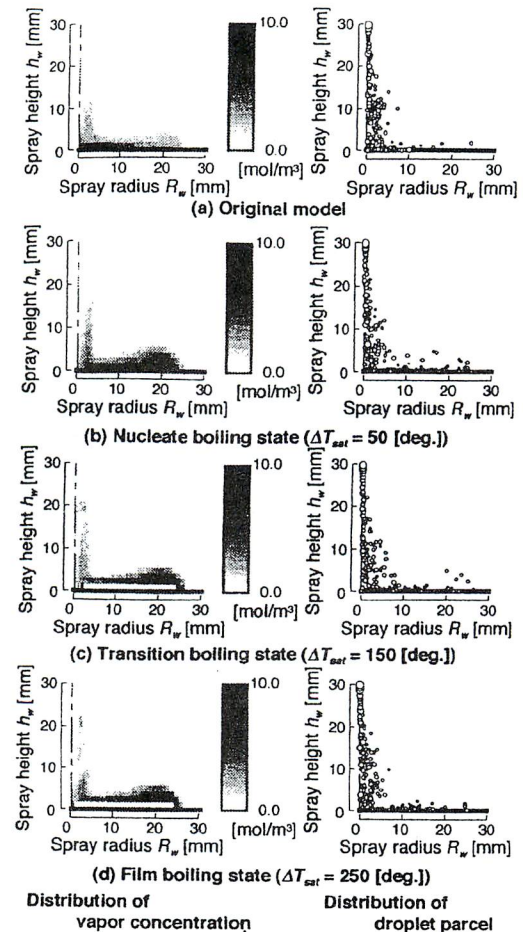


Fig.18 Comparison of spatial distribution of fuel vapor concentration and droplet parcels (t=1.5[ms])

$\tau_d$  : 液滴の壁面上での滞留時間 [s]  
 $\Delta T$  : 壁面温度  $T_w$  と液滴温度  $T_l$  の温度差  
 (=  $T_w - T_l$ ) [K]

式(6)の未知数  $\alpha_d$ ,  $S_d$ ,  $\tau_d$  を決定することで、壁面からの熱伝達による液滴の上昇温度が算出される。そこで、未知数  $\alpha_d$ ,  $S_d$ ,  $\tau_d$  は大久保ら<sup>(48)</sup>の水滴実験および筆者らの水滴実験結果<sup>(35)~(37)</sup>より求めた。

以上のモデルの詳細は文献(29), (30)を参照されたい。

6.2. 計算結果

図 18 に噴射開始から  $t=1.5\text{ms}$  のときの燃料蒸気濃度および液滴パーセルの空間分布を示す。(a)はオリジナルコードによる計算結果, (b), (c), (d)はそれぞれ核沸騰, 遷移沸騰, 膜沸騰の場合の計算結果である。オリジナルコードの場合、壁面からの熱伝達が考慮されておらず、各壁面温度による計算結果が同等のものとなったため、1つの結果のみを示した。

図 18 において、(a)では壁面からの熱伝達が考慮されていないこと、噴霧の壁面衝突挙動が詳細に記述されていないことから、蒸気濃度分布が非常に希薄なものとなっており、壁面上の液滴も比較的大きいことがわかる。核沸騰の条件で計算された(b)では、液膜形成モデル(24),(25)が適用されており、液滴分布から壁面上に厚みを持った液膜が形成されている様子が伺える。さらに、遷移沸騰と膜沸騰の条件では、固液接触状況の差異により生成蒸気量に差が生じ、壁面上の蒸気濃度は核沸騰条件に比べて低い。液膜を形成せず液滴が

