

博士論文

**MPD スラスタの準定常作動における定常性評価と
作動特性の実験的探索**

**Evaluation of Quasi-steady State and Parametric Investigation of
Magneto-Plasma-Dynamic Thruster in Extended Pulsed Operation**

井出 舜一郎

目次

第1章 序論	1
1.1 電気推進機	1
1.2 MPD スラスタ	3
1.2.1 特徴	3
1.2.2 作動原理	4
1.2.3 分類	5
1.3 研究対象	6
1.3.1 研究背景	6
1.3.2 近年の研究動向	9
1.3.3 研究目的と手法	10
第2章 実験システム	11
2.1 外部磁場型 2次元 MPD スラスタ	11
2.1.1 放電ヘッド	11
2.1.2 外部コイル	13
2.1.3 イグナイタ	17
2.2 推進剤供給系	18
2.2.1 ガスパルス波形計測	21
2.2.2 流量校正	25
2.3 推力測定系	26
2.3.1 測定方法	26
2.3.2 S/N 比	29
2.3.3 スラスタスタンド校正	33
2.3.4 コールドガス推力校正	35
2.3.5 Tare Force	37
2.4 真空排気系	38
2.5 作動制御系	41
第3章 準定常作動の評価	44

3.1	放電時間特性	44
3.1.1	電源開発	44
3.1.1.1	概念設計	44
3.1.1.2	回路設計	47
3.1.1.3	放電波形	51
3.1.2	放電時間特性	53
3.2	推力波形測定	55
3.2.1	測定方法	55
3.2.1.1	加速度計のセットアップ	55
3.2.1.2	加速度計の校正	59
3.2.1.3	推力波形測定の実験条件	61
3.2.2	推力波形測定の実験結果	62
3.3	準定常作動の評価	67
第4章	作動特性探索	69
4.1	外部磁場変更	70
4.1.1	実験条件	70
4.1.2	実験結果	70
4.1.3	考察	73
4.2	推進剤種変更	76
4.2.1	実験条件	76
4.2.2	実験結果	77
4.3	放電室長さ変更	80
4.3.1	実験条件	80
4.3.2	実験結果	84
4.3.3	考察	89
第5章	結論	97

図目次

図 1-1 各推進機の推力密度と比推力領域の相関図[12]	2
図 1-2 各推進機の投入電力と比推力領域の相関図[12][13][14]	3
図 1-3 自己誘起磁場型同軸 MPD スラスタの原理[25]	5
図 1-4 MPD スラスタの分類	6
図 1-5 典型的な準定常作動の放電電流波形	9
図 2-1 AF 2D-MPD	12
図 2-2 AF 2D-MPD の概要	12
図 2-3 コイルの形状	13
図 2-4 FEMM による外部磁場シミュレーション(400 mT 印加時)	14
図 2-5 ホール素子を固定したプローブ	14
図 2-6 作成したプローブの校正の様子	15
図 2-7 プローブの校正結果の一例	15
図 2-8 ホール素子のアンプ回路	16
図 2-9 コイル電流とホール素子出力の波形の一例	16
図 2-10 コイル電流と外部磁場強度の関係	17
図 2-11 イグナイタ	18
図 2-12 イグナイタ電源の回路図	18
図 2-13 推進剤供給系の概要	19
図 2-14 高速電磁弁 (FAV)	20
図 2-15 FAV 駆動用の電源	20
図 2-16 FAV 電源のダイヤル値 V_{adj} と充電電圧	21
図 2-17 ガスパルス測定位置 ((a) : FAV 出口直下, (b) : 放電室内)	22
図 2-18 各推進剤の FAV 出口直下と放電室内ガスポート直下でのガスパルス波形	22
図 2-19 Ar のガスパルス波形 ((A) : $V_{adj}=2.5$, (B) : 3.0, (C) : 3.5, (D) : 4.0)	23
図 2-20 Xe のガスパルス波形 ((A) : $V_{adj}=2.5$, (B) : 3.0, (C) : 3.5, (D) : 4.0)	23
図 2-21 H ₂ のガスパルス波形 ((A) : $V_{adj}=2.5$, (B) : 3.0, (C) : 3.5, (D) : 4.0)	24
図 2-22 FAV 駆動時の貯気槽内の圧力降下	25
図 2-23 FAV 駆動前の貯気槽内の圧力と推進剤流量の関係(シンボルは表 2-3を参照)	26
図 2-24 真空チェンバー内のスラストスタンド	27
図 2-25 スラストスタンドの概要	28
図 2-26 スラストスタンドの振動波形の一例(0.5 N 相当)	28
図 2-27 ケーブル変更によるドリフト量の変化	29
図 2-28 スラストスタンドの減衰比における出力変化 ((A) : Signal と Noise, (B) : S/N 比)	30
図 2-29 磁気ダンパーの形状	31
図 2-30 固有振動数(A)と減衰比(B)	31

図 2-31 Noise(A)と Signal(B)	32
図 2-32 S/N 比	32
図 2-33 ロードセル付きインパクトハンマー	33
図 2-34 スラストスタンドの校正機構	34
図 2-35 ロードセルの荷重波形の一例	34
図 2-36 スラストスタンドの校正結果の一例	35
図 2-37 流量とコールドガス推力の校正結果(シンボルは表 2-3を参照)	36
図 2-38 貯気槽内圧力とコールドガス推力の校正結果(シンボルは表 2-3を参照)	36
図 2-39 ショート用電極対	37
図 2-40 Tare force 計測時におけるスラストスタンドの振動成分	38
図 2-41 真空チェンバー	39
図 2-42 真空チェンバーと真空排気系の概要	40
図 2-43 スラスト作動のプロセス図	42
図 2-44 遅延回路付きトリガー	42
図 2-45 各装置の作動シーケンス	43
図 3-1 ウルトラキャパシタ	45
図 3-2 IGBT	46
図 3-3 開発した電源装置の回路図	49
図 3-4 IGBT の寄生静電容量[90]	49
図 3-5 ゲートドライブ回路の回路図	49
図 3-6 回路シミュレーションに用いた模擬回路	50
図 3-7 バスバーの物性値	50
図 3-8 実装後の電源装置	51
図 3-9 放電電流波形の回路シミュレーションとの比較	52
図 3-10 コレクタ・エミッタ間電圧の回路シミュレーションとの比較	52
図 3-11 放電電流波形の PFN との比較	52
図 3-12 放電波形区間の定義	53
図 3-13 各放電時間の放電波形	54
図 3-14 推力の放電時間特性	54
図 3-15 加速度計の測定回路	56
図 3-16 加速度計の実装	56
図 3-17 加速度計のセットアップ	57
図 3-18 ピックアップのセットアップ	57
図 3-19 加速度計とピックアップの周波数特性(スラストヘッド+コイル)	58
図 3-20 加速度計とピックアップの周波数特性(スラストヘッドのみ)	58
図 3-21 加速度測定のスラストのセットアップ	59
図 3-22 加速度測定のスラストのセットアップの概要	60
図 3-23 インパクトハンマー打撃時のロードセル入力と加速度計の出力の波形	60

図 3-24	加速度計と変位センサの校正結果の一例	61
図 3-25	ショートモードの放電波形	62
図 3-26	各推進剤種, 各放電時間における推力波形測定結果	64
図 3-27	正味の推力波形	65
図 3-28	コールドガス推力の測定方法の比較	66
図 3-29	正味の推力の測定方法の比較((A): 加速度計, (B): 変位センサ)	66
図 3-30	各放電時間における推力の誤差率	68
図 4-1	放電電流・放電電圧波形の一例(250V 充電, 400mT, 100mg/s)	71
図 4-2	外部磁場変更の放電電流-放電電圧	71
図 4-3	外部磁場変更の放電電流-推力	72
図 4-4	外部磁場変更の電流-推力特性における傾き	72
図 4-5	外部磁場変更の理論電磁推力との比較	74
図 4-6	外部磁場変更の比推力-推進効率	75
図 4-7	各外部磁場における逆起電力の割合	75
図 4-8	強磁場印加後のコイルボピンの様子	76
図 4-9	推進剤種変更の放電電流-放電電圧	78
図 4-10	推進剤種変更の放電電流-推力	78
図 4-11	推進剤種変更の比推力-推進効率	79
図 4-12	推進剤種変更の比推力-推進効率(拡大)	79
図 4-13	ワイドコイルの概要	80
図 4-14	外部磁場シミュレーションにおける放電室形状	81
図 4-15	各コイルによる放電室内の磁場形状のシミュレーション結果	82
図 4-16	放電室長さ変更の放電室とコイルの位置(上 : D=40 mm, 下 : 10 mm)	83
図 4-17	放電室長さ変更の放電電流-放電電圧(100 mT)	84
図 4-18	放電室長さ変更の放電電流-放電電圧(200 mT)	85
図 4-19	放電室長さ変更の放電電流-放電電圧(400 mT)	85
図 4-20	放電室長さ変更の放電電流-推力(100 mT)	86
図 4-21	放電室長さ変更の放電電流-推力(200 mT)	86
図 4-22	放電室長さ変更の放電電流-推力(400 mT)	87
図 4-23	放電室長さ変更の電流-推力特性における傾き((A): 各放電室長さ, (B): 各外部磁場)	87
図 4-24	放電室長さ変更の比推力-推進効率(100mT)	88
図 4-25	放電室長さ変更の比推力-推進効率(200mT)	88
図 4-26	放電室長さ変更の比推力-推進効率(400mT)	89
図 4-27	放電室長さ変更の理論電磁推力との比較	91
図 4-28	放電室長さ変更の理論電磁推力との比較((A): D=40 mm, (B): 30, (C): 20, (D): 10)	92
図 4-29	放電室長さ変更の理論電磁推力に対する推力の割合((A): 各放電室長さ, (B): 各外部磁場)	93
図 4-30	放電室長さ変更の放電電圧における逆起電力の割合((A): 各放電室長さ, (B): 各外部磁場)	93
図 4-31	放電電圧解析の一例	94

図 4-32	放電室長さ変更の電気伝導度((A) : 50 mg/s, (B) : 100)	94
図 4-33	放電室長さ変更の β_1 と β_2 ((A) : 50 mg/s, (B) : 100)	95
図 4-34	放電室長さ変更の推進効率の代表値((A) : 各放電室長さ, (B) : 各外部磁場)	95
図 4-35	放電室長さ変更の推進効率の代表値((A) : D=40 mm, (B) : 30, (C) : 20, (D) : 10)	96

表目次

表 1-1 各種大電力電気推進システムの開発目標値[24]	4
表 1-2 定常作動と準定常作動の比較	7
表 1-3 各研究機関のスラスタ作動領域	10
表 2-1 各推進剤のガスパルス幅 (ms)	24
表 2-2 各推進剤の遅延時間 (ms)	24
表 2-3 ガス計測のプロット点	25
表 2-4 試験運転の実験条件	37
表 2-5 真空チェンバーと真空排気系の諸元	40
表 2-6 各研究機関における真空排気系と真空度	41
表 3-1 PFN と本研究の電源装置の比較	46
表 3-2 各研究機関における電源装置の諸元	46
表 3-3 回路シミュレーション条件とサージ電圧の結果	50
表 3-4 電源装置の試験運転の実験条件	51
表 3-5 波形区間の比較	53
表 3-6 放電時間特性取得の実験条件	54
表 3-7 加速度計の仕様	55
表 3-8 推力波形測定の実験条件	62
表 3-9 推力波形のライン色分け	63
表 4-1 外部磁場変更の実験条件	70
表 4-2 外部磁場変更のプロット点	70
表 4-3 推進剤種変更の実験条件	76
表 4-4 推進剤種変更のプロット点	77
表 4-5 コイル形状の比較	81
表 4-6 放電室長さ変更の実験条件	83
表 4-7 放電室長さ変更のプロット点	83

第1章 序論

宇宙開発はこれまでの地球近傍における活動から、月・火星およびそれ以遠の惑星へとその領域を広げつつある。実際にこれまで数多くの宇宙機が、太陽系内での活動に貢献してきた。今後の国際的ロードマップのひとつとしては、月周回軌道 Gateway 計画が実行段階にある。[1][2] これは地球周回の国際宇宙ステーション(ISS)と同様に、多国間で軌道上に建設する有人の宇宙ステーションであり、有人及び無人の月探査並びに有人火星ミッションを始めとする深宇宙探査を見据えている。このような長距離・大量輸送の時代に向けて、宇宙機のペイロードを増加させる観点で、搭載した推進剤を効率良く利用する推進機が必須である。電気推進機は従来の化学推進に比べて、高比推力すなわち燃費が良いことが最大の特徴であり、すでに人工衛星の姿勢制御や軌道制御、探査機の主推進機として用いられている。近年は、搭載電源の大規模化や太陽電池の高効率化が進み、さらなる大電力投入による適用ミッションの多彩化が期待されている。

1.1 電気推進機

電気推進機は「電氣的加熱または電磁氣的体積力によって推進剤を加速する装置」と定義され、以下のような共通の特徴を持つ。

- (1) 化学推進に比べて、高比推力かつ低推力
- (2) 推進剤・投入電力の選択より、比推力の選択が可能
- (3) 推力の ON/OFF が容易

各推進機の相関図(図 1-1, 図 1-2)を見ると、機種ごとに作動領域が異なっており、かつ広い比推力領域で作動することがわかる。そのため、機種と作動パラメータを選択することで、広範な比推力領域をカバーできる。しかし推力密度は化学ロケットには及ばず、地上から打ち上げやインパルス軌道遷移には用いることができない。したがって、長期間にわたって加速を続けることで得られる大きな速度増分が電気推進の強みである。また、電氣的スイッチの ON/OFF による繰り返し運用が可能であり、低加速度のためにミッションの冗長性を担保できる点においても、電気推進機は長期間のミッションにおいて最も威力を発揮する。

電気推進機の作動領域の違いは、推進機の加速機構の違いに密接に関連しており、以下の3種類に大別される。[3]

(1) 空力加速型

推進剤を電氣的に加熱後、ラバルノズルによって空気力学的に膨張・加速することで推力を発生させる。電熱加速型ともよばれる。ヒーターによって加熱するレジストジェット[4]、アーク放電によってジュール加熱する DC アークジェット[5][6]などが該当する。比推力は他の電気推進に比べて低い、高温に加熱する

ことで高い推力密度(推力発生面における単位面積あたりの推力)が得られる。またシステムが軽量で簡単という利点もある。

(2) 静電加速型

推進剤を電離させて静電的に加速することで推力を得るタイプで、例としてイオンエンジン[7][8][9]、ホールスラスタ[10]が挙げられる。イオンエンジンは生成したプラズマを数 kV にバイアスしたグリッドにより加速する。電気エネルギーで推進剤の粒子を直接加速するため、排気速度が非常に大きく、 ~ 10000 秒の高比推力を達成できることが特徴だが、イオンのみの選択的な加速により加速領域における電気的中性が保たれないため、空間電荷制限により推力密度が小さくなる。ホールスラスタはホール電流によりプラズマを生成する。粒子単位では静電加速であるが、連続体としてのプラズマは後述する電磁加速と捉えることもできる。空間電荷制限が存在しないため、比較的高い推力密度を達成できる。

(3) 電磁加速型

大電流により推進剤を電離させ、電流とその周囲に発生する自己誘起磁場との相互作用による電磁気力(ローレンツ力)によって推進剤を加速させる。本研究の対象である MPD (Magneto-plasma-dynamic) スラスタ、PPT[11](パルス型プラズマスラスタ)がこの範疇に属する。PPT は主にテフロン (PTFE) 等の昇華性個体を推薬として用い、昇華させた気体でプラズマを生成する。推進剤ガスのフィードシステムを必要としないため、小型衛星への搭載が主に検討されている。MPD スラスタについては後述する。

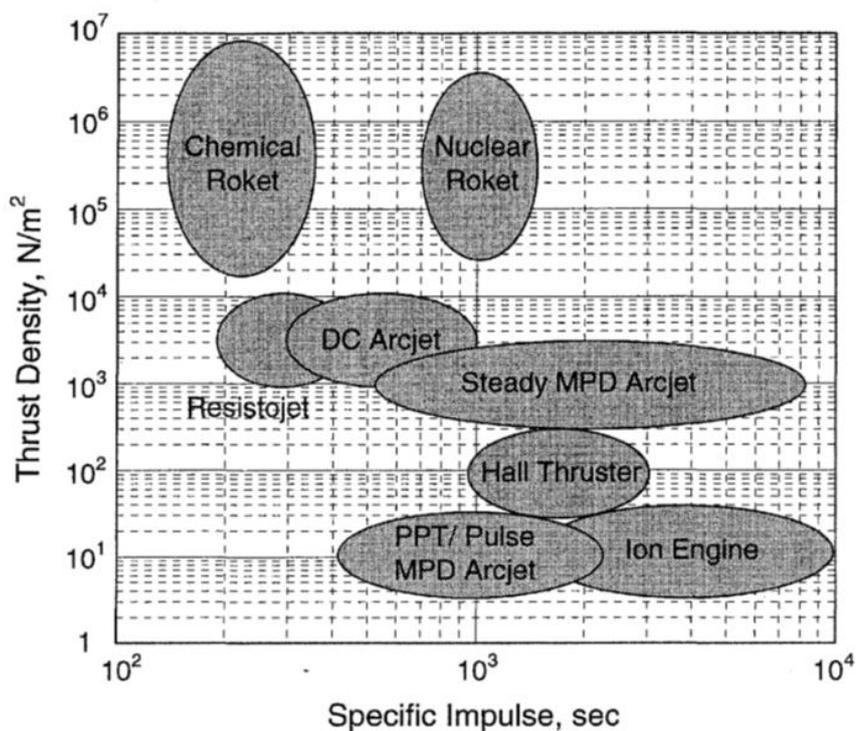


図 1-1 各推進機の推力密度と比推力領域の相関図[12]

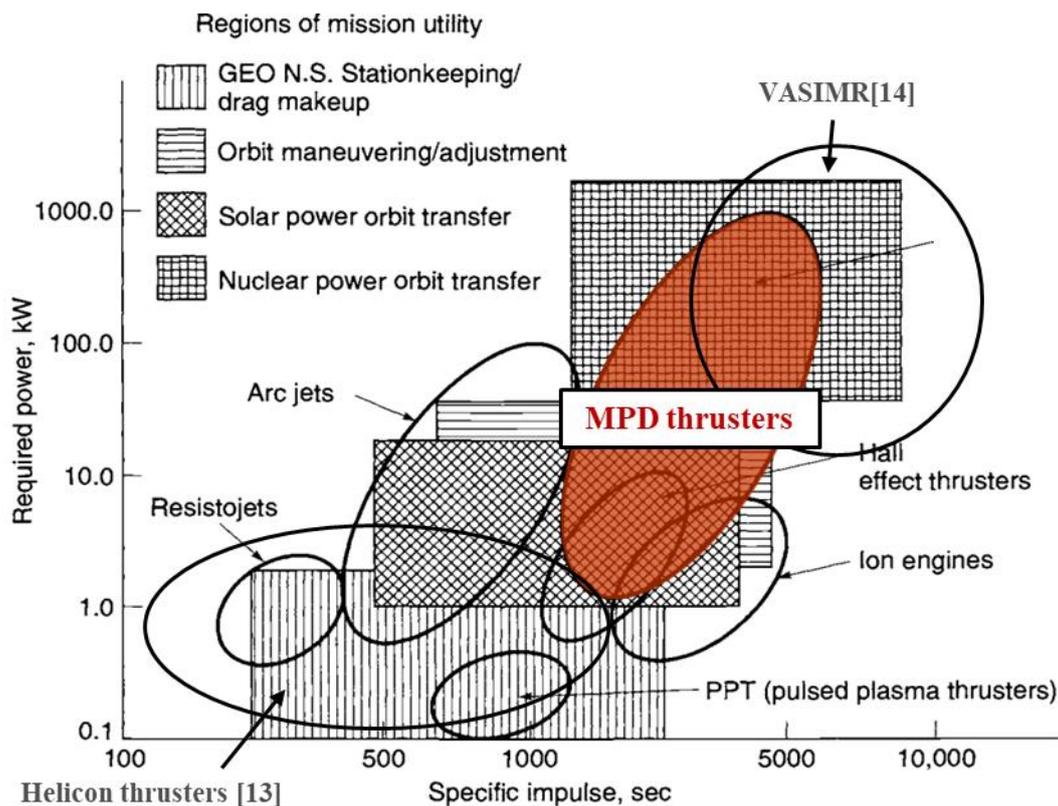


図 1-2 各推進機の投入電力と比推力領域の相関図[12][13][14]

1.2 MPD スラスタ

電気推進の実用化は要求電力レベルの小さいイオンエンジンや DC アークジェットから始まっている。[15][16][17] 近年ではホールスラスタの開発が盛んに行われており、数 kW 級のものすでに耐久試験段階にある。[18][19] 今後訪れる大量輸送・長距離航行の時代では、さらに大きな速度増分を得る必要があるため、数十 kW から数 MW の大電力投入に対応する電気推進機の研究開発が急務である。MPD スラスタはその有力な候補として期待されている。[20]

1.2.1 特徴

MPD スラスタは電磁加速型の電気推進機であり、以下のような特徴を持つ。

- (1) 比推力・推力密度ともに大きい
- (2) 大電力投入に対応できる
- (3) 構造・運用が簡素である
- (4) 作動電圧が低く、高電圧電源が不要である

(5) 多様な推進剤で作動する

現状では太陽電池の比重量は 20 kg/kWe 程度と大きく、スラスタの重量は問題にはならない。しかし近年 2-3 kg/kWe といった高性能な太陽電池[21][22]の開発が進み、スラスタの重量は重要なスペックのひとつになると考えられる。米国における大電力推進機の開発目標(表 1-1)を見ると、推進システムの比重量は各推進機で異なることがわかる。イオンエンジンは空間電荷制限による推力密度上限からスラスタサイズの大規模化が必須であり、ホールスラスタは大規模化の際に中央部の余分な空間が大きくなる。また静電加速型は高電圧電源により PPU (Power Processing Unit) の重量増加が避けられない。一方で、MPD スラスタは電極対のみから成る本質的に簡素な構造であり、スラスタの比重量が極めて小さい。また作動電圧が 100 V 程度と低いため、排熱板は伴うものの軽量の電源システムでの作動が可能である。MPD スラスタはホールスラスタと異なり、電場方向の電流により電離・加速を行うため、 $n_e = 10^{20} \sim 10^{21} \text{ m}^{-3}$ という高密度プラズマの生成が可能である。すなわち、低電圧で軽量の電源システムと小型のスラスタサイズによって実現される小さな比重量と、大電力投入に適した高密度プラズマによる大きな推力密度が、MPD スラスタが大電力電気推進機の有力な候補である所以といえる。我が国は 1996 年の Space Flyer Unit など、すでに 3 度の軌道上実証を経験しており[23]、実用化に向けた豊富な知見を有する。

表 1-1 各種大電力電気推進システムの開発目標値[24]

	単機消費電力	推進効率	比重量(スラスタ+PPU)
イオンスラスタ	30 kW	78 %	6 kg/kWe (PPU 4 kg/kWe)
ホールスラスタ	50 kW	60 %	2 kg/kWe (PPU 1 kg/kWe)
MPD スラスタ	~MW	> 40 %	< 1 kg/kWe (PPU 及び放熱板がほとんど)

1.2.2 作動原理

最も典型的な自己誘起磁場型同軸 MPD スラスタの原理の概略を図 1-3 に示す。円環状のアノード(陽極)と丸棒状カソード(陰極)が同一軸上に配置されており、両者はインシュレータを挟んで絶縁されている。始動時はまず数 kV の高電圧により図の左方から流入する推進剤を電離する。放電開始の確実性を高めるため、もしくは高電圧充電を避けるためにイグナイタを用いることもある。生成された荷電粒子は推進剤との衝突を繰り返し、連鎖的に荷電粒子密度が増大し、アーク放電状態に移行する。このとき、放電電流が数 kA の場合でアンペールの法則に従い、周方向に数千 G の自己誘起磁場が生じる。この磁場と電流との相互作用、すなわちローレンツ力により、電流担体である電子次いでイオンが加速される。力の成分は、軸方向をブローイング力、中心軸方向をポンピング力と呼ぶ。ブローイング力は直接の運動量推力となり、ポンピング力は陰極先端で圧力に変換された圧力推力となる。

自己誘起磁場型 MPD スラスタは推力 F が次式のように理論的に定式化されている。 [3]

$$F = \frac{\mu_0}{4\pi} \left[\ln \frac{r_a}{r_c} + \alpha \right] J_d^2 \quad (1-1)$$

ここで、 μ_0 :真空の透磁率、 r_a :アノード半径、 r_c :カソード半径、 J_d :放電電流である。 α は陰極先端に入る電流量で決まる定数で、全電流が陰極側面に流入する場合は $\alpha = 0$ (ポンピング力なし)、陰極先端に全電流が流入する場合は $\alpha = 3/4$ で(ポンピング力最大)となる。このように推力は流量によらず、放電電流の二乗に比例する。つまり理論的には電流を増大すれば際限なく推力が増大することを意味している。

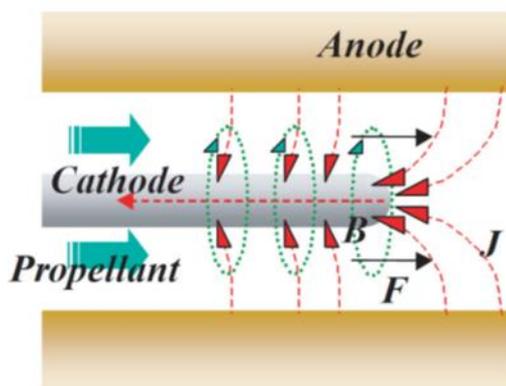


図 1-3 自己誘起磁場型同軸 MPD スラスタの原理[25]

1.2.3 分類

MPD スラスタは放電室形状(同軸型か矩形型(2D)か)と磁場印加方法(自己誘起磁場型(SF: Self-Field)か外部磁場印加型(AF: Applied-Field)か)で図 1-4のように分類される。

最も典型的な自己誘起磁場・同軸型はこれまで多くの機関で研究されてきた。[26][27][28] 自己誘起磁場・矩形型は同軸型では観察できない放電室内部を可視化することを目的に、宇宙科学研究所(ISAS/JAXA)で開発された。分光測定や放電経路測定を通じて有益な成果を数多く発表するに至っている。[29][30][31] 現在においても数値解析のモデルとして、いくつかの文献を当たることができる。[32][33] 自己誘起磁場型の推力は放電電流の二乗に比例するため、有効な性能を発揮するには kA 級を超える電流が必要であり、数 MW の電力が要求される。外部磁場型は、低電流領域において不足する推力を補うために外部磁場を印加する。コイルや永久磁石を用いて外部磁場を印加することで、磁場強度と電流を独立に定めることができるため、数十 kW から数百 kW で高効率な作動を行うことができる。後述の通り、外部磁場・同軸型は大電力電気推進機の近い将来における現実的な候補として盛んに研究されている。外部磁場・矩形型はこれに相補的な存在として本研究室で開発された。[24] 矩形型では、ローレンツ力が直接排気方向に寄与するように外部磁場印加が可能である。過去には同様の構造を持つ Crossed-Field Accelerator[34][35][36]とよばれる推進機において、1T を超える強い磁場を印加して挙動を調査した例がある。また、同軸型に比べて外部磁場印加の自由度が高く、強度分布に勾配をつけるような工夫も容易である。これは以下の式(式 1-2)を満たすように $\mathbf{u} \times \mathbf{B}$ を一定に保つような磁場形状(勾配磁場)を与えることで、最適な電磁加速が行える[3]ことに着想を得ている。[37][38]

$$\frac{\mathbf{E}}{\mathbf{B}} = \frac{2\gamma - 1}{2(\gamma - 1)} \times \mathbf{u} \quad (1-2)$$

ここで, \mathbf{E} : 電界ベクトル, \mathbf{B} : 磁界ベクトル, γ : 比熱比, \mathbf{u} : 流速ベクトルである. このように外部磁場・矩形型は外部磁場の最適化に関する調査用スラスタとして有用である.

