

超磁歪アクチュエータを用いた  
ディーゼル・ガスインジェクタの開発

横浜国立大学附属図書館



11656207

2005年9月

鈴木剛史

寄贈者：鈴木剛史

11656207  
超磁歪アクチュエータを用いたディ  
ーザル・ガスインジェクタの開発

37751  
SU

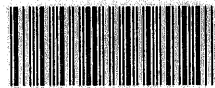
横浜国立大学学位論文

超磁歪アクチュエータを用いた  
ディーゼル・ガスインジェクタの開発

指導教官

田中裕久教授

横浜国立大学附属図書館



11656207

2005年9月

鈴木剛史

## 目次

第1章 緒論	1
1.1 研究の背景	2
1.2 従来の研究	2
1.2.1 ディーゼルインジェクタについて	2
1.2.2 ガス燃料用インジェクタについて	3
1.3 本研究の目的と構成	3
参考文献	4
第2章 超磁歪駆動ディーゼルインジェクタの噴射性能	9
2.1 はじめに	12
2.2 従来型の性能と開発目標スペック	12
2.3 磁歪材料について	13
2.4 タンデム型超磁歪アクチュエータの構造	14
2.5 超磁歪駆動インジェクタ	15
2.6 インジェクタの理論特性	15
2.7 ボンドグラフ法による噴射シミュレーション	18
2.7.1 ボンドグラフモデル	18
2.7.2 シミュレーション結果	20
2.8 アクチュエータの性能	21
2.8.1 ステップ応答	21
2.8.2 円筒ホルダの材質	21
2.9 インジェクタの噴射性能	22
2.9.1 測定装置	22
2.9.2 実験結果	23
参考文献	24
第3章 超磁歪アクチュエータの温度補償	44
3.1 はじめに	46
3.2 温度上昇によるリフト減少	46
3.3 パイロット弁リフト量の変動解析	46
3.3.1 ばね構造モデル	46
3.3.2 熱膨張の影響	47
3.4 ボンドグラフ法による噴射シミュレーション	48
3.4.1 モデル化	48

3.4.2 シミュレーション結果	49
3.5 温度補償アクチュエータの実験結果	50
参考文献	50
<b>第4章 超磁歪駆動ディーゼルインジェクタの噴射率波形制御</b>	<b>63</b>
4.1 はじめに	65
4.2 噴射率制御の必要性	65
4.3 制御装置	66
4.4 噴射率波形制御の実験結果	66
4.4.1 キャリア周波数の選定	66
4.4.2 PWM 信号による噴射率制御	67
参考文献	68
<b>第5章 超磁歪駆動ガスインジェクタの開発</b>	<b>84</b>
5.1 はじめに	87
5.2 ガスインジェクタの構造	87
5.3 測定装置	87
5.4 ボンドグラフ法による噴射シミュレーション	88
5.4.1 モデル化	88
5.4.2 シミュレーション結果	91
5.5 ガスインジェクタの噴射性能	91
5.5.1 矩形電流による噴射率波形	91
5.5.2 2段電流による噴射率波形	92
5.5.3 PWM 制御による噴射率波形	92
参考文献	93
<b>第6章 結論</b>	<b>110</b>
6.1 結論	111
6.2 今後の展望	112
<b>謝辞</b>	<b>113</b>

# 第 1 章

## 緒 論

## 1.1 研究の背景

ディーゼルエンジンはガソリンエンジンに比べ熱効率が良く経済的であることから、商用車を中心に今日の産業を支える重要な基盤として採用されてきた。また CO<sub>2</sub> 排出量も低く温暖化抑制に有効な動力源であり、近年では欧州を中心に乗用車にも市場を広げている。一方、ディーゼルエンジンから排出される NO<sub>x</sub>、PM の大気汚染への影響度はガソリンエンジンを大きく上回り、日米欧では厳しい排出ガス規制を段階的に進めている。図 1.1.1、表 1.1.1 に重量車に対する日米欧の排出ガス規制（計画を含む）を示す。自動車業界ではこれらの規制に対応するため、エンジンの改良、後処理技術、燃料の改質・変更等の研究開発が精力的に行なわれている。

ディーゼルエンジンは不均一な非定常噴霧燃焼を特徴とするため、噴霧内の空気過剰領域で NO<sub>x</sub>、燃料過剰領域で PM が同時に生成してしまう。このため噴霧の最適化とそれを実現する燃料噴射システムの開発は排出ガス低減の重要課題である。この解決策の一つが 1990 年代半ばから実用化されたコモンレール式燃料噴射システムである。従来のジャーク式燃料ポンプに比べ燃料の高圧化（＝微粒化）が可能で噴射の自由度（1 行程中の噴射回数、噴射タイミング等）も大きく、排出ガスの低減に大きく貢献している。しかし今後施行される規制ではさらに低減要求が厳しくなるため、一層の改良が求められている<sup>(1-1)</sup>。

一方、排出ガス低減策の一つに軽油の代替燃料として圧縮天然ガス（Compressed Natural Gas；CNG）を用いる方法がある。CNG エンジンはディーゼルエンジンに比べ熱効率が劣るものの NO<sub>x</sub>、PM、HC の排出量がほとんど無く、既に都市部のバスやトラックに採用されている。CNG エンジンがクリーンである理由としては、燃料に排出ガスを悪化させる硫黄分が極めて少ないこと、理論空燃比で燃焼するため三元触媒を活用できることが挙げられる。しかし最近のディーゼルエンジンはインタークーラターボ、EGR、後処理装置等の高機能化により大幅な排出ガス低減が進んでおり、CNG エンジンが従来持っていたクリーンなイメージも相対的に低下してきている。したがって CNG エンジンも今後さらなる排出ガス低減が要求される。加えてディーゼルエンジンに匹敵する燃費改善と CO<sub>2</sub> 排出量低減も課題である。

## 1.2 従来の研究

### 1.2.1 ディーゼルインジェクタについて

現在、自動車用燃焼噴射システムの主流となりつつあるコモンレール式燃料噴射システムは、燃料タンクから燃料を吸い上げ、噴射圧力まで昇圧、供給するサプライポンプ、昇圧された燃料を蓄圧し各気筒のインジェクタへ供給するためのコモンレール、噴射量・噴射タイミングを高精度に制御して燃料を噴射するインジェクタから構成される<sup>(1-2)</sup>。図 1.2.1

にコモンレール式燃料噴射システムの一例を示す。コモンレールを設けることでエンジン回転に依存せずに燃料圧力、噴射量、噴射時期の調節が可能となった。

このシステムのインジェクタはパイロット弁に電磁弁を使用しているため、噴射率波形は矩形となってしまふ。NO<sub>x</sub>低減の観点から初期噴射率を抑えることが要求されるので、燃料流入口側に固定オリフィスを設け噴射初期の急峻な立ち上がりを抑えている。しかしこの方法ではエンジンの広範囲な負荷条件で常に最適である事は困難であり、噴射率波形を任意に制御する方式が望まれる。噴射率波形を任意形状に制御する方法としては、ピエゾ素子駆動、可変噴孔機構<sup>(1-3)</sup> (図 1.2.2)、コモンレール圧切換え式<sup>(1-4)</sup> (図 1.2.3)、等があり、その排出ガス低減効果も報告されているが未だ研究段階で実用化には至っていない。

### 1.2.2 ガス燃料用インジェクタについて

トラック、バスに搭載される CNG エンジンの燃料噴射は信頼性、耐久性の優れたミキサ方式が主流であったが、最近の排出ガス規制に対応するため、SPI (Single Point Injection)、MPI (Multi Point Injection) 式燃料噴射装置の開発が進められている (図 1.2.4~5)<sup>(1-5)</sup>。

しかしこれらの方式はいずれも吸気マニホールドに燃料を噴射して予混合気を形成するため、出力を制御するスロットルバルブを必要とする。CNG 車が多く使われる都市部では平均車速が低く低負荷運転領域での使用頻度が高いため、スロットルバルブによるポンピング損失が増加し燃費を悪化させてしまう。

これを改善する方法として燃料を燃焼室へ直接供給する直噴化が研究されている。火花点火式の直噴 CNG エンジンでは燃料噴射開始時期を最適化することで希薄燃焼を実現し、ポンピング損失低減と合わせて部分負荷領域での効率をディーゼルエンジン並まで引き上げることに成功している<sup>(1-6)</sup>。一方、ディーゼルサイクルによる直噴 CNG エンジンの研究も行なわれており、直噴ディーゼルの熱効率の良さから一層の低燃費、CO<sub>2</sub> 排出低減を実現している<sup>(1-7)</sup>。ディーゼルサイクルを前提とした直噴 CNG エンジンでは、ディーゼルエンジンと同様に噴射率波形の変更による燃焼改善が期待できると考えられるが、現状の直噴 CNG 用インジェクタは電磁弁式であり波形を変更することは困難である。今後ディーゼルサイクルの直噴 CNG エンジンの研究進展とともに開発が進められると思われる。

### 1.3 本研究の目的と構成

本研究は従来の電磁弁より高速に動作する超磁歪素子を用いたインジェクタを開発し、その噴射性能を検証することを目的とする。また超磁歪素子の持つ変位制御特性を活かした噴射率波形制御の可能性についても検証する。

インジェクタはディーゼルエンジンに使用する軽油用と直噴 CNG エンジンに使用するガス燃料用を対象とする。



本論文は6章より構成される。

第1章は本研究の背景と目的について言及する。

第2章は超磁歪アクチュエータを用いたディーゼルインジェクタの構造、動作について言及し、シミュレーションと実験で基本性能を検討する。

第3章は超磁歪素子を実際にエンジンに適用する際の熱膨張問題に触れ、実験結果から要因を推定し、超磁歪アクチュエータの温度補償を検討する。

第4章は超磁歪素子の特長である変位制御特性を利用してインジェクタの噴射率波形制御を試みる。

第5章は超磁歪アクチュエータを用いたガスインジェクタの噴射性能、噴射率波形制御性を検討する。またガス噴射の噴射率波形を測定するためのガス噴射率計の試作、検討も行う。

第6章は各章で得られた主な結果をまとめて示す。

#### 参考文献

- (1-1) 大聖, ディーゼルエンジン技術に関する将来展望, 自動車技術, 59-4(2005), 4-10
- (1-2) 木村, 篠原, 長田, エンジンシステム: 燃料噴射システム, 自動車技術, 59-4(2005), 93-96
- (1-3) 特開 2001-263201, コモンレール用可変噴孔型噴射ノズル
- (1-4) 瀬藤, 田邊, 他, 次世代コモンレールシステムによる噴射率制御と排出ガス低減, JSAE シンポジウム, No.01-01(2001), 12-18
- (1-5) 国分, トラック・バス用ガス燃料エンジンの動向, ENGINE TECHNOLOGY, 6-1(2005), 15-21
- (1-6) 土屋, 本城, 直噴 CNG エンジン, ENGINE TECHNOLOGY, 6-1(2005), 28-33
- (1-7) 富田, 最近の天然ガス自動車の普及状況, 自動車技術, 58-11(2004), 53-59

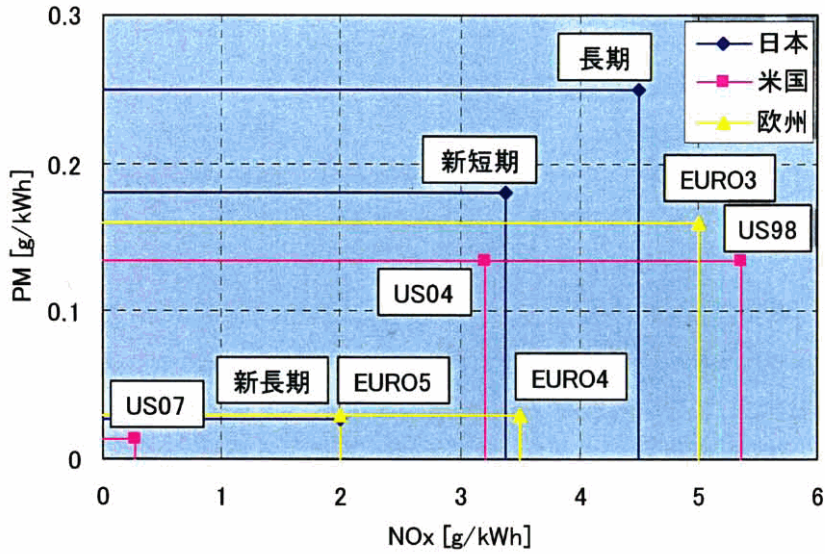


図 1.1.1 重量車（GVW3.5t 以上）の排出ガス規制<sup>(1-1)</sup>

	名称	開始時期	規制値 [g/kWh]			
			NO <sub>x</sub>	PM	HC	CO
日本	長期規制	1997	4.5	0.25	2.9	7.4
	新短期規制	2003	3.38	0.18	0.87	2.22
	新長期規制	2005	2.0	0.027	-	2.22
米国	'98基準	1998	5.364	0.134	1.743	20.786
	'04基準	2004	3.218	0.134	-	20.786
	'07基準	2007	0.268	0.013	-	20.786
欧州	EURO2	1995	7.0	0.15	1.1	0.15
	EURO3	2000	5.0	0.16	-	0.16
	EURO4	2005	3.5	0.03	-	0.03
	EURO5	2008	2.0	0.03	-	0.03

表 1.1.1 重量車（GVW3.5t 以上）の排出ガス規制<sup>(1-1)</sup>

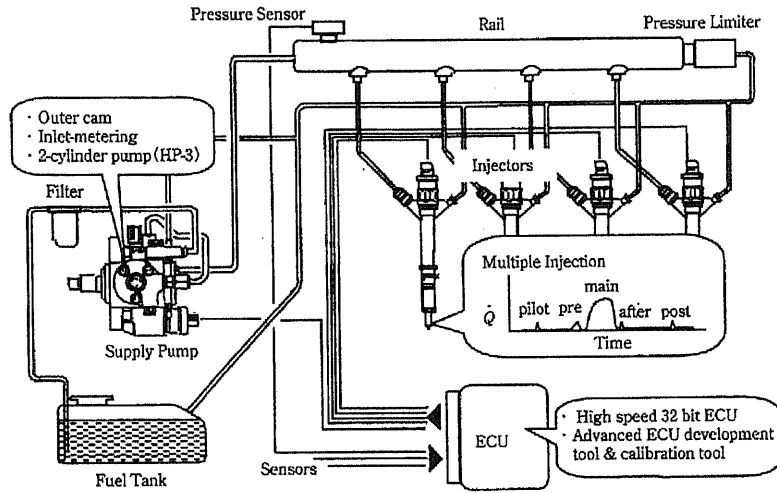


図 1.2.1 コモンレール式燃料噴射システム (1-2)

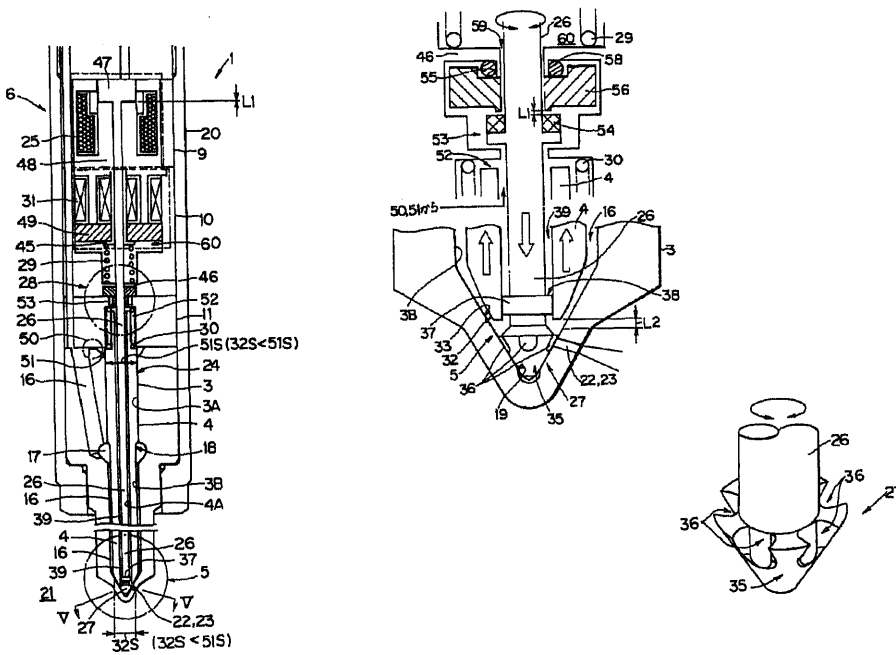


図 1.2.2 可変噴孔ノズルの例 (1-3)

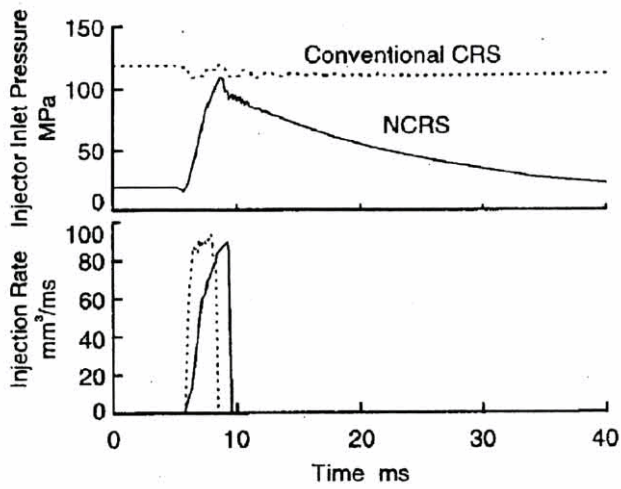
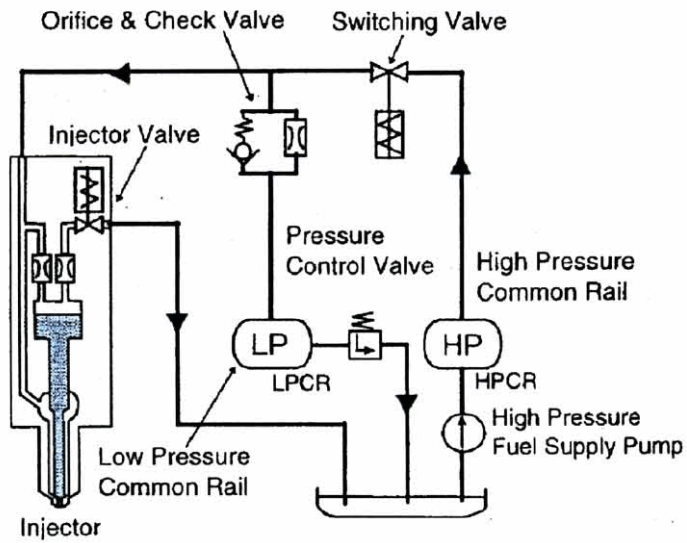


図 1.2.3 コモンレール圧切換噴射システム <sup>(1-4)</sup>

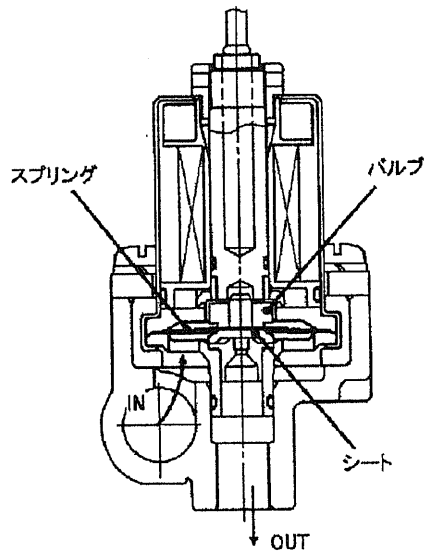


図 1.2.4 CNG 用ガスインジェクタ (1-6)

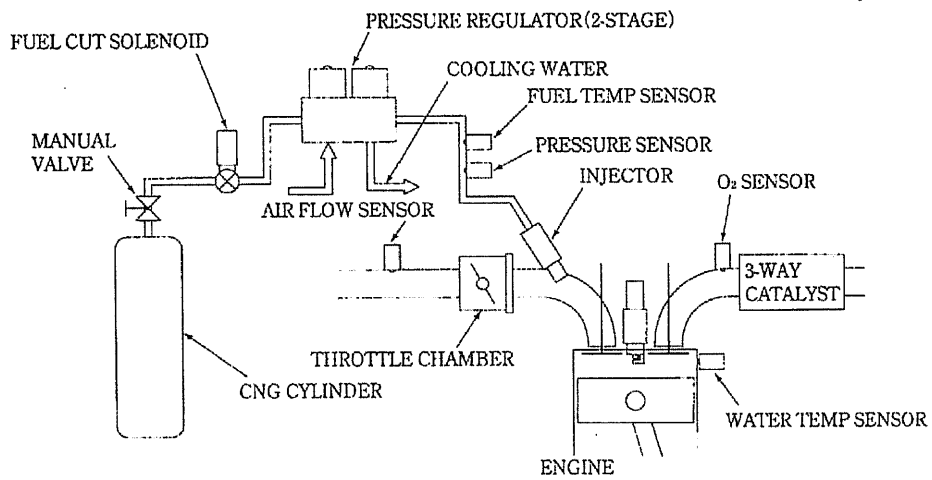


図 1.2.5 CNG エンジンの MPI 噴射システム (1-6)

## 第2章

# 超磁歪駆動ディーゼルインジェクタの 噴射性能

## 第2章で用いる記号

$A_c$  ; ニードル弁の上側受圧面積

$A_d$  ; 噴孔面積

$A_p$  ; パイロット弁のオリフィス面積

$A_{ru}$  ; ニードル弁のシート面上側受圧面積

$A_{rd}$  ; ニードル弁のシート面下側受圧面積

$A_s$  ; ニードル弁の下側受圧面積

$A_u$  ; 中間絞りの絞り面積

$B$  ; 磁束密度

$b_x$  ; ニードル弁の粘性係数

$C_{dc}$  ; コントロール室の流量係数

$C_{dd}$  ; 噴孔の流量係数

$C_{dp}$  ; パイロット弁の流量係数

$C_{dr}$  ; シートの流量係数

$C_{du}$  ; 中間絞りの流量係数

$D_p$  ; パイロット弁のオリフィス径

$D_r$  ; シート径

$F_b$  ; ニードル弁の粘性力

$F_k$  ; ニードル弁の弾性力

$F_m$  ; ニードル弁の慣性力

$H$  ; 磁界の強さ

$I$  ; 駆動電流

$K$  ; 燃料の体積弾性係数

$k_f$  ; 定常流体力と等価なばね定数

$k_s$  ; ニードル弁のばね定数

$m_s$  ; ニードル弁の質量

$P_d$  ; 噴射圧力

$P_c$  ; コントロール室圧力

$P_r$  ; 燃料リターン背圧

$P_s$  ; 燃料供給圧力

$P_b$  ; 測定器背圧

$P_u$  ; 中間絞り通過後圧力

$Q$  ; 噴射量

$Q_c$  ; コントロール室流量

$Q_d$  ; 噴孔流量

- $Q_r$  ; シート流量
- $Q_u$  ; 中間絞り流量
- $T_q$  ; ソレノイド通電時間 (噴射期間)
- $V_c$  ; コントロール室容積
- $V_d$  ; サック容積
- $V_u$  ; 絞り通過後容積
- $W_c$  ; フィードバックスロット幅
- $W_m$  ; 弁座の周長
- $x$  ; ニードル弁リフト量
- $x_l$  ; アンダーラップ量
- $x_p$  ; パイロット弁リフト量
- $\alpha$  ; 減圧比
- $\kappa$  ; ニードル弁の面積比
- $\lambda$  ; 飽和磁歪定数
- $\phi$  ; シート角
- $\rho$  ; 燃料密度
- $\zeta$  ; 減衰比



## 2.1 はじめに

ディーゼルインジェクタは、近年の排出ガス規制強化に対応するために、噴霧の微粒化、最適なタイミングでの噴射、等のよりきめ細かな噴射が求められ、これを実現するために更なる高速化、高精度化が要求されている。この対策の一つとして従来の電磁弁に替わりピエゾ素子、超磁歪素子を用いたインジェクタの研究、開発が進められている<sup>(2-1), (2-2)</sup>。超磁歪素子は応答性に優れ、任意の位置決めが可能であり、インジェクタの高速化だけでなく噴射率波形制御にも期待されている。

本章では試作した超磁歪駆動インジェクタの構造、動作について言及し、シミュレーションと実験で噴射性能を検討する。

## 2.2 従来型の性能と開発目標スペック

図 2.2.1 に従来型の電磁弁駆動インジェクタの構造を示す。パイロット弁が閉弁しているとき、コントロール室が高圧となりコマンドピストンとニードル弁の受圧面積差からニードル弁は下方に押しつけられ噴射は行なわれない。パイロット弁が開弁するとコントロール室が減圧されニードル弁がリフトし噴射が開始される。パイロット弁が電磁弁による ON/OFF 制御のためパイロット弁開口面積は全開/全閉のみとなり、ニードル弁リフト量および噴射率波形はコントロール室の入口、出口のオリフィス流量によって決定される。従来型の特徴としては、

- (1) 多段噴射のために噴射インターバルの短縮が必要だが、電磁弁の応答性には限界がある。
- (2) 電磁弁による ON/OFF 制御のため、噴射率波形を任意に変更できない。
- (3) パイロット弁開弁時の燃料リーク（動的リーク）の他に、常時燃料リーク（静的リーク）があり効率が悪い。また高圧化にともなう燃料リーク量の増加は燃料タンク温度の上昇にもつながる

等が挙げられ、今後の排出ガス規制強化に対応するためには特に (1), (2) の改善が有効であると思われる。

図 2.2.2 に従来型噴射率波形の一例（Euro3 規制対応インジェクタ、供給圧  $P_s=60\text{MPa}$ 、噴射量  $Q=10\text{mm}^3/\text{st}$ （最大噴射率  $Q_d\approx 20\text{mm}^3$ ））を示す。駆動電流の通電開始に対する噴射開始遅れは約  $0.8\text{ms}$ 、通電終了に対する噴射終了遅れは約  $0.65\text{ms}$  で、実際の噴射は駆動電流に対して大きく遅れていることがわかる。この遅れの原因は電磁弁（応答速度）によるものと、油圧回路（コントロール室容積、入口/出口オリフィス流量、コマンドピストン/ニードル慣性、等）によるものが考えられ、高速化には構造の変更や最適化が必要と思われる。

る。

本研究で開発する超磁歪駆動インジェクタの開発目標スペックは図 2.2.2 と同程度の条件で、噴射開始遅れで 0.8ms 以下、噴射終了遅れで 0.65ms 以下とし、また噴射率波形の変更が可能な構造とする。

### 2.3 磁歪材料について

強磁性体を磁化したとき、磁性体の寸法が変化する現象を磁歪という。磁歪による飽和変化量の割合  $\lambda = \Delta L/L$  (飽和磁歪定数) は一般に  $10^{-5} \sim 10^{-6}$  とわずかではあるが、固い弾性に抗して生ずるため、仕事量としてはかなり大きなものとなる。そのため大きな飽和磁歪定数を持つ材料は、高周波帯域における磁氣的振動と機械的超音波振動との変換素子(磁歪振動子)として広く使用される。超磁歪材料はそれまでのフェライトなどの磁歪材料に比べ数十～数百倍の巨大な磁歪を示すもので電磁力駆動やモータ駆動に代わるダイレクト・ドライブのアクチュエータ素材として注目されている<sup>(2-3), (2-4)</sup>。

磁歪材料の特性には以下のようなものが挙げられる。

#### ①Joule 効果 (磁歪効果)

外部より自発磁化と異なる方向から磁界を加えると、磁化はその方向に回転する。すると歪みの均衡点が移動し、その結果寸法が変化する。

#### ②Villari 効果 (逆磁歪効果)

逆に外部から機械的圧力を加えて結晶を歪ませると磁化量が変化する。

#### ③ $\Delta E$ 効果

磁歪が生じることで弾性率が変化し音速が変わる。

#### ④Viedemann 効果

同時に縦横 2 方向から磁界をかけるとねじれる。

#### ⑤逆 Viedemann 効果

逆に、ねじれば磁化が変化する。

#### ⑥プリストレス効果

磁歪材料を駆動素子として使用した場合、駆動前の変位方向の静的な力(プリストレス)および駆動時の変位速度と負荷質量に応じた加速度応答が加わるが、この応力は磁歪材料の磁化状態と弾性に作用するため、外部磁界と磁歪量の間関係が外部応力の強さに依存して異なることになる。

また磁歪材料と同様の性質を持つ圧電材料 (PZT) と比べると主に以下のような特長が挙げられる。(表 2.3.1)

- ①電流（磁界）駆動である。（圧電材料は電圧（電界）駆動）
- ②歪率が PZT より 5~10 倍大きい。
- ③発生応力が PZT より 2~3 倍大きい。
- ④ヤング率が PZT の約 1/4 である。
- ⑤キュリー温度は 380~420℃と高い
- ⑥素子の駆動がコイルや磁石などのドライバと非接触で行える。
- ⑦電流駆動のため、数 V の低電圧でも駆動できる。
- ⑧音速が小さく、超音波素子として機械共振に必要な寸法が小さくできる。

本研究で用いた超磁歪材料は粉末冶金法で製造したロッド形状の Terfenol-D である。図 2.3.1 に素子の外観を示す。組成は  $Tb_{0.3}Dy_{0.7}Fe_{1.85}Co_{0.04}$  で充填率は約 85.3%である。図 2.3.2 に本素子の磁気特性 ( $B-H$  特性,  $\lambda-H$  特性) の一例を示す。印加磁界と磁歪量の間ヒステリシスが見られるため、位置決め用途ではヒステリシス補償が必要となる。また図 2.3.3 にプリストレスが磁歪量に与える影響を示す。印加磁界の強さ  $H$  によって最も磁歪定数  $\lambda$  が大きくなるプリストレスの適値が異なっている。従って磁歪素子を使用する場合、印加磁界に合わせたプリストレスの設定が重要となる。

#### 2.4 タンデム型超磁歪アクチュエータの構造<sup>(2-2)</sup>

本研究で用いた超磁歪アクチュエータはタンデム型構造を採用している。これを図 2.4.1 に示す。タンデム型構造は Z 型のホルダに対して 2 本の超磁歪素子を互い違いに配置するもので、それぞれの磁歪量が加算される機構となっている。すなわち超磁歪素子を単独に配置する構造に比べ、同じスペースで約 2 倍の出力が得られることとなる。またホルダに十分な剛性を持たせることで機械的な伝達ロスも発生しない。今回使用した超磁歪素子は 1 セット 3 本を 2 セット、円筒形状のホルダに挿入し、プリストレスや外部負荷により生じる曲げモーメントを抑える構造となっている。

図 2.4.2 に使用したタンデム型超磁歪アクチュエータの構造を示す。超磁歪素子が伸長するとプランジャを押し上げ、これに結合された出力軸が上方へ変位する。超磁歪素子は前述したように予め適当なプリストレスを与えておくことで大きな磁歪量を示す特性があり、プランジャ上部に皿ばねを配置してこれを付加する。今回使用した超磁歪素子の磁歪量は最大  $1500 \times 10^{-6}$  程度で、磁界の強さ 100kA/m に対して約 50  $\mu$ m の変位が得られる。この変位量はインジェクタのパイロット弁として用いるには十分である。

なお超磁歪アクチュエータをパイロット弁として使用する場合は、皿ばねがパイロット弁シートのための軸力も同時に与える。

## 2.5 超磁歪駆動インジェクタ

本研究で用いたコモンレール用インジェクタの構造を図 2.5.1 に、動作説明を図 2.5.2 に示す。インジェクタはニードル弁に設けたスロットで流体式位置フィードバックを行なうパイロット弁比例制御型である。ニードル弁が閉じた状態でもスロットはアンダーラップ量  $x_l$  でコントロール室に開口し常時燃料流体を導いている。パイロット弁が閉じている時、コントロール室圧力  $P_c$  は燃料供給圧力  $P_s$  に等しく、ニードル弁の受圧面積差 ( $A_c > A_s + A_{ru}$ ) によりニードル弁はバルブシートに押しつけられシートを維持する (図 2.5.2 (a))。パイロット弁が開くとコントロール室圧力が低下しニードル弁に作用する油圧力が平衡する位置 (フィードバック流路開口面積とパイロット弁開口面積が等しくなる位置) までスロットが開口しニードル弁が位置決めされる (図 2.5.2 (b))。フィードバック流路の開口面積はニードル弁リフト量に比例するので、ニードル弁リフト量はパイロット弁開口面積に比例することになる。

## 2.6 インジェクタの理論特性

比例制御型インジェクタの動特性を表わす基礎式を以下に示す。

・パイロット弁流量  $Q_p$

$$Q_p = C_{dp} A_p \sqrt{\frac{2(P_c - P_r)}{\rho}} \quad (2-1)$$

$$\text{ここで, } A_p = \pi D_p x_p \quad (2-2)$$

・フィードバック流路流量  $Q_c$

$$Q_c = C_{dc} W_c (x + x_l) \sqrt{\frac{2(P_s - P_c)}{\rho}} \quad (2-3)$$

・中間絞り流量  $Q_u$

$$Q_u = C_{du} A_u \sqrt{\frac{2(P_s - P_u)}{\rho}} \quad (2-4)$$

・ニードル弁シート部流量  $Q_r$

$$Q_r = C_{dr} W_m x \sin \phi \sqrt{\frac{2(P_u - P_d)}{\rho}} \quad (2-5)$$

$$\text{ここで, } W_m = \pi D_r \quad (2-6)$$

・噴射流量  $Q_d$

$$Q_d = C_{dd} A_d \sqrt{\frac{2(P_d - P_b)}{\rho}} \quad (2-7)$$

・コントロール室に関する連続の式

$$Q_c - A_c \dot{x} - Q_p = \frac{V_c}{K} \dot{P}_c \quad (2-8)$$

・中間絞りに関する連続の式

$$Q_u - A_{ru} \dot{x} - Q_r = \frac{V_u}{K} \dot{P}_u \quad (2-9)$$

・サックに関する連続の式

$$Q_r - A_{rd} \dot{x} - Q_d = \frac{V_d}{K} \dot{P}_d \quad (2-10)$$

・ニードル弁の運動方程式

$$m_s \ddot{x} - b_x \dot{x} + (k_s + k_f)x = P_s A_s + P_u A_{ru} + P_d A_{rd} - P_c A_c \quad (2-11)$$