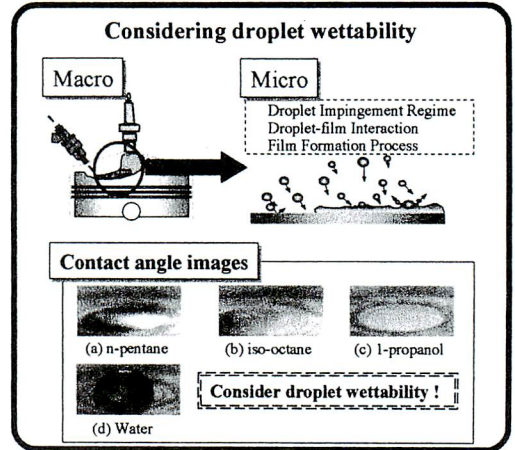


Fig.19 contact angle images of fuel

飛散するという両沸騰領域の挙動が記述されていることが分かる。

7. 直噴ガソリン機関への拡張

7.1. モデルの概要

これまでのモデルでは、噴霧の衝突後の分裂・飛散過程のデータベースとして水滴の壁面衝突実験結果を援用してきた。しかし、図 19 に示すように水滴と軽油やガソリンの燃料成分とではぬれ性が大きく異なる。そこで、本モデルではガソリン成分に近いぬれ性およびガソリンの 50% 留出温度の沸点を有する 1-プロパノールを供試液体として微小液滴の実験を行ないデー

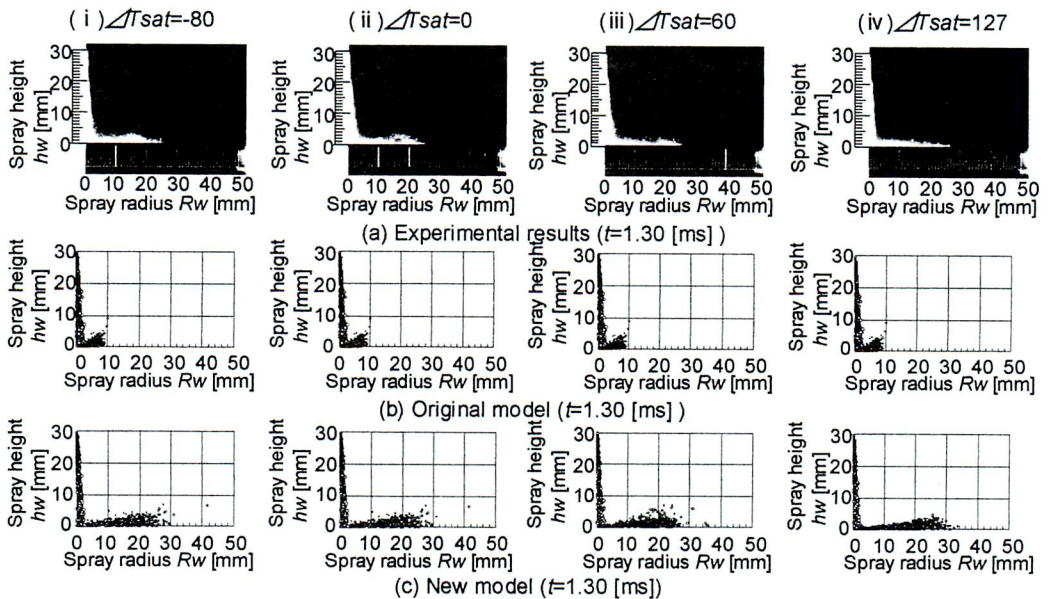


Fig.20 Comparison of spatial distribution of the droplet parcel as a function of superheating degree of wall ( $P_{inj}=10\text{MPa}$ ,  $Z_w=30\text{mm}$ ,  $t_{inj}=1.3\text{ms}$ ,  $P_a=0.1\text{MPa}$ )

データベースを作成した。

また、直噴ガソリン機関において、実際に用いられる燃料は多数の成分で構成される多成分燃料であり、蒸発が始まる初留点は 300K 付近であり、終了する終留点は 470K 付近となっている。このように幅広い沸点範囲を持つ燃料が壁面に衝突すると、その沸騰形態の領域は核沸騰領域から膜沸騰領域までの幅広い沸騰領域をとる。したがって、低温から高温までの広い壁面温度範囲において、液膜の形成と液滴の分裂・飛散を詳細に記述するモデルを構築する必要がある。そこで本モデルでは、これまで作成したモデルを参考にし、全ての沸騰領域に対して適応可能な統合モデルを構築した。詳しくは文献(31)を参照されたい。

