

平成 27 年度

博士論文

レーザドップラ式流量計による
高圧燃料噴射率計測に関する研究

群馬大学大学院 工学研究科
工学専攻 先端生産システム工学領域

小 山 哲 司

レーザドップラ式流量計による高圧燃料噴射率計測に関する研究

目次

記号一覧

第1章 序論

1-1	本研究の背景	1
1-2	従来研究	2
1-2-1	噴射率について	2
1-2-2	管内非定常流	4
1-3	本研究の目的	10
	参考文献	11

第2章 本研究に関連する計測法

2-1	電子天秤による噴射量計測	14
2-1-1	電子天秤による噴射量計測手法	14
2-1-2	電子天秤による噴射量算出	14
2-2	燃料噴射率計	17
2-2-1	ボッシュ式噴射率計の原理	17
2-2-2	ボッシュ式噴射率計の特徴	19
2-2-3	本研究に用いたボッシュ式噴射率計	20
2-3	レーザドップラ流速計	21
2-3-1	レーザドップラ流速計の原理	21
2-3-2	周波数シフト法の原理	24
2-3-3	レーザドップラ流速計の特徴	27
2-3-4	LDA 信号処理法	28
2-3-5	散乱用粒子	31
	参考文献	38

第3章 レーザドップラ式流量計の開発と実例

3-1	緒言	39
3-2	レーザドップラ式流量計 (LDA 流量計) 概要	41
3-2-1	LDA 流量計の原理	41
3-2-2	LDA 流量計の特徴	43
3-2-3	本研究で製作した LDA 流量計の構造詳細	44

3-3	LDA 流量計のデータ処理法	50
3-3-1	データ処理概要	50
3-3-2	データ前処理におけるサイクル処理	51
3-3-3	異常値排除	52
3-3-4	再標本化（リサンプリング）	57
3-3-5	噴射周期変動と再標本化誤差	58
3-4	LDA 流量計の瞬時流量と噴射量算出法	62
3-4-1	瞬時流量と噴射量算出法概要	62
3-4-2	噴射遅れ時間補正	62
3-4-3	流速および流量算出	65
3-4-4	噴射量算出	69
3-5	耐圧性能	75
3-5-1	耐圧試験	75
3-5-2	耐圧試験条件	77
3-5-3	耐圧性能	77
3-6	LDA 流量計基礎性能	79
3-6-1	瞬時流量計測性能評価実験装置	79
3-6-2	燃料噴射装置	80
3-6-3	LDA 流量計	81
3-6-4	LDA 流量計試験条件	82
3-6-5	瞬時流量計測データレート	83
3-6-6	LDA 流量計管径影響（圧力容器結果）	85
3-6-7	LDA 流量計管径影響（高圧ポンプ結果）	88
3-6-8	燃料噴射圧力変化	91
3-6-9	噴射時間変化	95
3-7	各種計測法との比較	99
3-7-1	ボッシュ式噴射率計	99
3-7-2	電子天秤	99
3-7-3	比較試験条件	100
3-7-4	噴射率比較（LDA 流量計とボッシュ式）	101
3-7-5	噴射量比較（LDA 流量計と天秤）	104
3-8	結言	107
	参考文献	109
第4章	LDA流量計による高圧燃料噴射率評価	111
4-1	緒言	111

4-2	実験装置および方法	111
4-2-1	瞬時流量計測実験装置	111
4-2-2	実験装置	112
4-2-3	実験条件	113
4-3	実験結果および考察	115
4-3-1	圧力容器 Vessel1 結果 (条件 5-1)	115
4-3-2	高圧ポンプ結果 (条件 5-2)	117
4-3-3	圧力容器 Vessel2 結果 (条件 5-3)	119
4-3-4	高圧ポンプ結果 (条件 5-4)	121
4-3-5	電子天秤計測による噴射量結果	123
4-3-6	圧力容器噴射の噴射量比較	125
4-3-7	高圧ポンプ噴射の噴射量比較	127
4-4	結言	129
	参考文献	130
第5章	システム応答を含む噴射量の精度向上	131
5-1	緒言	131
5-2	積算値安定判断法	132
5-3	システム応答除去法	132
5-3-1	概要	132
5-3-2	開弁システム応答導出	132
5-3-3	閉弁システム応答導出	136
5-3-4	開閉弁システム応答除去	138
5-4	結果および考察	143
5-4-1	積算値安定判断法による噴射量比較結果	143
5-4-2	システム応答除去結果	145
5-4-3	システム応答除去法による噴射量比較結果	151
5-5	結言	153
	参考文献	154
第6章	結論	155
	謝辞	

記号一覧

量記号	量名称	単位記号
x, y, z	: 直行座標軸	[m]
r	: 円管中心からの半径方向距離	[m]
θ	: 角度, 円筒座標系の中心軸周りの角度	[rad]
u, v, w	: x, r, θ 軸方向の瞬時流速	[m/s]
t	: 時間, 噴射経過時間	[s], [ms]
p	: 瞬時圧力	[Pa], [MPa]
ρ	: 密度	[kg/m ³]
ν	: 動粘性係数	[m ² /s]
p'_0	: 圧力勾配の平均値	[m/s ²]
p'_n	: 圧力勾配の変動成分	[m/s ²]
n (添え字)	: 次数, 系列要素番号	[-]
i	: 虚数単位	[-]
ω	: 角速度	[rad/s]
T	: 振動周期	[s]
R	: 円管半径	[m]
u_0	: 時間平均流速	[m/s ²]
u_n	: 流速の変動成分	[m/s ²]
$C.C.$: 複素共役	[-]
$T\alpha$: Taylor 数または Womersley 数	[rad ⁻¹]
J_0	: 第 1 種のベッセル関数	[-]
Y_0	: 第 2 種のベッセル関数	[-]
q	: 燃料噴射量	[m ³ /s]
A	: 円管断面積	[m ²]
U	: 円管内断面平均流速	[m/s ²]
a	: 対象流体の音速	[m/s]
K_i	: 入射レーザー光の周波数ベクトル	[-]
K_s	: レーザ光交差の中心軸方向	[-]
V_p	: 粒子速度	[m/s]
θ	: 角度, レーザ入射半角	[rad]
V	: 粒子速度 V_p の流方向成分	[m/s]
c_n	: 媒質中の光速	[m/s]
ν_i	: 媒質中の入射レーザー光の周波数	[s ⁻¹]
λ_i	: 媒質中の入射レーザー光の波長	[m]

v_p	:	停止粒子の散乱光周波数	[s ⁻¹]
V_{K_s}	:	K_s 方向の粒子速度ベクトル	[m/s]
α	:	レーザ入射方向と粒子移動方向の角度	[rad]
v_s	:	ドップラ遷移周波数	[s ⁻¹]
λ_0	:	真空中の入射レーザ光の波長	[m]
n	:	屈折率	[-]
ΔS	:	干渉縞間隔	[m]
$\Delta\nu$:	シフト周波数	[s ⁻¹]
V_f	:	干渉縞移動速度	[m/s]
ν_r	:	シフト時検出ドップラ遷移周波数	[s ⁻¹]
u_p	:	粒子速度	[m/s ²]
u_f	:	流体速度	[m/s ²]
t_i	:	燃料噴射時間	[ms]
i (添え字)	:	系列要素番号	[-]
μ	:	流体の粘性係数	[Pa·s]
f	:	振動周波数	[s ⁻¹]
P	:	平均圧力	[Pa]
ρ_p	:	粒子密度	[kg/m ³]
d_p	:	粒子直径	[m]
u_0	:	ステップ関数	[-]
τ_p	:	粒子の応答時間	[-]
St	:	ストークス数	[-]
D	:	円管直径	[m], [mm]
Q	:	瞬時体積流量	[m ³ /s]
δ^*	:	ストークス境界層排除厚さ	[m]
Re_{δ^*}	:	ストークス境界層厚レイノルズ数	[-]
S	:	標本標準偏差	標本に同じ
\bar{x}	:	サンプル平均	標本に同じ
δ_n	:	検定統計量	[-]
τ	:	グラブズ検定有意点	[-]
t_s	:	t分布の指定パーセント点	[-]
pf	:	燃料噴射圧力	[Pa]

第 1 章

序論

1-1 本研究の背景

熱を動力に変換する内燃機関（Internal Combustion Engine : ICE）のうちオットーサイクルとディーゼルサイクルなどで代表される容積型往復動内燃機関（Reciprocating ICE）は、単純かつ小型化が可能であり、出力調整範囲が広い特徴を持つ。このため、100 年以上もその基本原理を変えずに現在まで様々な分野で使用され続けている。これらは、ガソリンエンジン（Spark Ignition ICE : SI-ICE）とディーゼルエンジン（Compression Ignition ICE : CI-ICE）として定着しており、ガソリンエンジンは乗用車の分野で重要で巨大な産業となり、ディーゼルエンジンは出力範囲も非常に広いため乗用車、貨物自動車、オフロード特殊自動車、船舶、発電機など産業用原動機として幅広く用いられている。内燃機関に関する近年の目覚ましい技術進歩の例としてディーゼルエンジンにおけるコモンレールの採用(1)、(2)やガソリンエンジンにおける筒内直接噴射方式(3)、(4)が挙げられる。これら技術革新は化石燃料の省エネルギー化や環境問題対策として有効であることが示されている。

往復動内燃機関の熱効率は、排気損失、冷却損失の大きさから高効率ディーゼルにおいても 50%程度であり、低燃費、排出ガス規制の厳しい乗用車から小型貨物自動車の分野では、脱化石燃料化が進み、蓄電池とモータを内燃機関と併用するハイブリッド自動車、内燃機関を搭載せず燃料電池または蓄電池とモータによる電気自動車などが実用化されている。これら低燃費となる次世代の動力が、乗用車などの比較的小型な輸送手段での普及にとどまるのは、燃料のエネルギー密度やコストが大きく関与している。水素などの気体燃料では、重量エネルギー密度は化石燃料に比べ 3 倍程度あるが、体積エネルギー密度が低いため高圧化や液化の困難さがある。また、蓄電能力の高いリチウム・イオン電池においても、重量、体積エネルギー密度ともに化石燃料の 1/30 程度にとどまっている。このようなエネルギー密度の問題は、大きい仕事量を必要とする産業用原動機における実働時間に直結し、その普及を遅らせている。コスト面において気体燃料では安全性やインフラの普及など、電池エネルギーではレアメタルに起因する製造コスト、ハイブリッドではさらに複数の原動機との複雑な制御が加わることになり、今後一層の普及には多数の課題がそれぞれにある。

このように様々な動力源が開発、実用化されている中で往復動内燃機関は非常に多様化し、長所を活用できる場に利用され続けている。これら多様化するエン

ジンにおいて低燃費，低排出ガスへの要求は共通であり，その要求を満たすためには，エンジン制御技術の進歩が必須である．エンジン制御技術の向上にはエンジンを構成する各要素が制御可能であることが前提であり，これまで可変吸気機構，可変動弁システム，排気再循環システム，先に挙げたコモンレールシステムや筒内直接噴射システムなど様々な要素技術開発がなされてきた．特に筒内直接噴射エンジンでは，燃料噴射制御が重要な役割をなす．本研究はこの燃料噴射制御の向上に寄与すること目的としている．

燃料噴射制御においては，インジェクタなどのハードウェア要素や噴射タイミングや回数の動作制御などのソフトウェア要素に大別されるが，いずれもエンジン性能評価の基準となる噴霧特性の把握が必要である．噴霧特性は様々な指標で表され，代表的なものとして，噴射率，噴霧速度，噴射角，噴霧液滴径，到達距離，乱流強度などが挙げられる．これら噴霧特性の評価は，古くは噴射率計測やシャドウグラフなどの可視化技術を用いた噴霧の把握が用いられてきた．近年になると技術の発達とともに，噴霧特性は噴霧の個々の粒子の流速や粒径計測による混相流挙動計測が用いられるようになってきた．粒子の流速や粒径計測では，流れを非接触で計測できるレーザドップラ流速計（Laser Doppler Anemometer：LDA）(5)や粒径と流速が同時計測できる位相ドップラ法（Phase Doppler Anemometry：PDA）(6)が用いられてきた．また，空間分解能や時間分解能がLDAより低い流速の空間分布が得られる粒子画像流速計（Particle Image Velocimetry：PIV）(7)，(8)が盛んに用いられており，噴霧の総合的な評価に応用されている．さらに，コンピュータ性能の著しい発達に伴って，数値流体力学（Computational Fluid Dynamics：CFD）(9)，(10)を用いて単純な流れから複雑な流れまで，多様な数値計算手法が考案され，大きな発展を遂げている．

このように噴霧特性の研究は非常に発展したが，一方で機関運転時における噴霧の直接評価はいまだ十分ではない．機関運転時の特性把握として利用できる指標としてインジェクタの下流を直接計測しない噴射率があれば，あらかじめ噴霧特性との関連性を把握することで機関運転時においても有用な情報となる．噴射率と噴霧構造に関する研究がされている(11)，(12)が長管式噴射率計(13)をはじめとする噴射率計測の多くは噴射された噴霧との同時評価を行うことはできない．

Durstら(14)は噴霧計測と同時評価が可能なLDAを用いた流量計を提案した．その後，間欠噴霧に応用され(15)，瞬時燃料噴射率と噴霧構造の研究(16)，(17)がされている．これらの燃料噴射率情報の蓄積は，噴霧特性を直接計測できない場合の代替情報となり，噴射系の設計や制御方法の発展に寄与できると考える．

1-2 従来研究

1-2-1 噴射率について

噴射率は、古くからディーゼルエンジンの熱発生率改善への寄与度が高いとされてきた。噴射率の代表的な計測法は、回転円盤法、容積内圧変化法、長管法（Bosch 法）(18)、圧力リフト法、モーメント法、瞬間流量法などに分類され、松岡らの研究(19)にて比較検討がなされている。この研究にて検討された手法を以下に簡単に説明する。

回転円盤法は、燃料噴射ポンプと接続された円盤の平面部に複数の採取容器を設け噴射を回転する容器に次々に捕集し、その捕集量から噴射率を算定するものである。この方法では、捕集時の誤差はさることながら時間分解能が低く、燃料噴射ポンプと機械的に接続する必要がある。また、装置が大きくなりがちなこと、近年の燃料噴射ポンプを持たないコモンレールシステムなどには使用できない欠点がある。

容積内圧変化法、長管法（ボッシュ法）は、燃料を満たし背圧のかかった容器、または長い配管に燃料を噴霧し、その圧力変化から噴射率を算出する。これらの方法は、比較的簡便な装置で構成できるため、現在までも噴射率計測法の基本となっている。

圧力リフト法は、インジェクタ内の圧力と芯弁のリフト量から噴射率を算出する方法であり、圧力の計測とリフト量計測のためインジェクタの改造が必要である。この方法は、インジェクタ内流動が準定常状態であるとの仮定がある。さらに、本来であれば燃料圧力はインジェクタ内部のノズル直前の油だまりで計測する必要があるが、インジェクタ内部の計測は、あらかじめ圧力センサなどが組み込まれていない限り計測は非常に困難である。このため実質的にはインジェクタ内部のひずみを計測し、位相を考慮し用いている。機関運転中での計測では、圧力計測の簡便さから、インジェクタ本体の入り口圧力を使用できるが、間欠噴霧に起因する圧力波の反射による影響を受ける。この方法は、近年では噴射率の数値計算の基本となっている。

モーメント法は、噴霧の壁面への衝突力を力センサで計測し、噴霧断面の平均流速に変換して、噴射率を算出する。背圧の影響を受けにくい点や噴射率計測において唯一多孔ノズルの噴口毎の噴射率計測が可能な長所がある。しかし圧力リフト法同様に油だまりの圧力計測が必要であることと衝撃力が小さい場合は誤差が大きくなるなどの問題点がある。

瞬間流量法は、インジェクタ上流の流量を計測する手法で、回転するギヤや繭玉形状の回転子が作る容積と回転数で計測する容積型の流量計測、ハーゲンポア

ズイユの法則を利用した管内差圧計測，LDA を用いて非接触で瞬間流速分布を計測し流量を得る手法などがある．時間分解能が高く，直接流速の得られる LDA による手法はよく用いられるが，流れ場の点計測である LDA は非定常管内流量の算定には断面流速分布の計測が必要であり，LDA システムも大きくなりがちである．また非定常管内流量の断面流速分布の計測をせずに限られた情報から流量を導出する手法は，ナビエ-ストークス方程式を管内流であることなど特定の条件から単純化した近似式を用いる．その解を非定常流の各変数同士の近似伝達関数から求める解法が用いられている．

1-2-2 管内非定常流

一般に流れは流体力学の法則であるナビエ-ストークス方程式により支配されているが，その解を求めるのは困難である．たとえば剛体管内流に限定し，仮定による単純化をしても非定常状態では容易な解法はない．しかし，管内流に限定した条件においても厳密な解が得られればその利用価値は高く，工業分野においては，油圧機器，流体制御機器，生体における拍動，血流，呼吸器など多岐にわたる応用が考えられる．

管内非定常流の計測では，断面流速分布の時間履歴が必要となるが，これを計測することは非常に困難である．時間分解能の優れた LDA における複数測定点の分布計測も空間分解能が足りないことが多く，誤差要因となる．これらの点計測であっても管内非定常流の空間的な流速分布の情報を有していることは明白であり，Durst ら(14)により LDA による円管中心軸上の時間履歴から正確な流速分布を推定する方法が考えられている．

初期の研究で Lambossy(20)により圧力波形を正弦波とした場合の管内振動流の解が得られ，その後，Womersley(21)や Uchida(22)によって任意周期振動に拡張された．内山ら(23)は，壁面流速がゼロの境界条件で求めた粘性による管断面の軸方向流速分布の解から円管をシステムとした伝達関数を求め，LDA 計測などで得られる流速からカルマンフィルタを用いて変動する管断面流速を推定している．また，Durst らは，研究の対象であるインジェクタの振動流が連続でかつ周期的であることに着目し，Lambossy らの時間とともに変化する管中心軸上の圧力勾配をフーリエ級数で表せるときの解から管断面の軸方向流速分布を得ている．これらは管内流における非定常流れのナビエ-ストークス方程式の解を基にしており，流れが周期的に変化する圧力勾配により振動流が支配されていることを前提としている．

ここで，非定常流れのナビエ-ストークス方程式の解法(24)を示す．直径の均一

な剛体管内層流にて十分に発達した振動流れを考える．流れは管中心軸対称であり，流れ方向と直角方向の速度成分が無視でき，流体の圧縮性を問わない 2 次元流れを想定する．座標系を図 1-1 に示す．直座標系で管の中心軸方向を x とし半径方向を y ，同様に半径方向で y と直角方向を z とする．円筒座標系で中心軸からの半径距離を r ，中心軸周りの角度を θ とし直座標系と極座標系では式(1-1)の関係がある．

円筒座標系 x, r, θ 方向の流れを u, v, w 密度を ρ ，動粘度 ν ，圧力を p とする．円筒座標系で x 軸方向のみのナビエ-ストークス方程式(1-2)は，流れが管の半径方向 r と軸周り θ 方向の移動がないものとして式(1-3)の条件より，式(1-2)は式(1-4)となる．また速度成分 u は x によらないため式(1-5)と表せる．

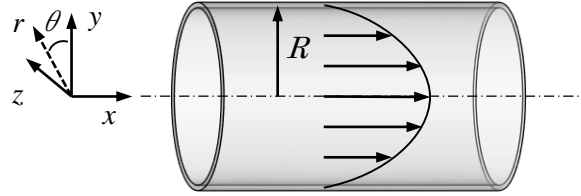


図 1-1. 管内流れの座標系

$$x = x, \quad y = r \cos \theta, \quad z = r \sin \theta \quad (1-1)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{w}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} \right) \quad (1-2)$$

$$v = w = 0, \quad \frac{\partial u}{\partial x} = 0, \quad \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} = 0 \quad (1-3)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right) \quad (1-4)$$

$$u = u(r, t) \quad (1-5)$$

ここで、式(1-3), (1-4)から圧力 p は x と t の関数であり、式(1-6), 式(1-7)で表すことができる。圧力の単位時間変化量である圧力勾配が連続でかつ周期的であるとして、圧力勾配をフーリエ級数で表すと式(1-8)が得られる。複素共役は $C.C.$ と省略する。ここで角速度 ω は、基本振動周期 T を用いて式(1-9)で与える。

$$p = p(x, t) \quad (1-6)$$

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial p}{\partial x}(t) \quad (1-7)$$

$$\begin{aligned} -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} &= p'_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (p'_n e^{i\omega n t} + p'_{-n} e^{-i\omega n t}), \quad (n=1, 2, 3, \dots) \\ &= p'_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (p'_n e^{i\omega n t} + C.C.) \end{aligned} \quad (1-8)$$

$$\omega = \frac{2\pi}{T} \quad (1-9)$$

流速 u は式(1-4)から圧力勾配と線形の関係であるため、圧力勾配と同様にフーリエ級数として式(1-10)で表すことができる。

$$u = u(r, t) = u_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (u_n e^{i\omega n t} + C.C.), \quad (n=1, 2, 3, \dots) \quad (1-10)$$

式(1-4)に(1-8), (1-10)を代入して式(1-11)を得る。

$$p'_0 + \nu \frac{d^2 u_0}{dr^2} + \nu \frac{1}{r} \frac{du_0}{dr} + \sum_{n=1}^{\infty} \left(p'_n + \nu \frac{d^2 u_n}{dr^2} + \nu \frac{1}{r} \cdot \frac{du_n}{dr} - i\omega n u_n + C.C. \right) e^{i\omega n t} = 0 \quad (1-11)$$

また、式(1-11)は以下の式(1-12), (1-13)も満たす。

$$r \frac{p'_0}{\nu} + r \frac{d^2 u_0}{dr^2} + \frac{du_0}{dr} = 0 \quad (1-12)$$

$$r \frac{d^2 u_n}{dr^2} + \frac{du_n}{dr} + r \frac{p'_n}{\nu} - r \frac{i\omega n}{\nu} u_n = 0 \quad (1-13)$$

境界条件は、管断面円の中心で u が変曲点になること、壁面 $r=R$ にて $u=0$ となることから式(1-14)とする。

$$\frac{du}{dr} = 0, \quad (r=0) \quad (1-14)$$

$$u = 0, \quad (r=R)$$

式(1-12)を r で積分すると式(1-15)となり、境界条件式(1-14)より、定数 $C=0$ となり式(1-16)となる。

$$r \frac{du_0}{dr} = -\frac{r^2 p'_0}{2\nu} + C \quad (1-15)$$

$$\frac{du_0}{dr} = -\frac{rp'_0}{2\nu} \quad (1-16)$$

さらに式(1-16)を r で積分すると式(1-17)となり、境界条件式(1-14)より、定数 C は式(1-18)となり、式(1-19)を得る。

$$u_0 = -\frac{r^2 p'_0}{4\nu} + C \quad (1-17)$$

$$C = \frac{R^2 p'_0}{4\nu} \quad (1-18)$$

$$u_0 = -\frac{R^2 p'_0}{4\nu} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \quad (1-19)$$

一般に式(1-20)はベッセルの偏微分方程式であり，その 0 次(基本波)解は式(1-21)で得られる．

$$\frac{d^2 y}{dx^2} + \frac{1}{x} \cdot \frac{dy}{dx} + \left(1 - \frac{m^2}{x^2}\right) y = 0, \quad (m=0,1,2, \dots) \quad (1-20)$$

$$y = C_1 J_0(x) + C_2 Y_0(x) \quad (1-21)$$

C_1, C_2 は定数であり J_0, Y_0 はそれぞれ第 1 種，第 2 種のベッセル関数を表すものとする．つまり，式(1-13)の解は，式(1-21)を用いて式(1-22)で表せる．

$$u_n = \frac{P'_n}{i^{3/2} \omega n} - C_{1n} J_0 \left(i^{3/2} \sqrt{\frac{\omega n}{\nu}} r \right) + C_{2n} Y_0 \left(i^{3/2} \sqrt{\frac{\omega n}{\nu}} r \right) \quad (1-22)$$

式(1-22)で $r=0$ で u は有限でなくてはならないので， $C_{2n} = 0$ となり，式(1-23)となる．

$$u_n = \frac{P'_n}{i^{3/2} \omega n} - C_{1n} J_0 \left(i^{2/3} \sqrt{\frac{\omega n}{\nu}} r \right) \quad (1-23)$$

式(1-24)を用いて式(1-23)を書き直すと，式(1-25)を得る．

$$T a_n = R \sqrt{\frac{\omega n}{\nu}} \quad (1-24)$$

$$u_n = \frac{P'_n}{i^{3/2} \omega n} - C_{1n} J_0 \left(i^{2/3} T a_n \frac{r}{R} \right) \quad (1-25)$$

境界条件式(1-14)より，定数 C_{1n} は式(1-26)で与えられる．

$$C_{1n} = \frac{p'_n}{i^{3/2}\omega n} + \frac{1}{J_0(i^{3/2}Ta_n)} \quad (1-26)$$

ゆえに，式(1-10)は，式(1-27)となる．

$$u(r,t) = -\frac{R^2 p'_0}{4\nu} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] + \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{p'_n}{\omega n} i e^{(i\omega t)} \left(\frac{J_0 \left(i^{3/2} Ta_n \frac{r}{R} \right)}{J_0(i^{3/2} Ta_n)} - 1 \right) + C.C. \right] \quad (1-27)$$

以上により，管断面流速分布が断面の圧力勾配の周期関数として得られ，後述する Durst ら(14)の手法の基本となる．

1-3 本研究の目的

本研究では、高圧燃料噴射を対象として、インジェクタ上流での燃料噴射率を計測することを目的とする。このような燃料噴射率の計測は、計測手法の研究やその有用性を対象としたものが多く、計測結果についてはほとんど研究の対象になっておらず、燃料噴射率と噴霧構造の関連性に関する情報の収集には更なる研究が必要である。計測機器に関しても従来の LDA を用いており、容易に用いることが可能な計測機器ではないため、その普及に貢献可能な情報や成果の提供は不可欠である。

本研究の目的として、安価で極力単純化した計測システムを製作し、その性能を確認する。次に、従来では議論の対象外であった燃料加圧方式の違いを計測の観点から明確にし、計測パラメータを燃料圧力や噴射時間として、詳細な噴射率の時間履歴を提供する。あわせて、噴射率の時間履歴に見られる、噴射弁の開閉時に起因する振動に関する誤差要因の特定し噴射量計測の精度向上を検討する。

参考文献

1. 西村輝一, “大型ディーゼル噴射装置の現状と今後の動向”, 微粒化, Vol.8, No.22, (1999), 102-110.
2. Miyaki, M., Fujisawa, H., Masuda, A., and Yamamoto, Y., "Development of New Electronically Controlled Fuel Injection System ECD-U2 for Diesel Engines," SAE Paper 910252, (1991).
3. Harada, J., Tomita, T., Mizuno, H., Mashiki, Z., Ito, Y. “Development of Direct Injection Gasoline Engine”, SAE Paper, No. 970540, (1997).
4. Iwamoto, Y., Noma, K., Nakayama, O., Yamauchi, T., Ando, H., "Development of Gasoline Direct Injection Engine," SAE Paper, No. 970541, (1997)
5. 橋本徹, 小保方富夫, 和久忠, 高橋秀夫, “ディーゼル噴霧と導入空気流の乱流特性”, 自動車技術会論文集, 45, (1990), 15-20.
6. Obokata, T., Hashimoto, T. and Takahashi, H.; “LDA Analysis of Diesel Spray and Entrainment Air Flow”, Proceedings of International Symposium on Diagnostics and Modeling of Combustion in Internal combustion Engines, COMODIA-90, Kyoto (1990), 231-236.
7. Raffel, M., C. Willert & Kompenhans, J., “Particle image velocimetry – a practical guide”, (1998), Springer Verlag.
8. 小林敏雄, 他 7 名編集, “PIV ハンドブック”, 可視化情報学会, (2002), 森北出版.
9. 数値流体力学編集委員会編, “乱流解析”, (1995), 東京大学出版会.
10. 大宮司久明, 三宅裕, 吉澤徹, “乱流の数値流体力学”, (1998), 東京大学出版会.
11. Ismailov, M., Ishima, T., Obokata, T., Tsukagoshi, M. and Kobayashi, K., “Control of Transient Injection and Fast Spray Dynamics”, Proceedings of 7th ICLASS, (1997), 1015-1022.
12. 畔津 昭彦, 脇坂 佳史, 福地 泰彦, 及川 親, “燃料噴射率形状が非定常噴霧燃焼に及ぼす影響 : 第 1 報, 噴射率形状可変型燃料噴射システムの試作と噴霧特性の検討”, 日本機械学会論文集 B 編 64-624, (1998), 2737-2743.

13. Bosch, W. "The Fuel Rate Indicator: A New Measuring Instrument for Display of the Characteristics of Individual Injection", SAE Paper, No. 660749 (1966), 641-662.
14. Durst, F., Ismailov, M. and Trimis, D., "Measurements of Instantaneous Flow Rate in Periodically Operating Injection Systems", Experiments in Fluids, Volume 20, No. 3 (1996), 178-188.
15. Ismailov, M., Durst F. and Obokata T., "LDA Flow Rate Measurements Applied for Analysis of Transient Injection Characteristics", JSME International Journal, Series B, 42-1, (1999), 22-29.
16. Ishima, T., Sukena, R., Liu, C., Obokata, T., Kawachi, K. and Kobayashi, K., "Characteristics of the Spray from the Swirl Nozzle for Direct Injection Gasoline Engine", Proceedings of 2nd SAE-India Mobility Conference, SAE Paper, No. 2001-28-0012 (2002), 81-91.
17. Delay, G., Bazile, R., Charnay, G. and Nuglisch, H.J., "Temporal Dependency of Air Entrainment to Liquid Flow Rate Variations for Gasoline Direct Injection Sprays", Proceedings of 12 th International Symposium Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics, Lisbon, (2004), 33-5
18. 林 洋, "ポッシュ式噴射率計", 内燃機関, 7-78, (1968), 58-64.
19. 松岡 信, 神本 武征, 横田 克彦, 井越 昌紀, 金 鎮祐, "ディーゼル機関の燃料噴射率の測定に関する研究", 内燃機関, 12-133, (1973), 11-18.
20. Lambossy, P., "Oscillations Forcées d'un Liquide Incompressible et Visqueux dans un Tube Rigide et Horizontal. Calcul de la Force de Frottement", Helvetica Physica Acta, Vol.25 (1952), 371-386.
21. Womersley, J. R., "Method for the Calculation of Velocity, Rate of Flow and Viscous Drag in Arteries When the Pressure Gradient is Known," Journal of Physiology, Vol. 127, No. 3, (1955), pp. 553-563.
22. Uchida, S., "The Pulsating Viscous Flow Superposed on the Steady Laminar Motion of Incompressible Fluid in a Circular Pipe," Journal of Applied Mathematics and Physics, Vol. 7, No. 5, (1956), 403-422.
23. 内山 勝, 箱守 京次郎, "円管内流速分布推定フィルタ", 計測自動制御学会論文集, Vol.18, No.7, (1982), 653-660

24. J. Majdalani, "Exact Navier-Stokes Solution for Pulsatory Viscous Channel Flow with Arbitrary Pressure Gradient", *Journal of Propulsion and Power* Vol. 24, No. 6, (2008), 1412-1423.

第 2 章

本研究に関連する計測法

2-1 電子天秤による噴射量計測

2-1-1 電子天秤による噴射量計測手法

原理的に単純であり燃料噴射の基本となる噴射量の計測手法は、噴射した燃料を回収し質量を計測し噴射時間、噴射回数から 1 回あたりの吐出量を求める手法である。本研究においても、瞬時流量の積算から得られる噴射量の比較対象として使用した。

図 2-1 に電子天秤計測の概要を示す。高压空気により燃料の入った容器を加圧し一定の燃料圧力を発生させ、インジェクタは直噴ガソリン機関用高压スワールインジェクタを用いた。本研究にて開発した流量計やボッシュ式噴射率計の計測中に噴射した燃料を容器に回収し電子天秤により積算質量を計測した。このとき電子天秤の分機能が 10mg と大きいため、噴射時間に応じて 200 から 1200 秒間と採取時間を長く設定して対応した。計測時間内の噴射回数は、噴射周期 200ms の場合 1000 から 6000 回程度である。採取量は噴射時間が短い場合は、25g 程度、長い場合は 150g 程度であった。秤量は、噴射による電子天秤の増加量が安定したのち、採取時間を 20 点分割する間隔ごとにストップウォッチの時刻確認をしながら目視にて記録した。

2-1-2 電子天秤による噴射量算出

図 2-2 に電子天秤のから読み取った積算質量の秤量結果を示す。この図では噴射時間が 0.7ms にて燃料噴射圧力が 5MPa, 10MPa の結果を示している。この結果では、採取時間とともに噴射量が直線的に増加していることが確認できる。

計測した区間の時間と積算質量の増加量から各区間の噴射量を求めた結果例を図 2-3 に示す。この各区間の噴射量の平均値を平均噴射量とし、同時に標準偏差を求め計測のばらつきの指標とした。計測のこの例では、平均噴射量が約 5.15mg で標準偏差は 0.07mg であり安定した計測結果であるといえる。

各区間の噴射量算出時にまれに異常な値が見られたため次章にて説明するグラフズ検定による異常値排除手法を使用して排除した。図 2-4 に異常値排除による影響を異なる噴射時間の計測結果を用いて示す。この図では、各噴射時間の計測にて平均噴射量を算出した際の標準偏差を示しており、噴射時間が 5ms と 6ms

の結果では、標準偏差が大きく異常値を含んでいる可能性が高い。これらの結果に異常値排除を適用すると噴射時間の標準偏差が小さくなっている。この際、標本数は 20 点で有意水準は、0.05 とした。この大きな標準偏差は目視による読み取り誤差や液だまりの落下などが要因と考えられる。噴射量が多い場合では秤量の増加速度も速く読み取り誤差が増すために、これら偶然誤差の排除に異常値排除法は有効な手法である。

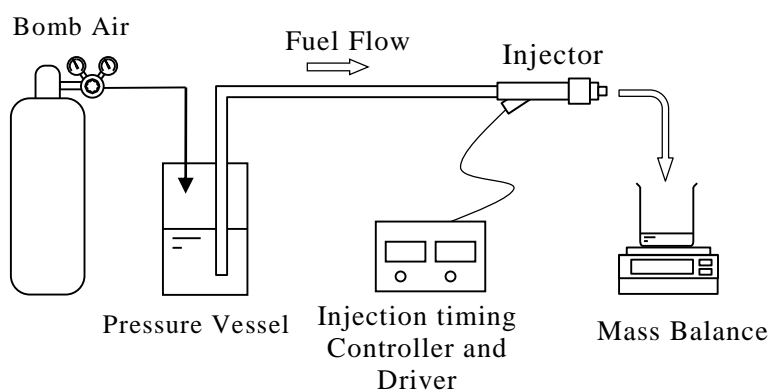


図 2-1 電子天秤計測 概要図

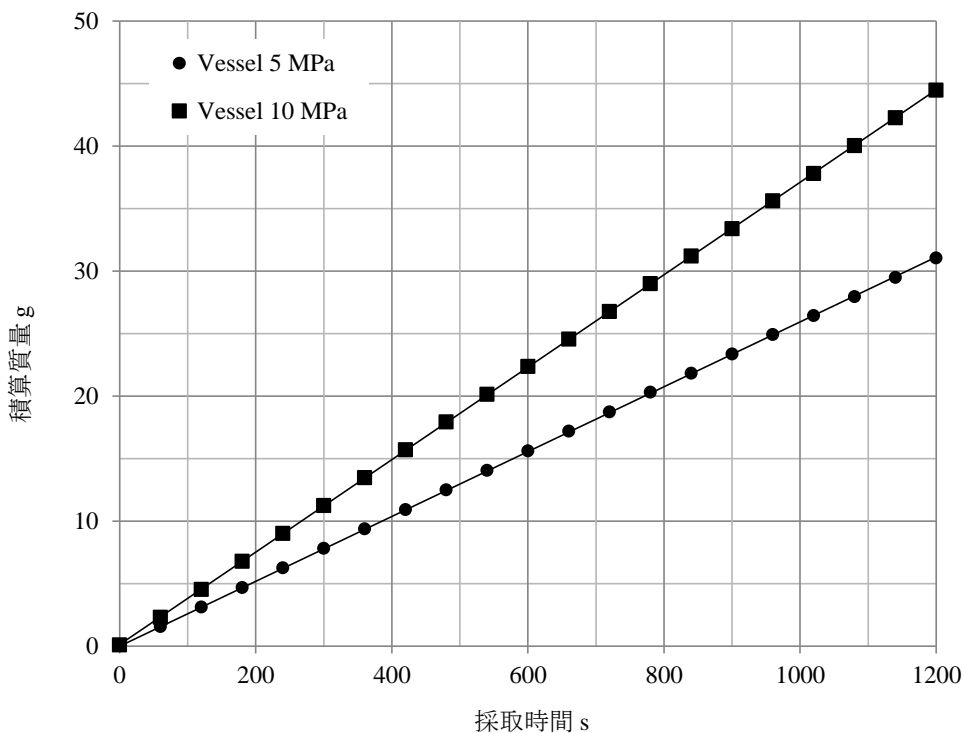


図 2-2 電子天秤による積算質量計測結果例
(噴射時間 0.7ms, 圧力容器加圧)

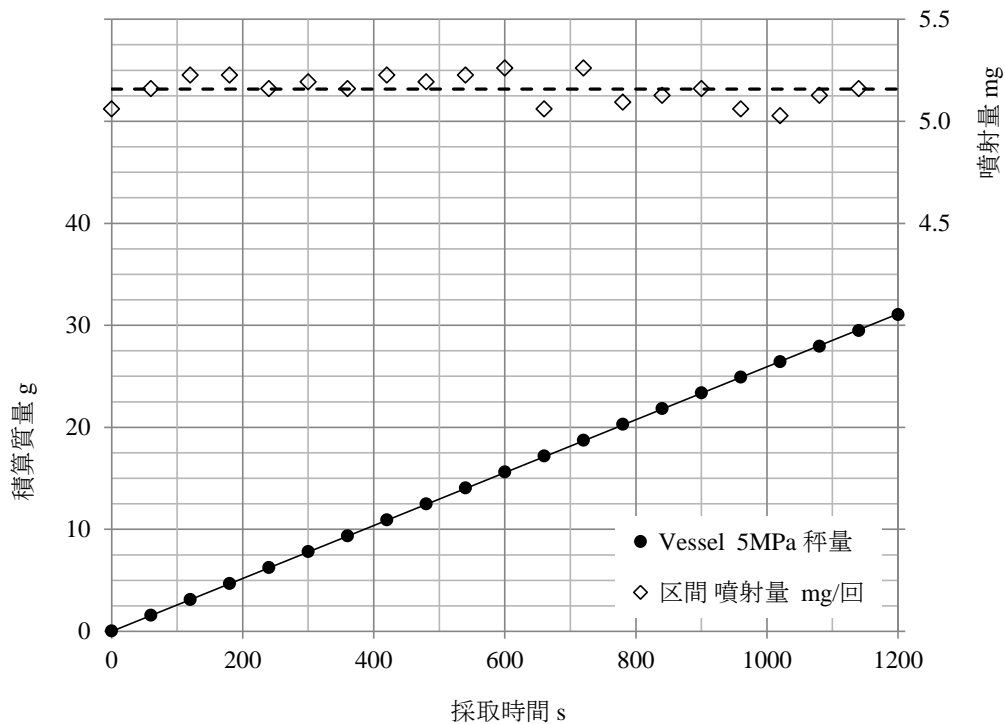


図 2-3 電子天秤による噴射量計測結果例
(圧力容器加圧, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間 0.7ms)

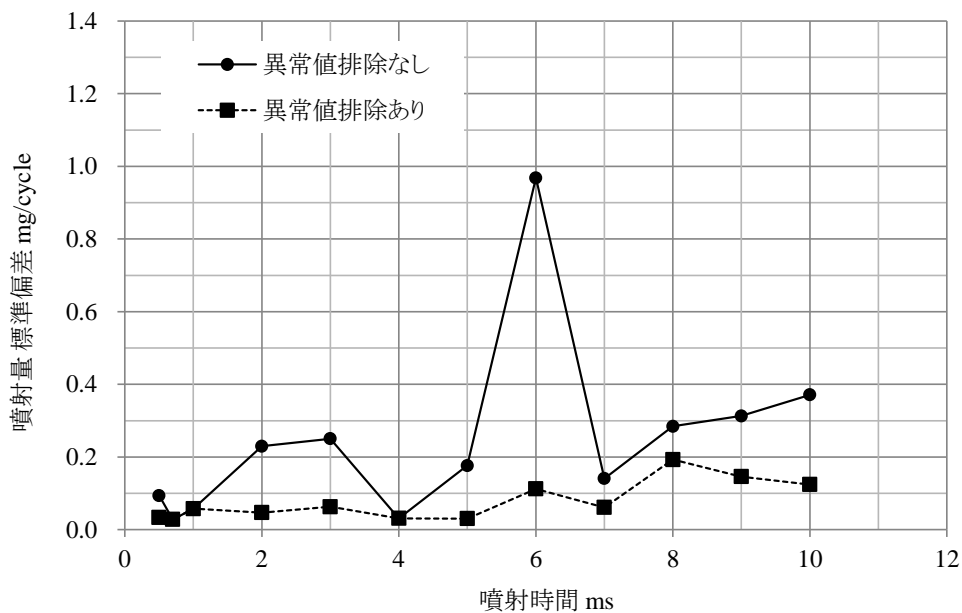


図 2-4 電子天秤による噴射量計測の異常値排除効果
(圧力容器加圧, 噴射圧力 10MPa)

2-2 燃料噴射率計

2-2-1 ボッシュ式噴射率計の原理(1)

ボッシュ式噴射率計は、一般的に長管法と呼ばれているとおり、長い配管に燃料を噴射する。長管には燃料を満たし背圧かけ、噴射による圧力変化から噴射率を算出する定容積内圧変化法を用いた噴射率計である。その概要を図 2-5 に示す。インジェクタアダプタに装着したインジェクタから噴射した燃料は、長管 (Test pipe) を通り反射波減衰用の絞り弁を通過して背圧制御用レギュレータにて背圧調整したのち排出する。燃料圧力の計測は、インジェクタアダプタの直後に設置した圧力計で測定する。

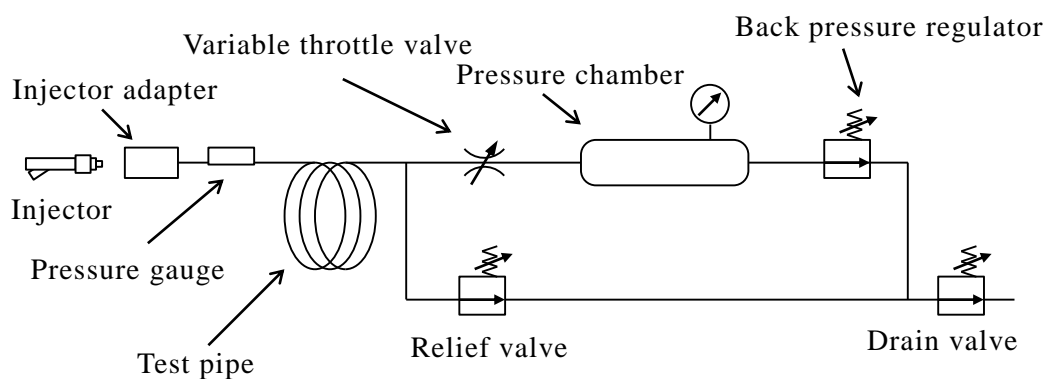


図 2-5 ボッシュ式噴射率計 概要図

インジェクタから噴射した燃料を円管中に流すとき、燃料噴射量を q とすると噴射率 dq/dt は管の断面積 A と瞬時断面平均流速 U を用いて式(2-1)で求めることができる。

$$\frac{dq}{dt} = AU \quad (2-1)$$

A を一定とすれば、 U の過渡的な特性から dq/dt の時間的な (または、クランク角) 変動、つまり、噴射特性を導くことができる。ところで、非定常流中の単一圧力波と速度との間には、衝撃の理論から式(2-2)の関係がある。

$$p = a\rho U \quad (2-2)$$

ただし,

p : 圧力

a : 当該流体の音速

ρ : 当該流体の密度

U : 円管断面平均流速

式(2-2)の導出を以下に説明する. 噴射によりもたらされる長管内圧力変化 dp は, 音速 a で内径一定の管の中を管長さ方向に伝播する. 圧力の伝播面, つまり, 衝撃波面の前方では流速, 密度, 圧力をそれぞれ u, ρ, p とすると, その後方ではそれぞれ $u + du, \rho + d\rho, p + dp$ に変化する.

定常, あるいは管内断面が平均的に定常な流れにおいて, 近接する 2 つの任意の管断面(検査面)に囲まれる要素に運動量の法則を適用すれば, 検査面に入出入りする流体の持つ運動量のベクトル総和は同検査面に作用する外力に等しい. 衝撃波面についてのことを考えれば,

$$(a - dU)^2(\rho + d\rho)A - a^2 \rho A = dpA \quad (2-3)$$

次に衝撃波面に連続の条件を適用すれば,

$$(a - dU)(\rho + d\rho)A = a\rho A \quad (2-4)$$

式(2-4)を変形して,

$$\frac{dU}{a} = \frac{d\rho}{\rho + d\rho} \quad (2-5)$$

2次微分を無視すると,

$$\frac{dU}{a} = \frac{d\rho}{\rho} \quad (2-6)$$

式(2-3), (2-6)の連立方程式の解は式(2-7)となる.

$$dp = a\rho dU \quad (2-7)$$

式(2-1), (2-2)より, 瞬時流量すなわち噴射率が得られる.

$$\frac{dq}{dt} = \frac{A}{a\rho} p \quad (2-8)$$

以上がボッシュ式噴射率測定器の基本式であり, 噴射率は, 定常, あるいは平均的に定常な流れにおいて圧力の一次関数となる. 非定常の考え方からすると非常に単純化された解であるが, 圧力波形を得れば噴射率の時間履歴を容易に得ることができる.

圧力計測は, 従来ノズルアダプタ直後に設置した起歪管に歪みゲージを張り付けたものを使用していたが, 近年であれば, 高耐圧, 高速応答である圧電センサ, シリコンストレインゲージセンサなど使用する.

長管は, 発生する圧力波が伝播, 反射し計測点に戻るまでの時間を調節する. 反射波が発生直後の圧力波と重なると計測ができなくなるため, 反射波が当該の噴射と次の噴射の間となるように長さを決める必要がある. 絞り弁は, 長管の管内摩擦とともに反射波を減衰し高調波の重畳するのを防ぐ役割があり, 噴射量に合わせて調整する. 背圧制御用レギュレータは, エンジン運転時の燃焼室内圧力に近似して設定する.

2-2-2 ボッシュ式噴射率計の特徴

ボッシュ式噴射率計は, 原理, 構造ともにシンプルで装置としても扱いやすく, それゆえ古くから噴射率計測の基準的な役割を果たし, 現在に至る. インジェクタの噴射機構が変わっても, 従来の噴射率と比較可能なデータが得られる計測器である. 以下にその特徴を列記する

長所:

1. インジェクタの駆動方式によらず計測が可能.
2. インジェクタの多孔, 単孔によらず計測が可能.