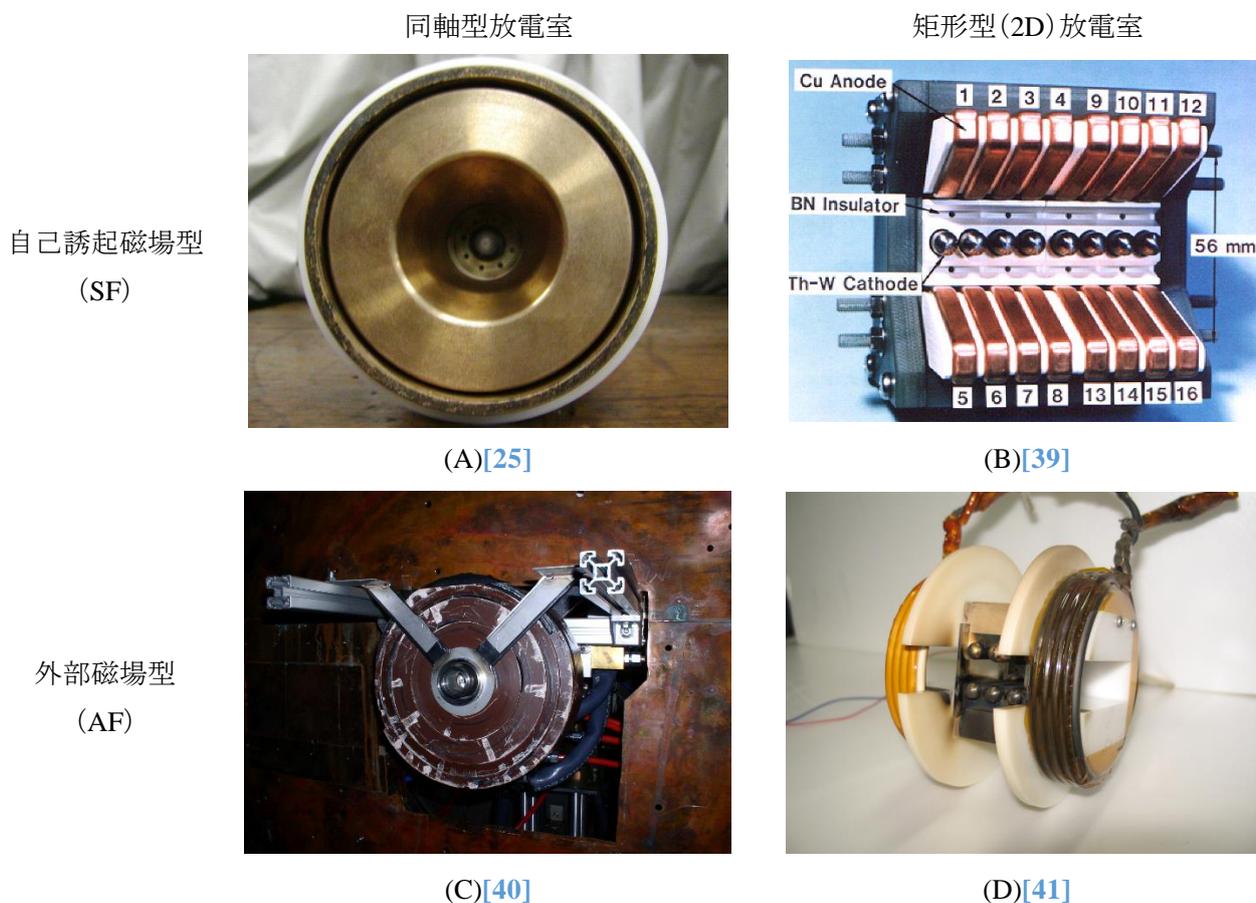


図 1-4 MPD スラスタの分類

1.3 研究対象

1.3.1 研究背景

1950 年代後半, DC アークジェットは推力が大きい一方で, 高温プラズマによる壁面熱損失が大きく, 耐久性と推進性能に欠けるとされていた. そこで超音速ノズルを廃することで空力加速とプラズマの解離・電離エネルギー回収を諦め, 電磁加速を強調するという方針から MPD スラスタの研究は始まった. [42][43] しかし, 大規模な定常作動試験において 2×10^{-4} Torr (2.6×10^{-2} Pa) 以下のチェンバー背圧では正しい性能が得られないことがわかった. [44][45][46][47] これは大流量の推進剤を排気する装置能力が低く, 放電部への逆流が起こるためである. これより低い背圧を維持する観点から, 1 ms 程度のパルス放電による短時間作動が行われるようになった. 電磁加速型において, プラズマ流れの特性時間は $10 \mu\text{s}$ とパルス時間に比べて十分に短く, かつ放電電流が一定の間は電磁流体力学的に定常状態とみなせることから, 一般に「準定常」作動と呼ばれる. [48][49] 表 1-2に

準定常作動と定常作動の特徴についてまとめる。準定常作動では、作動時間が 1 ms 程度と短いため、背圧が 2×10^{-4} Torr に対して十分に低い。また、電源装置やガス供給装置も瞬間的なパルス入出力であり、冷却の必要もないので、実験系が簡素であり、小規模な実験装置でも大電力投入が可能である。一方で、準定常作動による実用化(宇宙空間でのパルス運転)は過去にも検討されたが、コンデンサ重量の問題から有用性が少ないことに留意が必要である。[50]

表 1-2 定常作動と準定常作動の比較

	準定常作動	定常作動
作動時間	0.5 - 2.0 ms	1 sec - 1 hour
背圧	10^{-5} - 10^{-3} Pa	10^{-1} - 10^{-2} Pa
電源装置	PFN	DC
冷却箇所	N/A	電極, コイル
ガス供給方法	高速電磁弁 (FAV)	マスフローコントローラ
推力測定方法	振り子式スラストスタンドの振動振幅	振り子式スラストスタンドの差動変位
利点	<ul style="list-style-type: none"> 実験環境の設立・運用が低コスト 広域なパラメータ探索が容易 プローブ診断の熱環境が良好 	<ul style="list-style-type: none"> 実運用に近い 熱平衡状態にある
懸念点	<ul style="list-style-type: none"> ”準定常作動”の定義が不明瞭 熱非平衡状態にある 	<ul style="list-style-type: none"> 背圧が高く真空が模擬できない 水冷や熱ドリフトによるノイズ

準定常作動の本質的な懸念点として熱非平衡性が挙げられる。これは、定常作動で陰極全体が加熱されている[51]一方で、準定常作動では低電流領域で陰極先端のみが 2000 K 程度に加熱される電極温度分布の熱非平衡状態が存在する。[52] そのため自己誘起磁場・同軸型では放電経路が陰極先端に集中し、ポンピング力が増大する。しかし、外部磁場型ではホール効果により放電経路が陰極根元に推移することに加え、本研究で使用する矩形型の放電室では電磁加速ではローレンツ力が支配的であるため、熱非平衡による推力評価への影響は小さいと考えられる。

一方で、準定常作動は上述のような電磁流体现象を前提とした定義があるものの、実際の MPD スラスタの作動は電磁加速のみならず空力加速も寄与し、電極加熱や金属蒸発などの諸現象を含むため、実験的な根拠がなく厳密性に欠ける。具体的には以下の点が懸念される。

- (1) パルス放電波形の非定常区間が推力評価の誤差になる可能性がある[26]
- (2) 定常作動で予測される臨界速度に比べて大きな比推力が報告されている[26][53]

一般的に準定常作動には PFN (Pulse Forming Network) とよばれるパルス形成回路が用いられる。これはコンデンサとインダクタを梯子状に接続したものを電力源とするもので、そのパルス幅 t_{PFN} は半値幅として以下(式 1-2)のように表される。

$$t_{PFN} = (2n + 2)\sqrt{LC} \quad (1-2)$$

ここで, n : 梯子の段数, L : インダクタのインダクタンス, C : コンデンサの容量である. 典型的な放電電流波形(図 1-5)において定常区間にはこの t_{PFN} が用いられる. また通常, 準定常作動における推力は振り子式のスラストスタンドの変位センサ測を用いる. これは 1 発分の積算推力(インパルス)をスラストスタンドの変位から換算する方式である. よって推力 F の算出には以下(式 1-3)が用いられる.

$$F = \frac{I}{t_{PFN}} \quad (1-3)$$

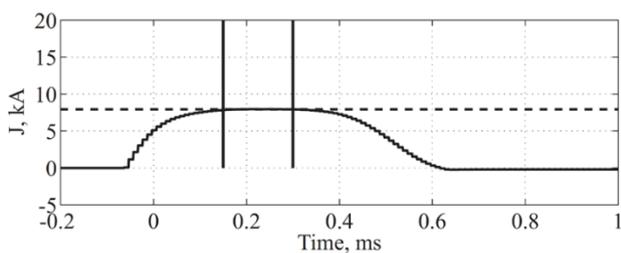
ここで, I : 積算推力である. 放電波形の非定常区間(t_{PFN} 前後の区間)にも推力が発生しているならば, その影響は推力評価の誤差に直結することがわかる. また, 自己誘起型 MPD スラスタの比推力には上限があるとされており[49], 完全電離に近いプラズマ状態での所要電力 P は近似的に以下(式 1-4)で表される.

$$P = \frac{F^2}{2\dot{m}} + \frac{\dot{m}eV_i}{M_i} \quad (1-4)$$

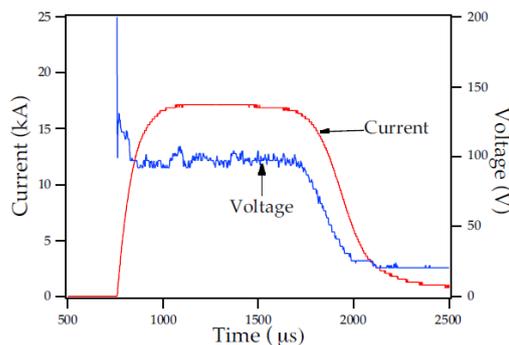
ここで, \dot{m} : 推進剤流量, e : 電気素量, V_i : 推進剤の電離電圧, M_i : 推進剤の原子量である. これに最小仕事の原理を適用すると,

$$\frac{F^2}{\dot{m}} = \sqrt{\frac{2eV_i}{M_i}} \quad (1-5)$$

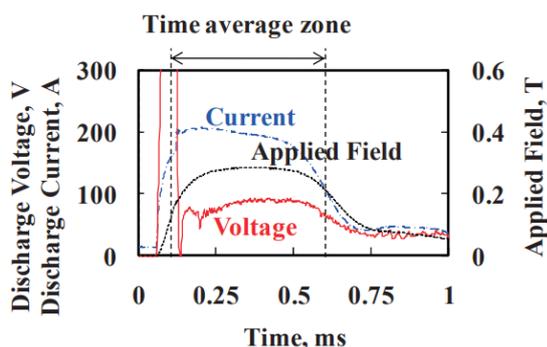
となり, 噴射速度 F^2/\dot{m} が推進剤の物性値で制限されることがわかる. これは Alfven が太陽系成因として出した仮説[54]と同じもので, Alfven 臨界速度 v_{cr} とよばれる. [55] この実験は単一組成ガスで構成されるプラズマ荷電粒子と中性粒子との平均相対エネルギーがガス種の電離エネルギーを超えると, 急激に電離が進み, 完全電離するまでプラズマはそれ以上の速度に加速されないというものである. [56] MPD スラスタでは推進剤が完全電離した状態では式 1-5 が成り立ち, 式 1-4 の右辺第 1 項と第 2 項が等しくなるエネルギーの等配分が成立することを示している. この状態でさらに投入電力を増やすと, \dot{m} に依存しない電磁加速推力が増大することで, 等配分を保つために電極や放電室壁の損耗が発生することになる. 典型的なアルゴンを推進剤として用いると, この臨界速度は $v_{cr} = 8.7 \text{ km/s}$ 程度である. 定常作動ではこの閾値を超えると放電電圧が急激に上昇し, 安定な作動が不可能になる. [57] これに対して準定常作動では 2~3 倍の比推力が複数報告されている. [26][53]



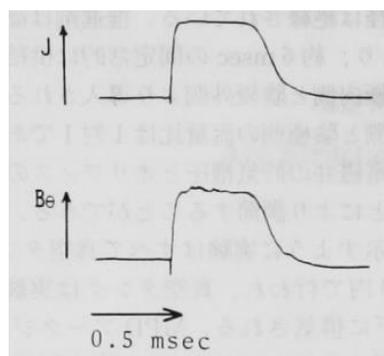
(A)[28]



(B)[26]



(C)[58]



(D)[59]

図 1-5 典型的な準定常作動の放電電流波形

(A) : 同軸 SF, (B) : 同軸 SF, (C) : 矩形 AF, (D) : 同軸 AF

1.3.2 近年の研究動向

表 1-3に各研究機関の MPD スラスタの諸元をまとめる。現在では外部磁場・同軸型が大規模に研究されており、100 kW 級で 50 % 近い推進効率が複数報告されている。[60][61] 同軸型では構造的にローレンツ力が排気方向を向くような磁場印加が不可能であり、ホール加速・スワール加速といった混在的な加速機構が内在するとされており、その解明に注目が集まっている。[62][63] 本研究のような矩形型放電室は、前述の通り、内部観測が容易であり、ローレンツ方向に外部磁場を印加できることから、同軸型の設計指針に貢献すると期待されている。また、定常作動では作動が困難な強磁場印加や多様な推進剤種の探索において、短時間の作動である準定常作動は依然として有用であると考えられる。自己誘起磁型では、MW 級の大電力投入により数 N から数十 N もの大推力を評価するが、近年盛んに研究されている外部磁場型では外部磁場の効力を強調するため、電力を数十 kW から数百 kW に抑える。これにより推力も数百 mN から数 N の領域を計測するため、外部磁場型の準定常作動による測定系の実験誤差は、推力評価において最大 50 % と大きい。[41] そのため近年の研究動向において、放電波形の非定常区間などの実験誤差が、推力評価に及ぼす影響は無視できない。

表 1-3 各研究機関のスラスタ作動領域

	ISAS (1997)	Stuttgart (2017[60])	Nagoya (2017[62])	Beihang (2019[61])	本研究
					
放電室	Coaxial	Coaxial	Coaxial	Coaxial	2D
作動時間	Quasi-steady (0.5 ms)	Steady	Steady	Steady	Quasi-steady (0.1 - 10 ms)
投入電力	MW	100 kW	10 kW	100 kW	10 - 100 kW
外部磁場	N/A	~ 400 mT	~ 325 mT	~ 400 mT	~ 1000 mT
推進剤種	Ar, H ₂	Ar	Ar, Xe, Kr	Ar	Ar, Xe, H ₂
推力	1 - 100 N	0.1 - 1 N	0.01 - 0.1 N	0.1 - 1 N	0.1 - 1 N

1.3.3 研究目的と手法

本研究では、以下の2点について、研究を行う。

(1) 準定常作動における定常性の定量的評価

- 近年盛んに研究されている 100 mN 級の推力レンジでは、実験誤差の影響が無視できない。特に放電時間に占める非定常区間による推力評価時の実験誤差を軽減する。そのために、PFN に替わる準定常作動に特化した電源装置を開発し、非定常区間を限りなく短くした、より矩形波に近い出力を可能にする。
- 従来の電磁流体流れを前提とした準定常作動の定義に加えて、その定常性を定量的に評価する方法を提案する。そのために、放電時間を調節することで、推力評価の放電時間特性を取得する。これと実験誤差や装置限界から準定常作動の定常性を保証できる領域の閾値を設定する。

(2) 準定常作動によるパラメータ実験

- 開発した電源装置のデモンストレーションとして、簡易で広域なパラメータ探索を行う。特に定常作動において近年興味のある強い外部磁場印加や、定常作動ではコストや取り扱い・放電安定性に問題を抱える推進剤種をパラメータにした実験のデータセットを揃える。また、AF-MPD の加速機構における放電室形状と外部磁場の関連性に言及するために、矩形型の放電室 (2D-MPD) を用いた放電室形状の変更実験を行う。

第2章 実験システム

本章では MPD スラスタの実験系について述べる。これは MPD スラスタ本体と、これに電力を供給する電力供給系、推進剤を供給する推進剤供給系、これらの入力シーケンスを制御する作動制御系、そしてスラスタの推力を測定する推力測定系、チャンバー内を真空に保つ真空排気系から成る。電力供給系に関しては次章で詳細に述べる。なお、推力測定以外の ms オーダーのデータ収集にはオシロスコープ (DL750, 横河電機) を用いた。

2.1 外部磁場型 2 次元 MPD スラスタ

本研究では基本的に外部磁場・矩形型 MPD スラスタ (以下, AF 2D-MPD) を用いる。本研究室では慣習的に矩形型放電室を「2次元型」とよんでいるため、以下この呼称を用いる。[64] 2次元型は同軸型では困難な内部流の観測を目的に開発された。放電パターン of の二次元性は保証されており[64], 流れ場も同様に二次元性が期待できる。そのため同軸型に推進性能は劣るものの、定性的には特徴をよく模擬しており、得られた知見を同軸型の開発に適用可能である。[65][30][66] 外部磁場を付与した外部磁場・矩形型に関しても、ローレンツ力が直接排気方向を向くように外部磁場印加が可能であるため、外部磁場・同軸型の複雑な加速メカニズムの理解・最適化への貢献が期待される。[67][68] 本研究で用いる外部磁場型 2 次元 MPD スラスタは矩形放電室の両端に外部コイルを配している。またイグナイタによる着火方式を採用しており、その理由については後述する。

2.1.1 放電ヘッド

AF 2D-MPD の外観を図 2-1 に示す。また、概要を図 2-2 にまとめる。電極は幅方向の放電均一性を維持するために、3 対の陽極・陰極対から成る。電極部は陽極・陰極ともに 2%ランタン添加タングステン製である。加工の容易性を考慮した丸棒形状であり、根本には隣青銅製の接続部を焼き嵌めしている。絶縁部にはマコール、スラスタの構造体には PEAK 樹脂を用いている。推進剤は電極間の絶縁部の中央に設けた 3 つのガスポートより流入する。電極と側壁の間には沿面放電を防止するために切り欠きを設けている。以前は側壁に可視性の高い石英ガラスを用いていたが[67][68], 熱損失が大きいかつ溶解して推進剤として消費される可能性がある。本研究では内部観測は行わないため、マコール製の側壁を用いている。

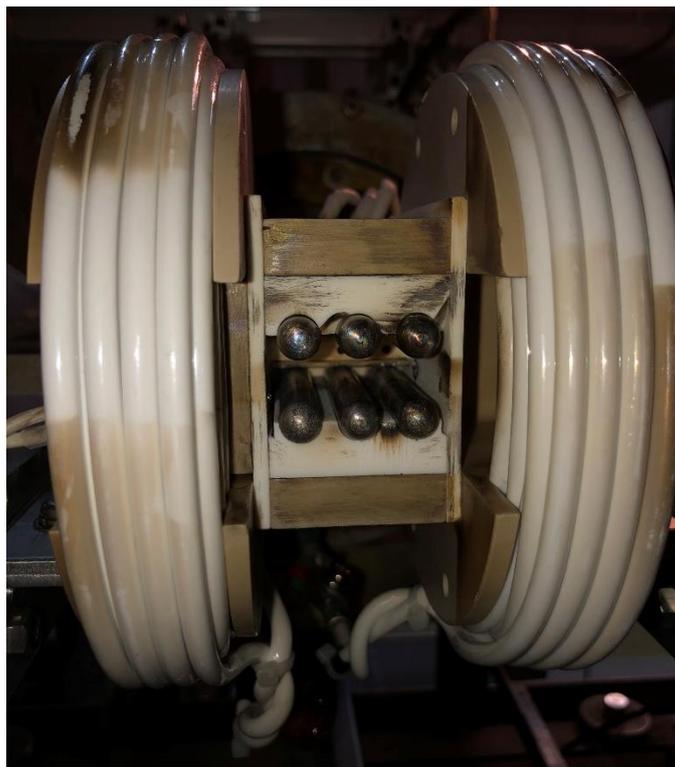


図 2-1 AF 2D-MPD

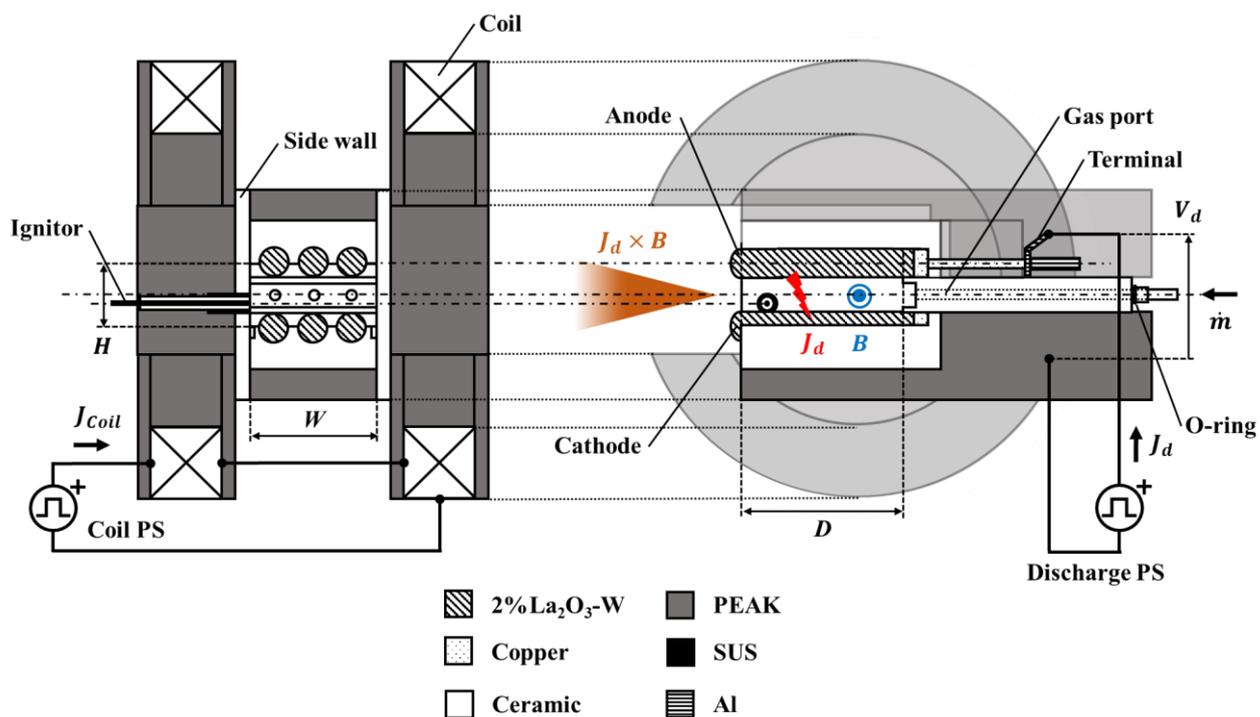


図 2-2 AF 2D-MPD の概要

2.1.2 外部コイル

外部磁場印加には Helmholtz 型コイルを用いる。これは図 2-3において 2 つのコイルが $a = b$ となるような配置であり、コイル間に均一な磁場を形成する際に用いられる。本研究のコイルもほぼ Helmholtz 型になるように配置している。各コイルは直径 80 mm のボビンに 24 巻している。導線(TA-FEP-600V, 二宮電線)の皮膜はコイルを密にするために 1.0 mm と薄く、さらに耐熱性のあるフッ素樹脂製である。以前はナイロン線を用いていたが、コイルの通電時間が 10 倍程度増大するため、コイル内部温度上昇を考慮している。コイルの設計に際して、静磁場解析ソフト FEMM により発生磁場の強度と形状を見積もった。図 2-4にそのシミュレーション結果を示す。放電室内にほぼ一様な磁場が形成されている。実装後にコイルのみを作動させて、放電室中心の磁場強度を測定した。測定にはホール素子(HG-166A-2U, 旭化成エレクトロニクス)を先端に固定したプローブ(図 2-5)を用いた。ホール素子の校正には 10 mm 角、表面磁束 490 mT のネオジム磁石(NK012, 二六製作所)とテスラメータ(TM701, カネテック)を用いた。プローブとテスラメータを固定し、ネオジム磁石をそれぞれに近づける。任意の距離 h でのプローブ内のホール素子出力(mV)をテスラメータの出力(mT)で校正する。校正の様子(図 2-6)と校正結果の一例(図 2-7)を示す。ホール素子は図 2-8のようなアンプ回路とともに使用している。図 2-9にコイル通電時の電流(コイル電流)とホール素子出力を示す。コイルの通電に追従した出力が得られている。これらの平坦部を用いて、コイル電流と外部磁場強度の関係(図 2-10)をプロットした。(ワイドコイルに関しては第4章で後述) 理論値として FEMM の解析結果における同地点の磁場強度を用いている。コイル電流と外部磁場強度は線形関係にあり、理論値との差はコイル実装時の巻き方のムラに起因すると考えられる。実験値を用いると、約 3 kA のコイル電流で中心強度 1 T の外部磁場印加が可能であることがわかる。以後、外部磁場の設定には図 2-10の実験値を用いる。

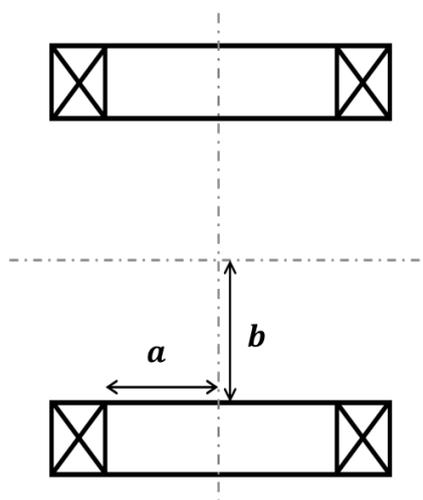


図 2-3 コイルの形状

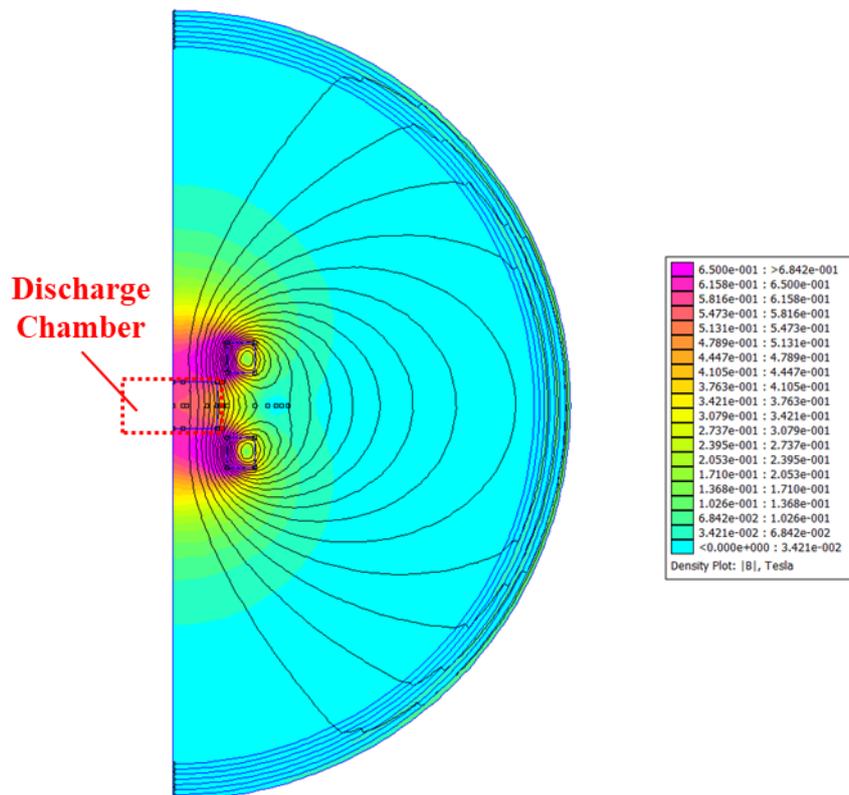


図 2-4 FEMM による外部磁場シミュレーション(400 mT 印加時)