左辺第2項はニードル弁に作用する摺動抵抗を表し、次式で与えられる。

$$b_x = \zeta \sqrt{m_s k_s} \quad (2-12)$$

左辺第3項はニードル弁に作用する定常流体力を表し、その影響は流体力と等価なばね定数  $k_f$  を用いて次式で与えられる<sup>(2-5)</sup>。また非定常流体力は無視する。

$$k_f x = \rho Q_r u_r \cos \phi = \rho Q_r \frac{Q_r}{C_{ds} W_m x} \cos \phi = C_{dr} W_m x (P_u - P_d) \sin 2\phi \quad (2-13)$$

$$\therefore k_f = C_{dr} W_m (P_u - P_d) \sin 2\phi \quad (2-14)$$

・ニードル弁受圧面積の関係式

$$A_s + A_{ru} + A_{rd} = A_c \quad (2-15)$$

次にニードル弁の定常状態における理論特性を示す。パイロット弁が開くとコントロール室圧力  $P_c$  が低下し、圧力による軸力が開弁方向に作用してニードル弁は開き始めるがフィードバック流路の開口面積はニードル弁リフト量に比例するので、ニードル弁は軸力が平衡する位置(フィードバック流路通過流量  $Q_c$  とパイロット弁制御流量  $Q_p$  が等しくなる位

置)に位置決めされる。よって定常状態では次式が成り立つ。

$$Q_c = Q_p \quad (2-16)$$

開弁前はサック部圧力  $P_d = 0$ 、開弁後もニードル弁リフトが小さい領域では、主な軸力の要素である  $A_s P_s$ 、 $A_c P_c$  に対し  $A_{rd} P_d$  は小さいとすれば、定常状態は軸力が平衡しているので、

$$A_c P_c = A_s P_s + A_{ru} P_u \quad (2-17)$$

(2-1~3)、(2-16)、(2-17) 式よりパイロット弁とフィードバック流路の流量係数は等しい ( $C_{dc} = C_{dp}$ ) として次式が得られる。

$$x = \frac{A_p}{W_c} \sqrt{\frac{\kappa}{1-\kappa}} - x_l \quad (2-18)$$

ここで  $\kappa$  はニードル弁の面積比、

$$\kappa = \frac{A_s + A_{ru}}{A_c} \quad (2-19)$$

(2-18) 式よりニードル弁リフト量  $x$  は圧力に無関係で、ニードル弁各部の受圧面積とフィードバック流路の寸法によって決まり、パイロット弁開度  $A_p$  の 1 次関数として制御されることがわかる。したがってニードル弁が開くための条件は、

$$x = \frac{A_p}{W_c} \sqrt{\frac{\kappa}{1-\kappa}} - x_l > 0 \quad (2-20)$$

また定常状態においてニードル弁リフト量が十分であり  $P_d = P_u$  であると仮定すると、(2-1)、(2-2) 式よりパイロット弁とフィードバック流路の流量の関係式、

$$A_p \sqrt{P_c} = W_c (x + x_l) \sqrt{P_s - P_c} \quad (2-21)$$

が得られ、これよりニードル弁の最大リフト量は、

$$x = \frac{A_p}{W_c} \sqrt{\frac{A_s + \alpha(A_{ru} + A_{rd})}{A_c - (A_s + \alpha(A_{ru} + A_{rd}))}} - x_l \quad (2-22)$$

ここで  $\alpha$  は絞りによる減圧比で、

$$\alpha = \frac{P_u}{P_s} \quad (2-23)$$

また中間絞りによる絞り面積  $A_u$  は  $\alpha$  を用いて,

$$A_u = A_d \sqrt{\frac{\alpha}{1-\alpha}} \quad (2-24)$$

## 2.7 ボンドグラフ法による噴射シミュレーション

### 2.7.1 ボンドグラフモデル

インジェクタの動特性を把握するために、ボンドグラフ法による数値シミュレーションを行う。ボンドグラフ法は電気系、流体系、力学系、等の相似性に着目して、エネルギーの流れに沿ってシステムモデルを作成する手法であり、各種力学系が混在する油圧システムのモデル化には適した手法である<sup>(2-6), (2-7)</sup>。図 2.7.1 に比例制御型インジェクタのボンドグラフを示す。ボンドグラフの関係式は (2-1) ~ (2-15) 式より下記のように求められる。

・パイロット弁絞り  $R(A_p\sqrt{\cdot})$  の流量  $Q_p$

(2-1) 式より

$$Q_p = C_{dp} A_p \sqrt{2(P_c - P_r)/\rho}$$

$$\text{flow} = Q_p, \quad \text{effort} = P_c - P_r$$

・フィードバック流路絞り  $R(xW_c\sqrt{\cdot})$  の流量  $Q_c$

(2-3) 式より

$$Q_c = C_{dc} W_c (x + x_l) \sqrt{2(P_s - P_c)/\rho}$$

$$\text{flow} = Q_c, \quad \text{effort} = P_s - P_c$$

・中間絞り  $R(A_u\sqrt{\cdot})$  の流量  $Q_u$

(2-4) 式より

$$Q_u = C_{du} A_u \sqrt{2(P_s - P_u)/\rho}$$

$$\text{flow} = Q_u, \quad \text{effort} = P_s - P_u$$

- ・ニードル弁シート部絞り  $R(xW_m\sqrt{\cdot})$  の流量  $Q_r$

(2-5) 式より

$$Q_r = C_{dr} W_m x \sin \phi \sqrt{2(P_u - P_d) / \rho}$$

$$\text{flow} = Q_r, \quad \text{effort} = P_u - P_d$$

- ・噴孔絞り  $R(A_d\sqrt{\cdot})$  の流量  $Q_d$

(2-7) 式より

$$Q_d = C_{dd} A_d \sqrt{2(P_d - P_b) / \rho}$$

$$\text{flow} = Q_d, \quad \text{effort} = P_d - P_b$$

- ・コントロール室容積  $C(V_c/K)$  の圧力  $P_c$

(2-8) 式より

$$P_c = \frac{K}{V_c} \int \delta Q_c dt \quad \text{ただし } \delta Q_c = Q_c + A_c \dot{x} - Q_p$$

$$\text{effort} = P_c, \quad \text{displacement} = \int \delta Q_c dt$$

- ・中間絞り後容積  $C(V_u/K)$  の圧力  $P_u$

(2-9) 式より

$$P_u = \frac{K}{V_u} \int \delta Q_u dt \quad \text{ただし } \delta Q_u = Q_u + A_{ru} \dot{x} - Q_r$$

$$\text{effort} = P_u, \quad \text{displacement} = \int \delta Q_u dt$$

- ・サック容積  $C(V_d/K)$  の圧力  $P_d$

(2-10) 式より

$$P_d = \frac{K}{V_d} \int \delta Q_d dt \quad \text{ただし } \delta Q_d = Q_d + A_{rd} \dot{x} - Q_r$$

$$\text{effort} = P_d, \quad \text{displacement} = \int \delta Q_d dt$$



・ニードル弁慣性  $I(m_s)$  の弁速度  $\dot{x}$

(2-11) 式より

$$\dot{x} = \frac{1}{m_s} \int F_m dt \quad \text{ただし } F_m = P_s A_s + P_u A_{ru} + P_d A_{rd} - P_c A_c$$

$$\text{flow} = \dot{x}, \quad \text{momentum} = \int F_m dt$$

・ニードル弁粘性  $R(b_x)$  の粘性力  $F_b$

(2-11), (2-12) 式より

$$F_b = \zeta \sqrt{m_s k_s} \dot{x} \quad \text{ただし } F_b = P_s A_s + P_u A_{ru} + P_d A_{rd} - P_c A_c$$

$$\text{effort} = F_b, \quad \text{flow} = \dot{x}$$

・ニードル弁弾性  $C(k_f)$  の弾性力  $F_k$

(2-11), (2-14) 式より

$$F_k = \{k_s + C_{dr} W_m (P_u - P_d) \sin 2\phi\} x \quad \text{ただし } F_k = P_s A_s + P_u A_{ru} + P_d A_{rd} - P_c A_c$$

$$\text{effort} = F_k, \quad \text{displacement} = x$$

## 2.7.2 シミュレーション結果

燃料供給圧力  $P_s$  を変更した場合の噴射シミュレーション結果を図 2.7.2 に示す。ここではパイロット弁リフトを  $x_p = 40 \mu\text{m}$  の矩形とした。また他のシミュレーション条件は表 2.7.1 に示す。噴射率波形は  $P_s$  に応じて山の大きくなっている。噴射開始は  $x_p$  より約 0.2ms 遅れるが、 $P_s$  によらず大体同じである。しかし噴射終了は  $P_s$  が低いほど遅い。これは圧力が低いほどニードル弁を開弁させる軸力が弱くなるためだと考えられる。閉弁を速くするにはコントロール室への開口面積を大きくすれば良いが、大きすぎると (2-18) 式に示されるようにニードル弁リフト量が減ってしまう。よって必要な噴射量を確保した上で開口面積、すなわちフィードバックスロット幅  $W_c$  とアンダーラップ量  $x_l$  を検討する必要がある。

図 2.7.3 に  $P_s = 30\text{MPa}$  のインジェクタ各部の圧力と流量を示す。噴射率波形  $Q_d$  は噴射初期では若干流量が少なく、噴射後期では逆に多めとなる傾向が見られる。噴射初期の場合は、噴射開始にともない中間絞り後圧力  $P_u$  が減少する (=シート流量  $Q_r$  が発生する) が、中間絞りにより絞り後容積  $V_u$  への燃料供給が遅れるためサック圧力  $P_d$  の上昇も遅れる (=噴孔流量  $Q_d$  が増加しない) と考えられる。また噴射後期の場合はニードル弁降下とともにシート部開口面積が絞られるが、同時に中間絞り後圧力  $P_u$  も上昇するためサック部圧力  $P_d$  も上昇する (=噴孔流量  $Q_d$  が増加する) ものと考えられる。この特性は中間絞りの減圧比  $\alpha$  に依存するが、 $\alpha$  は開閉弁のタイミングにも影響を与えるので適切な選択が必要である。

噴射初期の各圧力の不均衡状態が落ち着くとニードル弁は安定したリフト上昇を始め、パイロット弁流量  $Q_p$  とコントロール室流量  $Q_c$  が等しくなる位置まで位置決めされる。図 2.7.4 は同条件で噴射期間を  $T_q=6.0\text{ms}$  としたもので、 $Q_p=Q_c$  となった時にニードル弁リフトが停止することがわかる。

## 2.8 アクチュエータの性能

2.5 節で述べたように比例制御型インジェクタのニードル弁動作はパイロット弁リフト量に比例するので、パイロット弁に使用する超磁歪アクチュエータの応答性はインジェクタの噴射性能を左右することになる。そこで本節では超磁歪アクチュエータの応答性とその向上を検討した。

### 2.8.1 ステップ応答

図 2.8.1 に超磁歪アクチュエータのステップ応答を示す。約 10A の駆動電流を与えたとき、電流に対する遅れは約 0.06ms と速い立ち上がりである。一方、変位は目標値約  $33\mu\text{m}$  に対し最初のピークは約  $40\mu\text{m}$  で +20% のオーバーシュートが発生し、振動の整定時間 ( $\pm 5\%$  以内に収束する時間) は約 0.79ms である。この応答性であれば十分パイロット弁として使用できると思われる。オーバーシュート量と整定時間は超磁歪素子を含めたアクチュエータの可動部分に依存しているので、より応答性を向上させるためには部品の構造、材質変更、等が考えられる。

### 2.8.2 円筒ホルダの材質

応答性向上を目的に磁歪素子を保持する円筒ホルダの材質を検討した。円筒ホルダは超磁歪アクチュエータの可動部品で最も重量があり材質変更 (軽量化) により応答性の改善が期待される。そこで磁気回路上要求される、“強磁性でない”材料の、リン青銅 (図 2.8.1 で使用)、アルミ (ジュラルミン)、チタンの 3 種類について応答を測定した。3 種類の材料の特性と試作したホルダ質量は表 2.8.1 に示す。

測定に用いる超磁歪アクチュエータの設定は 2 条件とした。1 つは一般的な状態を想定し、出力軸を自由端としてプリストレスのみを付加した条件である。もう 1 つはインジェクタのパイロット弁使用を想定し、出力軸を固定面に当てプリストレスと同時にパイロット弁シートに必要な軸力を付加した条件である。なお実験では減衰特性を見やすくするため、アクチュエータ駆動電流に 2 段電流 (ピーク電流 18A, ホールド電流 12A, ピーク時間 0.1ms) を使用してパイロット弁リフトをオーバーシュートさせた。

図 2.8.2 に各材料の実験結果を示す。プリストレスのみ付加した条件では、リン青銅、チ

タンに比べアルミのピーク変位が低くなっている。この条件ではホールド変位にはあまり差が見られないが、シート軸力を付加する条件ではアルミのホールド変位も大きく減少する。これはアルミの剛性が他の材料に比べ低く、超磁歪素子の伸びを吸収し伝達ロスが発生していると考えられる。

一方、振動の減衰を見るとリン青銅、アルミ、チタンの順に遅くなっている。各条件の整定時間（最終値の±5%に収束する時間）は表 2.8.2 で、各材料の比重や剛性が影響していると思われる。安定性の面から振動はできるだけ速い収束が望ましく、この観点からはリン青銅が有利である。

以上の結果から円筒ホルダにはリン青銅を採用することが望ましいと考えられる。よって以下の実験ではすべてリン青銅を使用する。

## 2.9 インジェクタの噴射性能

### 2.9.1 測定装置

インジェクタの噴射試験に使用した測定装置構成を図 2.9.1 に示す。サプライポンプでモンレール内の燃料圧力を一定に保つように制御し、インジェクタに供給する。噴射指示パルスがドライバに入力されると超磁歪アクチュエータに駆動電流が流れ噴射動作を開始する。ドライバは従来の電磁弁インジェクタに使用されているもので、噴射開始時の応答性を補償する過励磁電流（ピーク電流）とその後の開弁を維持する維持電流（ホールド電流）の2段階の電流値が設定できる。噴射された燃料は Zeuch の定容積法による噴射率計<sup>(2-8)</sup>で計測される。

定容積法は、定容積の容器内に噴射された燃料による圧力上昇率を測定して、噴射率に換算する方法である。測定法の概要を図 2.9.2 に示す。噴射量 $\Delta V$ による容器内の圧力上昇 $\Delta P$ は

$$\Delta P = K \frac{\Delta V}{V} \quad (2-25)$$

ここで  $K$  は燃料の体積弾性率、 $V$  は測定容器の容積である。これより噴射量の時間変化率である噴射率  $Q_d$  は、

$$Q_d = \frac{dV}{dt} = \frac{V}{K} \frac{dP}{dt} \quad (2-26)$$

## 2.9.2 実験結果

超磁歪駆動インジェクタの噴射率波形の一例として、図 2.9.3 に燃料供給圧力  $P_s=60\text{MPa}$ 、噴射期間  $T_q=1.0\text{ms}$  の噴射率波形を示す。駆動電流はピーク 18A、ホールド 12A で、ピーク電流に応じてパイロット弁リフト量がオーバーシュートしているが、噴射率にはそれほど大きなピークとしては現われていない。これはニードル弁が油圧を介した動作のためと思われる。駆動電流に対する噴射開始遅れは約 0.39ms、噴射終了遅れは約 0.49ms で目標スペック（噴射開始遅れ 0.8ms 以下、噴射終了遅れ 0.65ms 以下）を十分満たし、従来型の電磁弁インジェクタより高速である。

図 2.9.4 に燃料供給圧力  $P_s$  を変更したときの噴射率波形を示す。 $P_s$  の増加とともに噴射率波形も大きくなっているが噴射開始、終了のタイミングはほぼ一致しており 2.8 節のシミュレーション結果と異なっている。また  $P_s=80\text{MPa}$  と  $P_s=100\text{MPa}$  で波形の高さに差が見られない。これは波形の振幅に差があることからニードル弁が上方に突き当たって停止しているのではなく、試作したインジェクタの中間絞りが設計値より狭すぎて、絞りより下側への燃料の供給が追いつかないのが原因と思われる。よってこれ以上の供給圧力で使用するにはインジェクタ構成部品の各形状の再検討が必要である。

図 2.9.5 に噴射期間  $T_q$  を変更したときの噴射率波形を示す。 $T_q$  の増加にあわせて噴射率波形の幅は広がるが、波形は相似形で  $T_q$  による噴射量の制御が可能ながわかる。

以上の実験結果から、超磁歪駆動インジェクタは従来の電磁弁インジェクタに比べ十分な応答性を持っていると考えられる。

#### 参考文献

- (2-1) 畔津, 脇坂, 他, 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), 371-377
- (2-2) 田中, 佐藤, 浦井, タンデム形超磁歪素子を用いたコモンレール用比例インジェクタの開発, 自動車技術会論文集, 32-2(2001), 85-90
- (2-3) 田中, 実用ニューマテリアル研究会, 実用新素材技術便覧, 通産資料調査会, (1996), 156-171
- (2-4) 日本金属学会編, 金属便覧, 丸善, (1990), 707-708
- (2-5) 田中, 油空圧のデジタル制御と応用, 近代図書, (1987), 45-47
- (2-6) J.U.トーマ, 須田, ボンドグラフによるシミュレーション, コロナ社, (1996), 10-71
- (2-7) 桜井, 空気圧システムの新しいボンドグラフ表現, 油空圧技術, 2(2003), 33-37
- (2-8) 高村, 太田, 福島, ディーゼルノズル用の容積形噴射率計の試作, 自動車技術会論文集, 23-3(1992), 60-64

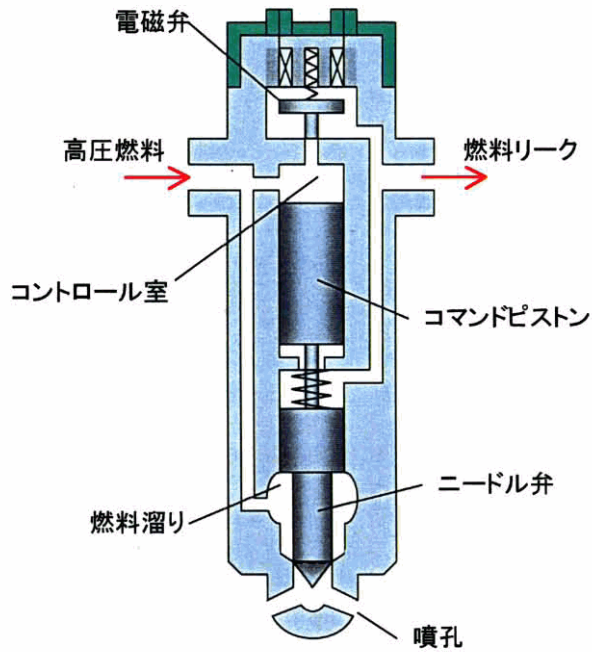


図 2.2.1 従来型インジェクタの構造

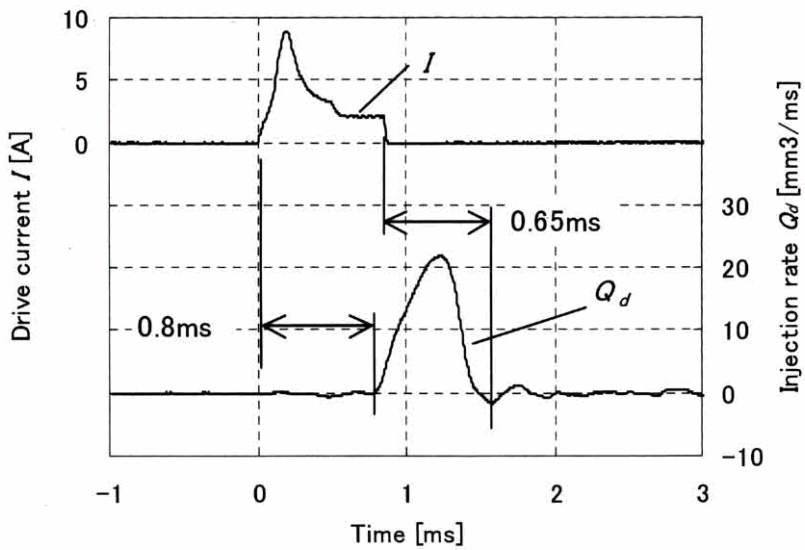


図 2.2.2 従来型インジェクタの噴射率波形

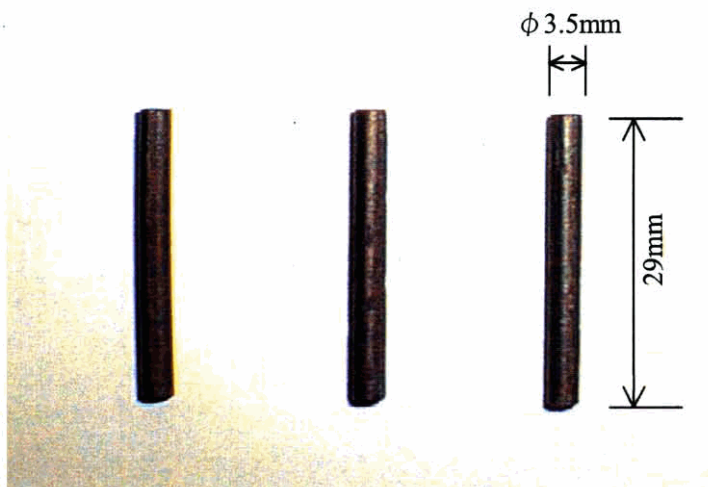


図 2.3.1 超磁歪素子の外観

	超磁歪材料	圧電材料 (PZT)	純ニッケル
密度 [ $10^3\text{kg/m}^3$ ]	9.25	7.49	9.5
ヤング率 [GPa]	25~35	75	225
電気抵抗率 [ $\mu\Omega\text{cm}$ ]	60	—	6.6
飽和歪量 [ppm]	1,500~2,000	100	-40
発生応力 [ $\text{kgf/mm}^2$ ]	3	1.5	0.1
エネルギー密度 [ $\text{J/m}^3$ ]	14,000~25,000	930	30
結合係数 [%]	70~75	65	30
音速 [m/s]	1,720	3,130	4,940
透磁率 [emu]	4.5~9.3	—	60

表 2.3.1 材料特性<sup>(2-3)</sup>

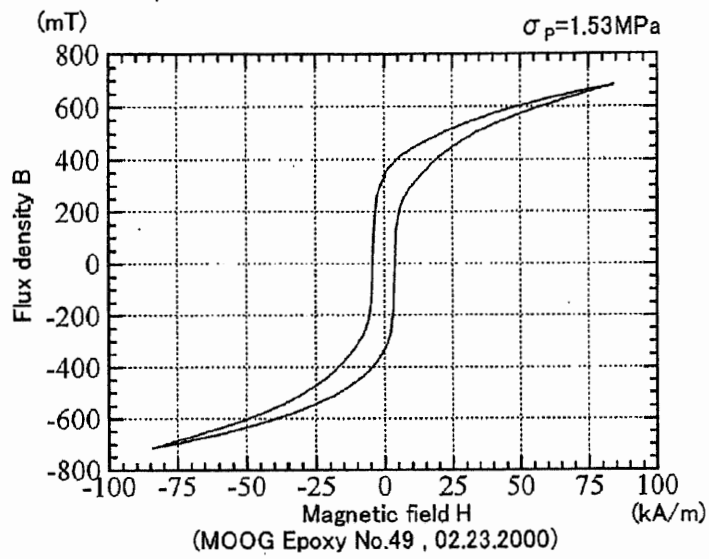


図 2.3.2 (a) 超磁歪素子の磁気特性 ( $B-H$  特性)

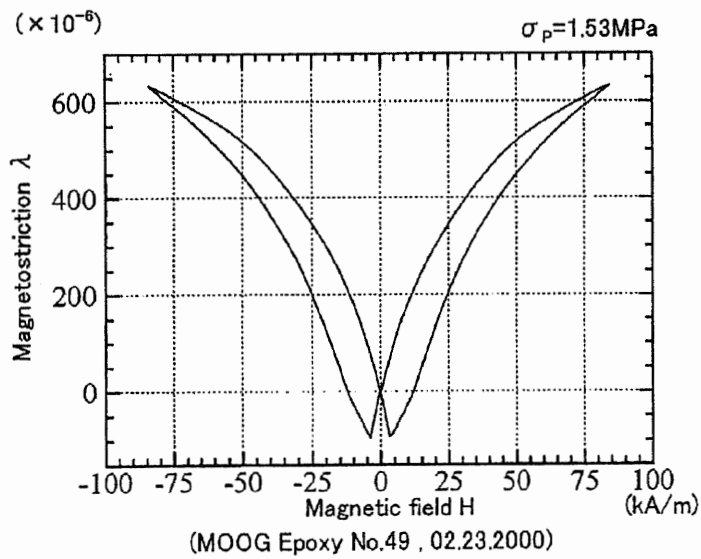


図 2.3.2 (b) 超磁歪素子の磁気特性 ( $\lambda-H$  特性)



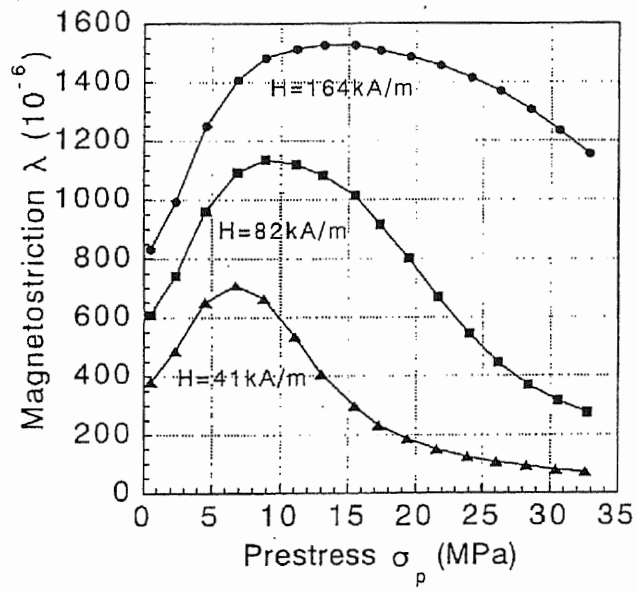


図 2.3.3 プリストレス特性

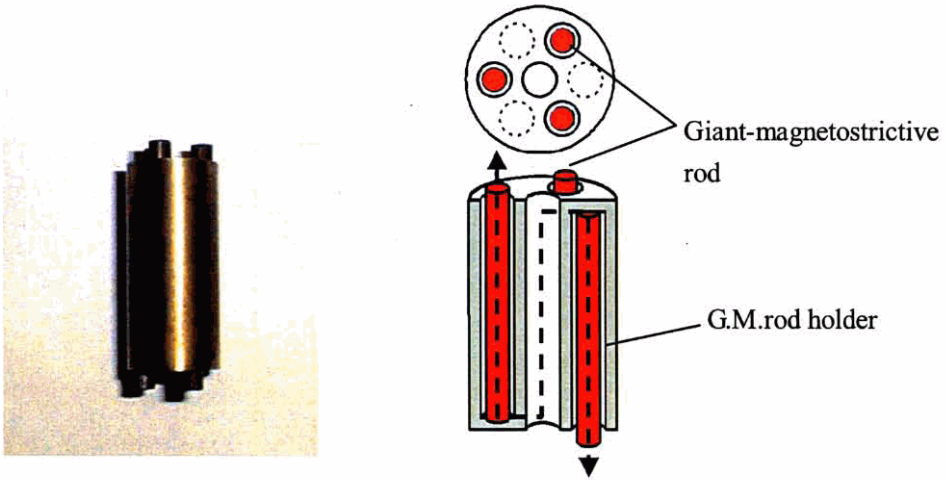


図 2.4.1 タンデム構造

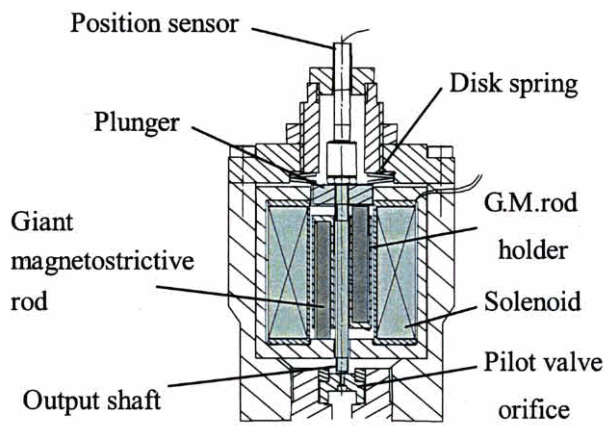


図 2.4.2 タンデム型超磁歪アクチュエータ

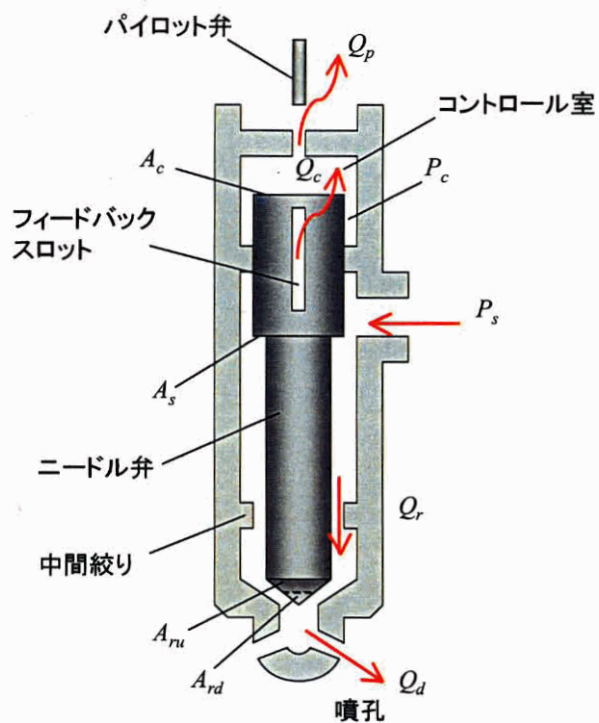


図 2.5.1 (a) 超磁歪駆動インジェクタ (構造図)

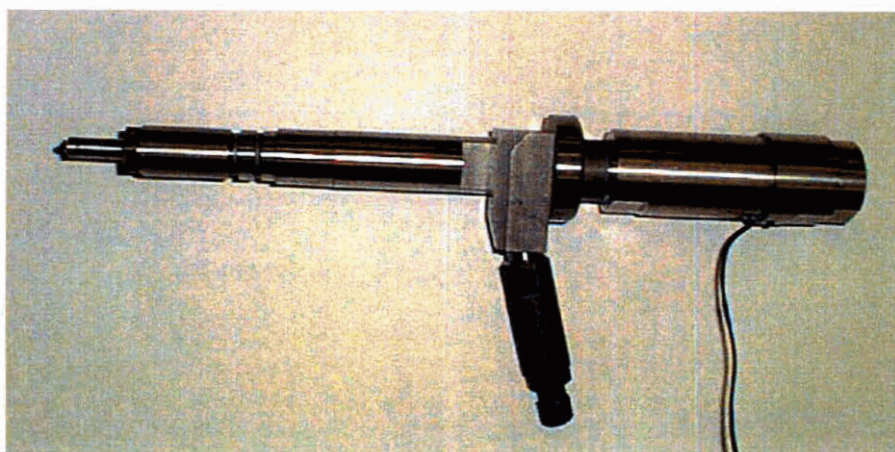


図 2.5.1 (b) 超磁歪駆動インジェクタ (外観)