7.2. 計算結果

図 20 に、噴射圧力  $P_{inj}=10\text{MPa}$ 、衝突距離  $Z_w=30\text{mm}$  の条件において壁面過熱度  $\Delta T_{sat}$  をパラメータとした場合の、噴霧の液滴パーセル分布および実験結果を示す。(a)は散乱光撮影によって得られた噴霧画像である。KIVA-3 オリジナルコードにおける計算結果を(b)に示す。なお燃料としてイソオクタンを用いた。オリジナルコードでは壁面温度の影響が考慮されていないため、すべての壁面温度において同様の結果となっている。また、実験結果に比べ半径方向への拡がりが少ない。(c)は本研究のモデルの計算結果である。本モデルでは壁面温度の影響による液滴の分裂挙動の違いを考慮しているため高温領域(遷移沸騰領域( $\Delta T_{sat}=60\text{K}$ )・膜沸騰領域( $\Delta T_{sat}=127\text{K}$ ))および低温領域(非沸騰領域( $\Delta T_{sat}=-80\text{K}$ )・核沸騰領域( $\Delta T_{sat}=0\text{K}$ ))の相違が顕著にあらわれている。また、半径方向への拡がりもオリジナルモデルに比べ実験結果とよく一致している。

次に噴霧の外形状として、噴霧半径  $R_w$  と噴霧高さ  $h_w$  を各沸騰領域において、本モデルおよびオリジナル

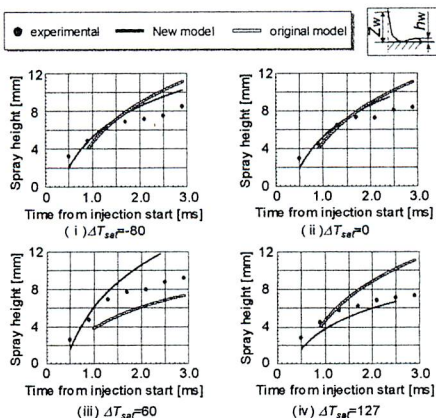


Fig.21 Temporal change in spray height  $h_w$  as a function of superheating degree of wall

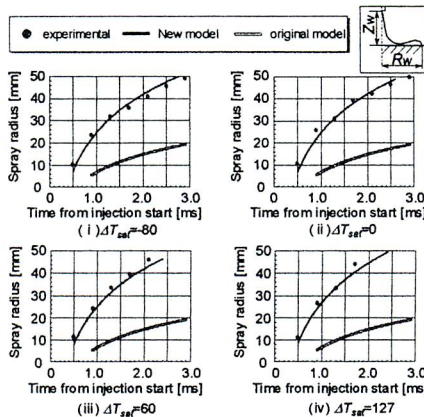


Fig.22 Temporal change in spray radius  $R_w$  as a function of superheating degree of wall

モデルの計算結果と実験結果の時系列変化を比較した結果を図 21,22 に示す。図において、噴霧の半径方向への拡がりは各沸騰領域において、噴霧の壁面衝突初期から衝突終了まで良い一致を示している。しかし、高さ方向への拡がりは壁面衝突初期においては良い一致を示しているが、衝突後期になると高さ方向への拡がりが過大になっている。これは、壁面からの熱伝達および周囲気体の抵抗による減衰を十分に記述できず、計算結果において高さ方向へ過大に分散したためと考えられる。

8. 統合モデルのフローチャート

統合モデルのフローチャートを図 23 に示す。本モデルでは、壁面に衝突する燃料液滴の飽和温度および壁面温度により、液滴の衝突時の沸騰領域を算出する。これによって壁面衝突後の挙動を、それぞれの沸騰領