3. 一般的な単発噴射においては，十分な精度が得られる．
4. 高い時間分解能で噴射率が容易に得られる．

短所：

5. 長管長さが一定では，異なる噴射間隔，すなわち異なる機関回転数に対応できない．
6. 絞り弁の調節により圧力波が重畳するため高い再現性を持って適切な設定を得るのが困難であり計測誤差が増す．
7. 単一衝撃波と定常流れを想定した原理を用いているため多段噴射のような複雑な非定常流計測では誤差が増大する．
8. 噴射ノズル後の計測であり，噴霧計測との同時計測ができない．

2-2-3 本研究に用いたボッシュ式噴射率計

本研究に用いたボッシュ式噴射率計は，ボッシュ製のものではなく，原理に従って製作したもので図 2-5 に示す油圧回路と同等のものである．

圧力計測には，起歪管計測部に歪みゲージ 2 枚を配管流方向と直角に張り付け，起歪管側面に温度補償用歪みゲージ 2 枚を貼り付けてフルブリッジで測定した．歪みゲージのスケージングは，計測時にドレインバルブから排出する燃料を電子天秤にて採取計測し，採取時間から 1 回噴射あたりの噴射量を求め，これを基準とし，噴射率の積算値から歪みゲージに値付けをした．

2-3 レーザドップラ流速計(laser Doppler anemometer : LDA)

2-3-1 レーザドップラ流速計(LDA)の基本原理(2)(3)

レーザドップラ流速計は、光のビートを取る方法により、差動光法式、参照光法式、単一光法式の3種に分類している。また光検出器の位置が入射光に対し透過方向にある場合を前方散乱方式、入射方向にある場合を後方散乱方式という。前方散乱方式の光強度は後方散乱方式よりも約100倍強い。本研究ではもっとも広く用いられている差動型光学系を採用した。光学系配置は、管内計測に適した入射光軸と光検出軸が直交する90°の側方散乱方式とした。

差動型光学系は、図2-6に示すように2本のレーザ光が作る平面において、2本のレーザ光の交差部(測定体積)を通過する速度 V_P を持つ粒子Pについて、入射光交差角 2θ の二等分線に直交する速度成分 V を観測点Sで計測する方法である。

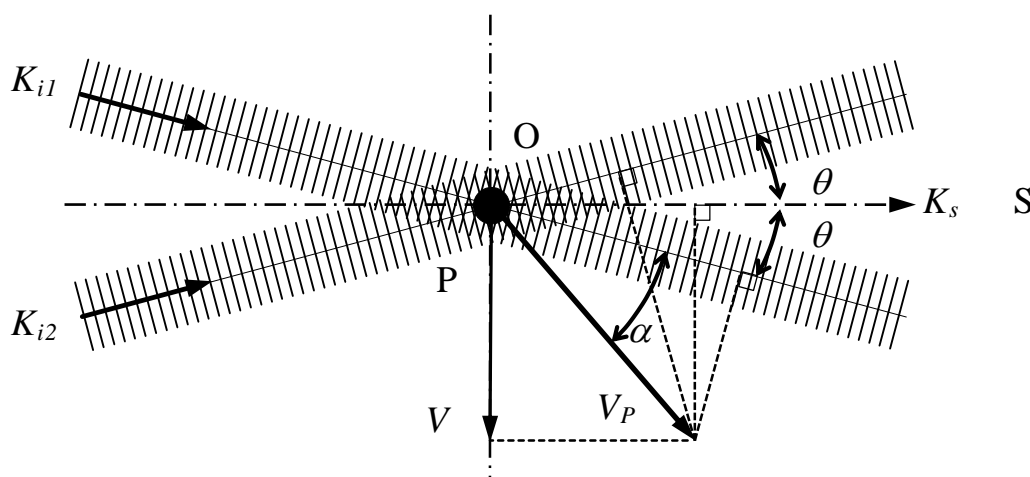


図 2-6 レーザドップラ流速計の原理

屈折率 n 、光速 c_n の媒質中において、ベクトル K_{i1} 方向の入射光の周波数を ν_{i1} 、とすると、波長 λ_{i1} は式(2-9)である。

$$\lambda_{i1} = \frac{c_n}{\nu_{i1}} \quad (2-9)$$

K_{i1} 方向からの入射光中に粒子 P が静止しているとき ($V_P=0$) , 粒子 P の散乱光周波数 ν_P は, 波長 λ_{i1} の周波数と等しくなるため式(2-9)より式(2-10)で得られる.

$$\nu_P = \frac{c_n}{\lambda_{i1}} \quad (2-10)$$

K_{i1} 方向からの入射光中に粒子 P が速度 V_P で移動している場合, 散乱光にはドップラ遷移が起こる. 図 2-6 から V_P の K_{i1} 方向の速度成分は $V_P \cos \alpha$ であるため粒子 P の発生する遷移した周波数 ν_{P1} は式(2-11)で示される.

$$\nu_{P1} = \frac{c_n - V_P \cos \alpha}{\lambda_{i1}} \quad (2-11)$$

また, 式(2-11)に式(2-9)を代入して, 式(2-12)となる.

$$\nu_{P1} = \nu_{i1} \left(\frac{c_n - V_P \cos \alpha}{c_n} \right) \quad (2-12)$$

次に, 周波数 ν_{P1} で発光しながら速度 V_P で移動する粒子 P を移動光源と仮定する. 粒子 P の K_S 方向の速度成分 V_{K_S} は式(2-13)で示され, K_S 方向の静止者が観測する散乱光の波長 λ_{S1} は式(2-14)となる.

$$V_{K_S} = V_P \cos(\alpha + \theta) \quad (2-13)$$

$$\lambda_{S1} = \frac{c_n - V_P \cos(\alpha + \theta)}{\nu_{P1}} \quad (2-14)$$

また, 周波数 ν_{S1} は式(2-15)となる.

$$\nu_{S1} = \frac{c_n}{\lambda_{S1}} = \nu_{P1} \left(\frac{c_n}{c_n - V_P \cos(\alpha + \theta)} \right) \quad (2-15)$$

式(2-12)と(2-15)より，入射光 K_{i1} の粒子 P による散乱光の周波数 ν_{S1} は，式(2-16)であらわすことができる．

$$\nu_{S1} = \nu_{i1} \left(\frac{c_n - V_P \cos \alpha}{c_n - V_P \cos(\alpha + \theta)} \right) \quad (2-16)$$

同様に入射光 K_{i2} の粒子 P による散乱光の周波数 ν_{S2} ，入射光の周波数を ν_{i2} とすると，式(2-17)となる．

$$\nu_{S2} = \nu_{i2} \left(\frac{c_n - V_P \cos(\alpha + 2\theta)}{c_n - V_P \cos(\alpha + \theta)} \right) \quad (2-17)$$

ここで $\nu_{i1} = \nu_{i2} = \nu_i$ として，両者の差からドップラ遷移周波数 ν_S を求めると式(2-18)となる．さらに媒質中の入射光の波長 λ_i は，式(2-19)で表わせることから，式(2-18)は式(2-20)となる．

$$\begin{aligned} \nu_S &= \nu_{S2} - \nu_{S1} \\ &= 2V_P \sin(\alpha + \theta) \cdot \left(\frac{\nu_i}{c_n} \right) \sin \theta \end{aligned} \quad (2-18)$$

$$\lambda_i = \frac{c_n}{\nu_i} \quad (2-19)$$

$$\nu_S = \frac{2V_P \sin(\alpha + \theta) \cdot \sin \theta}{\lambda_i} \quad (2-20)$$

ここで，粒子 P の速度成分 V は，式(2-21)であることから，式(2-20)を用いて式(2-22)が得られる．

$$V = V_P \sin(\alpha + \theta) \quad (2-21)$$

$$V = \frac{\lambda_i}{2 \sin \theta} \nu_s \quad (2-22)$$

屈折率 n の媒質中の入射光波長 λ_i は、真空中の入射光の波長 λ_0 とした場合、式(2-23)となり、式(2-22)に真空中の入射光の波長を代入し、式(2-24)が得られる。

$$\lambda_i = \frac{\lambda_0}{n} \quad (2-23)$$

$$V = \frac{\lambda_0}{2n \sin \theta} \nu_s \quad (2-24)$$

ここで、式(2-25)で与えられる ΔS を干渉縞間隔という。

$$\Delta S = \frac{\lambda_0}{2n \sin \theta} \quad (2-25)$$

これは、散乱光の周波数 ν を計測することにより粒子速度 V の値が求められ、原理的には較正不用の絶対値測定法である。ただし、周波数を計測する際の時間精度や次節にて述べる周波数シフト法による周波数の誤差、粒子の追従性、などを考慮する必要がある。

上記の ν は速度 V の向き（正負）は検出できないため、流速の正負の計測には、周波数シフト法が用いられる。これは、2本のビームの一方または両方に周波数にオフセット周波数を加え、ビームの間に周波数差をつけることで、流速の正負を計測する手法である。

2-3-2 周波数シフト法の原理

測定体積内を通過した散乱用粒子からは、その速度に比例したドップラ信号が観測されるが、そのままでは速度の絶対値しか測定することができない。このため逆流を測定するため測定体積内の干渉縞を空間的に移動させる必要がある。干渉縞の移動には、2本のレーザビームの一方または両方の周波数にオフセット周

波数を加え，ビームの間に周波数差をつける手法を用いる．これを周波数シフト法とよび，オフセット周波数を加える手法として回折回折格子を用いる方法や音響光学素子(AOM)を用いる方法などがある．本研究では，部品数の少なく，光学系を簡素に構成できる回折回折格子を採用した．その基本的な作動原理を図 2-7 に示す．

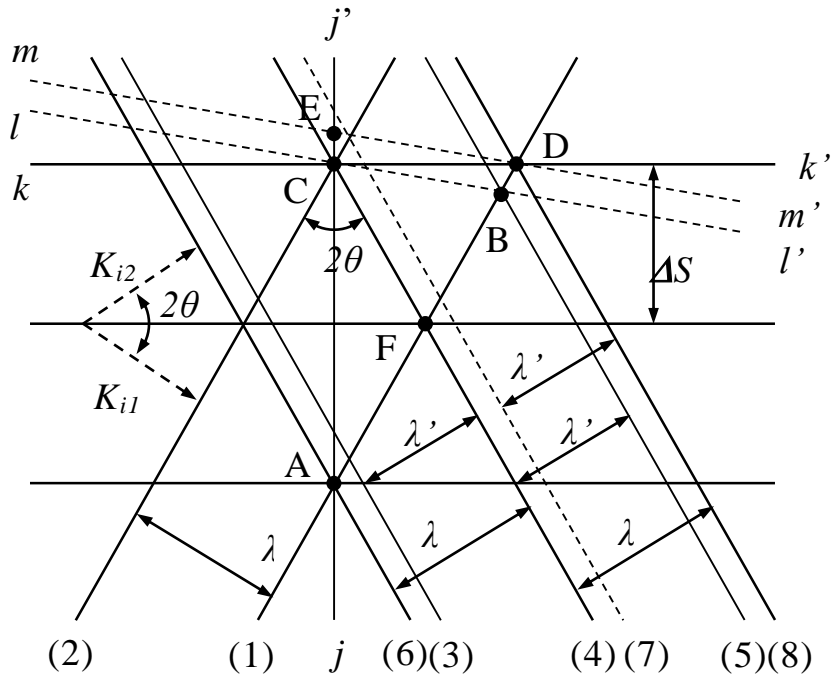


図 2-7 回折回折格子による周波数シフト法原理

回折回折格子による移動格子をレーザ光が通過するとその波長 λ がわずかに変化して λ' となり，光の周波数がシフトする．図 2-7 は 2 本の入射光 K_{i1} , K_{i2} の波面と，その干渉によって生じる干渉縞の関係を示したものである．

両入射光が同一波長 λ_i の場合，波面が(1)，(2)と波面(4)，(8)の交点 C，D を通る直線 $k-k'$ が干渉縞となる．この場合，波長を媒質中の光速 c_n で割った微小時間 $\Delta t = \lambda_i / c_n$ 秒後の干渉縞は同様に $k-k'$ であるが，交点 C は $k-k'$ 上の点 D に移動する．

下方からの入射光 K_{i2} に周波数シフト $\Delta\nu$ を与えると，その光の波長は λ' に変化し，波面(1)，(2)と波面(4)，(5)の交点 C，B を通る直線 $l-l'$ が新しい干渉縞となる．光速は一定なので， Δt 秒後には遷移した光の波面(3)，(4)は(7)，(8)へ動き，干渉縞は $m-m'$ へと空間移動する．なお，交点 C は入射光に周波数シフトを与えない場合と同様に $k-k'$ 上の点 D へ移動する．

干渉縞が $l-l'$ から $m-m'$ に移動したとき，入射光 2θ の二等分線に垂直な流速測

定方向の $j-j'$ 上の移動距離は CE であり， CE は $\triangle ABC \sim \triangle ADE$ の関係から式(2-26)で求められる．

$$\begin{aligned}
 CE &= \left(AC \cdot \frac{AD}{AB} \right) - AC \\
 &= \frac{\frac{\lambda_i}{\sin \theta} \cdot \frac{2\lambda_i}{\sin 2\theta}}{\frac{\lambda_i + \lambda'_i}{\sin 2\theta}} - \frac{\lambda_i}{\sin \theta} \\
 &= \frac{2\lambda_i^2}{(\lambda_i + \lambda'_i) \sin \theta} - \frac{\lambda_i}{\sin \theta} \\
 &= \frac{\lambda_i(\lambda_i - \lambda'_i)}{(\lambda_i + \lambda'_i) \sin \theta}
 \end{aligned} \tag{2-26}$$

また，干渉縞の上方への移動速度 V_f は式(2-26)から，式(2-27)で得られる．

$$\begin{aligned}
 V_f &= \frac{CE}{\Delta t} \\
 &= \frac{\lambda_i(\lambda_i - \lambda'_i)}{(\lambda_i + \lambda'_i) \sin \theta} v_i
 \end{aligned} \tag{2-27}$$

ここで，媒質中の光速 c_n と周波数，波長の関係は，式(2-28)となるので，

$$\begin{aligned}
 c_n &= v_i \lambda_i = (v_i + \Delta v) \lambda'_i \\
 v_i &= \frac{\Delta v \lambda'_i}{\lambda_i - \lambda'_i}
 \end{aligned} \tag{2-28}$$

式(2-27)は，式(2-29)となる．

$$\begin{aligned}
V_f &= \frac{\lambda_i(\lambda_i - \lambda'_i)}{(\lambda_i + \lambda'_i) \sin \theta} \cdot \frac{\Delta v \lambda'_i}{\lambda_i - \lambda'_i} \\
&= \frac{\lambda_i \Delta v}{\left(\frac{\lambda_i}{\lambda'_i} + 1\right) \sin \theta}
\end{aligned}
\tag{2-29}$$

ここで、 $\lambda_i \doteq \lambda'_i$ であり、屈折率 n である媒質中の干渉縞移動速度 V_f は、式(2-23)を代入し式(2-30)を得る。

$$V_f = \frac{\lambda_0}{2n \sin \theta} \Delta v
\tag{2-30}$$

図 2-2 において静止干渉縞中を下方に速度 V で移動する粒子のドップラ遷移周波数を ν_s とすると、移動する干渉縞に対する相対粒子速度 V_r は、式(2-31)となる。

$$V_r = V_f + V = \Delta S(\Delta v + \nu_s)
\tag{2-31}$$

相対粒子速度 V_r の干渉縞速度 V_f からの変動分として粒子速度 V を符号まで含めて求めることが可能となる。受光系で検出される周波数を ν_r を式(2-32)とすると粒子速度 V は、受光系で検出される周波数を ν_r を用いて式(2-33)で得られる。

$$\nu_r = \Delta v + \nu_s
\tag{2-32}$$

$$V = \Delta S(\nu_r - \Delta v)
\tag{2-33}$$

2-3-3 レーザドップラ流速計の特徴

レーザ光の発振には、レーザ物質、励起エネルギー、光共振器が必要である。レーザは、光共振器内で誘導放射光が増幅されることにより発振する。レーザ光は自然光に見られないコヒーレンス特性という干渉性に優れた性質を持っており、

LDAはこの光源の発達により実用化された。LDAの特徴を以下に示す。

長所：

1. 非接触測定のため流れを乱さない。
2. 流体の屈折率以外の物性値や状態量にほとんど影響されない。
3. 時間的，空間的分解能が高い。
4. 流速とドップラ周波数の間には直線関係があり，校正の必要がない。
5. 2，3次元流速測定も可能。

短所：

1. 流体中の粒子速度を測定するので，流体速度との差が誤差要因となる。
2. 適当な大きさと量の散乱粒子を供給しなければならない。
3. 光学系および信号処理の電気系の調整が必要。
4. 粒子速度が間欠的に測定されるので，各計測粒子の計測時間以下の時間分解能で変動評価や乱流評価ができない。

2-3-4 LDA 信号処理法

LDAの信号処理法としては，トラッカータイプ，カウンタタイプ，高速フーリエ変換（Fast Fourier Transform：FFT）による信号処理法などがある。本研究に使用したBSA（Dantec社製：Burst Spectrum Analyzer）は，FFTによる信号処理法を使用したものであり，FFT演算は専用の回路で処理し，数サイクルの波に対して32点また64点のサンプル数で演算するので，高速信号処理が可能である。サンプル数に応じて離散的なスペクトルが得られるが，中間値を得る方法としてはスペクトルのピークを探し，その両脇の3点を2次曲線で補間し，スペクトルの最大点に対応する周波数を求める方法を採用している。この種の方法では，補間の方法により精度が左右される。また，切り取る時間間隔の中に十分な数の波が存在し，切り取った波形は無限に続く波形の一部であるという前提に基づいているが，FFT演算では，ハニング関数などの窓関数を用いて，強制的に両端が同じ値を持つようにする必要がある。

BSAはドップラ信号のすべての情報を用いて周波数変換を行うため，ゼロクロス近傍の信号のみを用いるカウンタプロセッサに比べ，S/N比の悪い信号まで処

理することができる。これにより、流速測定において壁面からの反射などによるノイズの影響が低減できる。計測対象に応じて設定する測定モードには、バーストモードとコンティニュアスモードがあり、散乱粒子計測などでは、通常バーストモードを使用する。バーストの検出には、図 2-8 に示す計測信号にローパスフィルタをかけたペDESTAL (Pedestal) 信号とバンドパスフィルタに通した後、検波し DC 成分を取り除いたエンベロープ (Envelope) 信号が用いられる。

BSA では高速化のために A/D 変換器の分解能は 4bit と低く入力信号の位相を 90°ずらした信号を並列に A/D 変換して FFT の演算に用いている。変換時間のみならず演算時間の短縮のために、実効ビット数を 8bit としている。入力部には周波数混合器を用いて、測定周波数を A/D 変換器クロックの最適値、すなわち時間間隔の幅に波形が入るようにし、入力信号が高周波でも対応できるようになっている。

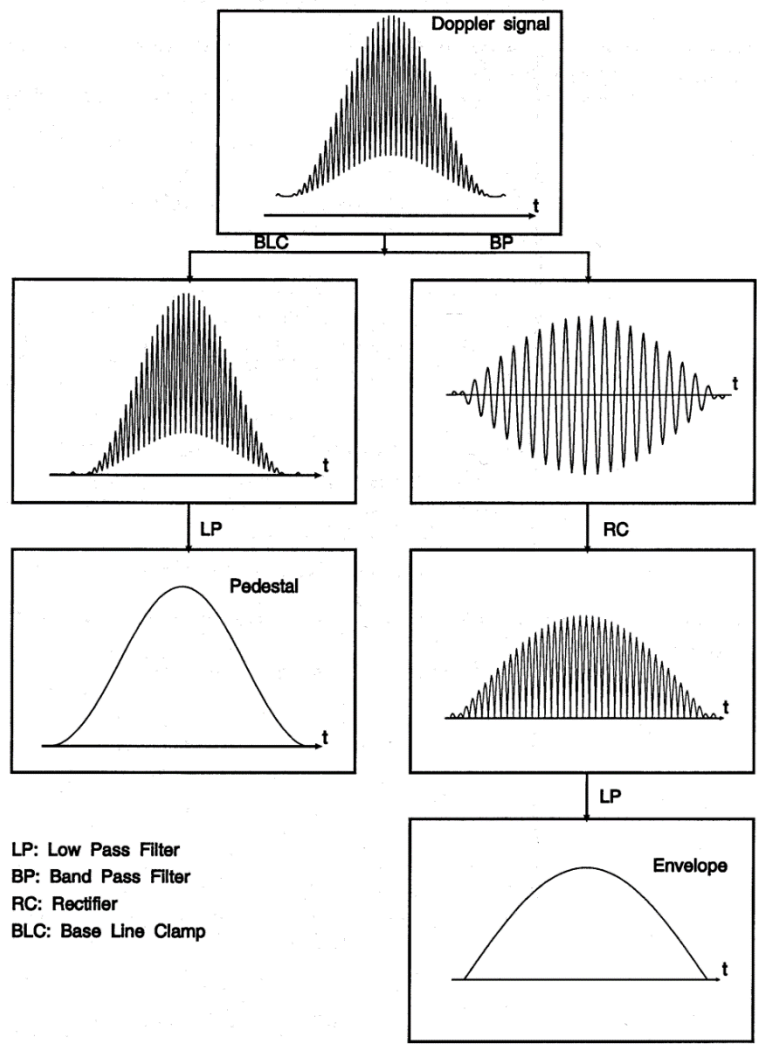


図 2-8 バーストの検出の導出概要
(BSA 取扱説明書より抜粋)

2-3-5 散乱用粒子

LDA は、計測しようとする流体中を浮遊する粒子により散乱するレーザ光のドップラ遷移から粒子速度を求め、流体速度を推定するものである。粒子は流体速度に追従し流れを乱さないこと、テストセクションの汚れなど計測に障害を与えないことなどが必要である。これらの条件と扱い易さから、本研究における LDA 計測にて散乱粒子を用いる場合は平均粒径 $0.4\mu\text{m}$ の酸化チタン(TiO_2)粒子を用いた。

重力、熱などの外乱のない場における一次流れの運動を考え、静止状態の流体が瞬時に速度 u となる理想的な流れを考えたとき、ストークス側の成立する範囲では、粒子の運動方程式の近似式は、式(2-34)となる(4)。

$$\frac{du_p}{dt} = \left(\frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \right) (u_f - u_p) \quad (2-34)$$

ここで、

- u_p : 粒子速度
- u_f : 流体速度
- μ : 流体の粘性係数
- ρ_p : 粒子の密度
- d_p : 粒子の直径
- t : 時刻

この時、流体の u_f を理想的にステップ流を仮定する。粒子速度 u_p は時間的粒子速度変化である。右辺粒子密度と直径の項を τ_p として、これらを式(2-35)とする。

$$u_f = u_0(t) = \begin{cases} 0, & t < 0 \\ 1, & t > 0 \end{cases}$$
$$u_p = y(t) \quad (2-35)$$
$$\tau_p = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu}$$

式(2-34)に式(2-35)を代入し両辺をラプラス変換して微分方程式を解いて式(2-36)を得る.

$$\mathcal{L} \frac{dy(t)}{dt} = \frac{1}{\tau_p} \mathcal{L}[u_0(t) - y(t)]$$

$$\mathcal{L}[y(t)] = Y(s)$$

として, (s は複素数)

$$\tau_p s Y(s) = \frac{1}{s} Y(s)$$

$$Y(s) = \frac{1}{s} \frac{1}{\tau_p s + 1}$$

部分分数展開して

$$Y(s) = \frac{1}{s} - \frac{1}{s + \frac{1}{\tau_p}} \quad (2-36)$$

式(2-36)を逆ラプラス変換して式(2-34)の解である式(2-37)を得る.

$$\mathcal{L}^{-1}[Y(s)] = \mathcal{L}^{-1} \left[\frac{1}{s} - \frac{1}{s + \frac{1}{\tau_p}} \right]$$

$$y(t) = u_0(t) - u_0(t) e^{-\frac{t}{\tau_p}}$$

$$y(t) = u_0(t) \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_p}} \right) \quad (2-37)$$

式(2-37)より時間応答の式(2-38)を得る.

$$\frac{u_p}{u_f} = 1 - \frac{1}{e^{\left(\frac{t}{\tau_p}\right)}} \quad (2-38)$$

ここで τ_p は、粒子の応答時間（緩和時間または時定数）とすると、式(2-38)は、一般的な一次遅れ系のステップ応答の式である。 τ_p を用いてストークス数 St は式(2-39)で表せる。

$$St = \tau_p \frac{u_f}{D} \quad (2-39)$$

式(2-38)において、流体の速度に対する粒子の速度比が 1 に近いとき、粒子は流体に追従していることを示している。この速度比を、その次数 a を用いて常用対数で表せば式(2-40)となる。式(2-38)に式(2-40)を代入し粒子がある速度比になるまでの時間を求めると式(2-41)となる。

$$\frac{u_p}{u_f} = 1 - 10^{-a} \quad (2-40)$$

$$t = a \ln(10) \tau_p \quad (2-41)$$

これは、粒子が流体の任意の速度比に達するために必要な時間 t は、流体の速度によらないことを示している。

ここで、実際の値を用い追従時間を確認する。流体は n-heptane、粒径は 0.4 μm の酸化チタン (TiO_2) 粒子とする。また、圧力による流体の密度変化は考慮せず、粒子の追従は 99.9% とする。

$$\mu = 0.397 \times 10^{-3} \quad [\text{Pa}\cdot\text{s}]$$

$$u_p/u_f = 0.999 \quad [-]$$

$$\rho_p = 4 \quad [\text{g}/\text{cm}^3]$$

$$d_p = 0.4 \quad [\mu\text{m}]$$

$$a = 3 \quad [-]$$

この時、 t と τ_p は、

$$t = 0.62 \quad [\mu\text{s}]$$

$$\tau_p = 0.09 \quad [\mu\text{s}]$$

となる。また、経過時と間速度比の関係を図 2-9 に示す。

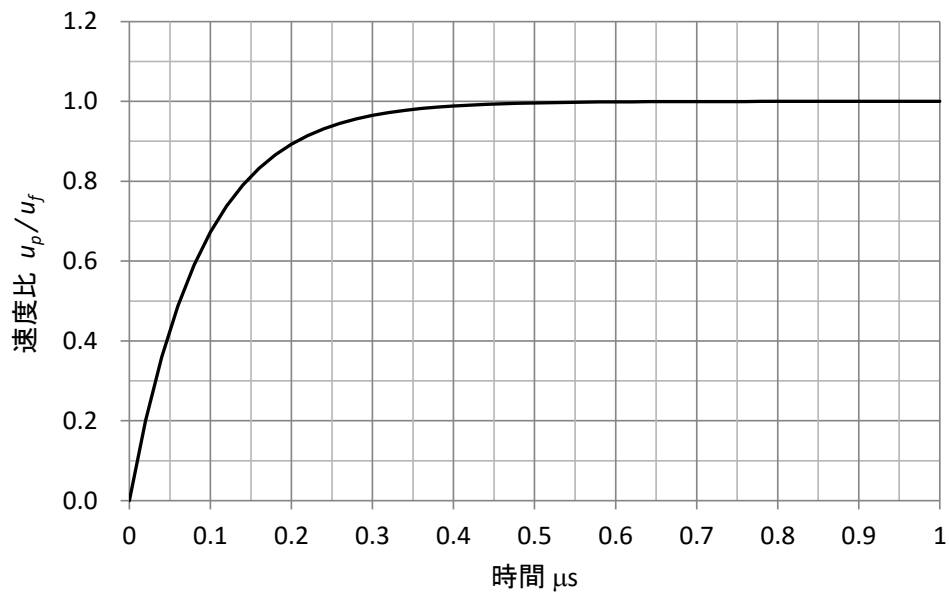


図 2-9 流体流速に対する粒子速度比の時間変化($\tau_p=0.09$)

次に、粒子の応答可能な周波数を求める。応答周波数は、粒子の運動方程式をラプラス変換した s 領域の式(2-36)を粒子の追従を周波数領域の伝達関数に置き換え伝達関数の周波数応答から求める。伝達関数 $G(s)$ は、入力を $X(s)$ 、出力を $Y(s)$ とすると一般に式(2-42)で示される。

$$Y(s) = G(s)X(s) \quad (2-42)$$

入力 $X(s)$ は、ステップ信号であるため、式(2-36)から式(2-43)が得られる。

$$X(s) = \frac{1}{s}$$

$$G(s) = \frac{1}{\tau_p s + 1}$$
(2-43)

伝達関数 $G(s)$ の複素数 s を $s = i\omega$ として周波数伝達関数変換した後に変形して式(2-44)とを得る.

$$G(i\omega) = \frac{1}{1 + i\omega\tau_p}$$

$$\omega = 2\pi f$$

$$G(i\omega) = \frac{1}{1 + i\omega\tau_p} \cdot \frac{1 - i\omega\tau_p}{1 - i\omega\tau_p}$$

$$= \frac{1}{1 + (\omega\tau_p)^2} - i \frac{\omega\tau_p}{1 + (\omega\tau_p)^2}$$
(2-44)

ここで、
 i : 虚数単位
 ω : 角速度
 f : 周波数

伝達関数 $G(i\omega)$ の振幅特性は、関数の二乗平均から式(2-45)で求まる.

$$|G(i\omega)| = \sqrt{\left(\frac{1}{1 + (\omega\tau_p)^2}\right)^2 + \left(\frac{\omega\tau_p}{1 + (\omega\tau_p)^2}\right)^2}$$

$$= \sqrt{\frac{1 + (\omega\tau_p)^2}{(1 + (\omega\tau_p)^2)^2}}$$

$$= \frac{1}{\sqrt{1 + (2\pi f\tau_p)^2}}$$
(2-45)

この伝達関数 $G(i\omega)$ の振幅特性を図 2-10 に示す。これは、伝達関数 $G(i\omega)$ に単振動で振幅 1 の正弦波を与えたときの出力波形の振幅を示す。

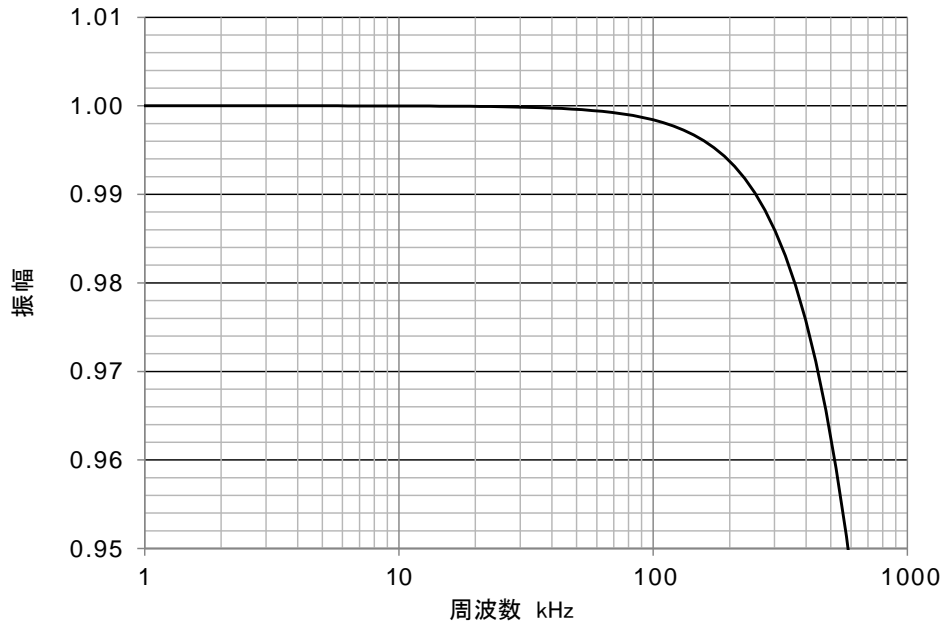


図 2-10 伝達関数 $G(i\omega)$ の周波数特性($\tau_p=0.09$)

式(2-45)を変形して振幅から周波数を求める式は式(2-46)で得られる。

$$f = \frac{1}{2\pi\tau_p} \cdot \frac{\sqrt{1 - (|G(i\omega)|)^2}}{|G(i\omega)|} \quad (2-46)$$

流体が n-heptane で粒径 $0.4 \mu\text{m}$ の TiO_2 粒子の流体速度の 99.9% までの応答時間 τ_p は $0.09\mu\text{s}$ であった。この条件で、正弦波の応答を考え、流体速度の 99.9% 応答から、出力波形の振幅が 0.1% 減少したときの周波数を求めると、式(2-46)から

$$\begin{aligned} |G(i\omega)| &= 0.999 \quad [-] \\ f &= 79.5 \quad [\text{kHz}] \end{aligned}$$

これは、フーリエ級数で表すことのできる周期的な振動において、200ms の噴射周期で基本周波数 5Hz として、およそ 15900 次の振動まで追従可能であること

を示している。このように液中においては粒子の追従性は非常によく、トレーサが必須な LDA には好条件となる。また、粒径をパラメータとして、TiO₂ 粒子の n-heptane 内で正弦波の振幅応答が 99.9% となる周波数を求めると、図 2-11 となる。この図より 10 μ m の粒子の場合、応答周波数はおよそ 110Hz であり、基本周波数 5Hz の場合、およそ 20 次振動まで追従可能であることを示している。

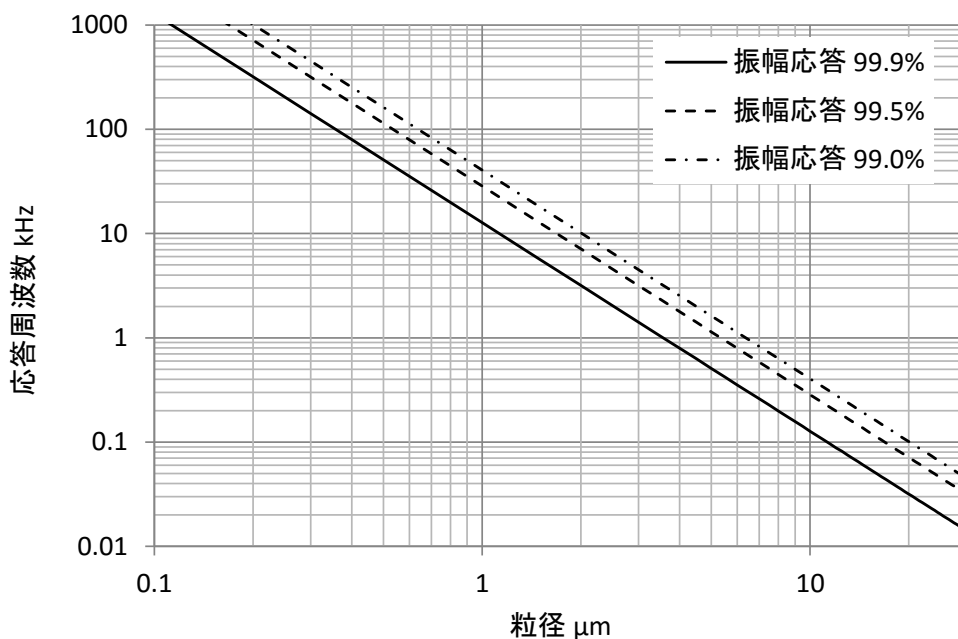


図 2-11 粒径の応答周波数特性(n-heptane 中の TiO₂ 粒子)

参考文献

1. 林 洋, “ボッシュ式噴射率計”, 内燃機関, 7-78, (1968), 58-64.
2. レーザ計測ハンドブック編集委員会, “レーザ計測ハンドブック”, 丸善株式会社 (1993).
3. 大澤敏彦, 小保方富夫, “レーザ計測”, 裳華房, (1994), 104.
4. 流れの計測懇談会, “LDV(レーザ・ドップラ流速計)の基礎と応用”, 日刊工業新聞社, (1980), 80
5. Durst, F., Ismailov, M. and Trimis, D., “Measurements of Instantaneous Flow Rate in Periodically Operating Injection Systems”, Experiments in Fluids, Volume 20, No. 3 (1996), 178-188.
6. Hanjalic, K., Jakiric, S. and Hadzic, I., “Computations of Oscillation Turbulent Flows at Transitional Re-Numbers”, Turbulent Shear Flows 9 Selected Papers, Springer Verlag., (1993), 323-342.
7. Hino, M.Sawamoto and S.Takasu, ”Experiments of transition to turbulence in an oscillatory pipe flow”, Journal of Fluid Mechanics Volume 75 Issue 02, (1976), 193-207

第 3 章

レーザドップラ式流量計の開発と実例

3-1 緒言

レーザドップラ流速計 (LDA) を管内脈動流に応用し管内の流量を計測する手法 (レーザドップラ式流量計 : LDA 流量計) は Durst ら(1)により提案され, その性能が確認された. 同様の方式を用いた流量計は Ismailov ら(2) (3)により間欠燃料噴射計測に応用され, Delay ら(4)の研究においてもその有用性が示されている. これらの研究は原理の確かさの検証や適用範囲の拡大などを主題としており, LDA は図 3-1 で示される全長 2~3m にもなる大型の装置である. これは高い SN 比を得るための高出力のレーザや高精度レンズ, 高感度の受光素子を持つ大型のフォトマルチプライヤ(Photomultiplier Tube : PMT)で構成されているためである. LDA 流量計の利用事例の拡大は重要な課題であるが, LDA の大きさから計測可能な場所や対象が限られており計測手段を広い分野で活用できていない. エンジン燃料系にてエンジン運転時を想定した場合などでは, 配管長を十分に取れないことが想定され, LDA システムを軸とした計測対象系装置の設置は困難である. 観測対象付近での小型化に貢献するファイバを利用したプローブ方式もあるが, システム全体が複雑かつ高価になり, 保守性も悪くなる.

本章では, 小型の大きさの制限を解決した上, 高圧燃料噴射に対応した LDA 流量計を製作する. 製作した LDA 流量計を筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムに適用し, LDA 流量計としての基本性能を測定部である石英ガラス管内径の影響や燃料圧力, 噴射時間などの条件を変更しながら計測し得られた結果を従来型であるボッシュ法, 天秤法と比較することで確認した.

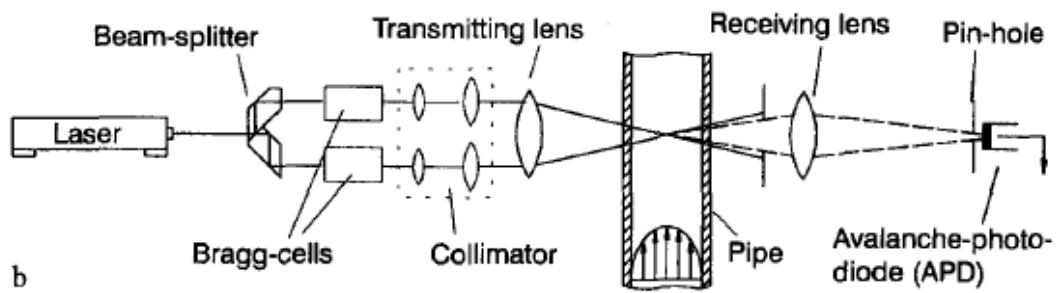
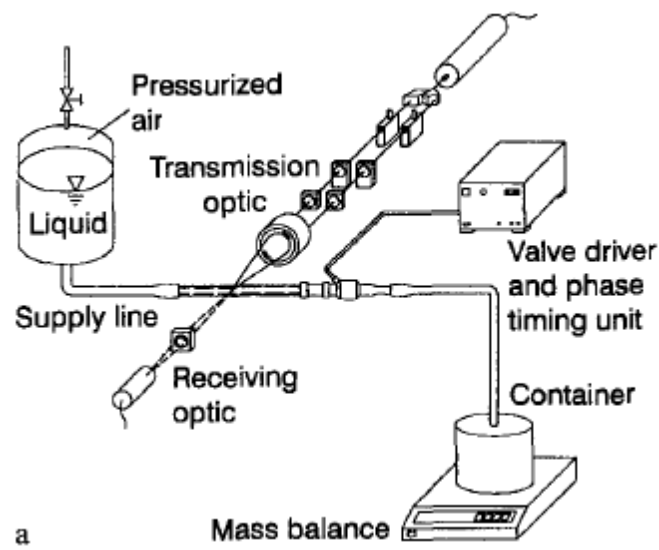


図 3-1 LDA の概要

a: 全体概要図, b:LDA 部概要図

3-2 レーザドップラ式流量計

3-2-1 LDA 流量計の原理(1)

LDA 流量計は、剛体管内脈動流における流速分布の理論解で得られる圧力勾配の周期関数と脈動流の管内中心流速の周期関数の関係から管内断面の瞬時流量が求められる理論を利用している。具体的には、脈動流の管内中心流速の時間履歴を計測し、圧力勾配の周期関数を求め、管内断面の瞬時流量を算出している。

脈動流の管内中心流速の時間履歴計測には、LDA を用いる。LDA の選定理由としては、時間分解能が高いこと、計測流量範囲が非常に広いこと(条件によっては最大流速/最小流速=103)、原理的に流量測定結果の精度が高いことが挙げられる。以下に管断面の瞬時流量を求める理論を述べる。

直径の均一な剛体管内層流にて十分に発達した振動流れを仮定し圧力勾配が連続でかつ周期的であるとすると管内の断面流速が 1 章にて式(1-27)で得られることを示した。

管内の瞬時流量は、半径方向位置 r の環状面積 $2\pi r dr$ を用いて半径方向に積分すると式(3-1)となる。

$$Q(t) = 2\pi \int_{r=0}^R u(r, t) r dr \quad (3-1)$$

式(3-1)へ式(1-27)を代入し積分して式(3-2)が得られる。これにより、振動流の瞬時流量は、管断面流速同様に圧力勾配の関数であることがわかる。つまり、圧力勾配の周期的な時間履歴から管断面流速、流量が得られる。

$$Q(t) = \frac{\pi R^2}{2} \left(\frac{R^2 p'_0}{4\nu} + \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{p'_n}{n\omega} i e^{(in\omega t)} \left(\frac{4i^{1/2} J_1(i^{3/2} Ta_n)}{Ta_n J_0(i^{3/2} Ta_n)} - 2 \right) + C.C. \right] \right) \quad (3-2)$$

次に圧力 p は、中心軸方向位置 x と時間 t の関数であり、半径位置 r によらず一定であるため、管内の断面流速の式(1-27)は、管内中心($r=0$)の速度にて式(3-3)で表すことができる。

$$u(r \equiv 0, t) = -\frac{R^2 p'_0}{4\nu} + \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{p'_n}{n\omega} \mathbf{i} e^{(in\omega t)} \left(\frac{1}{J_0(\mathbf{i}^{3/2} Ta_n)} - 1 \right) + C.C. \right] \quad (3-3)$$

ここで、LDA にて得られた管内中心流速 $u(r \equiv 0, t)$ の時間履歴を考える。管内中心流速が周期的な振動である場合、この瞬時流量の時間履歴は式(3-4)のフーリエ級数の形で表すことができる。

$$u(r \equiv 0, t) = u_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (u_n e^{(in\omega t)} + C.C.) \quad (3-4)$$

式(3-3)と式(3-4)から式(3-5)が得られる。

$$P'_0 = \frac{2u_0\nu}{R^2}, \quad P'_n = \frac{u_n \mathbf{i} n\omega}{1 - \frac{1}{J_0(\mathbf{i}^{3/2} Ta_n)}} \quad (3-5)$$

最後に式(3-2)を式(3-5)に代入し管内の瞬時流量は、管内中心流速のフーリエ級数成分を用いて式(3-5)で得られる。

$$Q(t) = \frac{\pi R^2}{2} \left(\frac{u_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{-u_n}{1 - \frac{1}{J_0(\mathbf{i}^{3/2} Ta_n)}} e^{(in\omega t)} \left(\frac{4\mathbf{i}^{1/2} J_1(\mathbf{i}^{3/2} Ta_n)}{Ta_n J_0(\mathbf{i}^{3/2} Ta_n)} - 2 \right) + C.C. \right] \right) \quad (3-6)$$

この方法は剛体管内層流にて十分に発達した振動流れを仮定しており、成り立つ条件として、式(3-7)にて与えられるストークスの境界層排除厚さを用いたレイノルズ数が 700 以下とされている(5)。また、非定常層流では、ストークスの境界層排除厚さ δ^* を用いたレイノルズ数が 550 以下であれば完全な層流とみなされ変動流でも使用可能であると報告されている(6)。

$$Re_{\delta^*} = \bar{u} \frac{\delta^*}{\nu}, \quad \bar{u}(t) = \frac{Q(t)}{\pi R^2}, \quad \delta^* = \sqrt{\frac{2\nu}{\omega}} \quad (3-7)$$

Re_{δ^*} : ストークスの境界層排除厚さを元にしたレイノルズ数

$\bar{u}(t)$: 管断面平均流量

3-2-2 LDA 流量計の特徴

LDA 流量計は、液体を計測対象とした場合、特に原理的な長所を生かすことができる。ただし、脈動流が層流であることや透明な液体であること、周期的な時間での計測などの条件が必要である。

本研究の対象であるインジェクタの噴射率計測では、対象流体がガソリンや軽油、もしくはそれらの疑似燃料であり、計測に十分な透明度を有している。さらに、周期的な時間の計測に必要な信号も噴射システムに常に存在しているため、本研究の使用目的に適している。

長所：

1. 周期的な非定常流測定が可能である。
2. 非接触測定のため、流れを乱さない。
3. インジェクタの上流で計測可能であり、インジェクタから噴射する噴霧の同時計測が可能。
4. 時間的分解能が高く計測レンジが広い。
5. 流体の屈折率以外の物性値や状態量にほとんど影響されない。

短所：

1. 流体中の粒子速度を測定するため、流体速度との差に誤差要因がある。
2. 適当な大きさと量の散乱粒子を供給しなければならない。
3. 光学系および信号処理の電気系の調整が必要。
4. 測定する管内中心位置のずれが誤差となる。
5. 完全に発達した層流のために有効な助走区間が必要

6. 測定流体のライン圧に対応した観測窓が必要

3-2-3 本研究で製作した LDA 流量計の構造詳細

本研究にて開発，製作した LDA 流量計の外観を図 3-2 に示す．本システムでは，送受光部一体型とし，可搬可能な小型であること，さらには低コスト，良好なメンテナンス性をコンセプトとして，LDA の構造と構成を極力簡素化しフレーム構造とすることで軽量化した上で操作性と保守性を向上させた．また光学系は送光系と受光系を一体化することにより検出部である石英管の交換を容易にし，交換時の光学系の再調整作業を大幅に軽減することが可能となっている．

図 3-3 に LDA 流量計の光学系構成，光学系の仕様を表 3-1 に示す．差動型光学系を管内計測に適した 90°側方散乱方式で使用し，正負流速計測用の周波数シフトには制御機器，機構もシンプルな回転回折格子を採用した．

半導体レーザー（出力 80mW，波長 658nm）から出射されたビームは，回転回折格子で分割され， ± 1 次光を使用し，2 MHz の周波数シフトを与える． ± 1 次光の分割光の回折角 4.7°を利用し，直径 25mm，焦点距離 75mm レンズで ± 1 次光を平行光とし焦点距離 40mm のフロントレンズにて測定体積を形成する．この方式の採用で，ビームセパレータなどの光学機器を使用せず非常にシンプルな送光系を構成できる．40mm フロントレンズは前後移動が可能となっており，75mm レンズにて平行光となるため，フロントレンズの移動で管内の測定体積の半径方向移動ができ半径方向流速分布の計測が可能である．これにより，LDA 流量計で必須の管中心流速を確認することが可能となっている．

燃料の流路となる石英管内の中央で測定体積を形成し，疑似燃料である n-heptane 中での交差角は 6.3°である．この LDA の流速測定範囲は，-6~9m/s となる．トレーサ粒子からの側方散乱光を直径 25mm，焦点距離 40mm レンズにより集光し，焦点距離 60mm のレンズで 100 μ m のピンホールに焦点を結び光電子増倍管で受光する．これにより測定点での視野は 67 μ m 程度となる．

本システムの LDA に用いた半導体レーザー（三菱製：ML101J21）の仕様を表 3-2 に示す．LDA の小型化には半導体レーザーは非常に有用である．しかしながら，半導体レーザーはその性質から光強度，非点収差，楕円形出力光などいくつかの課題もある．本システムで選定したレーザーは，実屈折率導波型の AlGaInP 系単一モードの高効率半導体レーザーで，連続出力 80mW であり，非点収差が非常に少ないものとした．屈折率導波型では比較的大きくなりがちな光の拡がり角は，垂直軸 (θ_{\perp}) 17.0°，平行軸 (θ_{\parallel}) 9.5°でありアスペクト比 ($\theta_{\perp}/\theta_{\parallel}$) で 1.8 と小さい．このため非点収差の補正のためのアナモフィック光学系などを使用せず，ガスレーザー

にはおよばないものの本計測に用いるには、十分な性能を得ることができた。半導体レーザは自身の発熱により出力特性が変化するが、干渉を用いた LDV ではレーザの出力変化がおよぼす信号強度変動が直接の計測速度の絶対値に影響しないため、半導体レーザをアルミ製ホルダにマウントし自然放熱することに対応した。

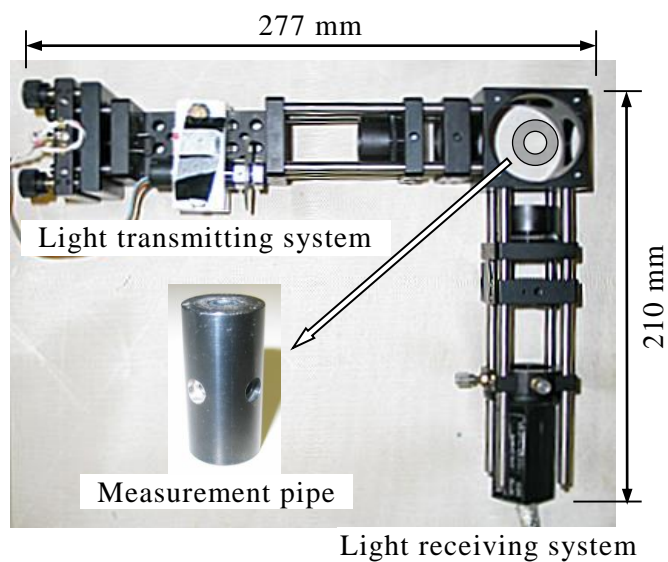


図 3-2 External view of the LDA system

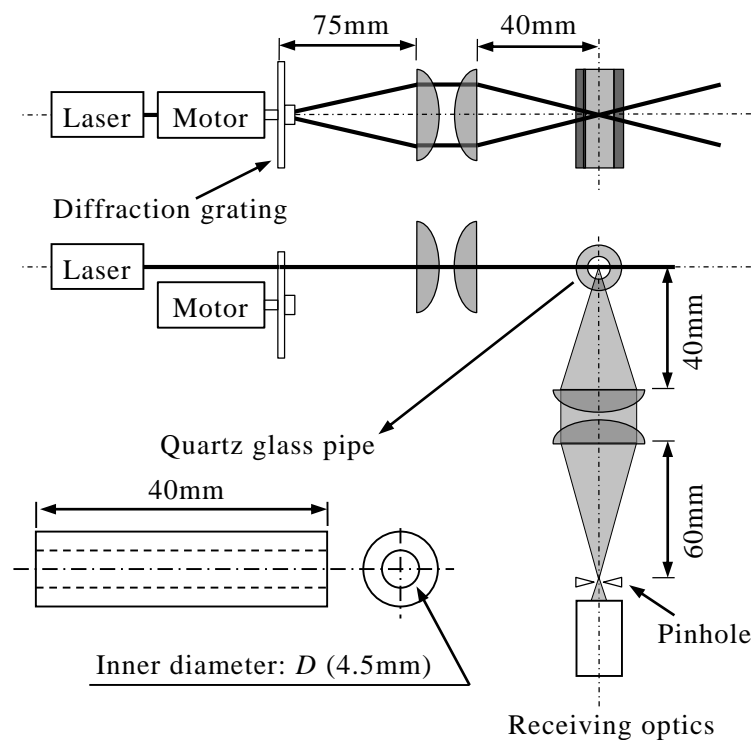


図 3-3 Optical system of the LDA flow rate meter

表 3-1 LDA 諸元

LDA Type	Side scattering mode
Optical heterodyne mode	Dual beam mode
Laser	Laser diode, 80 [mW]
Wavelength	658 [nm]
Half angle of crossing beams	8.71 [deg.]
Measurement volume	Diameter 24.5 [μm], Length 159.5 [μm]
Fringe distance	2.17 [μm]
Shift frequency	2.0 [MHz]
Light frequency shifting	Rotating diffraction grating
Velocity range	-6.0 ~ 9.0 [m/s]
PM Cathode radiant sensitivity	58m [A/W] (peak)

表 3-2 レーザ仕様

Mode confinement methods	Real-index-waveguide
Peak wavelength	658 [nm]
Light output power	80 [mw] (Continuous Wave)
Beam divergence angle (parallel)	9.5 [deg.]
Beam divergence angle (perpendicular)	17.0 [deg.]
Transverse mode	Single mode (TEM ₀₀)
Package size	5.6 [mm]
Slope efficiency	0.95 [W/A]

受光素子は従来からよく用いられるラインフォーカス型の光電子増倍管ではなく表 3-3 に示す仕様のメタルチャンネル型光電子増倍管（浜松ホトニクス製：H5783-02）を使用した。メタルチャンネル型は、ラインフォーカス型より感度の直線性には劣るが、応答速度、増幅率は、遜色なく非常に小型である。感度直線性は、周波数計測を対象とした LDA では影響がない。さらに、本システムに採用した光電子増倍管は、高圧電源回路が一体になっており、単一電源で使用できるため駆動電気回路も含め小型、軽量化に寄与する。

回転回折格子は直径 38.5mm の石英ガラス基材に放射状の 13254 本のエッチングによるグリッドを持っている。回転回折格子は、2 MHz の周波数シフトを発生させるため、回転数を 9054rpm とした。回転回折格子を回転させるモータ（マクソン製：EC16）は 15W の三相 DC ブラシレスモータでホール素子を利用した回転数フィードバック制御で作動する。

表 3-3 受光素子仕様

Dynode structure	Metal channel
Spectral response	300 to 880 [nm]
Cathode luminous sensitivity	200 [$\mu\text{A}/\text{lm}$]
Cathode radiant sensitivity	58 [mA/W]
Anode luminous sensitivity	125 [A/lm] (80% Gain)
Anode radiant sensitivity	2.9×10^4 [A/W] (80% Gain)
Anode dark count	2 [nA]
Rise time	0.57 [ns] (80% Gain)
Weight	70 [g]

流速を計測する石英管は長さ 40mm であり，高圧噴射システム対応のため，炭素鋼保護管にて覆うことにより耐圧性および安全性を高めた．その概要を図 3-4 に示す．石英管は炭素鋼保護管に焼きばめで組み込まれたのち，端面をエポキシ系の接着剤でシールし測定管とした．炭素鋼保護管には，レーザーの入射用，散乱光用，観測用に 3 か所窓が設けられている．測定管と LDA 光学系の固定は，図 3-5 に示すように，助走区間の流路となる継手を有した接続ブロックが LDA 光学系を保持しつつ両側から挟み込まれる．この際，接続ブロックが炭素鋼保護管に圧接することで石英管への荷重を低減しつつ耐圧性を確保する．この構造により，石英管の交換が容易となった．石英管の上下流の助走区間は 100mm ずつ設けており，流路内径 4.5 mm の場合において助走距離は内径の 20 倍以上を確保した．