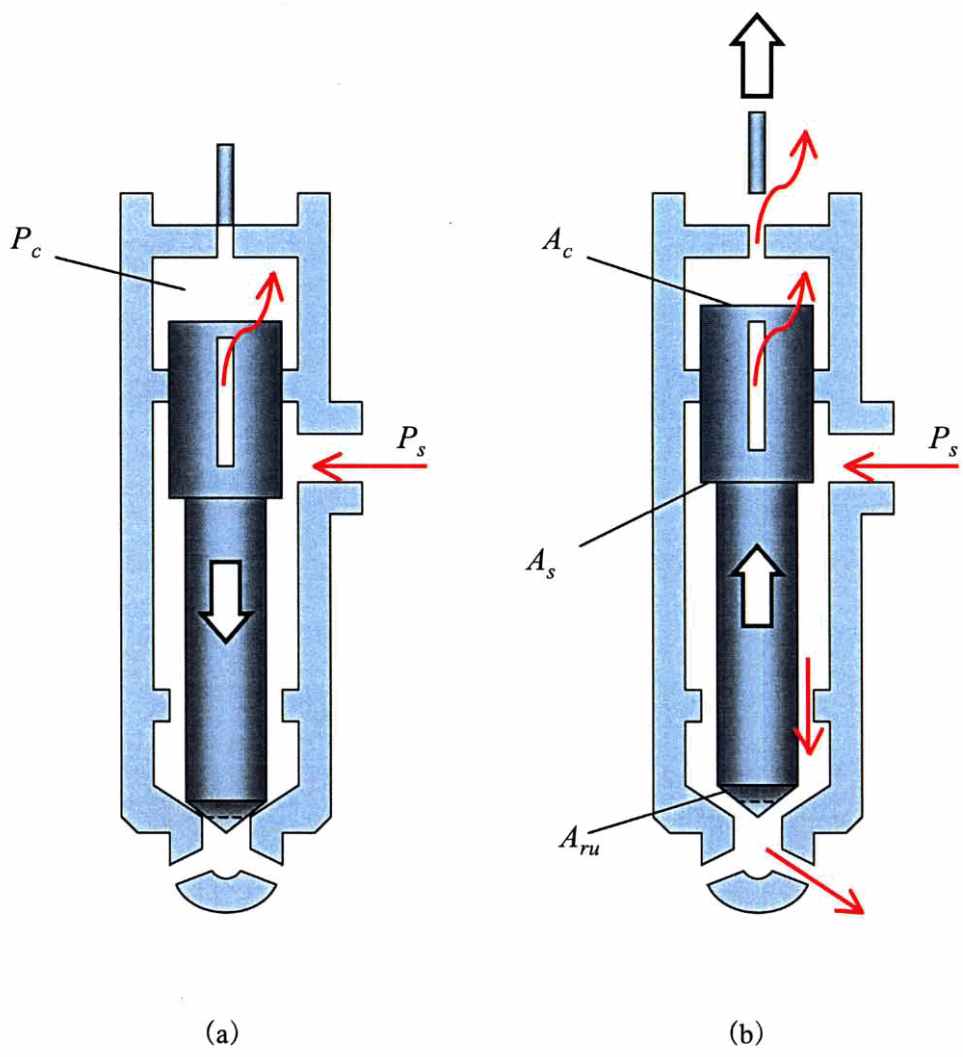


図 2.5.2 比例制御インジェクタの動作

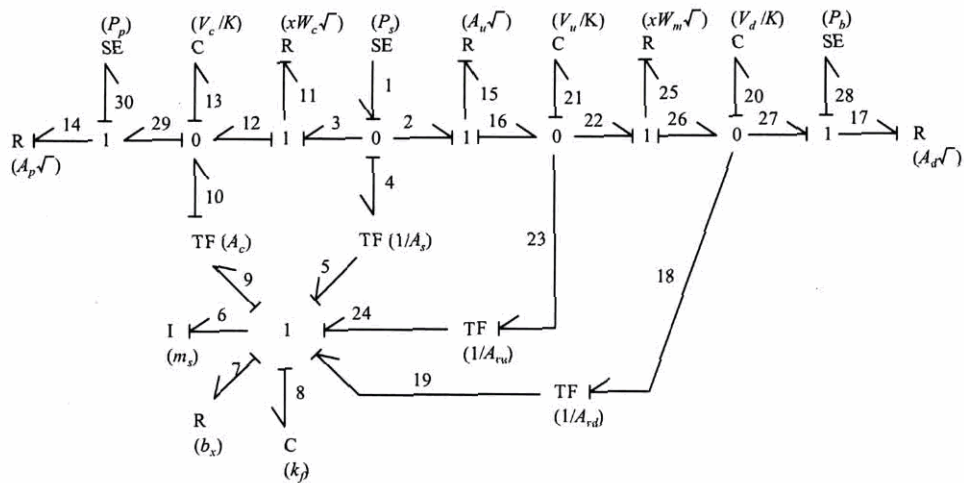
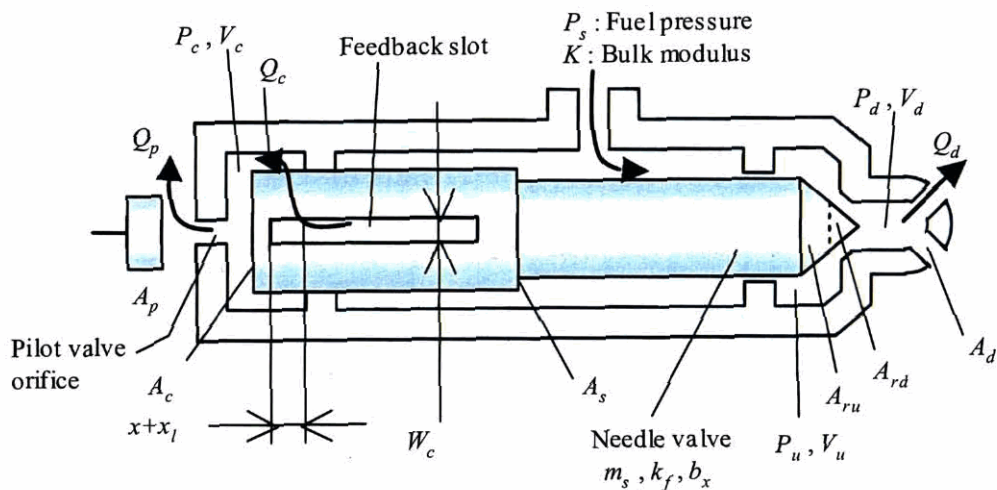


図 2.7.1 インジェクタのボンドグラフ

ニードル弁受圧面積（上側） [m <sup>2</sup> ]	$A_c$	$13.85 \times 10^{-6}$
噴孔面積 [m <sup>2</sup> ]	$A_d$	$0.92 \times 10^{-6}$ ( $\phi 0.14 \times 6$ )
ニードル弁受圧面積（シート面上側） [m <sup>2</sup> ]	$A_{ru}$	$8.96 \times 10^{-6}$
ニードル弁受圧面積（シート面下側） [m <sup>2</sup> ]	$A_{rd}$	$3.59 \times 10^{-6}$
ニードル弁受圧面積（下側） [m <sup>2</sup> ]	$A_s$	$1.28 \times 10^{-6}$
ニードル弁の粘性係数 [Ns/m]	$b_x$	20
コントロール室の流量係数	$C_{dc}$	0.7
噴孔の流量係数	$C_{dd}$	0.8
パイロット弁刺フイスの流量係数	$C_{dp}$	0.7
ニードル弁シート部の流量係数	$C_{dr}$	0.7
中間絞りの流量係数	$C_{du}$	0.7
パイロット弁刺フイス径 [mm]	$D_p$	0.5
ニードル弁シート径 [mm]	$D_r$	2.14
燃料の体積弾性係数 [Pa]	$K$	$0.8 \times 10^9$
ニードル弁のばね定数 [N/m]	$k_s$	$1.0 \times 10^9$
ニードル弁の質量 [g]	$m_s$	16
燃料供給圧力 [MPa]	$P_s$	変更
噴射背圧 [MPa]	$P_b$	5
リターン背圧 [MPa]	$P_r$	0
ソレノイド 通電時間 [ms]	$T_q$	1.0
コントロール室容積 [cm <sup>3</sup> ]	$V_c$	65.6
サック容積 [cm <sup>3</sup> ]	$V_d$	0.204
中間絞り通過後容積 [cm <sup>3</sup> ]	$V_u$	57.6
フィードバックスロット幅 [mm]	$W_c$	0.2
アンダラップ量 [mm]	$x_l$	0.2
減圧比	$\alpha$	0.8
噴射角 [deg]	$\phi$	30
燃料の密度 [kg/m <sup>3</sup> ]	$\rho$	$0.84 \times 10^3$

表 2.7.1 シミュレーション条件

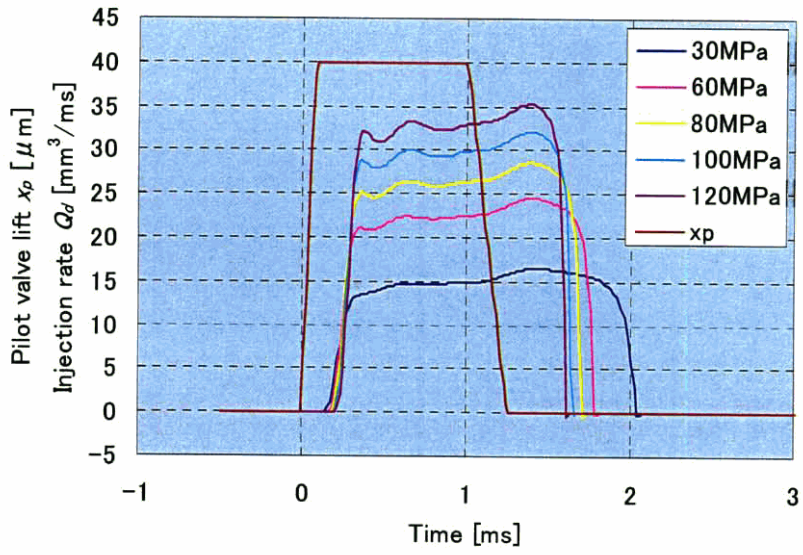


図 2.7.2 噴射シミュレーション結果

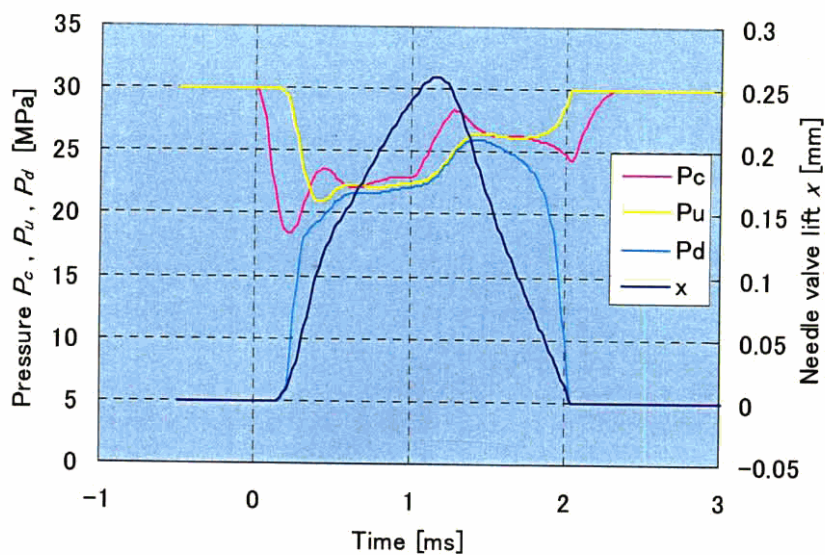


図 2.7.3 (a) インジェクタ各部の圧力 ( $P_s=30\text{MPa}$ ,  $T_q=1.0\text{ms}$ )

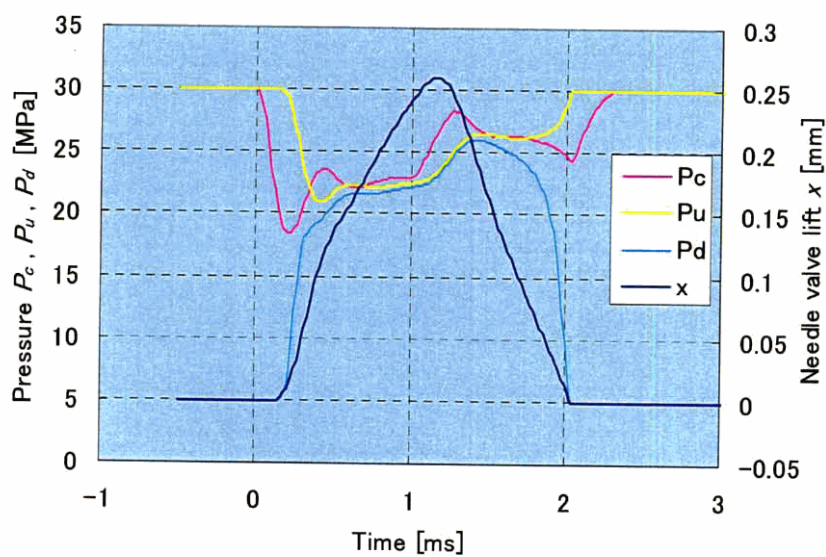


図 2.7.3 (b) インジェクタ各部の流量 ( $P_s=30\text{MPa}$ ,  $T_q=1.0\text{ms}$ )



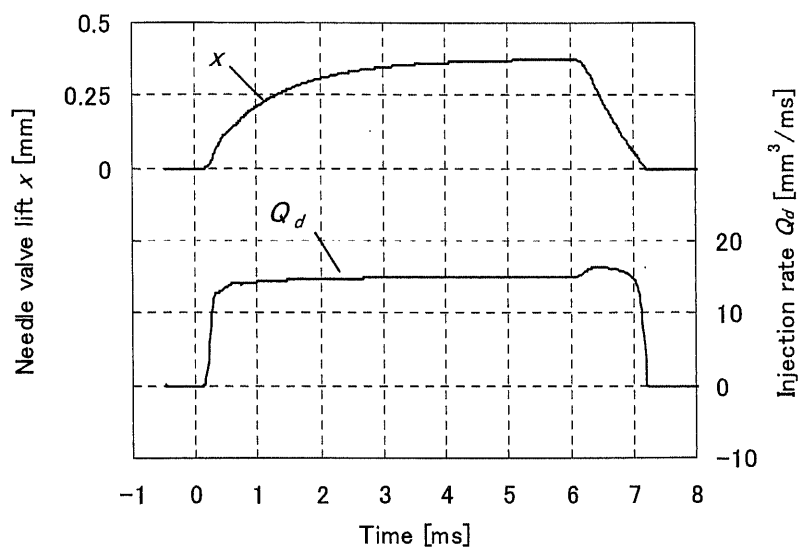


図 2.7.4 (a) ニードル弁リフト  $x$  ( $P_s=30\text{MPa}$ ,  $T_q=6.0\text{ms}$ )

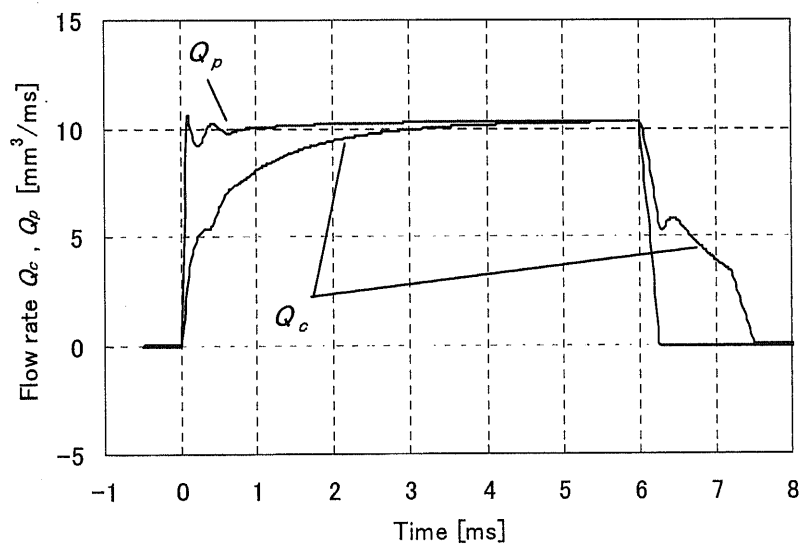


図 2.7.4 (b) パイロット流量  $Q_p$ , コントロール室流量  $Q_c$  ( $P_s=30\text{MPa}$ ,  $T_q=6.0\text{ms}$ )

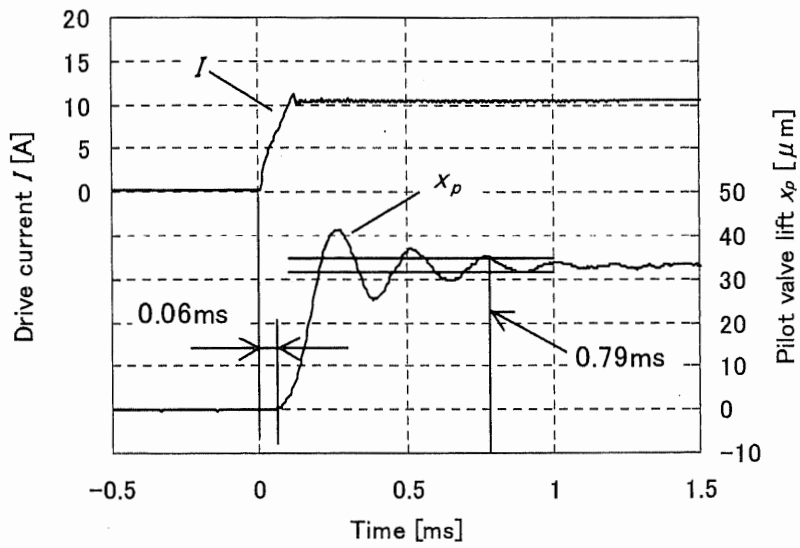


図 2.8.1 超磁歪アクチュエータのステップ応答

	リン青銅	アルミ (ジュラルミン)	チタン
比重	8.9	2.8	4.5
縦弾性係数 [GPa]	120	71.5	115.7
熱膨張係数 [ppm/°C]	18.4	23.6	8.4
ホルダ重量 [g]	13.66	5.05	7.85

表 2.8.1 ホルダ材質の特性

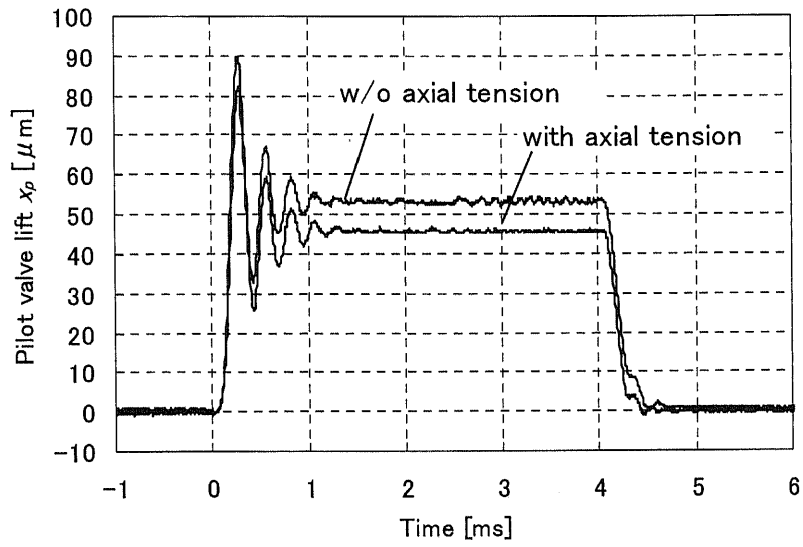


図 2.8.2 (a) ホルダ材質比較 (リン青銅)

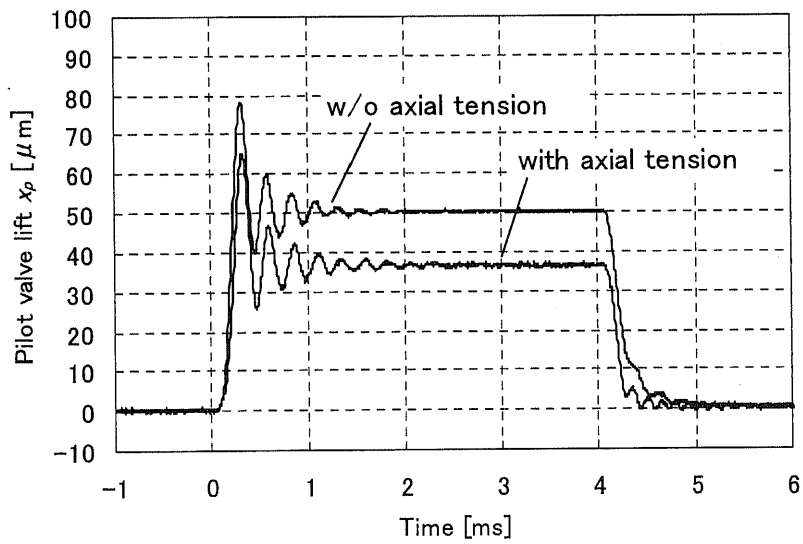


図 2.8.2 (b) ホルダ材質比較 (アルミ)

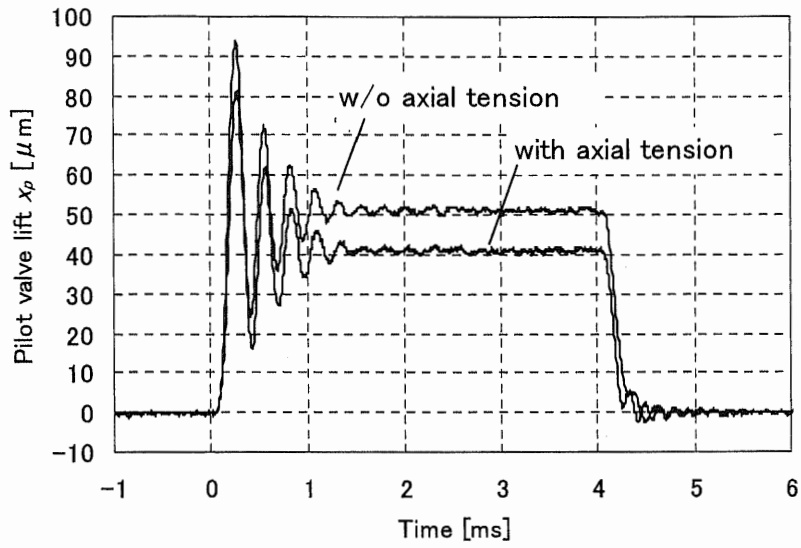


図 2.8.2 (c) ホルダ材質比較 (チタン)

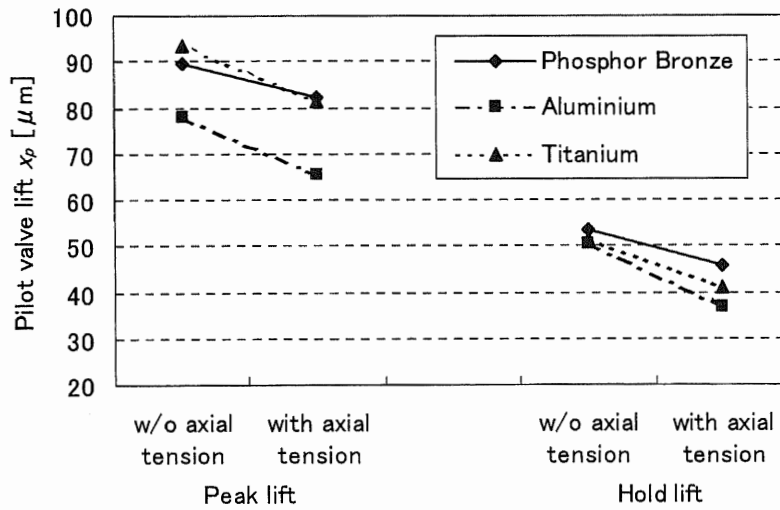


図 2.8.2 (d) 各材料の変位比較

	リン青銅	アルミ (ジュラルミン)	チタン
プリストレスのみ [ms]	0.975	1.115	1.23
プリストレス+軸力 [ms]	0.975	1.15	1.26

表 2.8.2 各材料の整定時間比較

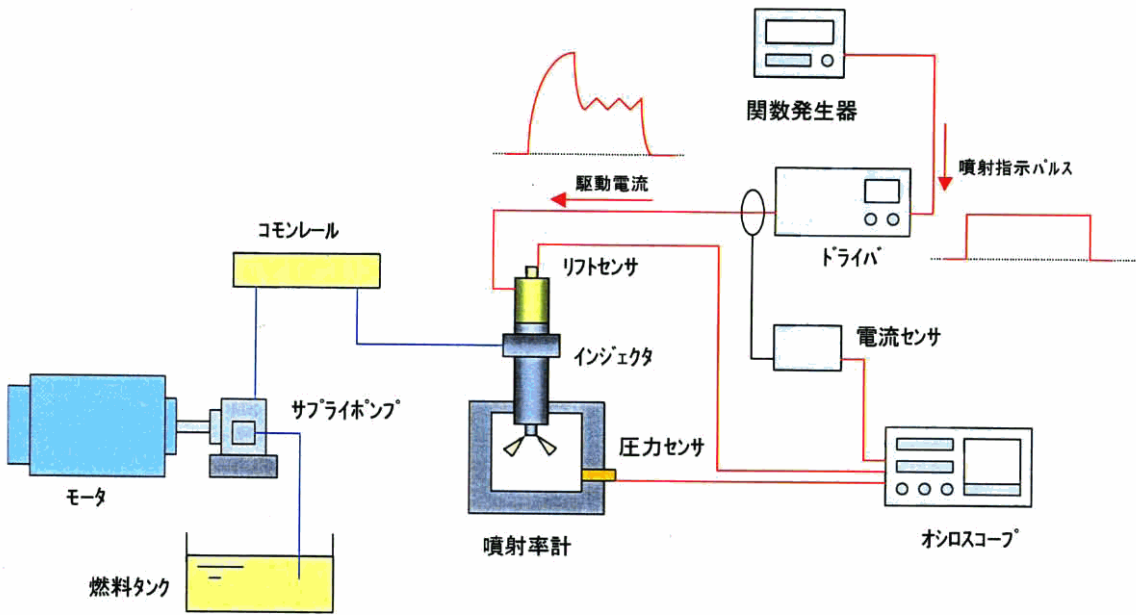


図 2.9.1 噴射測定装置

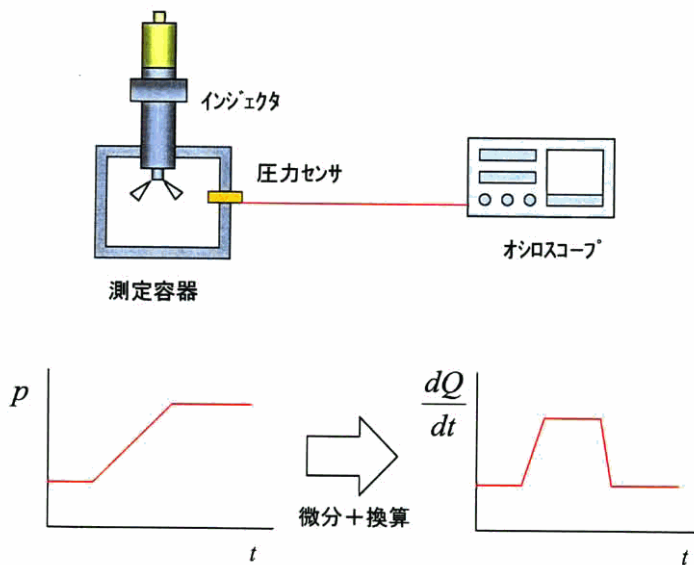


図 2.9.2 定容積法

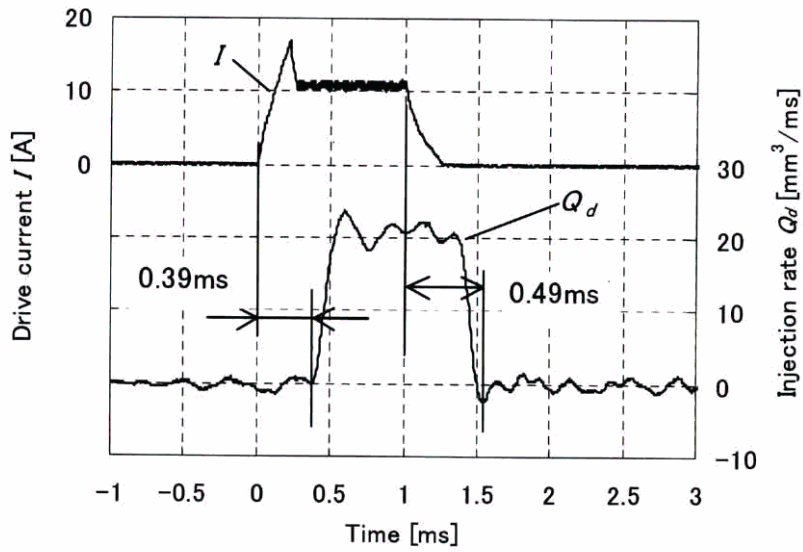


図 2.9.3 噴射遅れ ( $P_s=60\text{MPa}$ ,  $T_q=1.0\text{ms}$ )

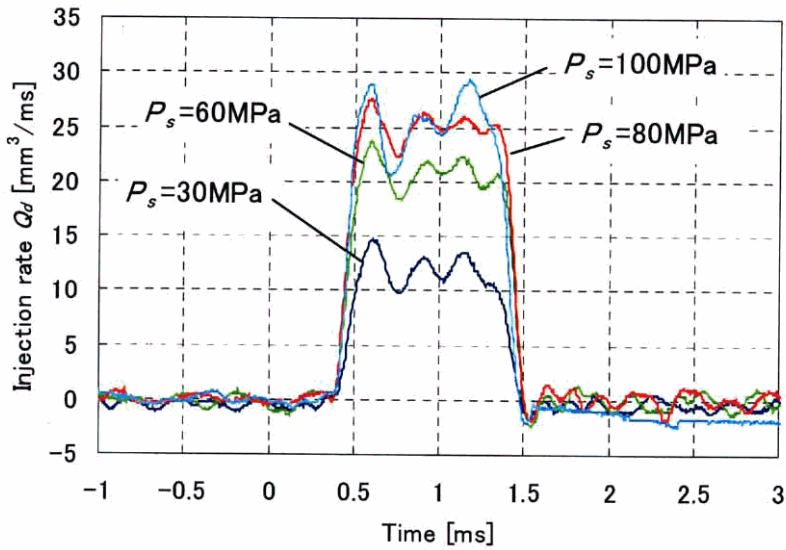


図 2.9.4 燃料供給圧の影響 ( $T_q=1.0\text{ms}$ )

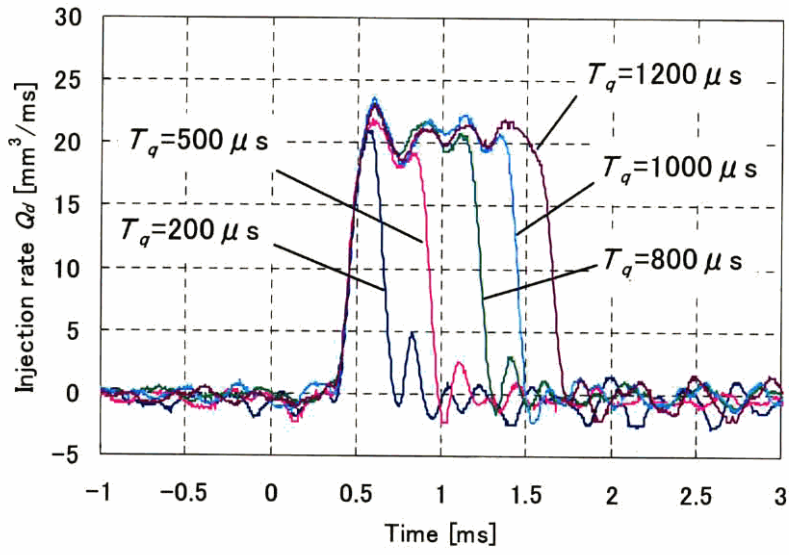


図 2.9.5 噴射期間の影響 ( $P_s=60\text{MPa}$ )



## 第3章

### 超磁歪アクチュエータの温度補償

### 第3章で用いる記号

- $B$  ; 磁束密度  
 $f$  ; 接点の作用力  
 $G$  ; 弾性係数  
 $H$  ; 磁界の強さ  
 $F_p$  ; 圧縮力  
 $F_R$  ; パイロット弁シート軸力  
 $I$  ; 電流  
 $I_h$  ; ホールド電流  
 $I_p$  ; ピーク電流  
 $k_D$  ; 皿ばねのばね定数  
 $k_G$  ; 超磁歪素子のばね定数  
 $k_R$  ; 出力軸のばね定数  
 $L_C$  ; アクチュエータケースの長さ  
 $L_G$  ; 超磁歪ロッドの長さ  
 $L_H$  ; 円筒ホルダの長さ  
 $L_R$  ; 出力軸の長さ  
 $S$  ; 歪み  
 $t$  ; 温度  
 $t_0$  ; 基準温度  
 $T$  ; 応力  
 $T_q$  ; ソレノイド通電時間  
 $u$  ; 接点の変位  
 $x_h$  ;  $x_{hR}$  と  $x_{hG}$  の差  
 $x_{hC}$  ; アクチュエータケースの熱膨張変位  
 $x_{hG}$  ; 円筒ホルダ+超磁歪ロッドの熱膨張変位  
 $x_{hR}$  ; 出力軸の熱膨張変位  
 $x_p$  ; パイロット弁リフト量  
 $\alpha_C$  ; アクチュエータケースの線膨張係数  
 $\alpha_H$  ; 円筒ホルダの線膨張係数  
 $\alpha_R$  ; 出力軸の線膨張係数  
 $\beta$  ;  $S-H$  線図の傾き  
 $\sigma_p$  ; プリストレス  
 $\mu$  ; 透磁率

### 3.1 はじめに

超磁歪アクチュエータは構成部品の熱膨張により (1) 超磁歪素子に与えるプリストレスが変化し磁歪量が減少する, (2) パイロット弁のシート面圧が減少し燃料が漏れる, という不具合が生じる場合がある. ここではこの熱膨張問題に対し, 超磁歪アクチュエータのばね構造モデルとボンドグラフを用いて超磁歪アクチュエータの出力変位を低減させず, かつシート面圧を確保する出力軸の線膨張係数適正化を検討する.

### 3.2 温度上昇によるリフト減少

図 3.2.1 は超磁歪駆動インジェクタの噴射率波形である. 燃料圧力は LPG (Liquefied Petroleum Gas; 液化石油ガス) を想定し 10MPa とした. 超磁歪アクチュエータの温度  $t=15^{\circ}\text{C}$  (図 3.2.1 (a)) ではパイロット弁リフト量  $x_p=37\mu\text{m}$  のリフトがあり噴射も十分行われているが,  $t=60^{\circ}\text{C}$  (図 3.2.1 (b)) では  $x_p=22\mu\text{m}$  までリフトが減少しほとんど噴射していない.