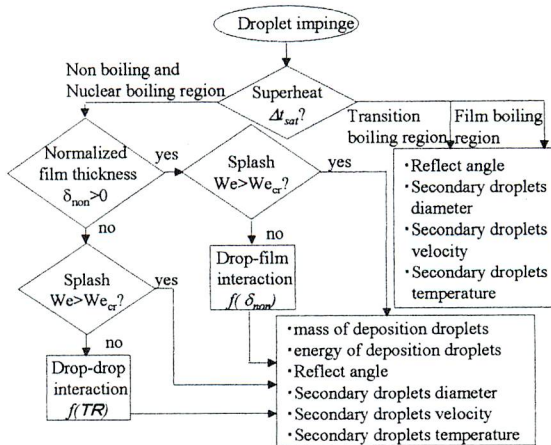


Fig.23 Flowchart of this model

域によって計算を行なっている。大別すると、低温領域と高温領域に分割した。高温領域においては液膜が形成されないため、分裂後の液滴の飛散速度、飛散角度、液滴径、液滴温度をエネルギー保存則および微小液滴実験の実験結果による実験式により求めている。次に、液膜の形成される低温領域においては、液滴間干渉および液膜と液滴の干渉を考慮したモデルを作成し、それにより分裂後の液滴の状態を算出している。つまり、入射時の液滴の入射角、ウェーバ数、壁面過熱度、液膜厚さおよび液滴間隔などの関数によって求めている。

### 9. 結言

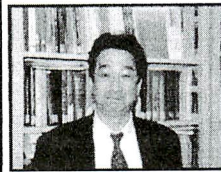
本研究では、微小液滴の壁面衝突実験を基盤として、壁面に衝突した液滴が各沸騰形態の挙動を振る舞うよう、壁面過熱度によって整理する壁面衝突統合モデルを提案した。このモデルは、二つの大きな利点を備えている。一つ目は多成分燃料噴霧への適用性である。先にも述べたように軽油やガソリンのような多成分燃料噴霧の液滴が壁面に衝突する際、燃料成分によって沸騰形態が異なることを考慮すれば、壁面に付着する成分や壁面近傍で混合気を形成し燃焼を支配する成分が自ずと明らかとなり、燃焼室内の現象解明や燃料設計の面で非常に有益となる。二つ目は様々な壁面衝突現象に適用できる点である。壁面衝突挙動の計算時には壁面過熱度のみを考慮するためあらゆる燃料および壁温に対して使用可能であり、本研究で対象とした内燃機関と同様に、燃料が高温壁面に衝突する原子炉炉心や圧延鋼板などの噴霧冷却の解析に適用可能である。

このように、本研究で提案したモデルは燃焼室内で生じる混合気形成や燃焼現象の解明に役立つとともに、直噴式のディーゼル機関やガソリン機関の開発、あるいは燃料設計の分野において有益であり、その応用範囲は非常に幅広いと言える。