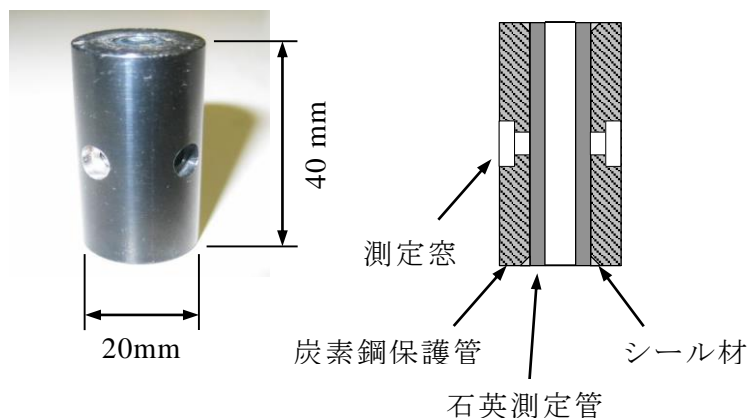


図 3-4 測定管概要

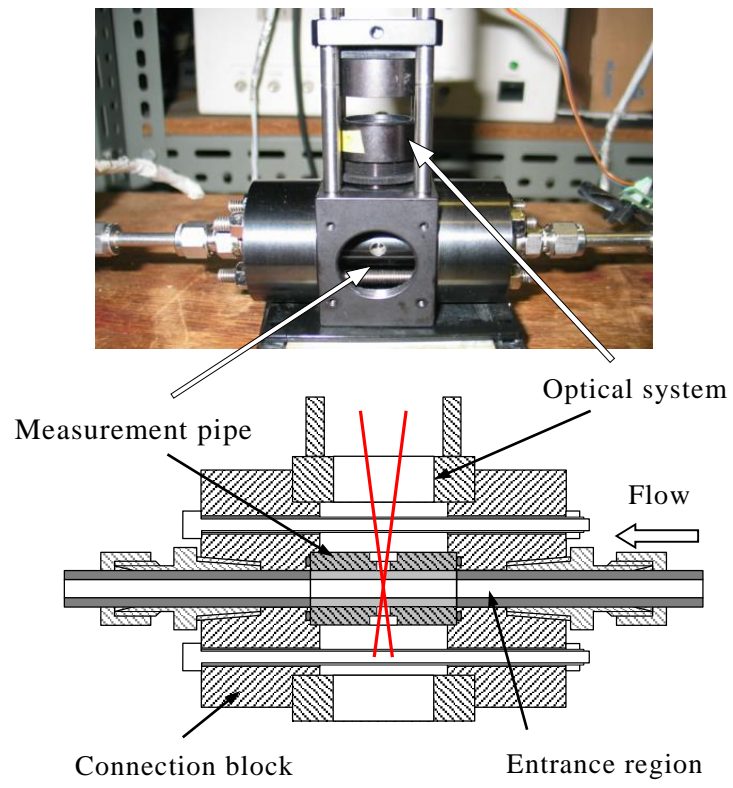


图 3-5 LDA 流量计计测部概要

3-3 LDA 流量計のデータ処理法

3-3-1 データ処理概要

本計測において流量の算出には BSA から得られる計測データを用いて計算した。BSA の計測結果として、計測した粒子に対する計測開始からの相対時間、粒子速度情報を持つ散乱光周波数が得られる。噴射開始タイミングを同期信号として BSA に入力し、噴射開始時刻を計測開始からの相対時間として同時に記録した。

本研究では、すべてのデータで噴射周期を 200ms とし、噴射時間は、0.5～5.0ms である一噴射のデータ数では十分な時間分解能が得られないため、一回の計測にて、トレーサを用いた場合は 1000 サイクル、用いない場合は約 10000 サイクル分のデータを計測した。

計測したデータの処理工程を図 3-6 に示す。流量演算のために、離散フーリエ変換(Discrete Fourier Transform : DFT)をするが、計測データのままで、演算に適さないため前処理による最適化をした。本研究では前処理に、サイクル処理、異常値排除、再標本化を実施した。

前処理、噴射開始位置の補正をした後、瞬時流量を算出した。瞬時流量は光学、実験条件から散乱光周波数データから流速の時間履歴を算出し、DFT にて流速変動の周波数成分を求めた。この流速周波数成分から、圧力勾配の周波数成分を求め逆 DFT により瞬時流量を求め、シフト周波数補正の後、時間積算し噴射量を求める。本節では前処理までのデータ処理の手法と工程を計測例を交えて示す。

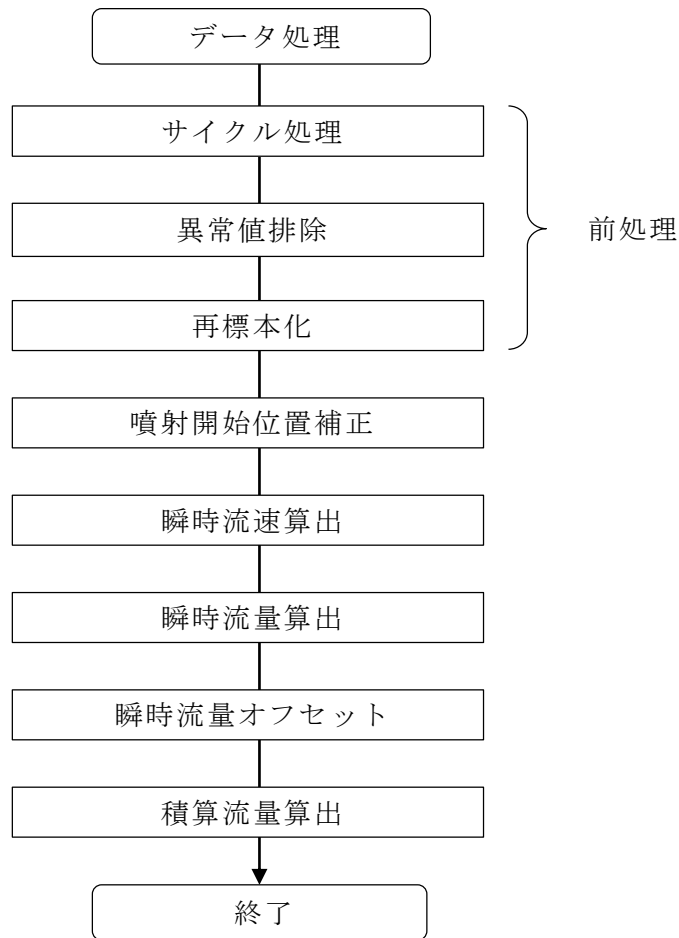


図 3-6 データ処理フローチャート

3-3-2 データ前処理におけるサイクル処理

BSA からのデータは、計測開始からの相対時刻、噴射開始時刻からの相対時刻、散乱光周波数を記録している。噴射一回当たりの計測データ点数では十分な時間履歴が得られないため複数の噴射データを重ね合わせることで瞬時流速の 1 サイクルの時間履歴を得る。

噴射サイクルごとに重ね合わせるため、すべてのデータを噴射開始時刻からの相対時刻で昇順にソートする。BSA から得られるデータの時間分解能は $5\mu\text{s}$ なのでソートし重ね合わせたデータは、同時刻に複数のサンプルが存在する。同時刻のデータは平均化処理し、平均化する際に異常値がある場合中央値が大きいくずれ

る可能性があるため、異常値を排除し平均化する。

3-3-3 異常値排除

計測値にはノイズなどの影響で異常値が混在している可能性があり、これを統計的な手法で排除する。異常値排除は、サンプル平均の誤差削減とともに次の工程の再標本化(resampling)においても重要な工程である。

本研究では、噴射周期 200ms に対し噴射時間が 0.5~5.0ms と非常に短いため、すべてのデータに対して異常値排除を適用すると、噴射時のデータが異常値と判断されてしまう。そこで時系列である噴射時の流速相当データを各時間であらかじめ定めた標本数を取り出し、順に異常値排除を適用する方法を使用した。

異常値排除手法は、グラップズ検定(Grubbs test)(7)や修正トンプソン τ 検定(modified Thompson tau technique)(8)などが利用されており、日本工業規格(JIS)(9)では前者を、米国国家規格協会(ANSI)では後者を採用している。両者には異常値排除の性質の違いはあるが、その有意差を評価するのは難しい。これは、両検定手法は統計学的手法とはいえ、未知の母集団を推定するスチューデントの t 分布を用いていることや異常値排除が本来、実験条件などの状況を踏まえた経験的、主観的な判断によるところが大きいためである。

本研究においては、明らかに異常と思われるデータの排除を目的としており、この点を考慮すると、どちらの異常値排除手法も利用可能である。本研究の実験範囲では、検定法に有意な差を見いだせず、今回はグラップズ検定を使用した。

グラップズ検定は、すべてのデータは同じ正規分布の母集団に属するという帰無仮説とデータのうち平均値から最も離れたデータは異常値であるという対立仮説でデータの棄却検定をする。この対立仮説は、両側検定を用いる。

検定したい標本数 n 個の標本 x_i の標本標準偏差(Sample Standard Deviation) S を式(3-8)、(3-9)で求め、式(3-10)の各標本の検定統計量 δ_n を求める

$$S = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad (3-8)$$

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad (3-9)$$

$$\delta_n = \frac{|x_i - \bar{x}|}{S} \quad (3-10)$$

標本が仮説を満たすかを判定する有意点 τ はグラッブズ検定では式(3-11)と定義している。

$$\tau = \frac{(n-1)}{\sqrt{n}} \frac{t_{s(a/(2n),v)}}{\sqrt{n-2+t_{s(a/(2n),v)}^2}} \quad (3-11)$$

ここで、 a を有意水準とし t_s は、自由度 $\nu = n - 1$ としたときのスチューデント t 分布の確率密度関数である式(3-12)の逆関数である。

$$f_\nu(t_s) = \frac{\Gamma\left[\frac{(\nu-1)}{2}\right]}{\sqrt{\pi\nu}\Gamma\left(\frac{\nu}{2}\right)} \left(1 + \frac{t_s^2}{\nu}\right)^{-\frac{\nu-1}{2}} \quad (3-12)$$

ここで式中の Γ はガンマ関数を示す。式(3-12)の関係を図に示すと図 3-7 となる。分布は、自由度 ν のスチューデント t 分布を示し、式(3-11)での $t_{s(a/(2n),v)}$ は、分布関数の片端の面積が $(a/(2n) \cdot 100)\%$ になる分布幅の半幅を示している。つまり、 $t_{s(a/(2n),n-2)}$ は a を有意水準として、自由度 $n-2$ の t 累積分布関数の両裾の面積の和が $(a/n \cdot 100)\%$ になる分布幅を示す。

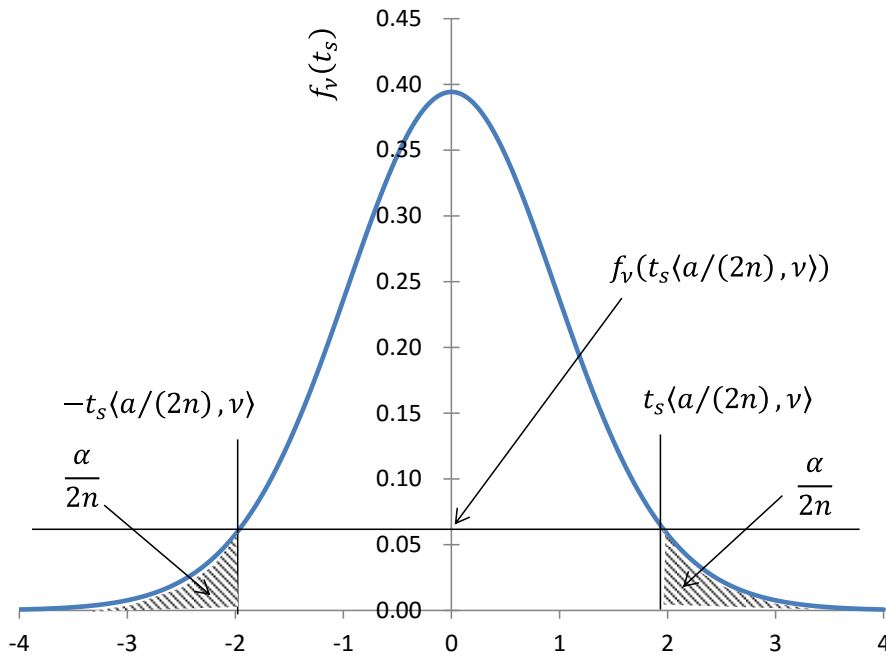


図 3-7 スチューデント t 分布と有意水準

式(3-13)で示すようにすべての標本の検定統計量を有意点と比較し有意点より大きければ、帰無仮説を棄却し対立仮説を採択するとして、異常値であると判断する。異常値を排除した場合、残りの標本数にて再度検定を実施し、異常値がなくなるまで繰り返すというように再帰的に実施する。

$$\delta_n > \tau \quad (3-13)$$

グラブズ検定は、 t 分布を使用していることから、標本数 6 から 30 の小標本での推定に適している。本処理においては、急峻な変化を伴う計測値のため有効な計測値を排除しないように標本数を決定する。例として図 3-8 に示す噴射圧力 5MPa における噴射でデータレートの低いときのデータを示す。データレートが低い場合、急激な流速変化がある区間では、高いデータレートの場合に比べ標本数が少なく判定に影響を与える可能性がある。図 3-8 では、流速の元データであるドップラ周波数の時間推移を示し、噴射タイミングは 0.5ms の位置である。噴射前の流体が流れていないとき LDA 測定 of 散乱用粒子の検出数が少なく噴射により検出数が増加している。これは、流体が静止している場合散乱用粒子も静止しており、計測可能なデータは、LDA 測定体積内の粒子散乱光のみであるためであ

る．本結果でウインドウ幅 0.1ms としたときのデータ点数は静止時で 10 点程度，噴射開始時の増速過程では 50 点程度である．

ただし，噴射開始時の 0.5ms では 20 点程度である．噴射開始時の増速過程で標本数 6 から 30 点で評価する場合，単純な平均や標本標準偏差では対応できず増速の影響を考慮しなければならない．

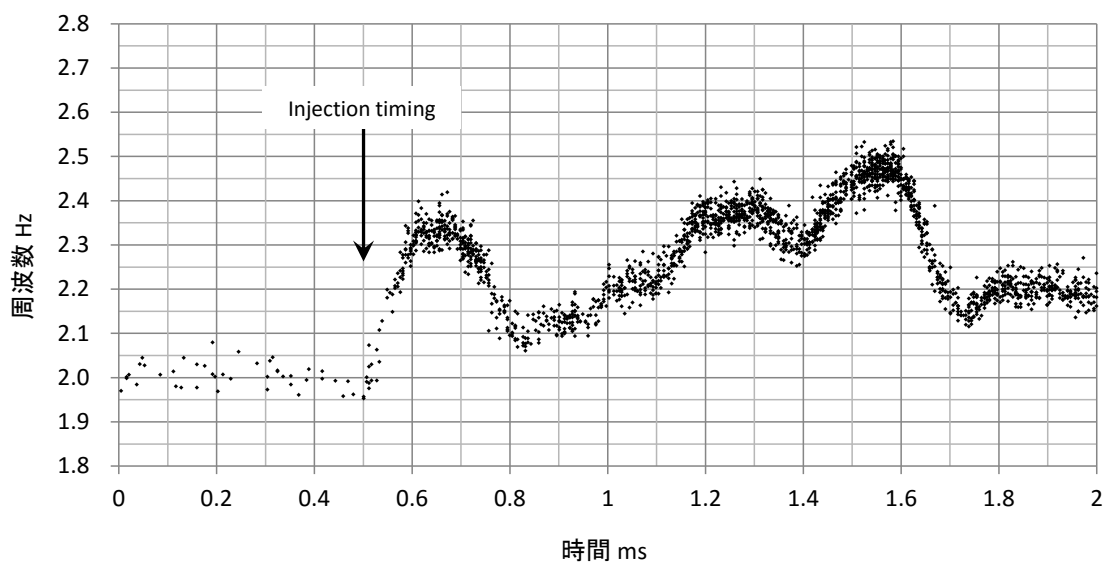


図 3-8 噴射データ例

(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間 1.0ms)

そこで，時間に対しデータの推移が傾きを持つ場合を考慮し，標本に対し最小二乗法による直線近似をしたのち，近似直線との差を標本とし検定する．標本 x_i の検出時間を t_{xi} として回帰直線関数を式(3-14)とする．

$$f(t_{xi}) = a \cdot t_{xi} + b \quad (3-14)$$

次に式(3-15)で示すように標本 x_n と回帰結果値の残差を標本 y_n とする．

$$y_i = x_i - f(t_{xi}) \quad (3-15)$$

検定統計量の式(3-8)から式(3-10)の x_i を y_i に置き換えて検定を実施する．この際，排除すべき y_i の時間 x_{xi} に相当する元の標本 x_i を異常値と判定する．この回

帰結果値を利用した異常値判定においても異常値排除の後に再度回帰関数を求め残差より判定をする操作を繰り返す。

有意水準と標本数を決定するために、有意水準と標本数をパラメータとして、図 3-8 に示すデータで排除数を確認した結果を図 3-9 に示す。標本数が 10 の場合ほかの標本数 20, 30 に比べ排除数は特に多く、標本数が大きくなると排除数は減少することがわかる。有意水準は大きくなるにつれどの標本数においても単純増加している。図 3-8 に示すデータを目視にて主観的判断で排除数を確認すると 30 から 40 となること、本研究の異常値排除は際立った異常値を排除する目的から、排除数が少なくなる標本数 30 で有意水準を 0.01 とした。

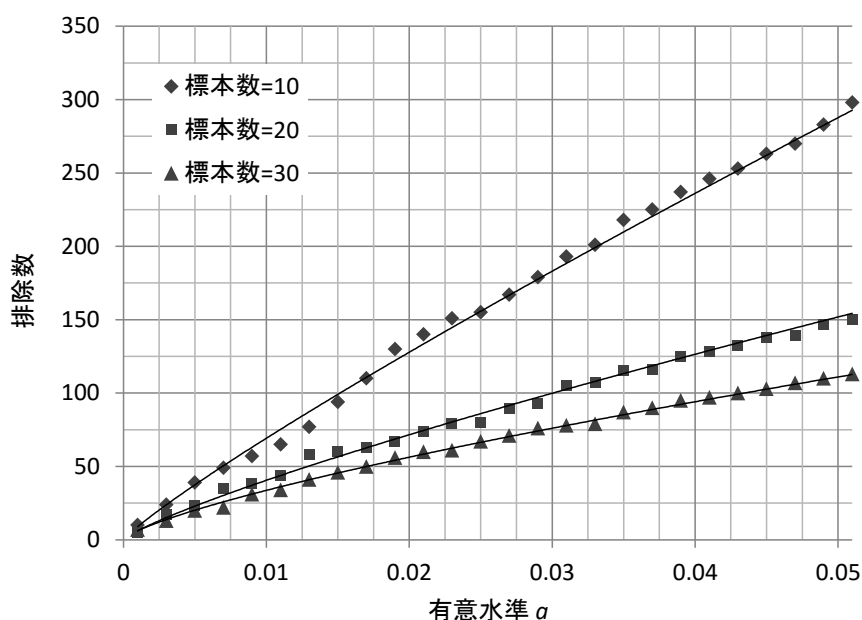


図 3-9 グラブズ検定における有意水準と標本数の影響
(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間 1.0ms)

図 3-10 に図 3-8 の結果を標本数 30, 有意水準を 0.01 にて検定した結果を示す。図内で数点排除が確認でき、噴射開始時は急峻な変化において有効と思われるデータを排除していないことが確認できる。全データを標本数 30 に分割する際、データの末尾では、30 に足りない場合があるが、この場合は、最終データから前時間方向に 30 データを使用した。この際、2 重に検定するデータがあるが、一度検定に通過しているために結果におよぼす影響は非常に少ない。

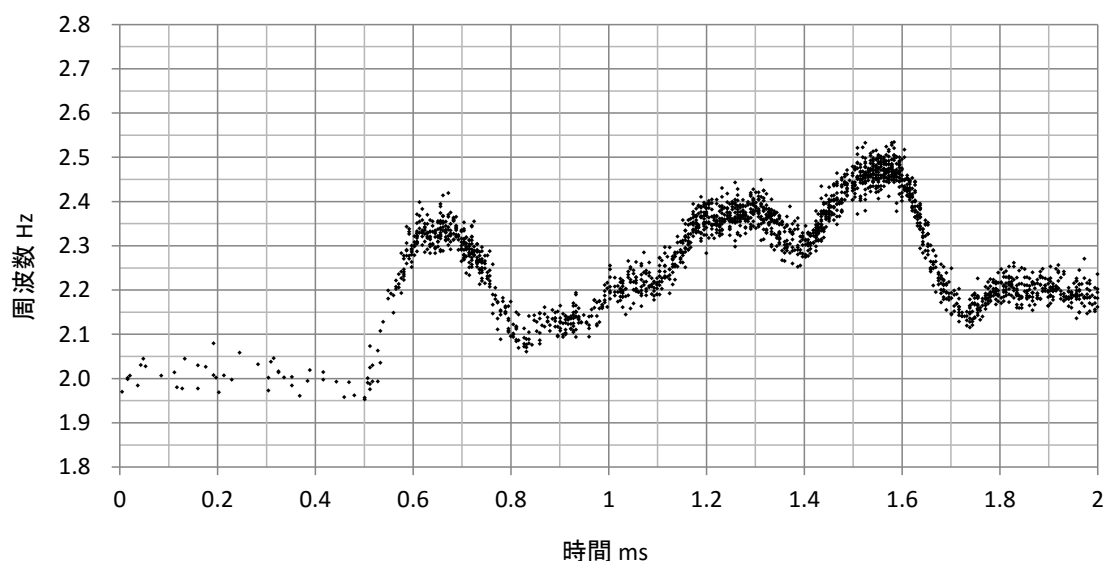


図 3-10 グラブズ検定結果例
 (使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間 1.0ms)

3-3-4 再標本化 (リサンプリング)

異常値を排除したデータは、BSA の時間分解能である $5\mu\text{s}$ で平均化し、離散化したデータとする。この時、平均点数条件により異なるが、この $5\mu\text{s}$ の時間間隔内のデータ点数は、0~50 点ほどである。ここで問題となるのは平均点数が 0、すなわちその時間にデータがない場合である。解決策としては、時間分解能を下げする方法と前後のデータで補間する方法が考えられる。本研究では、両方を採用した。

時間ウィンドウ幅を 0.02ms として、平均化を実施することで再標本化も同時に実施したことになり 0.02ms で離散化されたデータ得る。時間分解能としては実質 0.05ms 程度あれば十分であると考えられるが、噴射開始時の急峻な変化でのデータ点数を増やすことと噴射開始位置の時間誤差を減らすためにその約半分の 0.02ms とした。

時間分解能を下げても平均点数が 0 の場合があるため、前後の値にて直線補間を実施した。時系列データの最初のデータが欠落している場合は、データが周期信号であるため時系列データの最後のデータを用いて補間する。平均点数が 0 となり補間するウィンドウの割合は計測点数 10000 点程度に対し 0~20%であった。ただし、噴射期間で補間されたのは 5 点以下であった。噴射期間における補間点数が少ないのは、単位時間当たりの粒子の計測数であるデータレートが比較的高いことに起因する。データレートは噴射期間においては、トレーサが測定体積部

を多く通過するため高くなり、噴射終了後では、流体の移動が止まり停止した浮遊粒子のみとなり低くなる。このため、データレートが高い噴射期間では、各計測粒子間の時間が短いため補間する箇所が少なく、流速算出結果への補間による誤差影響は非常に小さい。

図 3-11 に図 3-10 の結果を再標本化した結果を示す。灰色の点が標本化前の計測データであり、黒点が標本化結果である。0.5ms 付近の噴射開始時の再標本化も十分に元の結果の特徴を維持している。

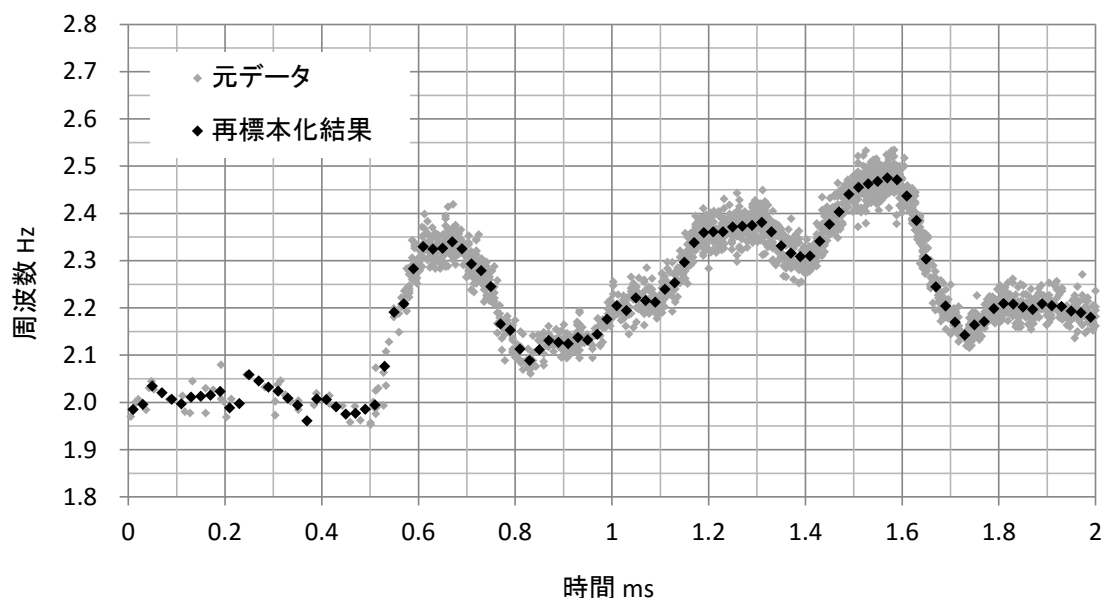


図 3-11 再標本化例

(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間 1.0ms)

3-3-5 噴射周期の変動と再標本化誤差補正

インジェクタの噴霧にて実際の噴霧の開始は、噴射開始指示時間を基準にインジェクタの噴射遅れ時間、噴射周期の変動時間、再標本化による ± 1 再標本化時間($\pm 0.02\text{ms}$)の誤差が加わる。本研究では、実際の噴射開始を時刻 0 と定義するため、これらを補正項目として噴射開始精度を高める処理をする。補正の順番として、噴射周期の変動と再標本化誤差を補正したのちに噴射遅れ時間を補正する。本項では噴射周期の変動と再標本化誤差補正の方法を示し、噴射遅れ時間は瞬時流量算出の工程として次節にて示す。

噴射周期の変動と再標本化は、流速の時間履歴から単位時間当たりの加速度を求め噴射開始直後の加速度の変曲点が一致する時刻を合わせる手法で補正する。加

速度の変曲点は、噴射圧力や噴射装置により変わるため、試験条件に合わせてそれぞれ確認し補正する。

条件の異なる複数の噴射データでの噴射開始時の平均的な傾きが重なるようにするために、細かい変動に左右されない平滑化した加速度を用いる。平滑化の手法として式(3-16)に示すように平滑化したドップラ周波数データ x'_i を求める。

$$x'_i = \sum_{j=0}^i x_j \quad i = 0, 1, 2, \dots, n \quad (3-16)$$

$$\overline{x}_i = \frac{(x'_{i-4} - x'_{i+2}) + (x'_{i-2} - x'_{i+4})}{12}$$

次に単位時間(0.02ms)当たりの加速度 \dot{a}_i は、式(3-17)で表せる。

$$\dot{a}_i = \frac{\overline{x}_{i+1} - \overline{x}_{i-1}}{2} \quad (3-17)$$

図 3-12 に図 3-11 の結果から求めた平滑化結果と加速度を示す。平滑化した周波数データにより滑らかな加速度変化が得られる。

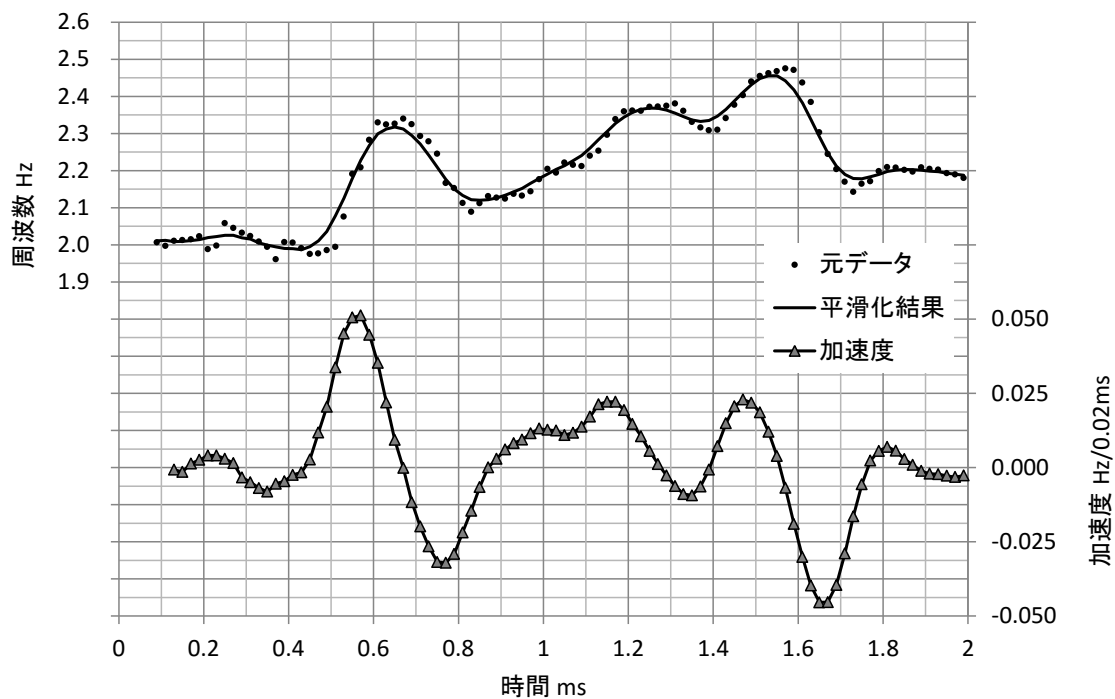


図 3-12 平滑化と加速度例

(使用データ: 高压ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間 1.0ms)

加速度の結果から、噴射直後のピーク付近を中心とする 0.5ms 程度の区間にて多項式近似をし、ピーク位置を推定する。これを条件の異なる複数の噴射計測結果も同様に実施しピーク位置がそろるように時間位置を補正する。図 3-13 に補正前の計測データを示す。図には図 3-11 の結果に加えて同じ噴射圧力 5MPa における噴射時間の異なる結果を合わせて示している。図にて噴射直後の急激な周波数変化の開始位置がずれていることが確認できる。この計測データに噴射周期変動と再標本化のずれ補正をした結果を図 3-14 に示す。図 3-13 に比べ噴射による変動開始点がそろっていることが確認できる。

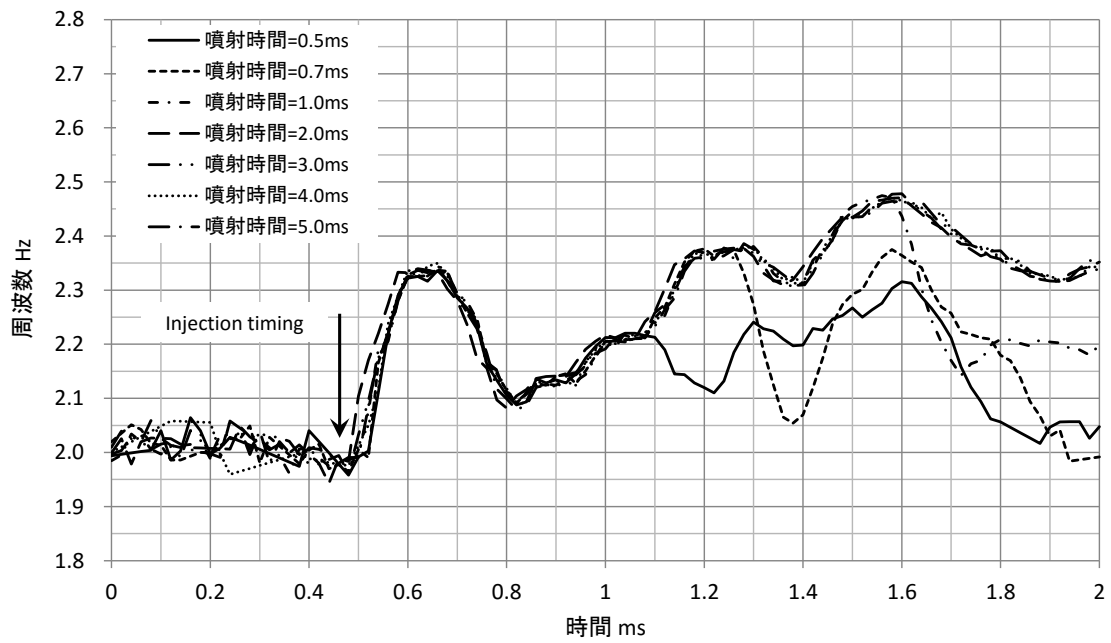


図 3-13 噴射開始位置補正前データ例
 (使用データ: 高压ポンプ, 噴射圧力 5MPa)

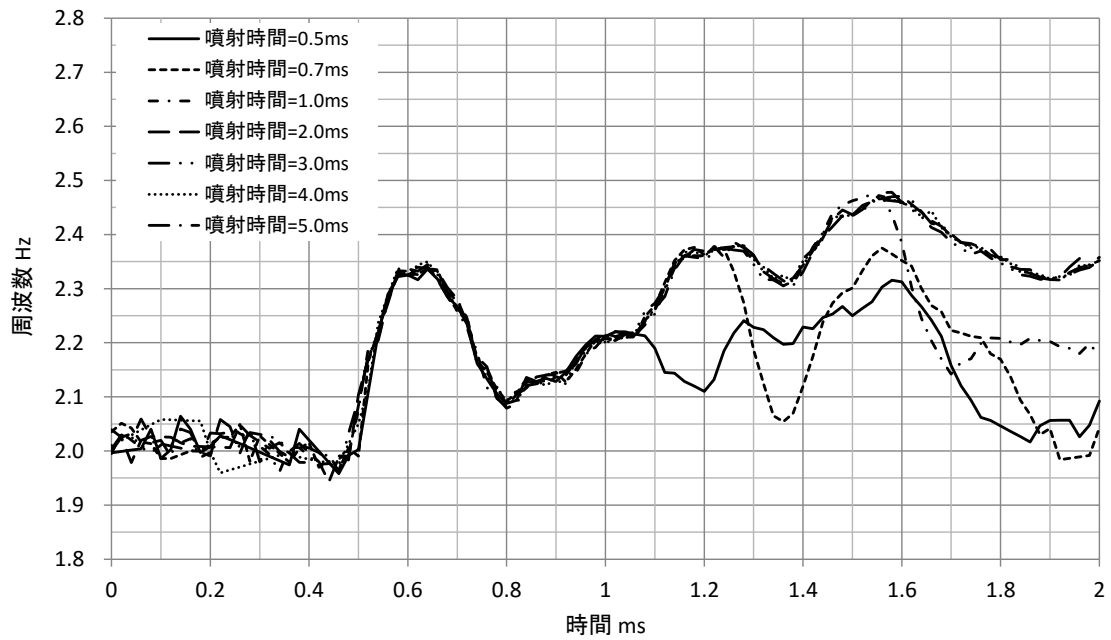


図 3-14 噴射周期変動と再標本化時の位置補正例
 (使用データ: 高压ポンプ, 噴射圧力 5MPa)

3-4 LDA 流量計の瞬時流量と噴射量算出法

3-4-1 瞬時流量と噴射量算出法概要

前節では計測データを流速，流量演算に適した前処理を実施した．本節では前処理済みの計測結果から噴射遅れ補正をしたのち瞬時流速算出し瞬時流量を算出する．瞬時流量から噴射一回当たりの噴射量を瞬時流量の積算から得る．この際積算結果から噴射量を決定する 2 つの手法を使用した．

3-4-2 噴射遅れ時間補正

図 3-14 の結果において，計測開始から計測周波数が立ち上がるまではおよそ 0.4ms の弁リフト遅れが確認できる．噴射開始指示信号にて BSA の計測時刻は，リセットされ計測相対時刻は 0 となるため，計測で観測される噴射遅れは，インジェクタの動作遅れとインジェクタから計測点までの流体の動作遅れが主要因である．

図 3-15 に LDA 流量計の計測管径 $D=4.5\text{mm}$ ，噴射圧力 $pf=10\text{MPa}$ ，噴射時間 $t_i=0.7\text{ms}$ でのインジェクション駆動信号，管中心流速の関係図を示す．

流速はインジェクション開始後 0.55ms 付近で立ち上がっており，インジェクタ内のバルブのリフトによる動作遅れと計測流速が立ち上がるまでの流体の動作遅れがあることが分かる．流体の動作遅れはインジェクタから LDA 流量計までの設置距離，配管径や配管容量，LDA 流量計の測定部の石英ガラス管径等に起因するためインジェクション駆動信号から，LDA 流量計で測定される噴射タイミングは，上記の燃料配管系により異なる．すなわち噴射遅れ時間は，インジェクタや燃料配管系などの変更で変化し一定の値ではないので，計測結果から噴射遅れを推定する手法を採用した．

噴射遅れ補正は，前作業の噴射周期変動と再標本化の時間補正した結果に対し図 3-12 にて使用した流速を示す周波数の平滑化結果から得た加速度を求める手法を再度用いることとし，噴射開始指示後で最初の加速度ピークから時間をさかのぼり最初に加速度が最初に負に転じる時刻を時間 0 とした．噴射遅れに起因する条件が同じ計測がある場合は，複数の計測結果の加速度をアンサンブル平均した結果を用いて噴射開始時刻の推定に用いる．図 3-14 の噴射周期変動と再標本化の時間補正した噴射時間の異なる計測結果から得られる複数の加速度をアンサンブル平均し，結果を図 3-16 に示す．この結果では，加速度のピークは 0.54ms であたりから時間をさかのぼり最初に 0 以下となるのは 0.42ms の点である．この時間を差し引くことで噴射遅れを補正し最終的な噴射開始位置補正結果として

図 3-17 を得る.

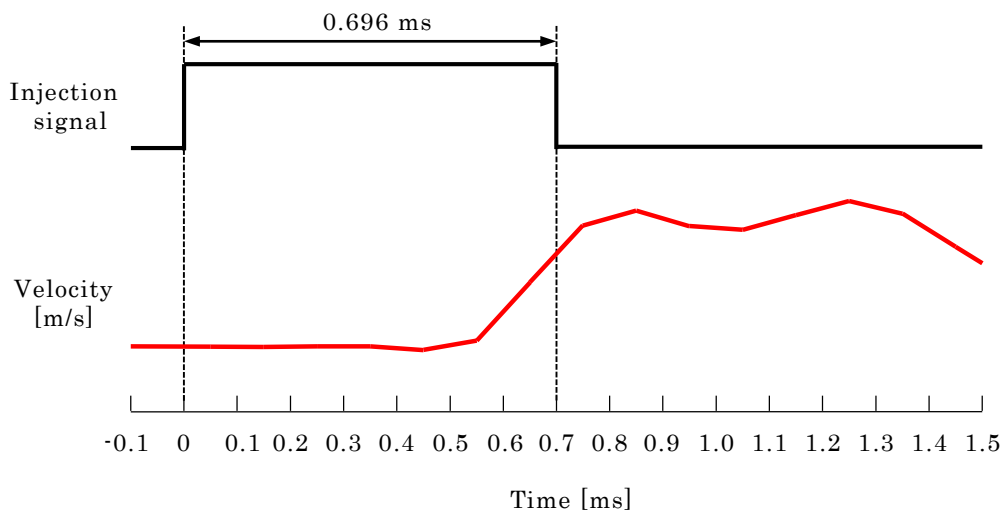


図 3-15 インジェクション動作信号と計測流速

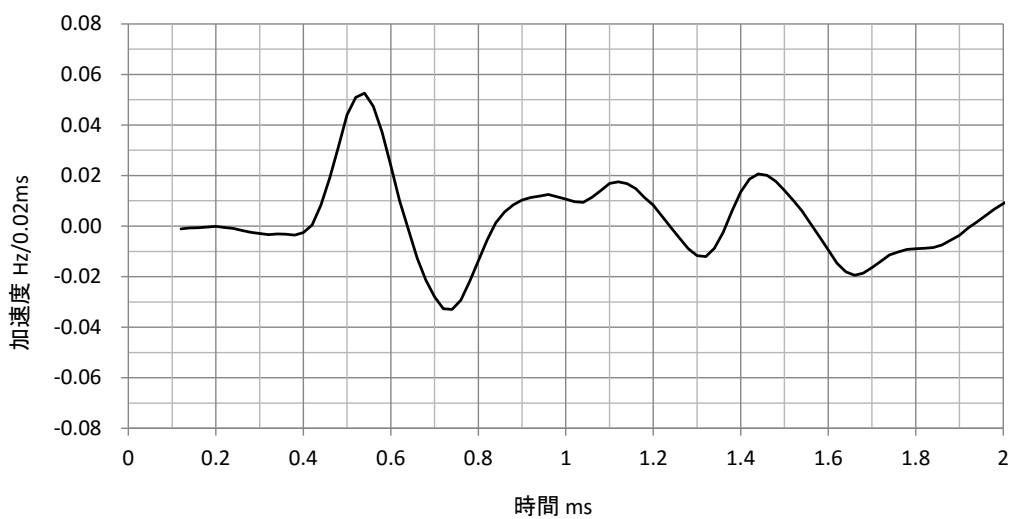


図 3-16 加速度のアンサンブル平均結果例
(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間 1.0ms)

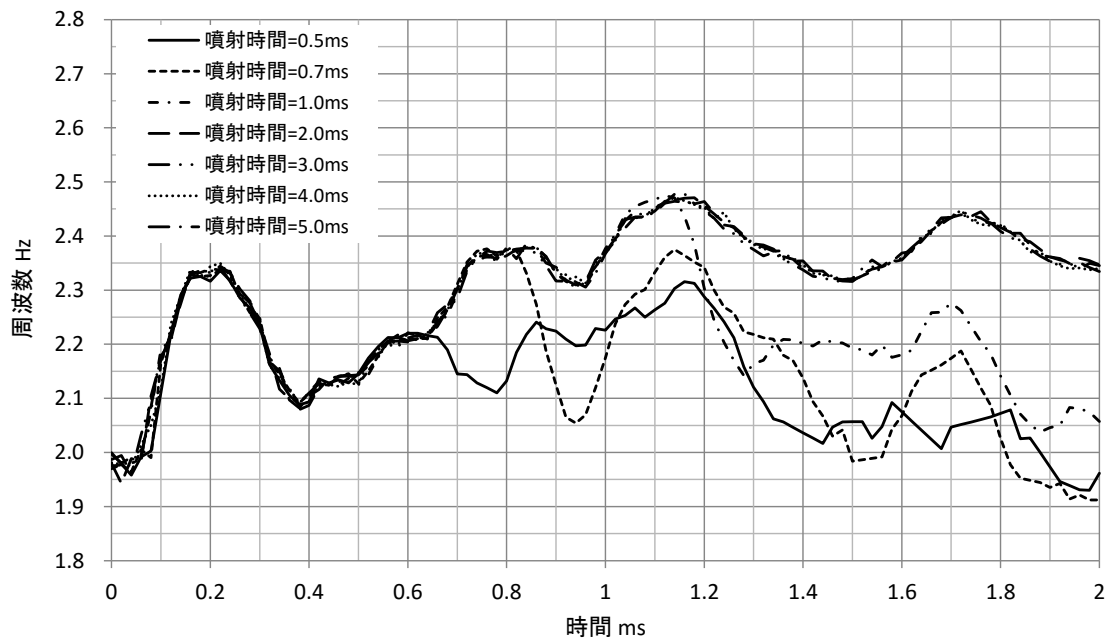


図 3-17 噴射開始位置補正例
 (使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa)

3-4-3 流速および流量算出

計算用に最適化した流速を示すドップラ周波数データから、円管中心流速を LDA の光学条件と実験条件を使用して円管中心流速の時間履歴を式(1-27)より算出し、DFT で式(3-4)に相当する流速変動の周波数成分を求める。DFT に際して、計測データは完全な周期関数であるため窓関数は使用しない。流速変動の周波数成分から、式(3-6)を用い流量の周波数成分を求めたのち逆 DFT により瞬時流量を求める。

瞬時流量を求める際には、式(3-6)で示されるように第 1 種ベッセル関数 J_0 , J_1 を使用する。一般的にベッセル関数は、べき級数の形で表わされ、演算の際には、必要な精度が得られる次数までの近似解を使用する。本研究にて必要な次数を確認するために、噴射圧力 10MPa, 噴射時間 0.7ms の例でベッセル関数の演算次数を変えたときの瞬時流量とその差を図 3-18 に示す。図 3-18 上図では、48 次までのベッセル関数を用いた瞬時流量結果で図 3-18 下図は、6, 12, 24, 36 次の各ベッセル関数を用いた瞬時流量と 48 次を用いた際の瞬時流量の差を示す。図 3-18 下図では、使用する次数が小さいほど 48 次の結果との差が大きくなっており、特に噴射終了後近辺で差が大きくなっている。ベッセル関数の使用次数が小さい場合、瞬時流量を積算した噴射量に影響をおよぼす可能性があることが確認できる。影響量を確認するために瞬時流量の差を噴射時間である 0.7ms まで積算した結果は、6 次の場合 0.012 μ L, 36 次で 0.008 μ L となる。この条件での電子電子天秤計測から得られた噴射量がおおよそ 9 μ L であるから、ベッセル関数次数の噴射量に対する影響は 48 次の結果に比べ 6 次の場合 0.13%, 36 次で 0.08% である。この条件の結果では、次数の影響は小さく、低次数でも十分な精度が得られることを確認した。

噴射圧力は同条件で噴射時間が 5.0ms と長い噴射の例を図 3-19 に示す。図 3-19 下図は、図 3-18 下図と同様に噴射終了近辺で差が大きくなっている。この差は、図 3-18 下図（噴射時間 0.7ms）に比べ 3 倍近く大きい。噴射時間 0.7ms と同様に各瞬時流量の差を噴射終了時間まで積算した結果は、6 次の場合 -1.27 μ L, 36 次で -0.19 μ L となり、この条件での電子天秤計測から得られた噴射量がおおよそ 60 μ L であるから、ベッセル関数次数の噴射量に対する影響は 48 次の結果に比べ 6 次の場合には -2.3%, 36 次で -0.32% であった。噴射時間が短い場合は、ベッセル関数の近似に必要な次数は、小さいが噴射時間が長い場合はより高次数の演算が必要である。

近似次数を決定する場合、必要な精度と演算速度などを考慮して最適な値を用いるが、本研究では、演算時間の制約がないため、48 次まで演算することとした。演算は 64bit 変数を用いているため演算可能な最大次数は、50 次程度である。

瞬時流量は、通常質量流量で用いることが多く噴射量の導出においても質量流量であることが望ましい。LDA 流量計で得られる式(3-6)の瞬時流量は、体積流量のため実験に用いた燃料の 20℃の密度を用いて質量流量に換算した。図 3-20 に図 3-17 の結果から得られた瞬時流量を示す。

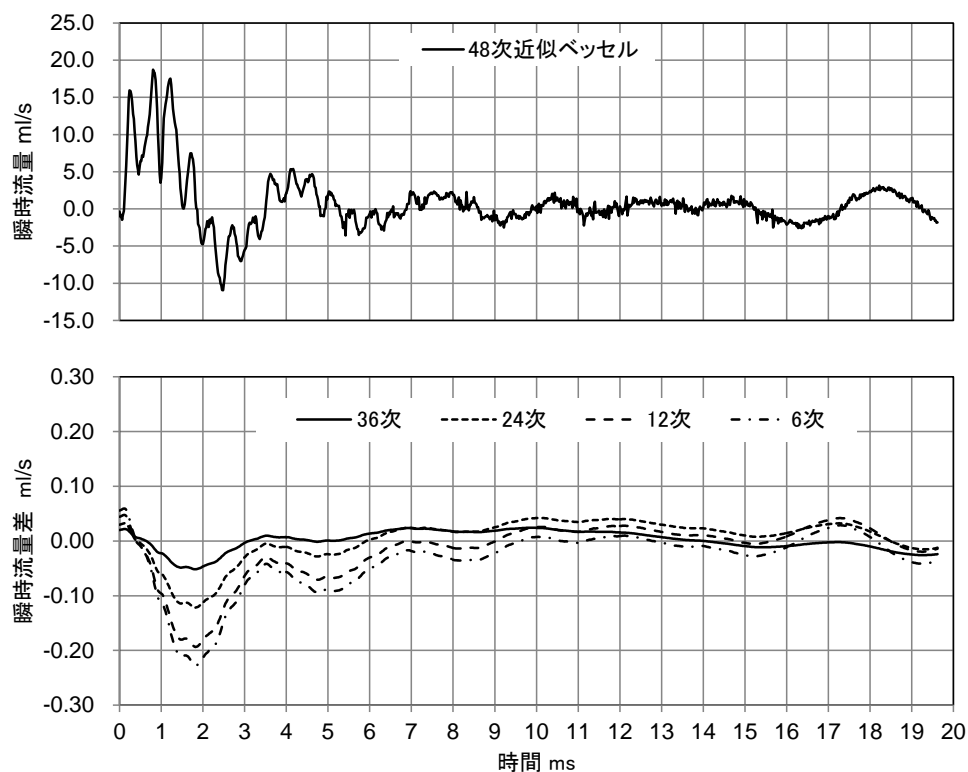


図 3-18 ベッセル関数近似次数の瞬時流量への影響
 (使用データ: 高压ポンプ, 噴射圧力 10MPa, 噴射時間 0.7ms)
 上: 48 次近似ベッセル関数による瞬時流量結果
 下: 48 次近似結果と各次数結果の差

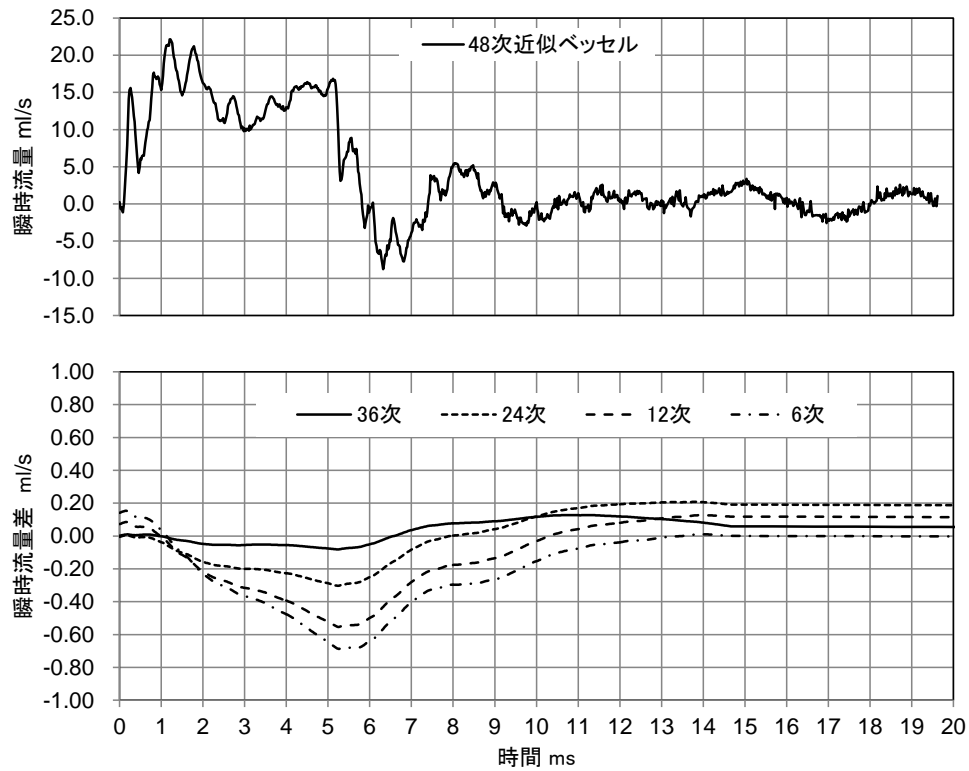


図 3-19 ベッセル関数近似次数の瞬时流量への影響
 (使用データ: 高压ポンプ, 噴射圧力 10MPa, 噴射時間 5.0ms)
 上: 48 次近似ベッセル関数による瞬时流量結果
 下: 48 次近似結果と各次数結果の差