$x_p$  を減少させる主な原因として超磁歪ロッドに付加するプリストレスの変化が考えられる. 図 3.2.2 に今回使用した超磁歪素子のプリストレス  $\sigma_p$  と磁歪定数 (飽和状態の歪量)  $\lambda$  の関係を示す. プリストレスには磁歪定数を最大にする適値 (ここでは×印の約 8MPa) があり, これを大きく外れると磁歪量が減少してしまう. したがって図 3.2.1 (b) に見られる  $x_p$  減少は, 超磁歪アクチュエータの温度上昇により構成部品 (超磁歪ロッド, 円筒ホルダ, 出力軸, アクチュエータケース) が伸び, プリストレスを変化させたことが要因と考えられる. そこで超磁歪アクチュエータのばね構造モデルを作成し熱膨張の影響を検討した.

### 3.3 パイロット弁リフト量の変動解析

#### 3.3.1 ばね構造モデル

図 3.3.1 に解析に用いたばね構造モデル<sup>(3-1)</sup>を示す. 超磁歪ロッドと円筒ホルダを1つのばねとみなし, 皿ばね, 出力軸, 超磁歪ロッド+円筒ホルダの各ばね定数をそれぞれ  $k_D$ ,  $k_R$ ,  $k_G$  とすると, 各接点での作用力  $f_1 \sim f_4$  と変位  $u_1 \sim u_4$  の関係は次式で表される.

$$\begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_D & -k_D & 0 & 0 \\ -k_D & k_D + k_G + k_R & -k_G & -k_R \\ 0 & -k_G & k_G & 0 \\ 0 & -k_R & 0 & k_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{bmatrix} \quad (3-1)$$

まず超磁歪アクチュエータをインジェクタに取り付けた初期セット状態の境界条件を与える。プリストレス  $\sigma_p$  を与える圧縮力を  $F_p$ 、パイロット弁シート軸力を  $F_R$  とすると、

$$\begin{cases} f_1 = -F_p \\ f_4 = F_R \\ u_3 = 0 \end{cases} \quad (\text{固定端}) \quad (3-2)$$

次に熱膨張による境界条件を与える。熱膨張による超磁歪ロッド+円筒ホルダの変位を  $x_{hG}$ 、出力軸の変位を  $x_{hR}$ 、皿ばねを介して間接的に影響を及ぼすアクチュエータケースの変位を  $x_{hC}$  とすると、

$$x_{hG} = (2L_G \alpha_G - L_H \alpha_H)(t - t_0) \quad (3-3)$$

$$x_{hR} = L_R \alpha_R (t - t_0) \quad (3-4)$$

$$x_{hC} = L_C \alpha_C (t - t_0) \quad (3-5)$$

ここで  $L$  ; 全長,  $\alpha$  ; 線膨張係数,  $t$  ; 温度,  $t_0$  ; 基準温度, 添え字は  $G$  ; 超磁歪ロッド,  $H$  ; 円筒ホルダ,  $R$  ; 出力軸,  $C$  ; アクチュエータケースを表す。これらの変位を変位入力として与えると、

$$\begin{cases} u_1 = x_{hC} + u_{10} \\ u_3 = x_{hG} \\ u_4 = x_{hR} + u_{40} \end{cases} \quad (3-6)$$

ここで  $u_{10}$ ,  $u_{40}$  は (3-2) 式で得られる初期セット状態の  $u_1$ ,  $u_4$  である。以上の条件のもとに計算を行なう。

### 3.3.2 熱膨張の影響

超磁歪アクチュエータ構成部品のうち超磁歪ロッド、アクチュエータケースを除く  $\alpha_H$  (ホルダ),  $\alpha_R$  (出力軸) の2つが変更可能であるが,  $\alpha_H$  については超磁歪ロッドとの磁気回路構成上, 材質に制限 (強磁性ではない) があるため, 検討対象を  $\alpha_R$  に限定する。また検討の見通しを良くするため  $x_{hR}$  と  $x_{hG}$  の差  $x_h$  を定義する。すなわち、

$$x_h = x_{hR} - x_{hG} \quad (3-7)$$

この  $x_h$  は超磁歪アクチュエータの熱膨張状態を示唆するものである。 $x_h > 0$  では  $k_R$  は  $k_G$  より  $k_D$  の反力を支える比率が増し超磁歪ロッドのプリストレス減少とシート面圧増加となる。一方  $x_h < 0$  ではその逆の状態となる。ただし  $x_h = 0$  付近ではアクチュエータケースの熱膨張があるため厳密には一致しない。

図 3.3.2 は (3-3) ~ (3-5) 式で  $\alpha_R$  をパラメータとして求めた  $x_h$  である。ここでは 20°C での熱膨張量を基準 ( $x_h = 0$ ) とした。 $x_h$  は  $\alpha_R = 4.8 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  でほぼ 0 となり、 $\alpha_R > 4.8 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  では  $x_h$  は増加、 $\alpha_R < 4.8 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  では減少傾向となる。図 3.2.1 で使用した出力軸 (材質; SUS) は  $\alpha_R = 17 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  程度で、 $k_R$  の方が  $k_D$  の反力を支える比率が大きいたことが分かる。

図 3.3.3 は熱膨張がプリストレス  $\sigma_p$  に与える影響である。ここで  $\sigma_p$  の初期セット値は 8MPa (図 3.2.2 の適値) とする。 $\alpha_R < 4.4 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  では  $x_h < 0$  であるため、 $k_G$  は皿ばねから付加される  $k_D$  の反力を支える比率が大きくなり  $\sigma_p$  は増加傾向を示す。逆に  $\alpha_R > 4.4 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  では  $x_h > 0$  であるため、 $k_R$  は  $k_D$  の反力を支える比率が増し  $\sigma_p$  は減少傾向を示す。特に図 3.2.1 で使用した出力軸の場合、約 110°C 付近で  $\sigma_p = 0$  すなわち超磁歪ロッド-プランジャ間に隙間が生じる。これは磁歪量を効率よく取り出せないばかりでなく超磁歪ロッド伸縮の衝撃によるロッド破損も懸念される。 $\sigma_p$  は前述のとおり適値が存在するが図 3.2.2 では適値 ( $\sigma_p = 8\text{MPa}$ ) 付近の  $\lambda$  の変化が比較的緩やかなため、熱膨張による  $\sigma_p$  の変化がおよそ 5~10MPa の範囲内に収まればリフト量変動への影響を小さく抑えられる。よってプリストレス確保の観点からは  $\alpha_R < 10 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  程度が望ましいと考えられる。

次に熱膨張がパイロット弁シート面圧へ与える影響を図 3.3.4 に示す。図中の  $P_{cr}$  は各燃料圧力でシートできる限界面圧を表し、ここでは燃料圧力の 1.5 倍とした。 $\alpha_R > 6.3 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  ではシート面圧は増加傾向を示し燃料漏れの心配は無い。しかし  $\alpha_R < 6.3 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  ではシート面圧が減少傾向となり、 $\alpha_R = 1.0 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  では高圧、高温条件下でシート不能となる。近年採用されているコモンレール式燃料噴射システムでは燃料供給圧力が 160MPa に達するものもあり、漏れ防止の観点からは  $\alpha_R$  は  $\alpha_R \geq 6.3 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ 、すなわち出力軸の熱膨張が 0 あるいは増加傾向が好ましいと考える。なお  $\alpha_R = 17 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  の 110°C 付近での不連続部分は図 3.3.3 で示すように  $\sigma_p = 0$  となり  $k_R$  のみが  $k_D$  の反力を支えるためである。

以上の関係を考慮し  $\alpha_R = 6.3 \sim 10 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  程度に設定すればパイロット弁リフト量とシート面圧の温度補償が可能と考えられる。

### 3.4 ボンドグラフ法による噴射シミュレーション

#### 3.4.1 モデル化

前節で検討した熱膨張によるプリストレス変化が噴射に与える影響を確認するため、ボンドグラフによる噴射シミュレーションを行なった。図 3.4.1 に超磁歪駆動インジェクタの構成と対応するボンドグラフを示す。

ボンドグラフはソレノイド電流  $I$  (により発生する磁界の強さ) から超磁歪素子の伸び  $x_G$  を求め超磁歪アクチュエータの入力とし、さらに超磁歪アクチュエータの出力軸変位 (パイロット弁リフト量)  $x_p$  からパイロット弁開口面積を求めインジェクタの入力とする。

超磁歪アクチュエータの超磁歪素子では機械的エネルギーと磁気的エネルギーの相互変換が行なわれ、その関係は線形領域では次式で表される<sup>(3-2)</sup>。

$$S = GT + \beta H \quad (3-8)$$

$$B = \beta T + \mu H \quad (3-9)$$

ここで  $S$ ; 歪み,  $G$ ; 弾性係数,  $T$ ; 素子に加える応力,  $H$ ; 磁界の強さ,  $B$ ; 磁束密度,  $\mu$ ; 透磁率,  $\beta$ ;  $S-H$  曲線の傾き  $\Delta S/\Delta H$  である。ここではモデルを簡単にするために磁界の相互作用 ((3-9) 式) を省略した。(3-8) 式の右辺第 1 項は超磁歪素子に働く機械的応力, すなわちプリストレスにより生じる歪み, 右辺第 2 項は磁界の変化により生じる歪みを表している。シミュレーションでは, 第 1 項については前節のばね構造モデルから得られた熱膨張の影響を含む各ばねの圧縮量をそれぞれ対応する C 素子に与えることとした。第 2 項については, これによって生じる歪みを  $S_2$  とすると伸び  $x_G$  は

$$x_G = S_2 \cdot 2L_G \quad (3-10)$$

となり, この  $x_G$  を超磁歪アクチュエータ入力に対応する SF 素子に与えることとした。なおインジェクタに関しては 2 章でモデル化したものをそのまま使用した。表 3.4.1~2 に主なシミュレーション条件を示す。

### 3.4.2 シミュレーション結果

出力軸の線膨張係数  $\alpha_R = 17 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  (現状の SUS 相当), および  $\alpha_R = 10 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  についての噴射シミュレーション結果をそれぞれ図 3.4.2~3 に示す。図 3.4.2 は図 3.2.1 の実験結果と比較すると各温度での噴射率は多めであるが  $t = 60^\circ\text{C}$  ですでに噴射率減少が見られ傾向の予測は可能と考える。 $\alpha_R = 17 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  の場合,  $t = 20^\circ\text{C}$  (基準温度) で約  $49 \mu\text{m}$  あったパイロット弁リフト量  $x_p$  は温度上昇とともに大きく減少し  $t = 80^\circ\text{C}$  では約  $15 \mu\text{m}$  程度, すなわち約  $34 \mu\text{m}$  の減少となる。これにともない噴射率も大きく減少し, 高温域では噴射が十分に得られていない。これに対し  $\alpha_R = 10 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  の場合,  $t = 100^\circ\text{C}$  においても約  $31 \mu\text{m}$  のリフト量があり噴射もほとんど減少せずを得られている。この結果から  $\alpha_R < 10 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  程度であれば温度上昇が起こっても噴射を十分に得られると考えられる。なお  $\alpha_R = 6.3 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  付近については前節の検討で熱膨張によるプリストレス減少が  $\alpha_R = 10 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  よりも小さく, かつシート軸力がほとんど変化しないことがわかっているので, 噴射率波形は

変化しないことが想定できる。よって前節で提案した  $\alpha_R=6.3\sim 10\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  程度の範囲であれば噴射に対する温度補償が可能であると考えられる。

### 3.5 温度補償アクチュエータの実験結果

以上の検討を踏まえ SUS の一部を低熱膨張材(インバー)に置き換えた出力軸(図 3.5.1, 等価  $\alpha_R=9.0\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ )を試作した。インバーは透磁率が鉄と同程度であるため、透磁率の低い超磁歪素子とアクチュエータを構成する場合、超磁歪素子に磁界が十分供給されない可能性がある。そこで出力軸の中間に強磁性でない SUS を用いて磁路が出力軸を經由して閉じない構造とした(図 3.5.2)。

図 3.5.3 に出力軸を変更した場合のパイロット弁リフト波形を示す。比較した4種類(SUS, インバー, S45C, 熱膨張対策出力軸)に大きな差は見られず、今回の使用方法では材質変更によるリフト量への影響は小さいと考えられる。

次に熱膨張対策出力軸での実験結果を図 3.5.4 に示す。15~75 $^{\circ}\text{C}$ の温度変化に対し  $x_p$  減少は約 2 $\mu\text{m}$  程度で十分なパイロット弁リフト量が確保され、低温時と同様の噴射状態を維持されている。またパイロット弁からの燃料漏れも発生しなかった。この結果から適切な  $\alpha_R$  の選択でパイロット弁リフトとシート面圧の温度補償が可能であることが確認された。

### 参考文献

- (3-1) 三好, 白鳥, 他, 有限要素法, 実教出版(1976) 1-11
- (3-2) A.E.クラーク, 江田: 超磁歪材料, 日刊工業新聞社(1995), 85-94

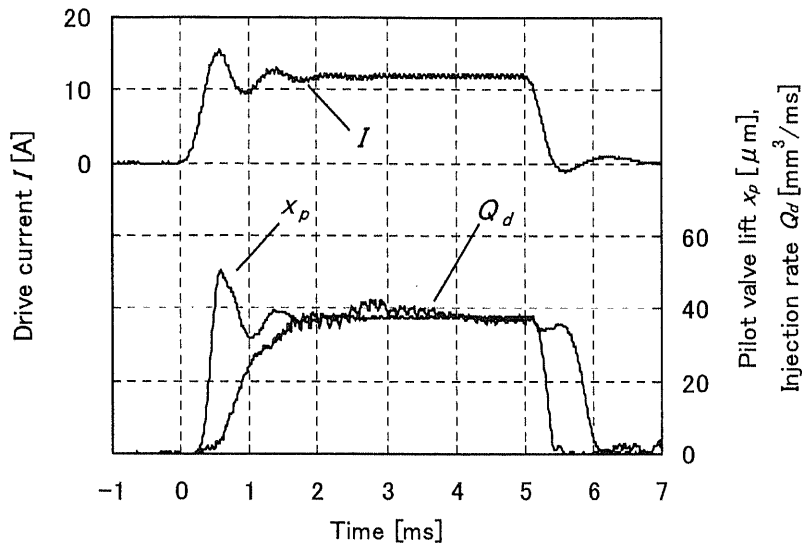


図 3.2.1(a) パイロット弁リフト量と噴射率 ( $P_s=10\text{MPa}$ ,  $t=15^\circ\text{C}$ , SUS)

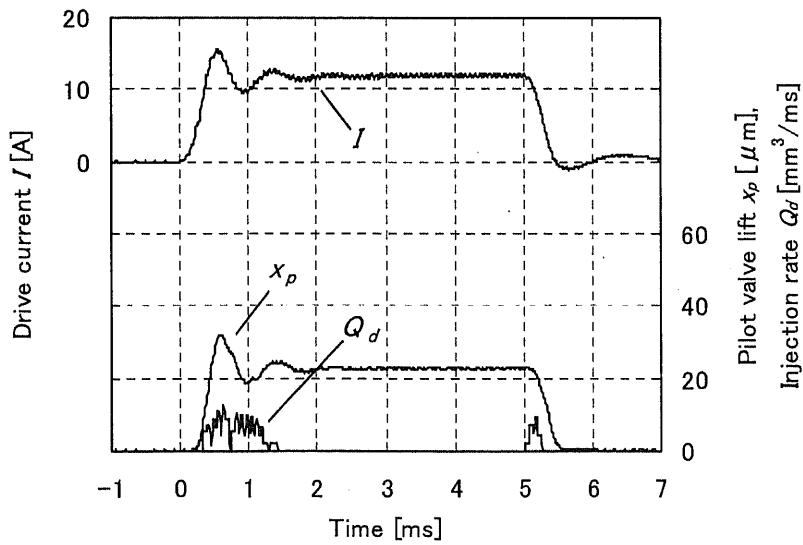


図 3.2.1(b) パイロット弁リフト量と噴射率 ( $P_s=10\text{MPa}$ ,  $t=60^\circ\text{C}$ , SUS)



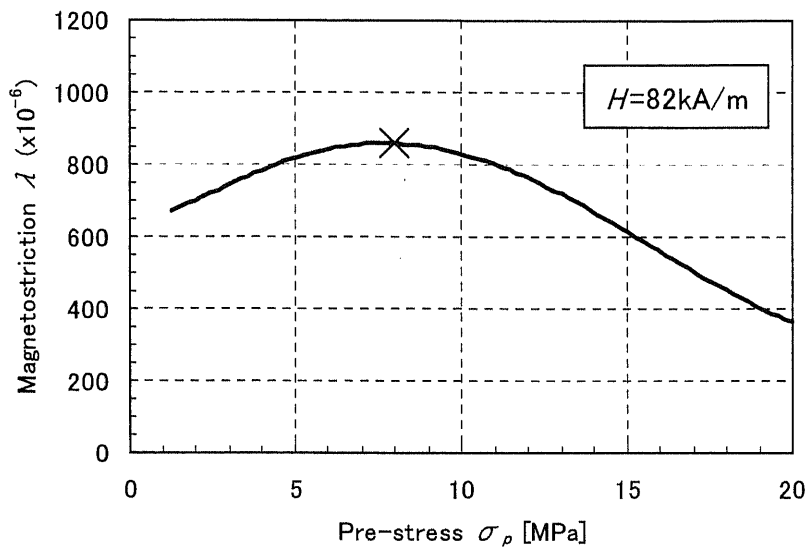


図 3.2.2 プリストレスの効果と適値 ( $H=82\text{kA/m}$ )

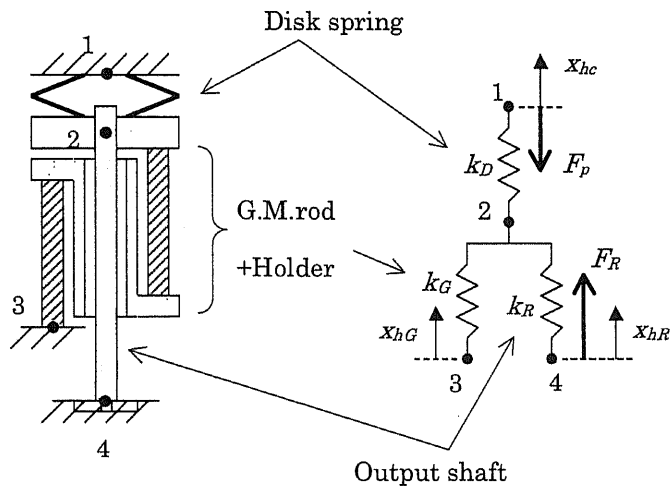


図 3.3.1 超磁歪アクチュエータのばね構造モデル

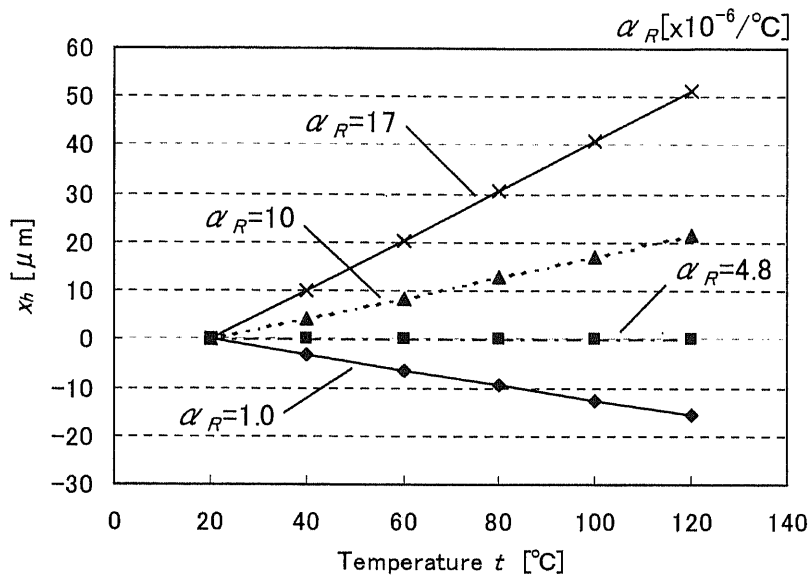


図 3.3.2 熱膨張による  $x_h$  の変化

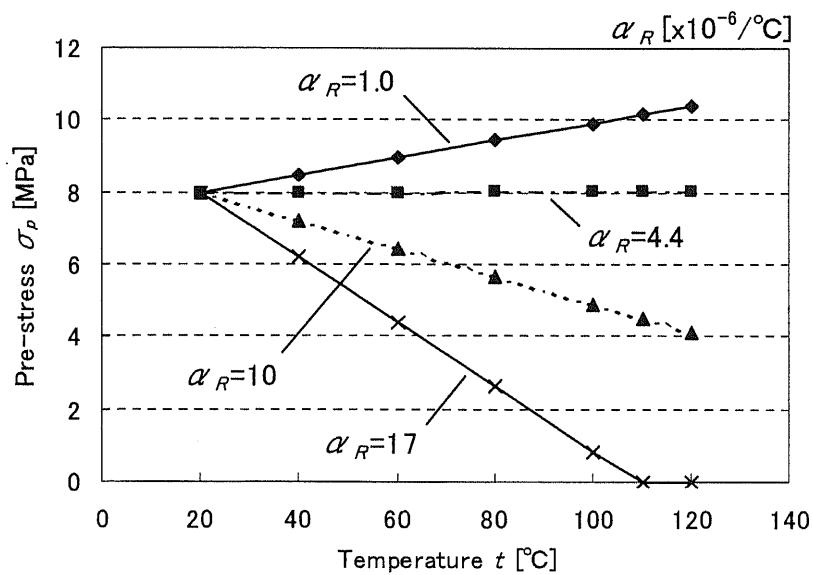


図 3.3.3 熱膨張によるプリストレスの変化

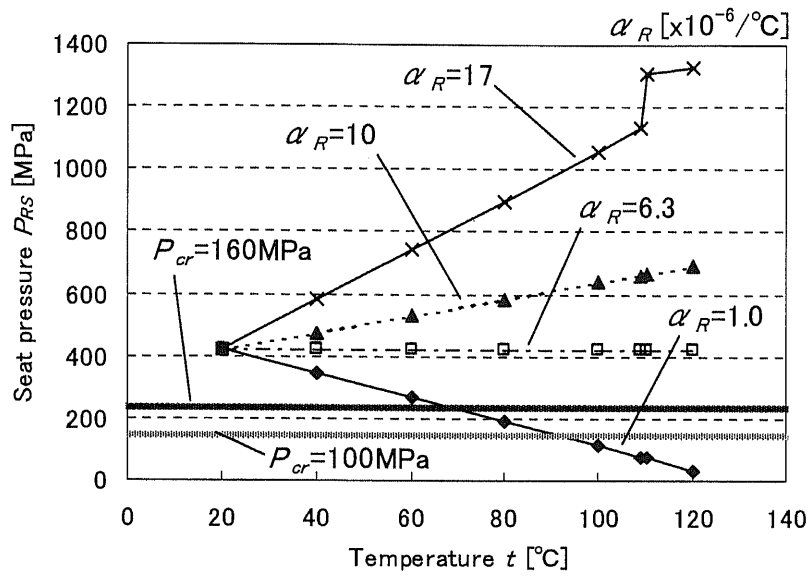


図 3.3.4 熱膨張によるシート面圧の変化

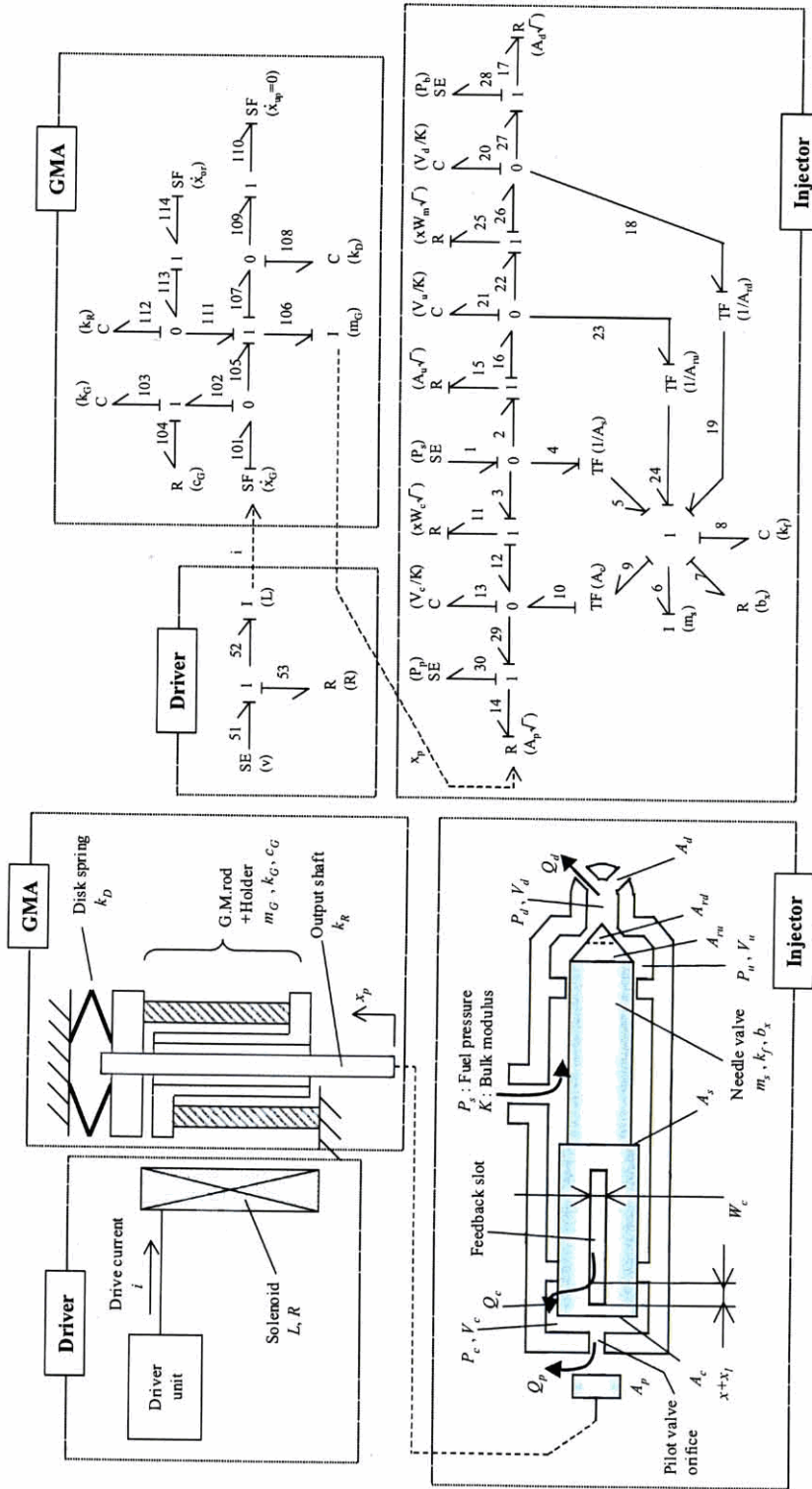


図 3.4.1 超磁歪駆動インジェクタのボンドグラフ

ニードル弁受圧面積（上側） [m <sup>2</sup> ]	$A_c$	$13.85 \times 10^{-6}$
噴孔面積 [m <sup>2</sup> ]	$A_d$	$44.2 \times 10^{-6}$ ( $\phi 0.75\text{mm} \times 1$ )
ニードル弁受圧面積（シート面上側） [m <sup>2</sup> ]	$A_{ru}$	$8.77 \times 10^{-6}$
ニードル弁受圧面積（シート面下側） [m <sup>2</sup> ]	$A_{rd}$	$3.80 \times 10^{-6}$
ニードル弁受圧面積（下側） [m <sup>2</sup> ]	$A_s$	$1.29 \times 10^{-6}$
ニードル弁の粘性係数 [Ns/m]	$b_x$	20
コントロール室の流量係数	$C_{dc}$	0.7
噴孔の流量係数	$C_{dd}$	0.7
パイロット弁オリフィスの流量係数	$C_{dp}$	0.7
ニードル弁シート部の流量係数	$C_{dr}$	0.7
中間絞りの流量係数	$C_{du}$	0.7
パイロット弁オリフィス径 [mm]	$D_p$	1.2
ニードル弁シート径 [mm]	$D_r$	2.2
燃料の体積弾性係数 [Pa]	$K$	$0.64 \times 10^9$
ニードル弁閉弁用ばね定数 [N/mm]	$k_s$	2.0
ニードル弁の質量 [g]	$m_s$	10
燃料供給圧力 [MPa]	$P_s$	10
噴射背圧 [MPa]	$P_b$	3
リターン背圧 [MPa]	$P_r$	0
コントロール室容積 [mm <sup>3</sup> ]	$V_c$	59.6
サック容積 [mm <sup>3</sup> ]	$V_d$	2.8
中間絞り通過後容積 [mm <sup>3</sup> ]	$V_u$	62.8
フィードバックスロット幅 [mm]	$W_c$	0.5
アングラップ量 [mm]	$x_l$	0.2
減圧比	$\alpha$	0.8
噴射角 [deg]	$\phi$	30
燃料の密度 [kg/m <sup>3</sup> ]	$\rho$	563

表 3.4.1 シミュレーション条件 (1)

ピーク電流 [A]	$I_p$	15
ホールド電流 [A]	$I_h$	11
ソレノイド通電時間 [ms]	$T_q$	5.0
磁歪素子の線膨張係数	$\alpha_G$	$12 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$
円筒材 <sup>*</sup> の線膨張係数	$\alpha_H$	$18.4 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$
アクトエーケースの線膨張係数	$\alpha_C$	$17.2 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$

表 3.4.2 シミュレーション条件 (2)

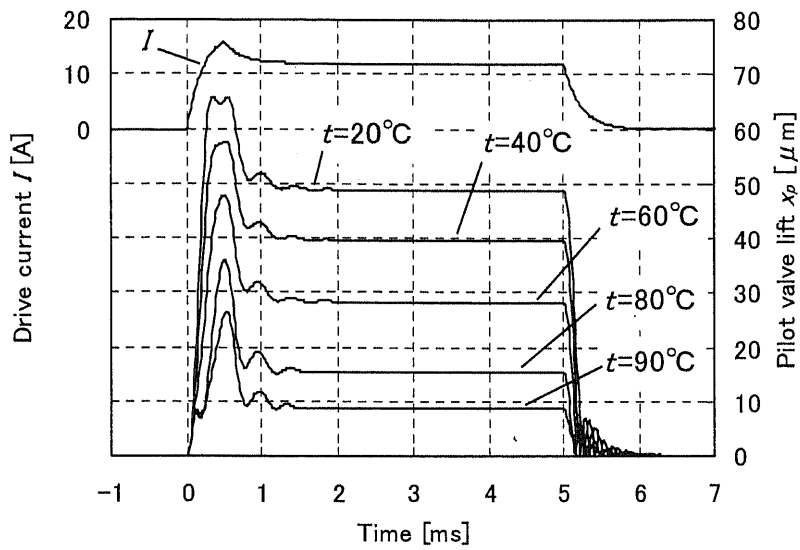


図 3.4.2(a) シミュレーション結果 (パイロット弁リフト,  $P_s=10\text{MPa}$ ,  $\alpha_R=17\times 10^{-6}$ )

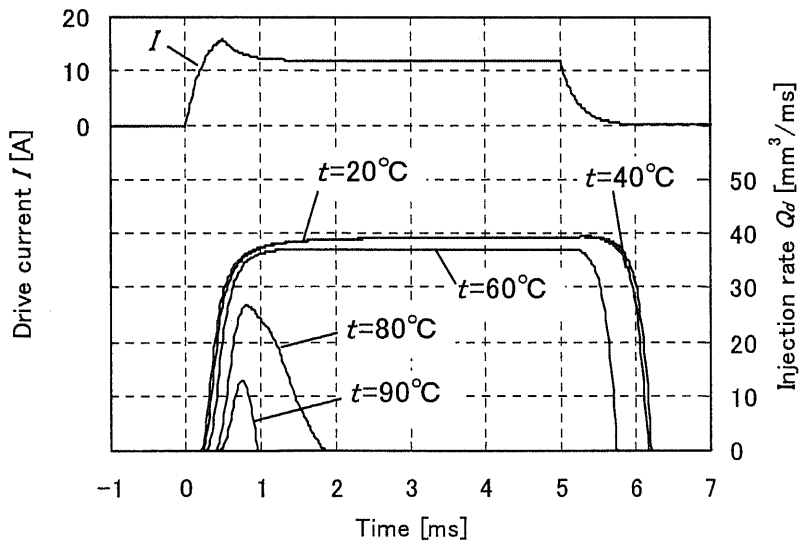


図 3.4.2(b) シミュレーション結果 (噴射率,  $P_s=10\text{MPa}$ ,  $\alpha_R=17\times 10^{-6}$ )

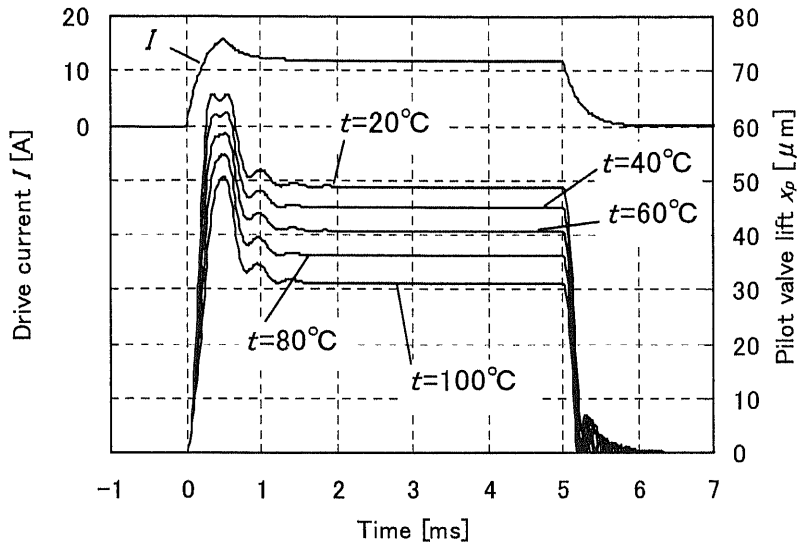


図 3.4.3 (a) シミュレーション結果 (パイロット弁リフト,  $P_s=10\text{MPa}$ ,  $\alpha_R=10\times 10^{-6}$ )