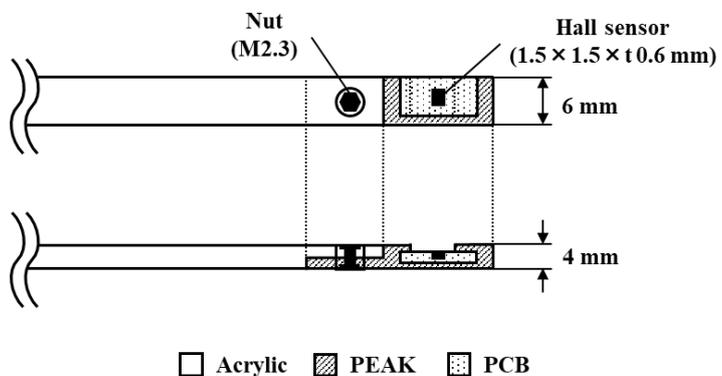


図 2-5 ホール素子を固定したプローブ

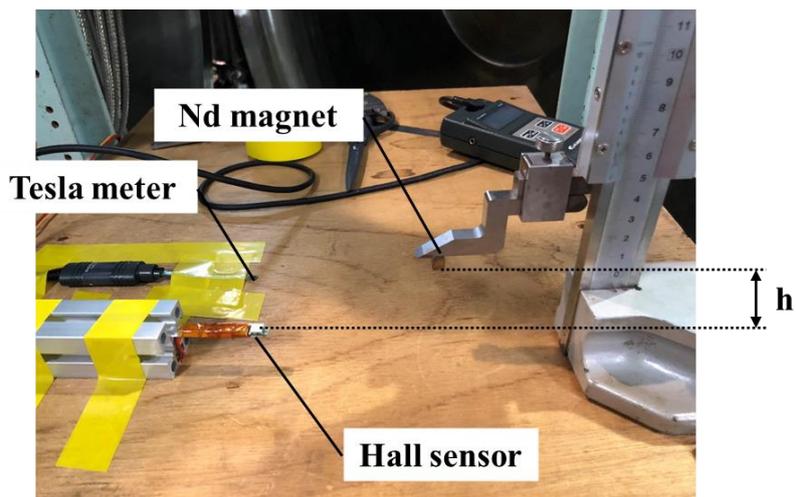


図 2-6 作成したプローブの校正の様子

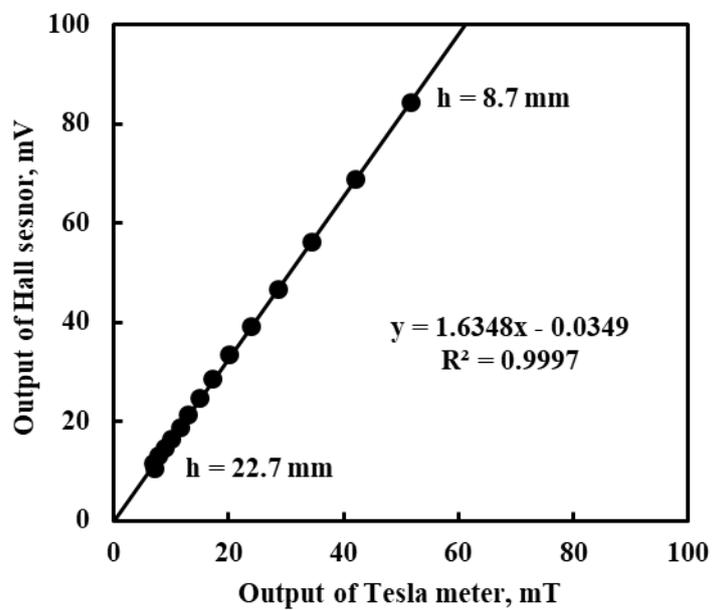


図 2-7 プローブの校正結果の一例

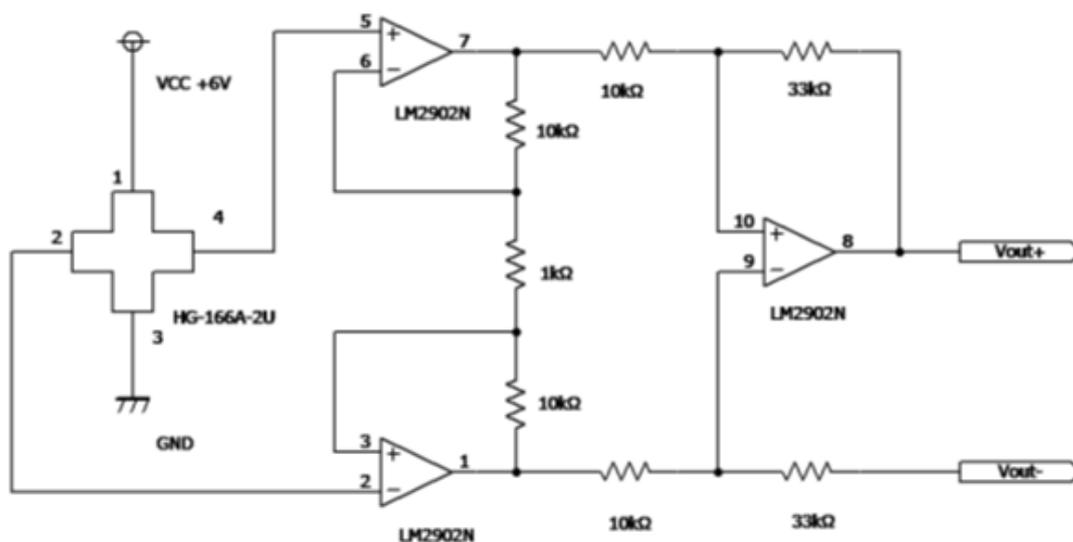


図 2-8 ホール素子のアンプ回路

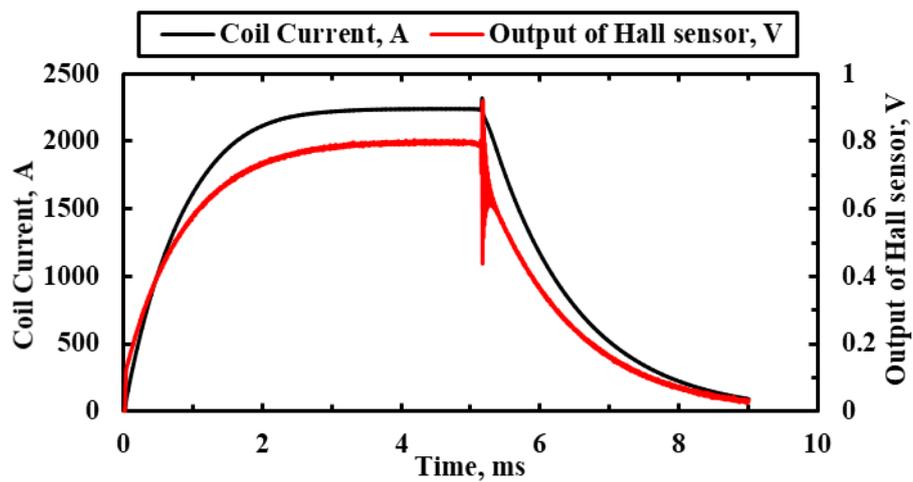


図 2-9 コイル電流とホール素子出力の波形の一例

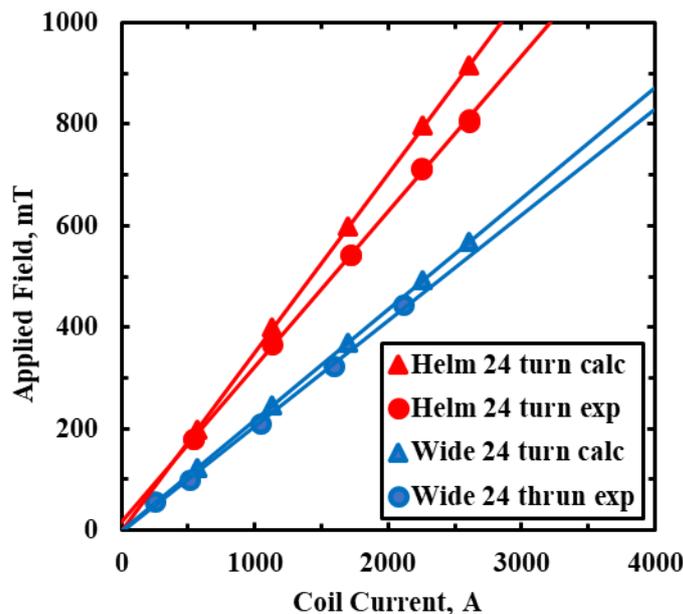


図 2-10 コイル電流と外部磁場強度の関係

2.1.3 イグナイタ

スラスタの放電開始の種火としてイグナイタ(図 2-11)を用いる. 通常 PFN を用いる場合には, PFN の充電電圧が数 kV に及ぶため, 電極への電圧印加のみで放電が開始する. しかし, 本研究で用いる電源では充電電圧は数百 V と低いため, 放電開始時における電子雪崩の発生が困難である. そこで, 電極間電圧が印加された状態で, 数十 kV の高電圧を局所的発生させることで初期電子が生成されるため, 能動的に電子雪崩を引き起こすことができる. イグナイタの適用において特に, 数十 mg/s の低流量や数百 mT の強磁場といった比較的着火性の悪い作動パラメータにおいて着火性が向上する点, スラスタの放電とは独立して放電開始タイミングが調整できる点でも有用である. イグナイタの着火部は SUS316 製の陽極と陰極がマコール製の絶縁部を挟んで同軸状に配置されている. イグナイタ陰極はスラスタの陰極から電氣的に独立している. 図 2-1 において放電室内に着火部が露出するように, 一方の側壁にイグナイタを固定している. イグナイタを駆動するための昇圧電源の回路図を図 2-12 に示す. スパークを発生させる 2 次側では高圧トランスによる昇圧回路を用いており, 1 次側のコンデンサ電圧を 50 倍に昇圧して最大 30 kV を着火部に印加する.

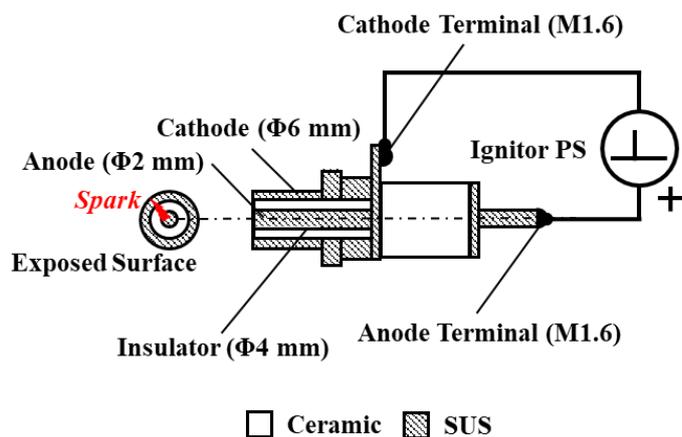


図 2-11 イグナイタ

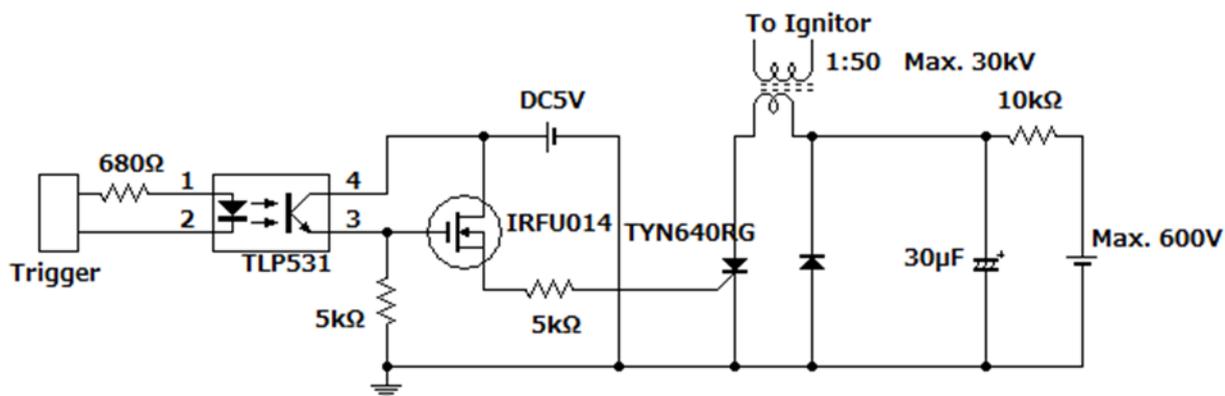


図 2-12 イグナイタ電源の回路図

2.2 推進剤供給系

推進剤供給系の概略を図 2-13 に示す。推進剤は一度ガスボンベから貯気槽に充填される。充填量の調節は各推進剤のガスボンベから汎用シールバルブ (SS-4H, Swagelok) で行う。分子の小さい水素は細かな調整のために流量調節用のシールバルブ (SS-4BMRG, Swagelok) を直列挿入している。スラスタ作動時には高速電磁弁 (FAV : Fast Acting Valve, IHI製) の開閉によって推進剤がパルス状に放電室へ供給される。FAV (図 2-14) は内蔵されたコイルにパルス電流を流すことで誘起されるパルス磁場が金属製のピストンを横切ることによって、ピストン表面の渦電流による電磁力でピストンが図の右方へ動き、オリフィスからガスが噴射する。電磁力が弱まるとスプリングの復元力により弁が押し戻されて、パルス状のガス供給が実現される。パルス幅は駆動電力と、スプリングのばね定数により決まる。本研究では図 2-15 に示す FAV 専用の電源 (0.45×0.55×h0.75 m, パルス電子技術株式会社) を用いて、インターフェイスのダイヤル値 V_{adj} を調節することで充電電圧を掃引する。ダイヤル値 V_{adj} と FAV 電

源の充電電圧は図 2-16のような関係にある. FAVによって供給される推進剤はオリフィスでチョークされるため, 推進剤流量 \dot{m} は以下(式 2-1)のような等エントロピー準一次元流れの理論式で与えられる.

$$\dot{m} = C_d P_c S \sqrt{\frac{\gamma M}{k T_c} \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma + 1}{2(\gamma - 1)}}} \quad (2-1)$$

ここで, C_d :オリフィス係数, P_c :貯気槽の圧力, S :オリフィスの断面積, γ :推進剤の比熱比, M :推進剤の原子量または分子量, k :ボルツマン定数, T_c :貯気槽内の気体温度である. 本研究で用いた FAV は特注品であり, オリフィス係数 C_d が不明であった. そのため, 推進剤流量の校正が必要である.

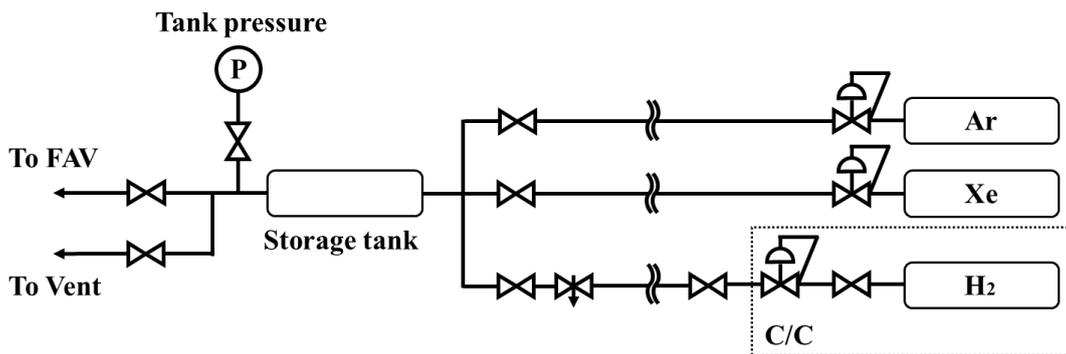


図 2-13 推進剤供給系の概要

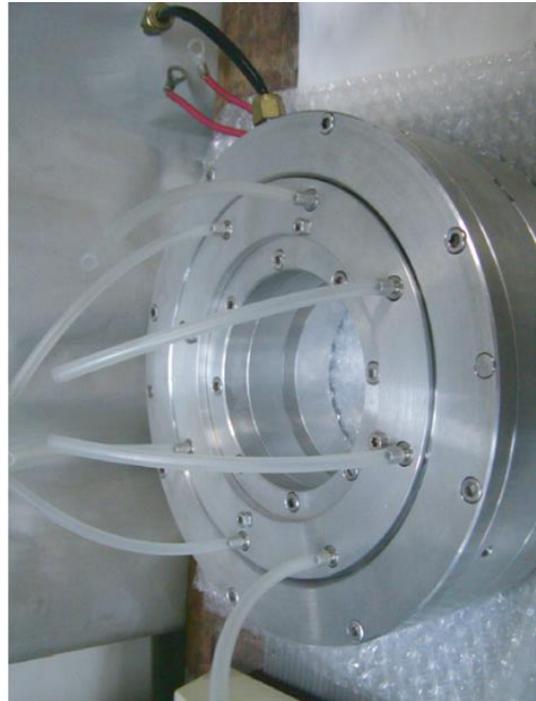
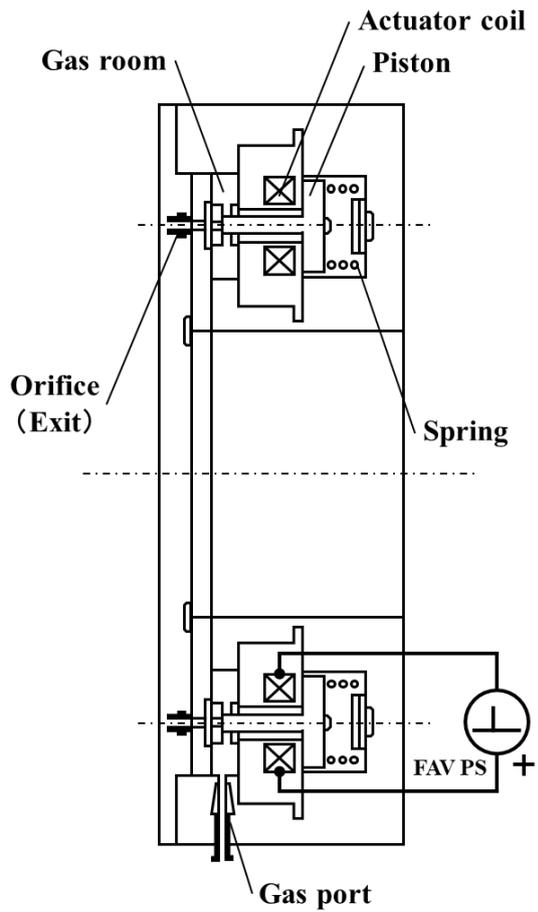


図 2-14 高速電磁弁 (FAV)



図 2-15 FAV 駆動用の電源

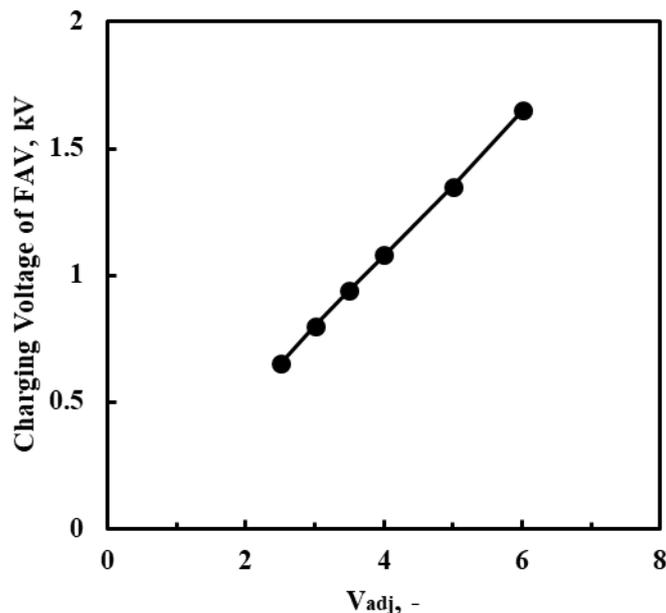


図 2-16 FAV 電源のダイヤル値 V_{adj} と充電電圧

2.2.1 ガスパルス波形計測

ダイヤル値 V_{adj} による充電電圧の変更により、出力されるガスパルスのパルス幅は変動する。また、FAV から放電室のガスポートまでは 10 cm 程度のシリコンチューブで接続されており、FAV の駆動開始から放電室に推進剤が到達するまで一定の遅延時間を要する。そこで、このパルス幅と遅延時間を測定するために、FAV 出口直下と放電室内のガスポート直下(図 2-17)でガスパルス波形(図 2-18)を計測した。測定には半導体トランスデューサ(PMS-5M-200K, ジェイテクト)を用いた。半導体トランスデューサはアンプ(AA6210, ジェイテクト)を介してデータ取得している。図 2-18の 0 ms で FAV が駆動開始する。分子量が大きなガス種ほど、ガスポート直下の波形に比べて放電室内への到達に時間を要しており、より鈍った波形が観測されている。また、いずれのガス種でも V_{adj} が 3.5 以上で、ガスポート直下において 2 つ目の”コブ”が観測されている。これは FAV 内のスプリングが勢いづいて跳ね返った結果であり、作動領域として推奨されていない。これらを各推進剤種でダイヤル値ごとにプロットしたものを Ar, Xe, H₂ の順に図 2-19, 図 2-20, 図 2-21に示す。各ガスパルスの平坦部分から、青線間(FAV 出口直下でのガスパルスの定常区間)をパルス幅とし、1 つ目の青線から赤線まで(FAV 出口直下での定常区間開始から放電室内での定常区間開始まで)を遅延時間とする。これら各推進剤種・ダイヤル値 V_{adj} でまとめ、パルス幅と遅延時間でそれぞれ表 2-1, 表 2-2に示す。

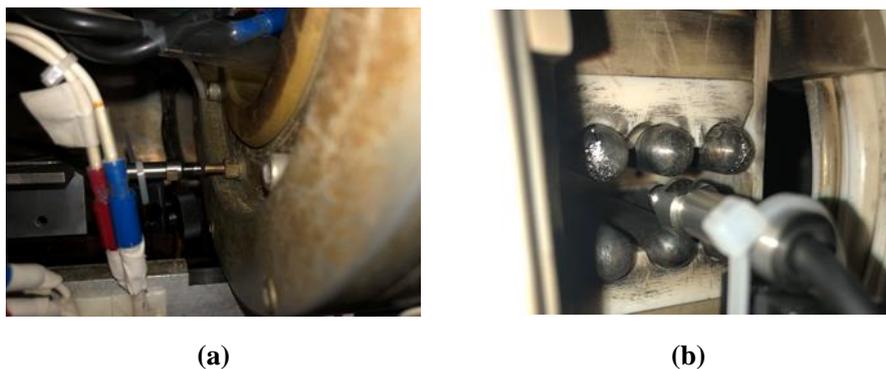


図 2-17 ガスパルス測定位置((a) : FAV 出口直下, (b) : 放電室内)

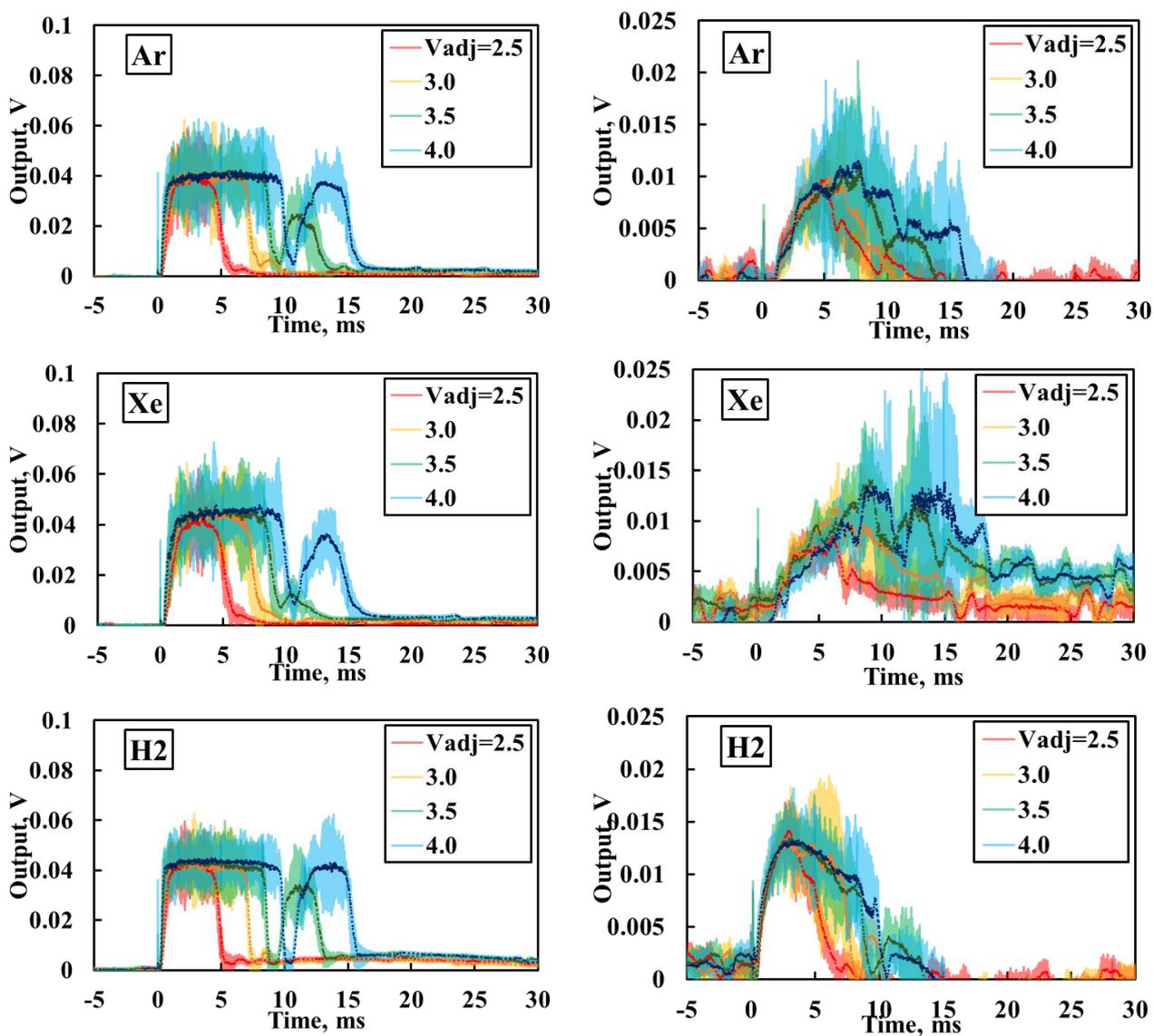


図 2-18 各推進剤の FAV 出口直下と放電室内ガスポート直下でのガスパルス波形
(左列 : FAV 出口直下, 右列 : 放電室内)

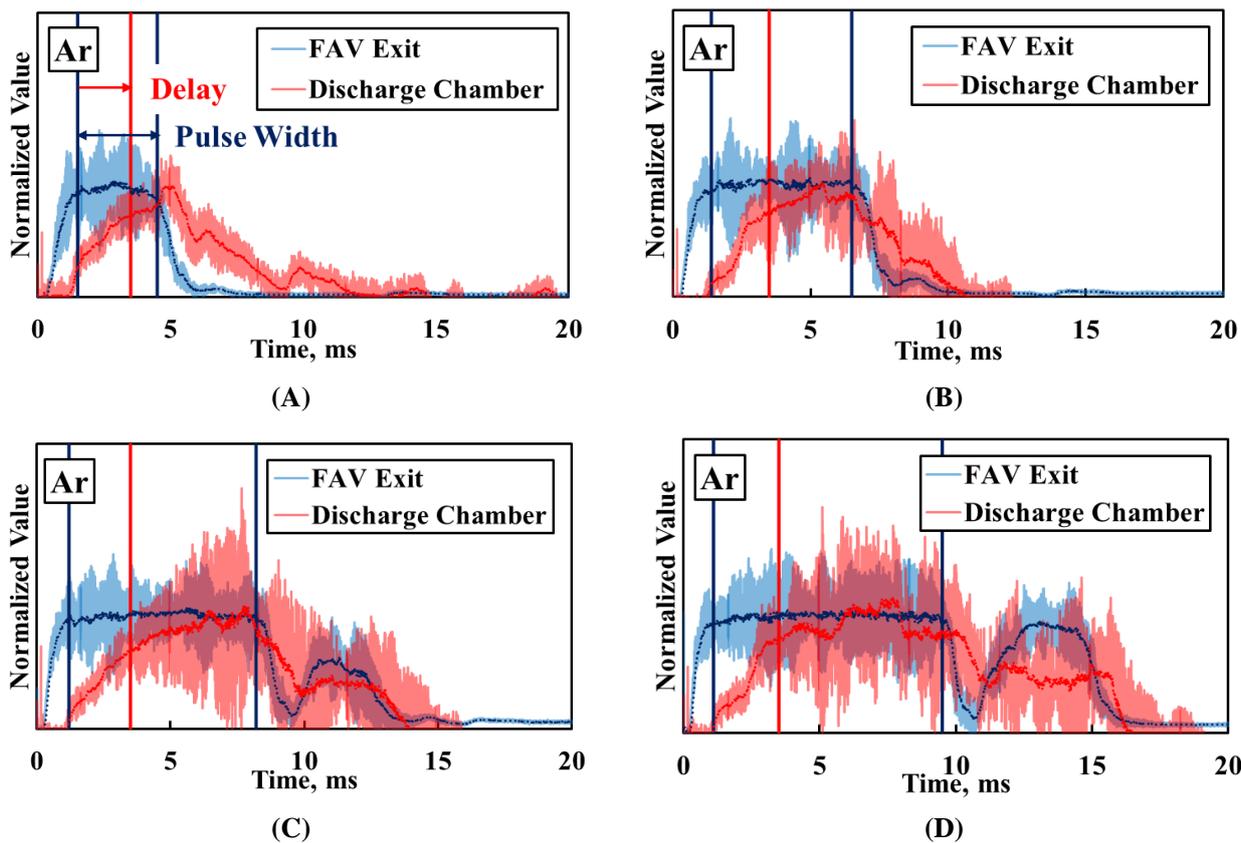


図 2-19 Ar のガスパルス波形 ((A) : $V_{adj}=2.5$, (B) : 3.0 , (C) : 3.5 , (D) : 4.0)

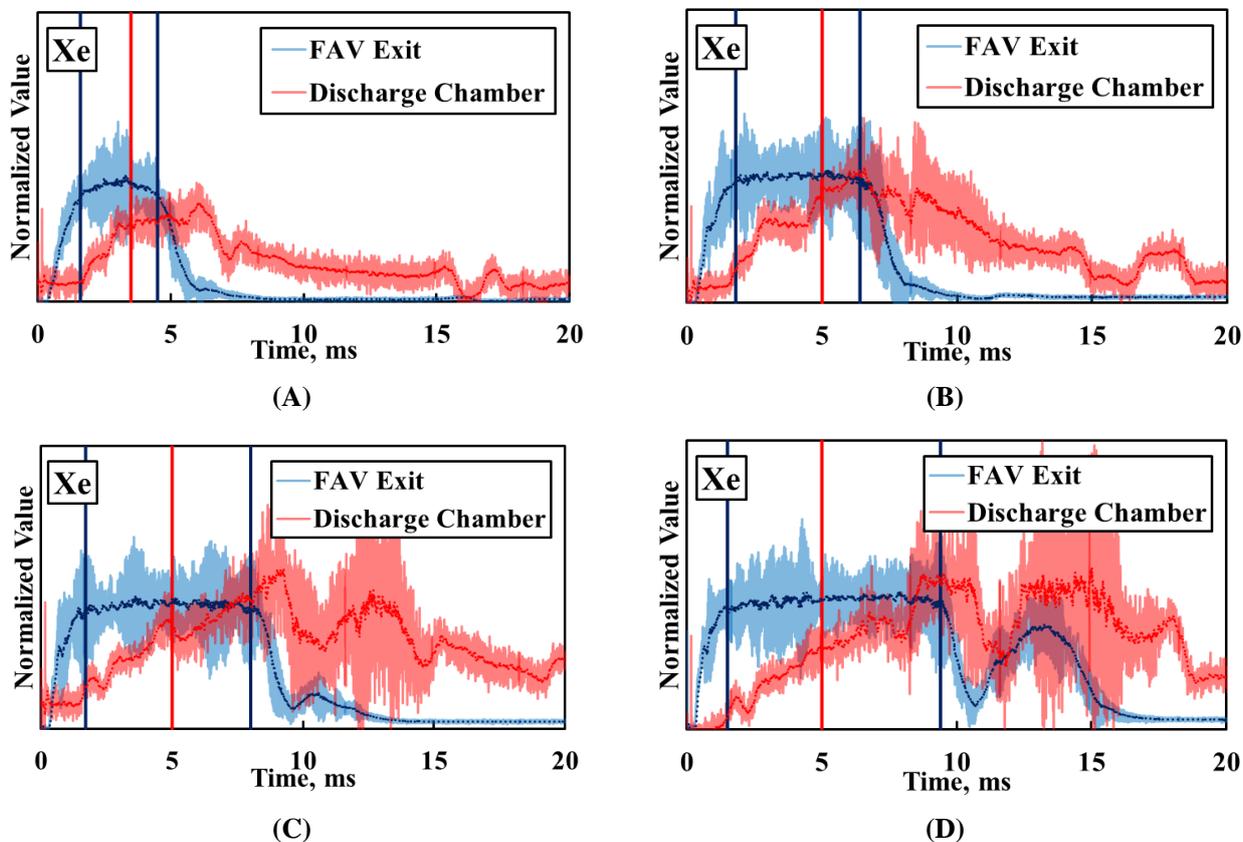


図 2-20 Xe のガスパルス波形 ((A) : $V_{adj}=2.5$, (B) : 3.0 , (C) : 3.5 , (D) : 4.0)