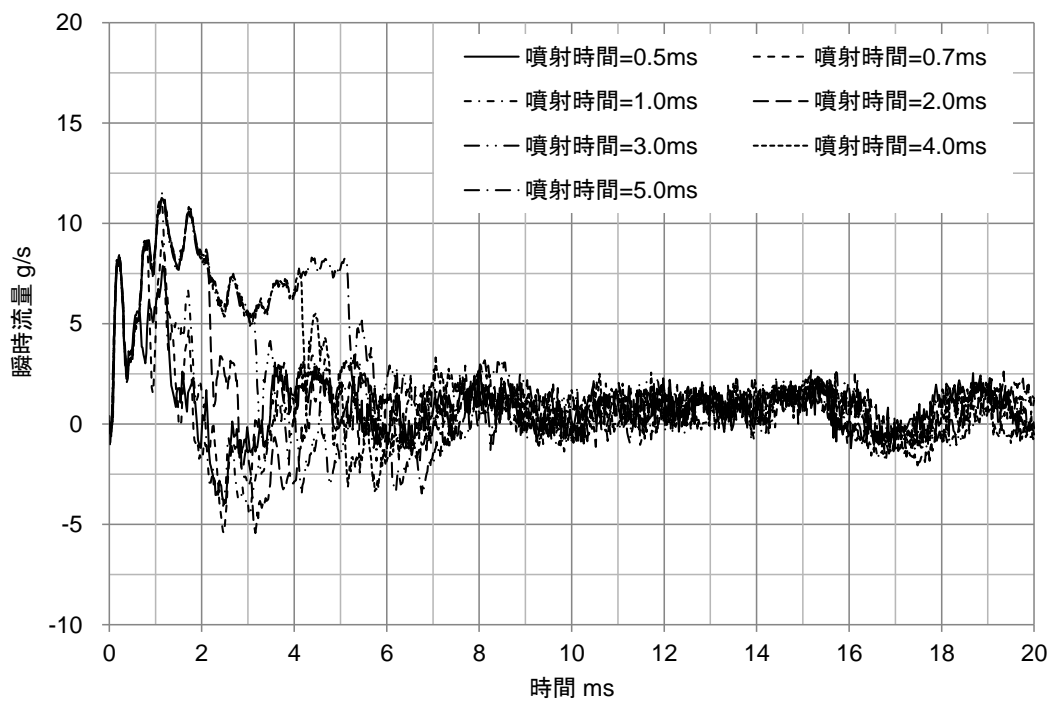


図 3-20 瞬時流量計算結果例
 (使用データ: 高压ポンプ, 噴射圧力 5MPa)

3-4-4 噴射量算出

噴射量は、インジェクタの一回の吐出量として瞬時噴射流量の積算から算出する。図 3-21 に図 3-20 の瞬時流量の積算結果である噴射量の時間推移を示す。図 3-20 に見られる噴射終了の瞬時流量の変動が、噴射量の時間推移においても確認できる。本来、閉弁後は、積算量は一定となり変化はないはずであるが、開弁や閉弁の衝撃による散乱粒子の振動が影響し変動が閉弁後も続いており、噴射量が明確に確認できない。このため、噴射量の決定のため噴射終了時刻の積算値を噴射量とする手法を採用した。ここでは、便宜的にこの手法を噴射時間判断法と称する。

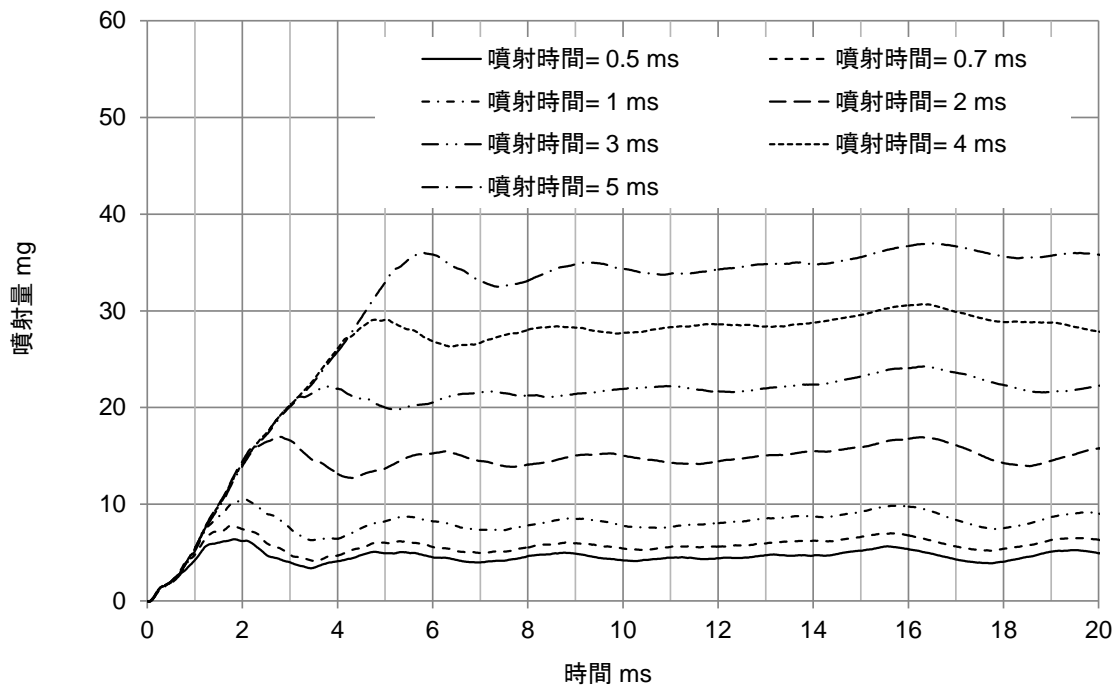


図 3-21 瞬時流量積算結果例
(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa)

図 3-21 の積算結果の表示時間を噴射周期である 200ms まで示した結果を図 3-22 に示す。積算結果は各噴射時間とも一定の傾きを持って変化しており、これは、石間らの結果(10)にて報告しているシフト周波数のずれによる積算流量への影響と同様のものである。同報告では、瞬時流量への影響は少ないものの噴射量となる積算結果に対して有効な補正方法を提案しており、本研究においても同様の方法を用いる。

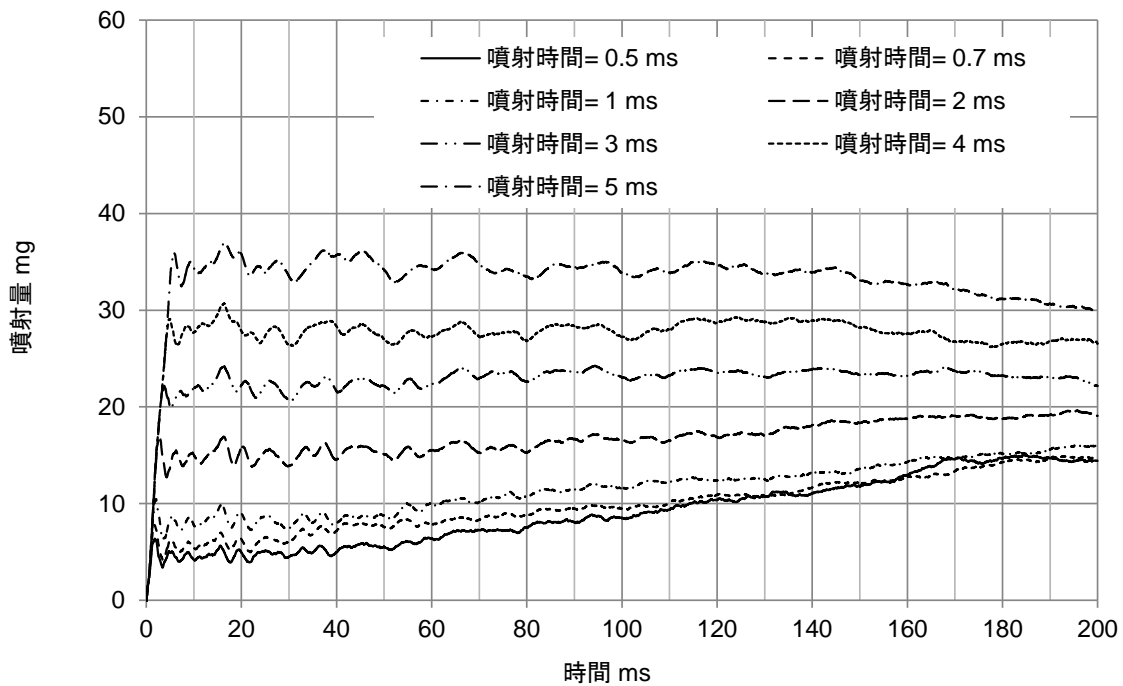


図 3-22 瞬時流量積算結果例

(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射周期表示)

一般的に LDA 流量計測において得られた結果を積算するときには、シフト周波数のずれが瞬時流量と積算とともに累積され大きな誤差となるため厳密なシフト周波数が必要である。しかし簡易化を一つの目標とした LDA 流量計は、回転回折格子のモータ制御に簡素な制御器を用いているため制御回転数は安定しているが、目標値のシフト周波数の設定分解能が低く、厳密な設定ができない。実際のシフト周波数の誤差は、50 サンプルの異なる条件の計測データにて確認し、設定周波数 2MHz に対して 0.6% (0.012MHz) の偏りで、変動幅は標準偏差で 0.004 MHz であった。

シフト周波数ずれによる積算流量への影響について流量演算で差し引くシフト周波数を変えシフト周波数がずれていたと想定し積算流量の違いを確認する。図

3-22 に示した噴射圧力 5MPa, 噴射時間 0.7ms の計測結果を使用し, シフト周波数として差し引く周波数を変えた結果を図 3-23 に示す. シフト周波数は, 設定値である 2MHz に対し 0.2% (0.004MHz) ずつ変更し, 噴射周期である 200ms までの瞬時流量の積算を示している. 噴射終了までの積算では, 大きな違いは見られないが, 200ms の時点では, 大きな差となっており, 噴射量約 5mg に対し, シフト周波数 0.2%の違いでおよそ 100%の違いが生じる.

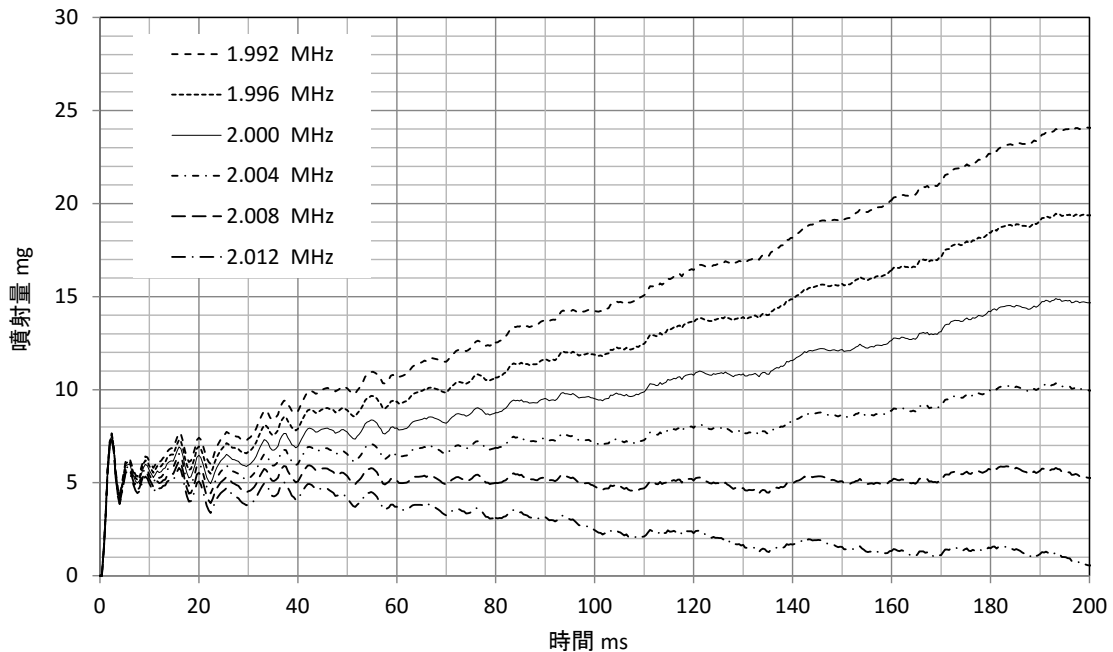


図 3-23 シフト周波数の設定誤差による噴射量への影響
(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間 0.7ms)

先に記した石間らの補正方法(10)は, 瞬時流量が 0 と推定できる区間を選定し, その区間の平均値を 0 とし瞬時流量値全体をオフセットする方法である. 同様の手法を本研究結果に適用するにあたり, 図 3-20 の瞬時流量結果において噴射が終了し, 十分安定した噴射開始から 1/3 の位置より後ろの 2/3 の区間, つまり噴射開始から 66.6ms から 199.9ms までの平均値が 0 となるように補正した結果を図 3-24 に示す. この例では, 図 3-22 の傾きを持った変化は抑えられ, シフト周波数のずれが補正されている. しかしながら, 積算流量の安定区間においても大きな周期の変動と 10ms 程度の周期の変動が残っていることも確認できる.

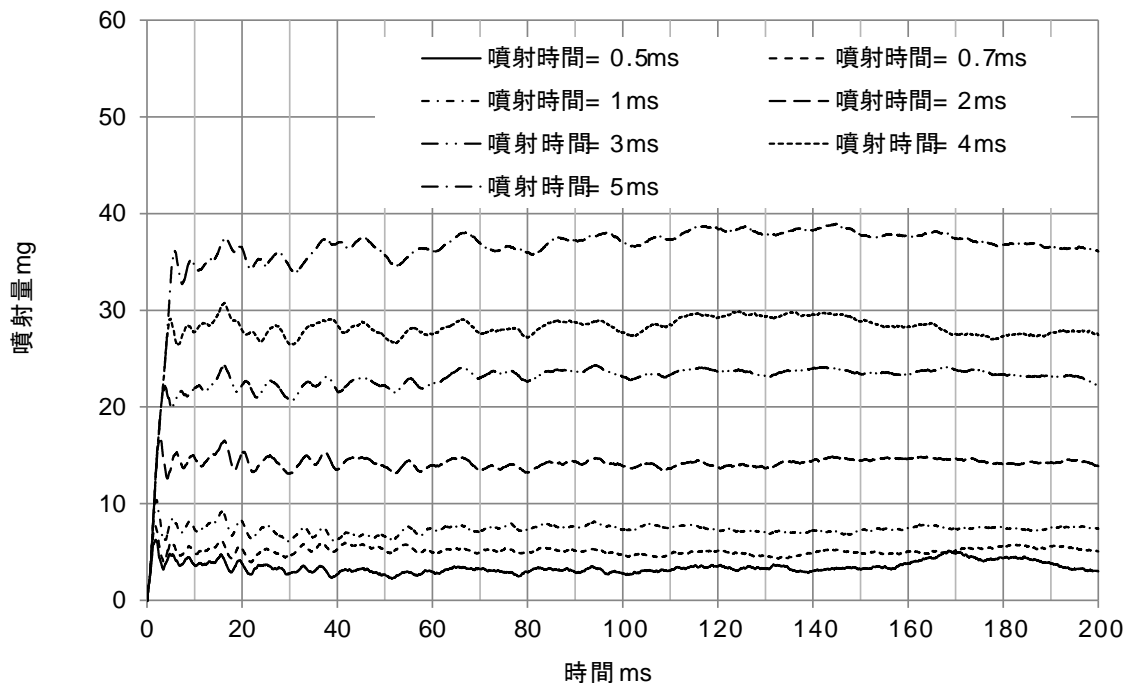


図 3-24 シフト周波数補正後 瞬時流量積算結果例
(使用データ: 高压ポンプ, 噴射圧力 5MPa)

噴射終了時刻は噴射開始と同様に噴射終了指示に対し遅れや誤差を含んでいる。積算値が噴射終了付近にて変動がある場合では噴射終了時刻により結果も変動するため適切な噴射終了時刻を用いる必要がある。図 3-24 の時間軸の 10ms までの区間を図 3-25 に示す。この例では、瞬時流量の積算は、噴射終了後も増加している様子が確認できる。これは開閉弁時の瞬時流量立ち上がり立ち下りの影響や閉弁後の衝撃による瞬時流量の影響と考える。瞬時流量の立ち上がり立ち下り特性は、図 3-17 にて確認すると約 0.2ms となり最大周波数まで到達している。立ち下りは閉弁後の衝撃による影響で明確には確認できないため、立ち上がりとはほぼ同等の特性を有しているとして図 3-26 に示す瞬時流量の概念図を考慮して噴射時間と立ち上がり時間を足した時間を噴射終了時刻とした。図 3-25 にて噴射終了付近の状態を確認するとすべての積算噴射量推移はある地点まで同じ増加となり、その後傾きが減少し増加線から離れる。この離れる時刻は、ほぼ噴射時間に立ち下り時間と同じ 0.2ms を足した位置である。

燃料圧力を増加させた場合、立ち上がり時間は長くなるため噴射条件ごとの特性の確認が必要である。閉弁後の衝撃による影響は、無視することは好ましくないが有用な対処法がないためここでは無視することとする。

図 3-27 に LDA 流量計の瞬時流量より算出した異なる噴射時間の噴射量を示す。

この結果は、図 3-24 の結果を元に算出した。噴射時間の増加と共に噴射量が増加しており高い相関が得られている。

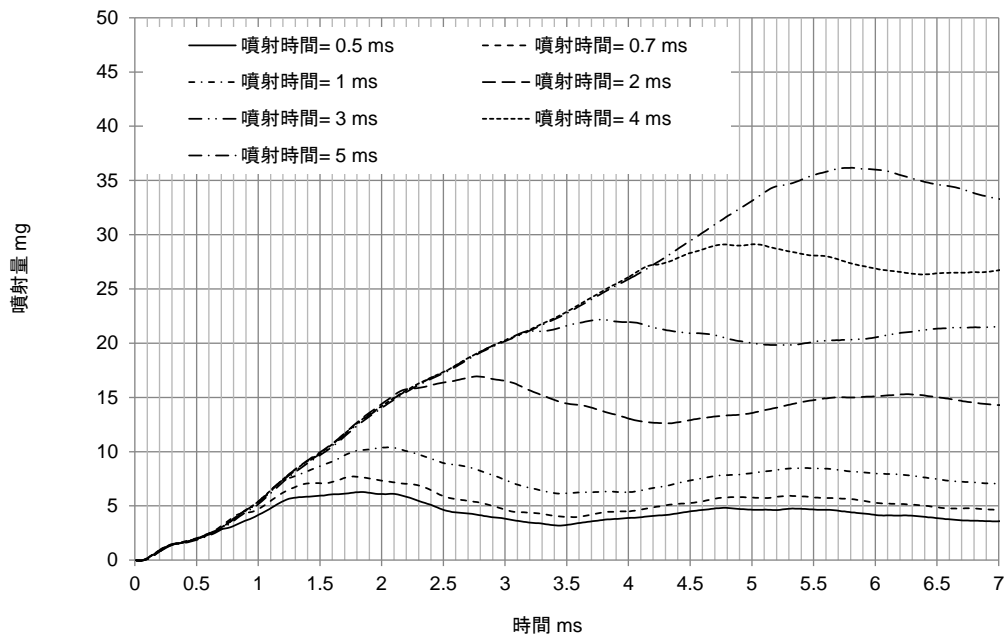


図 3-25 シフト周波数補正後 瞬時流量積算結果例
(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 時間軸拡大)

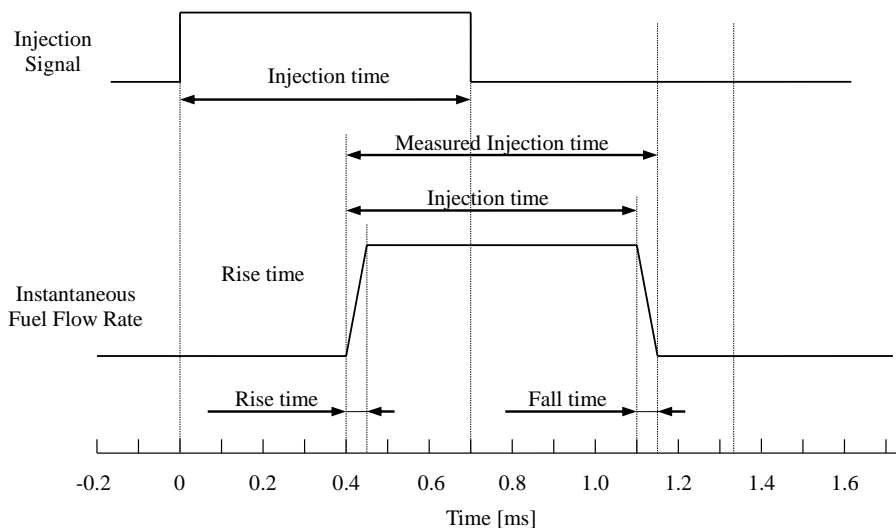


図 3-26 瞬時流量波形の概念図

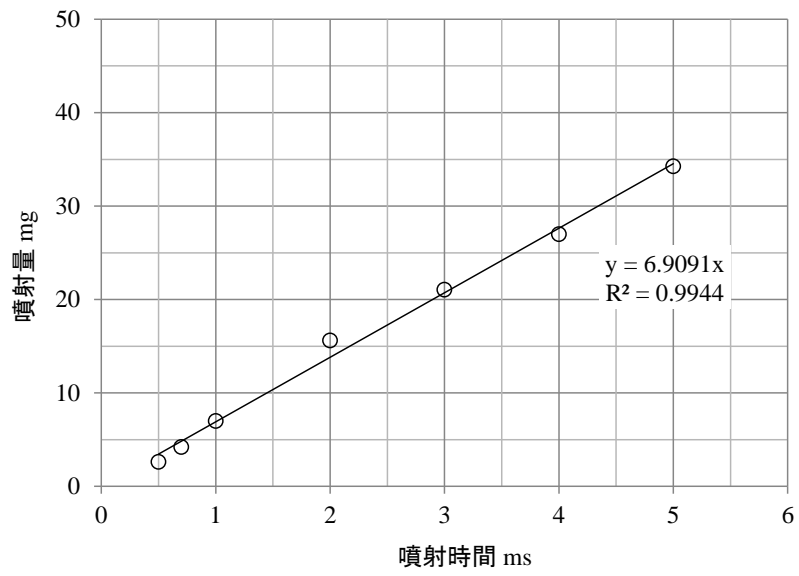


図 3-27 LDA 流量計による噴射量
(使用データ: 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa, 噴射時間変化)

3-5 耐圧性能

3-5-1 耐圧試験

本実験に使用する LDA 流量計は、厚さ 1.2mm の石英ガラス管を用いており、過大圧がかかることで破損することが予想される。石英ガラス管は耐圧ホルダにて保護しているため通常の石英ガラス単体に比べ耐圧性能が増し、破損時の飛散を防止する効果も期待できる。LDA 流量計にて使用した厚さ 1.2mm の石英ガラス管の一般的な耐圧は、12MPa から 13MPa であり、耐圧ホルダの効果を確認するため耐圧試験を実施した。

耐圧試験では、静圧試験ではなく噴射等で発生する変動圧を考慮した試験を実施した。試験では、後述する計測用の圧力発生装置より高い噴射圧力が必要となるため、ディーゼルコモンレール用の噴射機構を用いた。耐圧試験装置は図 3-28 に示すように燃料タンク、軽油増圧吐出装置、噴射制御装置、電子制御式ディーゼル用直噴インジェクタで構成した。

試験用の変動圧は、燃料噴射に近い条件で試験するため軽油増圧吐出装置により燃料に圧力をかけ直噴インジェクタで実際に燃料を噴射して発生させた。軽油増圧吐出装置により加圧した燃料は、測定用の石英管を通り、インジェクタから噴射する。インジェクタの噴射時期および噴射時間は噴射制御装置で制御する。燃料は JIS2 号軽油を用い、この物性値を表 3-4 に示す。

試験に使用する測定管は、図 3-29 に示す 2 種類を用いた。測定管 A は、石英ガラス管を耐圧ホルダに焼ばめで挿入したのち石英ガラス管と耐圧ホルダの端面を漏れ止めとして 2 液式エポキシ系接着剤でシールした。測定管 B は、石英ガラス管と耐圧ホルダの隙間に接着剤を充填して固定した。

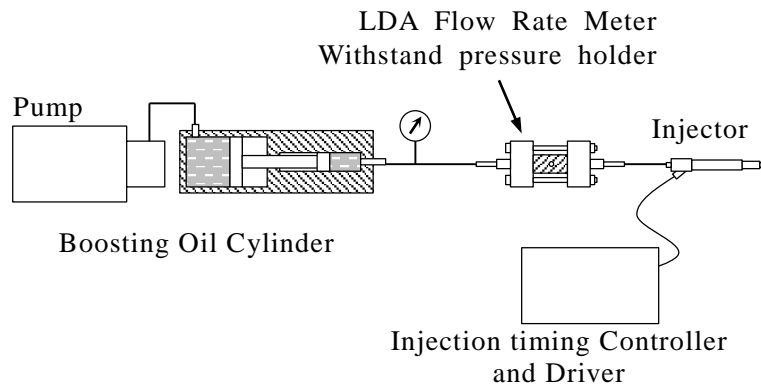


図 3-28 耐圧試験装置 構成図

表 3-4 JIS2 号軽油 物性値

硫黄分 (質量%)	0.05% (500ppm) 以下
セタン価 (指数)	42 以上
90% 留出温度	350°C 以下
10% 残留炭素分 (質量%)	0.30 以下
引火点	50°C 以上
流動点	-7.5°C 以下
自着火温度	250°C 以上

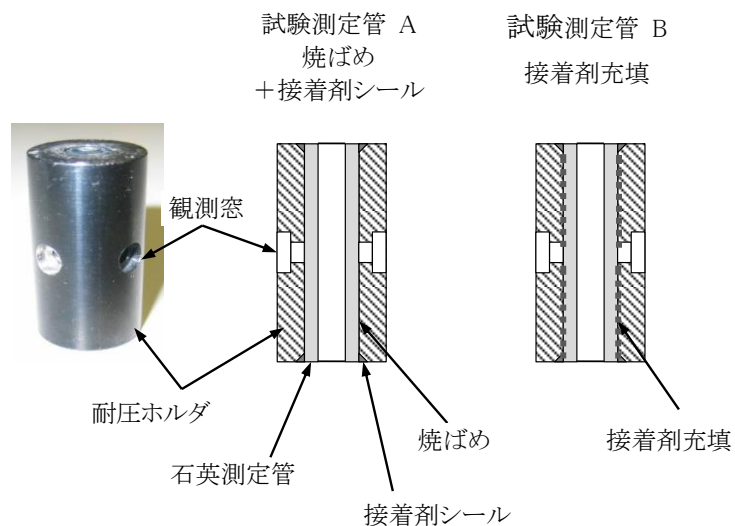


図 3-29 耐圧試験で用いた測定管

3-5-2 耐圧試験条件

耐圧試験の実験条件を表 3-5 に示す。試験方法は、燃料噴射圧力 15MPa を試験開始圧力として 100 回噴射し、測定管に漏れや破損がなければ、燃料噴射圧力を 5MPa 増圧し再度 100 回噴射する。これを測定管が破損するまで繰り返し破損する直前の燃料噴射圧力を耐圧とした。

表 3-5 耐圧試験条件

インジェクタ	電子制御式ディーゼル用直噴インジェクタ
燃料	JIS2 号軽油
測定管の固定方法	焼きばめ+接着剤, 接着剤
測定管内径	4.5mm
噴射時間	1ms
噴射周期	500ms
試験噴射回数	100 回
燃料噴射圧力	15MPa より+5MPa ステップ

3-5-3 耐圧性能

表 3-6 に耐圧試験の結果を示す。測定管 A (焼きばめ+接着剤シール) は、燃料噴射圧力 20MPa まで耐え 25MPa で破損し、測定管 B (接着剤充填) は 30MPa まで耐え 35MPa で破損した。測定管 B より測定管 A の方が、低い燃圧で破損した。石英ガラス管の太さが一様ではないため、見かけ上焼きばめされていても、実際には耐圧ホルダとの密着が不十分であったと考えられる。測定管 B は、接着剤が石英管と耐圧ホルダの隙間を埋めているため石英ガラス管変形が抑えられたと考えられる。

いずれの結果においても一般的な石英ガラス管よりは高い耐圧を示しているが、今後の実機関での噴射圧力の増圧に対して十分な耐圧性能とはいえず、改良する必要がある。図 3-30 に破損した測定部の石英管を示す。石英ガラス管の破損は、飛散することなくひび割れに抑えられており、破損した際の飛散防止効果が確認できた。

表 3-6 耐圧試験 試験結果

	計測管の固定方法	
	測定管 A 焼ばめ+接着剤シール	測定管 B 接着剤充填
耐圧	20 MPa	30 MPa
破損 噴射圧力	25 MPa	35 MPa

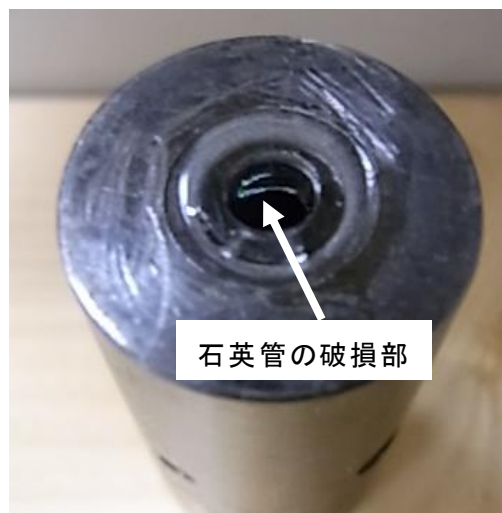


図 3-30 破損した測定部の石英管

3-6 LDA 流量計基礎性能

3-6-1 瞬時流量計測性能評価実験装置

図 3-31 に LDA 流量計の性能評価に使用した実験装置の概要図を示す。装置構成は、燃料噴射装置と計測装置で構成した。燃料噴射装置は、2 種類の加圧方式の燃料供給装置とインジェクタ並びにインジェクタ制御装置からなる。計測装置は、LDA 流量計と比較対象として、瞬時噴射率計測のためのボッシュ式噴射率計と積算噴射量計測用の電子天秤を用いた。

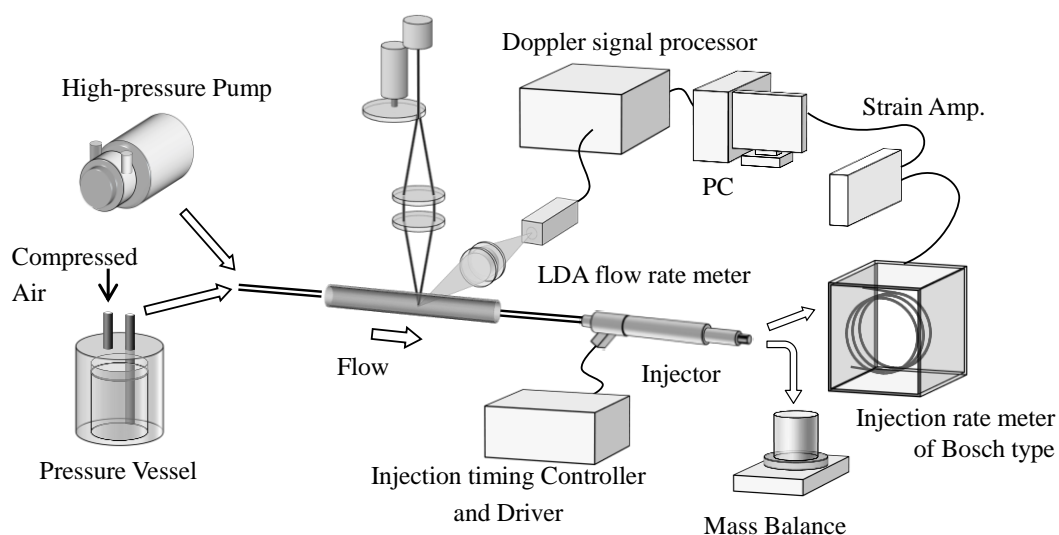


図 3-31 LDA 流量計の性能評価実験装置 概要図

3-6-2 燃料噴射装置

LDA 流量計の性能評価で燃料供給は、燃料圧力により 2 種類の供給装置を使用した。燃料圧力 10MPa 以下では、燃料は圧力容器にて圧縮空気により加圧、供給され、燃料圧力 10MPa 以上では、高圧ポンプを用いた燃料供給装置により供給した。圧力容器から LDA 流量計までの燃料導管長さは、約 3m であり、高圧ポンプからは約 1m である。LDA 流量計は、インジェクタの直前に設置した。インジェクタは直噴ガソリン機関用高圧スワールインジェクタを使用した。インジェクタの噴射時間と噴射周期はインジェクタ制御装置で任意に設定可能である。

燃料は安全性を考慮し疑似燃料として、n-heptane を用いた。n-heptane の物性値を表 3-7 に示す。LDA 流量計の計測のため圧力容器使用時はトレーサ粒子を使用した。高圧ポンプによる燃料供給時では、高圧ポンプハウジングと回転子のクリアランスが狭いためトレーサ粒子による動作不良が起こりうるため、トレーサ粒子を添加せずに実験を行った。この場合、大気塵などに由来する 0.1 から 1.0 μm オーダの粒子を計測していると推測している。

トレーサ粒子は、予備実験にて二硫化モリブデン (MoS_2) を主成分とするエンジンオイル添加剤とボロンナイドライド (BN) を主成分とするエンジンオイル添加剤、酸化チタン (TiO_2) 配合ファンデーション化粧品にて比較し、性能評価に適していたファンデーション (Kanebo OC-C1) を選定した。ファンデーションには、一般的に化粧品に用いられる粒径 0.4 μm 程度の酸化チタン粒子のほかタルク (滑石粉末, 粒径 20 μm 以下) などが配合されている。粒子の疑似燃料 n-heptane への配合量は、0.4weight%程度である。

表 3-7 n-heptane 物性値

Density	684 kg/m ³ (20°C)
Kinematic Viscosity	0.61 $\times 10^{-6}$ m ² /s (20°C)
Refractive index	1.385
Surface tension	20.9 $\times 10^{-3}$ N/m
Volume expansion	1.22 $\times 10^{-3}$ K ⁻¹

3-6-3 LDA 流量計

LDA 流量計の光学系の詳細は前章で述べたので省略する．光電子増倍管の出力は，BSA (Burst Spectrum Analyzer 57N10 DANTEC 社製) を用いデジタル変換の後 PC にて収録する．測定モードには，バーストモードを使用し，バーストの検出には，ペDESTAL (Pedestal) 信号とエンベロープ信号の両方を用いた．噴射のような間欠流の場合，噴射していない時は，粒子も止まっており連続信号となるためコンティニューアスモードが適しており，バーストモードでは，全体的にデータレートが減少する．しかし本研究では，噴射時のデータを重視するためバーストモードを使用した．

3-6-4 LDA 流量計試験条件

LDA 流量計試験条件を表 3-8 に示す．LDA 流量計試験では，LDA 流量計の基本的な性能把握のため，LDA 流量計測定管内径の違いによる瞬時流量への影響，燃料圧変化影響を確認し，噴射時間を変えた場合の瞬時流量の積算結果と電子天秤による噴射量を比較する．共通の条件として，噴射燃料は n-heptane，噴射周期は 200ms 一定とした．

測定管径影響の実験は，2つの条件（実験条件 3-1，3-2）を設定した．条件 3-1 は，測定管内径 $D=3.0, 4.5, 5.5\text{mm}$ それぞれについて，圧力容器による燃料加压を用いて燃料圧力 $pf=5, 10\text{MPa}$ にて噴射時間 $t_i=0.7\text{ms}$ で測定する．条件 3-2 は，測定管内径 $D=4.5, 5.5, 6.5\text{mm}$ それぞれについて，高圧ポンプ加压による燃料加压を用いて燃料圧力 $pf=20\text{MPa}$ にて噴射時間 $t_i=0.7\text{ms}$ で測定した．

燃料圧力変化の実験は，1つの条件（実験条件 3-3）を設定した．条件 3-3 は，測定管径 $D=4.5\text{mm}$ ，噴射時間 $t_i=0.7\text{ms}$ として，圧力容器加压による燃圧を $pf=3\text{MPa}$ から 1MPa ずつ増加させ 10MPa まで計測した．

燃料噴射時間変化の実験は，1つの条件（実験条件 3-4）を設定した．条件 3-4 は，測定管径 $D=4.5\text{mm}$ に固定し，圧力容器加压による燃圧 $pf=5, 10\text{MPa}$ ，それぞれについて噴射時間 $t_i=0.5, 0.7, 1, 2, 3, 4, 5\text{ms}$ に変化させた．

各試験条件におけるデータ点数は，50000 点以上を目標として，圧力容器加压を用いた噴射圧力 $5\text{MPa}, 10\text{MPa}$ の計測では，1000 サイクル分のデータを収録し，トレーサのない高圧ポンプ加压の噴射圧力 20MPa 計測ではデータレートが非常に低いため約 10000 サイクル分のデータを収録した．収録したデータは，前節のデータ処理法を用いて，瞬時流速，瞬時流量，噴射量を求めた．噴射した燃料を容器に回収し，電子天秤により積算質量の計測を行い積算質量から噴射量を算出し LDA 流量計の結果と比較した．

表 3-8 LDA 流量計試験条件

インジェクタ	直噴ガソリン機関用 高圧スワールインジェクタ	
燃料	n-heptane	
噴射時間 t_i	200 ms	
条件 3-1	測定管内径 D	3.0, 4.5, 5.5 mm
	燃料加圧方式	圧力容器
	散乱粒子	あり
	燃料圧力 pf	5, 10 MPa
	噴射時間 t_i	0.7 ms
条件 3-2	測定管内径 D	4.5, 5.5, 6.5 mm
	燃料加圧方式	高圧ポンプ
	散乱粒子	なし
	燃料圧力 pf	20 MPa
	噴射時間 t_i	0.7 ms
条件 3-3	測定管内径 D	4.5mm
	燃料加圧方式	圧力容器
	散乱粒子	あり
	燃料圧力 pf	3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10 MPa
	噴射時間 t_i	0.7 ms
条件 3-4	測定管内径 D	4.5mm
	燃料加圧方式	圧力容器
	散乱粒子	あり
	燃料圧力 pf	5, 10 MPa
	噴射時間 t_i	0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0 ms

3-6-5 瞬時流量計測データレート

LDA 流量計試験にて、BSA で 1 秒あたりに計測したデータ点数をデータレート(Hz)で表わす。データレートは、BSA により計測信号の妥当性の判断に合格したデータ数である。図 3-32 上図(a)に実験条件 3-4 および下図(b)に実験条件 3-2 の際のデータレートを示す。このデータの妥当性の判断による通過率（バリデーション）は 80～90%程度であった。実験条件 3-4 では燃料加圧方式が容器のため、トレーサを使用しており、実験条件 3-2 ではトレーサを使用していない。この結果として、上図(a)は、およそ 10 倍下図(b)よりデータレートが大きい。

一般的な LDA 計測からすると、これらのデータレートはかなり小さいが、噴射周期 200ms に対して噴射時間が 0.5 から 5ms と 2 桁小さい間欠噴射での噴射期間以外は、トレーサが移動しないため BSA のバーストモード計測では必然的にデータレートは小さくなる。上図(a)では、噴射圧力 5MPa と 10MPa の結果を示しており、どちらの結果もばらつきは大きいものの噴射時間が長くなるにつれてデータレートが大きくなっており、間欠噴射の影響が確認できる。また、噴射圧力の影響はほとんどない。下図(b)には実験条件 3-2 に含まれていない噴射圧力 5MPa, 10MPa の結果も参考にプロットしている。噴射圧力の違いが表れているように見えるが、最も大きいデータレートを示しているのは噴射圧力が 10MPa であり、噴射圧力の影響とは言えない。どの噴射圧力においても、データレートはいったん上昇するものの、上図(a)とは逆に噴射時間が長くなるにつれてデータレートが低くなっている。20MPa の結果では、噴射時間 5ms で再度データレートが上昇している。下図(b)のデータレートは変動範囲が広く、条件による傾向よりもトレーサを投入していないことによるデータ検出数の不安定性が大きく影響すると思われる。

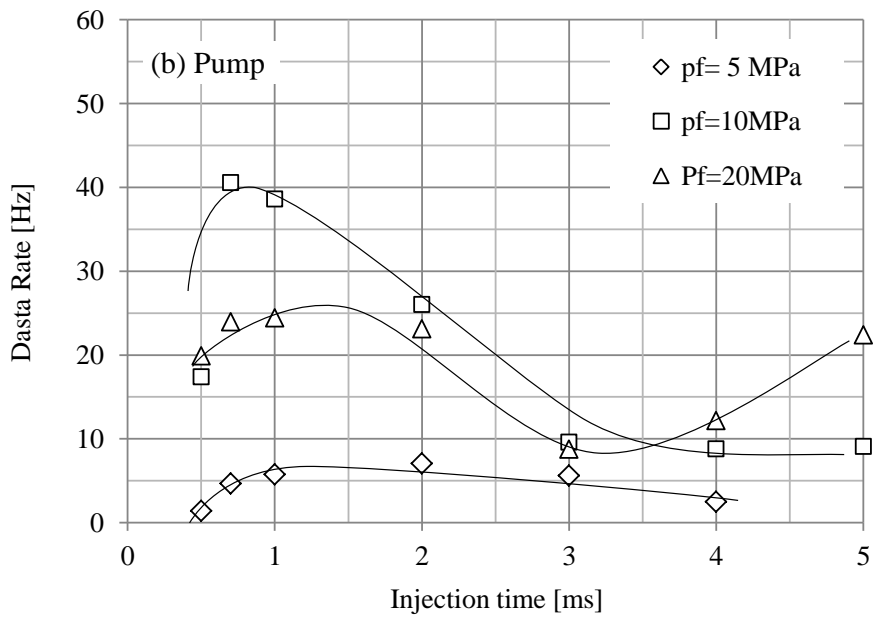
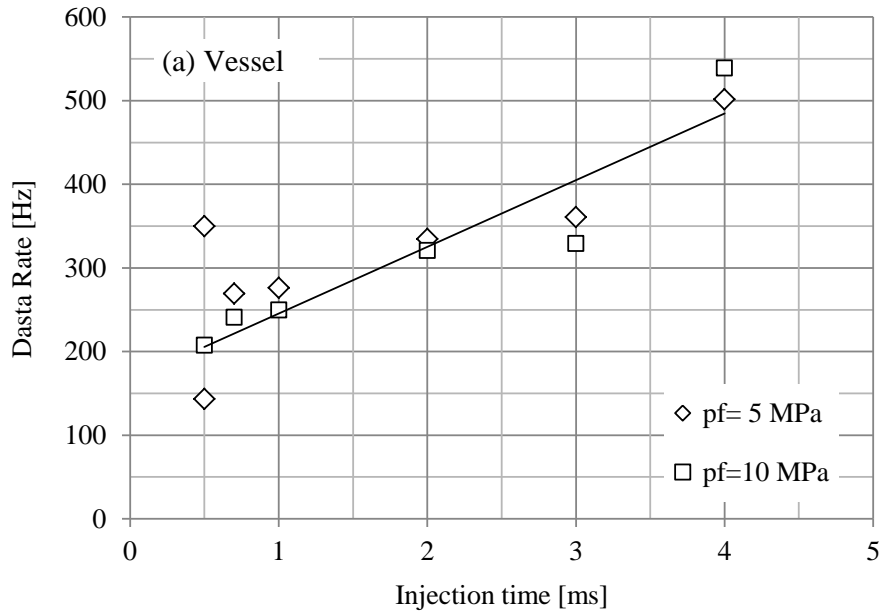


図 3-32 計測時のデータレート

上図(a): 実験条件 3-4, 下図(b) 実験条件 3-2

3-6-6 LDA 流量計管径影響（圧力容器結果）

図 3-33 に実験条件 3-1 の圧力容器加圧による管径変化の計測にて測定管の中心瞬時流速の時間履歴を示す。図 3-33 上図は、噴射圧力が 5MPa であり下図が 10MPa である。上下両図とも測定管内径が小さいほど流速変動の振幅は大きくなっている。流速は測定管の内径に直接影響を受けおり、管内径により顕著に異なる。図 3-34 に図 3-33 から瞬時流量を計算した結果を示す。流量の結果も同様に上図は噴射圧力が 5MPa で、下図が 10MPa である。どちらの圧力も、細かい変動の違いはあるものの測定管径が変化しても瞬時流量はほぼ同等の結果となっており、LDA 流量計の管径変化の影響はほとんどないといえる。ただし、管径の変化は、流速に大きな違いをもたらすため、LDA 流量計の光学設計と BSA の周波数計測レンジから決まる流速計測分解能と流速測定レンジ（最大、最小流量）により最適な設定が必要になる。この結果から、計測流速から流量への演算が正しく行われていることを示しており、LDA 流量計の原理的な妥当性が確認できた。

LDA 流量計の原理が成り立つ条件として、ストークスの境界層排除厚さを用いたレイノルズ数 Re_{δ^*} を確認する。図 3-35 に瞬時流量から、管断面平均流速を求め式(3-7)に従い算出した境界層排除厚さを用いたレイノルズ数 Re_{δ^*} を示す。この図では、 Re_{δ^*} が大きくなると予想される 20MPa の結果を使用した。すべての管径で Re_{δ^*} の最大値においても 550 以下であり原理の適用条件を満たしていることを確認した。

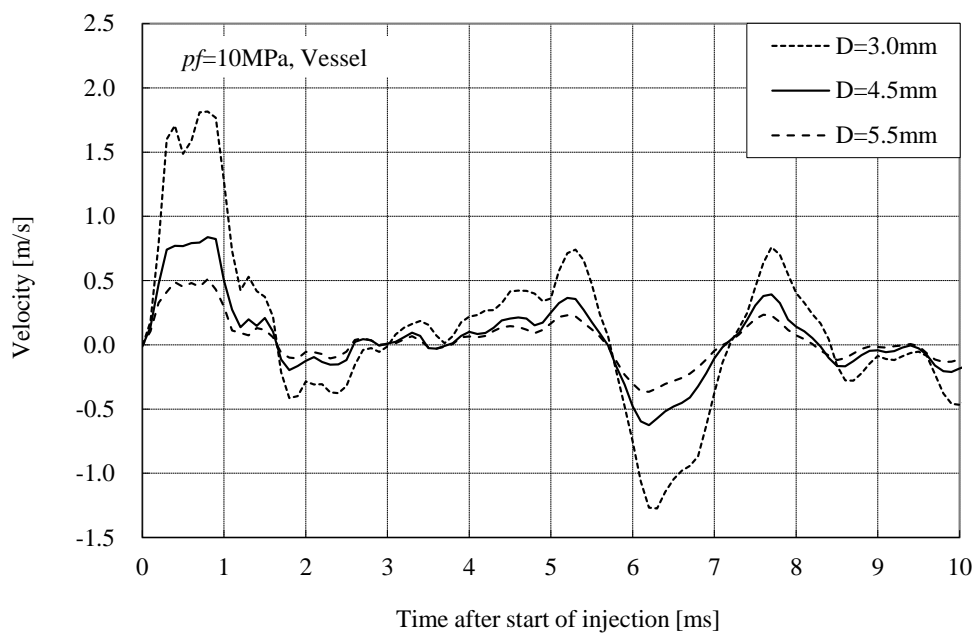
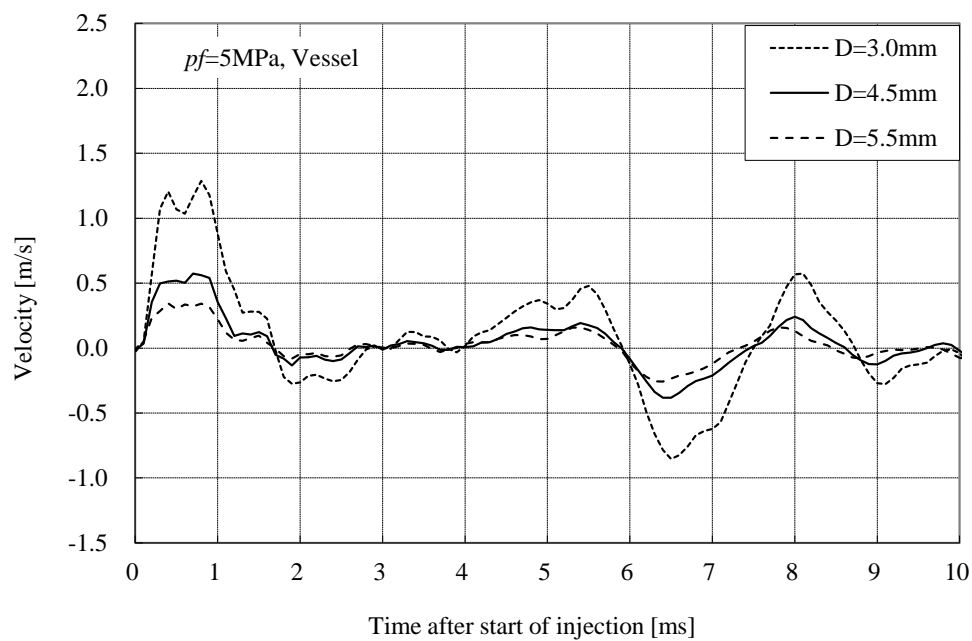


図 3-33 測定管径 3.0, 4.5, 5.5 mm の管中心流速時間履歴
 (上図:実験条件 3-1, 压力容器 5MPa, 噴射時間 0.7ms)
 (下図:実験条件 3-1, 压力容器 10MPa, 噴射時間 0.7ms)