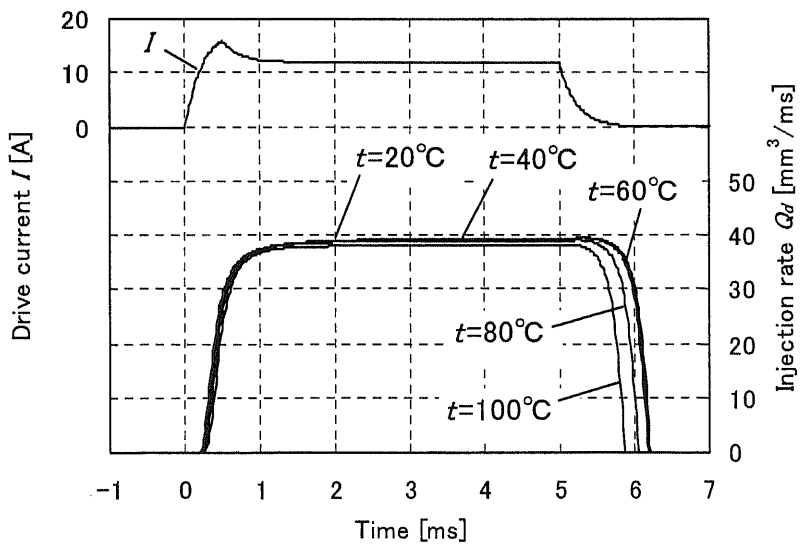
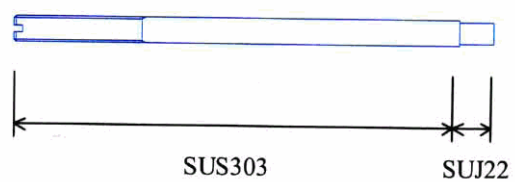


図 3.4.3 (b) シミュレーション結果 (噴射率,  $P_s=10\text{MPa}$ ,  $\alpha_R=10\times 10^{-6}$ )



従来品



温度補償対策品

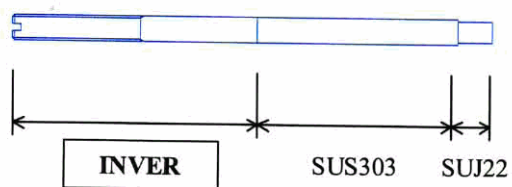


図 3.5.1 分割出力軸

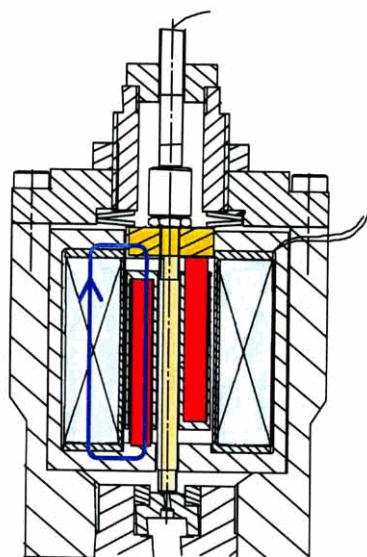


図 3.5.2 磁路

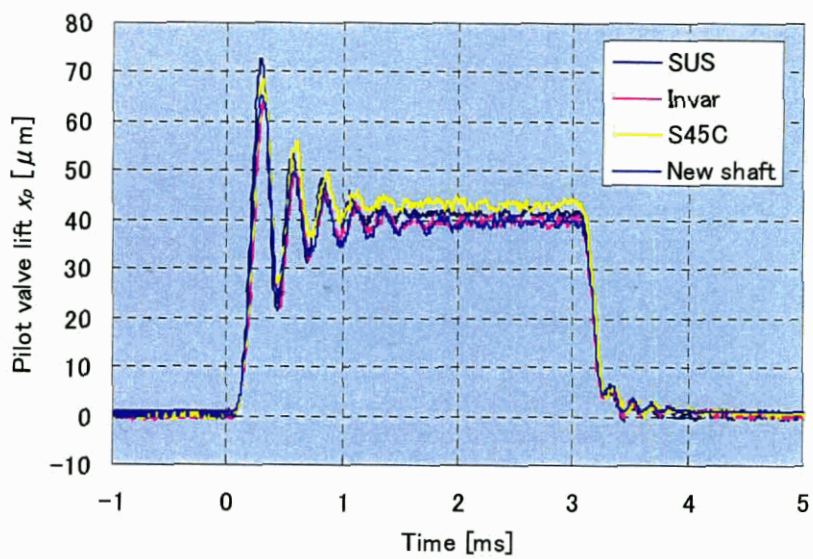


図 3.5.3 出力軸材質の比較

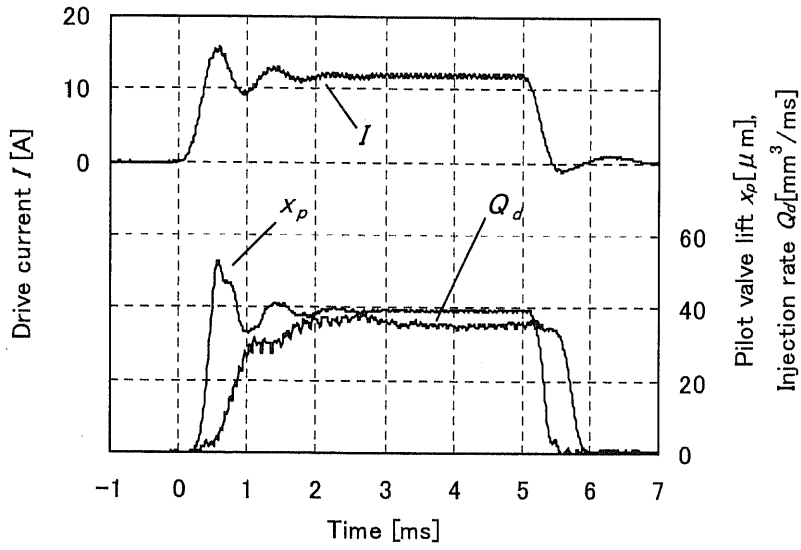


図 3.5.4(a) パイロット弁リフト量と噴射率 ( $P_s=10\text{MPa}$ ,  $t=15^\circ\text{C}$ , インバー)

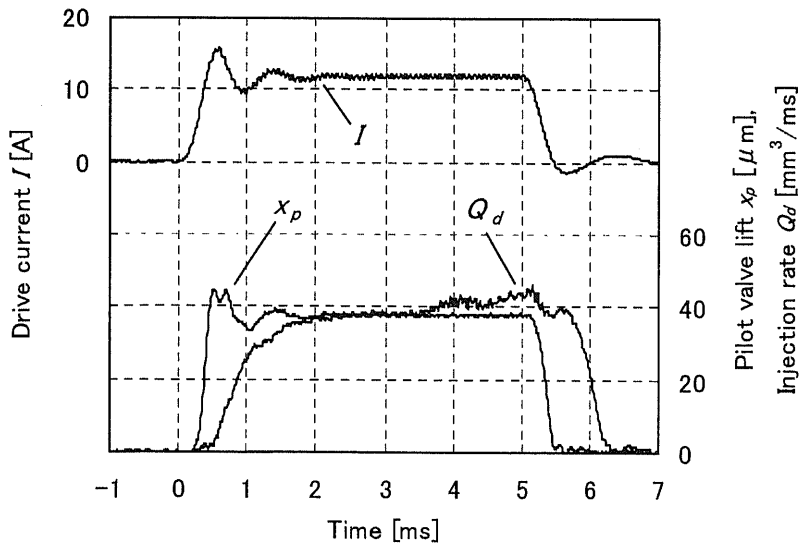


図 3.5.4(b) パイロット弁リフト量と噴射率 ( $P_s=10\text{MPa}$ ,  $t=75^\circ\text{C}$ , インバー)

## 第4章

# 超磁歪駆動ディーゼルインジェクタの 噴射率波形制御

#### 第4章で用いる記号

$f_c$  ; キャリア周波数

duty1 ; 1番目の duty 比

duty2 ; 2番目の duty 比

duty3 ; 3番目の duty 比

$N_{d1}$  ; 1番目の duty 比の波数

$N_{d2}$  ; 2番目の duty 比の波数

$N_{d3}$  ; 3番目の duty 比の波数

$L$  ; ソレノイドのインダクタンス

$R$  ; ソレノイドの抵抗

$\tau$  ; 電氣的時定数

## 4.1 はじめに

ディーゼルエンジンから排出される法的な規制対象物質は  $\text{NO}_x$  (窒素酸化物), PM (Particulate Matters; 粒子状物質), HC ((未燃)炭化水素), CO (一酸化炭素) である。図 4.1.1 は日米欧の  $\text{NO}_x$ , PM 規制の適用時期を示したもので既に 2010 年前後まで検討されており, 今後も規制適合のために様々な対策が必要となる<sup>(4-1)</sup>。

排出ガスを低減するための燃焼制御に要求される燃料噴射システムの機能としては,

- (1) 高圧噴射による微粒化促進
- (2) 噴射時期の広域化, 最適化
- (3) 多段噴射
- (4) 1 噴射中の噴射率波形制御

等があり, 現在主流になりつつあるコモンレール式燃料噴射システムにより, (4) 噴射率波形制御, を除いた機能はほぼ実用化されている<sup>(4-2)</sup>。しかし噴射率波形制御については, インジェクタのパイロット弁に電磁弁を採用しているため容易には実現できない状況にある。

そこで本章では任意の変位制御が可能な超磁歪アクチュエータを用いたインジェクタで噴射率波形制御を試み, その噴射性能を検証する。

## 4.2 噴射率制御の必要性

前述の法規制対象物質の内, HC と CO は通常の運転領域での排出量が少ないため,  $\text{NO}_x$  と PM が排出ガス対策の主な対象となる。 $\text{NO}_x$  は量論比に近い濃度を持つ混合気の急激な温度上昇により生成する。つまり空気が十分供給される噴霧の周辺領域で多く生成されることになる。一方, PM の主成分である固形炭素(すす)は当量比が約 3 以上, すなわち空気が不足した過濃領域で急増する。ディーゼルエンジンの場合, 高温・高圧の空気中に噴射して混合気を形成するため, 混合気の濃度・温度は常に不均一性が高い。よって当量比の分布が広範囲であり  $\text{NO}_x$ , PM が同時排出されることとなる。また両者は多く生成する当量比が違うためにトレードオフの関係でもある(図 4.2.1)<sup>(4-3)</sup>。

$\text{NO}_x$ , PM の低減方法は従来燃焼制御技術が中心であったが, 排出ガス規制の強化に伴い後処理技術との複合システムの開発が進められている。代表的な低減技術としては, ターボ過給+EGR (Exhaust Gas Recirculation; 排気再循環), 高圧噴射, HCCI (Homogeneous Charge Compression Ignition; 均一予混合圧縮着火), 等が挙げられるが, これらの技術のベースとなるのは噴射の自由度が高くかつ高精度な制御が可能な燃料噴射システムである。現在主流のコモンレール式噴射システムでは高速電磁弁をパイロット弁に採用し, 主噴射の

前後に早期噴射と後期噴射を複数回行う多段噴射が実用化されている。多段噴射の例とその期待効果を図 4.2.2<sup>(4-4)</sup> に示す。

これとは別に 1 噴射中の噴射率波形を変更して燃焼を改善する方法がある。主噴射の初期噴射率を抑えたブーツ型と呼ばれる波形は筒内の急激な温度上昇を抑え NO<sub>x</sub>, PM トレードオフの改善, 燃費の改善に効果がある<sup>(4-5)</sup> (4-6)。したがって既に実用化された多段噴射に加え, 噴射率波形制御を実現することで, さらなる排出ガス低減が期待される。

### 4.3 制御装置

2.3 節で述べたように, 比例制御型インジェクタのニードル弁リフト量はパイロット弁開口面積に比例する。そこで超磁歪アクチュエータを任意の電流波形でリフト制御を行いパイロット弁開口面積を変更すれば, その波形に応じた噴射率波形が得られると考えられる。本研究では任意の電流波形を与えるために, ドライバに PWM (Pulse Width Modulation ; パルス幅変調) 信号を入力する方法を検討する。

PWM 信号による制御は, モータや安定化電源で任意の電圧, または電流に制御するために用いられている。PWM 信号発生器はアナログ回路で組むことも可能であるが, 最近のマイクロコンピュータ (マイコン) には標準で複数の PWM 出力が用意されているので, 本研究ではこれを採用した。図 4.3.1 に PWM 信号による制御装置の構成を示す。関数発生器から噴射トリガ信号をマイコンに入力すると, プログラムであらかじめ設定されたキャリア周波数とデューティ比の PWM 信号をドライバへ出力する。ドライバは PWM 信号に応じて電圧のスイッチングを行い駆動電流波形が変更される。本装置による PWM 信号と駆動電流波形の一例を図 4.3.2 に示す。今回, 実験用に作成したプログラムはキャリア周波数  $f_c$  と最大 3 種類のデューティ比 (duty1~3) およびその波数 ( $N_{d1\sim 3}$ ) の設定が可能である。

### 4.4 噴射率波形制御の実験結果

#### 4.4.1 キャリア周波数の選定

キャリア周波数はソレノイドの時定数で下限値が決まる。本アクチュエータの場合, ソレノイドのインダクタンス  $L=1.16\text{mH}$ , 抵抗  $R=1.5\Omega$  より時定数  $\tau=L/R=0.77\text{ms}$  であり, キャリア周波数は  $f=1/\tau=1.29\text{kHz}$  より十分大きな周波数でなければならない。

図 4.4.1 はキャリア周波数として  $f_c=10, 20, 30\text{kHz}$  をとり, 各  $f_c$  においてデューティ比を変更したときの電流とパイロット弁リフト波形を示す。ここでは比較のためにデューティ比は 1 種類 (duty1) のみとし, 噴射期間をほぼ等しくするように波数 ( $N_{d1}$ ) で調整した。 $f_c=10\text{kHz}$  (図 4.4.1 (a) ~ (e)) では duty1=10%でもリフトがわずかに見られるが, 確実なリフトが見られるのは duty1=30%以上からである。PWM 信号の間隔が大きいため電流

のリップルも大きくなり、結果としてパイロット弁リフト波形も振動してしまっている。次に  $f_c=20\text{kHz}$  (図 4.4.1 (f) ~ (j)) では  $\text{duty1}=20\%$  からリフトが見られる。また電流も  $f_c=10\text{kHz}$  の場合と比べてリップルが小さくリフト波形も滑らかである。さらに  $f_c=30\text{kHz}$  (図 4.4.1 (k) ~ (o)) に上げると  $\text{duty1}=20\%$  以下ではリフトが見られなくなる。また  $\text{duty1}=30\%$  以上のリフト波形はほぼ同じでありデューティ比を変更した効果が見られない。よって  $f_c=10, 20\text{kHz}$  に比べ制御性が悪くなったと言える。以上の結果から  $f_c$  が低すぎるとリフトに振動が発生し、高すぎるとリフトの制御性が悪くなる傾向があると考えられるので、 $f_c$  の適切な選択が必要である。

#### 4.4.2 PWM 信号による噴射率制御

前節の検討結果からキャリア周波数を  $f_c=20\text{kHz}$  とし噴射率制御の実験を行った。ここでは波形を比較しやすくするためにそれぞれのデューティ比の波数は固定 ( $N_{d1}=4, N_{d2}=6, N_{d3}=8$ ) とした。またデューティ比を与えるパターンは大きく 3 つに分けることとする。すなわち、

パターン A ;  $\text{duty1} \leq \text{duty2} \leq \text{duty3}$  (デューティ比を徐々に増加)

パターン B ;  $\text{duty1} \geq \text{duty2} \geq \text{duty3}$  (デューティ比を徐々に減少)

パターン C ;  $\text{duty2} < \text{duty1}, \text{duty3}$  (中間デューティ比を最も小さくする)

パターン A はパイロット弁リフト波形をブーツ型に制御可能であり、直感的に噴射率波形の変更を期待させる。またパターン C は 1 つの電流波形でインターバルの短い 2 回の噴射を実現する可能性がある。

図 4.4.2 (a) ~ (d) にパターン A のデューティ比変更によるパイロット弁リフトと噴射率を示す。パイロット弁リフトは従来の 2 段電流による波形に比べ立ち上がりが緩やかでブーツ型波形に制御されている。しかし立ち上がりを抑えてしまったために噴射開始時期が大きく遅れている。噴射の遅れは  $\text{duty1}$  および  $\text{duty2}$  が小さいほど遅い傾向があり (特に図 4.4.2 (a)), 低いパイロット弁リフトにニードル弁が追従できていないことを示している。また噴射開始後の立ち上がりの傾きは、2 段電流波形のものに比べ若干緩やかにはなっているが大差はない。よってこのパターン A による噴射率制御はあまり有効な方法ではないと考えられる。

次にパターン B のデューティ比変更によるパイロット弁リフトと噴射率を図 4.4.2 (e) ~ (f) に示す。最初の  $\text{duty1}$  はパターン A に比べ大きいため、噴射開始時期は 2 段電流波形とほぼ同等である。しかし徐々にデューティ比が減少するとニードル弁がリフトを維持できず噴射が終了してしまう。また噴射の立下りは若干緩やかになる傾向が見られ (図 4.4.2 (f)) 噴射の自由度は 2 段電流より大きいと考えられる。ただし PM 低減の観点から噴射の



切れを悪くするメリットは少ない。

次にパターンCのデューティ比変更によるパイロット弁リフトと噴射率を図4.4.2 (g) ~ (j) に示す。噴射率波形が1つのもの (図4.4.2 (g), (h)) はパターンAに見られた形状とほぼ同じである。これに対し噴射率波形が2つのもの (図4.4.2 (i), (j)) は中間のデューティ比  $duty_2$  でニードル弁が開弁を維持できず噴射が終了したもので、1つの駆動電流でパイロット噴射を行えることを示している。なお噴射率波形がどちらになるかは、 $duty_1$  の大きさとそれに対する  $duty_2$  の減少量の相対関係に依存しているものと思われる。

ここまでの実験ではデューティ比の波数を  $N_{d1}=4$ ,  $N_{d2}=6$ ,  $N_{d3}=8$  に固定していたが、中間の波数  $N_{d2}$  を少なくするとさらに短いインターバルのパイロット噴射が予想される。そこで  $N_{d1}$ ,  $N_{d3}$  は固定のまま  $N_{d2}$  を変更した噴射実験を行った。図4.4.3 は  $duty_1=70\%$ ,  $duty_2=39\%$ ,  $duty_3=50\%$  で中間の波数  $N_{d2}=4, 3, 2, 1$  としたときの測定結果である。予想通り  $N_{d2}=4$  に比べ  $N_{d2}=3, 2$  はパイロット噴射とメイン噴射のインターバルが短くなった。さらに  $N_{d2}=1$  では2つの噴射率波形が結合して1つの波形になっている。この波形は結合部で振動が見られるが、従来の2段電流方式に見られるものに比べ初期噴射率が抑えられたブーツ型波形に近く、 $NO_x$  低減の観点からは好ましいと考えられる。中間デューティ比をさらに調整し結合部の振動を取り除いた噴射率波形と2段電流による波形の比較を図4.4.4 に示す。噴射立ち上がりを抑えたため2段電流による波形 ( $T_q=0.8ms$ ) より噴射開始時期が遅れるが、形状の差は明らかである。

以上の結果から PWM 制御を用いることで超磁歪駆動インジェクタの噴射率波形の変更が十分可能であることがわかった。

#### 参考文献

- (4-1) 湊, 自動車のエネルギー・環境問題, 自動車技術, 59-2(2005), 4-9
- (4-2) 木村, 篠原, 長田, エンジンシステム: 燃料噴射システム, 自動車技術, 59-4(2005), 93-96
- (4-3) 石山, ディーゼル燃焼: 燃焼制御による排出物質低減の基本, 自動車技術, 59-4(2005), 66-69
- (4-4) 大聖, 自動車の燃費改善と排出ガス対策に関する技術開発動向, 自動車技術, 59-2(2005), 10-16
- (4-5) 瀬藤, 田邊, 他, 次世代コモンレールシステムによる噴射率制御と排出ガス低減, JSAE シンポジウム, No.01-01(2001), 12-18
- (4-6) 池上, 中谷, 他, 先立ち噴射および初期噴射率抑制によるディーゼル燃焼の改善, 日本機械学会論文集 B 編, 63-613(1997), 256-262

		2000	2001	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008
日本	長期規制(1997年から)									
					新短期規制					
米国	1998年基準						新長期規制			
						Tier 1				
欧州	Euro 2(1995年から)								Tier 2	
		Euro 3								
							Euro 4			
アジア									Euro 5	
							Euro 2			

図 4.1.1 日米欧の排出ガス規制 (4-1)

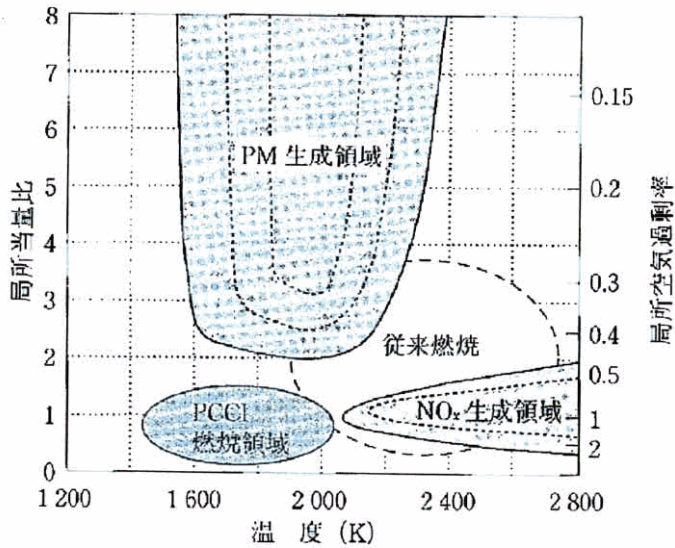
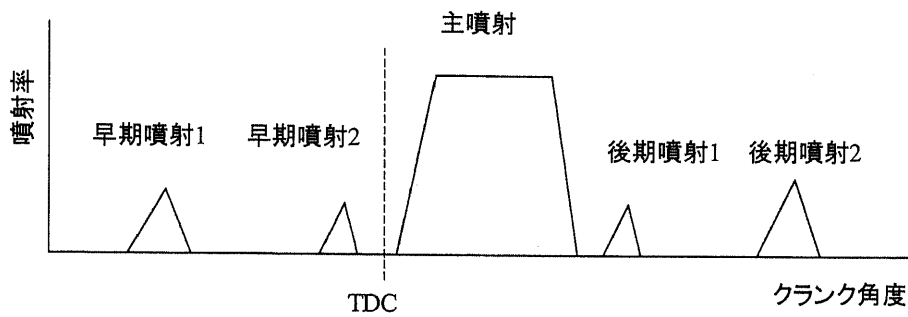


図 4.2.1 NO<sub>x</sub>, PM の生成条件 (4-3)



	期待効果
早期噴射1	HCCI燃焼, ノイズ低減, NO <sub>x</sub> 抑制
早期噴射2	着火遅れ短縮, ノイズ低減, NO <sub>x</sub> 抑制
主噴射	主燃焼, ノイズ低減, NO <sub>x</sub> 抑制
後期噴射1	PM再燃焼
後期噴射2	後処理用HC供給, 排気昇温

図 4.2.2 多段噴射とその効果<sup>(4-4)</sup>

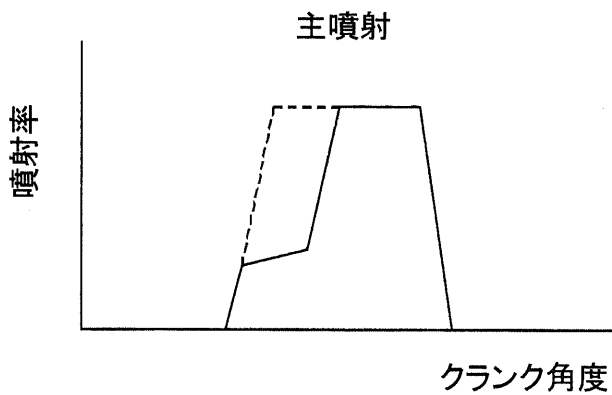


図 4.2.3 ブーツ型噴射波形

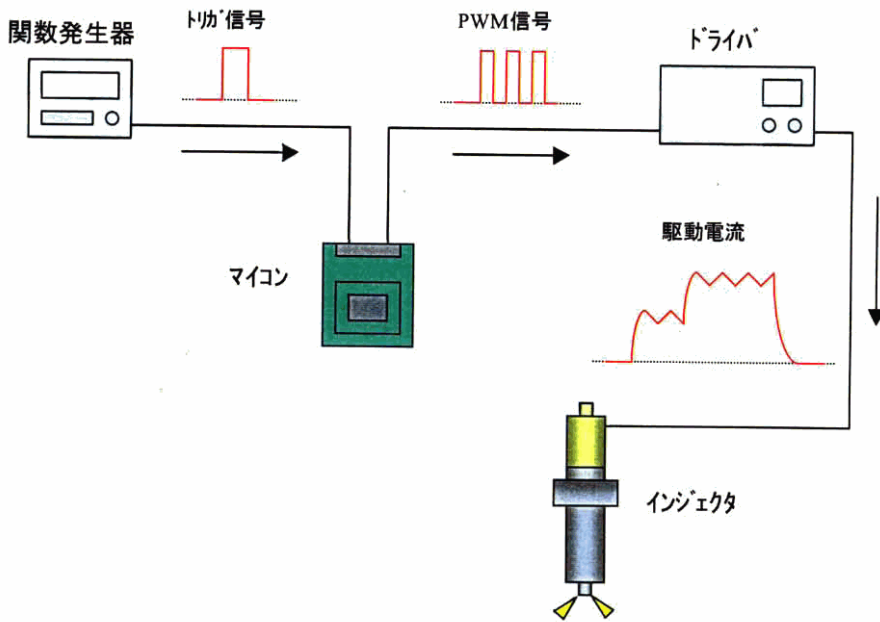


図 4.3.1 PWM 制御装置

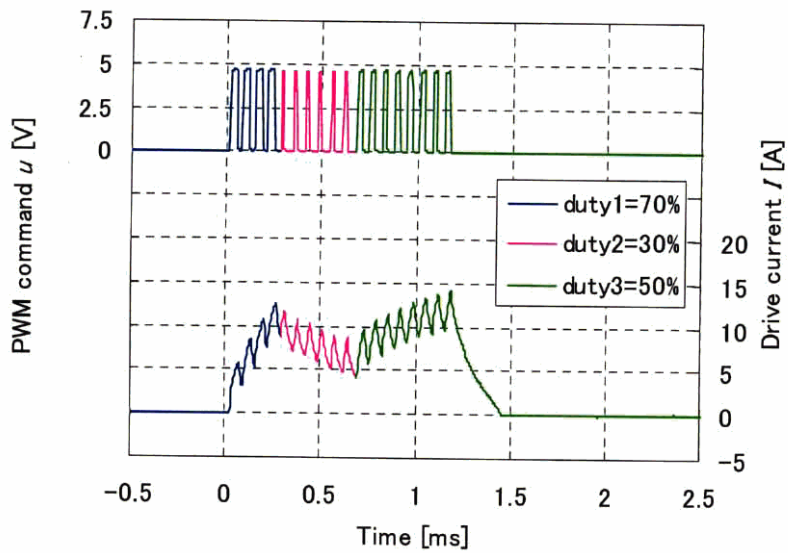


図 4.3.2 PWM 制御の一例 ( $f_c=20\text{kHz}$ ,  $N_{d1}=4$ ,  $N_{d2}=6$ ,  $N_{d3}=8$ )

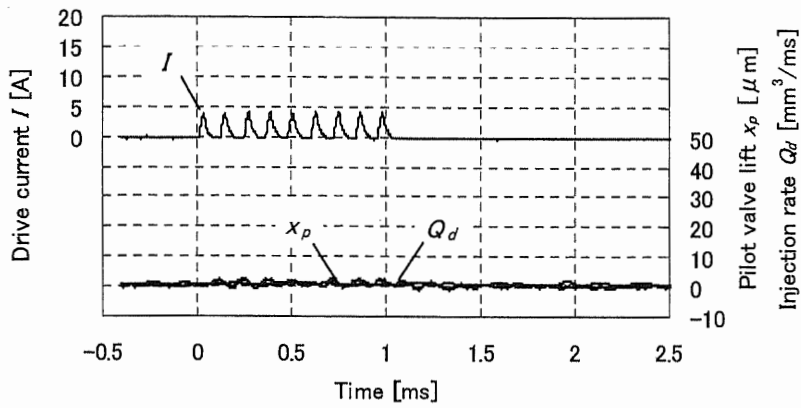


図 4.4.1 (a) キャリア周波数の影響 ( $f_c=10\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=10\%$ )

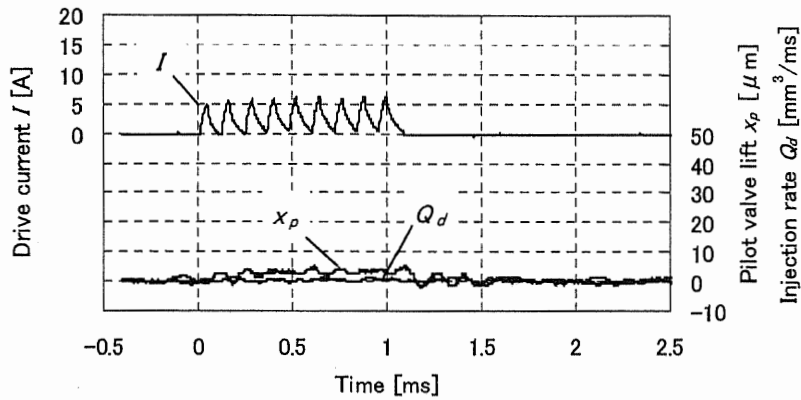


図 4.4.1 (b) キャリア周波数の影響 ( $f_c=10\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=20\%$ )

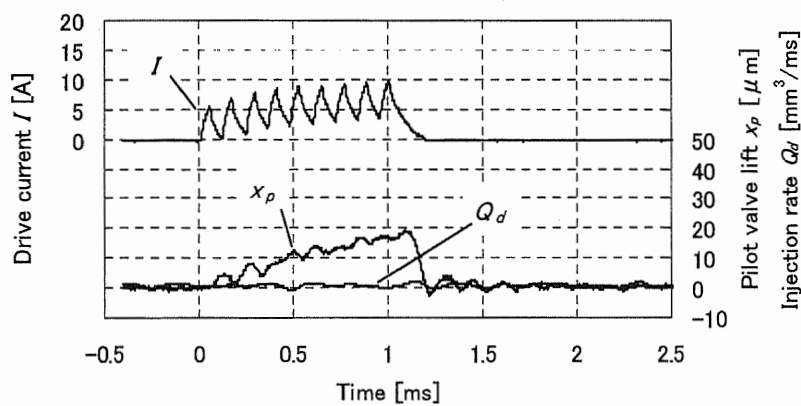


図 4.4.1 (c) キャリア周波数の影響 ( $f_c=10\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=30\%$ )

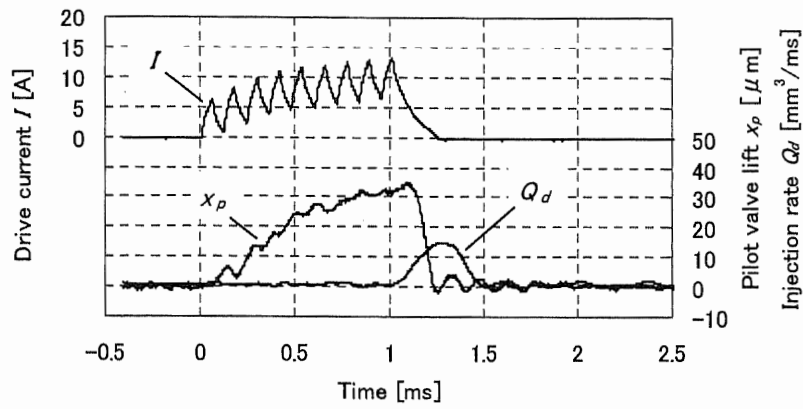


図 4.4.1 (d) キャリア周波数の影響 ( $f_c=10\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=40\%$ )

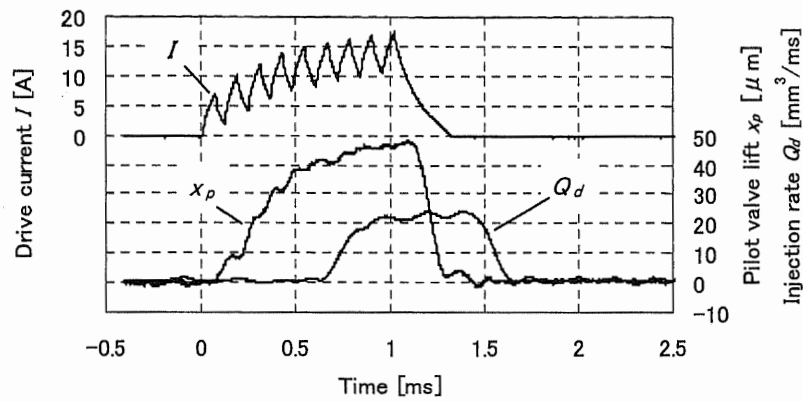


図 4.4.1 (e) キャリア周波数の影響 ( $f_c=10\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=50\%$ )