### 参考文献

- 1) 服部, 武田, 八重樫, 原田, 第13回内燃機関シンポジウム講演論文集, (1996-7), pp.109-114.
- 2) 山口, 山本, 白石, 大須賀, 自動車技術会, 学術講演会前刷集 951, (1995), pp.297-300.
- 3) 下谷圭司, 及川勝雄, 洞田治, 賀川義雄, "ガソリン筒内直接噴射エンジンの特性-ガソリン筒内直接噴射(早期噴射)方式の排ガス, 出力特性及び過渡性能について-", 第13回内燃機関シンポジウム講演論文集, (1995), pp.289-294.
- 4) 岡本憲一, 秋本淳, 市川徳市, 松原三郎, 筒内直噴エンジンにおける燃焼室デポジットに関する検討, 学術講演会前刷集, No.48-00, (2000), pp.5-8.
- 5) A.A.Amsden, J. D.Ramshow, P. J.O'Rourke, and J. K.Dukowicz, KIVA : A Computer Program for Two-and Three - Dimensional Fluid Flows with Chemical Reactions and Fuel Sprays, Los Alamos National Laboratory report LA-10254-MS, (1985).
- 6) A.A. Amsden, P.J. O'Rourke and, T. D. Butler, KIVA-II : A Computer Program for Chemically Reactive Flows and Sprays, Los Alamos National Laboratory report LA-11560-MS, (1989).
- 7) A.A. Amsden, KIVA-3 : A KIVA Program with Block-Structured Mesh for Complex Geometries, Los Alamos National Laboratory report LA-12503-MS, (1993).
- 8) A.A.Amsden, KIVA-3V : A Block-Structured KIVA Program for Engines with Vertical or Canted Valves, Los Alamos National Laboratory report LA-13313-MS, (1997).
- 9) J.D. Naber, and R.D. Reitz, Modeling Engine Spray / Wall Impingement, SAE Paper, No.880107, (1988).
- 10) L.H.J. Wachters and N.A.J. Westerling, The heat transfer from a hot wall to impinging water drops in the spheroidal state, chem. Eng. Sci., 21, (1966), pp.1047-1057.
- 11) T. Wakisaka, Y. Shimamoto, Y. Isshiki, T. Noda, A. Matsui, and S. Akamatsu, Numerical Analysis of Spray Phenomenon in Fuel Injection Engines, COMODIA 94, (1994), pp.403-409.
- 12) D.M. Wang, and A.P. Watkins, Numerical modeling of diesel spray wall impaction phenomenon, Int. J. Heat and Fluid Flow, Vol.14, No.3, (1993), pp.301-312.
- 13) A.P. Watkins, and K. Park, Assessment and application of a new spray wall impaction model, I Mech E, C499/004/96, (1996), pp.1-10.
- 14) C. Bai, and A.D. Gosman, Development of Methodology for Spray Impingement Simulation, SAE Paper, No.950283, (1995).
- 15) C. Bai, and A. D. Gosman, Mathematical Modeling of Wall Films Formed by Impinging Sprays, SAE Paper, No.960626, (1996).
- 16) D.W. Stanton, and C.J. Rutland, Modeling Fuel Film Formation and Wall Interaction in Diesel Engines, SAE Paper, No.960628, (1996).
- 17) D.W. Stanton, and C.J. Rutland, Multi-Dimensional Modeling of Heat and Mass Transfer of Fuel Films Resulting from Impinging Sprays, SAE Paper, No.980132, (1998).
- 18) D.W. Stanton, A.M. Lippert, R.D. Reitz, and C. Rutland, Influence of Spray-Wall Interaction and Fuel Films on Cold Starting in Direct Injection Diesel Engine, SAE Paper, No.982584, (1998).
- 19) M. Nagaoka, H.Kawazoe, and N. Nomura, Modeling Fuel Spray Impingement on a Hot Wall for Gasoline Engines, SAE Paper, No.940525, (1994).
- 20) K. Naitoh, Y. Takagi, and H. Kokita., Numerical Prediction of Fuel Secondary Atomization on Behavior