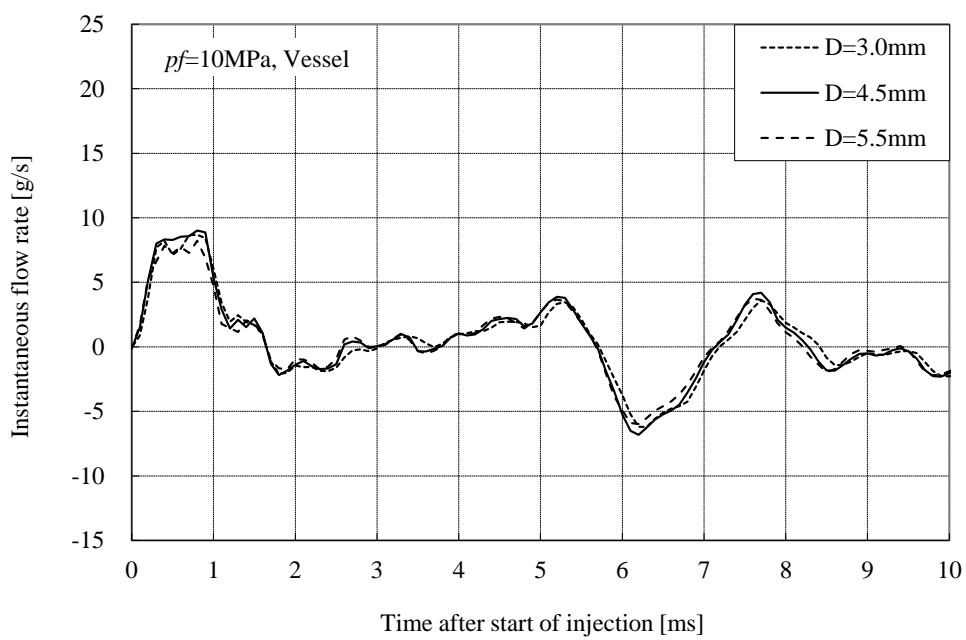
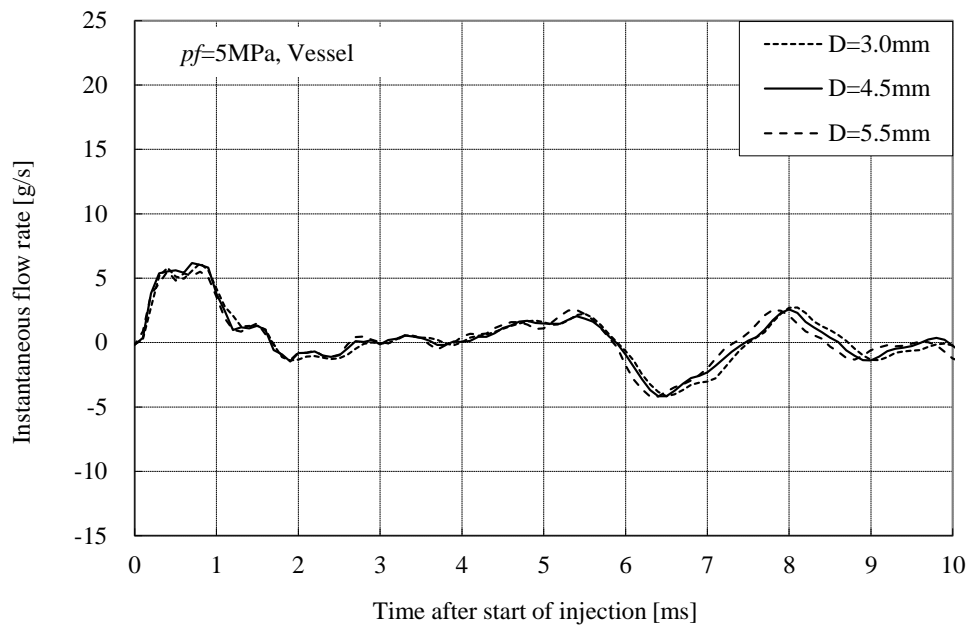


図 3-34 測定管径 3.0, 4.5, 5.5 mm の瞬時流量時間履歴
 (上図:実験条件 3-1, 圧力容器 5MPa, 噴射時間 0.7ms)
 (下図:実験条件 3-1, 圧力容器 10MPa, 噴射時間 0.7ms)

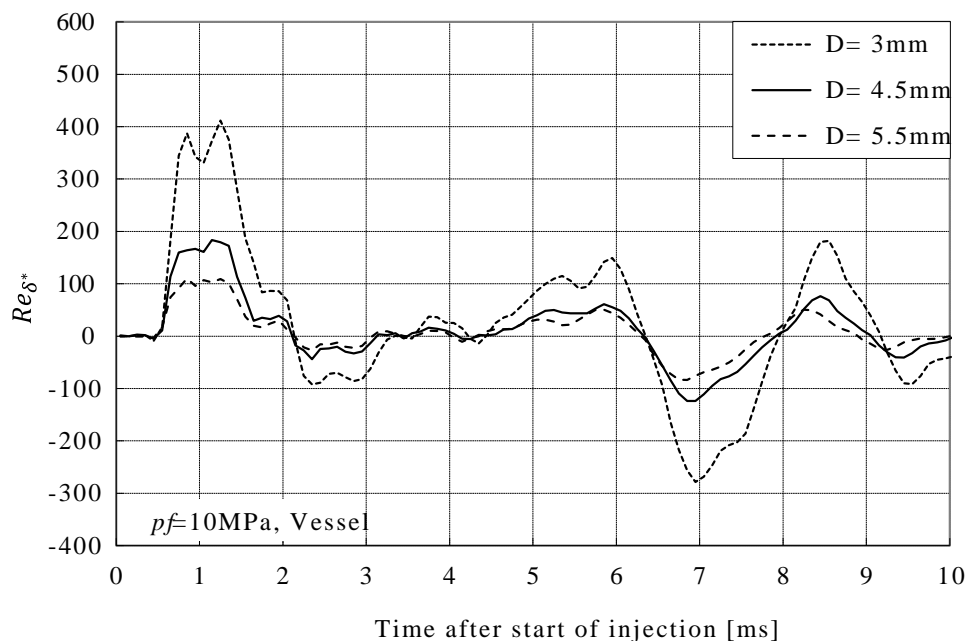


図 3-35 測定管径 3.0, 4.5, 5.5 mm のストークス境界層排除厚さを元にしたレイノルズ数時間履歴
(実験条件 3-1, 圧力容器 10MPa, 噴射時間 0.7ms)

3-6-7 LDA 流量計管径影響 (高圧ポンプ結果)

図 3-36 に実験条件 3-2 の高圧ポンプによる管径変化の計測にて計測した測定管の中心瞬時流速の時間履歴を示す。実験条件 3-1 の圧力容器加圧と同様に測定管内径が小さいほど流速変動の振幅は大きい。圧力容器の計測では見られなかった振動が噴射直後からすべての管径にて見られた。振動周期はおよそ 0.4ms で、周波数は 2.5kHz である。この流速の振動は、開弁時の衝撃が管内を伝播し共振しているものと考えられ、圧力容器で観測されなかったのは、圧力容器を加圧する空気が衝撃を緩和し、高い周波数を抑制していたためと考えられる。図 3-37 に図 3-36 から瞬時流量を計算した結果を示す。瞬時流量推移は、実験条件 3-1 の結果に比べ噴射時の変動が大きく、さらに管径 4.5mm 時の噴射開始後 2 つ目のピークが他の 2 つ管径結果と異なっているものの加圧方式を変更しても LDA 流量計の管径変化がほとんど影響しないことを確認した。

図 3-38 に図 3-37 の瞬時流量の管断面平均流速から求めた境界層排除厚さをを用いたレイノルズ数 Re_{δ^*} を示す。すべての管径で Re_{δ^*} の最大値は 550 以下であり、原理の適用条件を満たしていることを確認した。ただし実験条件 3-2 では、実験条件 3-1 で用いた管径 3.0mm は使用していない。これは予備実験において瞬時的

に Re_{δ^*} が 550 を超えていることを確認していたためである。

実験条件 3-1 および 3-2 の結果から，LDA 流量計測定管内径の違いによる瞬時流量への影響を燃料圧力および加圧方式変を変更して計測し，相対的であるがその妥当性が確認でき，光学系を変更せずに計測管径を変更することで計測流量範囲を変更可能であることを確認した。

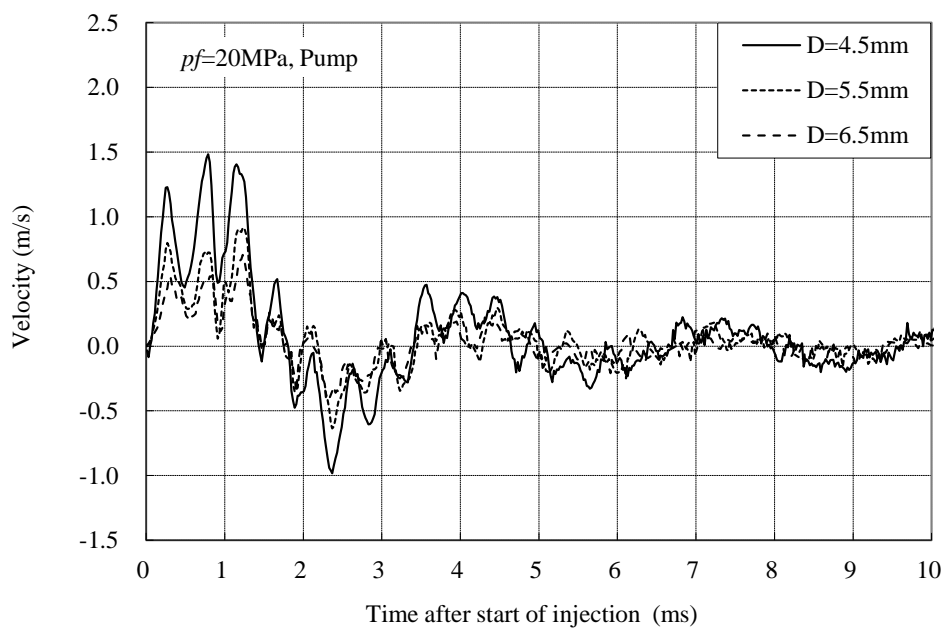


図 3-36 測定管径 4.5, 5.5, 6.5 mm の管中心流速時間履歴
(実験条件 3-2, 高圧ポンプ 20MPa, 噴射時間 0.7ms)

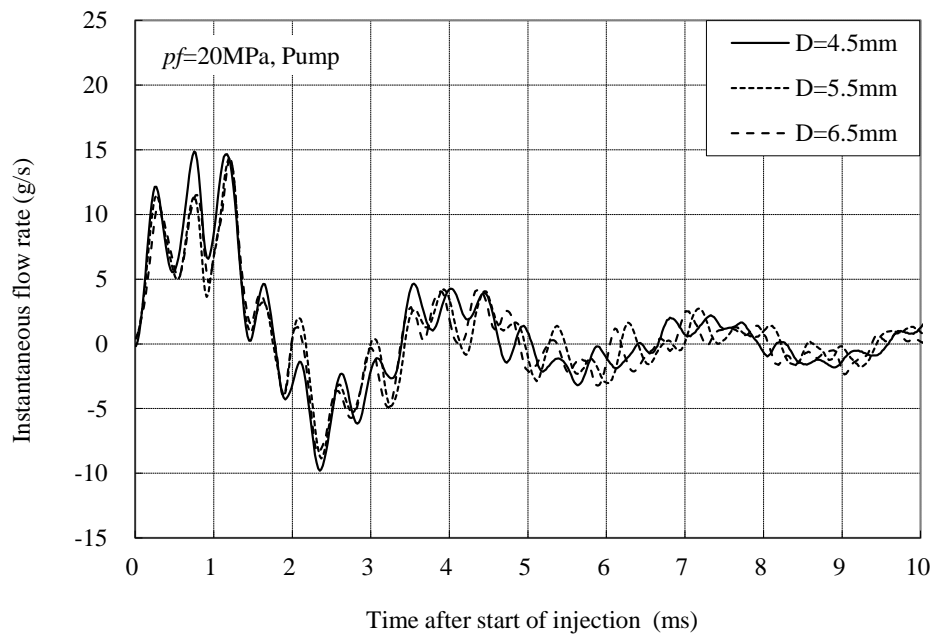


図 3-37 測定管径 4.5, 5.5, 6.5 mm の瞬時流量時間履歴
(実験条件 3-2, 高圧ポンプ 20MPa, 噴射時間 0.7ms)

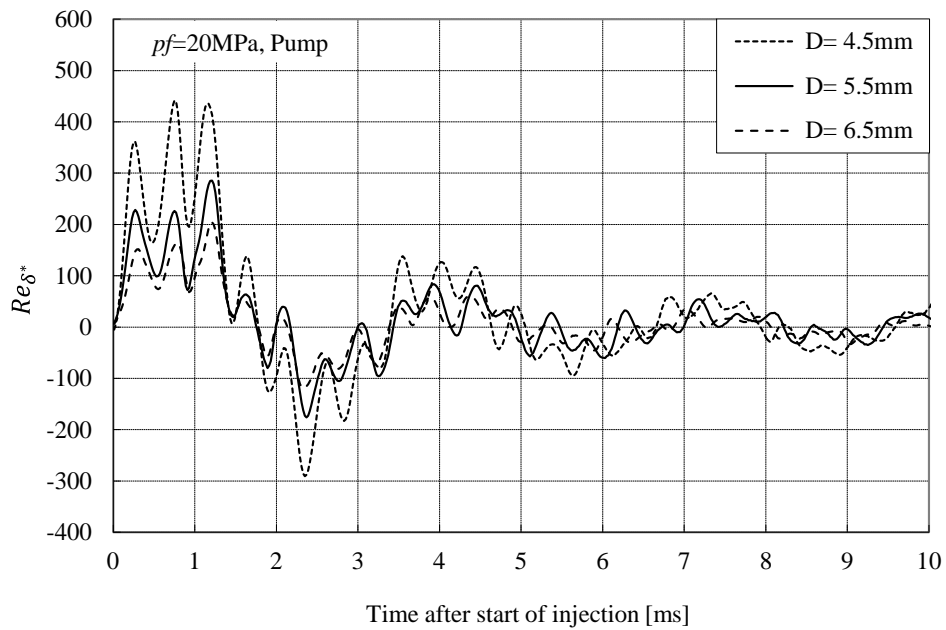


図 3-38 測定管径 4.5, 5.5, 6.5 mm のストークス境界層排除厚さを
元にしたレイノルズ数時間履歴
(実験条件 3-2, 高圧ポンプ 20MPa, 噴射時間 0.7ms)

3-6-8 燃料噴射圧力変化

図 3-39 に実験条件 3-3 で，計測管径 $D=4.5\text{mm}$ ，噴射時間 $t_i=0.7\text{ms}$ として圧力容器加圧にて燃圧を $pf=3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10\text{MPa}$ と変化させたときの計測管中心流速の時間変化を示す．図 3-39 上図（表示時間 $t=0\sim 2\text{ms}$ ）では，燃料噴射圧力が大きくなるにつれ，瞬時流速の最大値も増加している．LDA 流量計で 4.5mm の計測管を用いた場合， 1MPa の圧力変化を十分評価できる流速分解能を有していることが確認できる．

噴射開始直後の $0\sim 0.2\text{ms}$ の流速が増加する期間では，流速の変化勾配が圧力の違いにより異なる様子が確認でき， $0.2\sim 0.7\text{ms}$ にかけて流速が平坦な期間では，圧力値の違いはあるものの細かい振動の推移が非常に酷似している．制御系での噴射終了は 0.7ms であるが，噴射はその後 0.1ms ほど継続し 0.8 から瞬時流量の低下が見られる． $0.8\sim 1.1\text{ms}$ では噴射開始と同様に噴射圧力に依存して減速勾配が異なる様子が確認できる．また，どの圧力においても立ち上がりの時間と，立ち下りの時間が変わらないことが明らかとなり，変動の時間分解能も不足ないことを確認した．

図 3-39 下図は，上図の時間軸を 30ms までとしたものである．噴射後には，噴射によるインジェクタの開弁の衝撃と，閉弁による衝撃が燃料導管内を往復し，合成した複雑な流速変化が確認できる．この振動は，圧力が高くなるにつれその振動周期は短くなっており，時間が経つにつれて振幅が減衰している様子が確認できる．振動周期は，開閉弁時の振動が燃料導管を伝わり管端面にて反射して観測点で再度観測されるまでの時間である．つまり振動の伝播速度と配管長の関数となる．単純な直管内の液体を伝わる圧力波の伝播速度 α を式(3-18)に示す． C_a は液体の体積弾性係数 K_m と管路の管断面弾性係数 K_a からなる管路補正係数で， α_m は密度 ρ と液体体積弾性係数 K_m からなる液体固有の圧力波伝播速度である．配管長さ L と伝播速度 α から振動周期 T は式(3-19)で示される．

$$\alpha = C_a \alpha_m$$

$$C_a = \sqrt{\frac{K_a}{K_m}}, \quad \alpha_m = \sqrt{\frac{K_m}{\rho}} \quad (3-18)$$

$$T = \frac{2L}{\alpha} \quad (3-19)$$

これらから、振動周期の変化する要素は配管長さと伝播速度となる。実験用いた燃料である n-heptane の伝播速度 α_m は表 3-9 に示す n-heptane の音速(11)から近似的に得ることとするが、体積弾性係数 K_m が不明であることや、管路の管断面弾性係数 K_a を求めるのが困難であることから、容器加圧による各噴射圧力の時間履歴から容器加圧端で反射し再度振動が現れる反射時間をグラフより読み取り、燃料配管長を 3m として管路補正係数 C_a を求めた結果 0.9 ± 0.1 であった。誤差要因が多く結果がばらついているが管路補正係数 C_a は 0.9 とした。この推定した管路補正係数 C_a から 3MPa と 10MPa の反射時間は、5.6ms と 5.4ms で噴射圧力差 7MPa での反射時間の違いは 0.2ms となった。図 3-39 下図で確認すると、1 回目の反射と思われる 6ms 付近では差は少ないが、噴射開始後 22ms 付近の 3MPa と 10MPa のピーク時刻を見ると 1ms 程度のずれが確認できる。これを 5 回目の反射とすると 1 回あたり反射時間の差は 0.2ms である。推定や誤差は多いがオーダとして圧力の影響で振動周期のずれが発生していることが確認できる。

図 3-40 に図 3-39 の計測結果から算出した瞬時流量の時間変化 ($t=0\sim 2ms$) を示す。図 3-39 と比較するとほぼ同じ波形の形状をしている。流量変化の時間履歴は、流速のそれと非常に良く似ており、変動などの特徴も同じである。

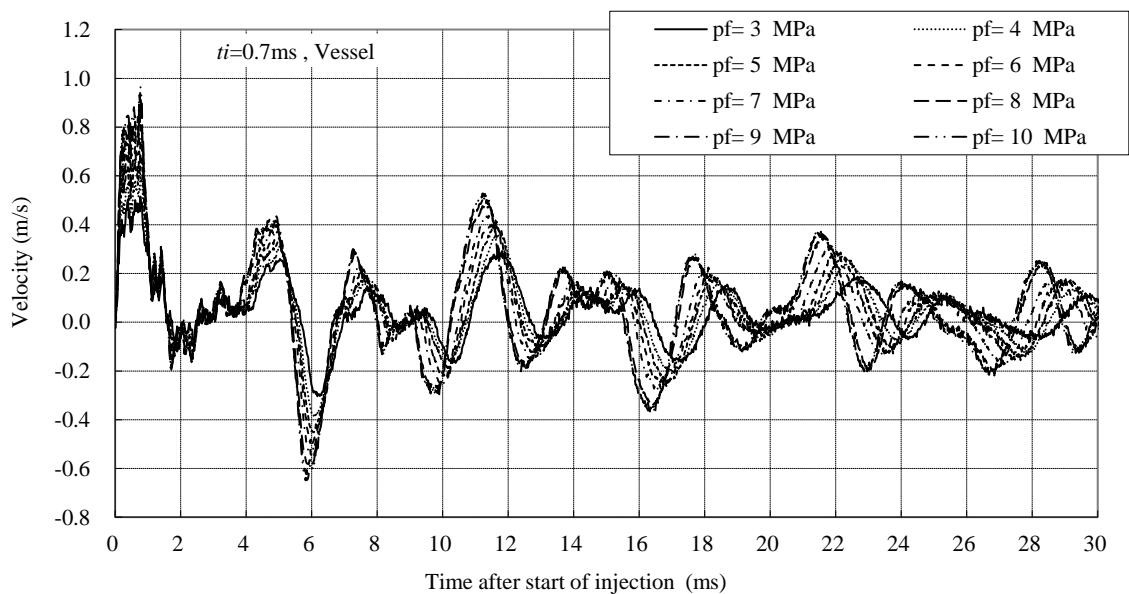
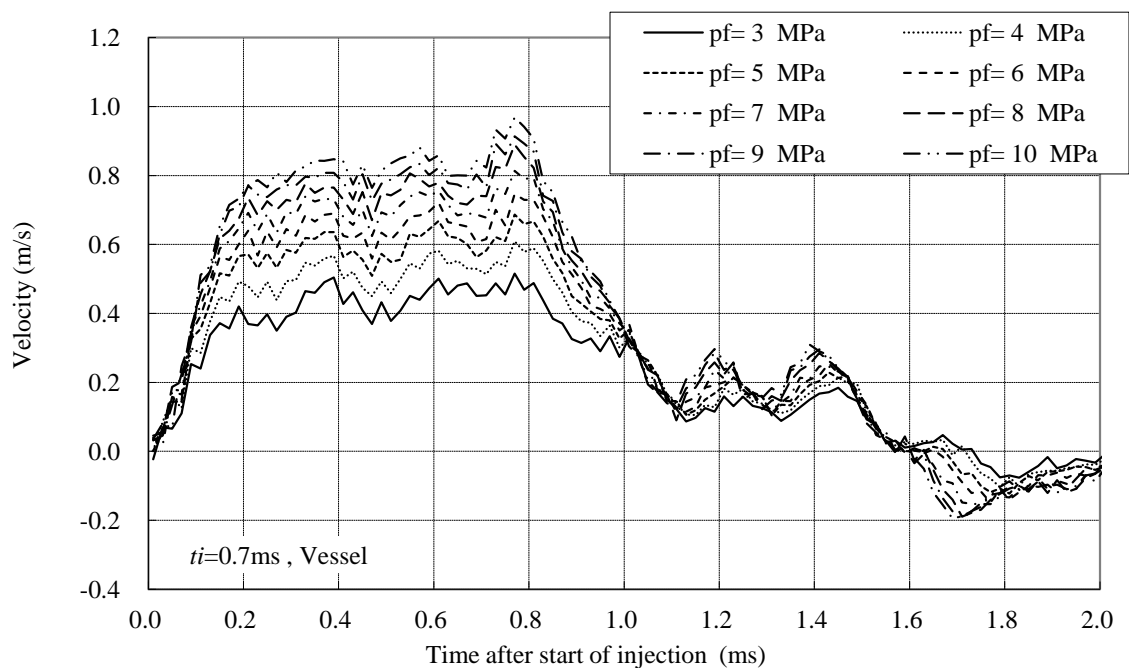


図 3-39 圧力容器加圧による噴射圧力 3 から 10MPa の管中心流速時間履歴
 (実験条件 3-3, 測定管径 4.5 mm, 噴射時間 0.7ms)
 (上図:表示時間 $t=0\sim 2\text{ms}$, 下図:表示時間 $t=0\sim 30\text{ms}$)

表 3-9 n-heptane 音速

Temperature	Pressure	Sound velocity
°C	MPa(abs)	m/s
0	0.1	1241
0	20	1362
0	40	1464
0	60	1549
0	80	1628
0	100	1701
0	120	1764
0	140	1824
20	0.1	1153
20	20	1285
20	40	1393
20	60	1485
20	80	1567
20	100	1641
20	120	1709
20	140	1772
40	0.1	1067
40	20	1211
40	40	1326
40	60	1424
40	80	1509
40	100	1587
40	120	1657
40	140	1722

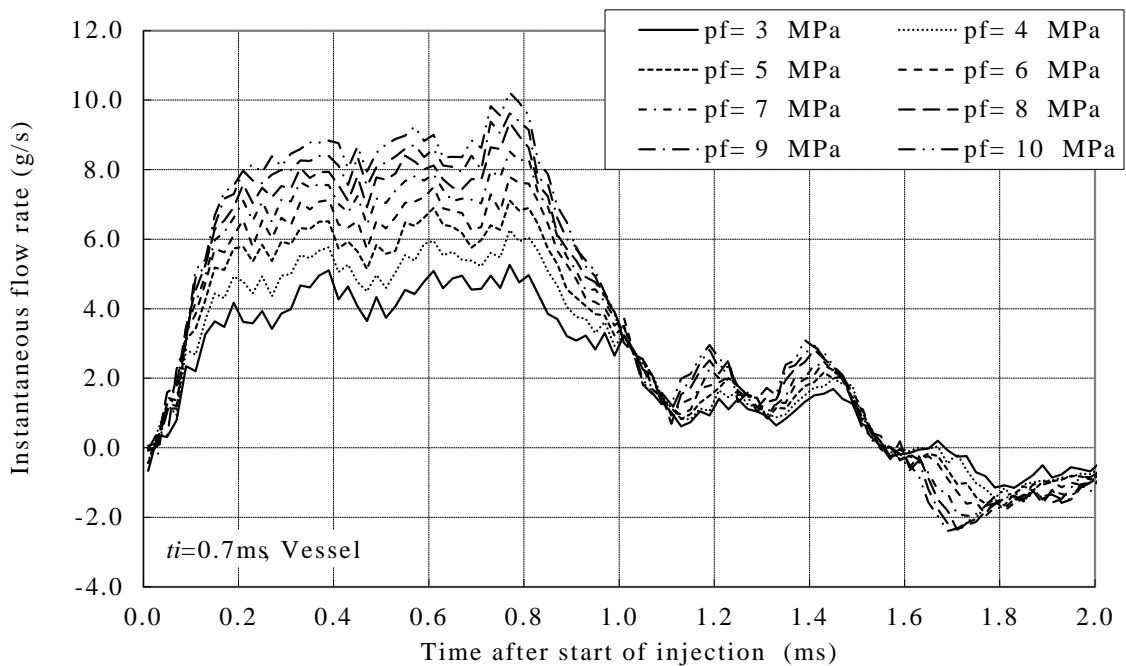


図 3-40 圧力容器加圧による噴射圧力 3 から 10MPa の瞬時流量時間履歴
(実験条件 3-3, 測定管径 4.5 mm, 噴射時間 0.7ms)

3-6-9 噴射時間変化

図 3-41 に実験条件 3-4 における計測管径 $D=4.5\text{mm}$, 圧力容器燃料加圧, 噴射圧力 $pf=5\text{MPa}$, 噴射時間 $t_i = 0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0\text{ms}$ とした時の計測管中心流速の時間変化を示す. 図 3-42 に同条件の瞬時流量の時間履歴を示す.

図 3-41, 図 3-42 とともに開弁中の瞬時流量の時間履歴は, 噴射時間によらず閉弁前までは最大開弁時間 5ms の変化に沿っており, 閉弁すると流量は減少する. 噴射時間の異なる結果においては噴射圧力が同じであれば噴射開始時の瞬時流量の増加傾向は一致していることが確認できる. この時, 各噴射時間の最小変化幅は, $t_i = 0.5$ と 0.7ms の 0.2ms が最小でありこの 2 つの計測の噴射終了を十分に差として確認でき噴射終了の流速流量減少位置もおおよそ 0.2ms の差と確認できる. $t_i = 0.7$ と 1.0ms の噴射終了の流速流量減少位置も $t_i = 0.5$ と 0.7ms の 0.2ms と比べて若干広がっており, おおよそ 0.3ms の差が確認できる. このことから, LDA 流量計では, 噴射時間 0.1ms 程度違いを十分観測できる時間分解能を有していることが示された.

噴射時間 5ms 以外では, 4ms 付近から流量の増加がみられる. この増加傾向は

発生位置，振幅，周期ともに非常によく一致していることから，開弁時の衝撃波が伝播し，閉弁後に流量の振動として現れたものであると考えられる．この現象は，開弁時間が 5ms の計測結果では，噴射終了前の流速流量の増加となって現れている．また，この増加ののち，すべてのデータが負に転じており，最小となる時間は噴射の終了時刻からほぼ一定の時間経過後となっているため，閉弁時の衝撃が伝播して流量，流速の結果に現れていると思われる．この負の流速，流量については，弁からの吸い戻しではなく，閉弁後に残存する管内往復波を計測した結果であり，この現象は過去の研究においても観察している(6)．

図 3-43 に実験条件 3-4 における計測管径 $D=4.5\text{mm}$ ，压力容器燃料加圧，噴射圧力 $p_f=10\text{MPa}$ ，噴射時間 $t_i=0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0\text{ms}$ の時の計測管中心流速の時間変化を示す．図 3-44 に同条件の瞬時流量の時間履歴を示す．噴射圧力 5MPa の結果と同様に，管中心流速と瞬時流速の時間履歴推移は一致しており，10MPa の噴射時の全体の流速と流量は，5MPa と比較し大きく噴射時の変動推移幅も圧力変化により伸縮しているように比例的である．噴射圧力 10MPa の結果において，5MPa との最も顕著な違いは，噴射直後の最初のピークに現れている．このピークは 5MPa ではおよそ 6 g/s 程度に対し，10MPa では 8 g/s であった．瞬時流量の立ち上がりや噴射期間中の様子は 5MPa と同様である．一方で，噴射時間 0.5ms では明確に見られないが，開弁後 1ms からわずかに流量が増大する様子や閉弁後から 0.5ms 付近に見られる流量減少の停滞などは，噴射時間によらず同様の特徴を示す．開弁および閉弁時に生じる衝撃波も同様に増加しているが，発生している時間や周期などの変化は見られず振幅のみが増加している．これらの結果から，瞬時流量の時間履歴における特徴的な振動は，燃料圧力や噴射時間によるものではなく，噴射装置の構成などの影響を強く受けていると考えられる．

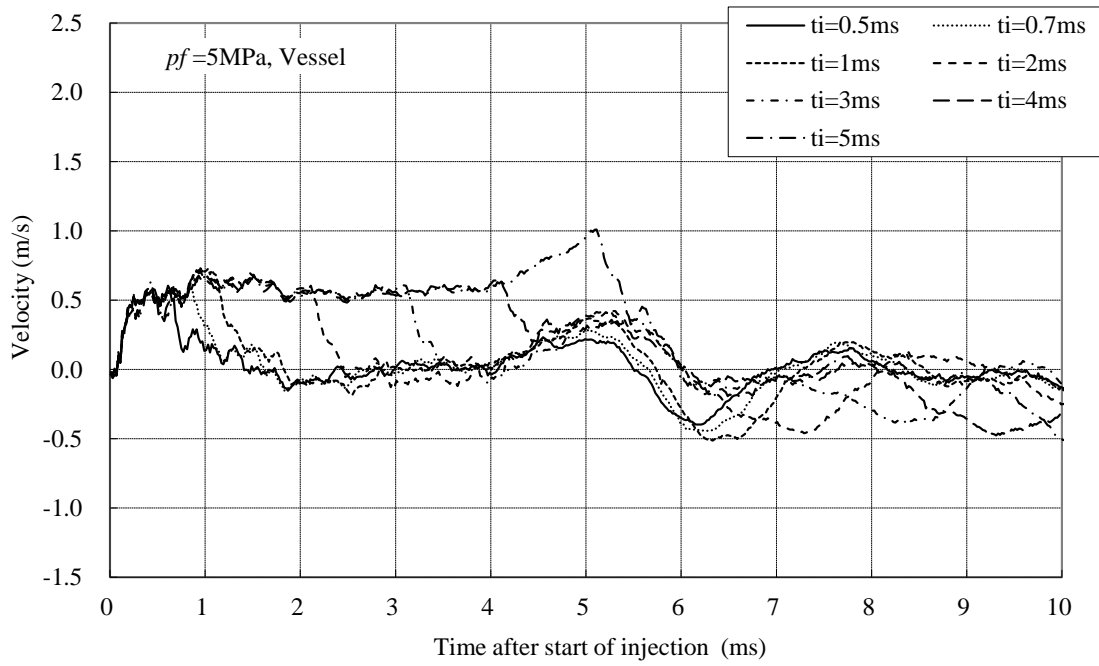


図 3-41 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の管中心流速時間履歴
(実験条件 3-4, 測定管径 4.5 mm, 噴射圧力 5MPa)

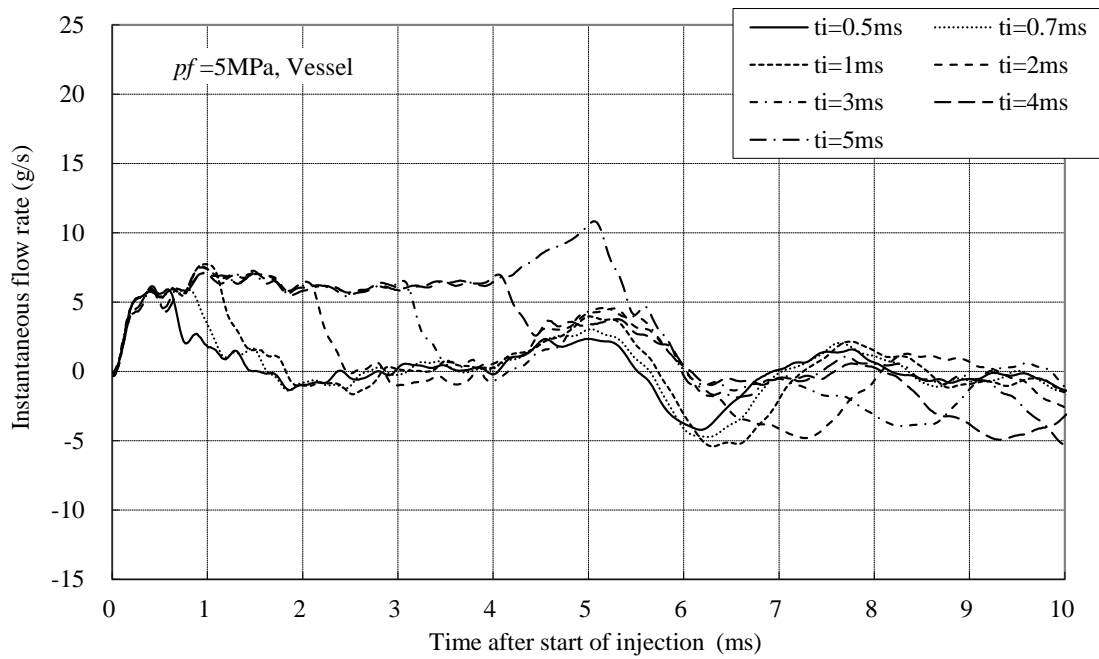


図 3-42 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の瞬時流量時間履歴
(実験条件 3-4, 測定管径 4.5 mm, 噴射圧力 5MPa)

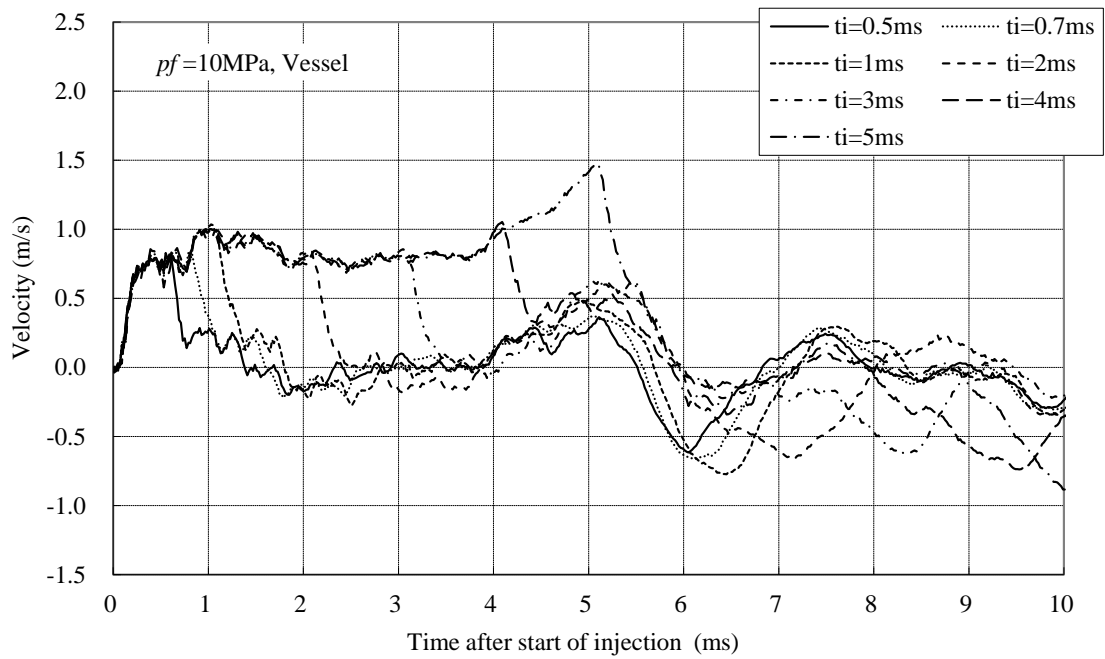


図 3-43 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の管中心流速時間履歴
(実験条件 3-4, 測定管径 4.5 mm, 噴射圧力 10MPa)

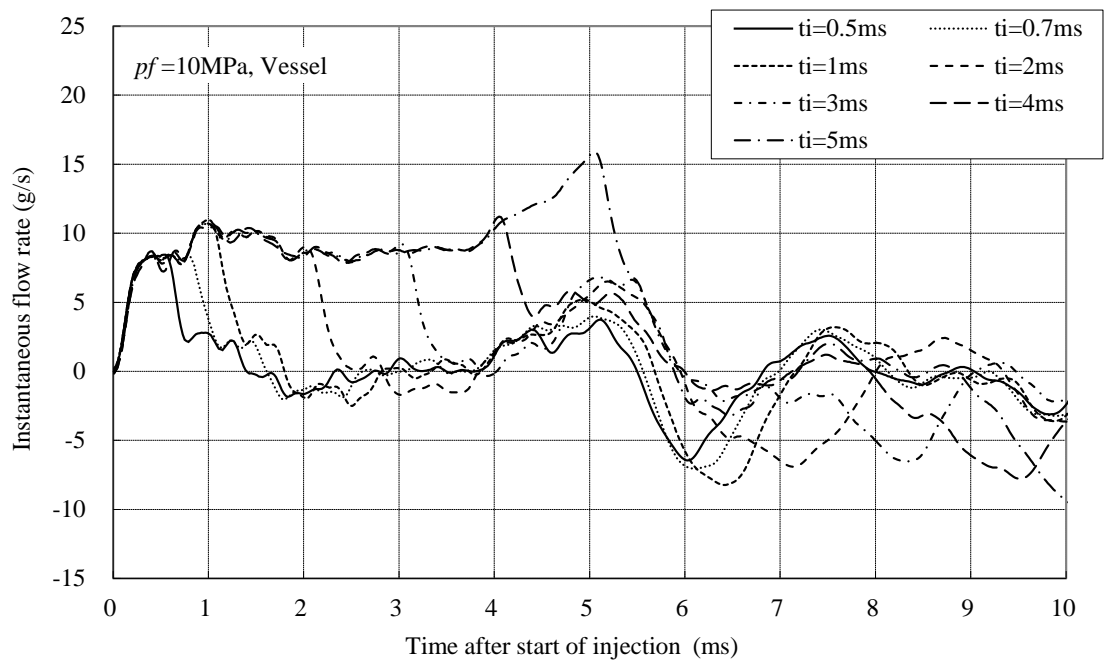


図 3-44 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の瞬時流量時間履歴
(実験条件 3-4, 測定管径 4.5 mm, 噴射圧力 10MPa)

3-7 各種計測法との比較

3-7-1 ボッシュ式噴射率計

図 3-45 にボッシュ式噴射率計とその較正に用いた噴射率測定装置を示す．ボッシュ式噴射率計のフルブリッジ構成のひずみゲージの出力は，ストレインアンプ (Strain Amplifier) で増幅され，デジタイザ(National Instruments, NI5112)を介して PC に取り込まれる．前述のように噴射率と圧力の間には比例関係があり，この比例定数は，圧力波形を時間に関して積分した値と電子天秤で測定した噴射燃料質量との関係から求めた．ただし，条件ごとに，ストレインアンプのゲインが異なるため，比例定数は条件ごとに決定した．

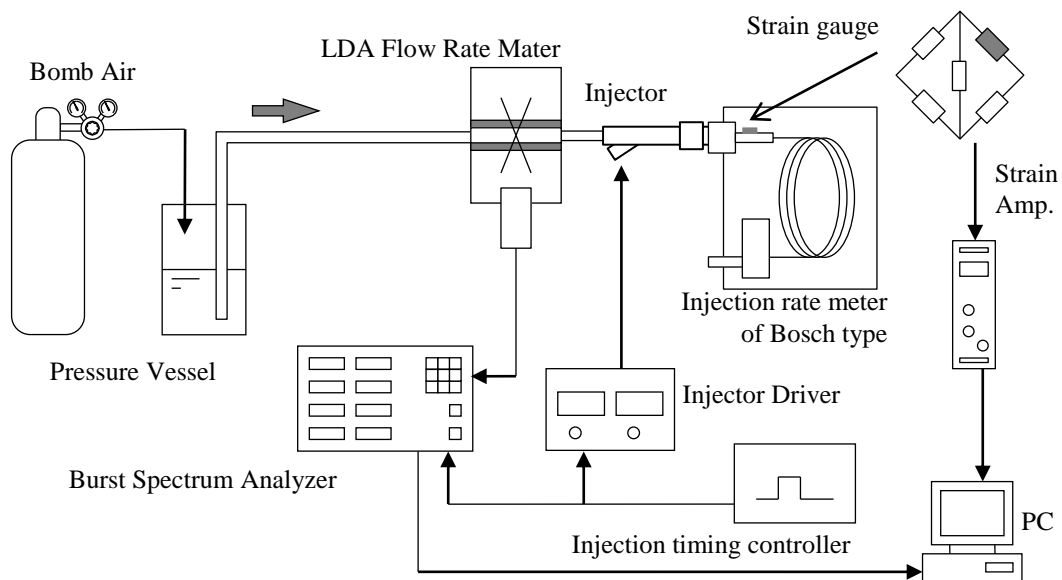


図 3-45 噴射率測定装置 概要図

3-7-2 電子天秤

前節 LDA 流量計の性能評価での計測中，噴射した燃料は容器に回収し電子天秤により積算質量を計測した．積算時間は，噴射時間 0.5ms の場合は 1200 秒，噴射時間 10ms の場合は，200 秒と噴射時間に合わせて積算時間を調整した．積算中に等時間間隔 20 点程度で経過時間と積算量を記録し，各計測の時間間隔の噴射回数と積算噴射量から各区間の噴射一回当たりの噴射量を求め，それらを平均して平均噴射量を算出した．

3-7-3 比較試験条件

ボッシュ式噴射率実験条件を表 3-10 に示す。インジェクタは前節と同じ高圧スワールインジェクタであり，燃料加圧方式は，圧力容器方式を用い燃料噴射圧力は，5MPa，10MPa とし噴射間隔は，200ms 固定とした。LDA 流量計の測定管内径は，4.5mm に固定し燃料は n-heptane である。

条件 3-5 では，燃料噴射圧力の影響を確認するため，噴射時間を 0.7ms に固定し，燃料噴射圧力をパラメータとした。条件 3-6 では，噴射時間の影響を確認するため，燃料噴射圧力を 10MPa に固定し，噴射時間を 0.5ms から 10ms まで変えて計測した。この試験で使用したボッシュ式噴射率計は，条件 3-5 と条件 3-6 で異なるものを使用している。両噴射率計は，原理，仕様は同じものの別の計器である。ボッシュ式噴射率計測のスケージングと噴射量比較のためすべての条件で電子天秤による噴射質量の測定をした。ボッシュ式噴射率計測と LDA 流量計は，同時に計測するが，計測開始時間や計測時間がそれぞれ異なるため，厳密に同じ噴霧を計測していないが同一条件での実験であり，両社とも繰り返しのサイクル平均を用いて比較した。

電子天秤による噴射量は前節の LDA 流量計性能評価時に同時に計測しているため表 3-8 と同じである。

表 3-10 ボッシュ式噴射率試験条件

インジェクタ	直噴ガソリン機関用 高圧スワールインジェクタ	
燃料	n-heptane	
燃料加圧方式	圧力容器	
LDA 流量計測定管内径 D	4.5mm	
噴射時間 t_i	200 ms	
条件 3-5	燃料圧力 pf	5, 10 MPa
	噴射時間 t	0.7ms
条件 3-6	燃料圧力 pf	10 MPa
	噴射時間 t	0.5, 2.0, 4.0, 6.0, 8.0, 10.0ms

3-7-4 噴射率比較 (LDA 流量計とボッシュ式)

図 3-46 に実験条件 3-5 の LDA 流量計とボッシュ式噴射率計の瞬間流量の比較を示す。噴射期間は、0.7ms、圧力容器による加圧で上図が噴射圧力 5MPa、下図が 10MPa の比較結果である。LDA 流量計とボッシュ式噴射率計の瞬間流量推移は全体的に見ると、いずれも非常に近いものとなっている。大きく異なるところは、噴射開始時の急激な変化と噴射終了後の変動である。

噴射開始時にボッシュ式噴射率計は、スパイク状の急激な流量の増加が確認でき、ボッシュ式噴射率計がインジェクタ開弁による、衝撃の影響を受けていると考えられる。噴射終了後では LDA 流量計は、開閉弁による流体の衝撃波の影響を受け大きな変動をしているが、ボッシュ式噴射率計ではこの現象は見られない。ボッシュ式噴射率計は、開閉弁による流体の衝撃波の影響を避けるために 5m の長管を用いているので、図の横軸の区間には表れていない。ただし、インジェクタ上流での振動が発生している状況にてインジェクタの下流計測であるボッシュ式噴射率計では大きな変化は現れておらず上流の振動は伝播していないことが確認できた。

図 3-47 に実験条件 3-6 の噴射時間を変化させた場合の LDA 流量計とボッシュ式噴射率計の瞬間流量の比較グラフを示す。変化させた噴射期間は、0.5ms から 10.0ms であり、圧力容器加圧に噴射圧力による 10MPa の瞬時流量で上図が LDA 流量計、下図がボッシュ式噴射率計の比較結果である。この試験では、図 3-45 で用いたボッシュ式噴射率計と本図のボッシュ式噴射率計は異なるものを使用した。

LDA 流量計とボッシュ式噴射率計の瞬間流量推移で大きく異なるところは、ボッシュ式噴射率計の噴射初期の急激な瞬時流量の変動、噴射終了時の急激な瞬時流量の増加、LDA 流量計の 6ms 付近での瞬時流量増加、噴射終了時の大きな変動である。図 3-46 のボッシュ式で見られた噴射直後の急な増加は見られないもののその代わりに大きな振動が見られる。これは、ボッシュ式噴射率計のインジェクタ直後の構造の違い、圧力計測位置の違い、圧力センサの違いなどによると考えられる。この結果においてもインジェクタ上流の振動は伝播していないことが確認できる。

LDA 流量計にて噴射による衝撃の影響を受ける前までの噴射中の瞬時流量の推移は LDA 流量計の変動は、噴射時間によらず非常に似ているが、ボッシュ式噴射率計の場合は噴射時間により細かい変動の状態は異なっており、噴射時間を変えるような繰り返し性は LDA 流量計のほうが高いことが確認できる。また、LDA 流量計は噴射開始直後などボッシュ式噴射率計と異なる変動があるものの噴射圧力や噴射時間などの変化による瞬時噴射量の時間的推移の変化を十分に捉えることが可能である。

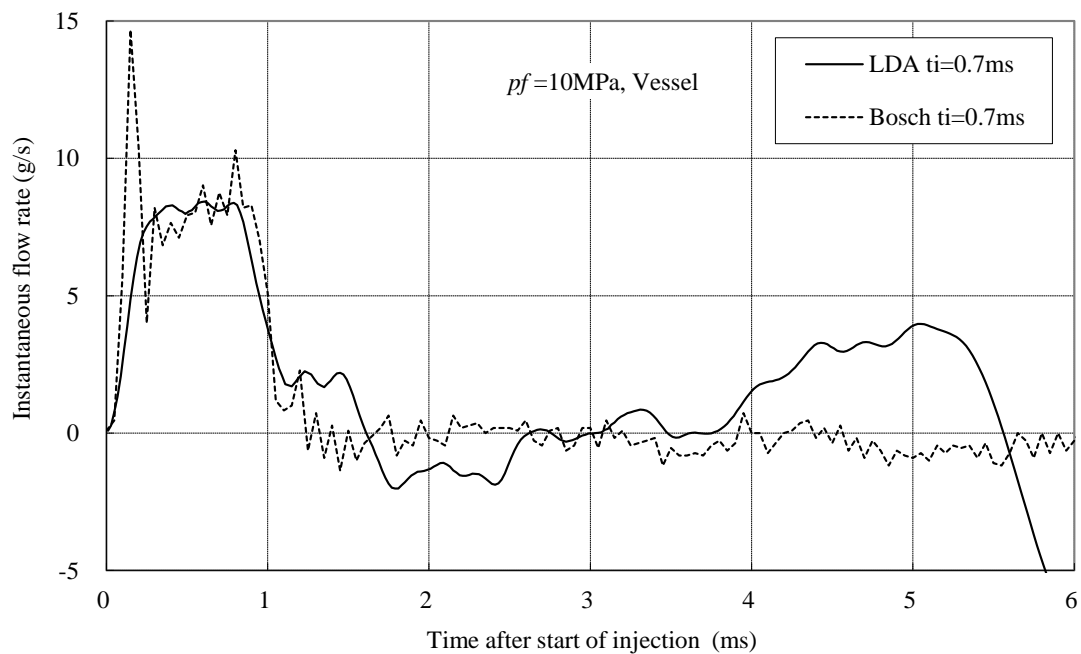
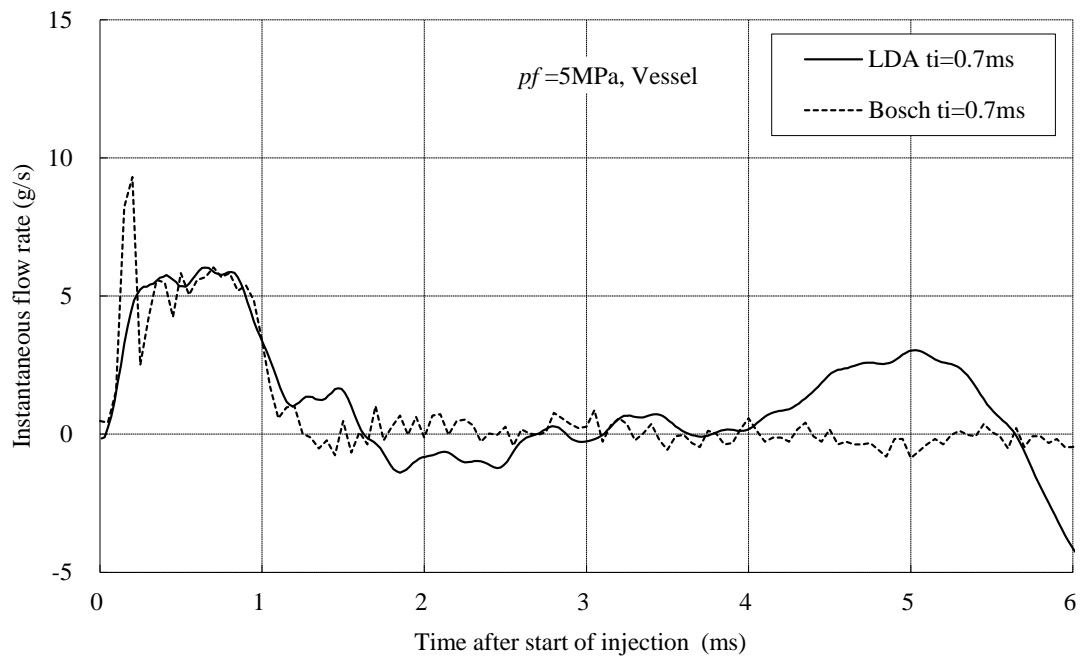


図 3-46 圧力容器加圧におけるボッシュ式噴射率計と LDA 流量計の
瞬時流量時間履歴比較

(上図:実験条件 3-5, 測定管径 4.5 mm, 噴射時間 0.7ms, 噴射圧力 5MPa)

(下図:実験条件 3-5, 測定管径 4.5 mm, 噴射時間 0.7ms, 噴射圧力 10MPa)