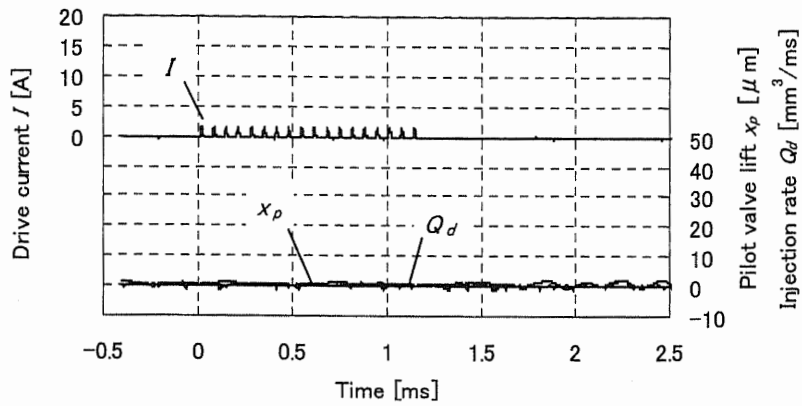


図 4.4.1 (f) キャリア周波数の影響 ( $f_c=20\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=10\%$ )

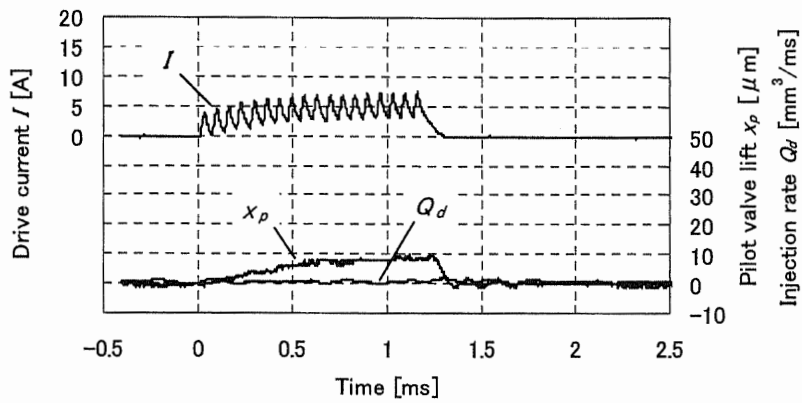


図 4.4.1 (g) キャリア周波数の影響 ( $f_c=20\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=20\%$ )

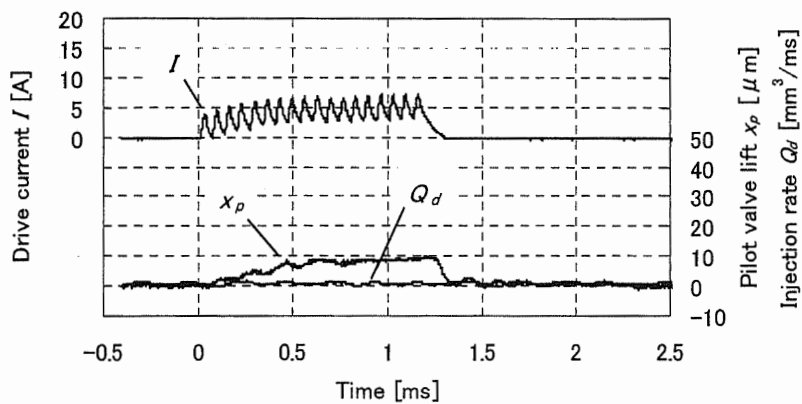


図 4.4.1 (h) キャリア周波数の影響 ( $f_c=20\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=30\%$ )

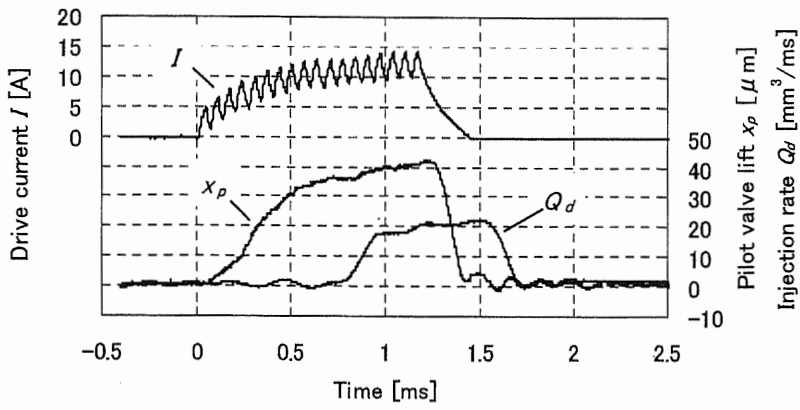


図 4.4.1 (i) キャリア周波数の影響 ( $f_c=20\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=40\%$ )

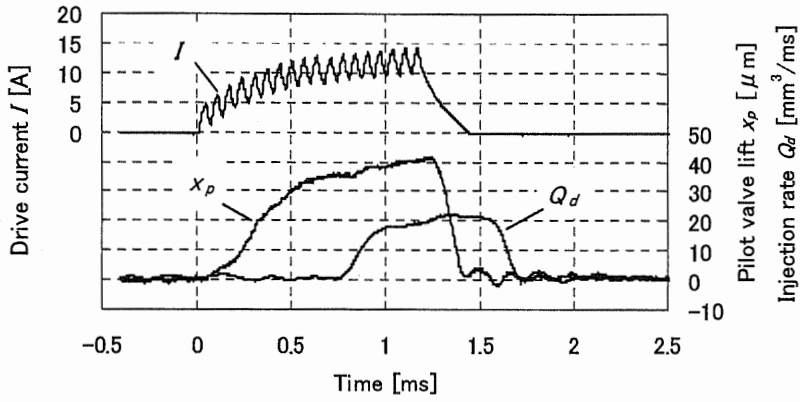


図 4.4.1 (j) キャリア周波数の影響 ( $f_c=20\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=50\%$ )



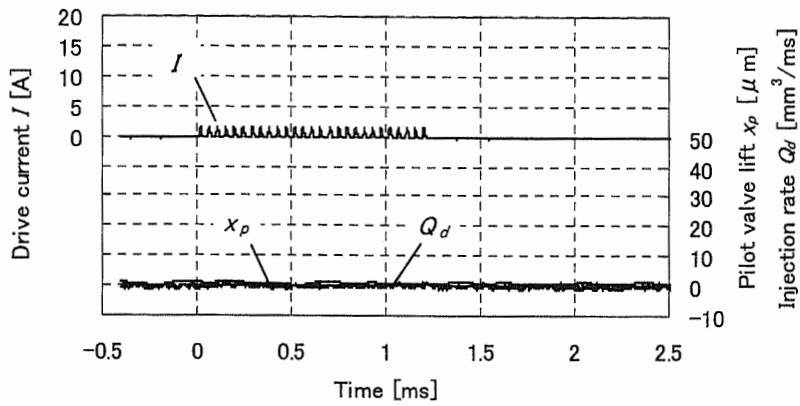


図 4.4.1 (k) キャリア周波数の影響 ( $f_c=30\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=10\%$ )

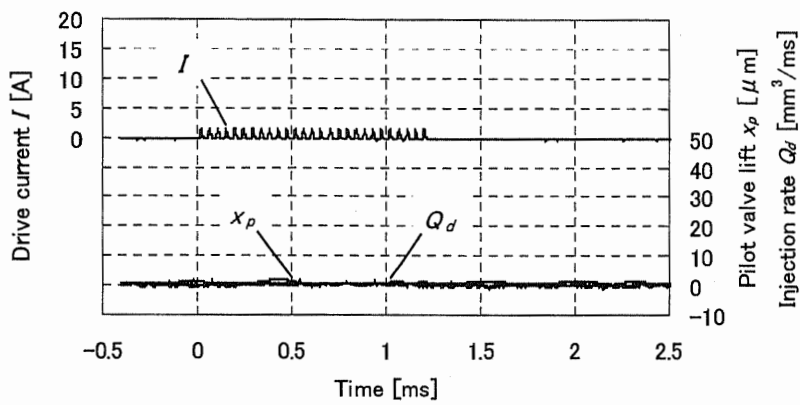


図 4.4.1 (l) キャリア周波数の影響 ( $f_c=30\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=20\%$ )

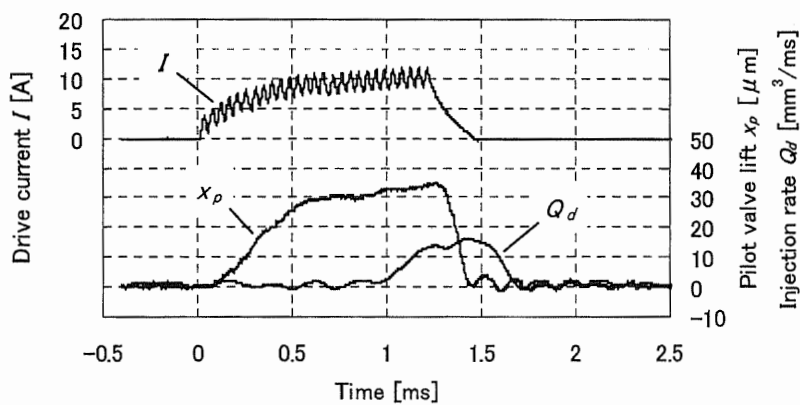


図 4.4.1 (m) キャリア周波数の影響 ( $f_c=30\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=30\%$ )

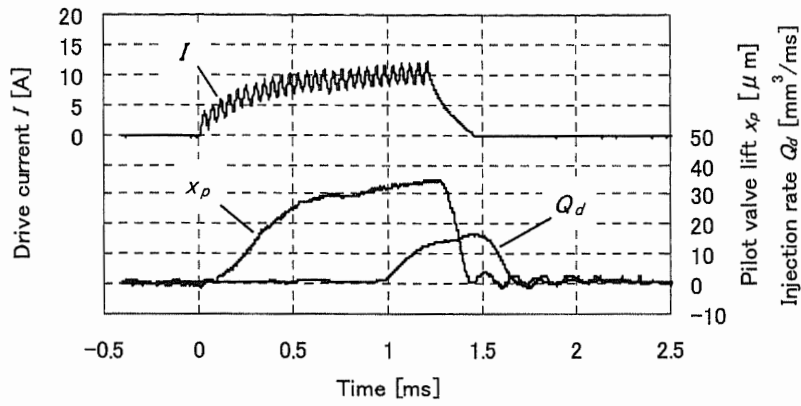


図 4.4.1 (n) キャリア周波数の影響 ( $f_c=30\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=40\%$ )

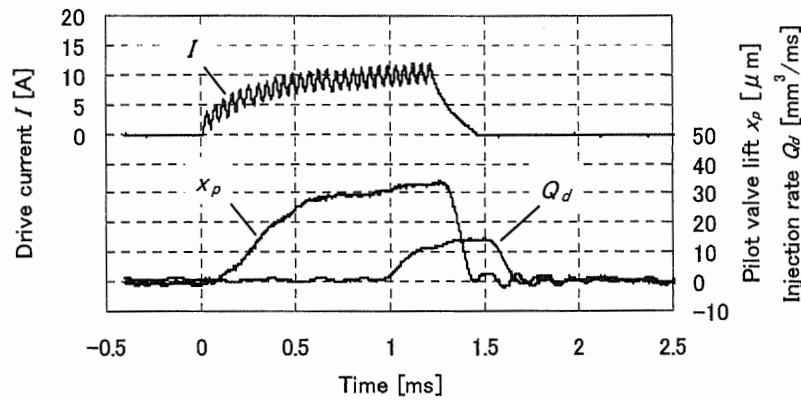


図 4.4.1 (o) キャリア周波数の影響 ( $f_c=30\text{kHz}$ ,  $\text{duty1}=50\%$ )

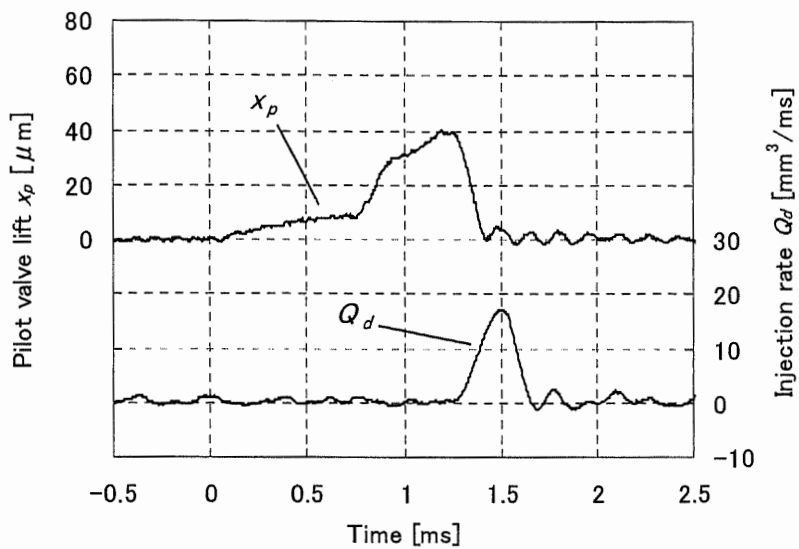


図 4.4.2(a) 噴射率波形制御 (パターン A, duty1=20%, duty2=30%, duty3=40%)

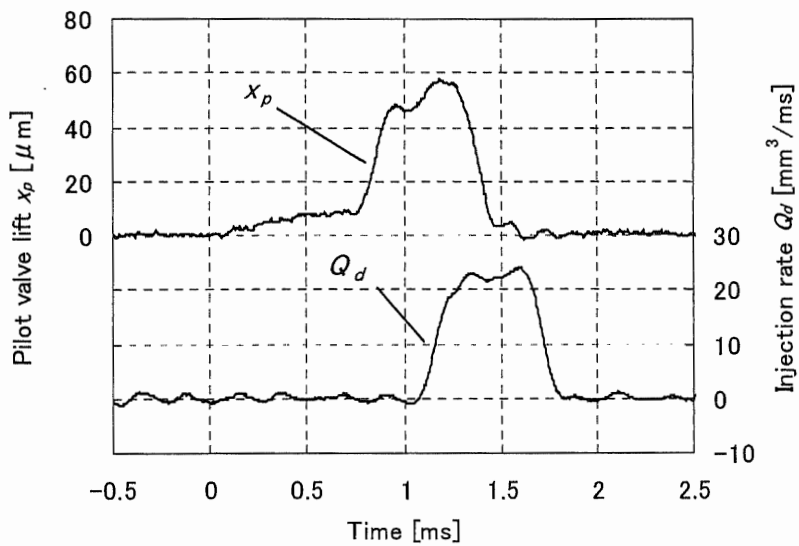


図 4.4.2(b) 噴射率波形制御 (パターン A, duty1=20%, duty2=30%, duty3=70%)

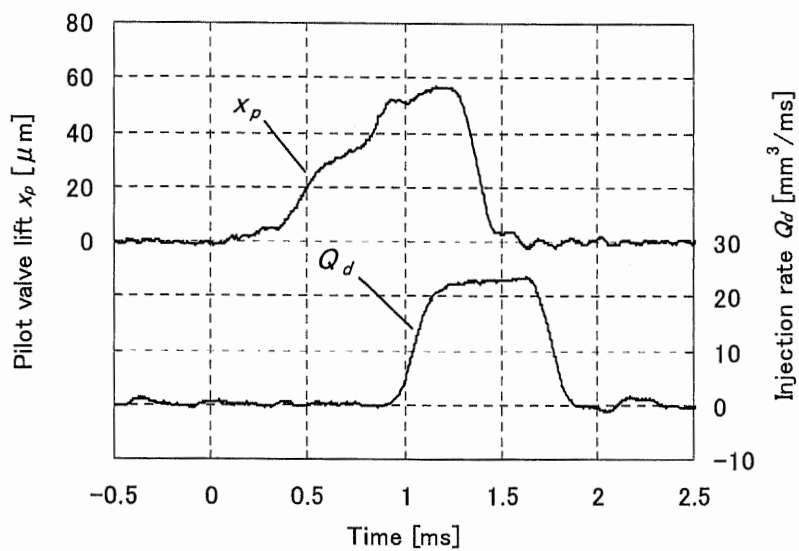


図 4.4.2(c) 噴射率波形制御 (パターン A, duty1=20%, duty2=50%, duty3=70%)

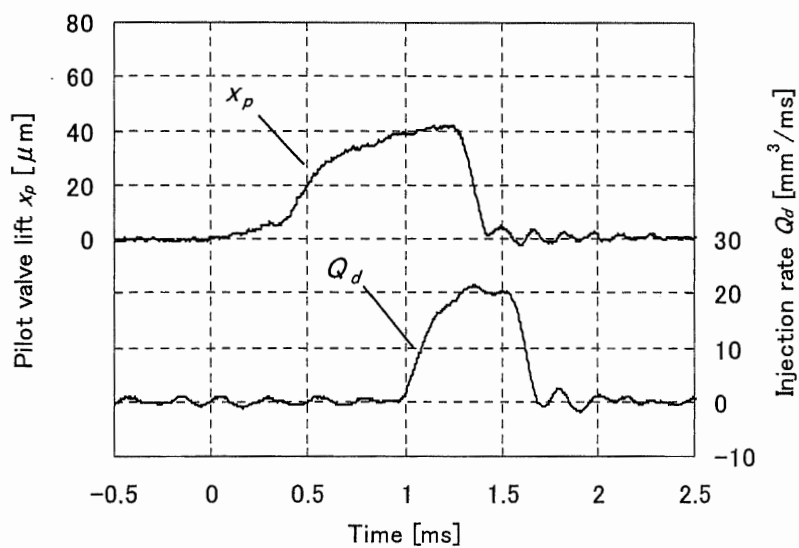


図 4.4.2(d) 噴射率波形制御 (パターン A, duty1=20%, duty2=50%, duty3=50%)

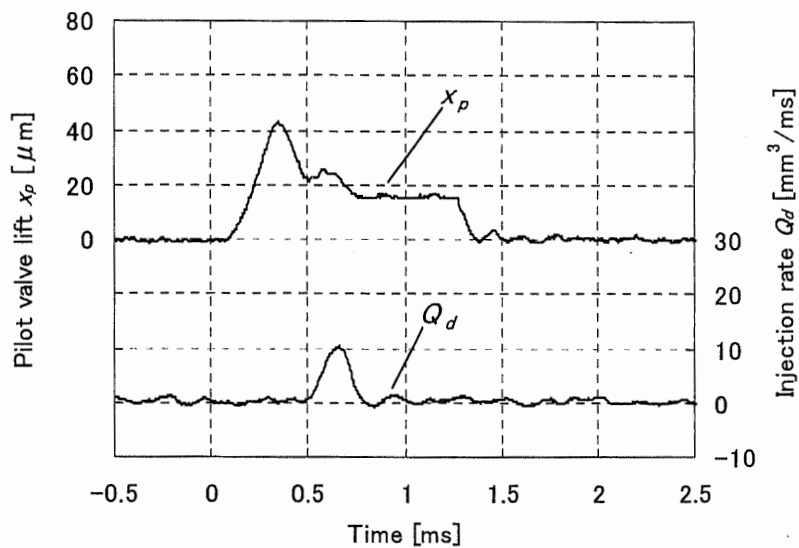


図 4.4.2(e) 噴射率波形制御 (パターン B, duty1=70%, duty2=30%, duty3=20%)

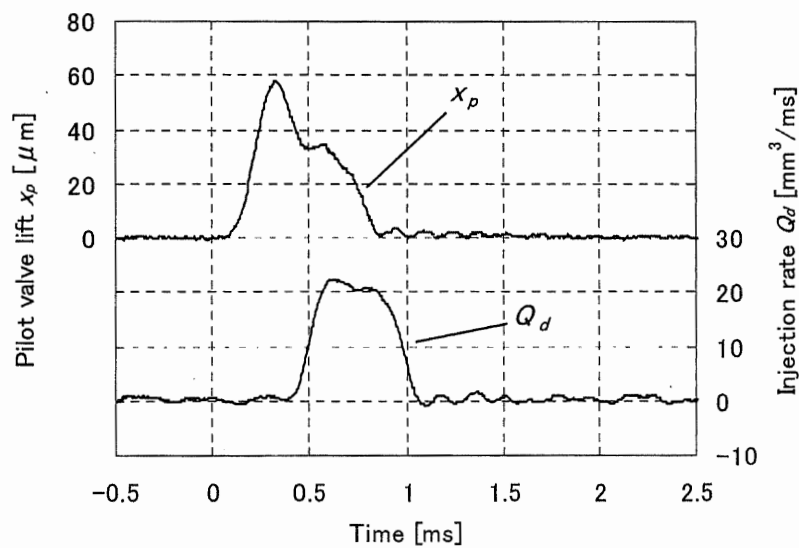


図 4.4.2(f) 噴射率波形制御 (パターン B, duty1=80%, duty2=30%, duty3=10%)

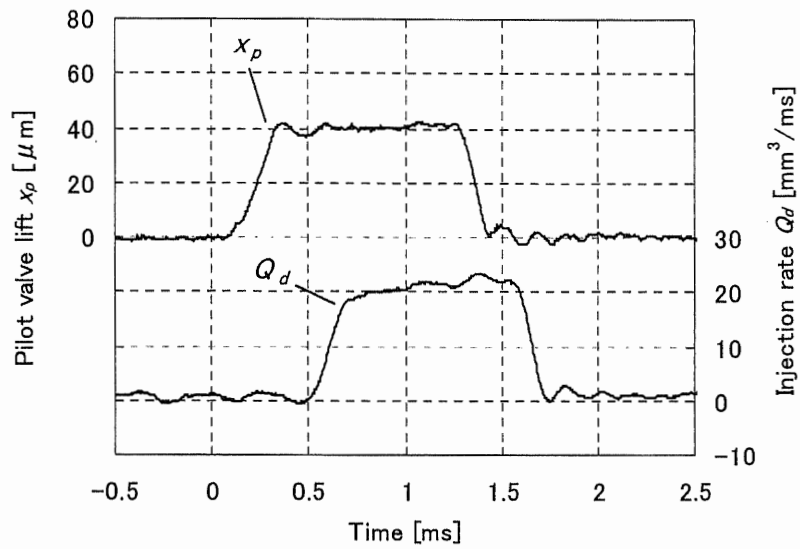


図 4.4.2(g) 噴射率波形制御 (パターン C, duty1=70%, duty2=40%, duty3=50%)

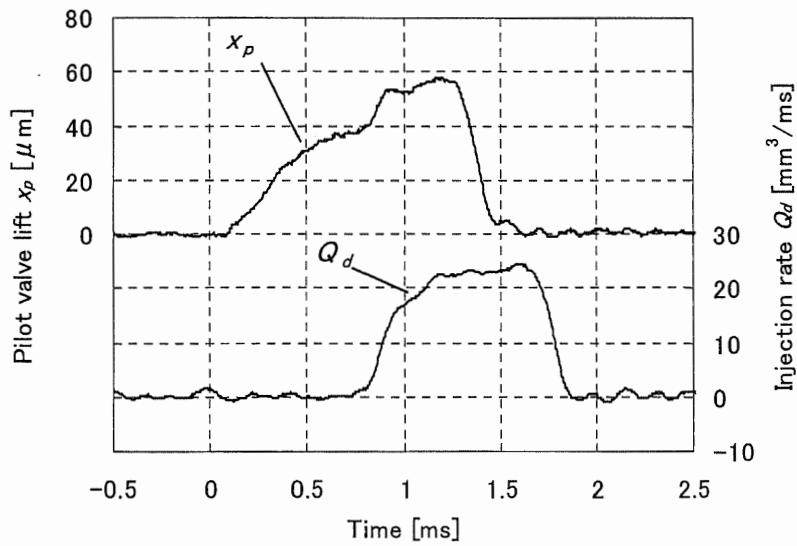


図 4.4.2(h) 噴射率波形制御 (パターン C, duty1=50%, duty2=40%, duty3=70%)

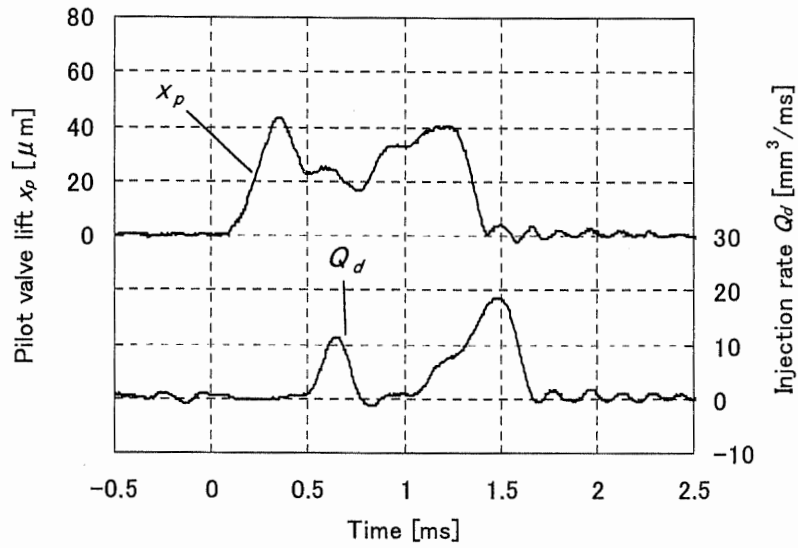


図 4.4.2(i) 噴射率波形制御 (パターン C, duty1=70%, duty2=20%, duty3=50%)

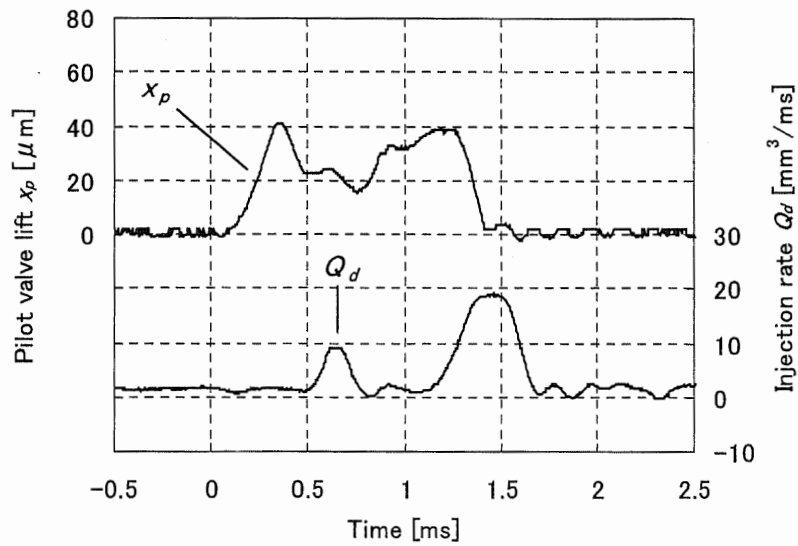


図 4.4.2(j) 噴射率波形制御 (パターン C, duty1=70%, duty2=30%, duty3=50%)

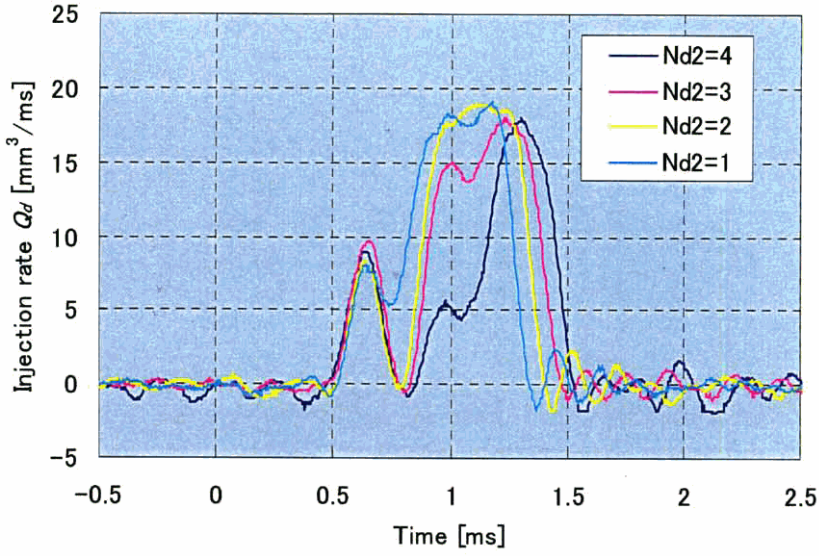


図 4.4.3 中間波数  $N_{d2}$  の比較

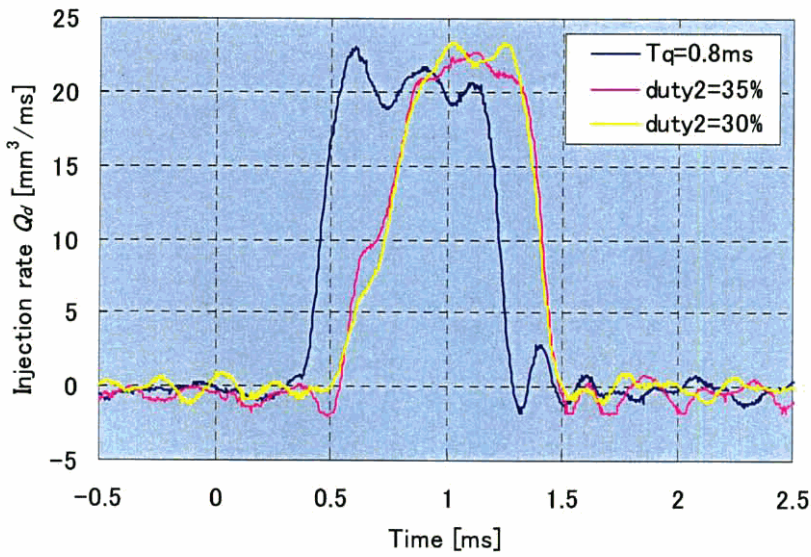


図 4.4.4 噴射率波形の比較



## 第5章

### 超磁歪駆動ガスインジェクタの開発

## 第5章で用いる記号

- $A_{in}$  ; インジェクタ燃料入口の面積  
 $A_{st}$  ; シート部の面積  
 $A_{nzt}$  ; 噴孔の面積  
 $A_{th}$  ; センサ絞りの面積  
 $C_{din}$  ; インジェクタ燃料入口の流量係数  
 $C_{dst}$  ; シート部の流量係数  
 $C_{nzt}$  ; 噴孔の流量係数  
 $C_{th}$  ; センサ絞りの流量係数  
 $c_v$  ; 定容比熱  
 $c_p$  ; 定圧比熱  
 $E$  ; (全) エネルギー  
 $\dot{E}$  ; (全) エネルギー流量  
 $\dot{E}_{in}$  ; インジェクタ燃料入口のエネルギー流量  
 $\dot{E}_{st}$  ; シート部のエネルギー流量  
 $\dot{E}_{nzt}$  ; 噴孔のエネルギー流量  
 $\dot{E}_{th}$  ; センサ絞りのエネルギー流量  
 $H$  ; エンタルピ  
 $K$  ; 燃料の体積弾性率  
 $M$  ; 質量  
 $\dot{m}$  ; 質量流量  
 $\dot{m}_{in}$  ; インジェクタ燃料入口の質量流量  
 $\dot{m}_{st}$  ; シート部の質量流量  
 $\dot{m}_{nzt}$  ; 噴孔の質量流量  
 $\dot{m}_{th}$  ; センサ絞りの質量流量  
 $P$  ; 圧力  
 $P_s$  ; 燃料供給圧力  
 $P_{inj}$  ; インジェクタ内部の圧力  
 $P_{sac}$  ; サックの圧力  
 $P_{ch}$  ; 測定チャンバの圧力  
 $P_{se}$  ; センサ室の圧力  
 $Q_m$  ; (質量) 噴射量  
 $Q_{dm}$  ; (質量) 噴射率  
 $R$  ; ガス定数  
 $\dot{Q}$  ; 熱エネルギー流量

$Q_m$  ; (質量) 噴射量  
 $T$  ; (絶対) 温度  
 $T_s$  ; 燃料供給タンク温度 (よどみ点温度)  
 $T_{inj}$  ; インジェクタ内部の温度  
 $T_{sac}$  ; サックの温度  
 $T_{ch}$  ; 測定チャンバの温度  
 $T_{se}$  ; センサ室の温度  
 $V$  ; 容積  
 $V_{inj}$  ; インジェクタ内部の容積  
 $V_{sac}$  ; サックの容積  
 $V_{ch}$  ; 測定チャンバの容積  
 $V_{se}$  ; センサ室の容積  
 $\kappa$  ; 比熱比  
 $\pi_u$  ; 絞りの上流と下流の圧力差  
 $\rho$  ; 燃料の密度  
 $f_c$  ; キャリア周波数  
duty1 ; 1 番目の duty 比  
duty2 ; 2 番目の duty 比  
duty3 ; 3 番目の duty 比

## 5.1 はじめに

トラック、バス用 CNG エンジンには現在 SPI (Single Point Injection), MPI (Multi Point Injection) 化が進められているが、さらに実用頻度の高い部分負荷運転領域の燃費向上を狙った直噴式の研究も行なわれている<sup>(5-1) (5-2)</sup>。直噴式には従来のオットーサイクルの他に、ディーゼルサイクル<sup>(5-3)</sup>を実現するものもあり、超磁歪アクチュエータが持つ噴射率制御性能が適用できる可能性がある。そこで本章では超磁歪アクチュエータを用いたガスインジェクタを試作し、その噴射性能を検証する。また噴射性能検証のためにガス噴射率計の試作、検討も行う。