- in SI Engine based on the Oval-Parabola Trajectories (OPT) Model, SAE Paper, No.940526, (1994).
- 21) B. Ahmadi-Befru, N. Uchil, A.D. Gosman, and R. Issa, Modeling and Simulation of Thin Liquid Films Formed by Spray-Wall Interaction, SAE Paper, No.960627, (1996).
  - 22) P. J. O'Rourke, and A.A. Amsden, A. Ramshow Particle Numerical Model for Wall Film Dynamics in Port-Injected Engines, SAE Paper, No.961961, (1996).
  - 23) 千田 二郎, 小林 正明, 岩下 誠司, 藤本 元, 壁面に衝突するディーゼル噴霧挙動に関するモデリング, 日本機械学会論文集(B), 60-578, (1994), pp.3563-3570.
  - 24) J. Senda, M. Kobayashi, S. Iwashita, and H. Fujimoto, Modeling of Diesel Spray Impinging on a Flat Wall, SAE Paper, No.941894, (1994).
  - 25) 千田, 神田, 小林, 田邊, 藤本, 機論, 63-607(B), (1997), pp.322-327.
  - 26) J. Senda, T. Kanda, M.A. Al-Roub, P.V. Farrell, Fukami, T. and Fujimoto, H., SAE Paper, No.970047, (1997)
  - 27) 宇都宮 敦史, 大西 昌紀, 千田 二郎, 藤本 元, ガソリン噴霧における壁面衝突燃料の挙動解析, 機械学会論文集(B), 65-629, (1991-1).
  - 28) J. Senda, O. Masanori, T. Tomohiro, and H. Fujimoto, SAE Paper, No.1999-01-0798, (1999).
  - 29) 千田 二郎, 高橋 知宏, 田中 智之, 李 奇衡, 藤本 元, 壁面過熱度を考慮した噴霧-壁面干渉モデル, 機論 66-6(B), (2000), pp.290-297.
  - 30) J. Senda, and H. Fujimoto, Multicomponent Fuel Consideration for Spray Evaporation Field and Spray-Wall Interaction, SAE Paper, No.2001-01-1071.
  - 31) 松田 健, 千田 二郎, 藤本 元, ガソリン機関における噴霧液滴の壁面衝突過程のモデリング, 第11回微粒化シンポジウム, pp26-31, (2002-12).
  - 32) 山下 勇人, 別所 孝範, 鶴谷 和司, 千田 二郎, 藤本 元, 関西支部 第76期定時総会 講演論文集, 01401, (2-9)-(2-10), (2001).
  - 33) 別所 孝範, 松田 健, 千田 二郎, 藤本 元, 関西支部 第77期定時総会 講演論文集, 523, (5-45)-(5-46), (2002).
  - 34) 松田健, 別所孝典, 千田二郎, 藤本元, 非常燃料噴霧における壁面衝突挙動に関する基礎的研究, 第17回内燃機関シンポジウム講演論文集, pp403-408, (2002)
  - 35) 千田 二郎, 山田 耕司, 竹内 貴一郎, 三木 英雄, 高温壁面に衝突する液滴の変形および分裂挙動, 日本機械学会論文集(B), 52-481, (1986), pp.3372-3379.
  - 36) 千田 二郎, 山田 耕司, 藤本 元, 三木 英雄, 高温壁面に衝突する液滴の熱伝達特性に関する研究, 日本機械学会論文集(B), 53-485, (1987), pp.176-182.
  - 37) 竹内 貴一郎, 千田 二郎, 佐藤 嘉明, 高温壁面に衝突する噴霧液滴の微粒化に関する研究, 内燃機関, Vol.21 No.268, (1982), pp.9-18.
  - 38) 小林, 田邊, 千田, 藤本, 第11回内燃機関シンポジウム講演論文集, (1993), pp.265-270.
  - 39) M.A. Al-Roub, P.V. Farrell, and J. Senda, SAE Paper No.960863, (1996).
  - 40) M.A. Al-Roub, Ph.D. Thesis at Univ.of Wisconsin-Madison, (1995).
  - 41) G.E. Coghe, A., Cossali, and M. Marengo, 11th European Conference of ILASS-Europe, (1995).
  - 42) C.H.R. Mundo, M. Sommerfeld, and C. Tropea, Int. J. Multiphase Flow, Vol.21, No.2, (1995)
  - 43) A.L. Yarin, D.A. Weiss, J. Fluid Mech., Vol.283, (1996).
  - 44) M.Marengo, Ph.D. Thesis at Univ. of Erlangen-Noremburg, (1995).
  - 45) T. Ueda, T. Enomoto, and M. Kanetsuki, "Heat transfer Characteristics and Dynamic Behavior pf Saturated Droplets Impinging on a Heated Vertical Surface", Bulletin of JSME, Vol.22, No.167, (1989-5)
  - 46) 長江, 橋本, 桂, 斉藤, 千田, 藤本, 第8回内燃機関合同シンポジウム講演論文集, (1990-1), pp33-38.
  - 47) 千田, 若田部, 宇都宮, 藤本, 自動車技術会, 学術講演会前刷集 971, (1997), pp.317-320.
  - 48) 大久保 英敏, 高温面噴霧冷却熱伝達特性とその評価法, 生産研究, 46-12, (1994), pp.635-642.



千田 二郎  
同志社大学 工学部  
機械系学科 教授  
〒610-0321  
京都府京田辺市多々羅都谷 1-3  
Tel.&Fax.0774-65-6405

略歴：1985年 ヤンマーディーゼル(株)入社  
：1990年 同志社大学工学部機械系学科専任講師  
：1992年 同志社大学工学部機械系学科助教授  
：1994年 米国ウィスコンシン大学客員助教授  
：1998年 同志社大学工学部機械系学科教授



松田 健  
同志社大学 工学研究科  
修士2年  
〒610-0321  
京都府京田辺市多々羅都谷 1-3  
Tel.0774-65-6747  
Fax.0774-65-6741

略歴：2001年 同志社大学工学部卒業。非常燃料噴霧における壁面衝突挙動の研究に従事