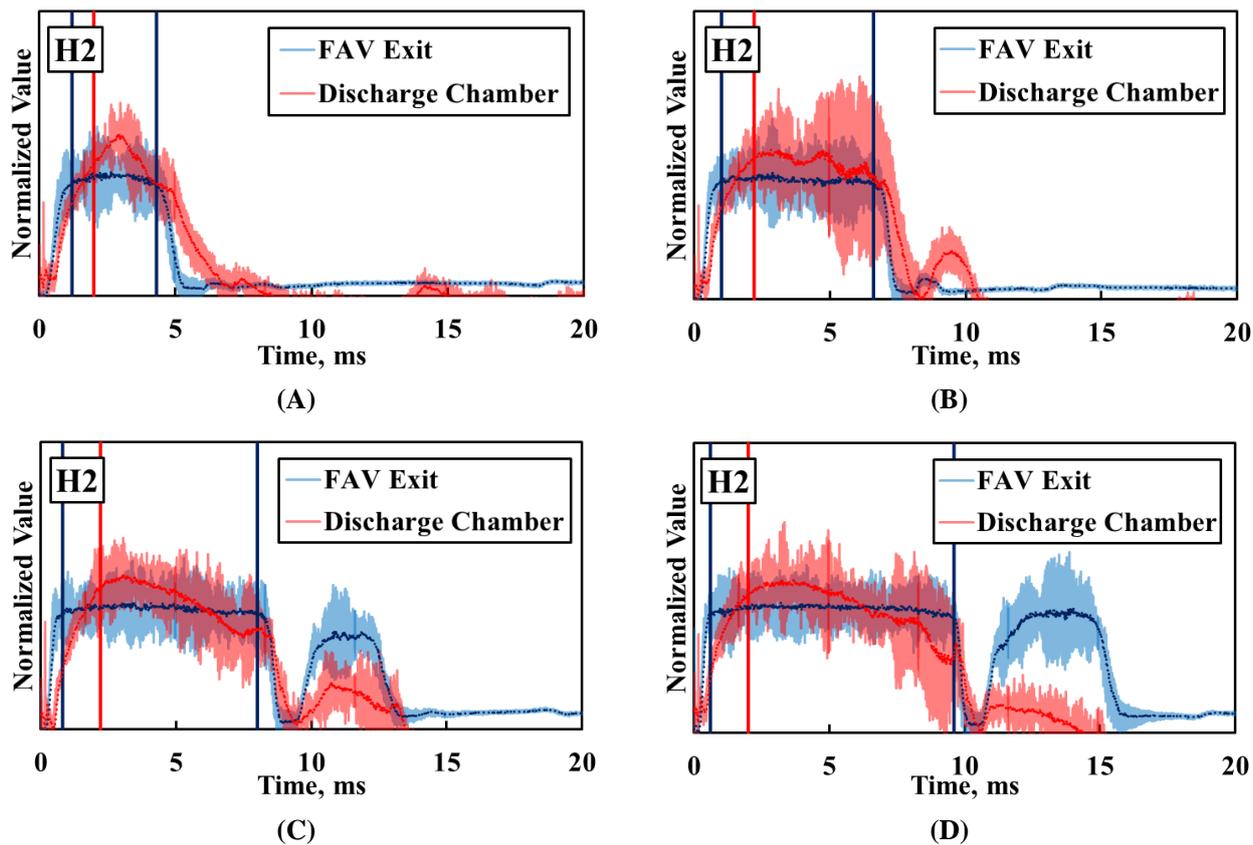


図 2-21 H₂ のガスパルス波形 ((A) : V_{adj}=2.5, (B) : 3.0, (C) : 3.5, (D) : 4.0)

表 2-1 各推進剤のガスパルス幅 (ms)

V _{adj}	2.5	3	3.5	4
Ar	3	5.1	7	8.4
Xe	2.9	4.6	6.3	7.9
H ₂	3.1	5.6	7.2	9

表 2-2 各推進剤の遅延時間 (ms)

V _{adj}	2.5	3	3.5	4
Ar	3.5	3.5	3.5	3.5
Xe	3.5	5	5	5
H ₂	2	2.2	2.2	2

2.2.2 流量校正

推進剤は貯気槽内と真空チェンバーの圧力差によって放電室に流入する。そのため、真空チェンバー内の圧力が一定の場合、推進剤流量 \dot{m} は貯気槽内の圧力によって決定される。貯気槽内の圧力は高精度圧力計 (DPT6100, Mensor) によって計測される。校正には以下(式 2-2)の気体方程式を用いる。

$$\dot{m} = \frac{MV_c}{RT_c} \cdot \frac{\Delta P_c}{\Delta t} \quad (2-2)$$

ここで、 V_c :貯気槽と配管の体積、 R :気体定数、 ΔP_c :貯気槽内の圧力変化、 Δt :FAV のパルス幅である。貯気槽の体積は0.502 lであり、計算により求めた貯気槽からFAVまでの配管の体積を合計すると、 $V_c = 0.625$ lとなった。貯気槽内の気体温度 T_c は室温25℃とした。任意の貯気槽内圧力においてFAVを駆動させると、図 2-22のように貯気槽内の圧力降下が生じる。FAV 駆動前とオーバーシュート後の圧力差を圧力変化 ΔP_c として推進剤流量を算出し、FAV 駆動前の貯気槽内の圧力と推進剤流量の関係を図 2-23にプロットした。各推進剤種・パルス幅(ダイヤル値 V_{adj})におけるプロットのシンボルを表 2-3にまとめる。

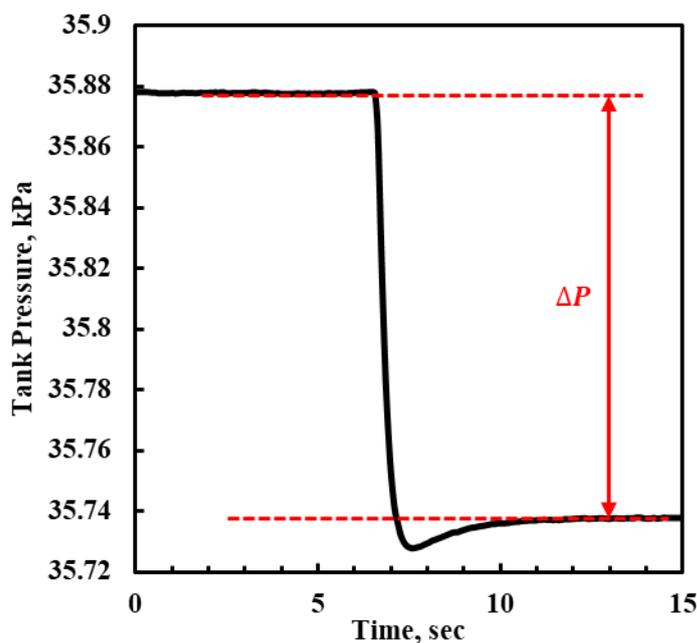


図 2-22 FAV 駆動時の貯気槽内の圧力降下

表 2-3 ガス計測のプロット点

V_{adj}	Ar	Xe	H ₂
2.5	●	●	●
3.0	×	×	×
3.5	▲	▲	▲
4.0	■	■	■

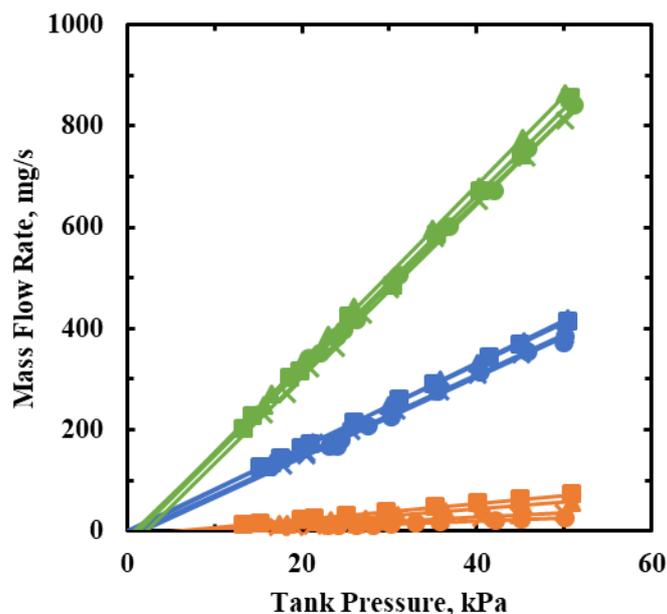


図 2-23 FAV 駆動前の貯気槽内の圧力と推進剤流量の関係 (シンボルは表 2-3を参照)

2.3 推力測定系

推力測定には重力振り子式スラストスタンドを用いる。これは推力発生によるスラストスタンドの振動変位を変位センサで測定し、予め既知のインパルスで測定系を校正することで、積算推力を算出する方式である。[69]

2.3.1 測定方法

図 2-24 に本研究で用いたスラストスタンドを示す。図 2-25 のように AF 2D-MPD と FAV を搭載したスラストスタンドは真空チェンバー内に設けた檣に鋼ワイヤーで4点懸架されている。スラストスタンドの重量は約 11.32 kg と重く、振動変位を大きくするためにワイヤー長を 76 cm とできる限り長く設けている。また横揺れを軽減するためにスラスト正面からみて逆台形状にワイヤーを配置している。放電ヘッドやコイルに電力供給するケーブルには平編銅線を同軸状にしたケーブルを用いて包絡線状に配置した。これはケーブルによる応力が低減するように推力方向のみに可撓性を持たせ、かつ大電流の通電によって生じるケーブル同士の斥力を軽減させるためである。また次章で述べるように回路内の寄生インダクタンスを軽減する効果も期待している。変位測定には檣に取り付けた LED 変位センサ (Z4D-F04A, Omron) を用いた。データ収集にはオムニエース (RA2300A, エー・アンド・デイ) を用いた。スラストスタンドの振動周期は約 1.4 Hz とスラストの作動時間に比べて十分に長いため、測定に影響はない。[70] 真空チェンバー内の低空気抵抗下において、スラスト作動後速やかに振動が減衰するように、磁気ダンパーを用いている。スラスト作動時の振動波形の一例を図 2-26 に示す。これは推力によるインパルス応答と振動平衡点のドリフトによるステップ応答の合成波とみなせる。平衡点のドリフトは、主にコイルへの通電時に大きく発

生ずる。これは比較的大きな電流がケーブルに流れることでケーブル同士に斥力が生じるためである。実際にスラストスタンドに接続している平編同軸線を撚った固いケーブルに変更すると、[図 2-27](#)のようにドリフト量が大きく変化する。インパルス応答 $x_1(t)$ は以下(式 2-3)のように表せる。

$$x_1(t) = x_1 e^{-\frac{t}{\tau}} \sin \omega_d t \quad (2-3)$$

また、同様にステップ応答 $x_2(t)$ は以下(式 2-4)のように表せる。

$$x_2(t) = x_2 \left[1 + e^{-\frac{t}{\tau}} \left(\frac{1}{\omega_d \tau} \sin \omega_d t - \cos \omega_d t \right) \right] \quad (2-4)$$

ここで、 τ :減衰時定数、 ω_d :減衰固有角振動数である。 x_1 が推力による変位量、 x_2 がドリフトによる変位量に相当する。 x_1 は Min-Max 法により計算され、 x_2 は振動前後における平衡点の差分を用いる。これらの合成波を最小二乗法によって振動波形にフィッティングする。

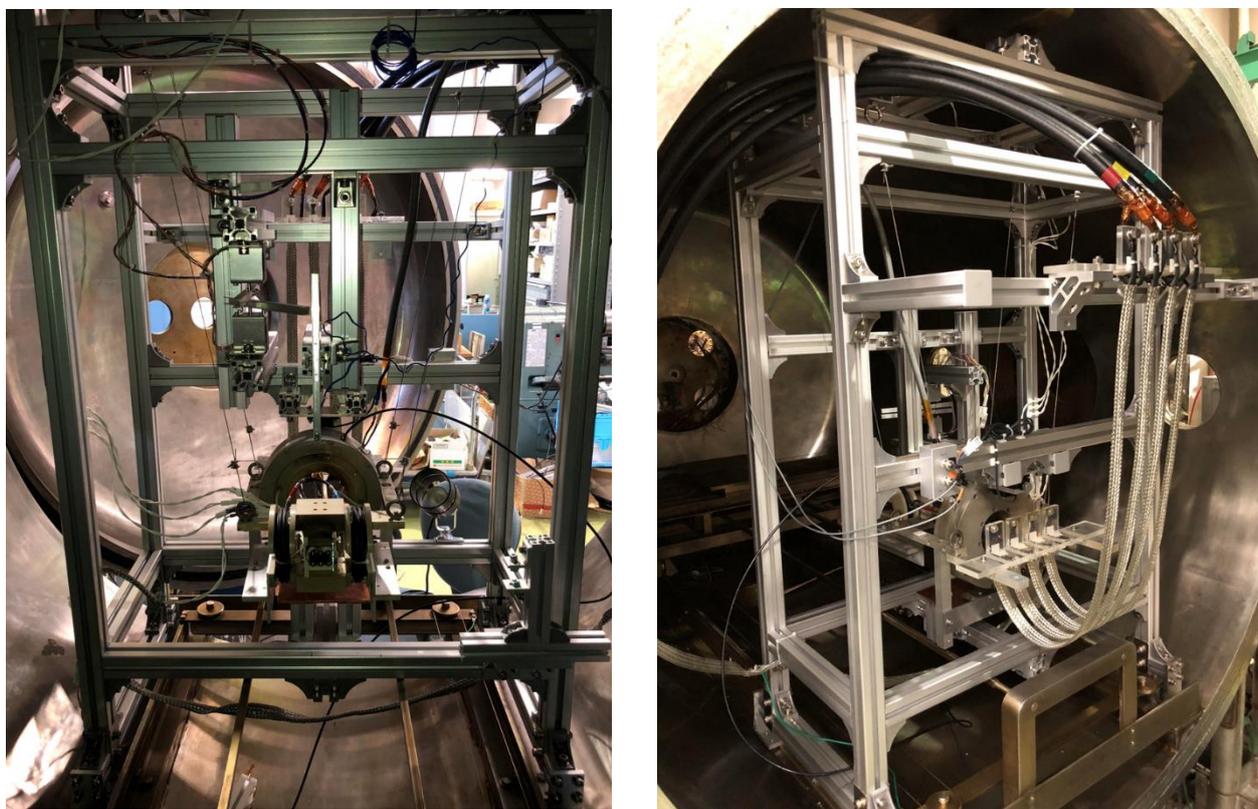


図 2-24 真空チェンバー内のスラストスタンド

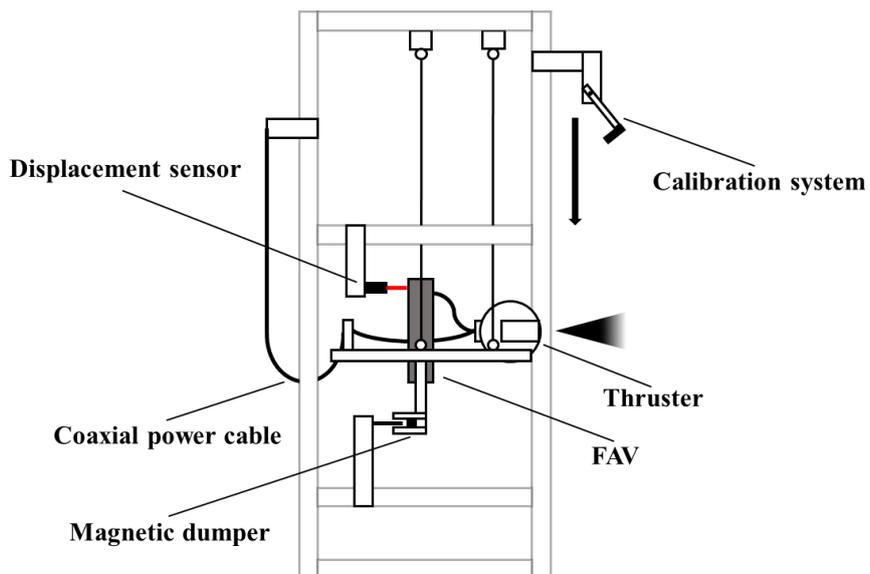


図 2-25 スラストスタンドの概要

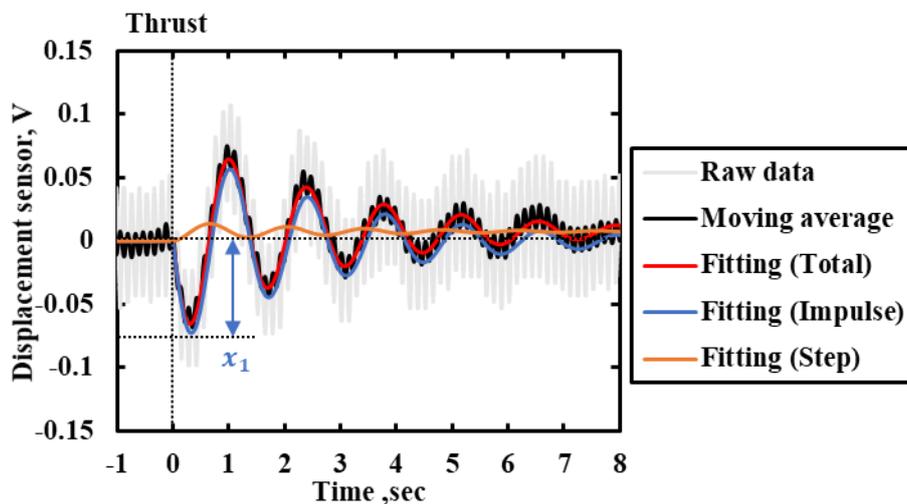


図 2-26 スラストスタンドの振動波形の一例 (0.5 N 相当)

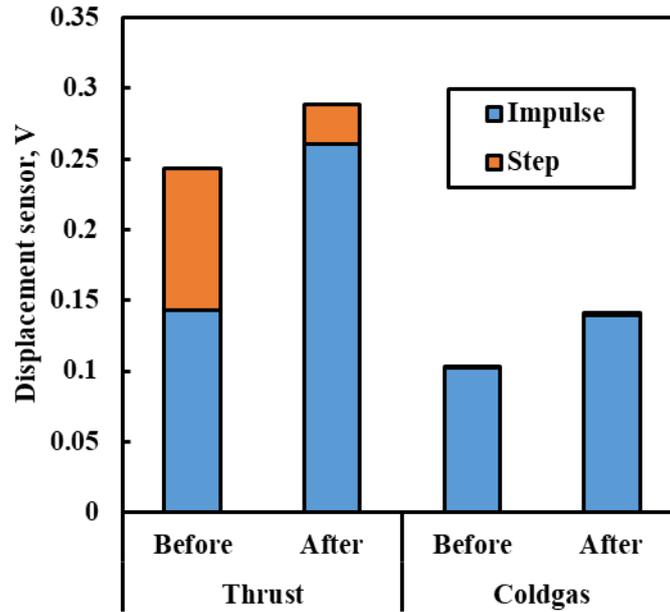


図 2-27 ケーブル変更によるドリフト量の変化

2.3.2 S/N 比

スラストスタンドの S/N 比は「あるインパルスによる振動振幅 x_{signal} 」と「真空ポンプ作動中における背景振動の標準偏差 x_{noise} 」の比として定義される。減衰振動振幅の最大値は、固有角振動数 ω_n と減衰比 ζ を用いて以下(式 2-5)のような関係を持つ。[71]

$$x_{signal} \propto \frac{1}{\omega_n} \propto \exp\left(-\zeta \frac{\cos^{-1} \zeta}{\sqrt{1-\zeta^2}}\right) \quad (2-5)$$

また同様にノイズは以下(式 2-6)のような関係を持つ。

$$x_{noise} \propto \frac{1}{\sqrt{\omega_n^3}} \propto \frac{1}{\sqrt{\zeta}} \quad (2-6)$$

本研究のスラストスタンドは重心位置が不明瞭であることや、ワイヤーの微伸縮があることなどから、厳密にこれに従うかは不明である。しかし減衰振動において同様の傾向を示すのであれば、スラストスタンドの S/N 比(図 2-28)は減衰比 ζ をある程度大きくすることで向上する。スラストスタンドの減衰比は主に磁気ダンパーによって決定されるため、減衰係数の大きな磁気ダンパーを設計する必要がある。磁気ダンパーの減衰係数 C は以下(式 2-7)のように表せる。[72]

$$C = \frac{B^2 \alpha \beta t}{\rho} C_0 \quad (2-7)$$

ここで図 2-29において、 B : 磁気回路の磁場強度、 $\alpha\beta$: 磁気回路が貫く面積、 t : 銅板厚さ、 ρ : 銅板の抵抗率、 C_0 : 磁束及び銅板の形状によって決まる無次元量である。ある磁気回路の面形状(α, β)において C_0 を最大にするような銅板形状(a, b)が存在する。本研究の磁気回路において、(a, b) = (166 mm, 128 mm)である。設計した磁気ダンパーを用いて、スラストスタンドの振動波形を取得した。比較として、磁気ダンパーを用いない場合と、

無作為に製作した銅板(材質, 厚さは同じ)を用いた場合も行った. 本実験では振動波形を以下(式 2-8)のようなインパルス応答系のみでフィッティングしている.

$$x(t) = x_{signal} e^{-\frac{t}{\tau}} \sin \omega_d t \quad (2-8)$$

ここで, τ : 減衰時定数, ω_d : 減衰固有角振動数である. これらのフィッティングパラメータは減衰振動においてそれぞれ以下(式 2-9, 式 2-10)のように定義される.

$$\omega_d = \sqrt{1 - \zeta^2} \omega_n \quad (2-9)$$

$$\tau = \frac{1}{\omega_n \zeta} \quad (2-10)$$

このようにフィッティング結果から, 固有角振動数 ω_n と減衰比 ζ を求めた. 結果を図 2-30に示す. 振動周期を変更せずに減衰比のみを大きくすることができた. また減衰比は 0.1 以下であり, 図 2-28の(B)から減衰比の増大が S/N 比の向上に大きく影響する領域にある. 実際に同じ既知インパルスに対する x_{signal} , x_{noise} を用いて算出した S/N 比(図 2-31)は磁気ダンパーなしの場合, 無作為な銅板を用いた場合に比べて 50 %程度向上した.

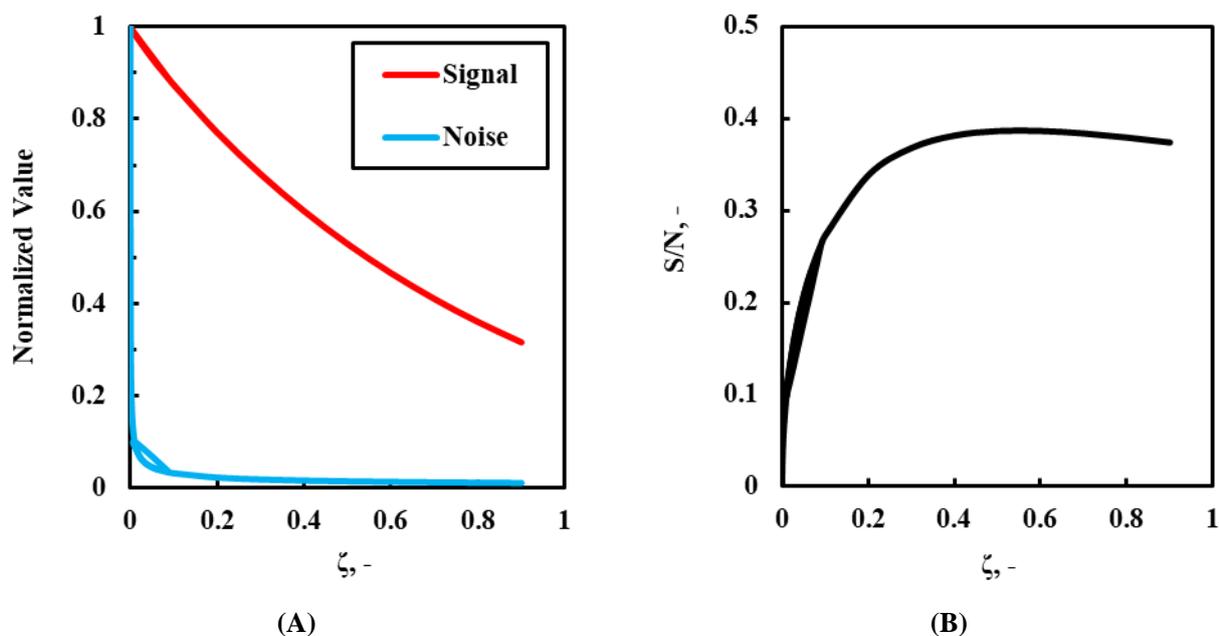


図 2-28 スラストスタンドの減衰比における出力変化((A): SignalとNoise, (B): S/N比)

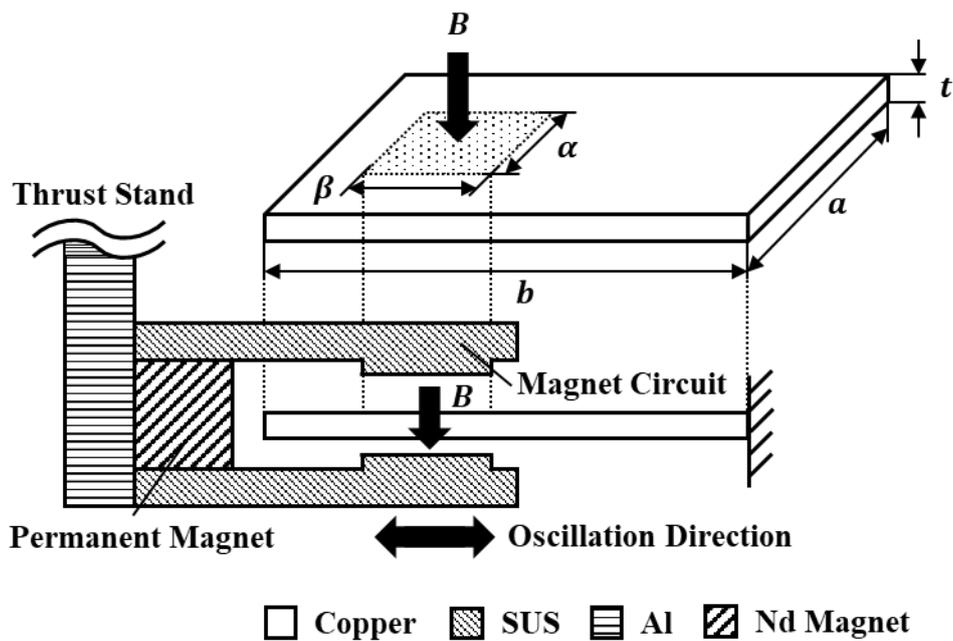


図 2-29 磁気ダンパーの形状

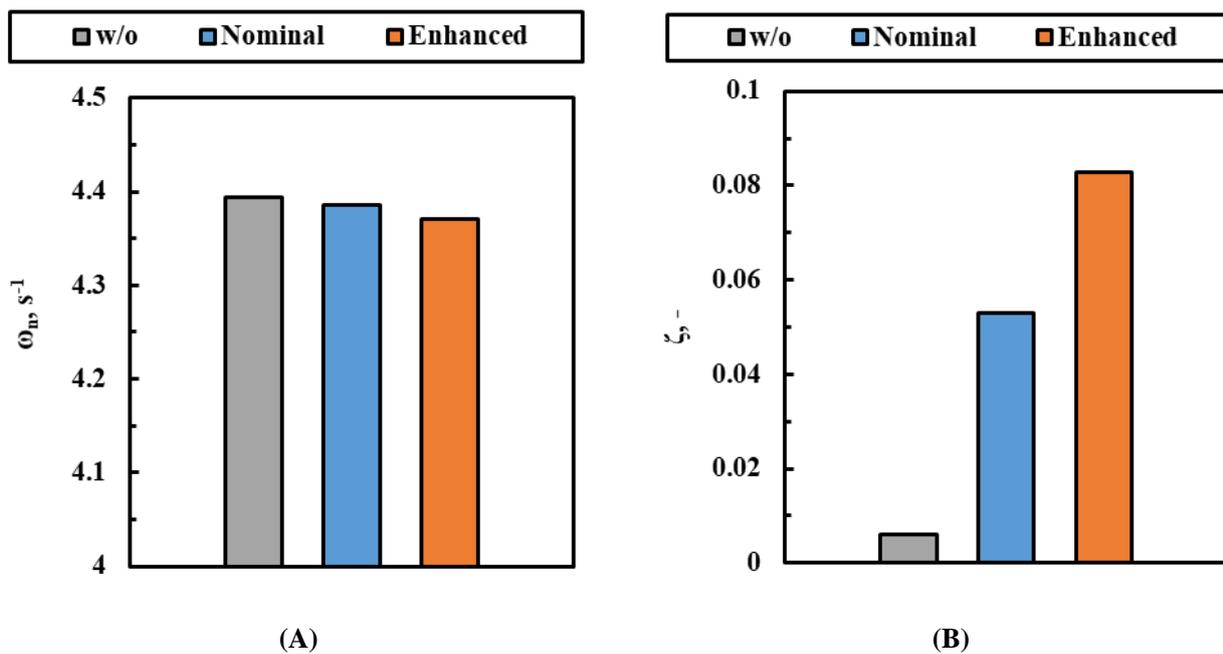


図 2-30 固有振動数(A)と減衰比(B)