## 5.2 ガスインジェクタの構造

今回試作した超磁歪駆動ガスインジェクタの構造を図 5.2.1 に示す。超磁歪アクチュエータの出力軸がインジェクタのニードル弁を兼ねるニードル直動型である。従って超磁歪素子の伸長量そのままニードル弁リフト量となる。インジェクタ内部に中間絞りは無く側面から供給されるガス燃料がそのまま噴射される。ニードル弁リフト量は軽油用インジェクタのパイロット弁と同様に磁界の強さ 100kA/m に対して約 50 $\mu$ m の変位が得られる。

## 5.3 測定装置

燃料噴射率の測定法の一つに Zeuch の定容積法<sup>(5-4)</sup>がある。この方法は定容積の容器内へ燃料を噴射し、噴射量に比例して変化する内圧を測定して噴射率を求める。容積  $V$  の容器内へ体積  $\Delta V$  の燃料噴射が行なわれた時の圧力変化を  $\Delta P$  とすると、燃料の体積弾性率  $K$  を用いて

$$\Delta P = K \frac{\Delta V}{V} \quad (5-1)$$

また (質量) 噴射量  $Q_m$  は、

$$Q_m = \rho \cdot \Delta V \quad (5-2)$$

であるから、(質量) 噴射率  $Q_{dm}$  は以下のように表される。

$$Q_{dm} = \frac{dQ_m}{dt} = \rho \frac{V}{K} \frac{dP}{dt} \quad (5-3)$$

燃料が軽油等の液体の場合、非圧縮性を仮定し  $\rho, K$  を定数として取り扱うことができるが、ガス燃料の場合にはこの仮定が成立しない。しかし  $\rho, K$  の時間変化を厳密に測定することは容易ではない。そこでここでは質量流量計の測定値を用いて圧力変化を噴射量に換算する簡易的な方法を用いた。図 5.3.2 は測定チャンバ（背圧  $P_{ch}=1.7\text{MPa}$ ）内に  $\text{N}_2$  ガス（供給圧  $P_s=10\text{MPa}$ ）を噴射した時の圧力変化  $\Delta P$  と噴射量  $Q_m$ （噴射 100shot の平均値）の相関である。広範囲にわたって直線性の良い相関が見られ、噴射量への換算が十分可能であることがわかる。

図 5.3.3 にガス噴射率測定装置の構成を示す。噴射ガスには  $\text{N}_2$  を使用しタンクから一定圧力でインジェクタに供給する。測定チャンバ内はリリーフ弁で背圧を一定に保たれており、測定時のみ排出用電磁弁を閉じて圧力上昇を計測する。測定後は再び排出弁を開きガスを排出する。またガスが噴射される際にチャンバ内で圧力脈動が発生するため、圧力センサの直前に絞りを付ける、チャンバ内に緩衝材を設置する、等の脈動低減対策を行なっている。

## 5.4 ボンドグラフ法による噴射シミュレーション

### 5.4.1 モデル化

ガス噴射率計の特性を検討するためボンドグラフ法によるシミュレーションを行う。圧縮性流体をボンドグラフで扱う場合いくつかの手法が考案されているが、ここでは擬似ボンドグラフを使用する。擬似ボンドグラフは熱系、化学系のモデル化に用いられるもので、エフォートとフローの積がパワーとならない。しかし熱系と機械系のエネルギー変換を考慮しなくて良い場合には取り扱いやすい手法である<sup>(5-5)</sup>。今回の噴射シミュレーションの場合、噴射期間が数 ms と短いため断熱変化と仮定し熱-機械系のエネルギー変換は考慮しない。表 5.4.1 に圧縮性流体系に用いるボンドグラフの変数を、図 5.4.1 に圧縮性流体系に用いる擬似ボンドグラフの C 素子（C フィールド）、R 素子（R フィールド）を示す<sup>(5-6)</sup>。

ガス噴射率計のモデル化では理想気体の仮定<sup>(5-8)</sup>を用いる。すなわち、

- (1) 理想気体の状態方程式に従う。

$$PV = mRT \quad (5-4)$$

- (2) 定圧比熱  $c_p$ 、定容比熱  $c_v$  が温度に無関係に一定である。

$$E = mc_v T \quad (5-5)$$

$$H = mc_p T \quad (5-6)$$

以上の仮定のもとにガス噴射率計に関するボンドグラフの関係式を以下に示す。ただし、添え字  $u$  はガスの流れの上流側、 $d$  は下流側を表し、

$$\Psi(\pi_u) = \begin{cases} \left[ \frac{2\kappa}{\kappa-1} \left( \pi_u^{\frac{2}{\kappa}} - \pi_u^{\frac{\kappa+1}{\kappa}} \right) \right]^{\frac{1}{2}}, & 1 \geq \pi_u \geq \left( \frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \\ \left[ \kappa \left( \frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{\kappa+1}{\kappa-1}} \right]^{\frac{1}{2}}, & \pi_u \leq \left( \frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \end{cases} \quad (5-7)$$

ここで、圧力差  $\pi_u = \frac{P_d}{P_u}$  , 比熱比  $\kappa = \frac{c_p}{c_v}$

また、

$$\text{sign}(x) = \begin{cases} 1, & x \geq 0 \\ -1, & x < 0 \end{cases} \quad (5-8)$$

・インジェクタ入口の絞り  $R_{in}$  の質量流量  $\dot{m}_{in}$  とエネルギー流量  $\dot{E}_{in}$

$$\dot{m}_{in} = C_{din} A_{in} \frac{P_u}{\sqrt{RT_u}} \Psi(\pi_u) \text{sign}(p_s - p_{inj}) \quad (5-9)$$

$$\dot{E}_{in} = \dot{m}_{in} c_p T_u \quad (5-10)$$

ただし、 $\pi_u = \pi_u(P_s, P_{inj})$ ,  $P_u$  は  $P_s$ ,  $P_{inj}$  の上流側の値,  $T_u$  は  $T_s$ ,  $T_{inj}$  の上流側の値

・インジェクタ内部容積  $C_{inj}$  の圧力  $P_{inj}$  と温度  $T_{inj}$

$$P_{inj} = \frac{m_{inj} RT_{inj}}{V_{inj}} \quad (5-11)$$

$$T_{inj} = \frac{E_{inj}}{c_v V_{inj}} \quad (5-12)$$

・ノズルシート部の絞り  $R_{st}$  の質量流量  $\dot{m}_{st}$  とエネルギー流量  $\dot{E}_{st}$

$$\dot{m}_{st} = C_{dst} A_{st} \frac{P_u}{\sqrt{RT_u}} \Psi(\pi_u) \text{sign}(P_{inj} - P_{sac}) \quad (5-13)$$

$$\dot{E}_{st} = \dot{m}_{st} c_p T_u \quad (5-14)$$

ただし,  $\pi_u = \pi_u(P_{inj}, P_{sac})$ ,  $P_u$  は  $P_{inj}$ ,  $P_{sac}$  の上流側の値,  $T_u$  は  $T_{inj}$ ,  $T_{sac}$  の上流側の値

・ノズルサック部容積  $C_{sac}$  の圧力  $P_{sac}$  と温度  $T_{sac}$

$$P_{sac} = \frac{m_{sac}RT_{sac}}{V_{sac}} \quad (5-15)$$

$$T_{sac} = \frac{E_{sac}}{c_v V_{sac}} \quad (5-16)$$

・ノズル噴孔の絞り  $R_{nzl}$  の質量流量  $\dot{m}_{nzl}$  とエネルギー流量  $\dot{E}_{nzl}$

$$\dot{m}_{nzl} = C_{dnzl} A_{nzl} \frac{P_u}{\sqrt{RT_u}} \Psi(\pi_u) \text{sign}(P_{sac} - P_{ch}) \quad (5-17)$$

$$\dot{E}_{nzl} = \dot{m}_{nzl} c_p T_u \quad (5-18)$$

ただし,  $\pi_u = \pi_u(P_{sac}, P_{ch})$ ,  $P_u$  は  $P_{sac}$ ,  $P_{ch}$  の上流側の値,  $T_u$  は  $T_{sac}$ ,  $T_{ch}$  の上流側の値

・測定チャンバ容積  $C_{ch}$  の圧力  $P_{ch}$  と温度  $T_{ch}$

$$P_{ch} = \frac{m_{ch}RT_{ch}}{V_{ch}} \quad (5-19)$$

$$T_{ch} = \frac{E_{ch}}{c_v V_{ch}} \quad (5-20)$$

・圧力センサ室の絞り  $R_{th}$  の質量流量  $\dot{m}_{th}$  とエネルギー流量  $\dot{E}_{th}$

$$\dot{m}_{th} = C_{dth} A_{th} \frac{P_u}{\sqrt{RT_u}} \Psi(\pi_u) \text{sign}(P_{ch} - P_{se}) \quad (5-21)$$

$$\dot{E}_{th} = \dot{m}_{th} c_p T_u \quad (5-22)$$

ただし,  $\pi_u = \pi_u(P_{ch}, P_{se})$ ,  $P_u$  は  $P_{ch}$ ,  $P_{se}$  の上流側の値,  $T_u$  は  $T_{ch}$ ,  $T_{se}$  の上流側の値

・ 圧力センサ室容積  $C_{se}$  の圧力  $P_{se}$  と温度  $T_{se}$

$$P_{se} = \frac{m_{se}RT_{se}}{V_{se}} \quad (5-23)$$

$$T_{se} = \frac{E_{se}}{c_v V_{se}} \quad (5-24)$$

ガスインジェクタ測定装置のボンドグラフを図 5.4.2 に、シミュレーションに用いた条件を表 5.4.2 に示す。

#### 5.4.2 シミュレーション結果

ガス噴射率計は測定チャンバの容積が小さいほど圧力上昇が大きくなるので、小噴射量の条件でも S/N 比を大きくできると考えられる。そこでチャンバ内に球状の物体を固定できる構造にして容積の低減をはかる。図 5.4.3 はガス噴射率計の測定チャンバの容積が圧力上昇  $\Delta P$  に与える影響を示す。チャンバに固定する球として  $\phi 20, 25\text{mm}$  を検討した。インジェクタのニードル弁リフトを  $50\mu\text{m}$ 、噴射期間を  $3\text{ms}$  とした場合、何も挿入しなかったものに比べ  $\phi 20\text{mm}$  の球では約  $0.06\text{MPa}$  (約 24% 増)、 $\phi 25\text{mm}$  の球では約  $0.16\text{MPa}$  (約 62% 増)、上昇している。この結果から容積低減による効果は十分期待できる。そこで測定チャンバには  $\phi 25\text{mm}$  の球を挿入して測定を行う。

次にインジェクタのニードル弁リフト量  $x_n$  と圧力上昇  $\Delta P$  の関係を図 5.4.4 に示す。3ms の噴射期間に対し超磁歪アクチュエータの変位がほぼ最大である  $x_n=60\mu\text{m}$  で約  $0.49\text{MPa}$ 、微小なリフト量の  $x_n=10\mu\text{m}$  で約  $0.08\text{MPa}$  程度と予測される。よってこの範囲に測定レンジを持つ圧力センサを選定すれば良いと考えられる。

### 5.5 ガスインジェクタの噴射性能

#### 5.5.1 矩形電流による噴射率波形

矩形の駆動電流によるガスインジェクタの噴射率波形を図 5.5.1 に示す。ここでは噴射の立ち上がり補償のため若干の過励磁を行っている。噴射率波形はニードル弁リフト量 (= 駆動電流値) に応じて噴射量が増減している。振動成分もリフト波形の増減に倣っており、ニードル弁リフトへの追従性が非常に良い。駆動電流が低くニードル弁リフト量が十分でない場合は噴射が終了する場合も見られるが、適当なリフト量があれば持続的に噴射されている。噴射率波形の振動が噴射開始後の 2 番目の谷で最も低くなる傾向が見られるが、これはガス噴射によって測定チャンバ内に発生する圧力脈動が噴射本来の波形と合成され



るために起こると推測される。また噴射終了後に噴射率波形の振動が継続しているのも同様と考えられる。以上の結果から、ニードル弁リフト量、すなわち矩形電流の電流値変更で噴射量を変更することが可能であると言える。

### 5.5.2 2段電流による噴射率波形

次に過励磁電流が噴射率波形に与える影響を図 5.5.2 に示す。ホールド電流 12A に対しピーク電流を 5A と低くした場合、ニードル弁はほとんどオーバーシュートをせず矩形に近いリフトをしている。このとき噴射率波形もオーバーシュートをせず矩形に近い形状となる。駆動電流が矩形となるように調整したピーク電流 10A の場合では、5A の場合と比べニードル弁の立ち上がりが速く応答が改善されているが、ホールド電流への急な変化に間に合わずオーバーシュートを起こしている。噴射率波形はニードル弁リフトと同様オーバーシュートの傾向となるが、噴射開始直後の立ち上がりはホールド電流 5A のものと同様にニードル弁リフトほどの応答の良さは見られない。さらに過励磁を大きくしたピーク電流 18A ではニードル弁も大きく振動し噴射率波形を激しく振動させている。以上の結果から、過励磁が噴射開始に与える影響はあまり大きくなく、過剰な過励磁は噴射率波形に振動を与え噴射を不安定化させると考えられる。

### 5.5.3 PWM 制御による噴射率波形

以上の実験結果からガスインジェクタの噴射率波形はニードル弁リフト波形への追従性が良いことがわかった。この追従性を活かし噴射率制御を行えば任意の噴射率波形を得られると期待される。そこで 4 章で軽油用インジェクタに用いた PWM 制御装置を使い噴射率波形制御を試みた。比較を容易にするため、PWM 信号のキャリア周波数を  $f_c=10\text{kHz}$  で波数 30 (噴射期間が約 3.5ms)、デューティ比は 3 種類 (波数はそれぞれ 10 波) とした。

図 5.5.3 に PWM 制御による噴射率波形を示す。噴射初期を少なくしたもの (4 章で検討したパターン A) はニードル弁リフトが低すぎる (約  $10\mu\text{m}$  程度) 場合を除けば噴射率波形は十分リフト波形に追従している。また噴射後期を少なくしたもの (同パターン B)、中間デューティ比を小さくしたもの (同パターン C) も同様にリフト波形に追従し良好な結果が得られている。噴射初期の立ち上がり、噴射後期の立ち下がり軽油用インジェクタに比べ傾きを大きく変更でき、さらに中間デューティ比を調整すれば 2 回噴射も可能である。よって軽油用インジェクタよりも噴射の制御性が良く、エンジンの燃焼状態を十分制御できると考えられる。

#### 参考文献

- (5-1) 国分, トラック・バス用ガス燃料エンジンの動向, ENGINE TECHNOLOGY, 6-1(2004), 15-21
- (5-2) 土屋, 本城, 直噴 CNG エンジン, ENGINE TECHNOLOGY, 6-1(2004), 28-33
- (5-3) 富田, 最近の天然ガス自動車の普及状況, 自動車技術, 58-11(2004), 53-59
- (5-4) 藤谷, 新ディーゼル燃料噴射, 山海堂, (1997), 42-50
- (5-5) J.U.トーマ, 須田, ボンドグラフによるシミュレーション, コロナ社, (1996), 10-71
- (5-6) Xiong, Bao, Wang, Study of Software for Pneumatic Driving System, Fifth international conference on fluid power transmission and control (ICFP2001), (2001)
- (5-7) E.Pedersen, Modelling Thermodynamic System with Changing Gas Mixtures, International Conference on Bond Graph Modeling and Simulation (ICBGM'99), (1999)
- (5-8) 生井, 松尾, 圧縮性流体の力学, 理工学社, (1977), 3-6

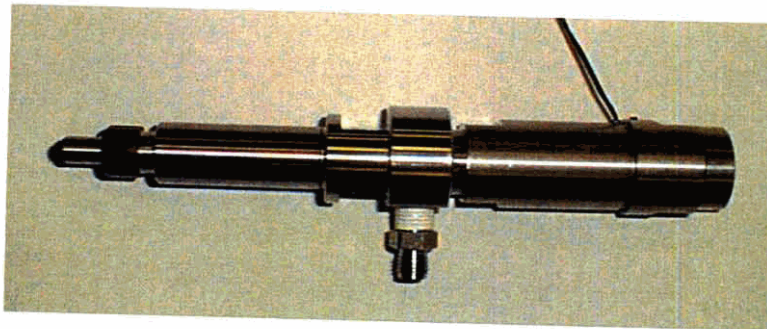
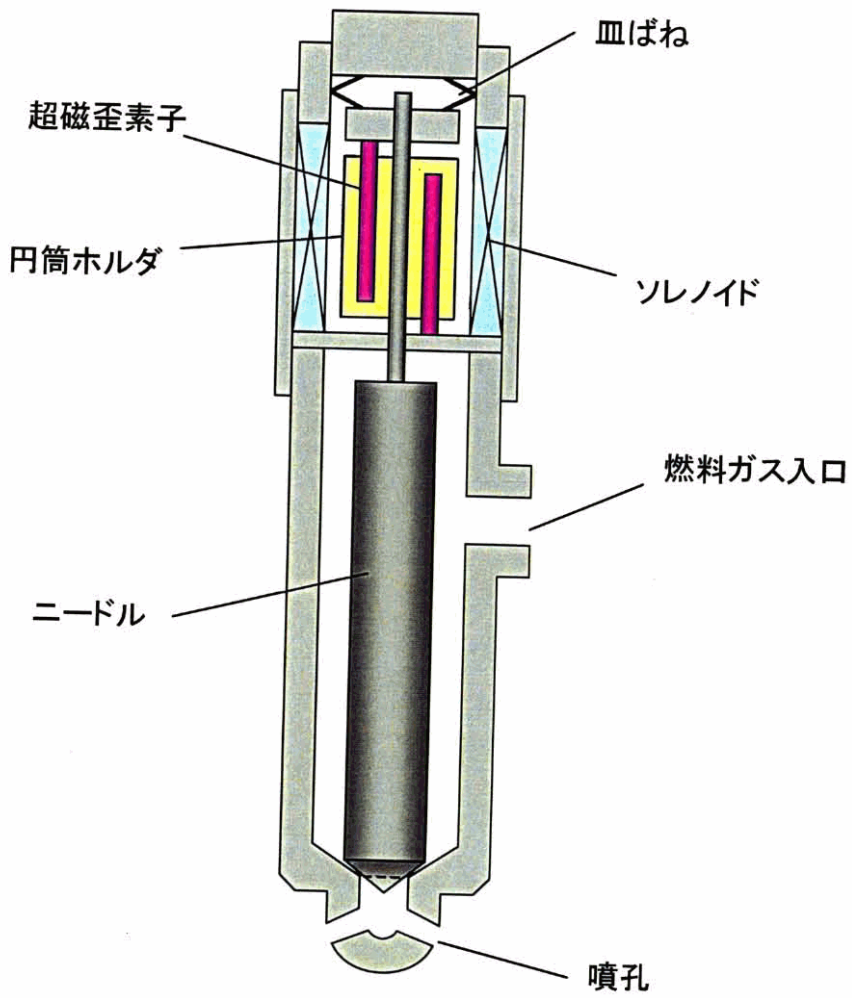


図 5.2.1 ガスインジェクタの構造と外観

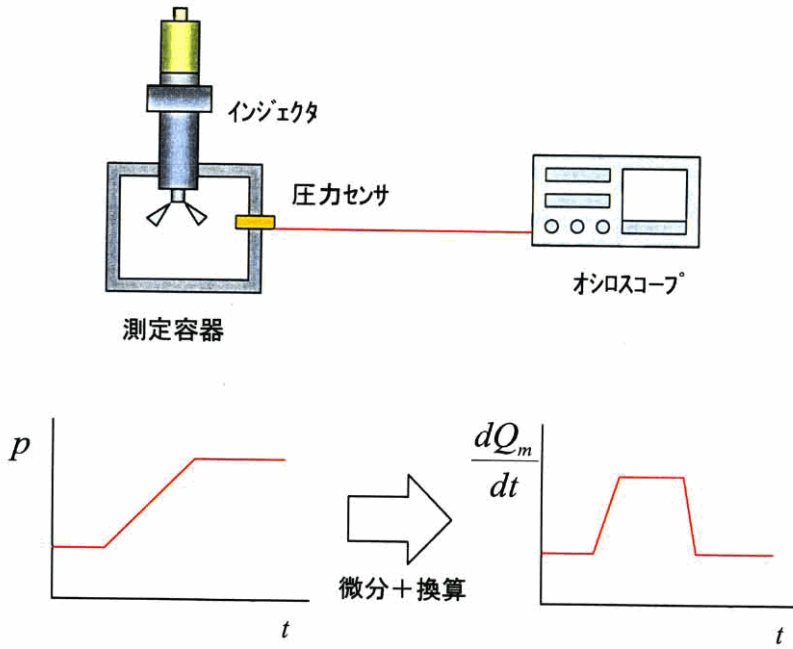


図 5.3.1 定容積法

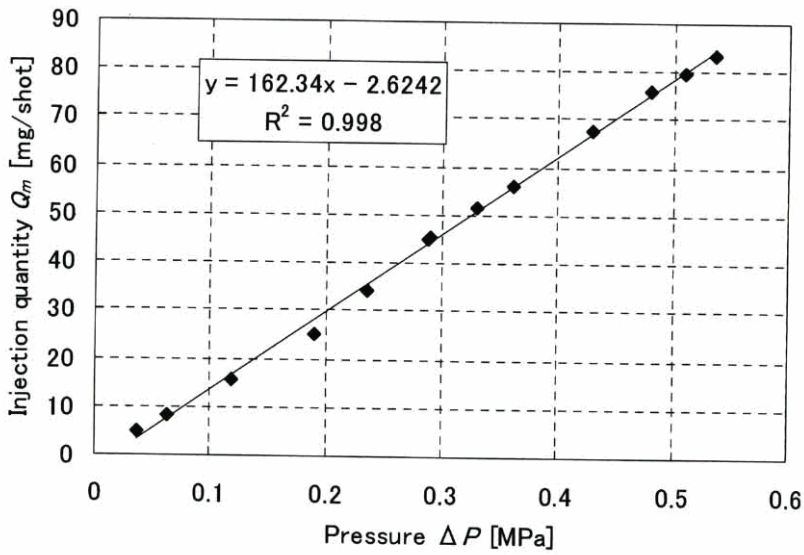


図 5.3.2 圧力上昇と噴射量の相関

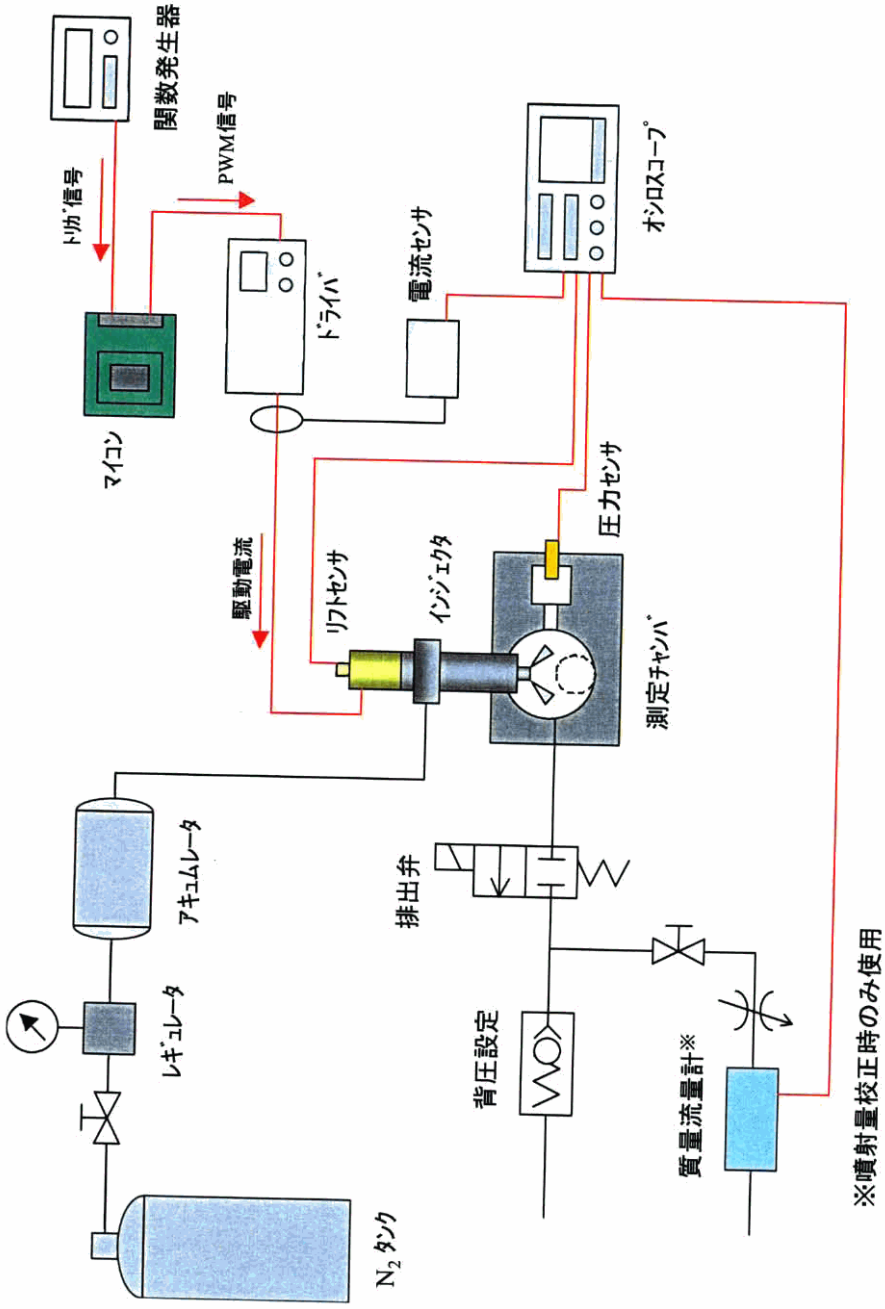
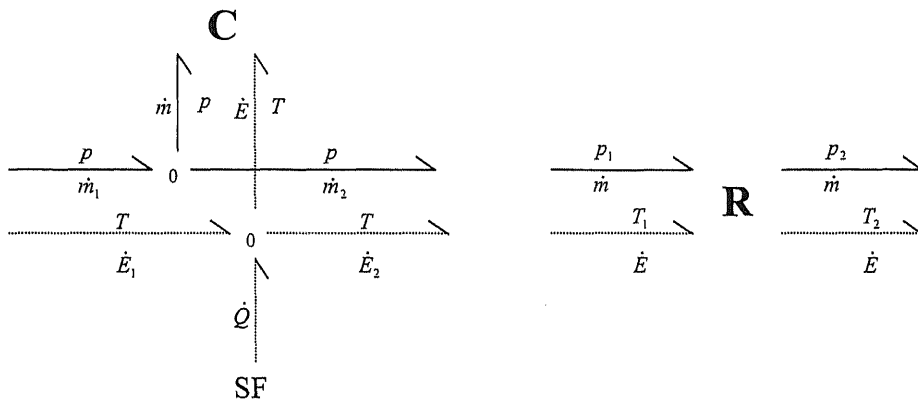


図 5.3.3 測定装置構成



C素子 (C フィールド)

R素子 (R フィールド)

図 5.4.1 擬似ボンドグラフの素子

	流体系		熱系
	非圧縮性	圧縮性	
エフォート	$P$ (圧力)	$P$ (圧力)	$T$ (温度)
フロー	$\dot{V}$ (体積流量)	$\dot{m}$ (質量流量)	$\dot{E}$ (エネルギー流量)
ディスプレイメント	$V$ (体積)	$m$ (質量)	$E$ (エネルギー)

表 5.4.1 擬似ボンドグラフの変数

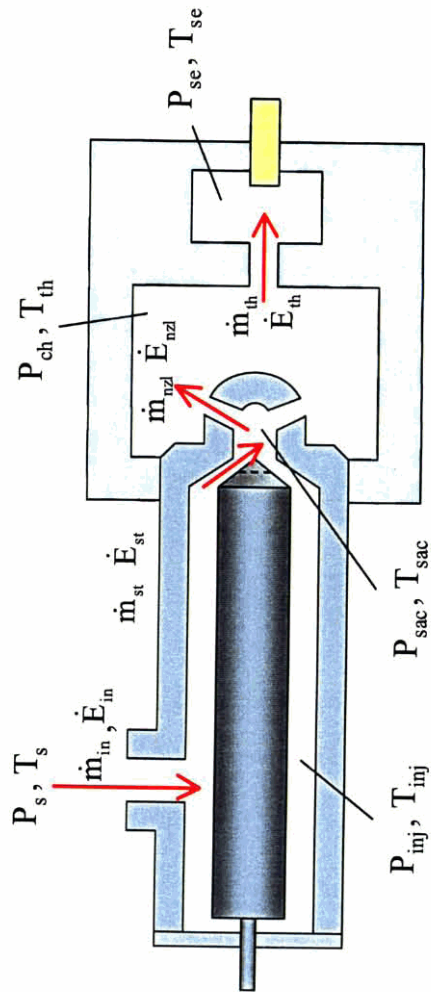
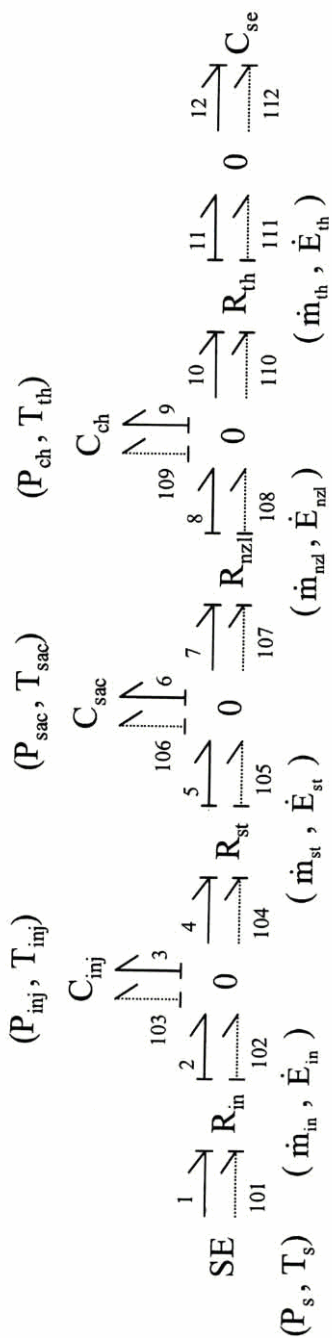


図 5.4.2 ガスエンジン測定装置のボンドグラフ

インジェクタ燃料入口の径 [mm]	$D_{in}$	4.35
シート部の径 [mm]	$D_{st}$	5.8
噴孔の径 [mm]	$D_{nzl}$	0.42
噴孔数	$N_{nzl}$	10
セパレータの径 [mm]	$D_{th}$	3
インジェクタ入口の流量係数	$C_{din}$	0.8
シート部の流量係数	$C_{dst}$	0.8
噴孔の流量係数	$C_{dnzl}$	0.8
セパレータの流量係数	$C_{dth}$	0.8
定容比熱 [J/(kgK)]	$c_v$	743
定圧比熱 [J/(kgK)]	$c_p$	1041
燃料供給圧力 [MPa]	$P_s$	10
測定器背圧 [MPa]	$P_b$	1.7
ガス定数( $N_2$ ) [J/(kgK)]	$R$	296.80
燃料供給タンク温度(よどみ点温度) [K]	$T_s$	293
インジェクタ内部の容積 [ $cm^3$ ]	$V_{inj}$	10.209
サックの容積 [ $cm^3$ ]	$V_{sac}$	9.6
測定チャンバの容積 [ $cm^3$ ]	$V_{ch}$	20.948 (球未使用)
		16.940 ( $\phi 20$ 球使用)
		12.916 ( $\phi 25$ 球使用)
セパレータ室の容積 [ $cm^3$ ]	$V_{se}$	49.87