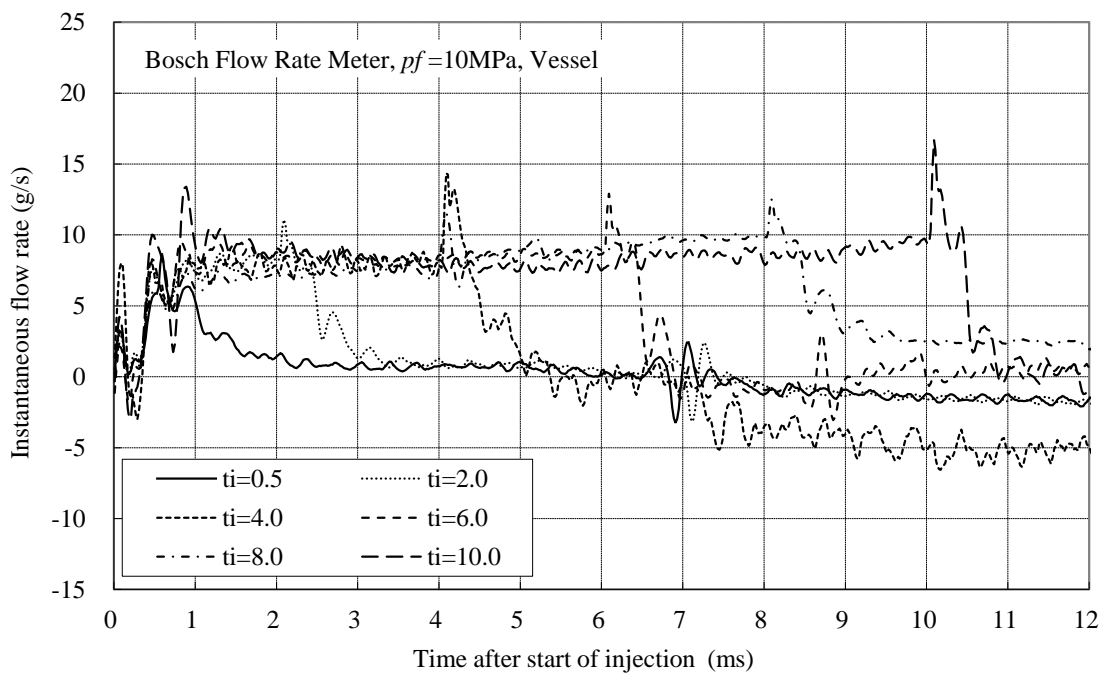
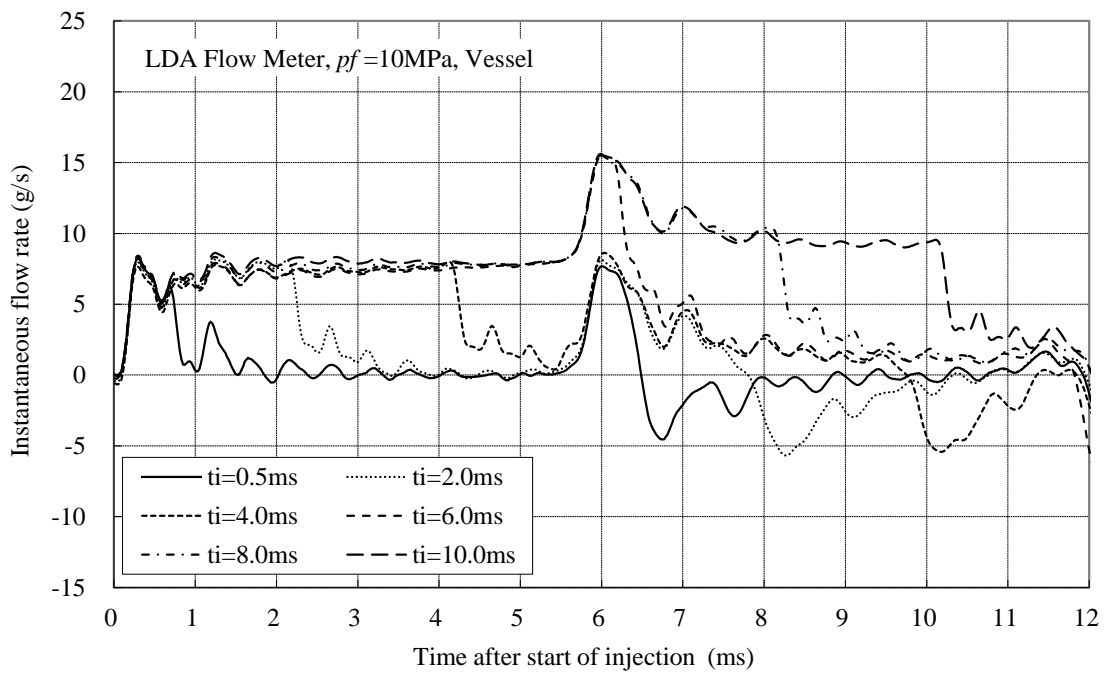


図 3-47 噴射時間 0.5 から 10ms におけるボッシュ式噴射率計と LDA 流量計の
瞬時流量時間履歴比較

(上図: 実験条件 3-6, ボッシュ式噴射率計, 圧力容器加圧, 噴射圧力 10MPa)

(下図: 実験条件 3-6, LDA 流量計, 圧力容器加圧, 噴射圧力 10MPa)

3-7-5 噴射量比較 (LDA 流量計と電子天秤)

実験条件 3-1 から 3-4 の LDA 流量計計測にて得られた 1 サイクルあたりの噴射量と噴射した燃料を電子天秤にて採集した結果より算出した噴射量を比較する。図 3-48 に実験条件 3-1, 3-2 にて LDA 流量計の測定管径を変更し燃料噴射圧力と噴射装置を変更した際の結果を示す。LDA 流量計の測定管径を変更し計測した場合、理論的には中心流速が異なるが流量は一致する。管径変化のばらつきは、大きいところで $\pm 1.5\text{mg}$ ほどあるが、電子天秤との比較で見ると圧力の変化を識別可能な相関が得られている。

図 3-49 に実験条件 3-3 にて圧力容器にて噴射圧力を変化させた場合の LDA 流量計と電子天秤の噴射量を比較した結果を示す。LDA 流量計と電子天秤の噴射量は燃料噴射圧力に関して高い相関があることは確認できる。

図 3-50 に実験条件 3-4 にて噴射時間を変化させた場合の LDA 流量計と電子天秤の噴射量を比較した結果を示す。図は噴射量のレンジが広い対数軸で示す。図 3-49 と同様に電子天秤の結果と高い相関を示すが、噴射量が多い 10ms 以上の噴射時間では、LDA 流量計の結果が全体的に大きい結果となった。

図 3-51 に実験条件 3-1 から 3-4 の結果より求めた噴射量を電子天秤より求めた噴射量からの差をまとめたものを示す。LDA 流量計で得られた噴射量は、インジェクタの開閉弁の衝撃の影響がない区間に収まる噴射時間の結果のみを用いるべきであるがここでは、その影響を確認するためにあえて結果として表示した。噴射量が 10mg 程度までは噴射量の差は 2mg 以下であるが、噴射量がさらに増加するとその差は大きくなる傾向が見られる。特にインジェクタの開閉弁の衝撃の影響を受けている、圧力容器の各圧力の最大噴射量は特に差が大きい結果となっている。高圧ポンプの結果は、噴射直後からインジェクタ開閉弁の衝撃によるものと思われる瞬時流量の変動が多いため圧量区容器の結果の傾向から外れている様子が顕著に現れている。

LDA 流量計で得られた噴射量は電子天秤による噴射量に対して高い相関があることは示されたが、電子天秤による噴射量の結果とは差が大きくなる場合があり、瞬時流量の変動が天秤法との差を増大する傾向が得られた。

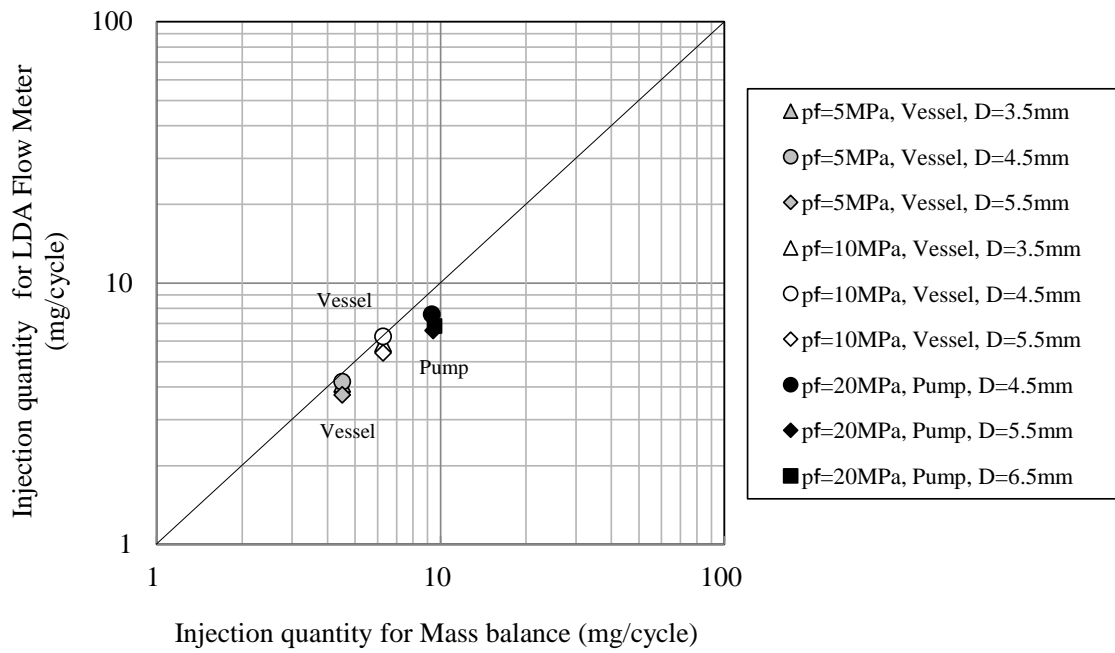


図 3-48 測定管径変更した LDA 流量計の測定結果と電子天秤計測による噴射量比較
(実験条件 3-1, 3-2 の結果)

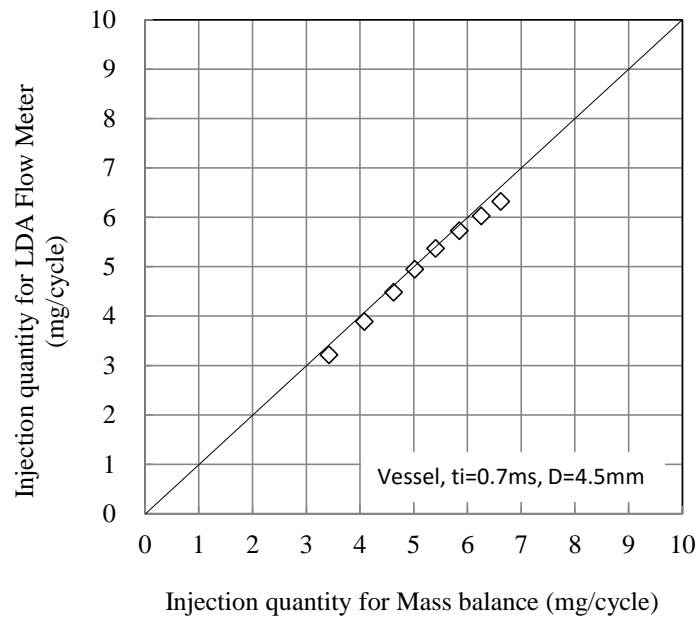


図 3-49 噴射圧力を変化させた際の LDA 流量計と天秤による噴射量比較
(実験条件 3-3 の結果)

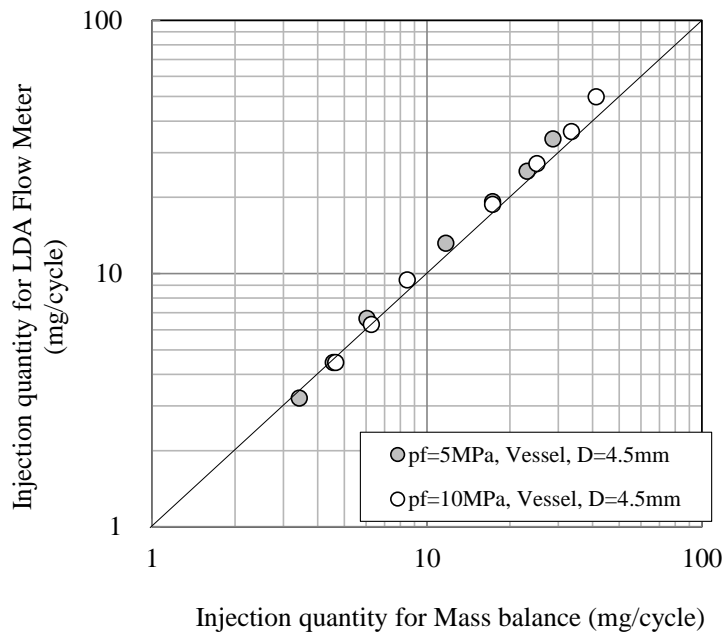


図 3-50 噴射時間を変化させた際の LDA 流量計と天秤による噴射量比較
(実験条件 3-4 の結果)

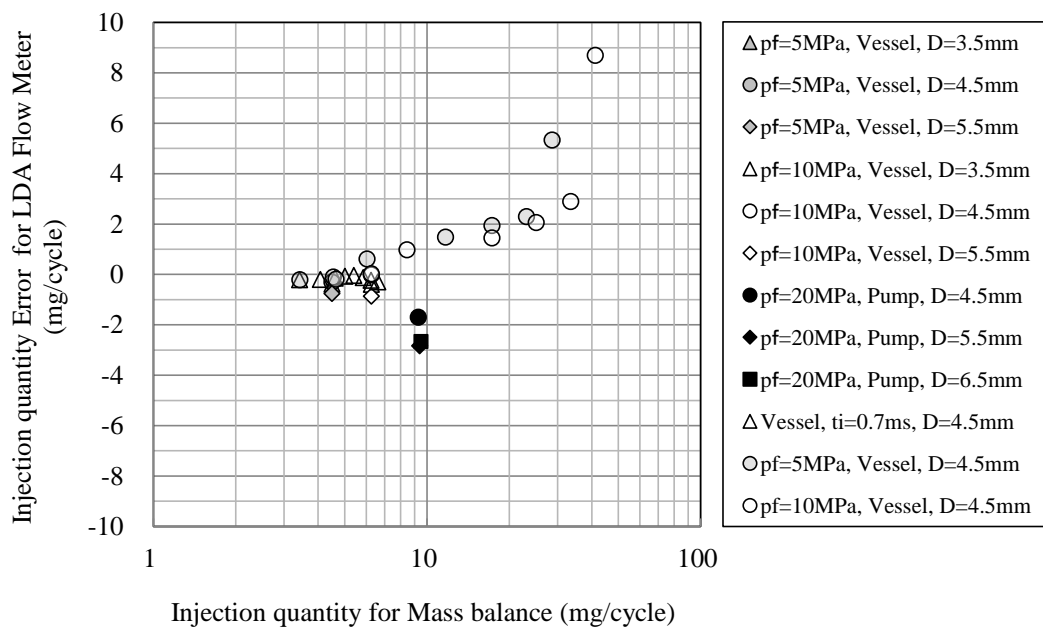


図 3-51 LDA 流量計と電子天秤による噴射量 総合比較
(実験条件 3-1 から 3-4 の結果)

3-8 結言

高圧燃料噴射に対応したレーザドップラ式流量計（LDA 流量計）を製作しその基礎性能を確認した。筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムにて、LDA 流量計の測定部石英ガラス管の内径影響を燃料圧力、噴射時間などのパラメータを変え計測し、従来のボッシュ法、天秤法と比較することで、以下の結果をえた。

1. 光受光部を一体とし燃料配管計測に適した小型の LDA 流量計を製作した。
2. 異なる燃料配管系における噴射開始判定を計測データのみから可能とした。
3. 周波数シフトの影響を明らかにし、噴射終了後の変動が大きい結果に対しても補正を可能とし積算精度を向上した。
4. LDA 流量計の計測部の耐圧は 35MPa 程度であり、破損による石英管の飛散は見られなかった。今後の噴射圧力の増加に対して耐圧性を高める必要がある。
5. LDA 流量計の測定管内径の影響は小さく、管径により流量計測範囲が選定可能である。
6. LDA 流量計による瞬時流量の計測では、1MPa の燃料圧力変化を十分評価できる時間と瞬時流量の分解能を持つ。
7. 燃料供給装置の違いを瞬時流量の時間履歴で明確に捕らえた。
8. LDA 流量計の噴射終了後の瞬時流量変動は、インジェクタの弁開閉時の衝撃波が原因であり、その振動周期は噴射圧力により異なる音速に影響を受けていることが確認できた。
9. LDA 流量計による瞬時流量の計測では、噴射時間 0.2ms 以下の違いを十分評価できる時間分解能を有している。
10. LDA 流量計による瞬時流量の時間推移は、ボッシュ式噴射率計結果と細部は異なるが、ボッシュ式噴射率計と同様に噴射圧力や噴射時間などの変化による瞬時噴射量の時間的推移の変化を得られる。
11. 電子天秤との噴射量比較にて高い相関が得られたがインジェクタ開閉の衝撃が噴射期間内にあり瞬時流量が大きな変動を受ける場合は、電子天秤との差が大きくなる。

12. 電子天秤との噴射量比較にて高圧ポンプによる LDA 流量計の噴射量は、インジェクタ開閉の衝撃による影響が大きく現れ電子天秤との差は圧力容器の結果と異なり大きい。

参考文献

1. Durst, F., Ismailov, M. and Trimis, D., "Measurements of Instantaneous Flow Rate in Periodically Operating Injection Systems", *Experiments in Fluids*, Volume 20, No. 3 (1996), 178-188.
2. Ismailov, M., Durst F. and Obokata T., "LDA Flow Rate Measurements Applied for Analysis of Transient Injection Characteristics", *JSME International Journal, Series B*, 42-1, (1999), 22-29.
3. Ismailov, M., Ishima T., Obokata T, Tsukagoshi M. and Kobayashi K. "Visualization and Measurements of Sub-Millisecond Transient Spray Dynamics Applicable to Direct Injection Gasoline Engine, Part 3: Measurements of Instantaneous and Integrated Flow Rates in High Pressure Injection System using LDA-Based Meter", *JSME International Journal, Series B*, 42-1, (1999), 39-47.
4. Delay, G., Bazile, R., Charnay, G. and Nuglisch, H.J., "Temporal Dependency of Air Entrainment to Liquid Flow Rate Variations for Gasoline Direct Injection Sprays", *Proceedings of 12 th International Symposium Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics*, Lisbon, (2004), 33-5
5. Hanjalic, K., Jakiric, S. and Hadzic, I., "Computations of Oscillation Turbulent Flows at Transitional Re-Numbers", *Turbulent Shear Flows 9 Selected Papers*, Springer Verlag., (1993), 323-342.
6. Hino, M.Sawamoto and S.Takasu, " Experiments of transition to turbulence in an oscillatory pipe flow" , *Journal of Fluid Mechanics* Volume 75 Issue 02, (1976), 193-207
7. F. Grubbs, " Procedures for Detecting Outlying Observations in Samples " , *Technometrics*, Vol. 11, (1969), 1-21.
8. アメリカ機械学会性能試験規約, "計測機器及び試験装置に関する補則, 第1部 計測の不確かさ", *ANSI/ASME PTC19.1* (1985)
9. 日本工業規格, "測定方法及び測定結果の精確さ(真度及び精度) - 第2部: 標準測定方法の併行精度及び再現精度を求めるための基本的な方法", *JIS Z8402-2*, (1999).
10. 石間経章, 中村晋, 助名亮一, 小保方富夫, 河内勝義, 小林一光, "LDA 流量計の開発と瞬時流量測定への応用", *日本機械学会論文集 B* 69 巻 678 号,

(2003-02), 354-359.

11. 国立研究開発法人産業技術総合研究所 物質計測標準研究部門, 分散型熱物性データベース, “<http://tpds.db.aist.go.jp/>”, 2015

第 4 章

LDA 流量計による高圧燃料噴射率評価

4-1 緒言

第3章では，小型化し高圧燃料噴射に対応したLDA流量計を筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムに適用し，評価実験により非定常流計測に適用できる基本性能を確認した．得られた瞬時流量の時間履歴には，インジェクタの開閉時の衝撃に起因する振動が見られ，燃料供給装置を高圧ポンプとした際の瞬時流量変動は著しく，電子天秤との噴射量差は圧力容器による加圧方式の結果と比べ異なる傾向が見られた．

LDAを利用した燃料噴射の瞬時流量の計測にて，噴射時間や噴射周期を変更し計測した研究(1) (2)はあるが，燃料圧力発生機構を変えて計測し比較した研究はなく，その違いによる特性への影響を示すことはなかった．高圧ポンプによる加圧で見られた瞬時流量の変動は噴霧形成に影響を及ぼしている可能性があり，噴射率と噴霧形成に関する研究(3) (4)においても論じられている．

本章では，前章と同様にLDA流量計を筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムに適用し燃料加圧法の違いによる瞬時流量特性を噴射時間と噴射圧力を変化させた計測にて示し，電子天秤法による噴射結果と比較する．

4-2 実験装置および方法

4-2-1 瞬時流量計測実験装置

図4-1に瞬時流量計測に使用した実験装置の概要図を示す．装置構成は燃料噴射装置と計測装置で構成している．燃料噴射装置は2種類の加圧方式の燃料供給装置とインジェクタならびにインジェクタ制御装置からなり，計測装置はLDA流量計および比較対象として積算噴射量計測用の電子天秤を用いた．

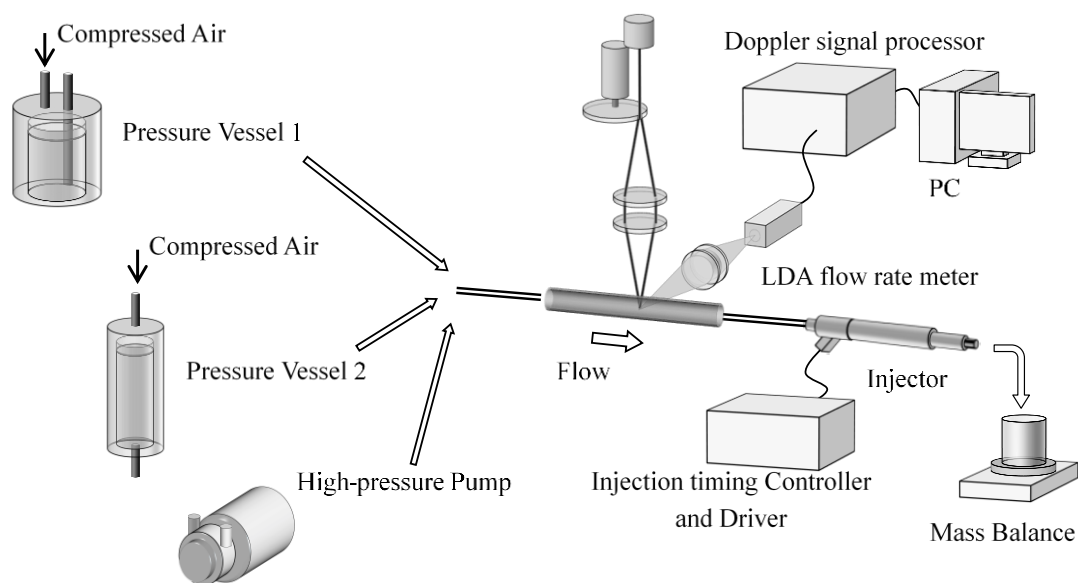


図 4-1 瞬時流量計測実験装置 概要図

4-2-2 実験装置

燃料供給は、圧縮空気により燃料を加圧する圧力容器方式で形状の異なる容器2種類（Vessel 1, Vessel 2）、高圧ポンプにて加圧する方式で1種類使用した。燃料圧力10MPa以下では燃料は圧力容器にて圧縮空気により加圧、供給され、燃料圧力10MPa以上では高圧ポンプを用いた燃料供給装置により供給した。圧力容器Vessel 1からLDA流量計までの燃料導管長さは約2mであり、圧力容器Vessel 2では約3m、高圧ポンプでは約1または3mである。LDA流量計はインジェクタの直前に設置し、インジェクタは直噴ガソリン機関用高圧スワールインジェクタを使用した。

燃料はn-heptaneを用いて圧力容器 Vessel 1ではトレーサとしてファンデーション（Kanebo OC-C1）を0.4weight%で添加し、Vessel 2では酸化チタン(KRONOS社製TITAN2220)を0.03weight%で添加した。高圧ポンプによる燃料供給時は、トレーサ粒子を添加せずに実験を行った。

LDA流量計による計測中、噴射した燃料は容器に回収し電子天秤により積算質量を計測し第3章の手法で噴射一回当たりの噴射量を求めた。

表 4-1 酸化チタン(Ti₂O)の物性値

Standard classification	R2
Mean particle size	0.4 μm
Density g/cm ²	4 g/cm ²
Apparent relative density	900 kg/m ³

4-2-3 実験条件

LDA流量計実験条件を表4-2に示す．本試験では燃料供給装置の違いを明確にするため，LDA流量計の測定管内径を $D=4.5\text{mm}$ に固定し，噴射周期も200ms一定とする．

最初の条件4-1は，第3章の試験条件3-3と同じであり圧力容器 Vessel1加圧により燃料圧力 $pf=5$ ，10MPaにて $t_i=0.5$ ，0.7，1，2，3，4，5msに変化させた．この実験結果は，第4章に示した試験結果をそのまま用いる．

条件4-2は高圧ポンプを用いた燃料圧力 $pf=10$ ，20MPaとし，10MPaが圧力容器による加圧の実験と比較可能とし，噴射時間 $t_i=0.5$ ，0.7，1，2，3，4，5msで条件4-1と同じとした．

条件4-3，4-4は再現実験である．計測日時が異なるほか，LDA流量計，実験装置ともに分解保守後である．燃料供給装置からLDA流量計までの燃料導管長さは条件4-2，4-3では圧力容器 Vessel1は約2m，高圧ポンプは約5mであったが，保守後は，双方と約3mである．また，圧力容器はVessel1からVessel2に変更した．

条件4-3は，圧力容器 Vessel2加圧により燃料圧力 $pf=5$ ，10MPaにて $t_i=0.5$ ，0.7，1，2，3，4，5，6，7，8，9，10 msとし，条件4-1より長い噴射時間を追加した．

条件4-4は，高圧ポンプ加圧により燃料圧力 $pf=10$ ，20MPaにて $t_i=0.5$ ，0.7，1，2，3，4，5，6，7，8，9，10 msとし，こちらの条件も条件4-2より長い噴射時間を追加した．

各実験条件におけるデータ点数は，50000点以上を目標として，収録したデータは，第3章のデータ処理法を用いて，瞬時流速，瞬時流量，積算流量を0.02msの時間ウィンドウでアンサンブル平均し平均流速を求めた．圧力容器加圧法による噴射圧力5MPa，10MPaの計測では，250から1000サイクル分のデータとなり，トレーサのない高圧ポンプ加圧の計測ではデータレートが非常に低いため約10000サイクル程度の収録数となった．

表 4-2 LDA 流量計実験条件

インジェクタ	直噴ガソリン機関用 高圧スワールインジェクタ	
燃料	n-heptane	
噴射時間 t_i	200 ms	
条件 4-1	測定管内径 D	4.5 mm
	燃料加圧方式	圧力容器 Vessel1
	散乱粒子	OC-C1
	燃料圧力 pf	5, 10 MPa
	噴射時間 t_i	0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0 ms
条件 4-2	測定管内径 D	4.5 mm
	燃料加圧方式	高圧ポンプ
	散乱粒子	なし
	燃料圧力 pf	5, 10, 20 MPa
	噴射時間 t_i	0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0 ms
条件 4-3	測定管内径 D	4.5mm
	燃料加圧方式	圧力容器 Vessel2
	散乱粒子	TITAN2220
	燃料圧力 pf	5, 10 MPa
	噴射時間 t_i	0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0, 6.0, 7.0, 8.0, 9.0, 10.0 ms
条件 4-4	測定管内径 D	4.5mm
	燃料加圧方式	高圧ポンプ
	散乱粒子	なし
	燃料圧力 pf	10, 20 MPa
	噴射時間 t_i	0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0, 6.0, 7.0, 8.0, 9.0, 10.0 ms

4-3 実験結果および考察

4-3-1 圧力容器 Vessel1 結果 (条件 5-1)

図4-2に実験条件4-1にて、圧力容器Vessel1加圧による計測管径 $D=4.5\text{mm}$ 、燃料噴射圧力 $pf=5\text{MPa}$ において噴射時間、 $t_i=0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0\text{ms}$ と変化させたときの瞬時流量の時間履歴を示す。図4-3は燃料噴射圧力 $pf=10\text{MPa}$ としその他条件は上記と同じで噴射時間変化の結果である。これらの図は、第3章ですでに示している結果と同様である。前章の考察にて述べた様に、両者ともに瞬時流量の推移幅は圧力に対し比例的であり、噴射時間中だけでなく噴射後の振動する様子同様である。噴射中の変動は各噴射結果ともに噴射終了まで同一の瞬時流量を示しており、高い再現性がある。各圧力とも5ms付近で流量が増加する様子が見られ、噴射が終了しているものも噴射中であるものも同じようにその影響が出ている。これは、噴射開始の衝撃が燃料導管をさかのぼり反射し液中の粒子を移動または振動させたことが原因と思われる。この条件での燃料導管長さは2mであり、噴射圧力が5MPaのときの燃料導管を伝わり圧力容器で反射し戻ってくる時間はおおよそ4msである。この時間を図4-2で確認すると瞬時流量が増加する時刻と一致している。噴射終了後に負に大きく転じる箇所で各噴射時間の最初となる点は、すべて5MPaに比べ10MPaの結果が0.2msほど早くなっていることが確認できる。これらのことから、この現象が燃料導管を反射し観測された衝撃波であり、燃料供給圧力により音速が異なっていることが示された。

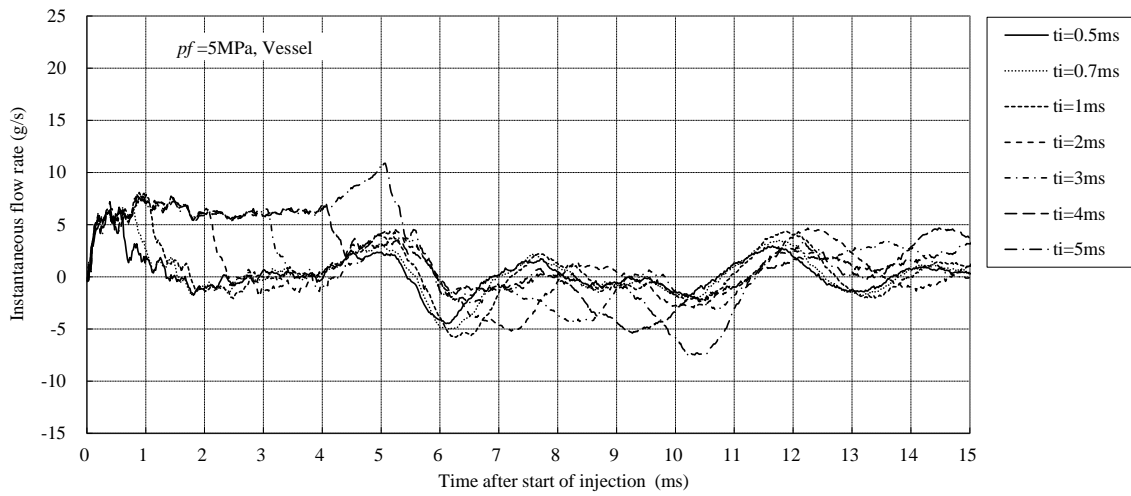


図 4-2 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の瞬時流量時間履歴
 (実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 5MPa)

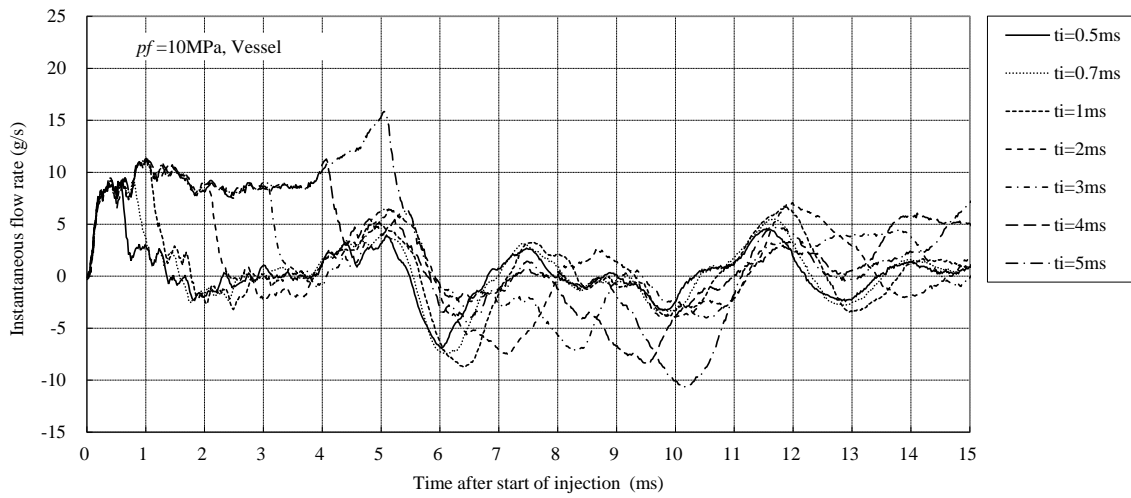


図 4-3 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の瞬時流量時間履歴
 (実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

4-3-2 高圧ポンプ結果（条件 5-2）

実験条件4-2にて高圧ポンプ加圧，計測管径 $D=4.5\text{mm}$ ，噴射時間， $t_i=0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0\text{ms}$ と変化させたときの瞬時流量の時間履歴を示す．燃料噴射圧力 $pf=5\text{MPa}$ の結果を図4-4に，燃料噴射圧力 $pf=10\text{MPa}$ を図4-5に，燃料噴射圧力 $pf=20\text{MPa}$ を図4-6に示す．圧力容器Vessel1の噴射と比較して噴射開始直後から瞬時流量に大きな振動があり，不規則な 0.5ms 程度の短い周期と 3ms 程度の長い周期が合成されているように見える．圧力容器の噴射と同様に圧力の変化に対して，両図の結果を比較すると瞬時流量の推移幅は圧力に対し比例的である．また，各瞬時流量の推移はもっとも長い噴射時間の推移を噴射終了までたどっており，振動の多い状況でも高い再現性を保っている．燃料導管長が 1m と短いこともあり，閉弁の衝撃に起因する振動は 1.6ms ほどで圧力容器よりも早く観測されている．開弁の影響も同様の時間で観測されるはずであるが，短い周期の振動により特定することは難しい．燃料導管長さ 1m で噴射圧力が 5MPa のときの燃料導管における伝播時間は概算で 1.6ms である．

また，圧力容器の結果と異なり， 8ms 以降の振動が非常に少なく大きな振幅の長い周期の振動が継続していない．これは，明らかに加圧方式の違いによるもので，圧力容器の場合，容器内の加圧空気容積が電気回路にたとえるところのコンデンサの役割を果たし振動を抑制していると思われる．

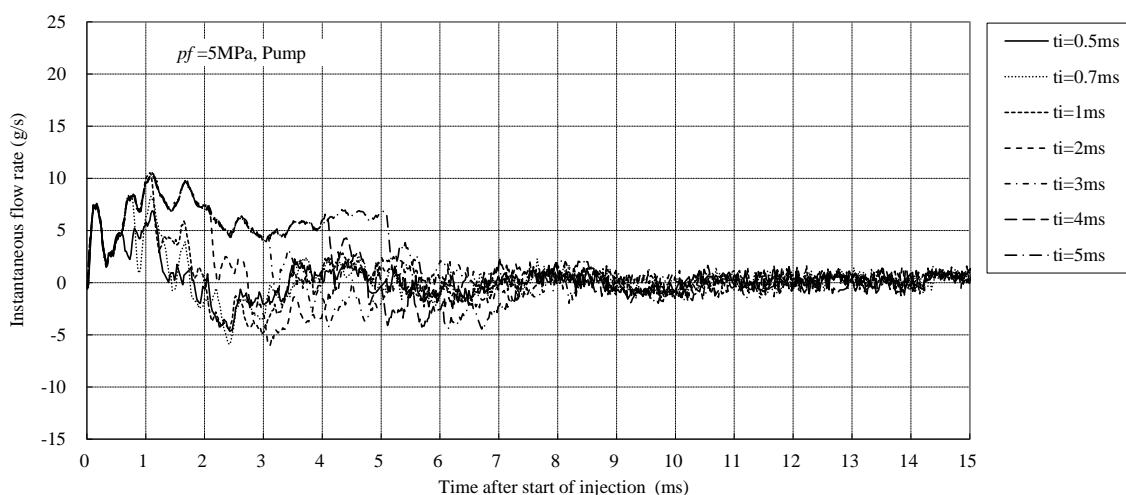


図 4-4 高圧ポンプ加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の瞬時流量時間履歴
(実験条件 4-2, 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa)

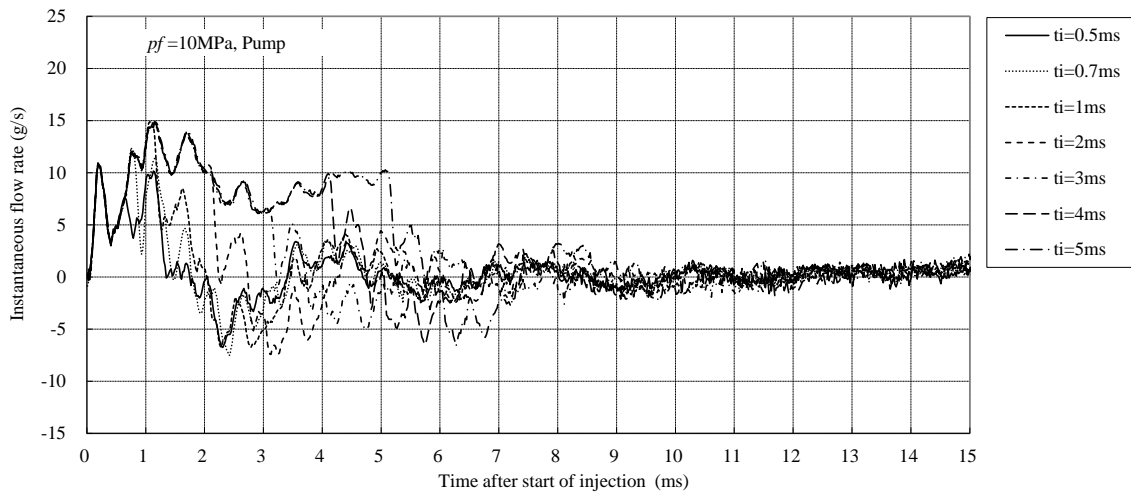


図 4-5 高圧ポンプ加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の瞬時流量時間履歴
(実験条件 4-2, 高圧ポンプ, 噴射圧力 10MPa)

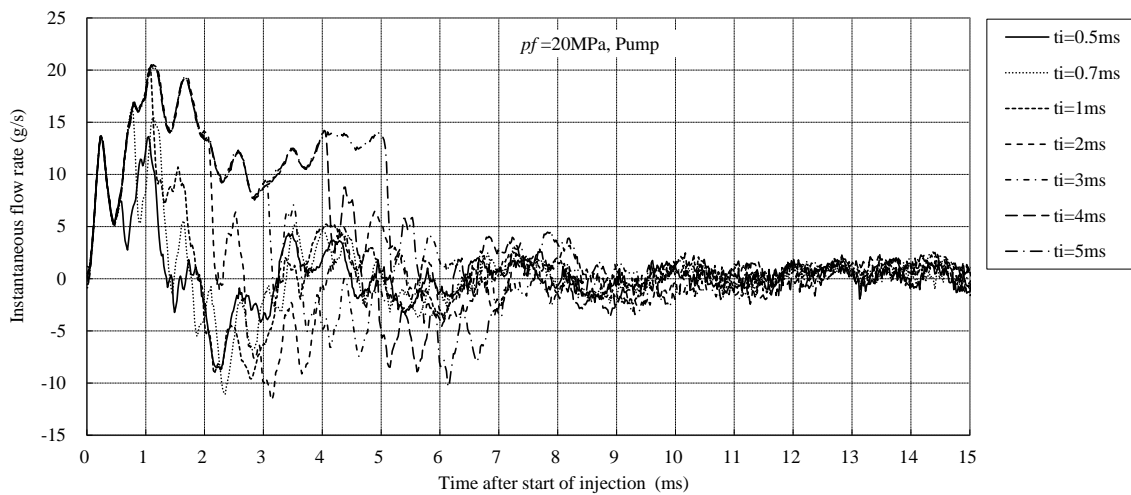


図 4-6 高圧ポンプ加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の瞬時流量時間履歴
(実験条件 4-2, 高圧ポンプ, 噴射圧力 20MPa)

4-3-3 圧力容器 Vessel2 結果 (条件 5-3)

実験条件4-3にて圧力容器Vessel2加圧，計測管径 $D=4.5\text{mm}$ ，噴射時間， $t_i = 0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0, 6.0, 7.0, 8.0, 9.0, 10.0\text{ms}$ と変化させたときの瞬時流量の時間履歴を示す．燃料噴射圧力 $pf=5\text{MPa}$ の結果を図4-7に，燃料噴射圧力 $pf=10\text{MPa}$ を図4-8に示す．

すべての噴射時間の結果で 5.7ms 付近から現れている大きな山の振動が開弁の影響であり，それ以前では非常に安定した瞬時流量が得られている．その後，噴射時間と同じ間隔で下に凸となる振動が現れ，これが閉弁の影響であると見ることが出来る． 12.5ms 付近で下に凸のそろった振動があるが，開弁衝撃の2回目の反射による振動であると思われる．

圧力の異なる図4-7と図4-8の結果を比較すると瞬時流量の推移は傾向が同じである．圧力容器Vessel1の実験と，比較すると燃料導管が長くなったため，開弁影響が遅い時刻に現れている．燃料導管長さ 3m ，噴射圧力が 5MPa のときの燃料導管における伝播時間の概算は 5.5ms であり，計測結果とかなり近い値である．わずかに遅く観測されるのは，伝播速度の計算において容器容積や導管の体積弾性係数，管断面弾性係数などが正確でないためである．開弁，閉弁影響の振動の山の裾幅もVessel1に比べ短く，同じ容器加圧であっても，噴射装置の系が異なることが実験結果からも明らかである．

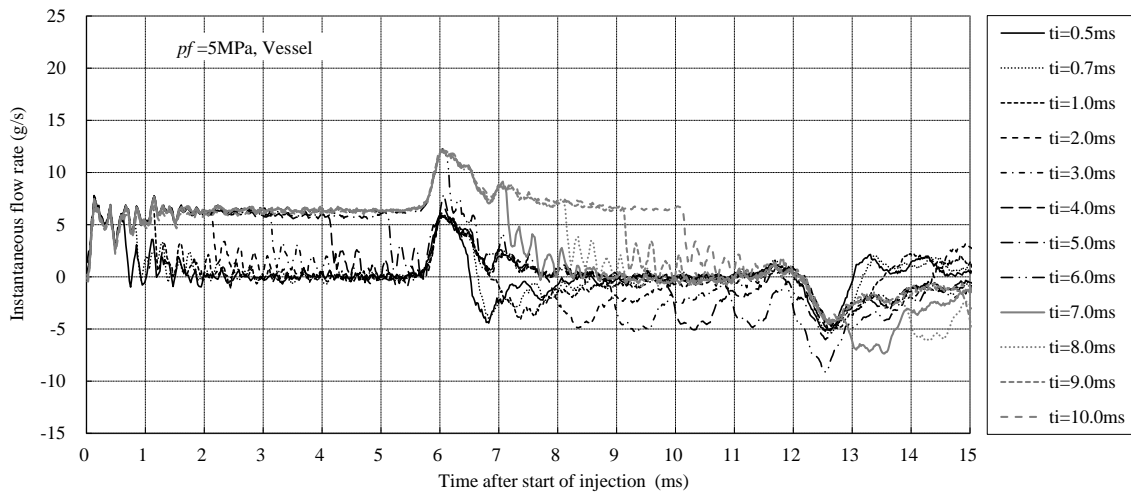


図 4-7 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 10ms の瞬時流量時間履歴
 (実験条件 4-3, 圧力容器 Vessel2, 噴射圧力 5MPa)

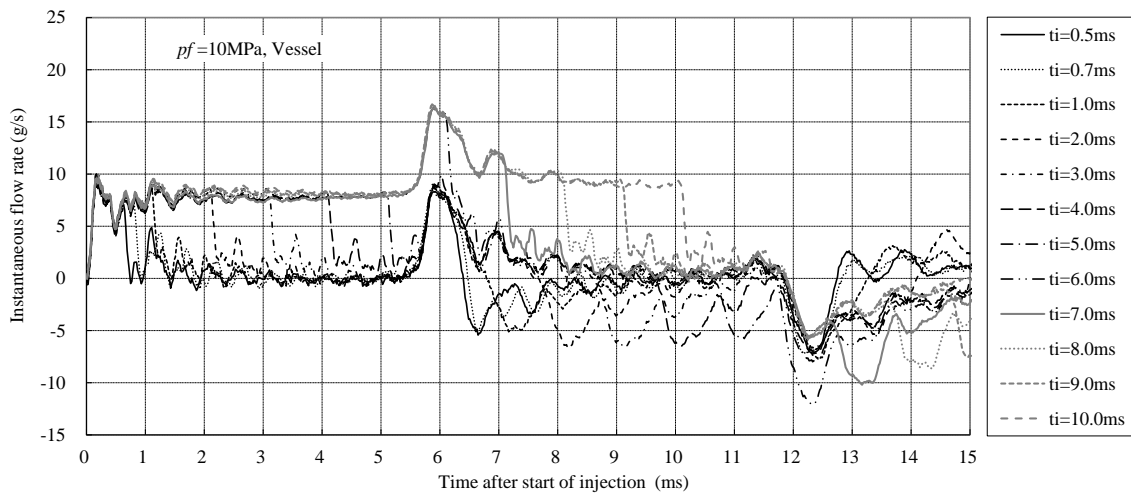


図 4-8 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 10ms の瞬時流量時間履歴
 (実験条件 4-3, 圧力容器 Vessel2, 噴射圧力 10MPa)

4-3-4 高圧ポンプ結果（条件 5-4）

実験条件4-4にて高圧ポンプ加圧，計測管径 $D=4.5\text{mm}$ ，噴射時間， $t_i=0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0, 6.0, 7.0, 8.0, 9.0, 10.0\text{ms}$ と変化させたときの瞬時流量の時間履歴を示す．燃料噴射圧力 $pf=10\text{MPa}$ の結果を図4-9に，燃料噴射圧力 $pf=20\text{MPa}$ を図4-10に示す．圧力容器Vessel2の噴射と比較して短周期の振動が少し大きく現れている．開弁影響の時刻は，圧力容器Vessel2の 5.7ms よりわずかに早くなっているが，燃料導管長さは同じく 3m であるため，容器分の体積弾性係数が影響していると考えられる． 5.5ms 付近にピークのある開弁影響の上に凸の振動の後も圧力容器Vessel2に比べ短周期の振動が続いており閉弁影響を顕著に見ることができない．

実験条件4-2の高圧ポンプ加圧実験では，圧力容器Vessel1と比べ開弁影響が識別しにくくなっていたが，本結果では閉弁影響が識別しにくくなっている．これは実験条件4-2結果と逆であるが，双方とも短周期の振動や開弁，閉弁の振動が互いに打ち消しあい認識しにくくなっている点では同じといえる．

噴射終了後の振動は，圧力容器Vessel2に比べ振幅も小さく減衰も早く実験条件4-2と同様に容器容量の影響がないために減衰が早いと考えられる．

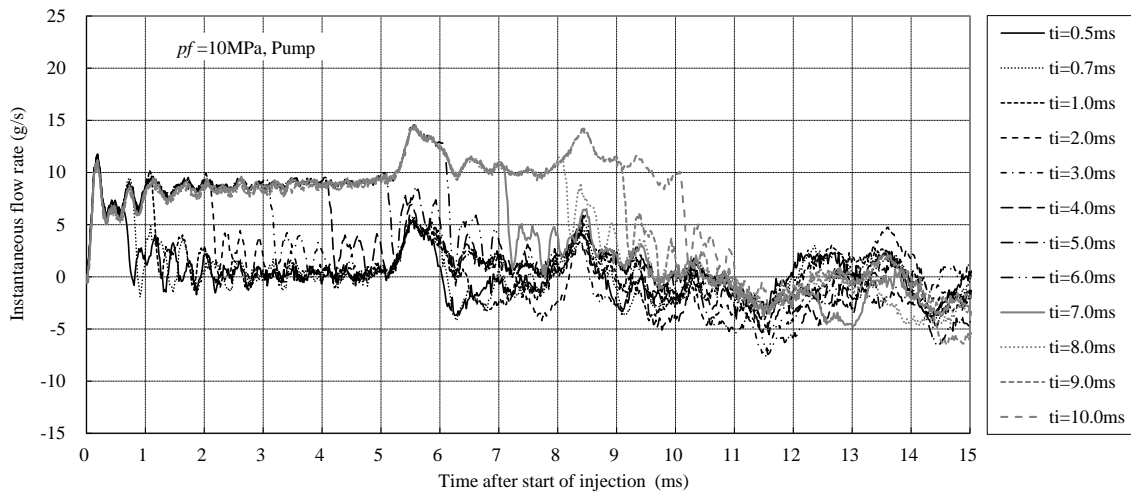


図 4-9 高圧ポンプ加圧による噴射時間 0.5 から 10ms の瞬時流量時間履歴
 (実験条件 4-4, 高圧ポンプ, 噴射圧力 10MPa)

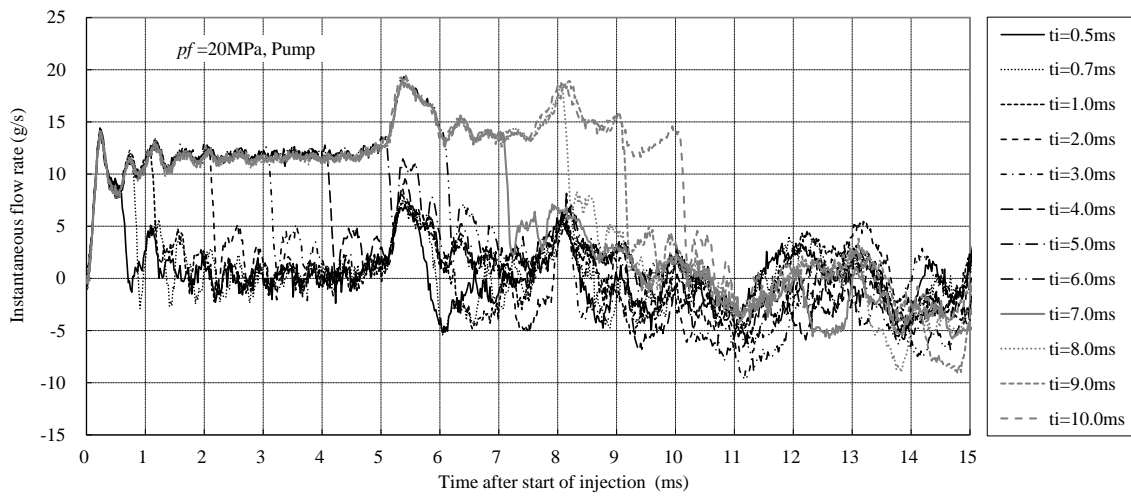


図 4-10 高圧ポンプ加圧による噴射時間 0.5 から 10ms の瞬時流量時間履歴
 (実験条件 4-4, 高圧ポンプ, 噴射圧力 20MPa)