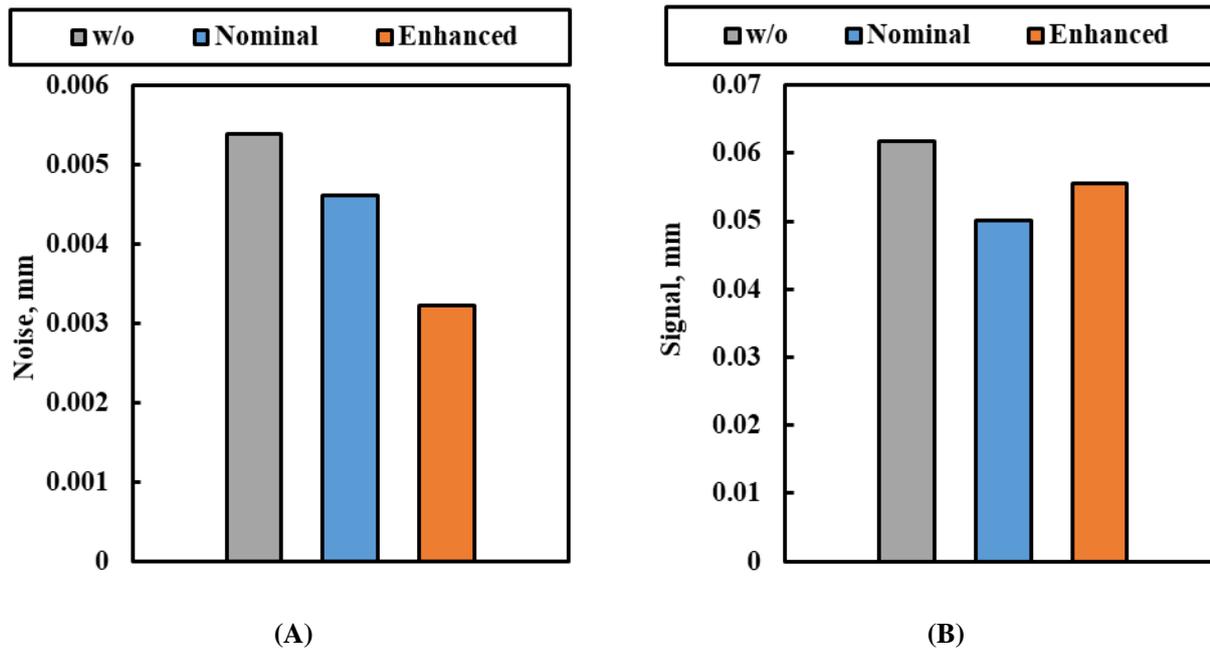


図 2-31 Noise(A)と Signal(B)

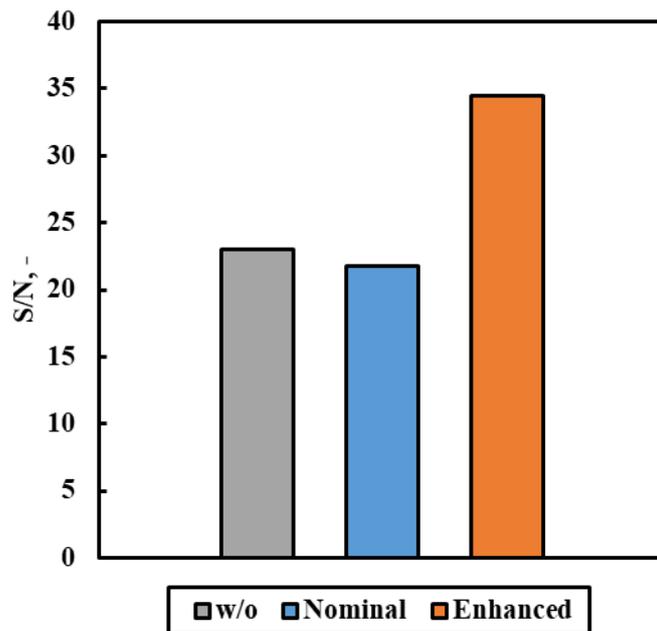


図 2-32 S/N 比

2.3.3 スラストスタンド校正

既知のインパルスのスラストスタンドに与え、その振動変位を測定することで、スラストスタンドの校正を行った。重力振り子式スラストスタンドでは、鉄球の自由落下によるインパルス付与を用いることが多い。[69]しかし、鉄球の初期位置や衝突点を mm オーダーの誤差内で調節する困難さや、自由落下させるための電磁石や衝突面に塗布するグリスとの接触具合による誤差が避けられないことから、数 mNs 級の低インパルス領域における校正が困難であった。[73]そこで本研究ではインパクトハンマーにより既知インパルスを生成する。これは先端にロードセル(209C01, PCB)を固定した振り子(図 2-33)を衝突させる方法であり、既知インパルスを実験的に検出する点において有用である。ロードセルはシグナルコンディショナー(482A21, PCB)によって入出力を行っている。スラストスタンドの校正機構を図 2-34に示す。校正機構はやぐらに取り付けられており、校正時のみスラスト正面まで降ろして校正を行う。インパクトハンマーはステッピングモーター(PK545NAW, オリエンタルモーター)を外部から制御することで、リリースされて振り下ろされる。衝突位置はスラスト正面の陽極上部の構造体部分であり、衝突位置の違いにより測定結果が大きく異なることを確認している。[73]また校正は大気中で行われ、真空ポンプを作動させた真空中の校正と測定結果が大きく異なることを確認している。[73]ロードセルで検出した荷重波形の一例を図 2-35に示す。これを時間積分することで既知インパルスを算出している。校正結果の一例を図 2-36に示す。従来困難であった数 mNs の低インパルス領域も大きな誤差なく取得できている。

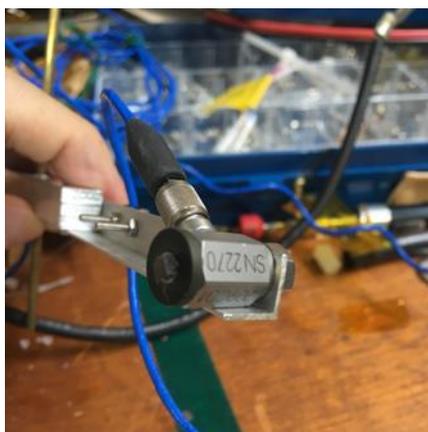


図 2-33 ロードセル付きインパクトハンマー

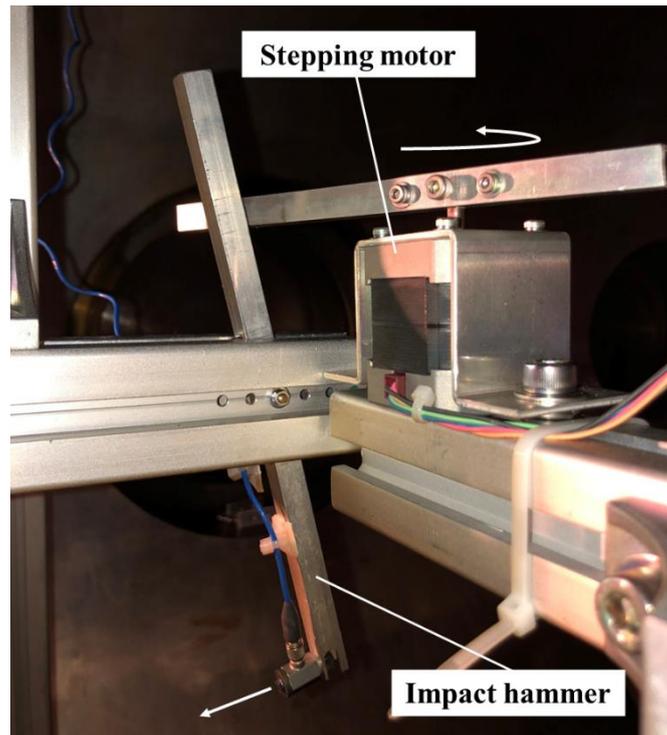


図 2-34 スラストスタンドの校正機構

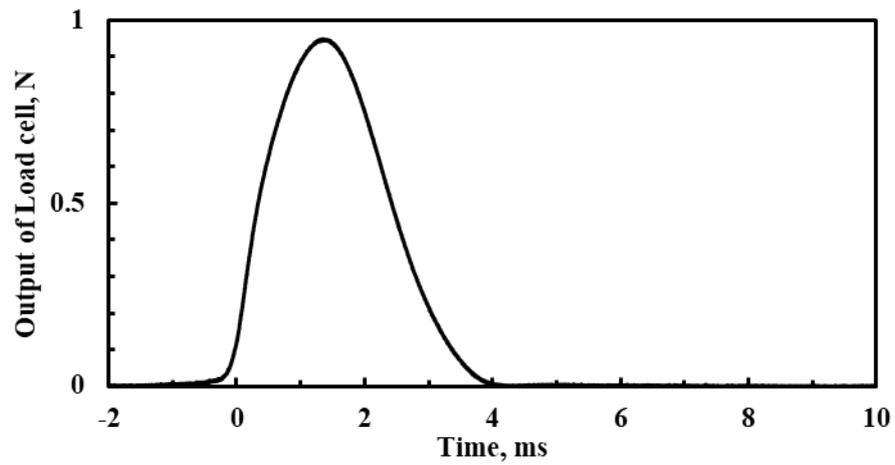


図 2-35 ロードセルの荷重波形の一例

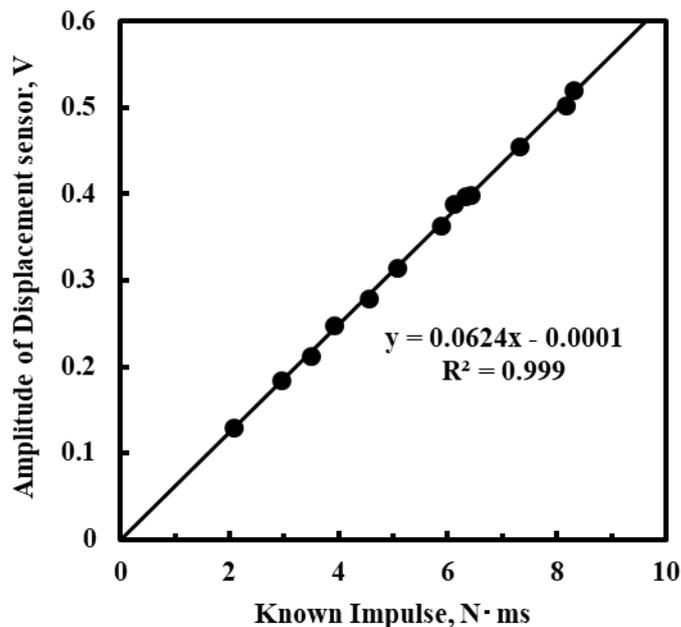


図 2-36 スラストスタンドの校正結果の一例

2.3.4 コールドガス推力校正

スラスト作動時に測定される推力は、プラズマ流の排気のみではなく電離されずに噴射する生ガスによる推力を含む。これはコールドガス推力とよばれ推力評価時に差し引く必要がある。そこで予め FAV のみを駆動させてコールドガス推力を測定した。各推進剤で推進剤流量とコールドガスによるインパルス関係を図 2-37 にプロットした。プロットのシンボルは表 2-3 に従う。また、図 2-37 を貯気槽内圧力で整理し直したものを図 2-38 に示す。ガスパルス幅を増大させることでコールドガス推力が増大することがわかる。また、コールドガス推力はいずれのガス種においても流量ではなく、貯気槽内圧力で整理すると、良い一致を示す。

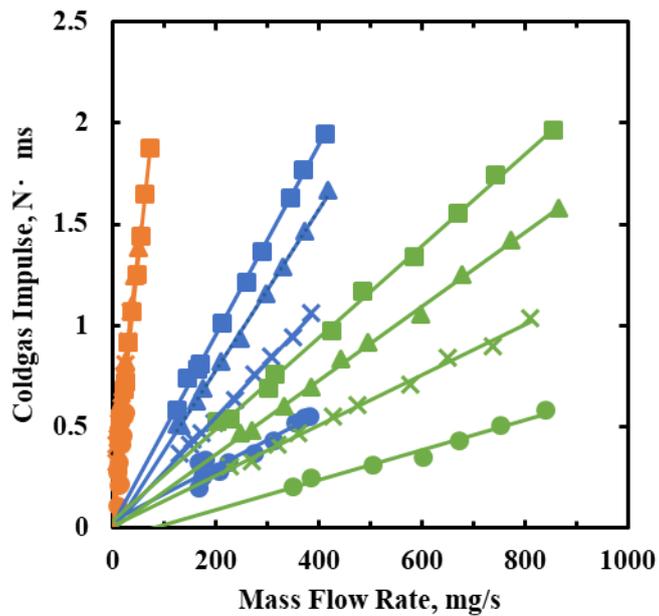


図 2-37 流量とコールドガス推力の校正結果(シンボルは表 2-3を参照)

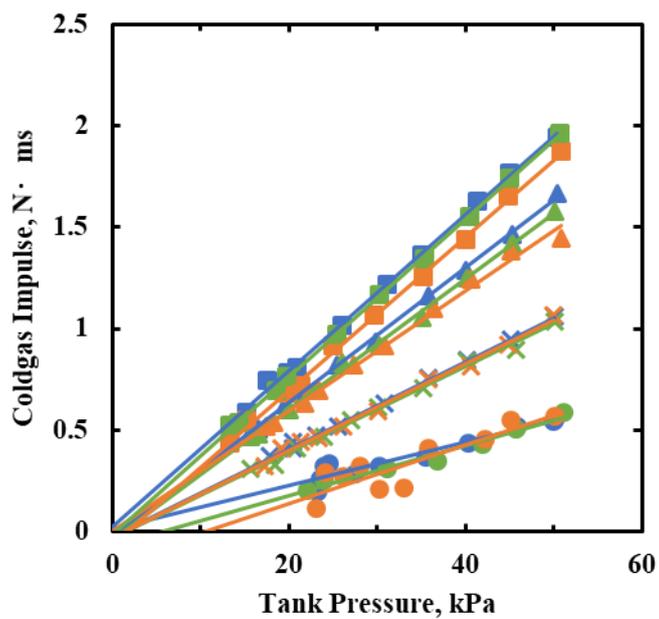


図 2-38 貯気槽内圧力とコールドガス推力の校正結果(シンボルは表 2-3を参照)

2.3.5 Tare Force

外部磁場型 MPD の場合、主に電流と外部磁場の相互作用により生ずる”見かけの推力”が実測推力に影響すると考えられている。これを風袋力”Tare force”とよばれる。[74][75] 放電電流と外部磁場は地磁気やチャンバ壁面などと複雑に作用するため、スラスタ作動中に計測することが困難である。そこで図 2-39 のような陽極と陰極を接続したショート用電極対を用いて、スラスタ作動中の電流の流れを模擬することで、事前にその影響を見積もることができる。[74] ショート電極の銅板は 40.8 g とスラストスタンド重量 11.32 kg に対して十分に軽く、スラストスタンド校正への影響は無視できる。実験条件を表 2-4 に示す。今回は放電電流の模擬なので、ガス噴射やイグナイタは使用していない。



図 2-39 ショート用電極対

表 2-4 試験運転の実験条件

Parameters	Values
Charging Voltage, V	40 / 80 / 110 / 140 V
Applied-Field, mT	200 / 600 / 1000
Propellant	N/A
\dot{m} , mg/s	N/A
t_d , ms	3.0

各条件で取得したスラストスタンドの振動波形を図 2-26 のようにフィッティングした場合のインパルス成分とステップ成分に分解し推力換算した結果を図 2-40 に示す。インパルス成分においては、600 mT 以下でばらつきが大きく評価は難しいが、1 T になると 0.2 N 程度の疑似推力となる。ステップ成分においては、放電電流が 2000 A を超えると、外部磁場に関わらず大きく増大する。2000 A 以下のステップ成分がコイルケーブルの揺れによるものとするれば、上記の増大分は Tare Force に関連している可能性がある。ただステップ成分はフィッティング時に省くことができるため、推力評価に大きな影響はない。本研究では Tare force を定量的に評価できなかったが、作動領域が放電電流 2000 A 以下かつ 1 T 以下であるため、重大な誤差にはなりえないと考える。

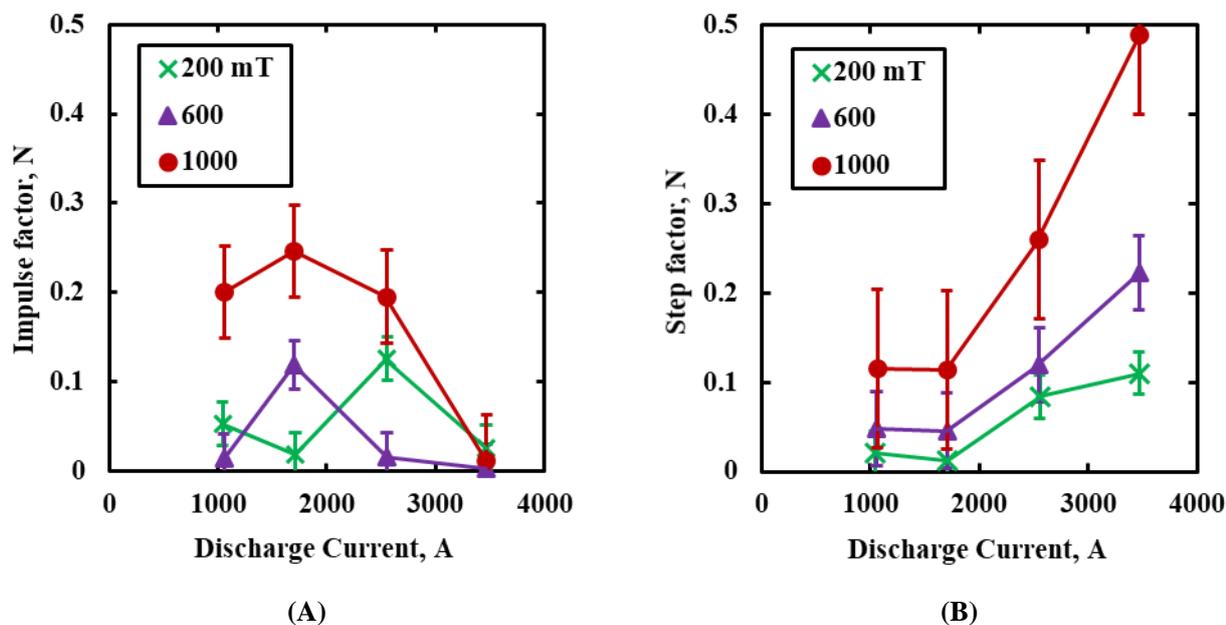


図 2-40 Tare force 計測時におけるスラストスタンドの振動成分
((A): インパルス成分, (B): ステップ成分)

2.4 真空排気系

使用した真空チェンバー(図 2-41)は, ISAS/JAXAにあるステンレス製で直径1.5 m, 長さ2.5 mの横置き円筒形である. 真空チェンバーと真空排気系の概要を図 2-42に示す. ロータリーポンプ(RP), メカニカルブースターポンプ(MBP), 2台の油拡散ポンプ(DP)による直列排気系によって, 放電前の真空度は2.0 mPa程度に保たれる. これは前章で述べた背圧[44][45]以下の要求を満たしている. 水素の使用時にはRPのガスバラストバルブから窒素をパージすることで, 水素濃度を爆発下限の4 vol%以下まで希釈して排気している. 本研究における真空排気系の諸元を表 2-5にまとめる. スラスト作動中の真空度(背圧)はB-Aゲージを目視確認することで判断し, 典型値としては8.0 mPa程度であった. 表 2-6に各研究機関における真空排気系とスラスト作動前後の真空度をまとめる. 基本的に準定常作動では作動中の背圧は測定されていない. これは瞬間的な圧力上昇のため, 真空チェンバー内は圧力非平衡状態であると考えられ, 局所的な圧力が優位であるからと予測できる. 定常作動ではこれまでの真空排気能力では, 依然として高い背圧で作動していることがわかる.



図 2-41 真空チェンバー

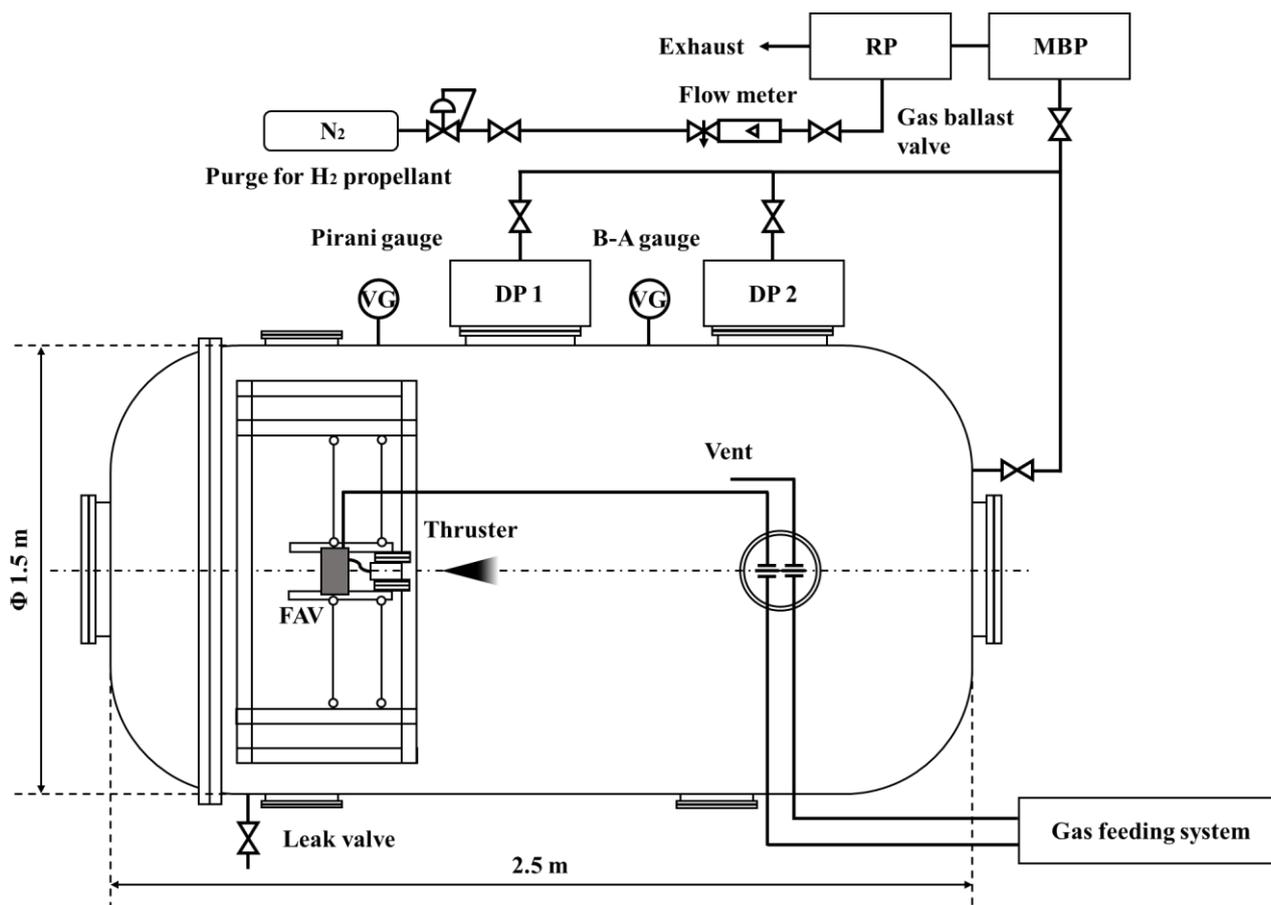


図 2-42 真空チェンバーと真空排気系の概要

表 2-5 真空チェンバーと真空排気系の諸元

真空チャンバ	外形	和光製作所 / WV8117 Φ1.5 m × 2.5 m
	所在	ISAS/JAXA 先端宇宙科学実験棟 5328 室
排気ポンプ	RP	KP-7500BG 徳田製作所 / 7500 L/min
	MBP	TMB-40 徳田製作所 / 40000 L/min
	DP	ESV-16 徳田製作所 / 7500 L/sec ESV-16C 徳田製作所 / 3700 L/sec
真空度	電離真空計	PG-100
	到達真空度	2.0×10^{-3} Pa
	スラスタ作動中真空度	8.0×10^{-3} Pa (典型値)

表 2-6 各研究機関における真空排気系と真空度

		Chamber size		Pump Speed, L/sec	Back Pressure	
		Diameter, m	Length, m		Ultimate, mPa	Operating, mPa
Quasi- steady	UTokyo (2020) in this study	1.5	2.5	11200	2	8
	NASA Lewis (1993)[76]	0.76	1.0	100	0.26	N/A
	ISAS/JAXA (1995)[39]	0.8	2.0	3700	6.6	N/A
	NASA Glenn (2004)[27]	1.5	4.5	N/A	0.000008	N/A
	UTokyo (2010)[41]	0.8	2.0	3700	- 5	N/A
	Caltech (2013)[77]	2.3	4.5	N/A	0.13- 0.40	N/A
	ISAS/JAXA (2014)[78]	2.0	3.0	20200	0.07	N/A
Steady	NASA Lewis (1992)[79]	7.6	21.0	N/A	N/A	70
	Alta SpA (2013)[80]	6.0	6.0	300000	- 0.02	20
	IRS (2017)[60]	2.0	5.0	69400	N/A	500
	Beihang Univ. (2019)[81]	3	6	20000	N/A	100 - 1000

2.5 作動制御系

スラスタ作動における実験系のプロセス図を図 2-43 に示す。放電電源とコイル電源はパルス生成回路 (Sapphire9212, オプトサイエンス) により、駆動時間を設定している。推進剤は一度ボンベから貯気槽に充填されて、FAVの開閉により放電室に供給される。FAVは専用電源(図 2-15)により駆動される。これにイグナイタ駆動用の昇圧電源(図 2-12)を含めた各装置は、遅延回路付きトリガー(図 2-44)によって各々のタイミングで駆動する。各装置の作動シーケンスを図 2-45 に示す。FAVの弁開から遅延時間を設けて、イグナイタの着火により放電が開始する。ガスの遅延時間は先述の通り、ガス種ごとに設定される。放電開始の2- 4 ms(外部磁場が定常になるまでの時間)前にコイルへの通電が始まり、かつ電極間へ電圧が印加される。放電電源のターンオフにより放電は終了する。その後、0.5- 1 msのタイミングをずらしてコイルへの通電が終了する。つまり、スラスタの作動時間は放電電源とコイル電源の駆動時間により設定される。

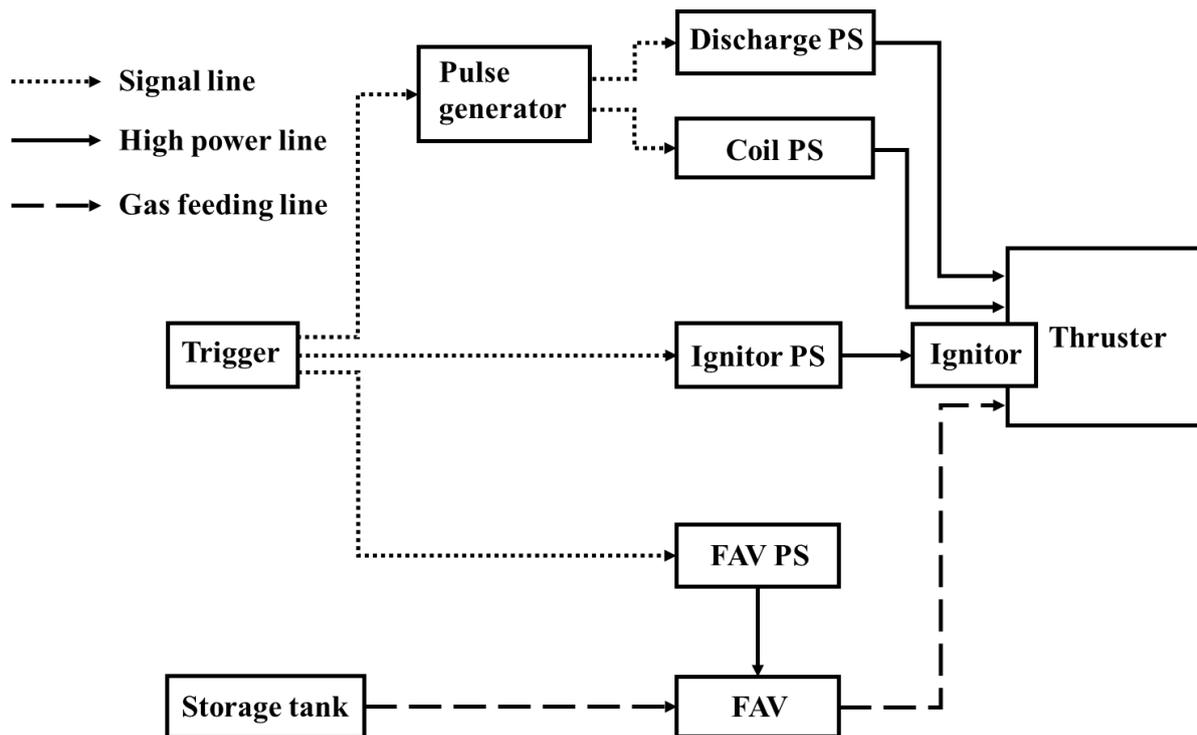


図 2-43 スラスタ作動のプロセス図



図 2-44 遅延回路付きトリガー

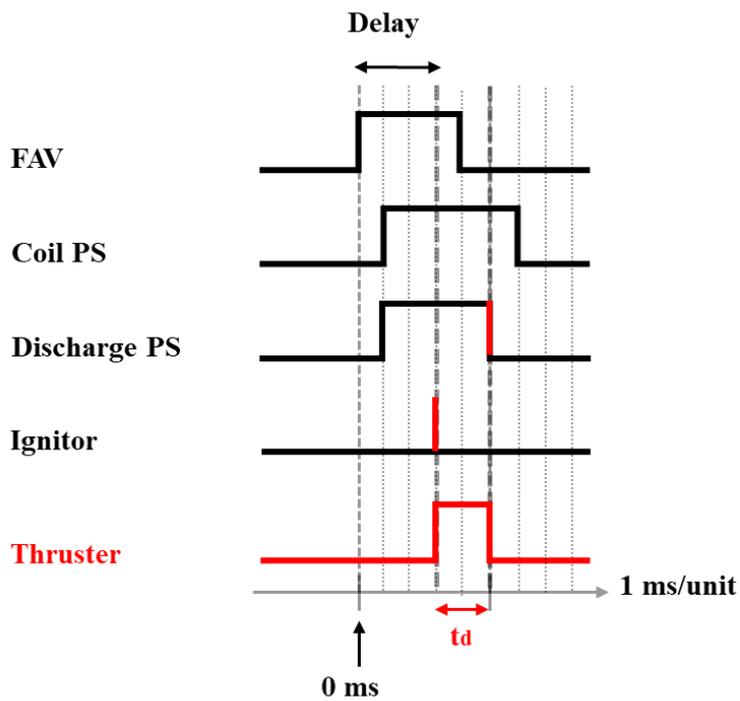


図 2-45 各装置の作動シーケンス

第3章 準定常作動の評価

3.1 放電時間特性

3.1.1 電源開発

本節では MPD スラスタの準定常作動の定常性評価に特化した電源装置を提案し、その開発について詳述する。

3.1.1.1 概念設計

PFN はコンデンサとインダクタを梯子状に組み合わせることで、各段のコンデンサに蓄えられた電荷が各段のインダクタによって少しずつ遅れて雪崩出ることによって矩形波が形成される。典型的に PFN のコンデンサには寿命を考慮して紙コンデンサやオイルコンデンサを用いることが多い。これらは耐電圧が大きく、静電容量が小さいことが特徴である。PFN は高密度プラズマや大出力レーザーの生成など、瞬間的に高電圧電力を投入するために用いられることが多く[82][83]、MPD スラスタのパルス作動もこれに該当する。しかし、放電開始電圧をイグナイタで代用することで、要求される電圧は数 kV から数百 V 程度まで低減される。一方で、オイルコンデンサを用いて PFN のパルス幅を増大するには、段数を増大させる必要がある。上記の電圧要求から耐圧 1 kV、静電容量 750 μ F のコンデンサを用いた場合、5 ms の矩形波生成には 50 段程度の梯子回路が必要であり、コスト・装置規模の観点から、研究室レベルでは現実的ではない。そこで本研究では、パルス幅増大のために静電容量の大きなコンデンサとしてウルトラキャパシタを用いる。これは電気二重層コンデンサとよばれるもので、誘電体に多孔質な活性炭を用いることで数 F/cm^3 という極端に大きな静電容量が得られることが特徴である。主にバックアップ電源として用いられてきたが、急速な大電流の充放電に強いという利点から、電気自動車などの分野で電力貯蔵用としても注目され始めている。[84] 研究分野においても、核融合プラズマのコイル通電や MPD スラスタ・PPT の作動実績が存在する。[85][80][86] さらに「はやぶさ」ミッションでは小惑星探査ローバー「MINERVA」の蓄電池として使用され、宇宙実績も有する。[87] 本研究で用いるウルトラキャパシタ (BMOD0165P048, Maxwell) を図 3-1 に示す。これは耐電圧が 50V、静電容量が 165 F であり、6 個から 12 個程度を直列に接続することで、電源電圧は 300~600 V、時定数は数秒となる。このときインダクタを用いた梯子回路を形成する必要はなく、装置の簡略化できることも利点である。また、放電部のプラズマ状態でインピーダンスが大きく変化する本研究においては、従来の PFN のようにマッチング抵抗を用いてインピーダンス調整する必要もない。