表 5.4.2 シミュレーション条件



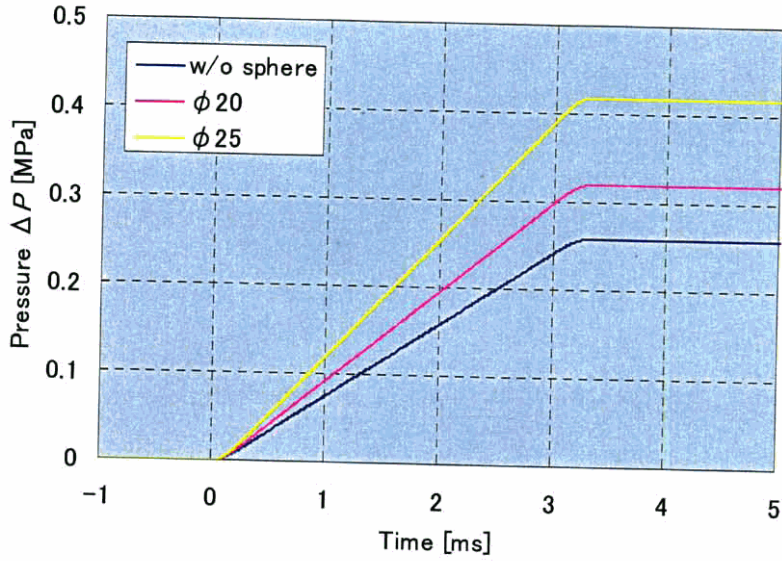


図 5.4.3 測定チャンバ容積の影響

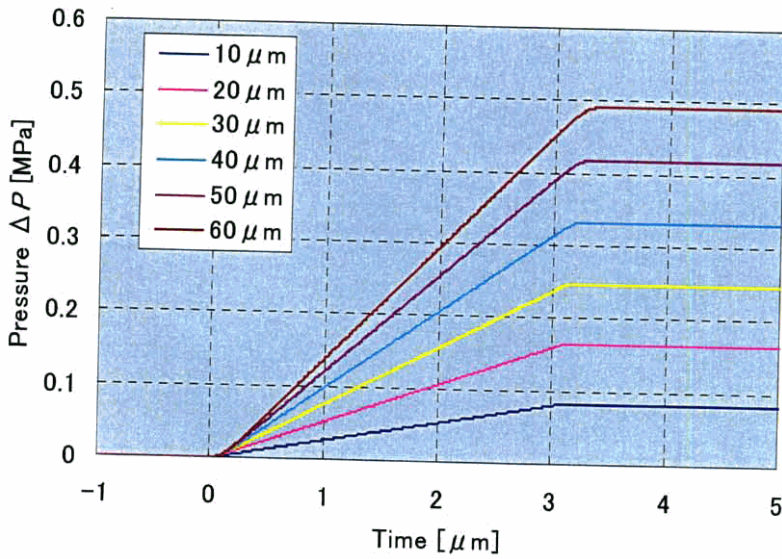


図 5.4.4 測定チャンバの圧力上昇

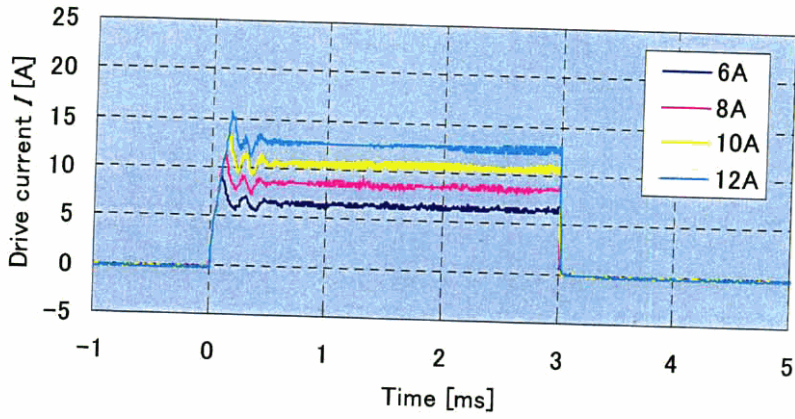


図 5.5.1 (a) 矩形電流の実験結果 (駆動電流)

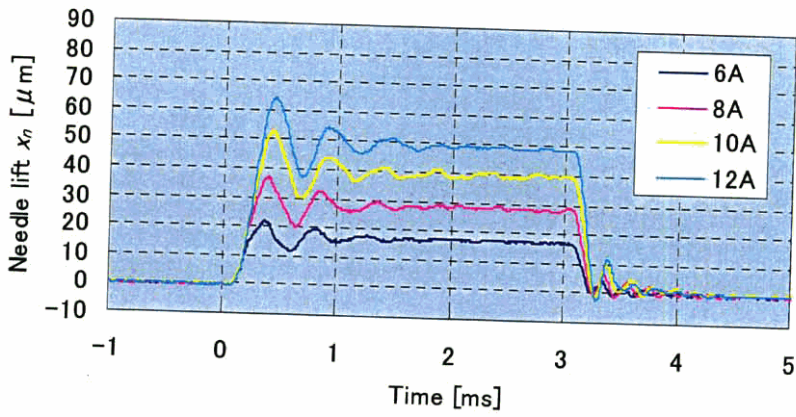


図 5.5.1 (b) 矩形電流の実験結果 (ニードル弁リフト)

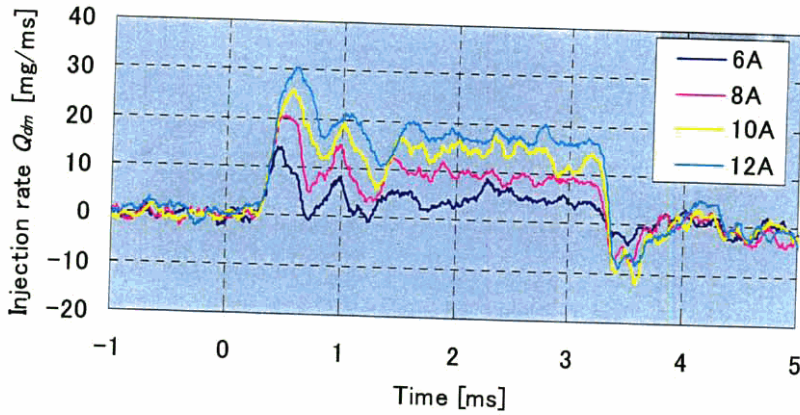


図 5.5.1 (c) 矩形電流の実験結果 (噴射率)

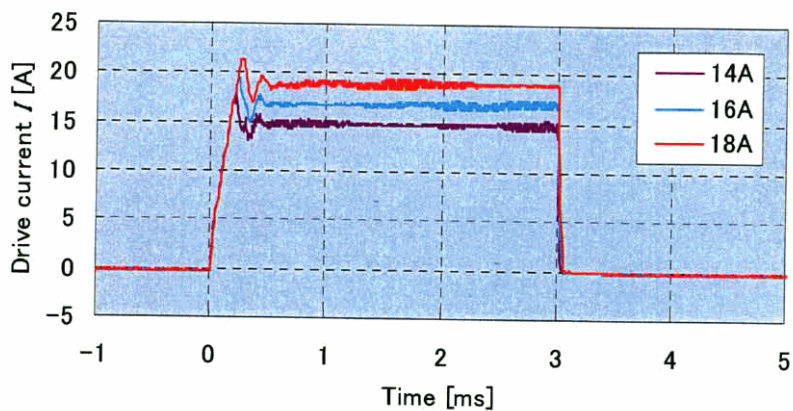


図 5.5.1 (d) 矩形電流の実験結果 (駆動電流)

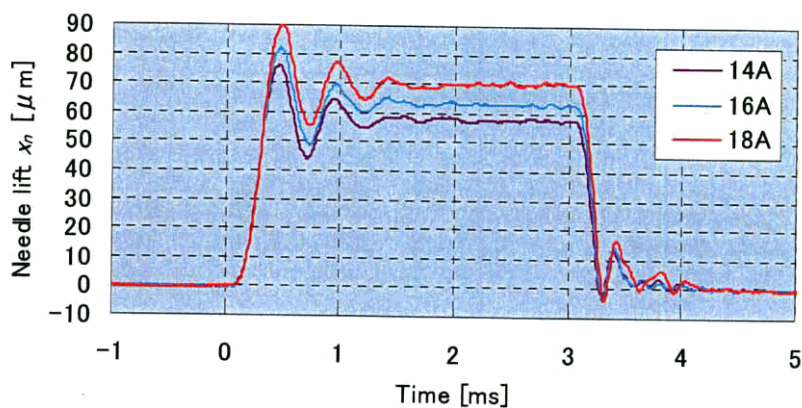


図 5.5.1 (e) 矩形電流の実験結果 (ニードル弁リフト)

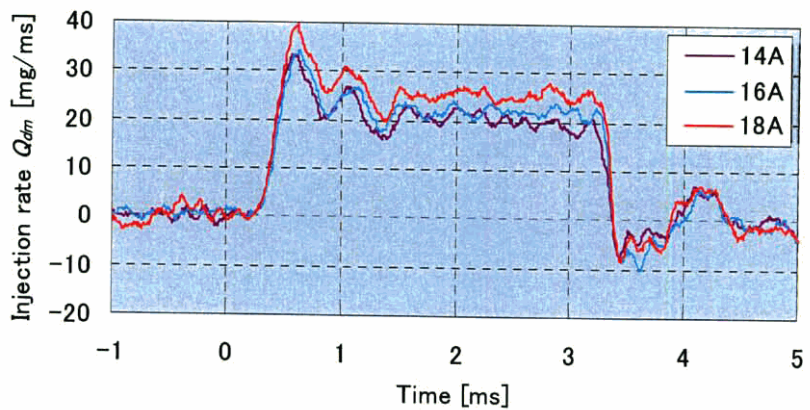


図 5.5.1 (f) 矩形電流の実験結果 (噴射率)

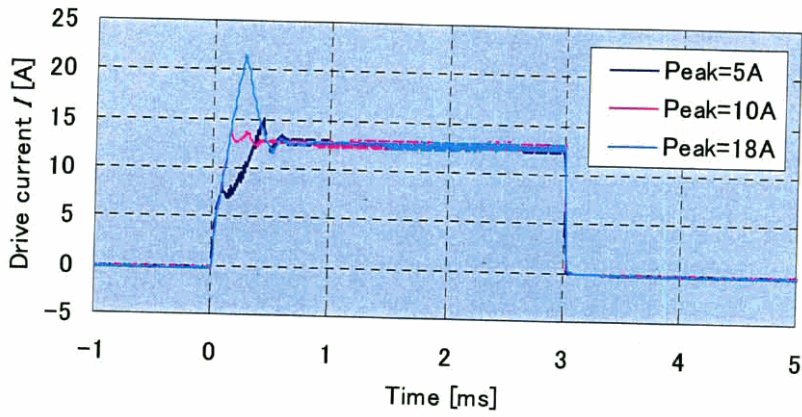


図 5.5.2 (a) 2 段電流の実験結果 (駆動電流)

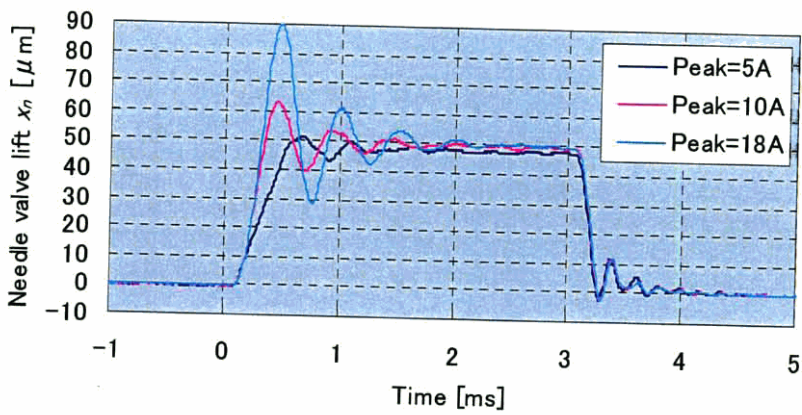


図 5.5.2 (b) 2 段電流の実験結果 (ニードル弁リフト)

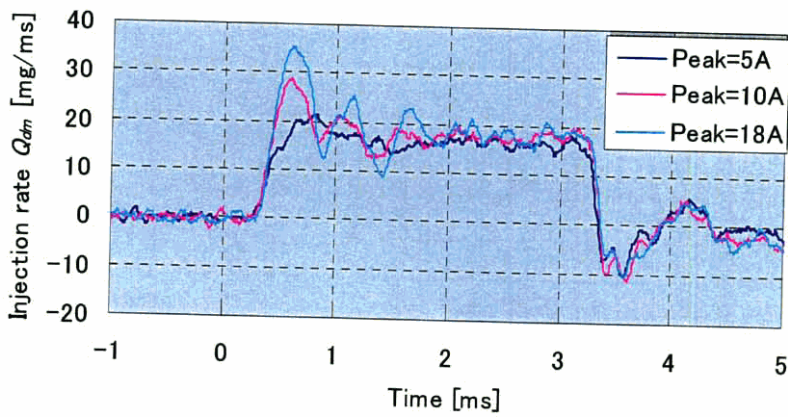


図 5.5.2 (c) 2 段電流の実験結果 (噴射率)

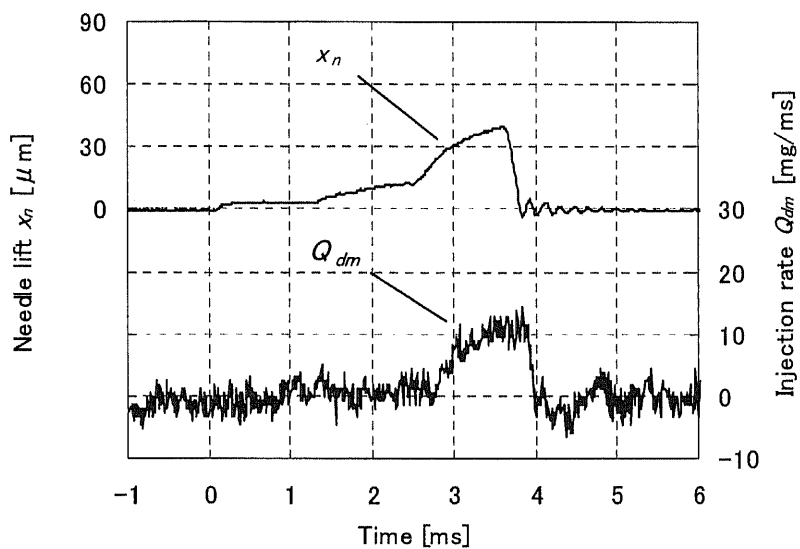


図 5.5.3 (a) PWM 制御 (パターン A ; duty1=30%, duty2=40%, duty3=50%)

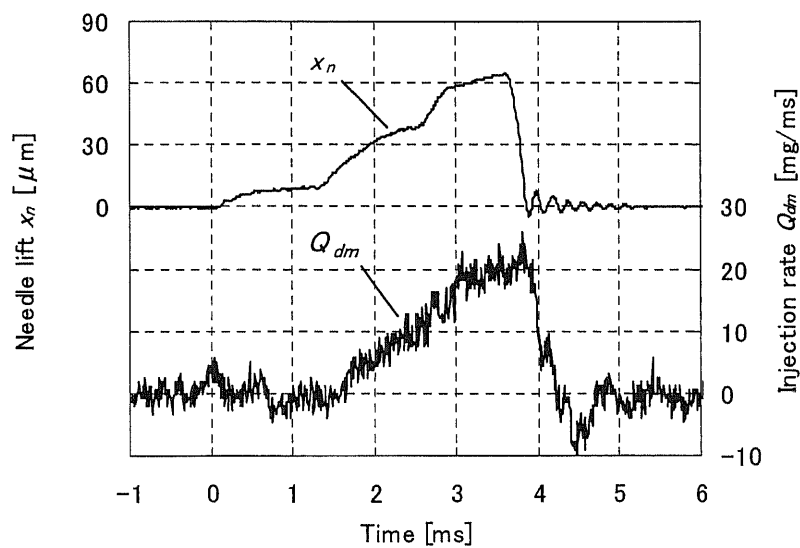


図 5.5.3 (b) PWM 制御 (パターン A ; duty1=40%, duty2=50%, duty3=60%)

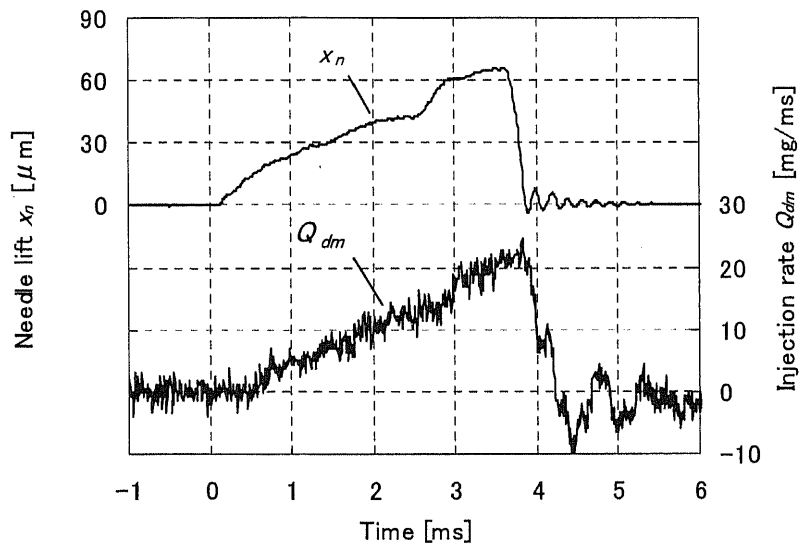


図 5.5.3 (c) PWM 制御 (パターン A ; duty1=50%, duty2=50%, duty3=60%)

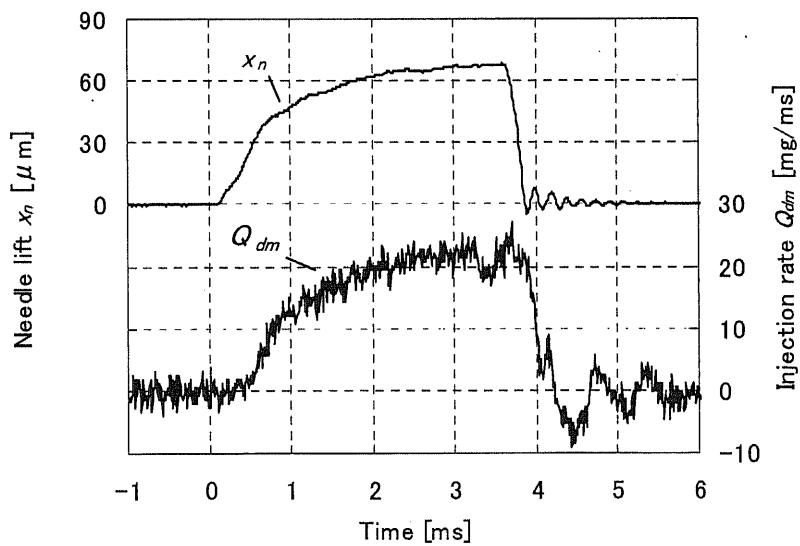


図 5.5.3 (d) PWM 制御 (パターン A ; duty1=60%, duty2=60%, duty3=60%)

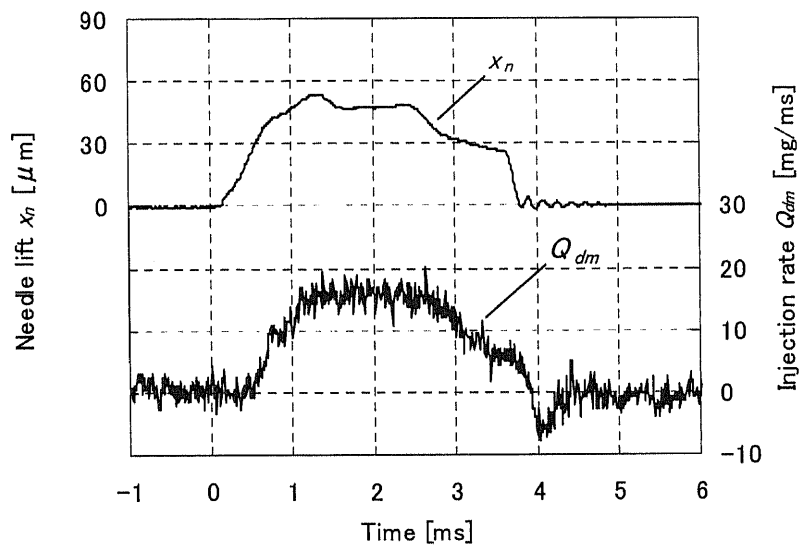


図 5.5.3 (e) PWM 制御 (パターン B ; duty1=60%, duty2=50%, duty3=40%)

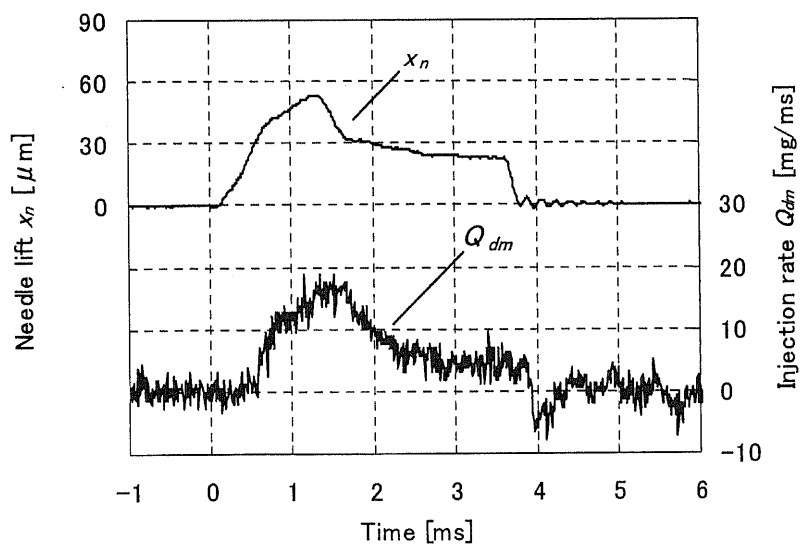


図 5.5.3 (f) PWM 制御 (パターン B ; duty1=60%, duty2=40%, duty3=40%)

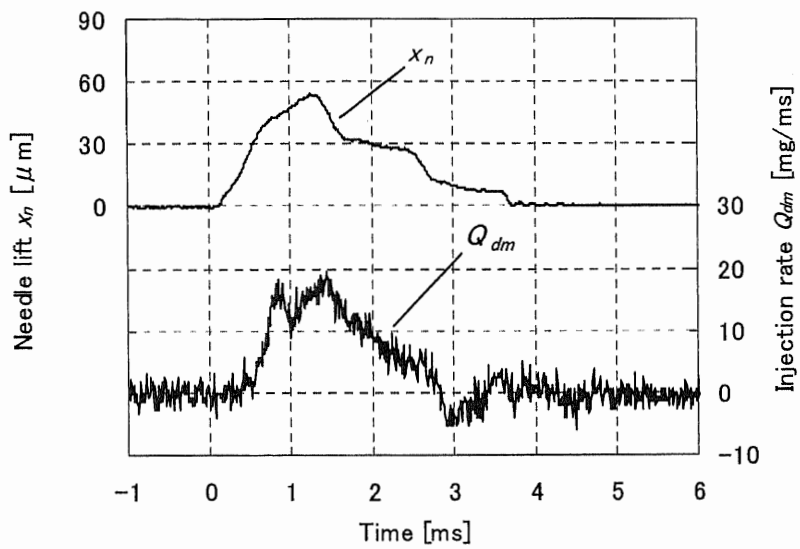


図 5.5.3 (g) PWM 制御 (パターン B ; duty1=60%, duty2=40%, duty3=30%)

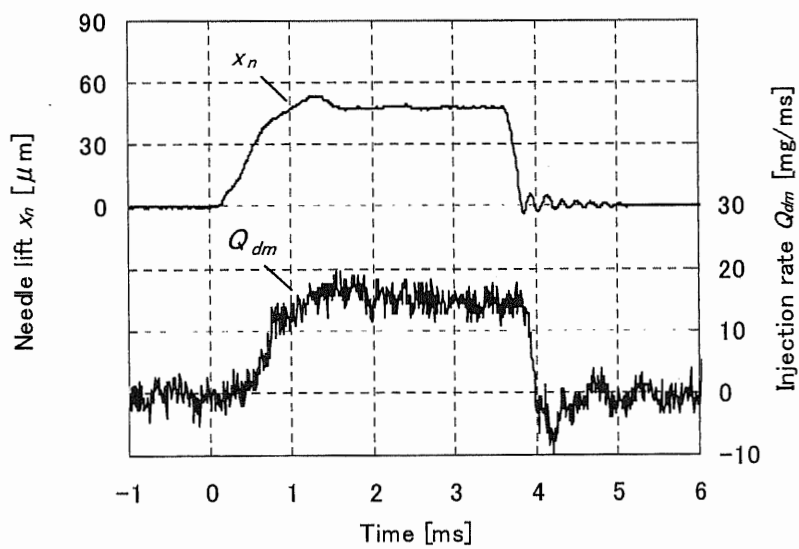


図 5.5.3 (h) PWM 制御 (パターン B ; duty1=60%, duty2=50%, duty3=50%)



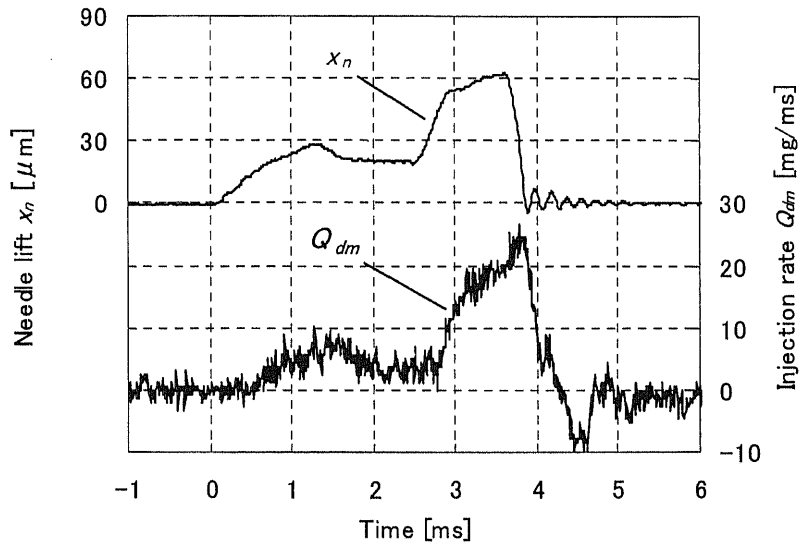


図 5.5.3 (i) PWM 制御 (パターン C ; duty1=50%, duty2=45%, duty3=60%)

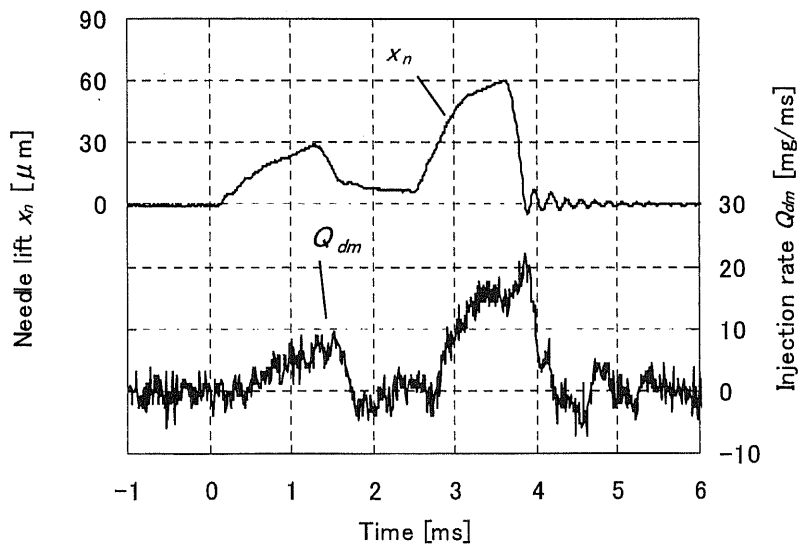


図 5.5.3 (j) PWM 制御 (パターン C ; duty1=50%, duty2=30%, duty3=60%)

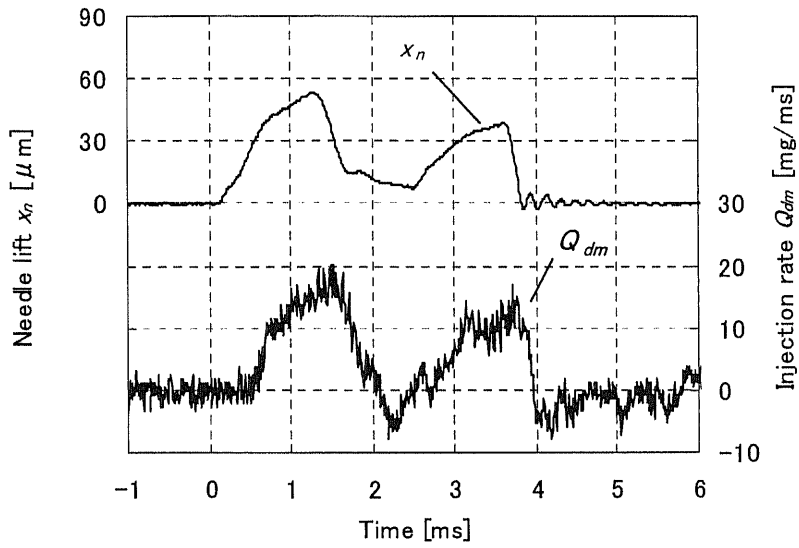


図 5.5.3 (k) PWM 制御 (パターン C ; duty1=60%, duty2=30%, duty3=50%)

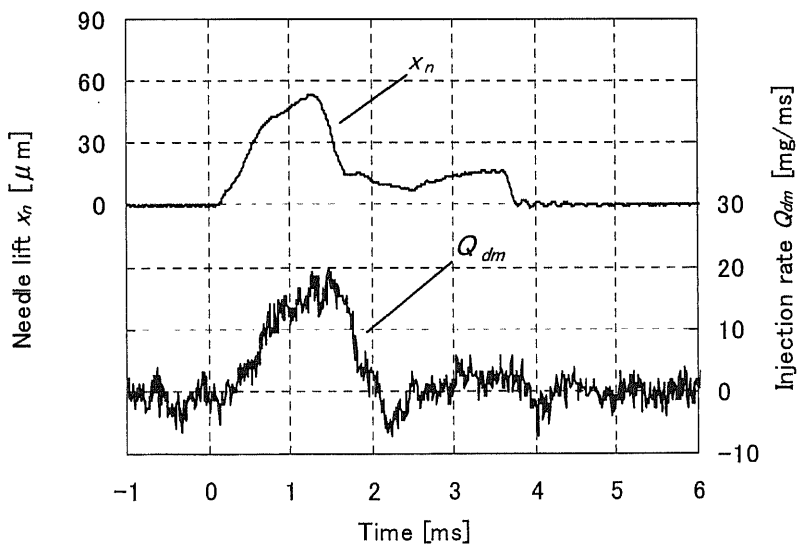


図 5.5.3 (l) PWM 制御 (パターン C ; duty1=60%, duty2=30%, duty3=40%)

## 第6章

## 結 論

## 6.1 結論

本論文では、従来の電磁弁より高速動作可能でかつ変位制御特性を持つ超磁歪素子を用いたディーゼル・ガスインジェクタの開発し、噴射性能、噴射率波形制御性を検証した。

まず初めに超磁歪アクチュエータとディーゼルインジェクタを試作し、その性能をシミュレーションと実験で検討した（第2章）。次に実用上問題となる超磁歪アクチュエータの熱膨張現象を解析し温度補償対策を行なった（第3章）。さらに超磁歪素子の変位制御による噴射率波形制御を試みた（第4章）。またガスインジェクタとその噴射率波形を測定するガス噴射率計を試作し、噴射性能と噴射率制御性を検証した（第5章）。

以上より得られた結論は、

### (1) 超磁歪駆動ディーゼルインジェクタの噴射特性について

- ・超磁歪アクチュエータの応答性は約 10A のステップ入力に対し遅れが約 0.06ms、整定時間が約 0.79ms と高速であり、インジェクタのパイロット弁としては十分である。
- ・超磁歪素子を格納する円筒ホルダは磁性、比重、剛性、等を考慮した選択が必要である。
- ・噴射性能は開発目標スペック（Euro3 規制対応インジェクタ実測値；噴射開始遅れ 0.8ms 以下、噴射終了遅れ 0.65ms 以下）に対して噴射開始遅れ 0.39ms、噴射終了遅れ 0.49ms と高速応答である。
- ・燃料供給圧力、噴射期間に応じて噴射量を変更することが可能である。

### (2) 超磁歪アクチュエータの温度補償について

- ・熱膨張により超磁歪素子のプリストレスが適値を外れ磁歪量が小さくなり、結果として噴射量が低下する機構を明らかにした。
- ・熱膨張を考慮し適正化した出力軸で超磁歪アクチュエータの温度補償が可能である。

### (3) 超磁歪駆動ディーゼルインジェクタの噴射率波形制御について

- ・PWM 制御では適切なキャリア周波数の選択が超磁歪アクチュエータの制御性を向上させる。
- ・噴射率波形はパイロット弁リフトに対して完全には追従しないが、PWM 制御のデューティ比と波数を適切に選択することでブーツ型噴射等の噴射率制御が可能である

### (4) 超磁歪駆動ガスインジェクタの開発について

- ・定容積法を用いたガス噴射率計を試作し、ガスインジェクタの噴射率波形を測定することが可能になった。
- ・ニードル直動型のガスインジェクタはニードル弁リフトと噴射率波形の追従性が良好で

任意の噴射率波形制御が可能である。

## 6.2 今後の展望

噴射率波形制御を実現する超磁歪駆動インジェクタは、今後さらに厳しく要求される排出ガス低減に対し有効な手段の一つであると考えられる。ディーゼル、CNGに限らず燃焼制御を必要とする代替燃料エンジンへも展開されていくことが期待される。

## 謝辞

本研究を進めるにあたり、終始懇切なご指導ならびにご鞭撻を賜りました横浜国立大学工学研究院 田中裕久 教授に深く感謝申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、インジェクタの試作にご協力いただきました 元 日本ムーグ株式会社 浦井隆弘 工学博士 に深く感謝いたします。

本研究の実験においてご協力いただいた、横浜国立大学大学院卒業生 中保友直氏、豊田希女史、秋山悠基氏に深く感謝いたします。

本研究をまとめるにあたり、多大なご理解とご支援をいただきました いすゞ自動車株式会社 生産技術・企画部長 伊藤正敏氏、総務人事部いすゞ自動車高等工業学校 在家秀仁 学  
校長、パワートレイン工務部設備管理グループシニアスペシャリスト 大関浩 工学博士、  
生産技術・企画部技術開発グループリーダー 今井博之氏、山内克哉 工学博士、長谷川英  
雄氏、中村圭貴氏、銀屋満氏に深く感謝いたします。

最後に本研究に有益な助言とご協力をいただきました横浜国立大学工学部生産工学科  
田中裕久研究室の皆様感謝いたします。