4-3-5 電子天秤計測による噴射量結果

図4-11は、実験条件4-3および4-4にて得られた、電子天秤計測から噴射一回あたりの噴射量と噴射時間との関係を示す。電子天秤計測から得られた噴射量の誤差は、 $\pm 1\%$ reading 以下と見積もっている。

噴射量は各噴射圧力すべてで噴射時間と高い直線の相関性があり、異なる燃料供給装置の場合もその違いは、わずかであることが確認できる。しかしながら、噴射時間が3ms以下の短い領域では、すべての噴射圧力で直線近時線から上方向にずれていることが確認できる。この現象の確認のため噴射量を噴射時間で除した平均噴射流量を図4-12に示す。この結果では、各噴射圧力共にもっとも短い噴射時間の平均噴射流量がもっとも大きく、その後3msまで徐々に減少し、4ms以降は一定となっている。

以降の節では、図4-11に示す電子天秤計測の噴射量を基準として、LDA流量計計測から得られた、噴射量を比較する。

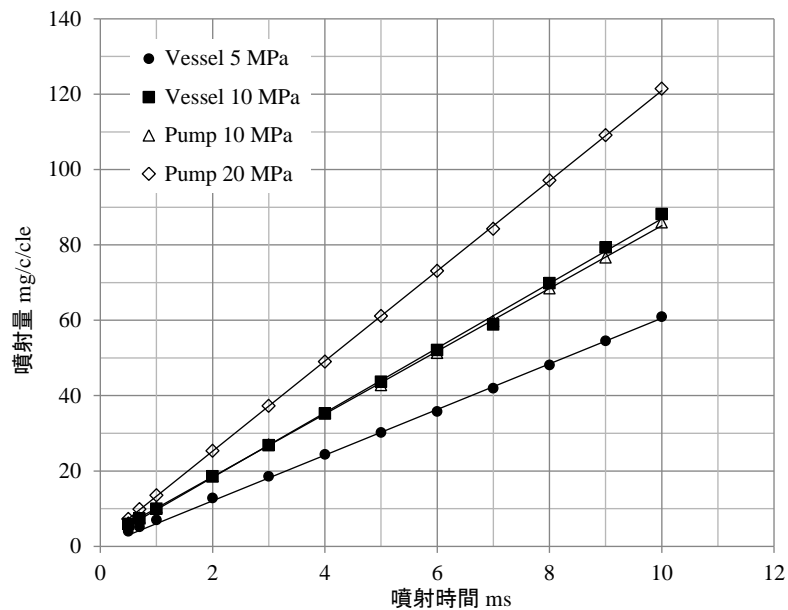


図 4-11 電子天秤計測による噴射時間と噴射量の関係
(実験条件 4-3, 4-4 の結果)

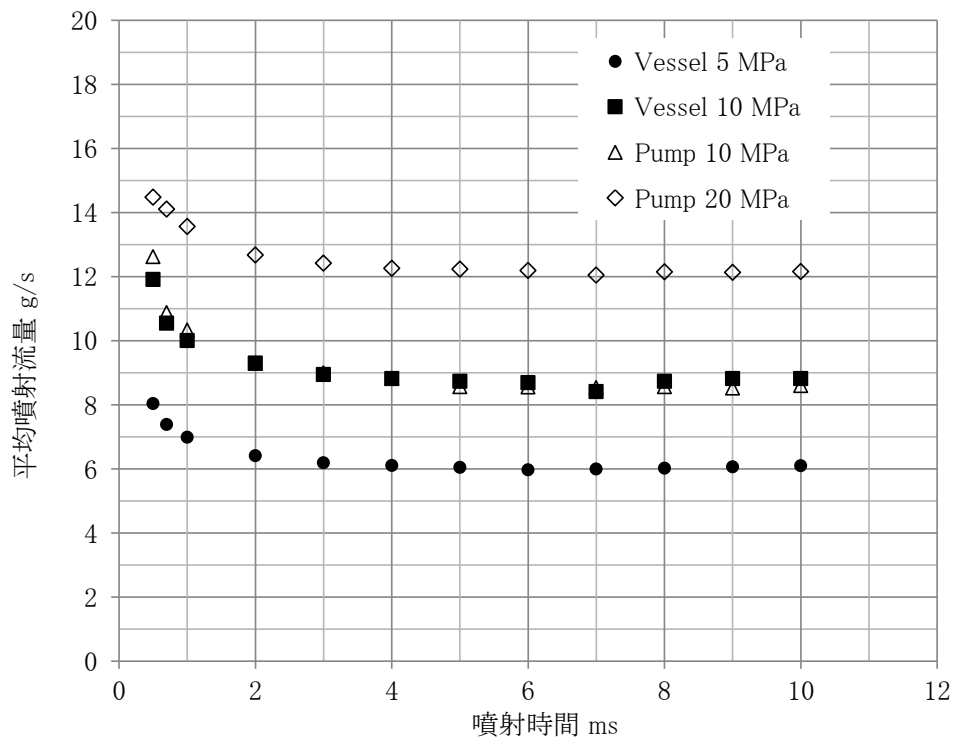


図 4-12 電子天秤計測による噴射時間と平均噴射流量の関係
(実験条件 4-3, 4-4 の結果)

4-3-6 圧力容器噴射の噴射量比較

図4-13に実験条件4-1および4-3の2種類の圧力容器における各噴射圧力にて噴射時間を変化させたLDA流量計と電子天秤計測結果から算出した噴射量を比較した結果を示す。LDA流量計の噴射量は第3章に示した噴射時間判断法による結果を用いた。

図4-13aは直接噴射量を比較した結果で横軸に電子天秤による結果を示す。また、噴射量範囲が広く線形スケールでは少量の結果が識別できないため、縦横両軸とも対数軸とした。この噴射量の直接比較では、全体的にはLDA流量計と電子天秤の結果はよい相関が得られているが、10mg以下でVessel2のLDA流量計による噴射量がVessel1の結果に比べわずかに小さい結果となった。対数軸表記では図の目盛線が1桁ごとに10倍異なる実際の差分が認識しづらいため図4-13bに電子天秤による噴射量との差分結果を示す。電子天秤による噴射量を横軸にとり、電子天秤結果からのLDA流量計の瞬時流量から求めた噴射量の差を縦軸に示す。この図では、対数軸では小さく見えていた大噴射量側で差が大きく見え噴射量の増加と共に差も大きくなっていることが確認できる。圧力容器Vessel2の噴射圧力が10MPaの結果を除き噴射流量が大きくなるにつれて差が大きくなっており、30mgからはさらに差が大きくなっている。これは本来使用を避けるべき噴射期間中にインジェクタ開閉の衝撃による振動の影響がある結果をあえて示しているためである。図中に示した丸で囲むデータより大きな噴射量は衝撃の影響を受けている結果でありこの丸印以降で差が急激に増大していることが確認でき衝撃の噴射量への影響が大きいことが確認できる。

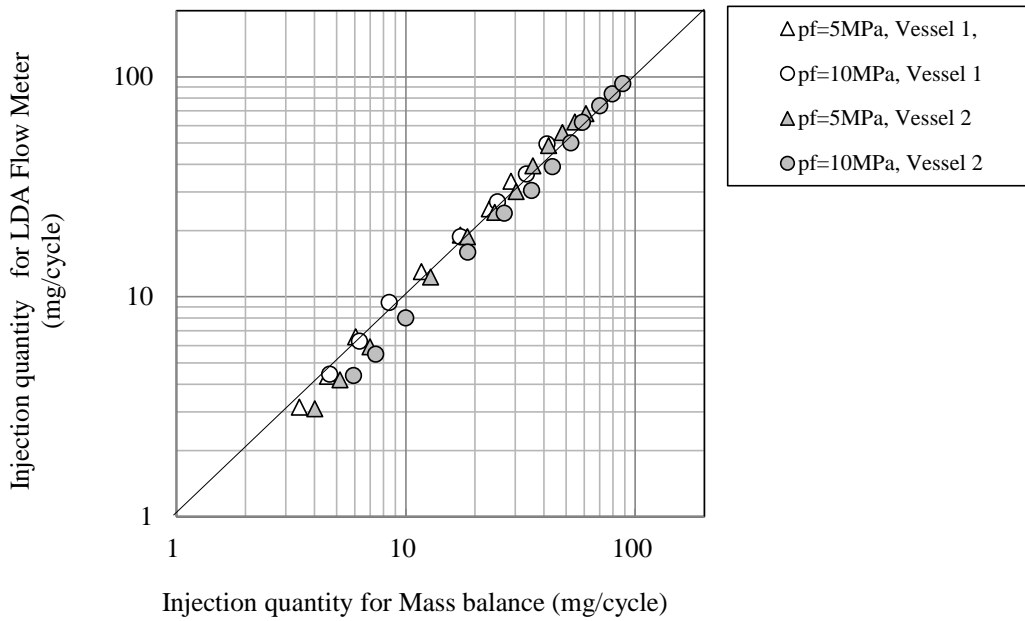


図 4-13a LDA 流量計と電子天秤による噴射量比較
 (実験条件 4-1, 4-3 の結果, 噴射量算出法: 噴射時間判断法)

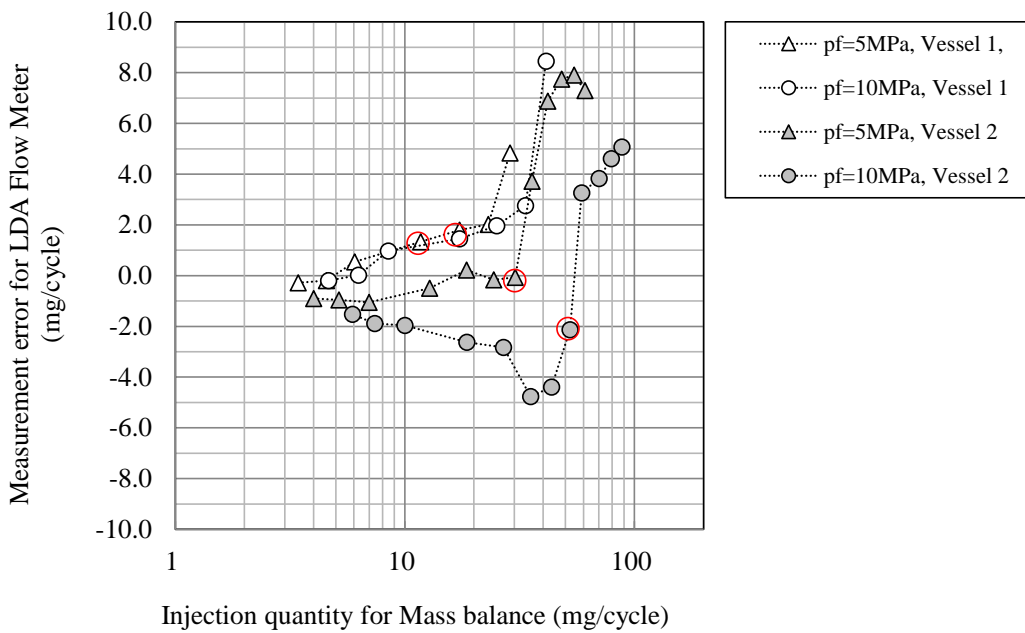


図 4-13b LDA 流量計と電子天秤の噴射量差
 (実験条件 4-1, 4-3 の結果, 噴射量算出法: 噴射時間判断法)

4-3-7 高圧ポンプ噴射の噴射量比較

図4-14に実験条件4-2および4-4の高圧ポンプにおける各噴射圧力にて噴射時間を変化させたLDA流量計と電子天秤計測結果から算出した噴射量を比較した結果を示す。図4-14aに噴射量の直接比較を示し、図4-14bに電子天秤による噴射量との差分結果を示す。図4-14aの噴射量の直接比較では、圧力容器の結果と同様に高い相関が確認できるが、小さい噴射量にてLDA流量計の結果が天秤法の結果より小さい様子が確認できる。図4-14bで噴射量の差を確認すると実験条件4-2、4-4共に噴射量が大きくなると共に差が増加する傾向が見られる。図中に示した丸で囲むデータより大きな噴射量は衝撃の影響を受けている結果であり高圧容器の結果と同様にこの丸印以降で差が増大している。

高圧ポンプの結果においても、圧力容器の結果と同様に、衝撃の噴射量への影響が大きい。LDA流量計の噴射量の計測誤差は衝撃の影響が少ない噴射量10mgまでは±2.5mg程度であるが衝撃による振動が噴射期間に重畳すると誤差が大きく直接比較することが困難であることを確認した。

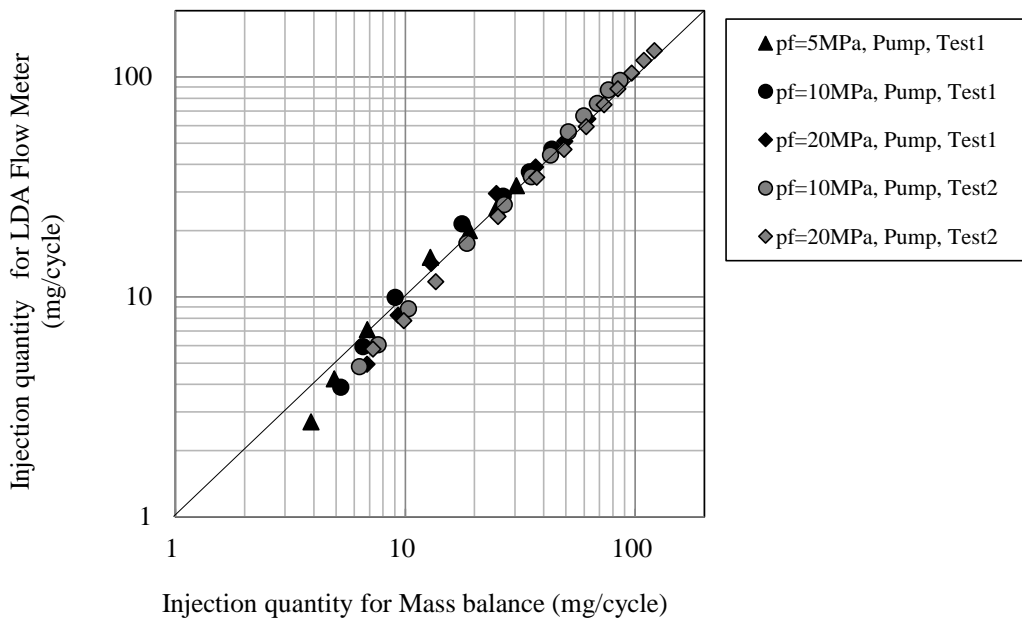


図 4-14a LDA 流量計と電子天秤による噴射量比較
(実験条件 4-2, 4-4 の結果, 噴射量算出法:噴射時間判断法)

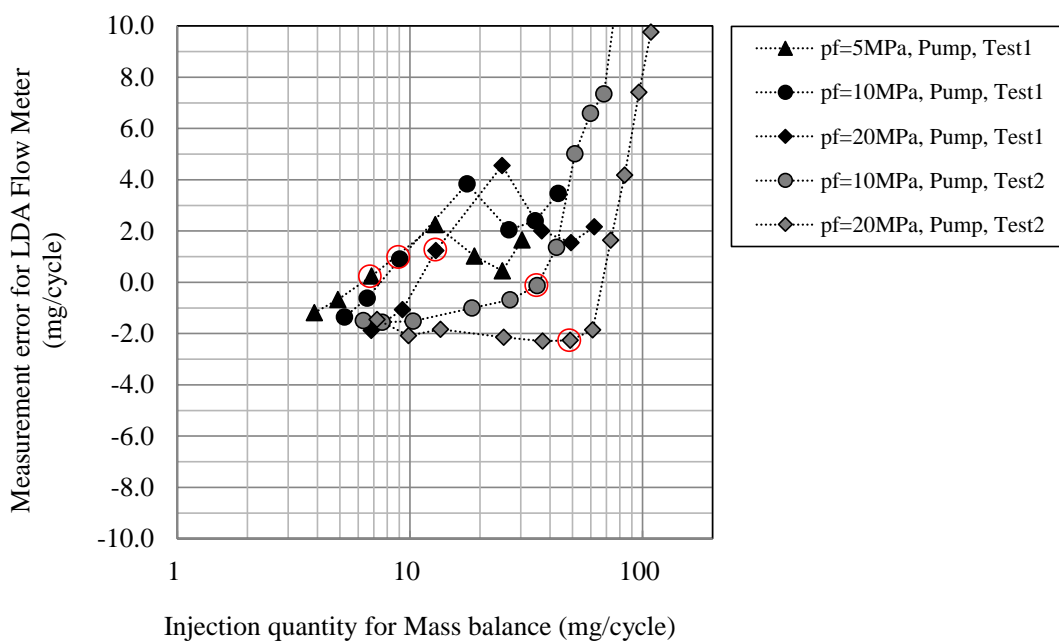


図 4-14b LDA 流量計と電子天秤の噴射量差
(実験条件 4-2, 4-4 の結果, 噴射量算出法:噴射時間判断法)

4-4 結言

本章では、前章と同様にLDA流量計を筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムに適用し燃料圧力発生機構に圧力容器2種類と高圧ポンプを用いてその違いを計測した。計測条件として、燃料圧力と噴射時間を変化させた瞬時流量の時間履歴を示すと共に噴射後の燃料を電子天秤にて採取しその増加量から求めた噴射量と比較した。

結果から、燃料圧力発生機構はもとより燃料導管をも含めた燃料供給系が計測結果に影響することが明らかになり、それを識別可能な高い再現性があることを再確認した。インジェクタの開閉時の衝撃に起因する振動は、燃料供給系によらず発生しており、噴射量の決定を困難なものとしていることが明らかとなった。

LDA流量計により、インジェクタ上流での瞬時流量特性は十分評価可能ではあるが、噴射量の導出については、インジェクタの開閉時による振動がその精度を悪化させていることは明白であり、改善手法を検討する必要がある。

以下に本章の結果をまとめる。

1. LDA 流量計により、4条件の燃料供給系の燃料噴射圧、噴射時間を要素とした詳細な瞬時流量の時間履歴を得ることができた。
2. 各燃料供給系において、異なる噴射時間の噴射開始から噴射終了までは、同じ瞬時流量推移を取ることを確認した。
3. 各燃料供給系において、燃料噴射圧力変化に対して瞬時流量は比例しており燃料供給系の特徴的な変動を維持することを確認した。
4. 噴射終了後の瞬時流量の変動は、燃料供給系により異なり、発生時期や周期などは燃料供給系固有である。
5. LDA 流量計の噴射時間判断法を用いた噴射量を電子天秤結果と比較し、高い相関性が得られたが、インジェクタの開閉時の衝撃に起因する振動により精度が悪化することを確認した。
6. 総合的な噴射量の評価として、噴射量 10mg までは±2.5mg 程度でありそれ以上では噴射量と共に増大する。

参考文献

1. Durst, F., Ismailov, M. and Trimis, D., "Measurements of Instantaneous Flow Rate in Periodically Operating Injection Systems", *Experiments in Fluids*, Volume 20, No. 3 (1996), 178-188.
2. Delay, G., Bazile, R., Charnay, G. and Nuglisch, H.J., "Temporal Dependency of Air Entrainment to Liquid Flow Rate Variations for Gasoline Direct Injection Sprays", *Proceedings of 12 th International Symposium Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics*, Lisbon, (2004), 33-5
3. 畔津 昭彦, 脇坂 佳史, 福地 泰彦, 及川 親, "噴射率形状が非定常噴霧燃焼に及ぼす影響-第 1 報, 噴射率形状可変型燃料噴射システムの試作と噴霧特性の検討", *日本機械学会論文集 B 編*, Vol.64, No.624 (1998-8), pp. 371-377
4. 中島 光広, 畔津 昭彦, "燃料噴射率への周期的変動付加が噴霧形成に及ぼす影響(ディーゼル噴霧とその燃焼, 内燃機関の燃焼化学と排出物制御)", *日本機械学年次大会講演論文集 2004(3)*, 101-102, 2004-09-04.

第 5 章

システム応答を含む噴射量の精度向上

5-1 緒言

前章では LDA 流量計を筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムに適用し燃料圧力発生機構に圧力容器 2 種類と高圧ポンプを用いて燃料圧力と噴射時間を変化させた詳細な瞬時流量の時間履歴を得た。また、LDA 流量計の瞬時流量から噴射時間判断法により求めた噴射量を電子天秤結果と比較し、インジェクタの開閉時の衝撃に起因する振動の影響を受け噴射量を決定することが困難であることを確認した。この振動の振幅や周期は、圧力容器、配管長さなどの燃料噴射系の構成要素および、噴射圧力などの噴射条件に依存しており、特に高い噴射圧力で著しく表れていた。

ボッシュ式の噴射率計では噴射などの衝撃による反射波が噴射期間中に重ならないように配管長や絞りなど設定し噴射率の誤差を低減するが、LDA 流量計ではそれが最良の対策とはならない。LDA 流量計は既存の噴射システムに組み込めることも含めた小型化がひとつの目標であり、配管長の変更を極力避け、噴射系本来のインジェクタ上流の流れを捉えることが重要な目的であるため、インジェクタの開閉による衝撃の影響は避けることはできない。これは、噴射期間中だけではなく弁が閉じている期間の管内の流体挙動の把握が可能であり今後の噴射制御への重要な情報となりえる。

Delay ら (1) は瞬時流量の計測にて開弁の影響による振動が発生すること、閉弁時には開弁の振動を上下反転した振動が発生すること、開弁の振動が燃料配管を伝わり反射の後再度観測されることを示した。Delay らはこれらの振動について事象を説明するだけにとどめている。Ünsal ら (2) はインジェクタ上流の圧力計測から求めた瞬時流量における振動の対処法として 2 段燃料噴射のインジェクタ閉弁後の振動をシステム応答とし、このシステム応答分を差し引くことで振動に埋もれた 2 段目の瞬時流量を再現している。しかし、Ünsal らの実験では噴射時間が短いため開弁影響が強く表れておらず、この影響を言及するにとどまり噴射圧力の違いによる評価もなされていない。

前章では、複数の噴射時間と噴射圧力条件の実験により得た結果から、実験条件により瞬時流量に開弁影響や振動の強さの違いがあることを確認している。本章では、噴射系本来の流体挙動を維持した LDA 流量計による瞬時流量から開弁影響や振動の強さの違いがある場合においても適用可能な噴射量の精度向上を目的とした手法を提案し検討する。

5-2 積算値安定判断法

第 3 章, 4 章では噴射期間のみを積算し噴射量としたが, この手法では噴射期間中にインジェクタ開閉弁の衝撃に起因する瞬時流量変動が大きな誤差要因となっていた. 第 3 章の図 3-24 に示した瞬時流量を積算した積算噴射量は噴射流量後, 数十 ms の間振動するがその後安定している. この結果を踏まえ噴射量の算出において, 積算時間を噴射期間ではなく噴射周期とした積算値安定判断法を用いて噴射量を比較, 検討する.

積算値安定判断法は噴射後の振動が安定した区間での積算値を用いるが, 図 3-24 に示したように噴射終了後も噴射周期中わずかに変動しておりさらに振動の大きい場合を考慮すると噴射期間終了時においても振動の影響がある場合が想定されるため, 特定の点を用いず, 噴射周期の後ろ $2/3$ の区間, つまり噴射開始から 66.6ms から 199.9ms までの平均値を噴射量とした.

5-3 システム応答除去法

5-3-1 概要

システム応答除去法は, Durst らの手法を基とし開弁と閉弁の両者に起因する振動をそれぞれのシステム応答として求め, 異なる噴射圧力においてもそれらの影響を分離可能な方法を提案し, 積算結果である噴射量を比較する. これはインジェクタ上流の瞬時流量からインジェクタの噴射量を推定することに相当すると考えられる.

比較に際し, 同一の燃料供給系, 燃料噴射圧を 1 グループとして捕らえて考える. これは, 燃料噴射系が異なるとシステム応答が変化すること, 燃料噴射圧力により音速が異なりシステム応答が変化することを確認しているためである. 本章で検討するシステム応答は, 同一グループの異なる噴射時間の結果を用いて導出を試みる.

5-3-2 開弁システム応答導出

Durst らはインジェクタ閉弁時の流量値で無次元化した瞬時流量を燃料供給系固有のシステム応答とした. これは, 噴射圧力により閉弁時のシステム応答強さが異なることに起因する. 本研究で同一の燃料供給系, 燃料噴射圧としたグループの開弁システム応答を考えた場合, 開弁システム応答の強さは変わらないと考えられ, 開弁システム応答導出では無次元化しないこととした.

はじめに単純に噴射終了後の流量の振動を確認する。各瞬時流量の噴射期間の瞬時流量値を 0 で置き換え噴射終了後の“噴射後振動”を抽出する。図 5-1 に前章の実験条件 4-1 の圧力容器 Vessel1 加圧による燃料噴射圧力 $p_f=10\text{MPa}$ 、噴射時間 $t_i=0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0\text{ms}$ の結果を、図 5-2 に図 5-1 から抽出した噴射後振動を示す。図 5-2 の 5ms 付近に各噴射時間の結果がそろって上に凸となるピークが開弁影響である。位相のずれて示される振幅が開弁の影響である。開弁影響は燃料導管内を往復し複数回その影響が現れるはずであるが 1 度目以降はそろったピークが見られず、その他の振動に埋もれ明確に確認することはできない。

開弁の影響のみを抽出する方法は、モデル化した燃料供給系でシステム応答を推定する方法など考えられるが、系が複雑になると演算も複雑になり仮定が増えるなど容易ではなくなる。そこで、系を考慮せず計測データのみからシステム応答を導出することを 1 つの目的とした。計測データのみからシステム応答を導出する方法として、FFT などにより周波数に分離し共鳴周波数などから導出する方法などもあるが、もっとも簡単である単純に平均化する手法を選択した。

開弁システム応答は、図 5-2 の各噴射時間のデータを同時刻で算術平均する。このとき、噴射している間のデータは、平均処理に加えない。たとえば図 5-2 の結果であれば 2ms の時刻の平均値は、0.5, 0.7, 1ms の結果を用いる。0.2ms の噴射は弁の遅れなどあり、まだ噴射が終了していないとしてこの時の平均には含まない。平均により得られた開弁システム応答を図 5-3 に示す。この開弁システム応答では、4 から 9ms の区間の応答が反転減衰しながら繰り返している様子が確認できる。これは、2 つの大きな山を持っており、最初の山が高圧容器端で反射して戻ってきた衝撃波による影響で次の下に凸のピークが高圧容器端で反射した衝撃がインジェクタで反射し再度衝撃が通過した際の影響結果と考えられる。本来であれば、噴射直後に衝撃波が LDA 流量計を通過した際に影響があるはずだが、この手法では、噴射直後のデータが正確に得られず大きな影響として得ることができていない。

この方法には、図 5-2 のように同一グループの複数の異なる噴射時間の瞬時流量の時間履歴が必要になり、単純平均化の特性として反射した衝撃波の到達時間より短い噴射周期が多いほど結果は安定する。また、複数の時間履歴が必要になるが、燃料供給系、噴射圧力に固有の値となるため一度決定すれば、その後、同一条件のグループの結果に利用可能である。

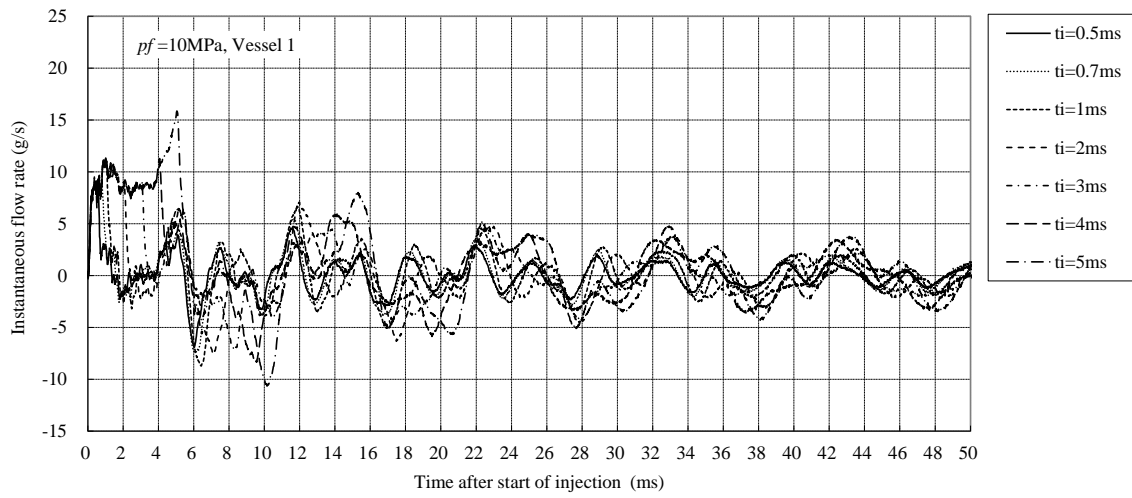


図 5-1 圧力容器加圧による噴射時間 0.5 から 5ms の瞬時流量時間履歴
 (実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

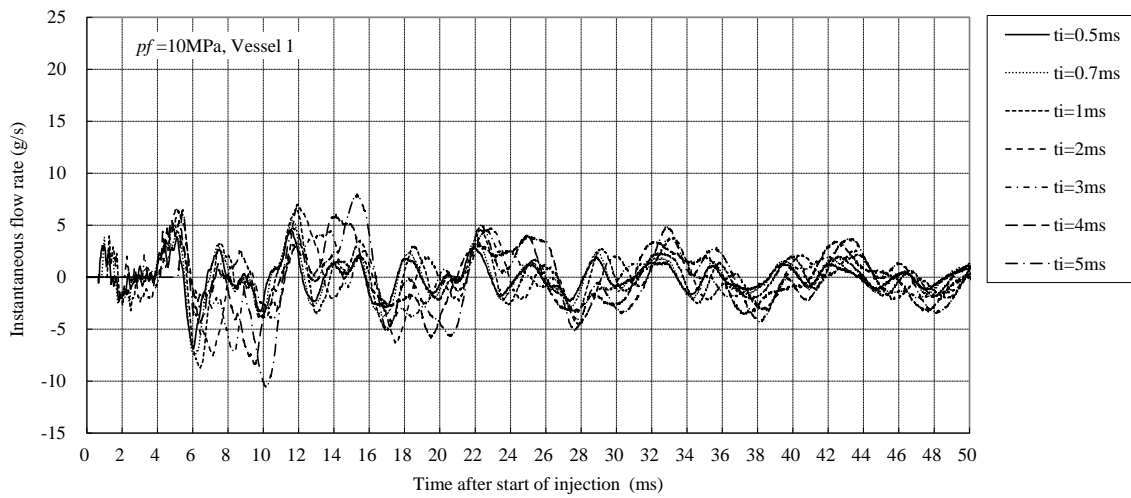


図 5-2 燃料噴射後の瞬時流量振動
(実験条件 4-1, 压力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

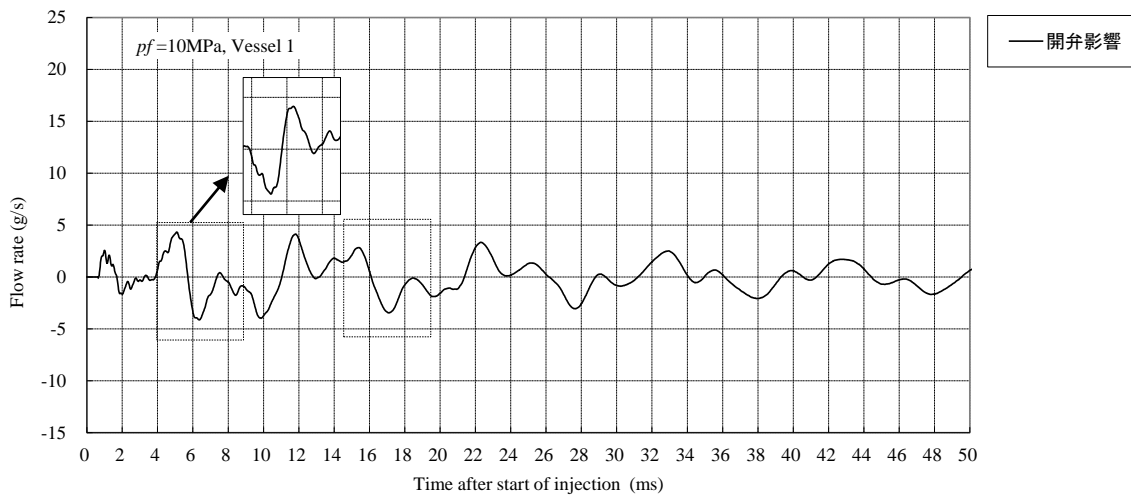


図 5-3 開弁システム応答
(実験条件 4-1, 压力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

5-3-3 閉弁システム応答導出

閉弁システム応答は、Durst らと同様に無次元化した瞬時流量を用いて求める。Durst らはインジェクタ閉弁時の流量値を無時限化に用いたが、本研究の結果では開弁による振動が閉弁時の瞬時流量値に重畳し、振動の大きさとの直接的な関連が得られないため、システム応答を求めるのに適さない。そこで本方式においては開弁や噴射圧力の影響を軽減するために閉弁後の最小流量値を用いて無次元化した。

次に閉弁時の振動を明確にするため、閉弁時刻を横軸で 0 として噴射終了後からの時刻で揃える。この結果を図 5-4 に示す。図中、5ms 付近の下向きに凸のピークが-1 でそろっており、この時刻で無時限化していることが確認できる。開弁影響と同様に複数回の反射により振動のそろっている時刻が 10, 16, 21 付近で確認できるが、開弁影響などにより 1 度目の振動ほど明確でない。

最後に開弁システム応答同様に、各噴射時間の異なるデータを同じ噴射終了からの時刻で算術平均する。平均による閉弁システム応答を図 5-5 に示す。開弁システム応答と同様にこの閉弁システム応答においても、4 から 9ms の区間の応答が反転減衰しながら繰り返している様子が確認できる。

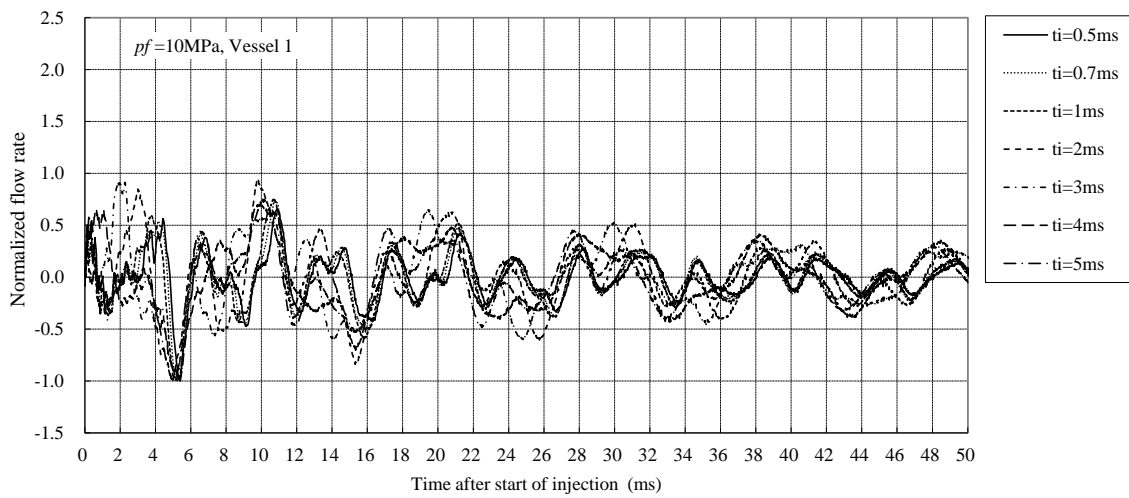


図 5-4 燃料噴射終了後の無次元化した瞬時流量振動
(実験条件 4-1, 压力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

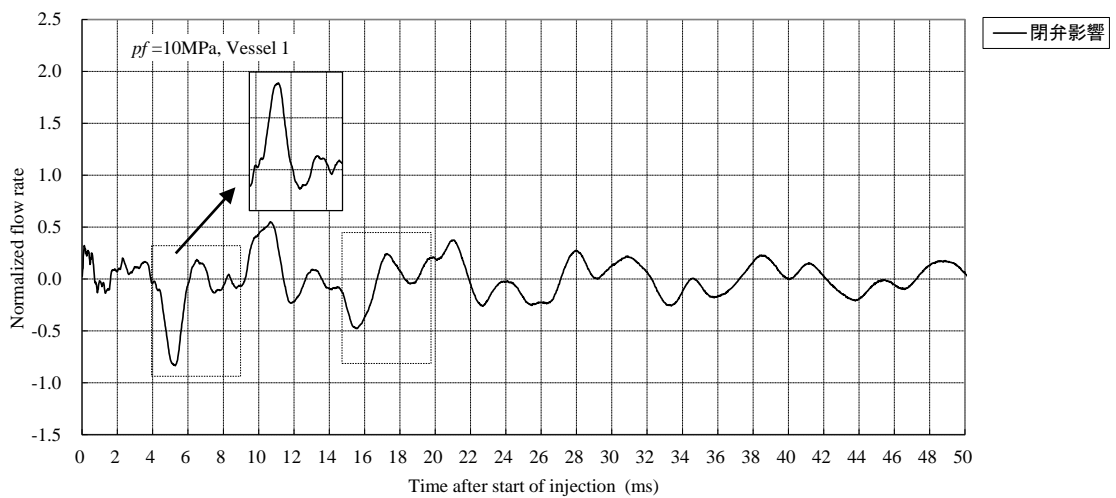


図 5-5 閉弁システム応答
(実験条件 4-1, 压力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

5-3-4 開閉弁システム応答除去

閉弁影響を除去する方法として、単純に開閉弁両方のシステム応答を単純に引くことにする。開弁影響は同次数であるためそのまま引き算し、閉弁影響では噴射時間分遅らせさらに無次元値を元の次元に戻したのちに各条件での瞬時流量から引く。この結果を図 5-6 に示す。図 5-1 に比べ噴射後の振動は 1/3 程度まで減少しシステム応答除去による効果が得られているが、噴射終了後の位相のずれた振動があり閉弁影響が残っていることが確認できる。

この手法を別の条件グループに適用する。前章の実験条件 4-2 の高圧ポンプ加圧による、燃料噴射圧力 $pf=10\text{MPa}$ において噴射時間、 $t_i=0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0\text{ms}$ の結果を用いて、システム応答を求め瞬時流量からその影響を除去した結果を図 5-7 に示す。この結果では、噴射後の影響は非常にきれいに除去されているが、噴射中の振動除去が不十分であることが確認できる。これらの結果から圧力容器、高圧ポンプ共に手法の改良が必要である。

改良策として基本的な方法と手順はそのまま、一連の作業をさらに 2 回実施し計 3 回繰り返すことにした。この際得られたシステム応答は、0.9 倍して瞬時流量から差し引くこととした。これは、繰り返しに対する対処で、仮に 1 の応答があった場合、一回目では 0.9 差し引き、応答が 0.1 残る。これを二日目では、0.9 倍し引くと 0.01 残る。三回目では 0.001 残り、計 3 回の差し引く応答量は 0.999 となる。これはループを繰り返しても 1 以上にならない。また、この手法は、平均によりシステム応答を求めることが要因で回数を重ねることで振動現象除去が収束しないことも抑制していることが確認され有効な対処である。

図 5-8 に 2 回目のシステム応答除去結果と図 5-9 に 3 回目のシステム除去結果を示す。図 5-8 では図 5-6 に見られた、閉弁システム応答がさらに減少していることが確認でき、3 日目の処理の図 5-9 では、ほとんど確認できないほど繰り返しの効果があることが確認できた。確認のため 4 回処理を実施した結果を図 5-10 に示す。4 回の処理結果は、3 日目の処理の図 5-9 に比べ有意な変化は見られず、処理は 3 回の繰り返しで十分であることが確認できる。

図 5-11 に実験条件 4-2 の高圧ポンプ加圧による、燃料噴射圧力 $pf=10\text{MPa}$ での繰り返し処理結果を示す。図 5-7 より噴射中の振動が低減している。しかし、0.5ms での瞬時流量の落ち込みは図 5-7 の元の時間履歴と変わらない。これは、この時刻の開弁影響を明確に示す情報が元の流量変動に含まれていないためである。

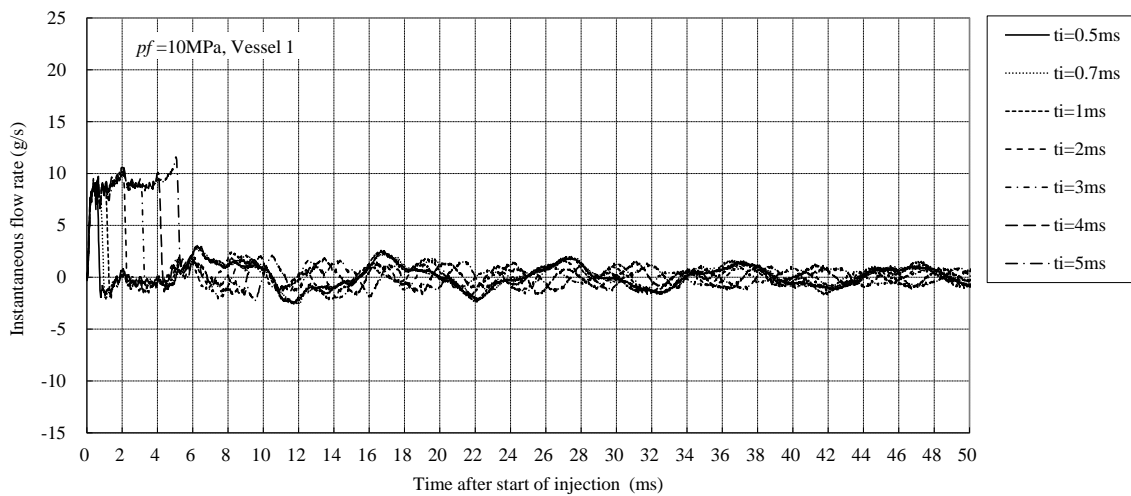


図 5-6 圧力容器 Vessel1 使用時の開閉弁システム応答を単純減算した瞬時流量
(実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

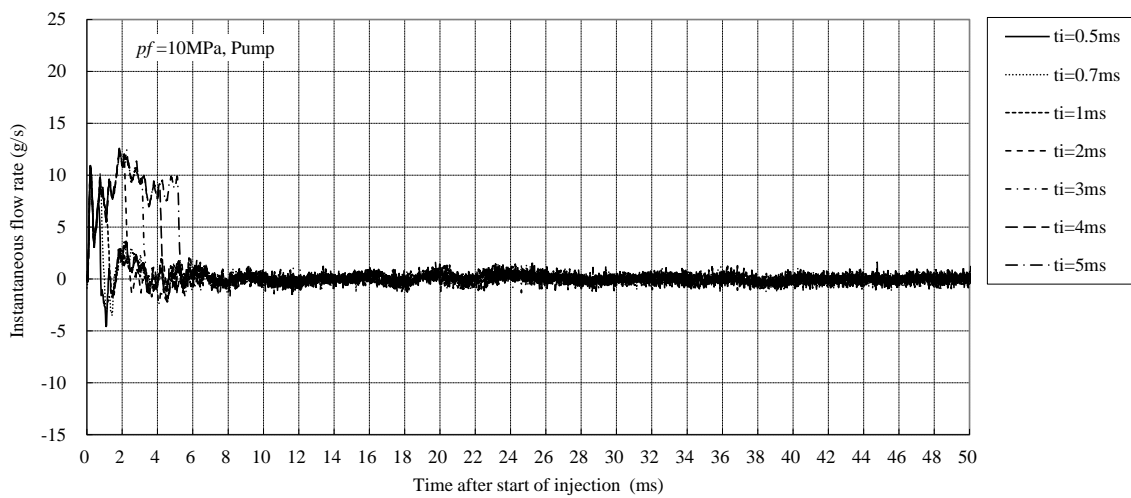


図 5-7 高圧ポンプ加圧使用時の開閉弁システム応答を単純減算した瞬時流量
(実験条件 4-2, 高圧ポンプ, 噴射圧力 10MPa)

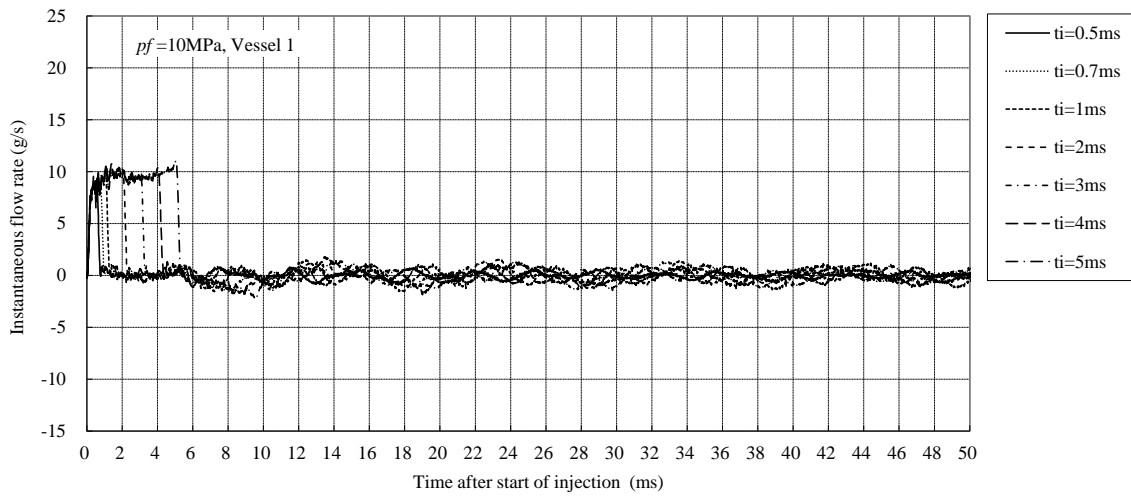


図 5-8 圧力容器 Vessel1 使用時の開閉弁システム応答を 2 回除去した瞬時流量
(実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

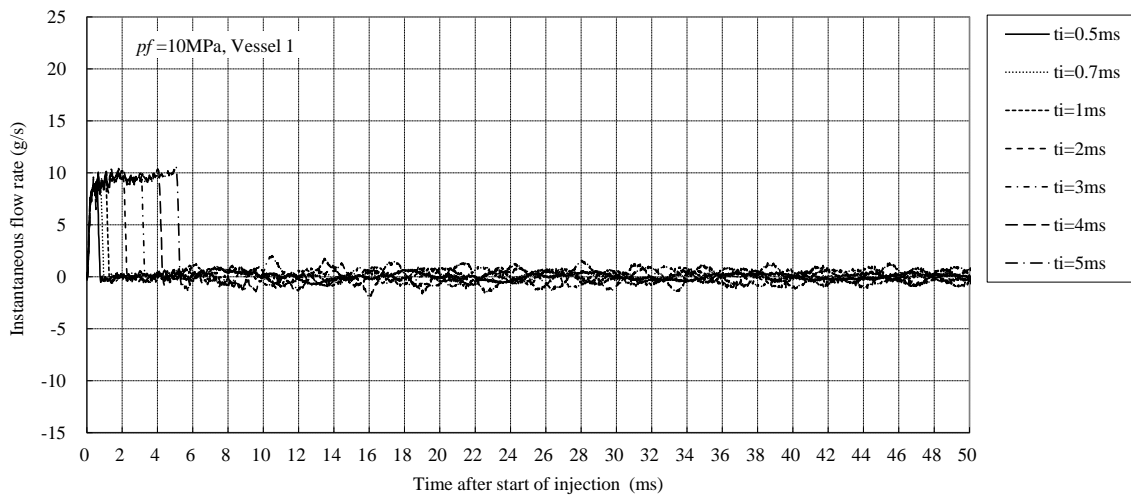


図 5-9 圧力容器 Vessel1 使用時の開閉弁システム応答を 3 回除去した瞬時流量
(実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

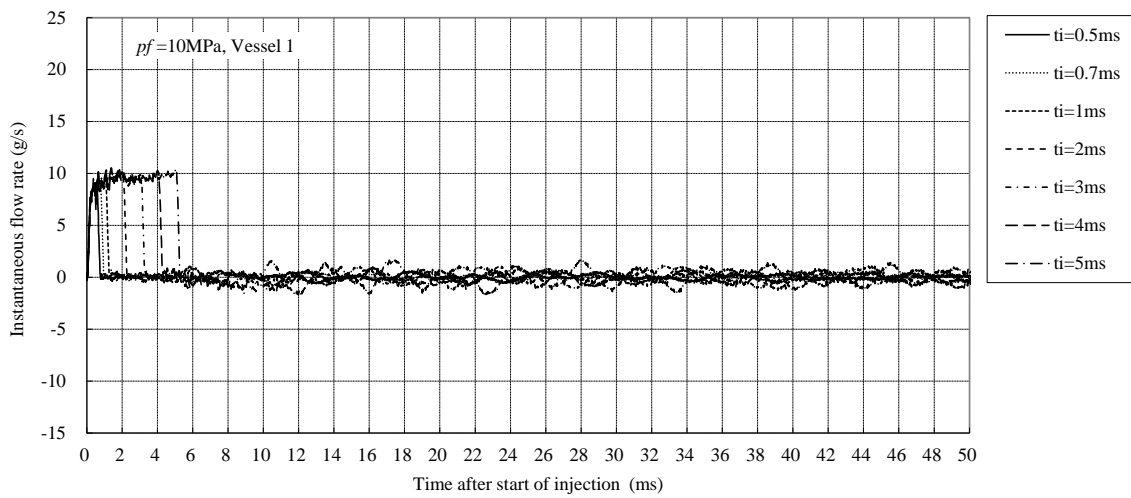


図 5-10 圧力容器 Vessel1 使用時の開閉弁システム応答を 4 回除去した瞬時流量
(実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

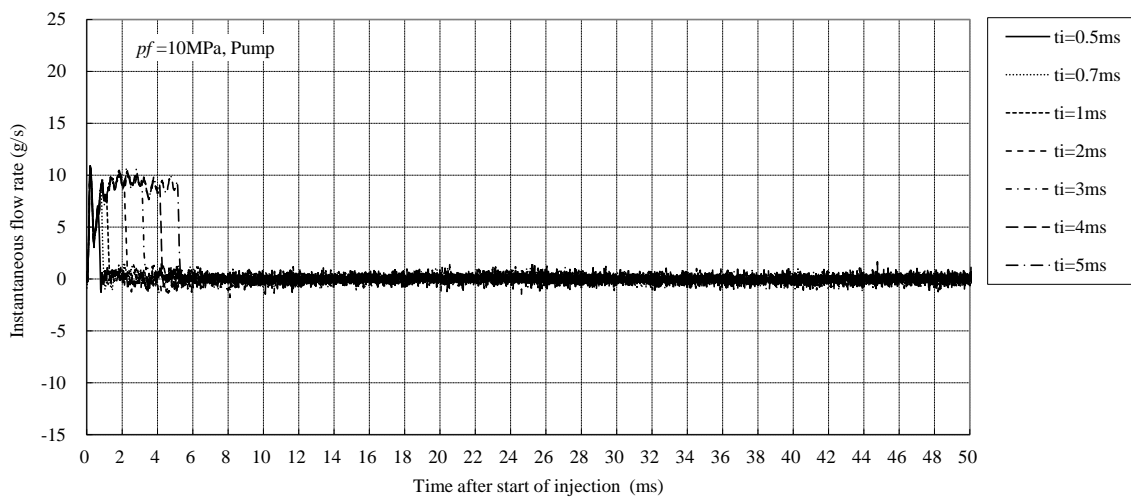


図 5-11 高圧ポンプ加圧使用時の開閉弁システム応答を 3 回除去した瞬時流量
(実験条件 4-2, 高圧ポンプ, 噴射圧力 10MPa)