PFN は一度にすべての蓄電量を放出 (完全放電) するため、スイッチ素子として簡便なギャップスイッチやパワー半導体サイリスタなどを用いることが一般的である。しかし、これでは矩形波の後に非定常的な余剰な放電を含めることになる。本研究のように理想的な矩形波の生成には、電源のターンオンのみならずターンオフにおいても能動的な制御が要求される。そこで本研究では、スイッチ素子に絶縁ゲートバイポーラトランジスタ (IGBT: Insulated

Gate Bipolar Transistor)を用いる。IGBT は入力段に MOS-FET, 出力段にバイポーラトランジスタを 1 つの半導体素子上に構成したものであり, MOS-FET のようにゲート・エミッタ間の電圧で高速に駆動され, バイポーラトランジスタのように大電力を扱うことができるパワー半導体である。IGBT と同様にターンオフ制御(自己消弧)機能を有するパワー半導体として GTO サイリスタが挙げられるが, 電流駆動により電力負荷が大きく, かつ複雑な回路構成が要求される点から, 現在ではあまり用いられていない。本研究で用いる IGBT (1MBI2400VC-170E, 富士電機)を図 3-2に示す。表 3-1に PFN と本研究の電源装置の比較を示す。ウルトラキャパシタの余りあるパルス幅を IGBT で任意の長さ分だけ切り取るような設計にすることで, 定常区間が従来の PFN より 10 倍程度長く, かつ非定常区間が限りなく少ない理想的な矩形波を任意のパルス幅で生成することが可能である。表 3-2に各研究機関における電源装置の諸元をまとめる。PFN は表 3-1で述べたとおり高耐圧のコンデンサを用いるため, 出力電力も MW 級に達する。一方で, コンデンサに加えてインダクタを用いるため装置のサイズが大きく, 放電時間を伸ばすためにはさらなる肥大化は避けられない。本研究の電源装置は耐圧の低いウルトラキャパシタを用いるため, PFN に出力電力は劣るが, 定常作動に用いる DC 電源に相補的な領域である。また, PFN の 10- 100 倍の蓄積エネルギーを扱う困難さが伴うが, サイズが比較的小さく, エネルギー密度が非常に高い電源装置と言える。



図 3-1 ウルトラキャパシタ



図 3-2 IGBT

表 3-1 PFNと本研究の電源装置の比較

	PFN[68]	New PS
Power Source	LC ladder of Oil capacitor	Ultracapacitor
Switching Device	Thyristor	IGBT
Time Constant	0.442 ms	2.75 sec
Pulse Width	Fixed	Adjustable
Max. Charging Voltage	5 kV	600 V

表 3-2 各研究機関における電源装置の諸元

	Type of Power Supply	Stored Energy, kJ	Output Power, kW	Pulse Width, ms	Size, m ²
UTokyo (2020) in this study	New PS	2280	10 - 300	0.1 - 10	1.29
NASA Lewis (1993)[76]	PFN	2.5	300	2.5	0.9 m ³
ISAS/JAXA (1995)[39]	PFN	35	- 1000	0.486	N/A
NASA Glenn (2004)[88][27]	PFN	250	- 1000	2	4.05
UTokyo (2010)[41]	PFN	50	10 - 100	0.442	3.33
Caltech (2013)[77]	PFN	7.7	36 - 3300	1, 2	N/A
ISAS/JAXA (2014)[78]	PFN	20	- 1000	1.1	1.80
NASA Lewis (1992)[79]	DC	N/A	390	N/A	N/A
Alta SpA (2013)[80]	DC	745	25 - 170	500	N/A
IRS (2017)[60]	DC	N/A	- 2500	N/A	N/A
Beihang Univ. (2019)[81]	DC	N/A	- 180	N/A	N/A

3.1.1.2 回路設計

設計した電源回路を図 3-3 に示す。電力源としてウルトラキャパシタを 12 直列に接続して用いている。このとき、主回路の時定数は 1.94 秒であり、充電電圧は最大 600 V である。スイッチ素子として用いる IGBT はゲートドライバ (VLA500K-01R, イサハヤ電子) を用いた制御回路 (ゲートドライブ回路) によって電圧駆動している。負荷と逆並列に挿入されているダイオード (800UD22, 東芝) は帰還ダイオード (FWD: Free Wheeling Diode) とよばれ、負荷電流を転流して寄生インダクタンスによる負荷を軽減させる役割を持つ。ウルトラキャパシタへの充電には DC300 V の直流電源 (PVS300-9, KIKUSUI) を 2 直列にして用いている。充電回路との切り替えにはパワーリレー (G9EA-1, Omron) である SW1, SW2 を用いている。実験後にウルトラキャパシタの電荷を廃棄 (ダンプ) する際には、抵抗に通電させて熱変換する方法を採用する。ダンプ用には 2.5 kW まで許容するホーロー抵抗 (TE2500B10RJ) を 4 直列にして用いており、400 V 充電時の場合で各抵抗での電力負荷が 1 kW, 完全なダンプに要する時間は約 20 分である。ダンプ回路との切り替えにはパワーリレー (G9EC-1, Omron) である SW3 を用いている。これらを含む回路系は 15 k Ω の浮遊抵抗によりフローティングされている。主回路の放電電流 J_d は非接触電流センサ (LF2005-S, LEM) を用いて測定する。また電極用電源の場合、放電電圧 V_d は電極直下で電極間電圧を 10:1 の高電圧プローブにより測定している。IGBT のコレクタ・エミッタ間電圧 V_{CE} も同様の高電圧プローブで測定している。

IGBT がターンオフするとき、IGBT のコレクタ・エミッタ間に過渡的に高電圧が印加される。これは「サージ電圧」とよばれ、素子の絶縁破壊の原因になりうる。サージ電圧 V_{CEP} は以下のように表せる。[89][90]

$$V_{CEP} = V_{ch} + \left(-L \frac{dJ}{dt} \right) \quad (3-1)$$

ここで、 V_{ch} : 主回路の充電電圧、 L : 主回路の寄生インダクタンスである。IGBT はスイッチング速度が大きいと、主回路における放電電流の急激な変化によって、主回路の寄生インダクタンスに高い電圧が誘起される。この尖頭値と充電電圧の合計がサージ電圧である。一般に IGBT は MOSFET に比べて高い耐電圧を持つが、超えなければ破壊されない許容エネルギー (アバランシェ耐量) が低く、短時間でも耐電圧を超えないようにしなければならない。[91] サージ電圧の抑制には、下記の方法が考えられる。[90]

- (1) 主回路配線の寄生インダクタンスを低減する
- (2) スwitching速度を大きくする
- (3) IGBT に保護回路を増設する

(1) は主回路の配線を短く、太くすることが必要であり、バスバーの使用も有用である。また、並列並行配線 (ラミネート配線) にすることで、インダクタンスを相殺することも効果的である。(2) のスイッチング速度はゲートドライブ回路において調節が可能である。IGBT のゲート構造はシリコン酸化膜で絶縁接合されているため、図 3-4 のように各端子間には固有の寄生静電容量が存在する。IGBT のターンオン・ターンオフはそれぞれ入力容量 ($C_{ies} = C_{CG} + C_{GE}$) の充電・放電によって行われるため、充放電時間がスイッチング速度に大きく影響する。ゲートドライブ回路 (図 3-5) は入力容量への順方向電流・逆方向電流の切り替えを行う役割があり、充放電時間は主にゲートを流れるこれら電流 (ドライブ電流) 特性に依存し、電流値の調整をゲートに直列挿入された調整抵抗 (ゲート抵抗) によって行う。よってゲート抵抗を調節することでスイッチング速度を変更することができる。(3) は主にスナ

バ回路[92]とよばれるもので、コンデンサを IGBT に並列挿入することで、サージ電圧を吸収するものである。サージ電圧は本質的には(1), (2)によって解決されるべきである。本研究においても、装置の簡素化と主回路のウルトラキャパシタが極性を持つことから副次的なリングングを懸念する点において、寄生インダクタンスの低減とスイッチング速度の調節を優先的に行った。

本研究の主回路におけるサージ電圧を推定するために、回路シミュレーションソフト PSIM[93]を用いた。図 3-6 にシミュレーションに用いた模擬回路を示す。電力発生部(赤線)はラック上に密集して実装するため、銅製バスバーを用いる。電力供給部(青線)は真空チェンバー内外を接続するため、取り回しの簡便性から同軸ケーブルを用いる。バスバーは kA 級の許容電流を考慮して、幅 $a = 30$ mm, 厚さ $b = 3$ mm とした。バスバーの寄生抵抗 $R_{B,i}$ は、銅の電気抵抗率 $\rho = 1.68 \times 10^{-8}$ n Ω m を用いて以下のように求める。

$$R_{B,i} = \rho \frac{l_i}{ab} \quad (3-2)$$

バスバーの寄生インダクタンス $L_{B,i}$ は、矩形断面を持つバスバーの解析式を用いて以下のように求める。[94][95]

$$L_{B,i} = \frac{\mu_0 l_i}{2\pi} \left\{ \ln \frac{2l_i}{a} + \frac{13}{12} - \frac{2}{3} \left[\frac{b}{a} \tan^{-1} \frac{a}{b} + \frac{a}{b} \tan^{-1} \frac{b}{a} \right] + \frac{1}{12} \left[\left(\frac{a}{b} \right)^2 - 6 + \left(\frac{b}{a} \right)^2 \right] \ln \left[1 + \left(\frac{a}{b} \right)^2 \right] + \frac{1}{6} \left[6 - \left(\frac{a}{b} \right)^2 \right] \ln \frac{a}{b} \right\} \quad (3-3)$$

これらを各バスバーの長さ l_i において図 3-7 にプロットした。実装上の配置を考慮して、各バスバーの長さが最短になる場合、

$l_1 = 0.28$ m, $l_2 = 0.25$ m, $l_3 = 0.34$ m となる。電力供給部の同軸ケーブル (RG218, Pasternack) はすでに実験的に測定された物性値[96]を用いた。負荷は実際の電極間放電を模擬するために、並列接続されたプラズマ抵抗の典型値 R_p と電極間容量 C_p を用いる。プラズマ抵抗の典型値 R_p は先行研究[68]で作動したときの実験値を用いて R_p は 80 m Ω とする。電極間容量 C_p は平行平板と仮定して、以下から求める。

$$C_p = \varepsilon_0 \frac{S}{H} \quad (3-5)$$

ここで、 S : 電極 3 本の投影面積である。このとき、 $C_p = 0.85$ pF である。これらの物性値のとき、ゲート抵抗 R_G を 4 パターン掃引して、サージ電圧 $V_{CEP} \equiv \max V_{CE}$ を見積もる。表 3-3 にシミュレーション条件と結果をまとめる。ゲート抵抗の増大とともにスイッチング速度が減少し、サージ電圧が低減している。これにより、サージ電圧は本研究で用いる IGBT の耐電圧 1700 V 以下であり、安全率 5.5 程度で作動することがわかった。

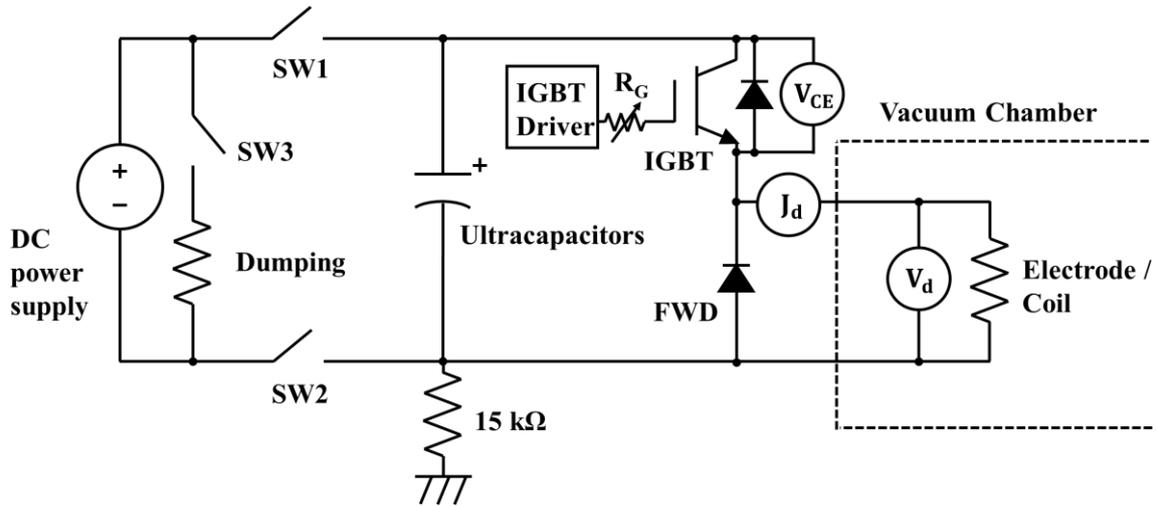


図 3-3 開発した電源装置の回路図

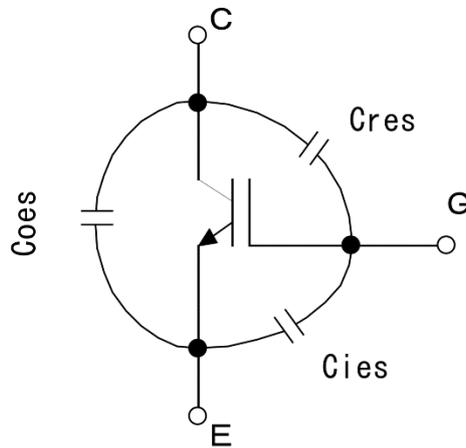


図 3-4 IGBT の寄生静電容量[90]

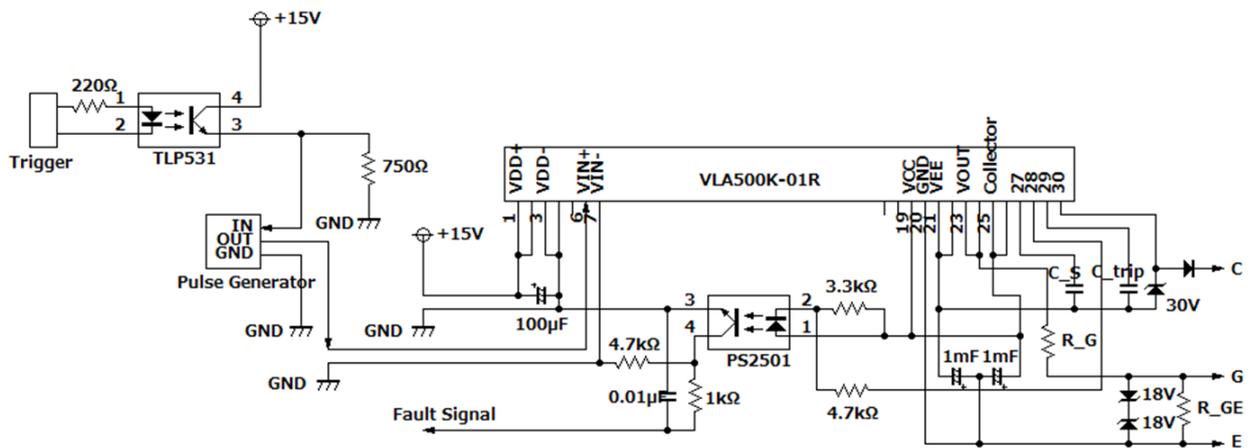


図 3-5 ゲートドライブ回路の回路図

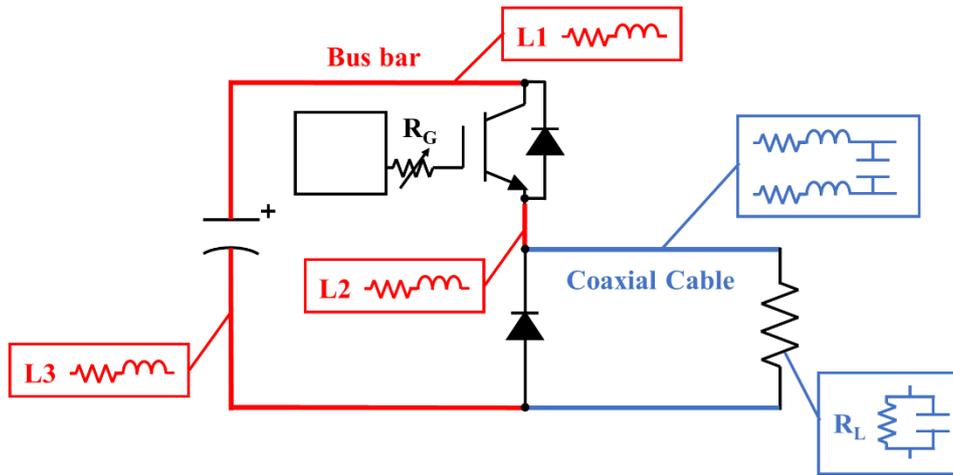


図 3-6 回路シミュレーションに用いた模擬回路

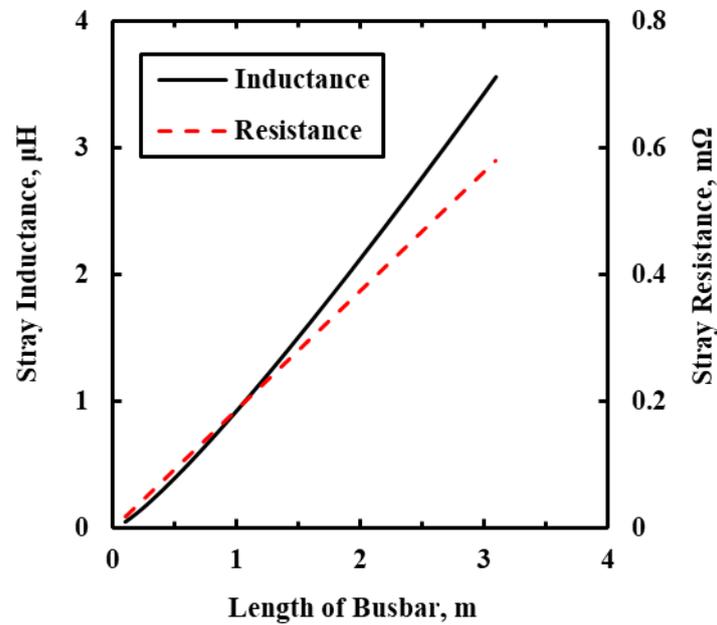


図 3-7 バスバーの物性値

表 3-3 回路シミュレーション条件とサージ電圧の結果

Part	Value
L1, 0.28 m	52 $\mu\Omega$, 187 nH
L2, 0.25 m	47 $\mu\Omega$, 164 nH
L3, 0.34 m	66 $\mu\Omega$, 251 nH
Coaxial Cable, 4 m	14.44 $\text{m}\Omega$, 1.13 μH , 387 pF
Load R_L , Electrodes	$R_p = 80 \text{ m}\Omega$, $C_p = 0.85 \text{ pF}$
R_G	110 Ω
Surge Voltage V_s	305 V

3.1.1.3 放電波形

前述の回路設計を基に図 3-8のような実装を行った。試験運転として、表 3-4のような実験条件で AF 2D-MPD を作動させた。放電電流 J_d の時間波形(図 3-9)はシミュレーション結果と比較して、立ち上がり・立ち下がり特性、電流レベルなど良い一致を示した。IGBT のコレクタ・エミッタ間電圧 V_{CE} (図 3-10)においても、ターンオフ特性、サージ電圧 V_{CEP} も誤差 2 %程度の範囲で一致した。IGBT が ON になる前の電圧が異なるが、実験では電極間をプローブで測定しているため、充電電圧の多くは電極間電圧として支えているためである。これより、シミュレーション結果の妥当性が確認でき、安全に電源の運転が行えていることがわかった。

次に典型的な PFN の放電電流波形[68]との比較を図 3-11に示す。いずれも 10 kHz のローパスフィルタを通じた波形である。これらの波形特性を評価するために、図 3-12のような 3 つの区間を定義する。放電時間 t_d において、立ち上がり区間を t_r 、立ち下がり区間を t_f 、定常区間を t_s とする。このとき PFN と本研究の電源において各区間の時間を表 3-5にまとめる。IGBT のターンオフにより、 t_f は 0.500 ms から 0.060 ms と大幅に改善した。これにより、非定常区間($t_r + t_f$)は 0.532 ms から 0.110 ms に減少し、1 ms の放電時間における定常区間(t_s/t_d)は 42 %から 89 %まで改善した。これは理想的な矩形波に近い出力が可能になったといえる。

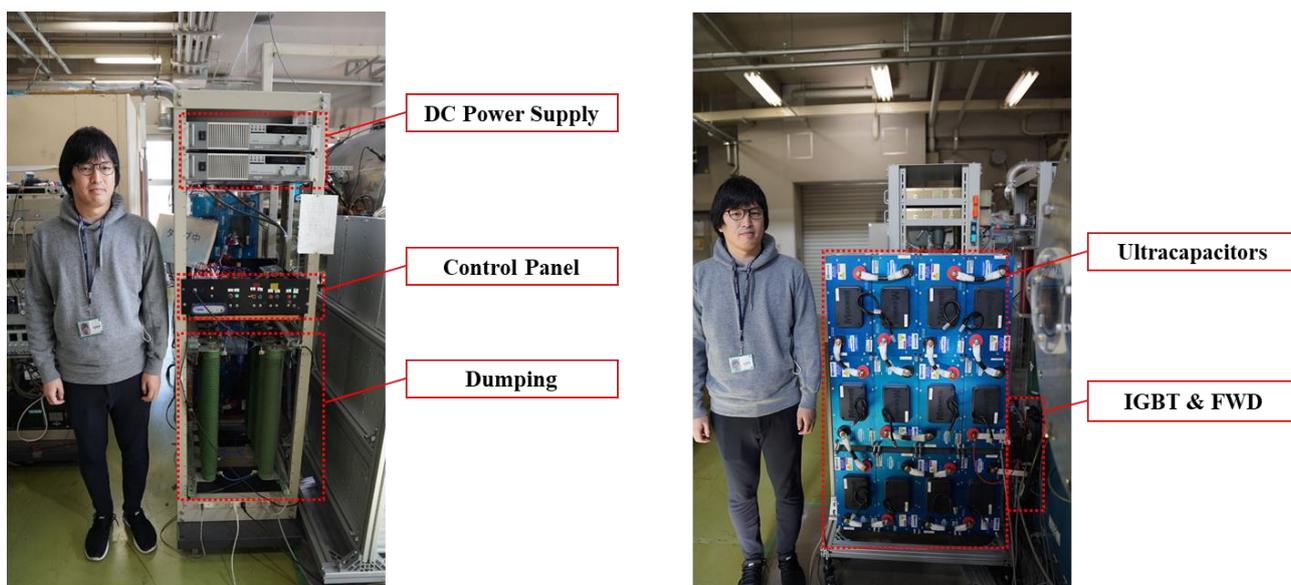


図 3-8 実装後の電源装置

表 3-4 電源装置の試験運転の実験条件

Parameters	Values
Charging Voltage, V	200
Applied-Field, mT	50
Propellant	Ar
\dot{m} , mg/s	100
t_d , ms	1.0

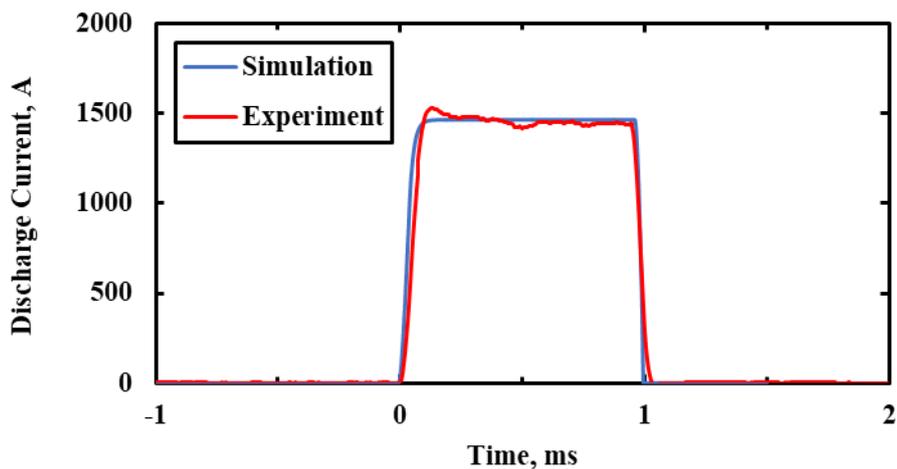


図 3-9 放電電流波形の回路シミュレーションとの比較

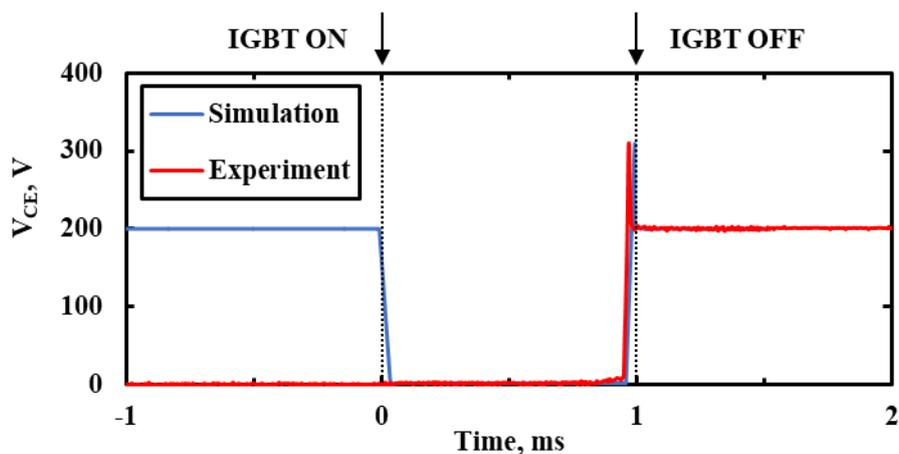


図 3-10 コレクタ・エミッタ間電圧の回路シミュレーションとの比較

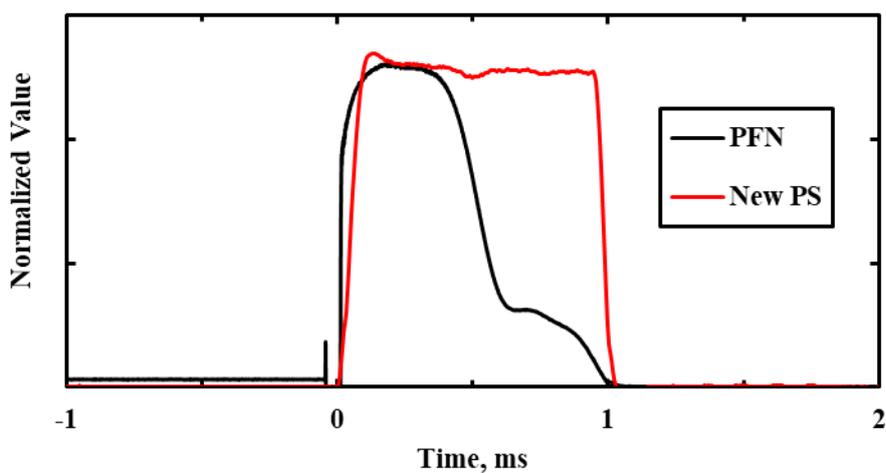


図 3-11 放電電流波形の PFN との比較

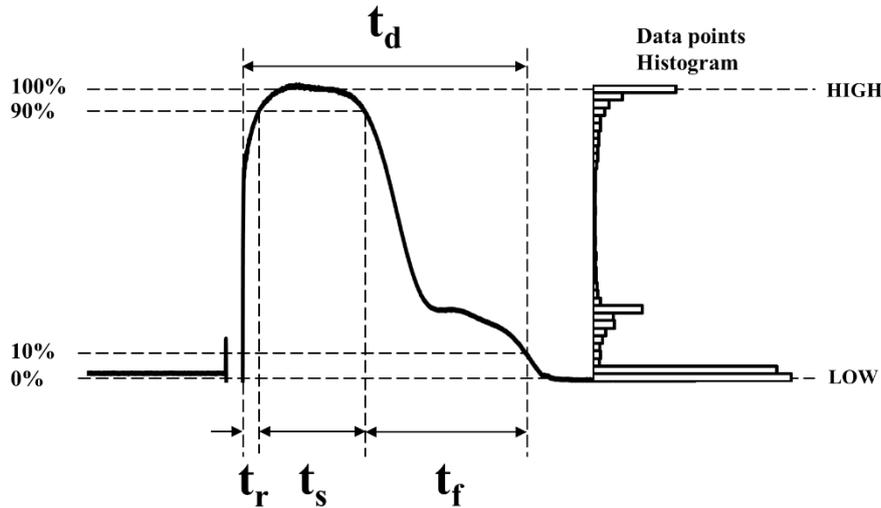


図 3-12 放電波形区間の定義

表 3-5 波形区間の比較

	PFN	New PS
t_s , ms	0.393	0.880
t_r , ms	0.032	0.050
t_f , ms	0.500	0.060
$t_r + t_f$, ms	0.532	0.110
t_s / t_d , %	42	89