システム応答を開弁影響と閉弁影響に分離しそれぞれのシステム応答を求め瞬時流から差し引く方法で、計測結果のみから比較的容易にシステム応答を除去できることが確認できた。システム応答の除去手順を表 5-1 にまとめて示す。

表 5-1 瞬時流量の振動除去手順

Step	処理
1	瞬時流量から噴射期間の瞬時流量値を 0 で置き換え 噴射終了後の“噴射後振動”を抽出する。
2	異なる噴射時間の“噴射後振動”の平均結果を 0.9 倍し “開弁システム応答”を求める
3	“噴射後振動”から噴射終了後の最小値瞬時流量値で 無次元化し“無次元化噴射後振動”を求める
4	“無次元化噴射後振動”の噴射期間を削除し噴射終了時 間を時刻 0 に揃えて“閉弁影響振動”を求める
5	“閉弁影響振動”の平均結果を 0.9 倍し “閉弁システム応答”を求める。
6	瞬時流量から“閉弁システム応答”を引き “開弁影響削除結果”を求める
7	“開弁影響削除結果”からそれぞれの次元に戻した “閉弁システム応答”を引き “開閉弁システム応答除去結果”を求める
8	1 から 7 を 2 度繰り返しかえし実施する（計 3 回実施）

5-4 結果および考察

5-4-1 積算値安定判断法による噴射量比較結果

各手法の導出において第 4 章で用いた実験条件 4-1 から 4-4 の計測結果を用いた。図 5-12 に電子天秤による噴射量との差分結果を示す。電子天秤による噴射量を横軸にとり、電子天秤結果からの LDA 流量計の瞬時流量から積算値安定判断法にて求めた噴射量の差を縦軸に示す。図 5-12 には実験条件 4-1, 4-3 の压力容器の結果を示す。噴射量が 30mg までは 2.5mg 程度の差であり、前章の図 4-13b のように瞬時流量の振動現れる時刻以降も噴射が続く場合に差分の増大が見られたが、積算値安定法ではその傾向は見られない。このように振動の影響は軽減されているが、压力容器 Vessel2 の噴射圧力 $pf=10\text{MPa}$ の結果のみ噴射量が大きくなる 30mg 以降に差が大きく負にずれる結果となった。

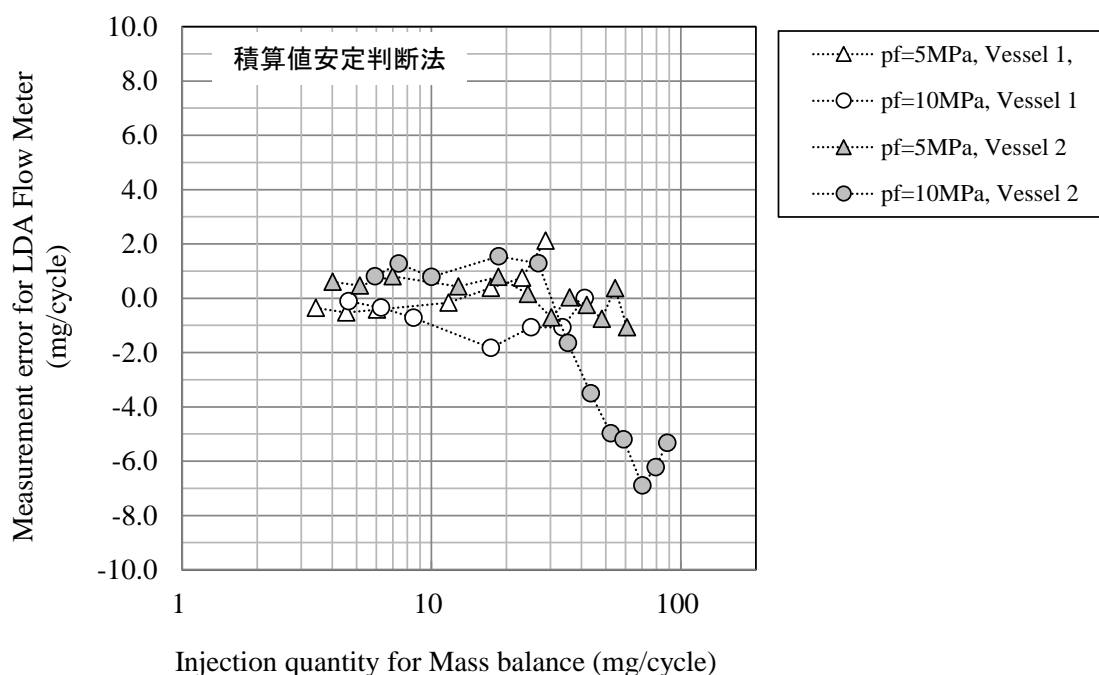


図 5-12 LDA 流量計と電子天秤の噴射量差
(実験条件 4-1, 4-3 の結果, 噴射量算出法: 積算値安定判断法)

図 5-13 に実験条件 4-2 および 4-4 の高圧ポンプの計測結果の電子天秤による噴射量との差分結果を示す。LDA 流量計の噴射量は、実験条件 4-2 の結果では全体的に小さく、実験条件 4-4 の結果では大きく計測しており条件によるばらつきが大きい結果となった。

図 5-14 に実験条件 4-4 で高圧ポンプ噴射圧力 $pf=20\text{MPa}$ の LDA 流量計の瞬時流量の積算推移を示す。噴射時間が短い結果では、噴射終了後の振動は小さいが、噴射量が大きくなるにつれ振幅が大きくなっている。瞬時流量では压力容器の結果に比べ噴射終了後の振動は少ないと思われたが、積算推移で確認すると噴射量が大きいほど大きな振動が噴射周期終了時まで残っていることが確認できる。

積算値安定判断法では振動が噴射周期終了時まで継続することを仮定し噴射量の算出に平均を用いたが、噴射量が多い場合や瞬時流量の振動が大きい場合は、その効果は十分とはいえず、噴射量比較の精度向上は得られなかった。

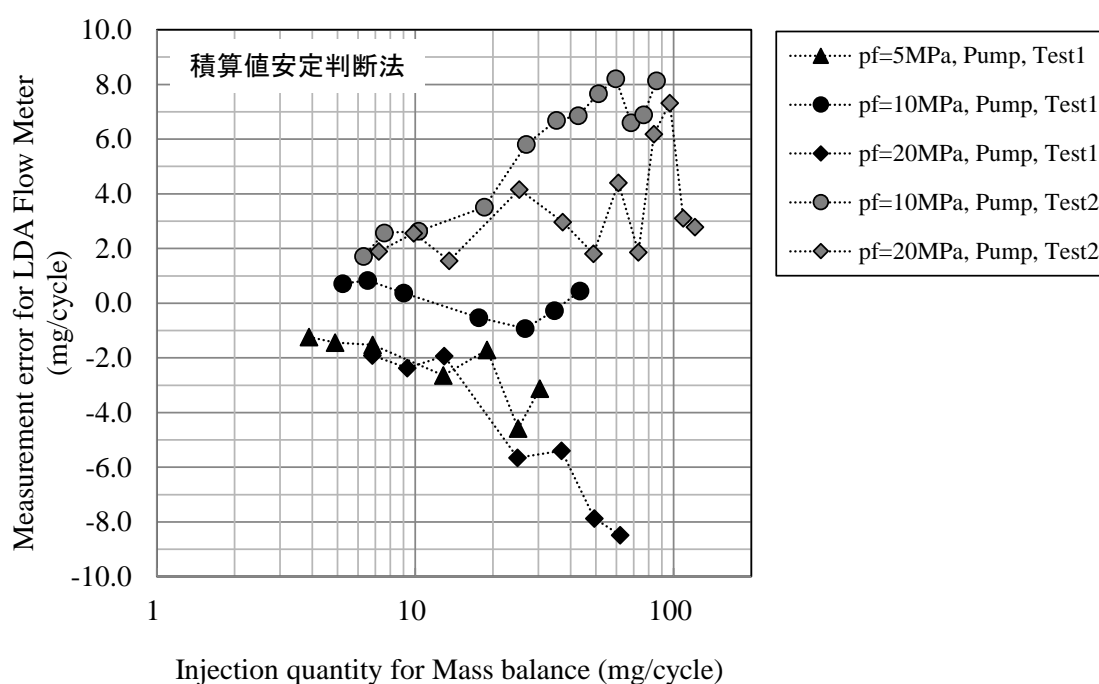


図 5-13 LDA 流量計と電子天秤の噴射量差
(実験条件 4-2(Test1), 4-4(Test2)の結果, 噴射量算出法:積算値安定判断法)

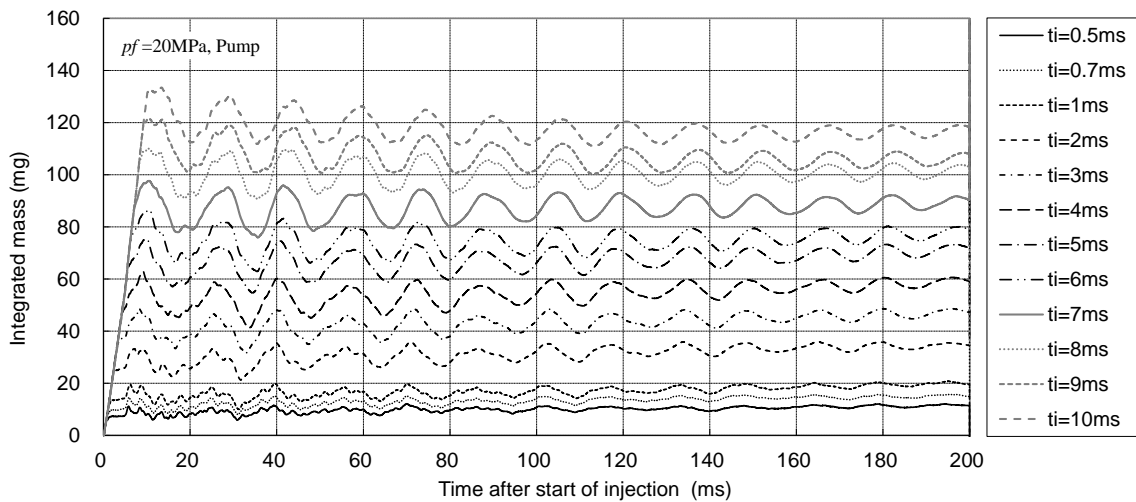


図 5-14 LDA 流量計の噴射質量推移
(実験条件 4-4 結果: 高圧ポンプ, 燃料圧力 20MPa)

5-4-2 システム応答除去結果

図 5-15 から図 5-21 に実験条件 4-1 から 4-4 までの実験結果にシステム応答除去を適用した結果を示す。ただし、実験条件 4-3, 4-4 においては、噴射時間 $t_i=0.7$ から 5ms までの結果を示した。図の (a) では、システム応答を除去した瞬時流量を示し、図 (b) では、その積算結果を示す。

すべての瞬時流量の結果において、システム応答が除去され振動が大幅に低減していることが確認でき容易な方法で実験結果のみから十分な効果が得られていると考えられる。しかし、実験条件 4-1 の結果である図 5-15, 5-16 以外の結果には噴射直後の瞬時流量の低下がシステム応答除去前と変わらず残っている。これは、この現象がシステム応答であると識別できる有用なデータがなく処理できていないためである。Delay らは、噴射直後の開弁時の瞬時流量振動が閉弁時の振動に上下を反転させた形状で現れることを示しており、すべての結果においてこの特性が得られれば、閉弁後のシステム応答から噴射開始直後のシステム応答を推定できる可能性がある。本研究の結果において、これらの特性を確認したところ高圧ポンプではそれに近い結果が見られる場合があるが、圧力容器を用いた結果では、容器の空気部の減衰効果により、この反転の結果が見られなかった。このため本研究の結果において、開弁時の瞬時流量振動に関しては、これ以上の処理をしないこととした。

システム応答を除去した瞬時流量から得られた積算流量の時間推移においては噴射中の積算流量の増加の直線性が向上し噴射終了時刻における変動がほとんど

見られない。噴射終了後の変動も噴射量の大きい場合においても著しく減少しており積算流量についてもシステム応答除去の効果を得られている。

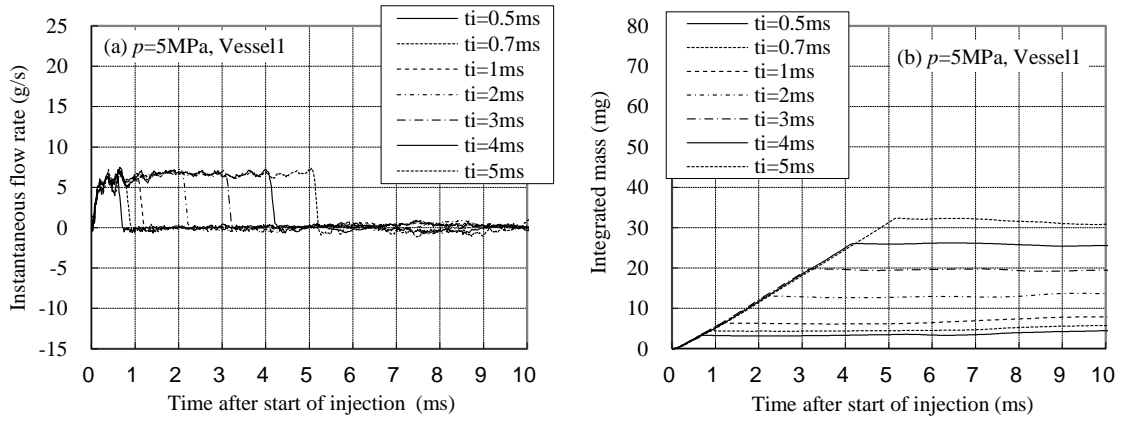


図 5-15 圧力容器 Vessel1 計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 5MPa)

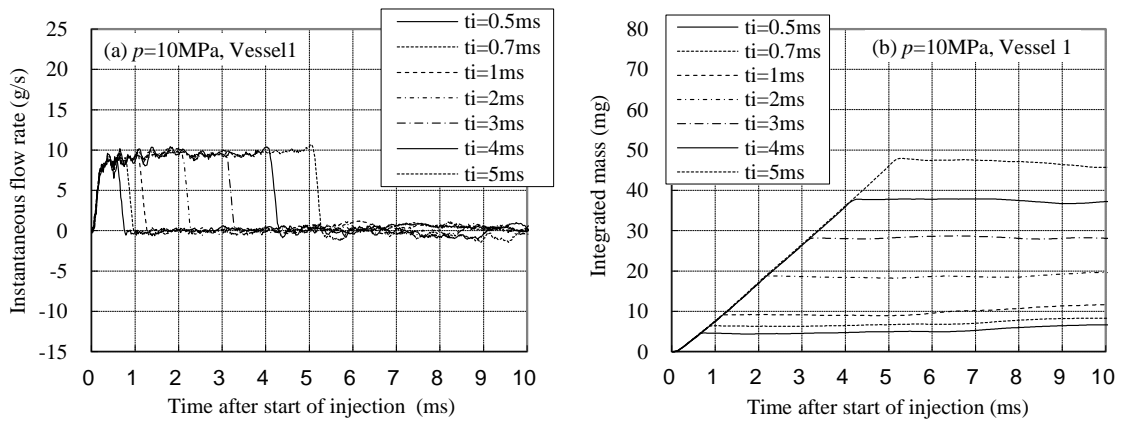


図 5-16 圧力容器 Vessel1 計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-1, 圧力容器 Vessel1, 噴射圧力 10MPa)

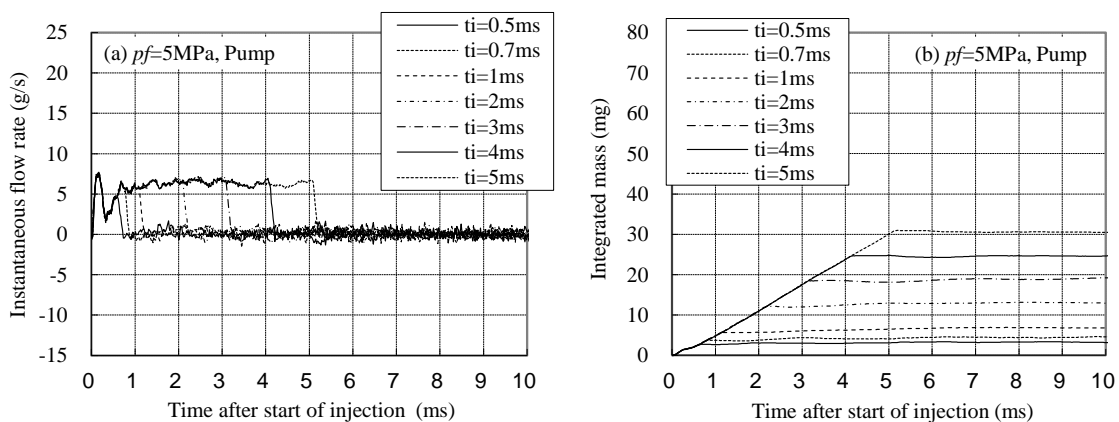


図 5-17 高圧ポンプ計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-2, 高圧ポンプ, 噴射圧力 5MPa)

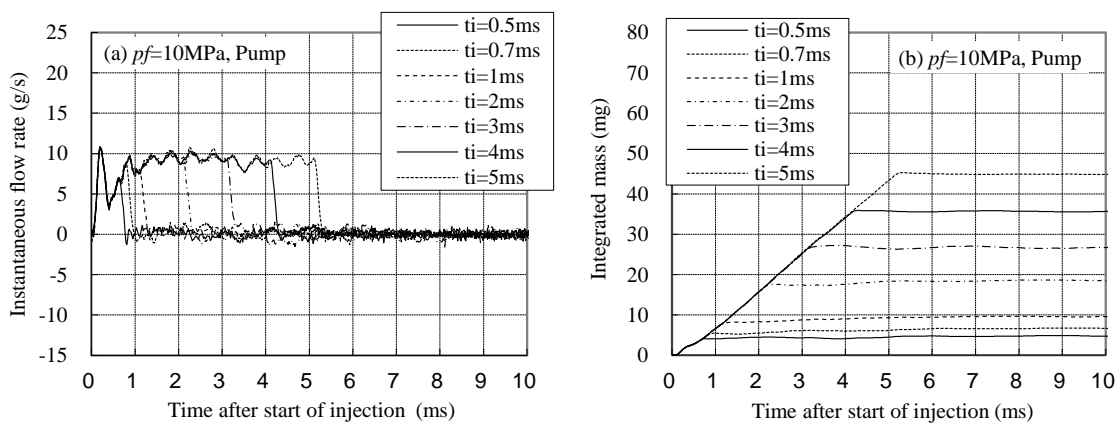


図 5-18 高圧ポンプ計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-2, 高圧ポンプ, 噴射圧力 10MPa)

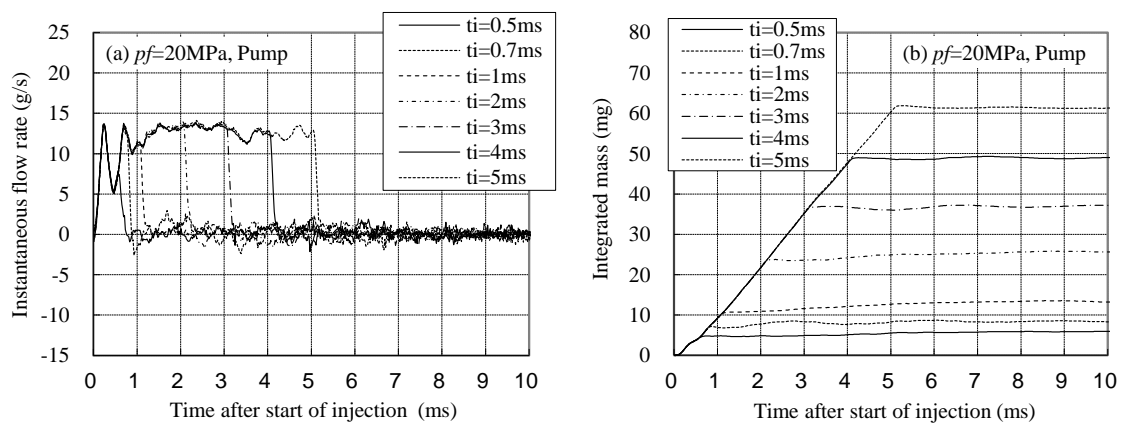


図 5-19 高圧ポンプ計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-2, 高圧ポンプ, 噴射圧力 20MPa)

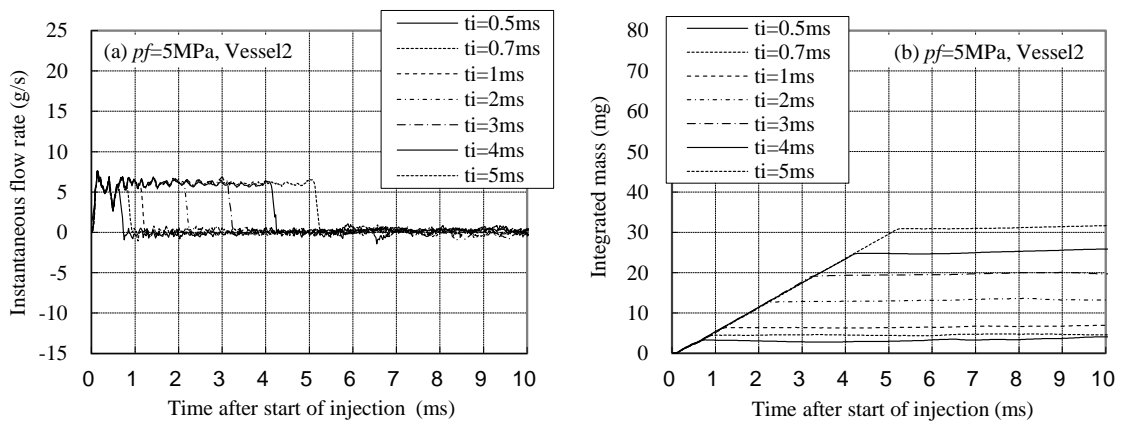


図 5-20 圧力容器 Vessel2 計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-3, 圧力容器 Vessel2, 噴射圧力 5MPa)

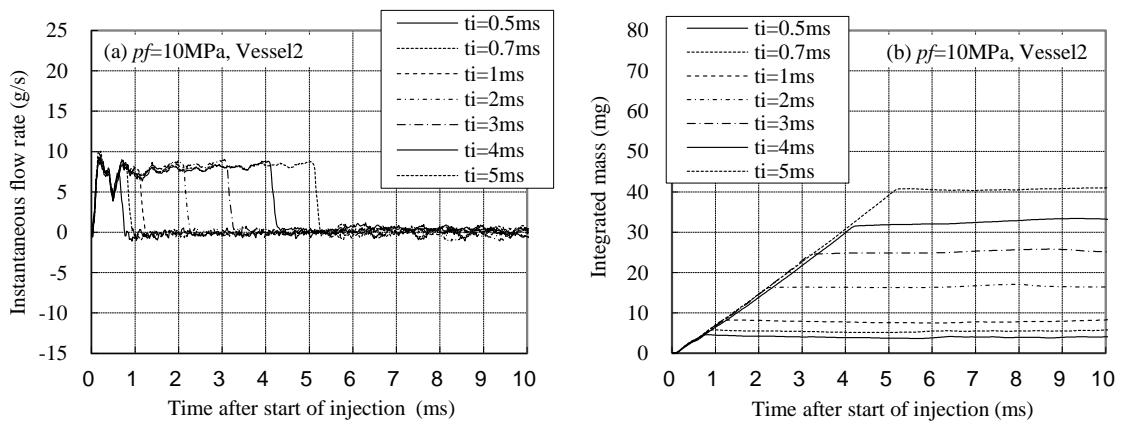


図 5-21 圧力容器 Vessel2 計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-3, 圧力容器 Vessel2, 噴射圧力 10MPa)

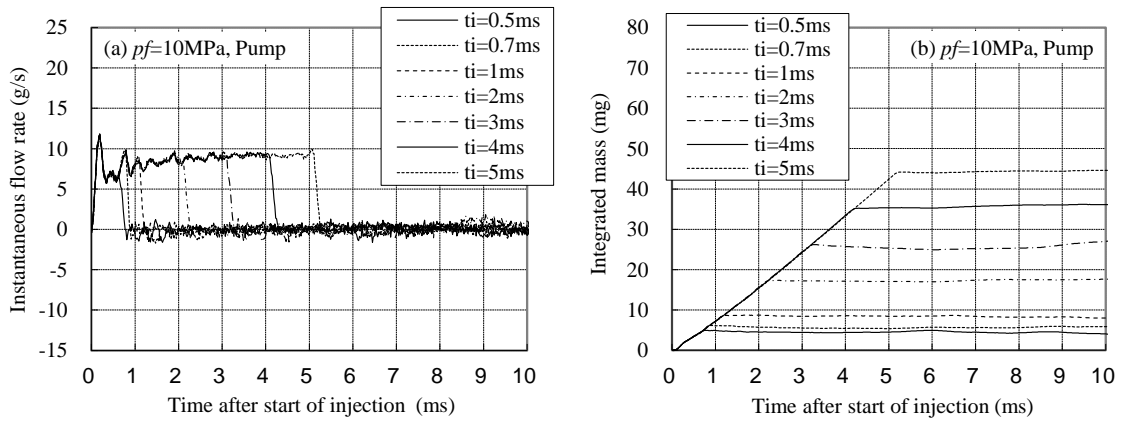


図 5-22 高圧ポンプ計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-4, 高圧ポンプ, 噴射圧力 10MPa)

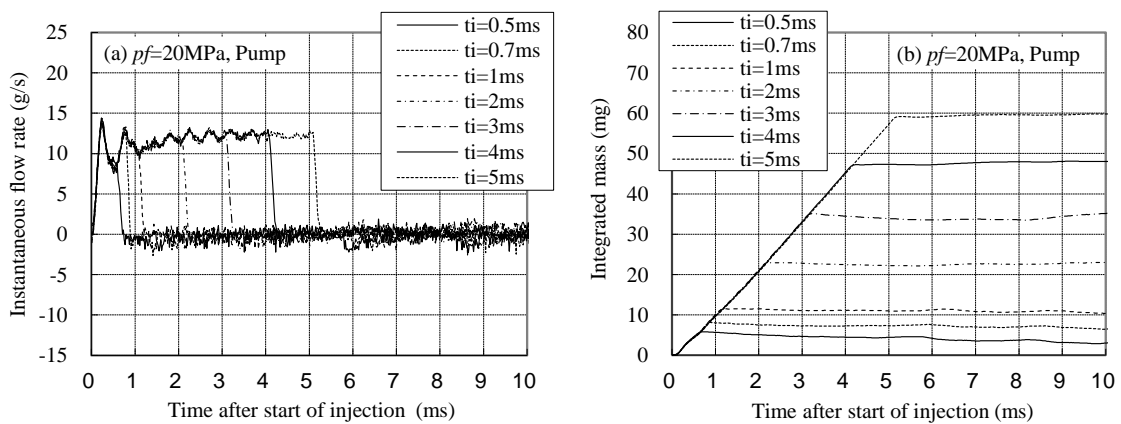


図 5-23 高圧ポンプ計測のシステム応答除去結果

(a) 瞬時流量, (b) 積算流量

(実験条件 4-4, 高圧ポンプ, 噴射圧力 20MPa)

5-4-3 システム応答除法による噴射量比較結果

前節にて示したシステム応答除結果の積算流量から噴射時間判断法を用いて算出した噴射量と電子天秤計測結果から算出した噴射量を比較した結果を図 5-24 に示す。システム応答を除去し噴射量の増加の直線性が向上し噴射終了後の噴射量も一定となり大きな変動がなくなっている。この結果から、噴射一回あたりの噴射量の算出には噴射時間判断法を用いることとした。

システム応答除去後においても電子天秤結果と高い相関が保たればらつきが減少しており、システム応答除去は重要な流量情報を損失せずばらつきを抑えるように機能している。しかし、低い噴射量では LDA 流量計の噴射量結果が全体的に小さくなっており、これは、前項で述べた噴射直後の瞬時流量の低下の影響と考えている。図 5-25 に電子天秤による噴射量との差分結果を示す。システム応答除去前の結果に比べ噴射量の大きい 30mg 以上の区間で差が半分程度に小さくなり、小さい噴射量においてもわずかではあるが差が減少している。実験条件によるばらつきの違いはあるもの燃料供給装置の違いや噴射圧力によって著しく傾向が異なっていた結果は見られなくなった。

システム応答除去した LDA 流量計の噴射量の電子天秤による噴射量の差は、低噴射量ではシステム応答除去の効果はそれほど大きくないが、10mg 以上ではシステム固有のインジェクタ開閉弁影響や噴射圧力増加による振動の増加を抑え噴射量誤差の低減が可能であることが確認できた。

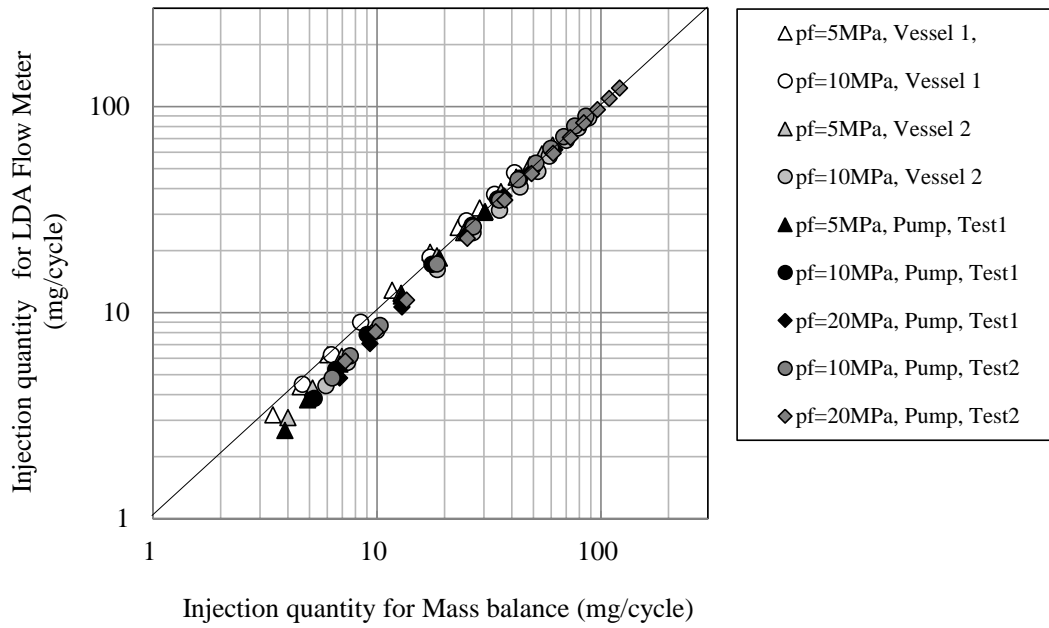


図 5-24 システム応答を除去した LDA 流量計と電子天秤による噴射量比較
(実験条件 4-1 から 4-4 の結果, 噴射量算出法: 噴射時間判断法)

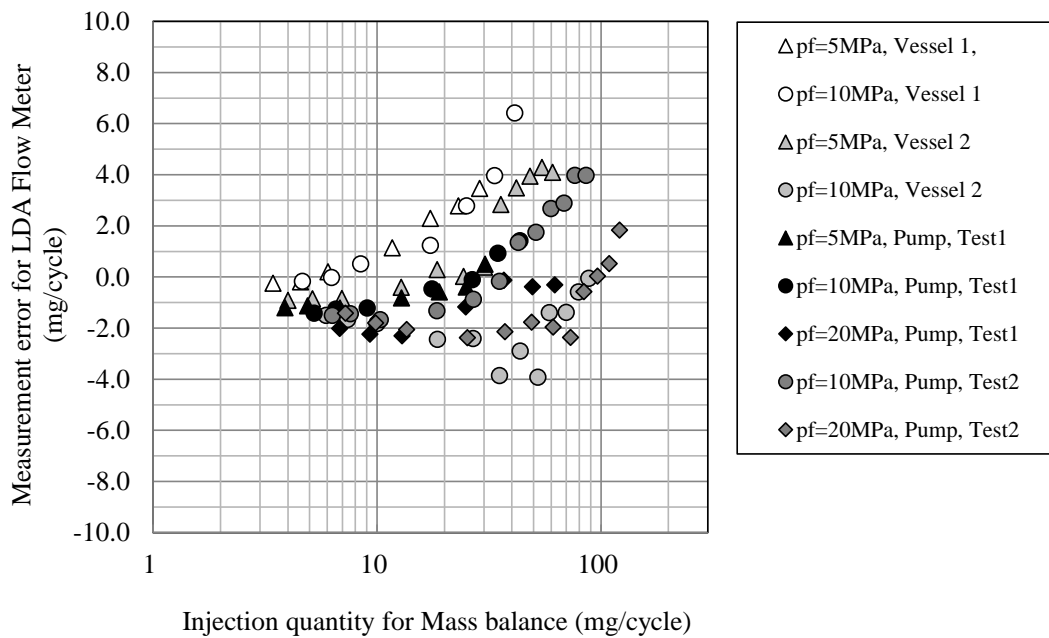


図 5-25 システム応答を除去した LDA 流量計と電子天秤の噴射量差
(実験条件 4-1 から 4-4 の結果, 噴射量算出法: 噴射時間判断法)

5-4 結言

実際の内燃機関などの噴射系本来のインジェクタ上流の管内流体挙動の把握が目的である LDA 流量計では、インジェクタの開閉による衝撃の影響は避けられず瞬時流量の積算結果である噴射量の決定は困難である。

本章では、LDA 流量計による噴射量の誤差低減について検討した。瞬時流量変動の影響を低減する積算値安定判断法とシステム応答除去を提案し噴射量の精度を向上する手法を試み以下の結果を得た。

1. 積算値安定判断法では一部の条件にて精度の向上が見られたが、噴射量が大きい場合や瞬時流量の振動が大きい場合は、精度向上は得られなかった。
2. LDA 流量計による計測結果のみを用い開弁時、閉弁時のそれぞれのシステム応答が得られた。
3. 開閉弁時のシステム応答を瞬時流量から差し引くことで、瞬時流量の振動が大幅に低減し視覚的にも特性を認識可能な瞬時流量の時間履歴が得られた。
4. 閉弁時のシステム応答を取り除いた瞬時流量から得られた積算流量は、元の積算流量に比べ増加の直線性の向上と噴射終了後の安定性が向上した。
5. 燃料供給装置や噴射圧力の違いにより LDA 流量計の噴射量と電子天秤による噴射量との差は異なる傾向であったが、システム応答を除去することにより差の傾向が収束した。
6. システム応答除去した LDA 流量計の噴射量の電子天秤による噴射量との差は、低噴射量ではシステム応答除去の効果は小さいが、10mg 以上では、誤差が半分程度となる効果が得られた。

参考文献

1. Delay, G., Bazile, R., Charnay, G. and Nuglisch, H.J., "Temporal Dependency of Air Entrainment to Liquid Flow Rate Variations for Gasoline Direct Injection Sprays", Proceedings of 12 th International Symposium Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics, Lisbon, (2004), 33-5
2. Ünsal, B. Durst, F. Trimis, D., "Instantaneous Mass Flow Rate Measurements for Piezo-Driven Fuel Injection System", 7th International Symposium on Internal Combustion Diagnostics, Baden-Baden, (2006), 241-261

第 6 章

結論

内燃機関におけるインジェクタの噴霧特性と同時に計測可能な噴射率計測は、噴霧特性を直接計測できない場合の代替情報となり、噴射系の設計や制御方法の発展に寄与できると考えられる。本研究では、高圧燃料噴射に対応しインジェクタ上流での計測を可能にした小型レーザドップラ式流量計（LDA 流量計）を製作し筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムにて基本性能を評価した。製作した LDA 流量計にて燃料圧力発生機構の違いを示し計測パラメータを燃料圧力や噴射時間として詳細な噴射率の時間履歴を得て、噴射後の燃料から得た噴射量と比較した。瞬時流量の積算より得られる噴射量についてインジェクタ開閉弁の衝撃による流量変動が重畳している場合における補正手法を提案しその効果を確認した。

以下に各章における結論をまとめ示す。

6-1 レーザドップラ式流量計の開発

第 3 章では高圧燃料噴射に対応したレーザドップラ式流量計（LDA 流量計）を製作しその基礎性能を確認した。筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムにて、LDA 流量計の測定部石英ガラス管の内径影響を燃料圧力、噴射時間などのパラメータを変え計測し、従来のボッシュ法、天秤法と比較することで、以下の結果をえた。

1. 光受光部を一体とし燃料配管計測に適した単純、小型で安価な LDA 流量計を製作した。
2. 異なる燃料配管系における噴射開始判定を計測データのみから可能とした。
3. 周波数シフトの影響を明らかにし、噴射終了後の変動が大きい結果に対しても補正を可能とし積算精度を向上した。
4. LDA 流量計の計測部の耐圧は 35MPa 程度であり、破損による石英管の飛散は見られなかった。今後の噴射圧力の増加に対して耐圧性を高める必要がある。

5. LDA 流量計の測定管内径の影響は小さく、管径により流量計測範囲が選定可能である。
6. LDA 流量計による瞬時流量の計測では、1MPa の燃料圧力変化を十分評価できる時間と瞬時流量の分解能を持つ。
7. 燃料供給装置の違いを瞬時流量の時間履歴で明確に捕らえた。
8. LDA 流量計の噴射終了後の瞬時流量変動は、インジェクタの弁開閉時の衝撃波が原因であり、その振動周期は噴射圧力により異なる音速に影響を受けていることが確認できた。
9. LDA 流量計による瞬時流量の計測では、噴射時間 0.2ms 以下の違いを十分評価できる時間分解能を有している。
10. LDA 流量計による瞬時流量の時間推移は、ボッシュ式噴射率計結果と細部は異なるが、ボッシュ式噴射率計と同様に噴射圧力や噴射時間などの変化による瞬時噴射量の時間的推移の変化を得られる。
11. 電子天秤との噴射量比較にて高い相関が得られたがインジェクタ開閉の衝撃が噴射期間内にあり瞬時流量が大きな変動を受ける場合は、電子天秤との差が大きくなる。
12. 電子天秤との噴射量比較にて高圧ポンプによる LDA 流量計の噴射量は、インジェクタ開閉の衝撃による影響が大きく現れ電子天秤との差は圧力容器の結果と異なり大きい。

6-2 LDA 流量計による高圧燃料噴射率評価

LDA 流量計は、従来のボッシュ法による噴射率計測とならび瞬時流量を計測することが可能であることを示した。その特徴としてインジェクタの上流にて計測することが上げられる。これは、インジェクタ上流の流体の挙動から噴射の把握が可能となることを示し、前章にて確認したように燃料圧力発生機構の違いが計測結果に現れる。

第4章では、第3章と同様に LDA 流量計を筒内直接噴射方式ガソリン機関用の高圧噴射システムに適用し燃料圧力発生機構に圧力容器 2 種類と高圧ポンプを用いてその違いを計測した。計測条件として、燃料圧力と噴射時間を変化させた瞬時流量の時間履歴を示すと共に噴射後の燃料を天秤にて採取しその増加量から求めた噴射量と比較した。

結果から、燃料圧力発生機構はもとより燃料導管をも含めた燃料供給系が計測結果に影響することが明らかになり、それを識別可能な高い再現性があることを

再確認した。インジェクタの開閉時の衝撃に起因する振動は、燃料供給系によらず発生しており、噴射量の決定を困難なものとしていることが明らかとなった。

LDA 流量計により、インジェクタ上流での瞬時流量特性は十分評価可能ではあるが、噴射量の導出については、インジェクタの開閉時による振動がその精度を悪化させていることは明白であり、改善手法を検討する必要がある。

以下に第 4 章の結果をまとめる。

13. LDA 流量計により、4 条件の燃料供給系の燃料噴射圧、噴射時間を要素とした詳細な瞬時流量の時間履歴を得ることができた。
14. 各燃料供給系において、異なる噴射時間の噴射開始から噴射終了までは、同じ瞬時流量推移を取ることを確認した。
15. 各燃料供給系において、燃料噴射圧力変化に対して瞬時流量は比例しており燃料供給系の特徴的な変動を維持することを確認した。
16. 噴射終了後の瞬時流量の変動は、燃料供給系により異なり、発生時期や周期などは燃料供給系固有であった。
17. LDA 流量計の噴射時間判断法を用いた噴射量を電子天秤結果と比較し、高い相関性が得られたが、インジェクタの開閉時の衝撃に起因する振動により精度が悪化することを確認した。
18. 総合的な噴射量の評価として、噴射量 10mg までは±2.5mg 程度でありそれ以上では噴射量と共に増大する。

6-3 システム応答を仮定した精度向上

実際の内燃機関などの噴射系本来のインジェクタ上流の管内流体挙動の把握が目的である LDA 流量計では、インジェクタの開閉による衝撃の影響は避けられず瞬時流量の積算結果である噴射量の決定は困難である。

本章では、LDA 流量計による噴射量の誤差低減について検討した。瞬時流量変動の影響を低減する積算値安定判断法とシステム応答除去を提案し噴射量の精度を向上する手法を試み以下の結果を得た。

19. 積算値安定判断法では一部の条件にて精度の向上が見られたが、噴射量
が大きい場合や瞬時流量の振動が大きい場合は、精度向上は得られな
かった。
20. LDA 流量計による計測結果のみを用い開弁時、閉弁時のそれぞれのシス
テム応答が得られた。
21. 開閉弁時のシステム応答を瞬時流量から差し引くことで、瞬時流量の振
動が大幅に低減し視覚的にも特性を認識可能な瞬時流量の時間履歴が得
られた。
22. 閉弁時のシステム応答を取り除いた瞬時流量から得られた積算流量は、
元の積算流量に比べ増加の直線性の向上と噴射終了後の安定性が向上し
た。
23. 燃料供給装置や噴射圧力の違いにより LDA 流量計の噴射量と電子天秤
による噴射量との差は異なる傾向であったが、システム応答を除去する
ことにより差の傾向が収束した。
24. システム応答除去した LDA 流量計の噴射量の電子天秤による噴射量と
の差は、低噴射量ではシステム応答除去の効果は小さいが、10mg 以上
では、誤差が半分程度となる効果が得られた。

6-4 まとめ

噴霧特性と同時に計測できる詳細な燃料噴射率情報の提供を目的としてインジ
ェクタ上流で計測可能な流量計に着目し以下に結果まとめる。

送受光部を一体として従来よりも大幅に小型化し、耐圧性能を高めた非接触の
流量計として幅広い分野への適用を可能にする LDA 流量計を製作した。製作し
た LDA 流量計は高圧燃料噴射システムの計測が可能であり、その高圧燃料噴射
率計測への対応評価方法を示し評価結果を提供することで今後の開発の参考とな
る結果を示した。

LDA 流量計はインジェクタ下流に影響を与えず瞬時流量を計測可能であり、単
一の燃料圧力発生方式での計測がほとんどである中で本研究では異なる燃料供給
装置を用いた際の噴射圧力、噴射時間をパラメータとした多彩な燃料噴射率情報
を提示した。

LDA 流量計の計測結果と従来の長管法と比較し噴射率と相関が取れることを示
した。旧型の LDA 流量計より高い相関性が得られ噴射前の流体運動が評価可能

となった。一方で計測システムや燃料噴射系に依存する振動などの誤差因子などを示すことができた。

電子天秤による噴射量計測結果を比較し、LDA 流量計の瞬時流量の積算による噴射量について、噴射期間中に燃料供給管内を反射する振動波が重なった場合における評価を可能とした。

一方で LDA 流量計計測部の耐圧向上や噴射量のさらなる精度向上が必要であること、LDA の信号処理系を改善し汎用性を高めることなど課題としてあげられる。

以上を総合して、本 LDA 流量計は今後の噴霧解析に有用な手段であることを示した。

参考文献

1. Harada, J., Tomita, T., Mizuno, H., Mashiki, Z., Ito, Y. "Development of Direct Injection Gasoline Engine", SAE Paper, No. 970540, (1997).
2. Iwamoto, Y., Noma, K., Nakayama, O., Yamauchi, T., Ando, H., "Development of Gasoline Direct Injection Engine," SAE Paper, No. 970541, (1997)
3. 西村輝一, "大型ディーゼル噴射装置の現状と今後の動向", 微粒化, Vol.8, No.22, (1999), 102-110.
4. Miyaki, M., Fujisawa, H., Masuda, A., and Yamamoto, Y., "Development of New Electronically Controlled Fuel Injection System ECD-U2 for Diesel Engines," SAE Paper 910252, (1991).
5. 橋本徹, 小保方富夫, 和久忠, 高橋秀夫, "ディーゼル噴霧と導入空気流の乱流特性", 自動車技術会論文集, 45, (1990), 15-20.
6. Obokata, T., Hashimoto, T. and Takahashi, H.; "LDA Analysis of Diesel Spray and Entrainment Air Flow", Proceedings of International Symposium on Diagnostics and Modeling of Combustion in Internal combustion Engines, COMODIA-90, Kyoto (1990), 231-236.
7. Raffel, M., C. Willert & Kompenhans, J., "Particle image velocimetry – a practical guide", (1998), Springer Verlag.
8. 小林敏雄, 他 7 名編集, "PIV ハンドブック", 可視化情報学会, (2002), 森北出版.
9. 数値流体力学編集委員会編, "乱流解析", (1995), 東京大学出版会.
10. 大宮司久明, 三宅裕, 吉澤徹, "乱流の数値流体力学", (1998), 東京大学出版会.
11. Bosch, W. "The Fuel Rate Indicator: A New Measuring Instrument for Display of the Characteristics of Individual Injection", SAE Paper, No. 660749 (1966), 641-662.
12. Ismailov, M., Ishima, T., Obokata, T., Tsukagoshi, M. and Kobayashi, K., "Control of Transient Injection and Fast Spray Dynamics", Proceedings of 7th ICLASS, (1997), 1015-1022.
13. 畔津 昭彦, 脇坂 佳史, 福地 泰彦, 及川 親, "燃料噴射率形状が非定常噴霧燃焼に及ぼす影響 : 第 1 報, 噴射率形状可変型燃料噴射システムの試作と噴霧特性の検討", 日本機械学会論文集 B 編 64-624, (1998), 2737-2743.

14. Ishima, T., Sukena, R., Liu, C., Obokata, T., Kawachi, K. and Kobayashi, K., "Characteristics of the Spray from the Swirl Nozzle for Direct Injection Gasoline Engine", Proceedings of 2nd SAE-India Mobility Conference, SAE Paper, No. 2001-28-0012 (2002), 81-91.
15. Delay, G., Bazile, R., Charnay, G. and Nuglisch, H.J., "Temporal Dependency of Air Entrainment to Liquid Flow Rate Variations for Gasoline Direct Injection Sprays", Proceedings of 12 th International Symposium Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics, Lisbon, (2004), 33-5
16. 林 洋, "ボッシュ式噴射率計", 内燃機関, 7-78, (1968), 58-64.
17. 松岡 信, 神本 武征, 横田 克彦, 井越 昌紀, 金 鎮祐, "ディーゼル機関の燃料噴射率の測定に関する研究", 内燃機関, 12-133, (1973), 11-18.
18. Durst, F., Ismailov, M. and Trimis, D., "Measurements of Instantaneous Flow Rate in Periodically Operating Injection Systems", Experiments in Fluids, Volume 20, No. 3 (1996), 178-188.
19. Lambossy, P., "Oscillations Forcées d'un Liquide Incompressible et Visqueux dans un Tube Rigide et Horizontal. Calcul de la Force de Frottement", Helvetica Physica Acta, Vol.25 (1952), 371-386.
20. Womersley, J. R., "Method for the Calculation of Velocity, Rate of Flow and Viscous Drag in Arteries When the Pressure Gradient is Known," Journal of Physiology, Vol. 127, No. 3, (1955), pp. 553-563.
21. Uchida, S., "The Pulsating Viscous Flow Superposed on the Steady Laminar Motion of Incompressible Fluid in a Circular Pipe," Journal of Applied Mathematics and Physics, Vol. 7, No. 5, (1956), 403-422.
22. 内山 勝, 箱守 京次郎, "円管内流速分布推定フィルタ", 計測自動制御学会論文集, Vol.18, No.7, (1982), 653-660
23. J. Majdalani, "Exact Navier-Stokes Solution for Pulsatory Viscous Channel Flow with Arbitrary Pressure Gradient", Journal of Propulsion and Power Vol. 24, No. 6, (2008), 1412-1423.
24. Ismailov, M., Durst F. and Obokata T., "LDA Flow Rate Measurements Applied for Analysis of Transient Injection Characteristics", JSME International Journal, Series B, 42-1, (1999), 22-29.

25. レーザ計測ハンドブック編集委員会, “レーザ計測ハンドブック”, 丸善株式会社 (1993).
26. 大澤敏彦, 小保方富夫, “レーザ計測”, 裳華房, (1994), 104.
27. 流れの計測懇談会, “LDV(レーザ・ドップラ流速計)の基礎と応用”, 日刊工業新聞社, (1980), 80
28. Hanjalic, K., Jakiric, S. and Hadzic, I., “Computations of Oscillation Turbulent Flows at Transitional Re-Numbers”, Turbulent Shear Flows 9 Selected Papers, Springer Verlag., (1993), 323-342.
29. Hino, M.Sawamoto and S.Takasu, ”Experiments of transition to turbulence in an oscillatory pipe flow”, Journal of Fluid Mechanics Volume 75 Issue 02, (1976), 193-207
30. Ismailov, M., Ishima T., Obokata T, Tsukagoshi M. and Kobayashi K. “Visualization and Measurements of Sub-Millisecond Transient Spray Dynamics Applicable to Direct Injection Gasoline Engine, Part 3: Measurements of Instantaneous and Integrated Flow Rates in High Pressure Injection System using LDA-Based Meter”, JSME International Journal, Series B, 42-1, (1999), 39-47.
31. F. Grubbs, “Procedures for Detecting Outlying Observations in Samples”, Technometrics, Vol. 11, (1969), 1-21.
32. アメリカ機械学会性能試験規約, “計測機器及び試験装置に関する補則, 第1部 計測の不確かさ”, ANSI/ASME PTC19.1 (1985)
33. 日本工業規格, “測定方法及び測定結果の精確さ(真度及び精度)－第2部:標準測定方法の併行精度及び再現精度を求めるための基本的な方法”, JIS Z8402-2, (1999).
34. 石間経章, 中村晋, 助名亮一, 小保方富夫, 河内勝義, 小林一光, “LDA 流量計の開発と瞬時流量測定への応用”, 日本機械学会論文集 B 69 巻 678 号, (2003-02), 354-359.
35. 国立研究開発法人産業技術総合研究所 物質計測標準研究部門, 分散型熱物性データベース, “<http://tpds.db.aist.go.jp/>”, 2015
36. 中島 光広, 畔津 昭彦, “燃料噴射率への周期的変動付加が噴霧形成に及ぼす影響(ディーゼル噴霧とその燃焼,内燃機関の燃焼化学と排出物制御)”, 日本機械学年次大会講演論文集 2004(3), 101-102, 2004-09-04.

37. Ünsal, B. Durst, F. Trimis, D., “Instantaneous Mass Flow Rate Measurements for Piezo-Driven Fuel Injection System”, 7th International Symposium on Internal Combustion Diagnostics, Baden-Baden, (2006), 241-261