3.1.2 放電時間特性

本研究で開発した電源は IGBT のターンオフタイミングを任意に設定することで、放電時間を任意に変更することができる。そこで表 3-6 のように放電時間を 0.3 ms から 5.0 ms まで掃引して、AF 2D-MPD を作動させた。各放電時間の放電波形を図 3-13 に示す。いずれも 10 kHz のローパスフィルタを通した波形である。放電時間を短くしても長くしても、矩形波を維持している。放電開始時に 1.5 kA 級のピークが発生しているのは、磁場印加による影響である。各波形に重畳する 300 Hz 程度の低周波振動は推進剤ガスの放電室内振動によるものと推察される。放電電流はいずれも 620 ± 70 A を維持している。

次にスラストスタンドの変位センサ測により、推力を測定した。以下のように、推力 F は積算推力 I (インパルス) を定常区間 t_s で除することで求めた。

$$F = \frac{I}{t_s} \quad (3-6)$$

図 3-14 に示すように、各放電時間において 3 回測定し、その平均値をプロットした。誤差の評価に関して、スラストスタンドの校正曲線における線形補間の不確定性を考慮した予測区間[69][97][98]を、プロット点のエラーバーとした。導出などは 3.3 節で詳しく述べる。推力は各放電時間で 0.32 ± 0.03 N と定常とみなせる結果を示した。

表 3-6 放電時間特性取得の実験条件

Parameters	Values
Charging Voltage, V	200
Applied-Field, mT	400
Propellant	Ar
\dot{m} , mg/s	100
t_d , ms	0.3 / 0.5 / 1.0 / 1.5 / 2.0 / 2.5 / 3.0 / 3.5 / 4.0 / 4.5 / 5.0

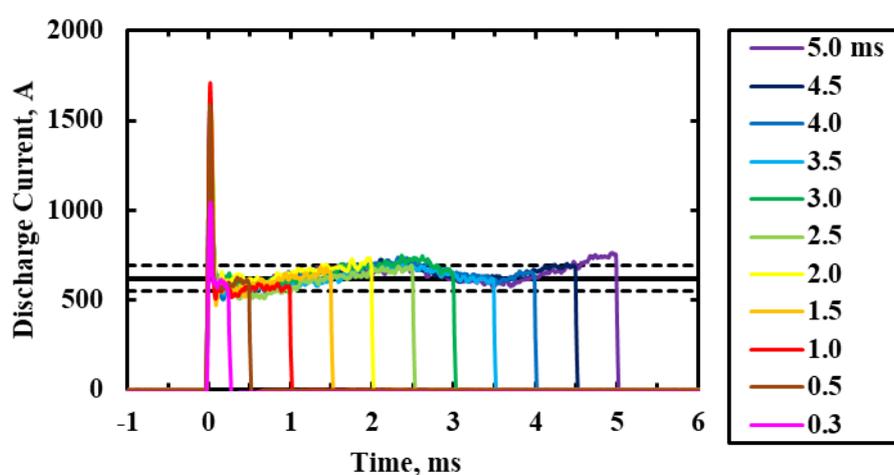


図 3-13 各放電時間の放電波形

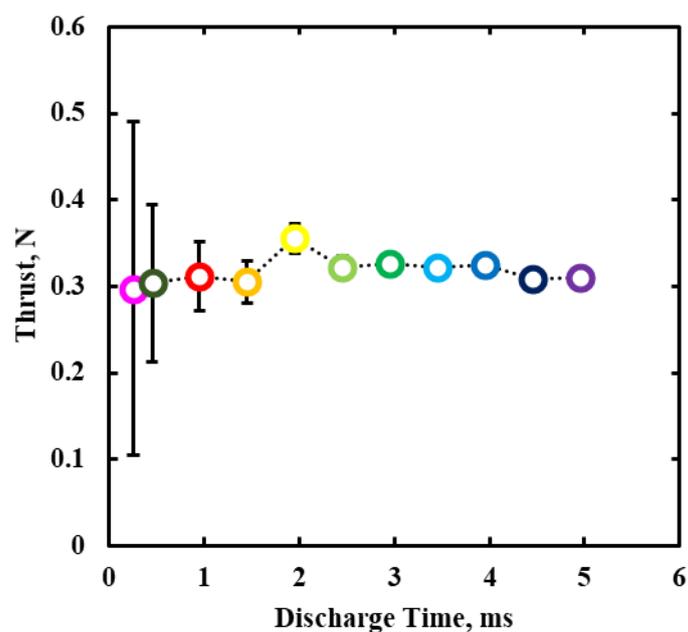


図 3-14 推力の放電時間特性

3.2 推力波形測定

3.2.1 測定方法

推力波形の取得のために、スラスタの加速度を測定する。測定の原理として、以下(式 3-7)のような運動方程式において、スラスタの推力変動 $F(t)$ はスラスタ重量 m とスラスタの加速度変動 $a(t)$ の積で表すことができる。

$$F(t) = m \cdot a(t) \quad (3-7)$$

スラスタ重量は推力に直結するが、電力供給ケーブルなどインターフェイスを含めた重量を正確に測定することが困難である。そこで加速度計の校正を行うことで推力の換算を行う。加速度測定では、典型的な変位測定では捉えることができない数百 Hz から数 kHz の挙動を測定することが可能である。しかし同時に、高周波振動や電磁ノイズの影響も大きく受けてしまうため、セットアップにおいてノイズ除去に配慮することが重要である。

3.2.1.1 加速度計のセットアップ

本研究で用いる加速度計(ADXL203CE, Analog Devices)の仕様を表 3-7に示す。

表 3-7 加速度計の仕様

Size	5×5×2 mm
Resolution	1 mG
Sensitivity	1 V/G
Bandwidth	2 kHz

加速度計の測定回路(図 3-15)において赤枠の部分を図 3-16のようにチップ状に回路実装した。この加速度計を図 3-17のように放電ヘッド上部の構造体の凹みに配置する。加速度計の固定には板状の治具をあてがい、ネジ締めにより上から押さえつけることで強固に固定している。加速度計の固定具合とスラスタ構造の共振周波数と確認するために、振動装置による周波数取得試験を行った。振動装置側のピックアップ(2222C, 昭和測器)を図 3-18のような配置で、瞬間接着剤により固着した。振動装置によるランダム振動により、加速度計と各ピックアップにおける周波数特性を取得した。まず、加速度計と直近に取り付けたピックアップとの比較(図 3-19)をみると、加速度計とピックアップでいずれも 200 Hz 付近に共振点を持つ周波数特性を示した。これより、加速度計の取り付けは十分に強固に固定されており、測定に影響がないことがわかる。次に、コイルを外して放電ヘッドのみの場合(図 3-20)を比較すると、コイルを外すと、構体の共振点は 400 Hz 程度まで向上する。今回は測定精度を重視するため、加速度測定は放電ヘッドのみで行う。つまり、自己誘起磁場型としてスラスタを作動する。セットアップに際して以下のノイズに留意した。

- (1) 放電による電磁ノイズ
- (2) 通電によるケーブル振動

(1)は高周波・低周波ノイズに大別される。電磁ノイズは材質によって遮蔽できる周波数域が異なる。[99] 本研究では高周波ノイズに対しては、加速度計の入力・出力ラインすべてをアルミ膜で覆った。低周波ノイズに対しては、厚み 1 mm の鉄製の板を構造体の凹みの底に敷いて放電部と加速度計間を遮蔽する磁気シールドを設けた。

(2)は kA 級の大電流がケーブルに通電する際に、ケーブル同士に斥力が生じて、この脈動的な振動が加速度として重畳される。この対策として、従来用いていた可撓性のある平編同軸ケーブルを廃して、硬い同軸ケーブル (RG218, Pasternack) をスラスト後部まで延長して接続した。また、推力方向に寄与する振動を軽減するために、同軸ケーブルを推力方向に対して垂直に接続した。

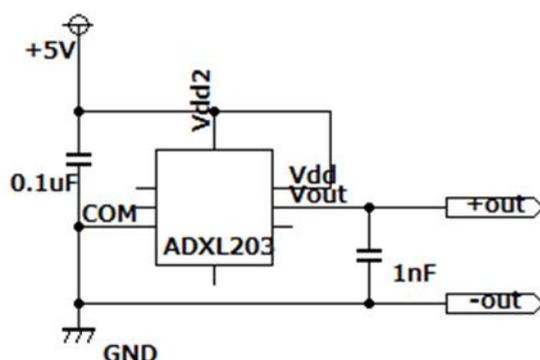


図 3-15 加速度計の測定回路

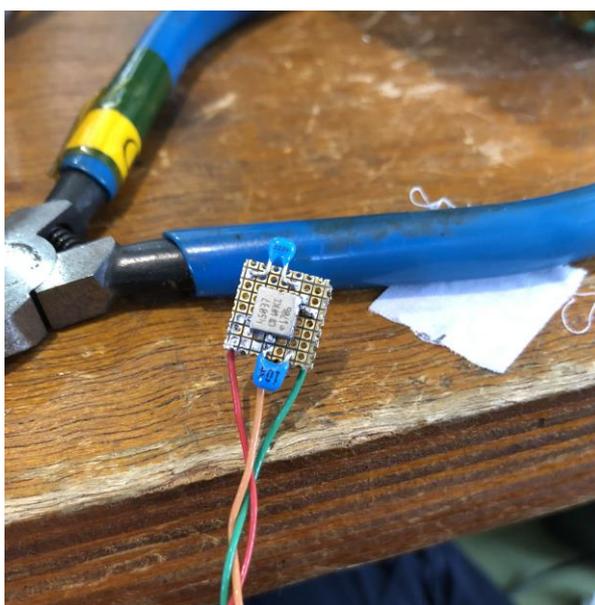


図 3-16 加速度計の実装

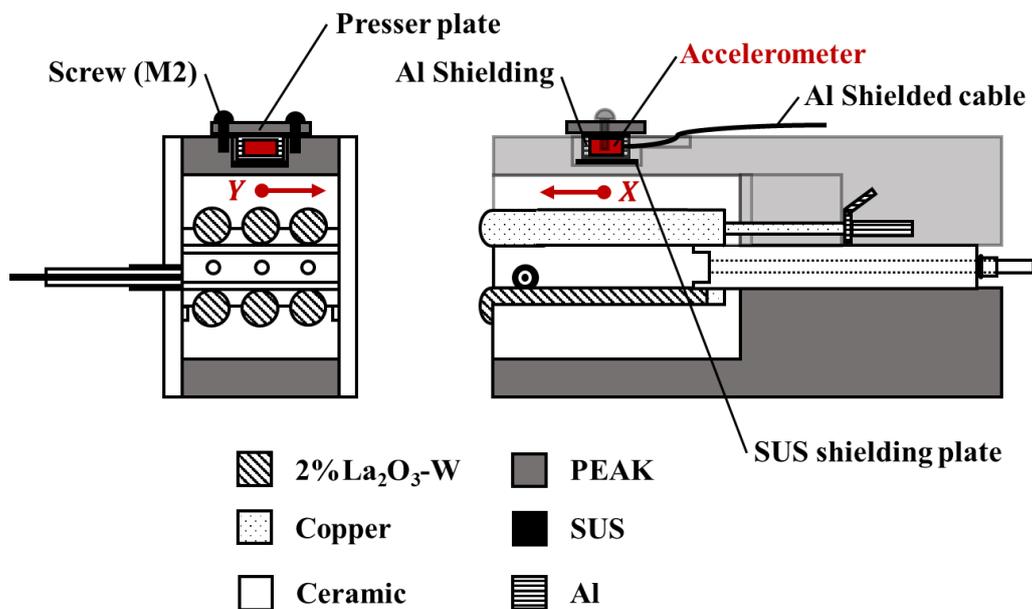


図 3-17 加速度計のセットアップ

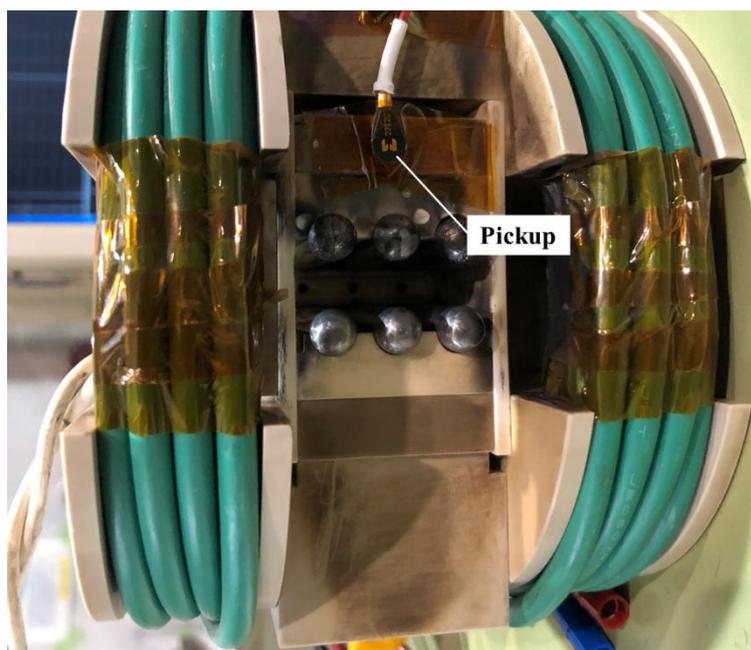


図 3-18 ピックアップのセットアップ

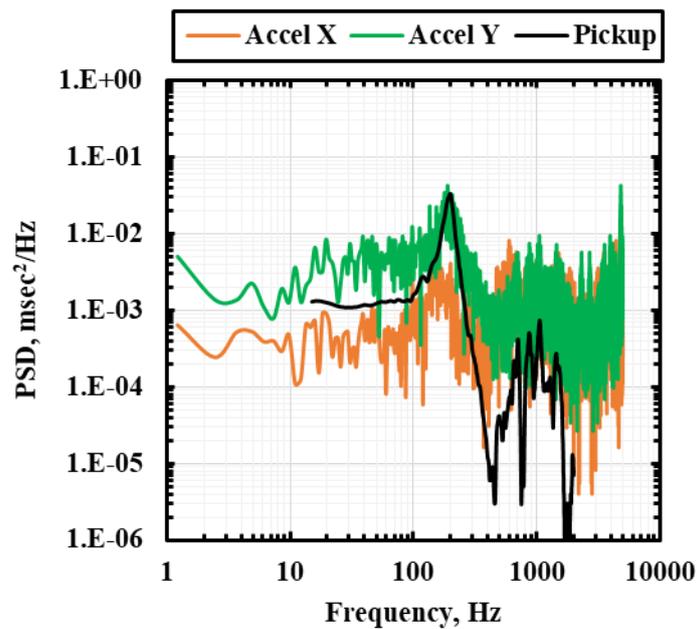


図 3-19 加速度計とピックアップの周波数特性(スラストヘッド+コイル)

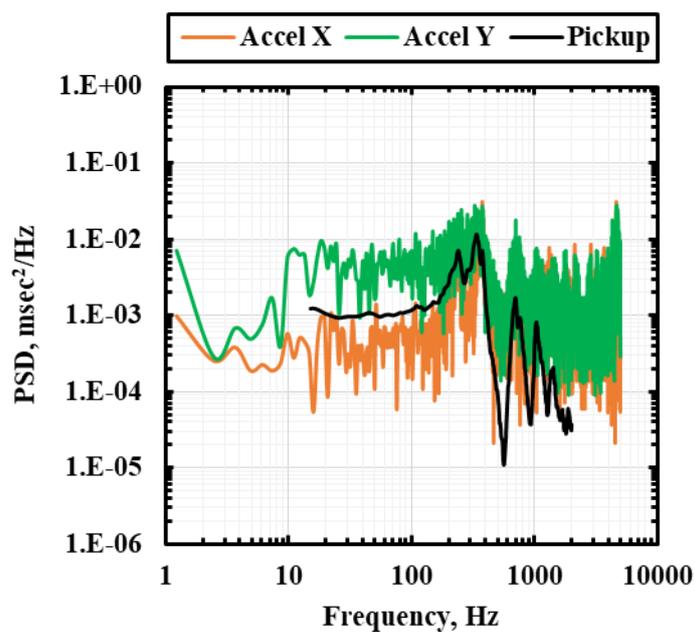


図 3-20 加速度計とピックアップの周波数特性(スラストヘッドのみ)

3.2.1.2 加速度計の校正

取得した加速度を推力に変換するために、加速度計の校正を行う。加速度測定におけるスラストのセットアップを図 3-21 に示す。図 3-22 のように校正にはスタストスタンドと同様にインパクトハンマーを用いる。インパクトハンマー打撃時のロードセル入力と加速度計の出力の時間波形を図 3-23 に示す。ロードセルで検知した荷重に追従するように、X 軸(推力方向)の加速度波形が取得できている。加速度測定の妥当性を確認するために、従来方法である変位センサ測を同時に行った。校正時においてもインパクトハンマーにより変位センサの校正を同時に行った。図 3-24 に校正結果の一例を示す。ロードセルと加速度計に関しては、図 3-23 のような波形を時間積分することで、既知インパルスと積算加速度 ($m/s^2 \cdot ms$) を算出している。加速度は X 軸に加えて Y 軸(横揺れ方向)も同様にプロットする。変位センサに関しては、スラストスタンドの校正時と同様に変位振動の振幅をプロットする。積算加速度と変位はいずれも既知インパルスに対して線形である。Y 軸の積算加速度も存在するが、(X, Y) のベクトル合成したプロット ($\sqrt{X^2 + Y^2}$) は X 軸のプロットと大差ないため、加速度測定において横揺れの影響は無視できるものとする。

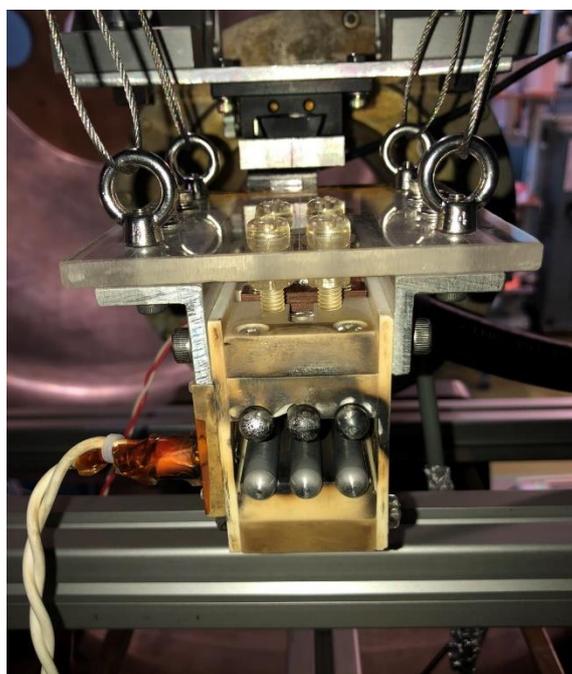


図 3-21 加速度測定のスラストのセットアップ

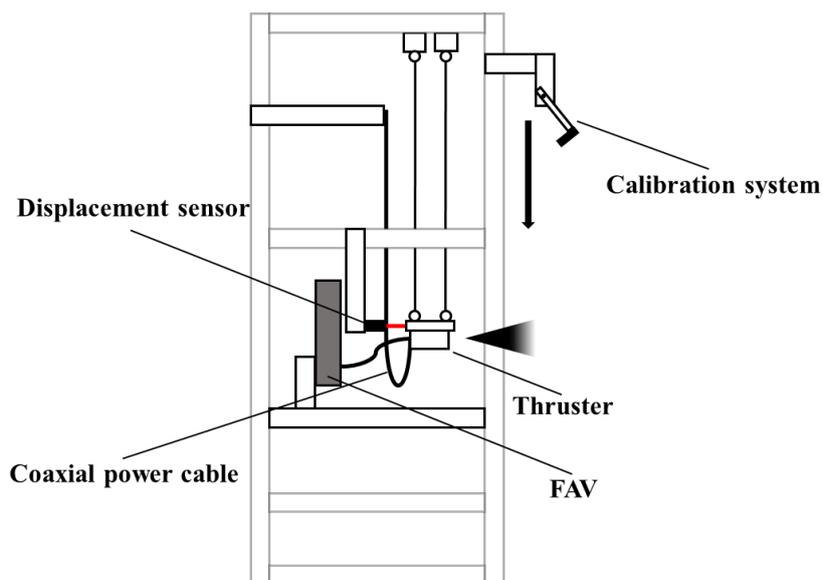


図 3-22 加速度測定のスラスタのセットアップの概要

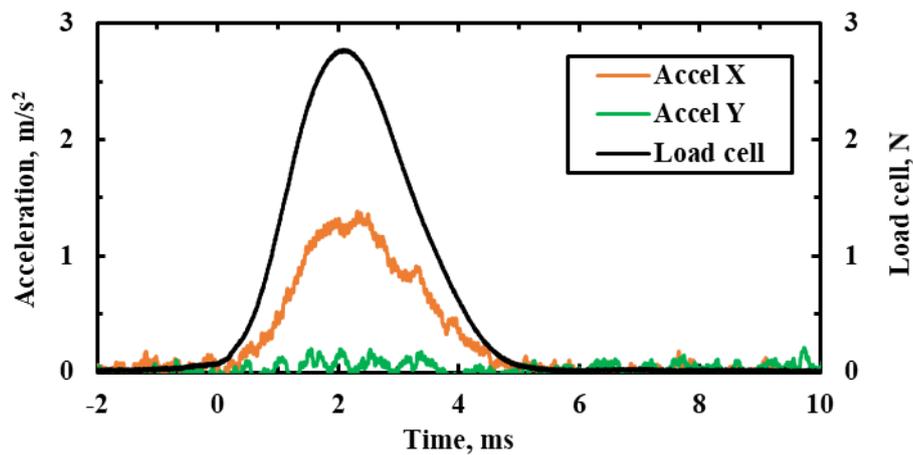


図 3-23 インパクトハンマー打撃時のロードセル入力と加速度計の出力の波形

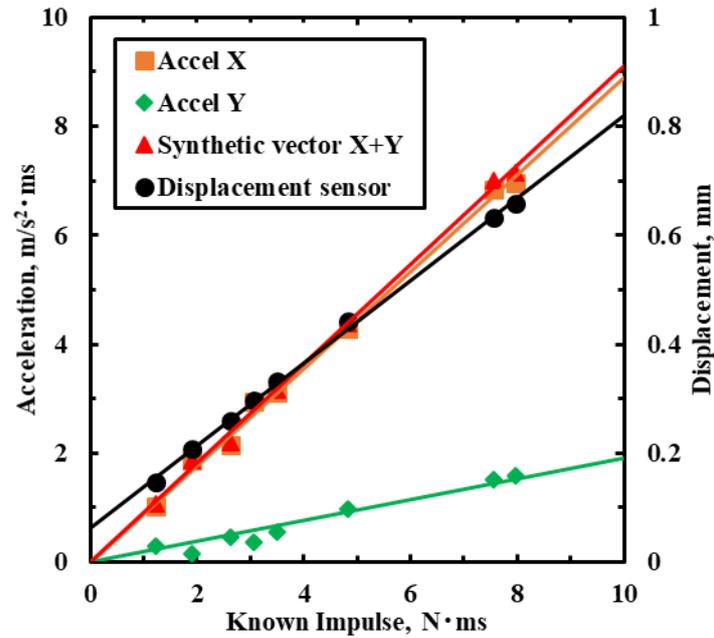


図 3-24 加速度計と変位センサの校正結果の一例

3.2.1.3 推力波形測定の実験条件

スラスタの放電に先立って、ケーブル振動によるノイズを測定する。ケーブルの影響のみを取得するには、放電を伴わない大電流の通電が必要である。そのため、図 2-39 のようなショート用電極対を用いる。これはすべての陽極・陰極の先端に銅板を接続したもので、電極間がショートした状態になる。電極を接続する銅板は 40.8 g とスラスタ重量 1.2 kg に対して 3.4 % 程度と軽く校正等に影響は小さいと考えるが、構造の変化に伴う周波数特性の変化に関する調査は実施していない。ショート時の電流波形(図 3-25)はスラスタ放電時と同じになるように充電電圧を設定する。スラスタの放電による推力波形には、表 3-8 の実験条件によって行う。前述の通り、加速度測定においてのみ、共振点の関係上コイルを外しているため、自己誘起磁場型としての作動となる。推進剤種はアルゴン(Ar)、キセノン(Xe)、水素(H₂)の3種類を用いて、コールドガス推力の波形も強調するために、通常より大きい推進剤流量で作動する。

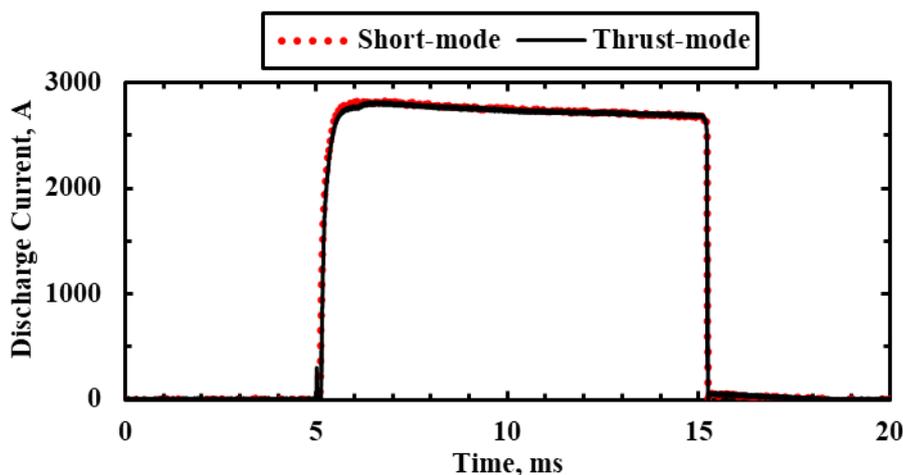


図 3-25 ショートモードの放電波形

表 3-8 推力波形測定の実験条件

Parameters	Values
Charging Voltage, V	230
Applied-Field, mT	0 (SF-MPD, w/o coil)
Propellant	Ar / Xe / H ₂
\dot{m} , mg/s	950 (Ar, Xe) / 300 (H ₂)
t_d , ms	1.0 / 5.0 / 10.0

3.2.2 推力波形測定の実験結果

図 3-26 に各推進剤種、各放電時間における測定結果(ラインの色分けは表 3-9 を参照)をまとめる。加速度はいずれも前述の校正により推力に変換されたものである。特にスラスト放電時の推力は 1kHz のローパスフィルタを通したのも合わせて表示している。放電時に Y 軸加速度には特徴的な波形は見られなかった。いずれも実験条件も放電波形に伴って推力が発生していることがわかる。またコールドガス推力も緩やかな波形として見えており、放電時の推力にも重畳されている。ケーブル振動の影響は放電開始と放電終了時に顕著にみえている。特に放電終了後で放電による推力とケーブル振動の一致具合から、ケーブル振動測定時から推力測定までの取り付け誤差を判断することができる。本実験ではおおよそ一致していると判断したが、改善によりさらなるノイズ除去効果が期待される。各推力にみられる 1 kHz 程度の振動は放電ヘッドの固有振動、または加速度計の測定限界によるものと考えられる。そのため、1 ms の放電時間では定常的に推力が発生している様子を判別するのは難しい。そこで以下(式 3-8)のように、スラスト放電時の推力 $F_{dis}(t)$ からコールドガス推力 $F_{gas}(t)$ とケーブル振動 $F_{cab}(t)$ を差し引いた波形を図 3-27 に示す。これは正味の推力 $F_{net}(t)$ を表している。

$$F_{net}(t) = F_{dis}(t) - [F_{gas}(t) + F_{cab}(t)] \quad (3-8)$$

放電ヘッドの固有振動の影響が少し緩和されて、各放電時間で正味の推力が定常的である様子がみえる。推進剤が水素の場合のみ放電開始に対して、推力の発生が比較的緩やかである。この遅延は水素プラズマ流が低電離度であるため[30][100]、空力的加速が大きいためであると推察される。

図 3-28 にコールドガス推力における変位測定と加速度測定と比較を示す。加速度測定のプロットは各推進剤においてパルス幅で時間積分したインパルス値をプロットしている。2 つの測定方法による誤差は最大 20% 程度となった。図 3-29 に測定方法ごとに各放電時間での正味の推力を示す。加速度測定のプロットは図 3-28 と同じく推力波形を時間積分したインパルス値である。変位測定では校正誤差やコールドガス推力の測定誤差が各推進剤における y 切片に寄与するため、放電時間が短くなると、誤差として重畳されることがわかる。一方で、加速度測定は各推進剤で y 切片がほとんど存在していない。以上より、準定常作動における推力測定方法として、加速度測定について以下のようなことが言える。

- (1) 推力の時間履歴が観測できるため、定常性を議論することが容易である。
- (2) 電磁氣的・振動的なノイズが発生し、前者はシールドや配線方法により軽減が可能であり、後者は加速度計の性能やスラスタの構造強度が大きく関係するため、取り除くことは困難である。
- (3) 変位測定に比べて、校正誤差や測定誤差が重畳されにくいいため、短い放電時間でも誤差が小さく、定常性を保証できる可能性がある。

表 3-9 推力波形のライン色分け

Item	Line
Raw thrust data	—
Thrust data by 1kHz LPF, $F_{dis}(t)$	—
Coldgas, $F_{gas}(t)$	—
Cable oscillation, $F_{cab}(t)$	—
Discharge Current	—
Net thrust, $F_{net}(t)$	—

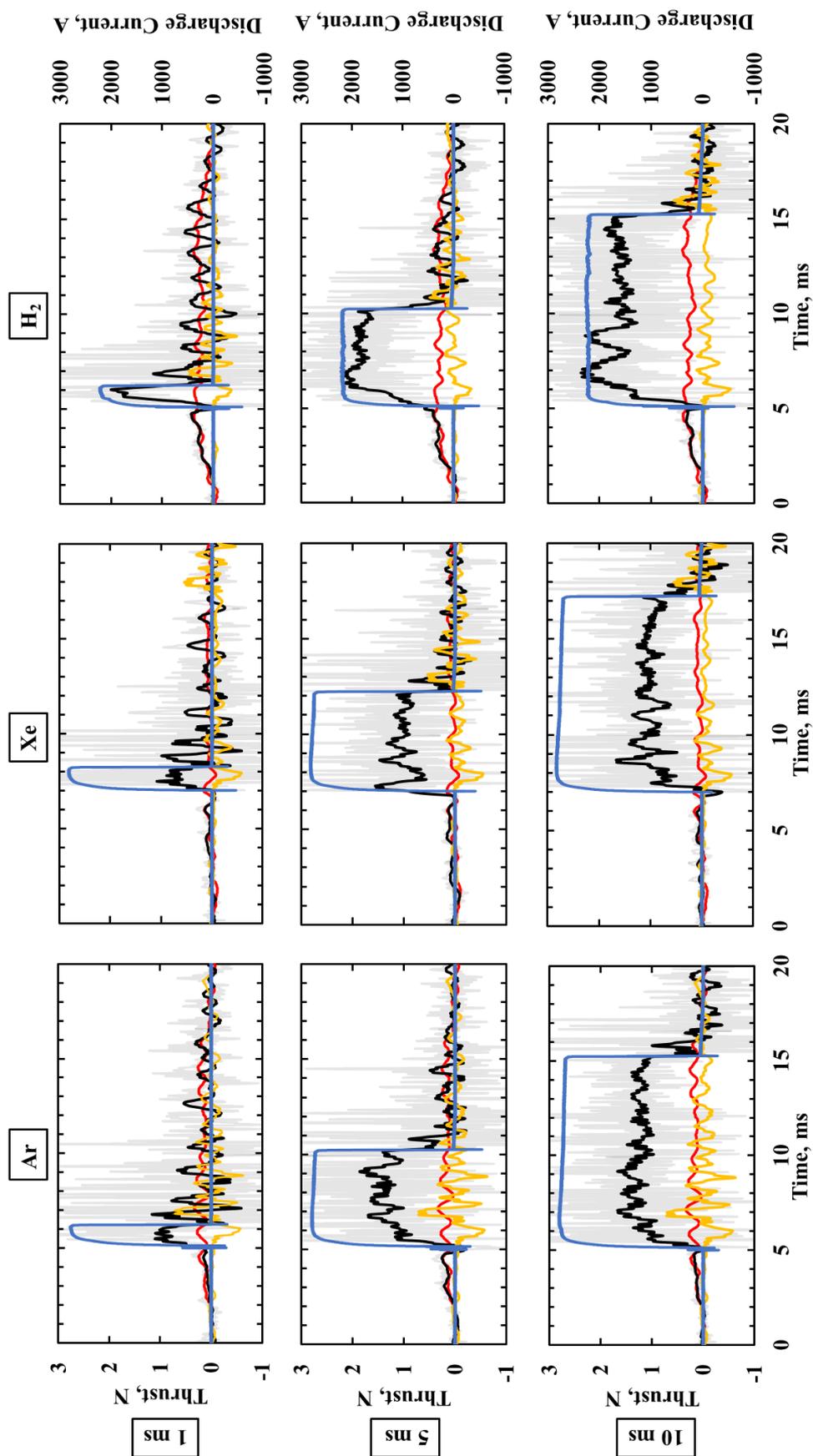


図 3-26 各推進剤種, 各放電時間における推力波形測定結果

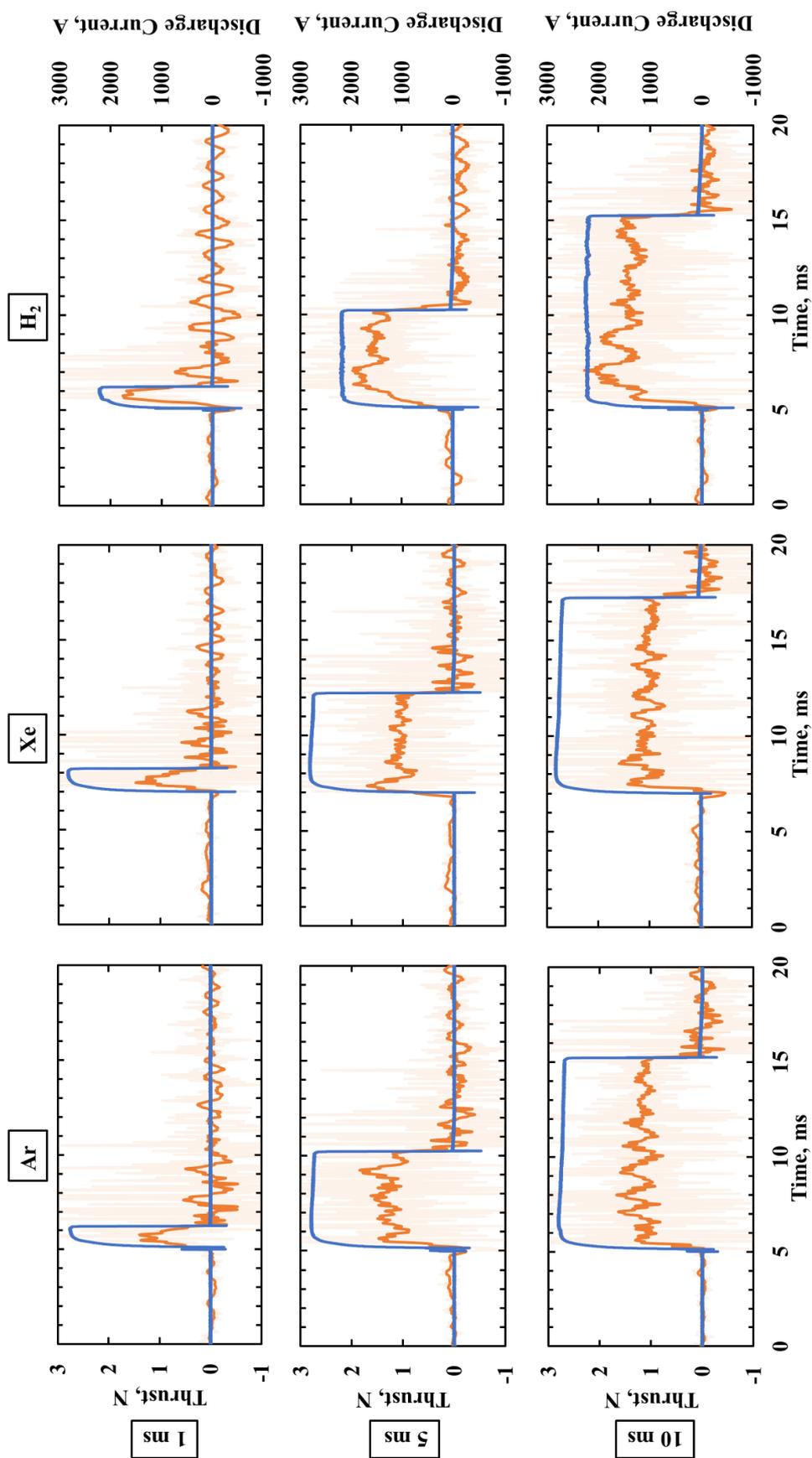


図 3-27 正味の推力波形

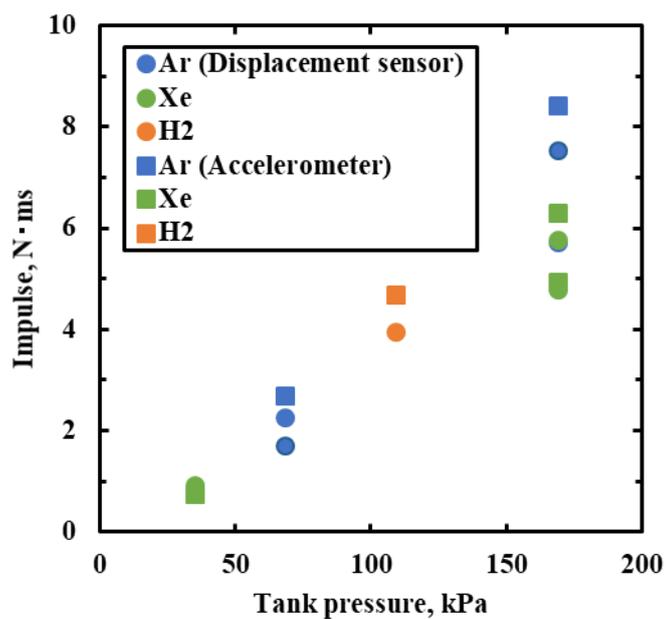


図 3-28 コールドガス推力の測定方法の比較

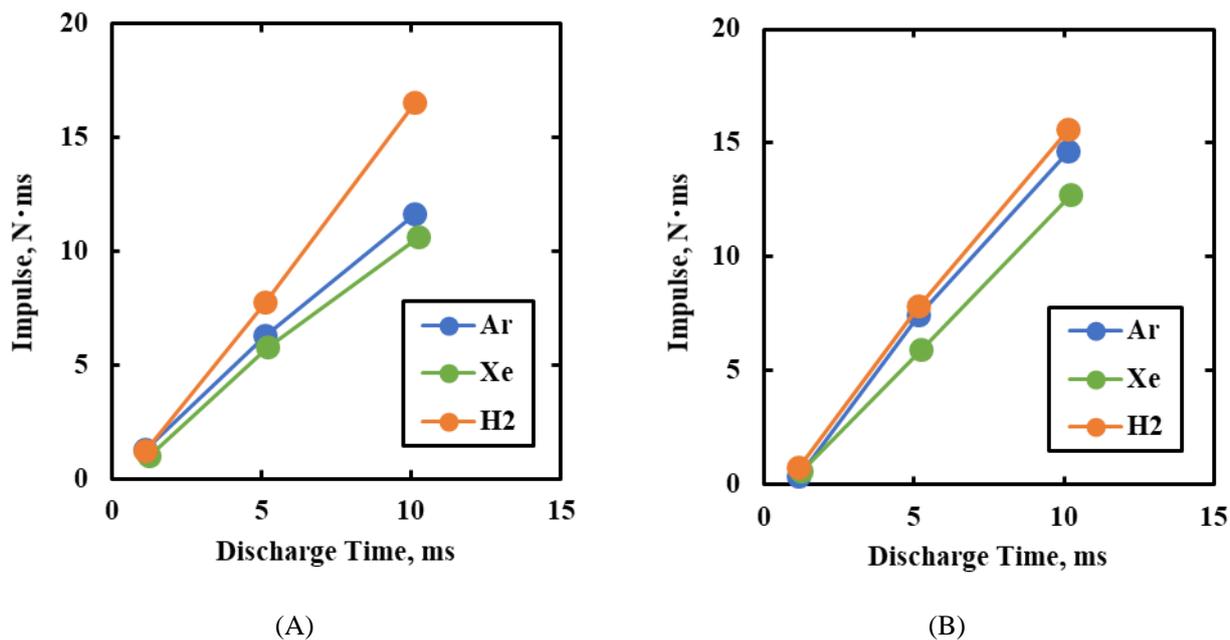


図 3-29 正味の推力の測定方法の比較((A): 加速度計, (B): 変位センサ)

3.3 準定常作動の評価

本節では各放電時間における推力の誤差を用いて、準定常作動の定常性について定量的な記述方法を提案する。まずスラストスタンドの校正の不確定誤差を評価するために、校正曲線が以下(式 3-9)のように表せるとする。

$$y = ax + b \quad (3-9)$$

ここで、 y : 校正におけるスラストスタンドの振動振幅、 x : 校正における既知インパルスである。このとき、線形近似の残差の標準偏差 S_x は以下(式 3-10)のように表せる。

$$S_x = \sqrt{\frac{\sum_N (y_i - \hat{y}_i)^2}{N - 2}} \quad (3-10)$$

ここで、 $i = 1, 2, \dots, N$: 校正における測定回数、 y_i : 校正における測定された振動振幅、 \hat{y}_i : 校正における校正曲線上の振動振幅である。これを用いて推力測定の不確定誤差 S_{F_t} は以下(式 3-11)のように記述できる。

$$S_{F_t} = \frac{S_x}{a} \sqrt{\frac{1}{N} + \frac{1}{n} + \frac{(\bar{x}_t - \bar{y})^2}{a^2 \sum_N (x_i - \bar{x})^2}} \quad (3-11)$$

ここで、 n : 推力測定における測定回数、 \bar{x}_t : 推力測定における振動振幅の平均、 \bar{y} : 校正における校正曲線上の振動振幅の平均、 x_t : 校正における測定された既知インパルス、 \bar{x} : 推力測定における校正曲線を用いて校正した積算推力、 x_i : 校正における測定された既知インパルスである。この不確定誤差 S_{F_t} を予測区間として扱う。つまり、以下のように放電時間を変えた際の平均推力 \bar{F}_t に対して予測区間がどの程度許容できるかを以下(式 3-12)のように誤差率 ε で記述することで、準定常作動の定常性を評価できると考える。

$$\varepsilon = \frac{S_{F_t}}{\bar{F}_t} \quad (3-12)$$

図 3-14 の平均推力 0.32 N における誤差率 ε は図 3-30 のように 1 ms 以下で 10% を超える。本実験系においては放電時間 1.5 ms 以上では実験系由来で生ずる誤差 10% 以下である領域を準定常作動領域とする。

また、放電時間の上限に関しては以下の 2 点が懸念される。

- (1) ガスパルス幅以上の放電時間では設定流量の推進剤を消費できている保証がない。また、本実験で用いた電源では、ガス欠乏に対して顕著に電流波形が崩れるため、定常性の評価ができない。
- (2) 10 ms を超えるような作動では、IGBT を始めとする回路素子の熱破壊に備えて、熱設計によるヒートシンク設置などの実装が要求されるため、安全な作動を保証できない。

よって、本実験系における放電時間の上限は 5 ms とする。

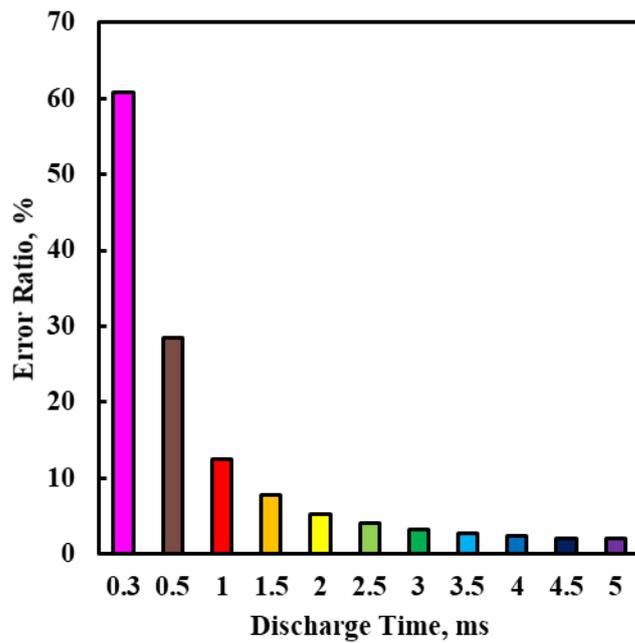


図 3-30 各放電時間における推力の誤差率

第4章 作動特性探索

第1章で準定常作動の利点として、ms オーダーの短時間作動であるため、パラメータ実験が簡易かつ広域に行えることを挙げた。本研究では、開発した電源装置のデモンストレーションとして、以下の2点をパラメータに探索を実施し、広域なデータを収集することで、実験方法としての準定常作動の有用性を改めて示す。

(1) 外部磁場強度

外部磁場印加には永久磁石やコイルを用いるが、大電力を許容する比較的大きなサイズの放電室内に空間磁場を印加するには永久磁石が多く必要であること、また温度上昇により減磁の懸念があることから、近年はコイルによる磁場印加が一般的である。近年の AF-MPD 研究では、400 mT 級の強磁場印加により高性能が報告されていることから、さらなる強磁場への興味が予想される。実際に超伝導コイルを用いた 1200 mT 級の試験が将来予定されている。[61] しかし、定常作動ではコイルへの冷却が避けられず、また外部磁場強度に比例してさらなる大電力の継続的な投入が必要である。本研究では、これに相補的な領域である 800mT までの外部磁場印加を準定常作動にて行う。

(2) 推進剤種

MPD ではこれまで多種の推進剤が使用されてきた。[101][102] 中でも水素は高効率で報告されている一方で、着火性や放電持続性が不安定であり、数密度が高いため背圧への影響が大きい。本研究では、短時間ながら定常性が確保されており、かつ背圧への影響は小さいため、水素による準定常作動を行う。またキセノンは既に他の電気推進で宇宙利用の実績が複数存在するが、高価であるため、流量の比較的大きい MPD では試験コストの削減が課題である。そのため、キセノン消費量が小さい準定常作動にて性能取得を行う。

さらに第1章で述べたように近年の AF-MPD 研究では、同軸型の放電室における複雑な加速過程が注目されている。本研究では電磁加速においてローレンツ力が支配的であり、加速機構と外部磁場との関連が比較的容易な矩形型の放電室を使用しており、放電室長さを変更した場合の放電電圧や推力の挙動から放電室長さとの外部磁場との関連について言及する。

4.1 外部磁場変更

4.1.1 実験条件

コイルによる外部磁場を 100 mT から 800 mT まで増大させて、電気的特性と推進性能を取得した。表 4-1 に外部磁場変更における実験条件を示す。各外部磁場において 2 パターンの流量で充電電圧を上げながら放電試験を行った。本実験において以降の図に示す各条件のプロット点のシンボルを表 4-2 にまとめる。

表 4-1 外部磁場変更の実験条件

Parts	Parameters	Values
Discharge	Charging Voltage, V	100 / 120 / 150 / 180 / 200 / 230 / 250 / 300
	t_d , ms	2.0
Coil	Coil Type	Helmholtz
	Applied Field, mT	100 / 200 / 400 / 600 / 800
Gas Feeding	Propellant	Ar
	\dot{m} , mg/s	50 / 100
	V_{adj} , - (Delay, ms)	3.0 (-3.5)

表 4-2 外部磁場変更のプロット点

	50 mg/s	100 mg/s
$B_A=100$ mT	○	△
200	○	△
400	○	△
600	○	△
800	○	△

4.1.2 実験結果

はじめに放電電流・放電電圧波形の一例を図 4-1 に示す。いずれも 10 kHz のローパスフィルタを通してている。第 3 章でも述べたとおり、外部磁場を印加した場合に放電開始時にピークが生じている。その後は設定された時間まで平坦な放電が維持されている。以降のプロットには放電電流 J_d と放電電圧 V_d には波形の平坦領域 t_s の平均値を用いる。電気的特性として放電電流に対して放電電圧のプロットを図 4-2 に示す。同条件において放電電圧は線形にプロットされる。同じ外部磁場では流量が増大すると、放電電流が増大し、放電電圧が減少するため、その傾きが増大する。これはまた同じ流量では外部磁場が増大すると、放電電流が減少し、放電電圧が増大する。600 mT 以上の外部磁場では充電電圧が 250 V 以上のみで放電が安定した。次に放電電流に対して推力のプロットを図 4-3 に示す。同じ外部磁場では推力は線形にプロットされる。また流量が増大すると、放電電流の増

大に伴って、大きな推力が得られる。図 4-4からもわかるように、外部磁場を増大させることで推力の傾きは単調に増大しており、本実験では上限はみられなかった。

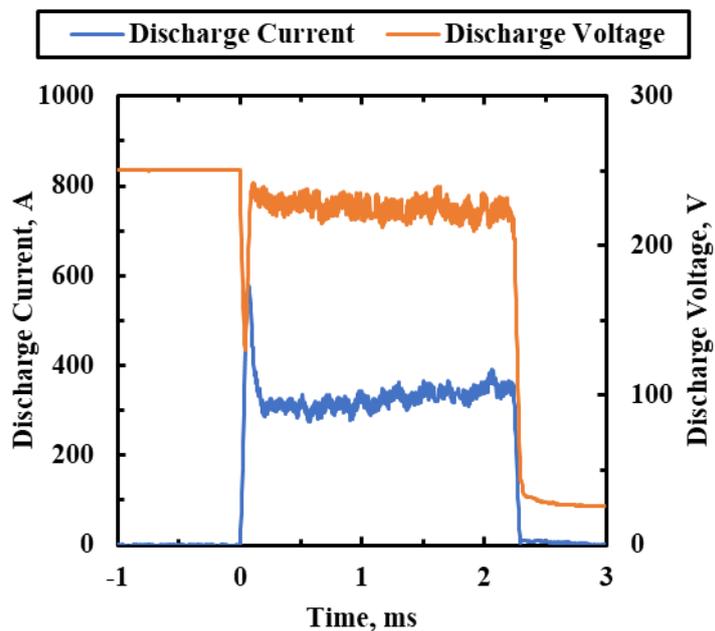


図 4-1 放電電流・放電電圧波形の一例 (250V 充電, 400mT, 100mg/s)

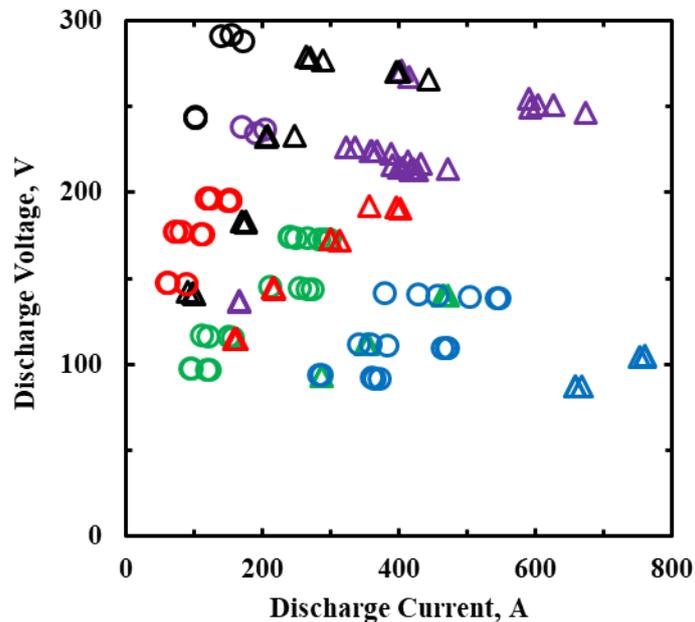


図 4-2 外部磁場変更の放電電流-放電電圧

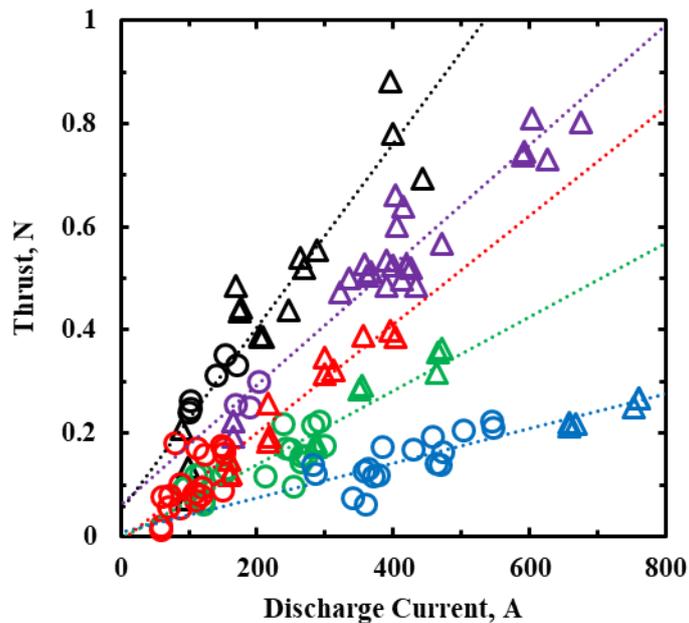


図 4-3 外部磁場変更の放電電流-推力

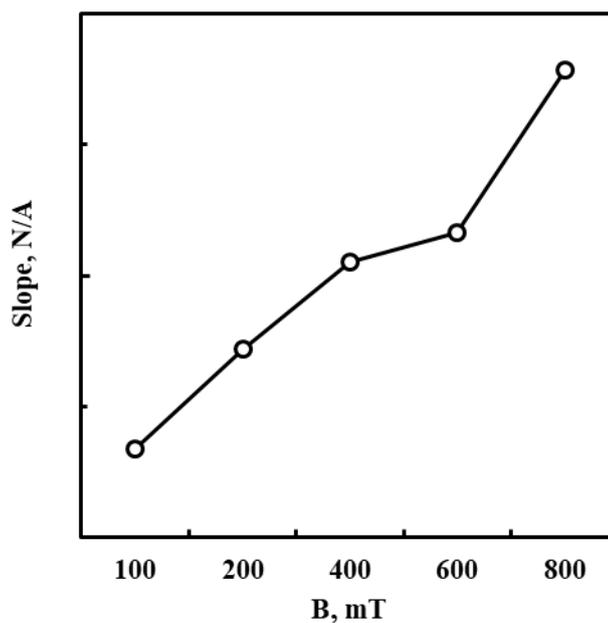


図 4-4 外部磁場変更の電流-推力特性における傾き

4.1.3 考察

本節では推力の性質を確認するために、理論電磁推力との比較を行う。理論電磁推力 F_{th} は矩形型放電室の場合は以下(式 4-1)のようなローレンツ力のみで定義できる。

$$F_{th} = (B_A + B_S)J_d H \quad (4-1)$$

ここで、 B_A :外部磁場強度、 B_S :自己誘起磁場強度である。矩形型の放電室において、自己誘起磁場は以下(式 4-2)のように算出される。[32]

$$B_S = \frac{\mu_0 J_d}{2W} \quad (4-2)$$

ここで、 μ_0 :真空中の透磁率、 W :放電室幅の 34 mm である。矩本実験で扱う 1000 A 近くの放電電流では自己誘起磁場は 15 mT 程度発生するため、特に 100 mT 程度の弱い外部磁場の 800 A 程度の大電流領域において、10 % 程度の誤差要因となる。そのため、本研究では理論電磁推力に自己誘起磁場によるローレンツ力を含んでいる。この理論電磁推力に対する推力は、[図 4-5](#)のように一本の線上にプロットされる。これは放電電流と外部磁場のいずれに対しても推力が線形に増大することをから、電磁加速が支配的な領域で作動していることを示唆している。本実験で実測された推力は、理論電磁推力の 25 % 程度であった。次に以下(式 4-3、式 4-4)により、比推力 I_{sp} と推進効率 η を算出した。

$$I_{sp} = \frac{F}{\dot{m}g} \quad (4-3)$$

$$\eta = \frac{1/2\dot{m}u_{ex}^2}{P} = \frac{F^2}{2\dot{m}P} \quad (4-4)$$

ここで、 u_{ex} :排気速度である。投入電力は以下(式 4-5)のように算出している。

$$P = \int_{t_s} J_d(t)V_d(t)dt \quad (4-5)$$

[図 4-6](#)に比推力に対して推進効率をプロットした。比推力と推進効率は以下(式 4-6)のように関連付けることができる。

$$\eta = \frac{g}{2} \cdot \frac{F}{P} \quad (4-6)$$

これより、[図 4-6](#)のようなプロットでは、その傾きは推力電力比 F/P を表す。外部磁場が 600mT 以上で顕著に比推力、推進効率が向上している。これは比較的大きな充電電圧で作動したことに起因する。同じ比推力領域では外部磁場が強いほうが推進効率は高いため、推力電力比も大きい。ここで推進効率を以下(式 4-7)のように分解する。

$$\eta = \frac{1/2\dot{m}u_{ex}^2}{P} = \frac{F}{J_d B H} \cdot \frac{\bar{u} B H}{V_d} = \frac{F}{F_{th}} \cdot \frac{V_{emf}}{V_d} \quad (4-7)$$

B は自己誘起磁場 B_S と外部磁場 B_A を含んでいる。排気速度 u_{ex} は線形に増大すると仮定して、その代表速度 $\bar{u} = 1/2 u_{ex}$ としている。最右辺第一項は矩形型の放電室における理論電磁推力に対する推力の割合を表しており、第二項は放電電圧に対する逆起電力の割合を表している。逆起電力 V_{emf} は以下(式 4-8)のように算出している。

$$\begin{aligned}
 V_{emf} &= \int_H \mathbf{u} \times \mathbf{B} dy \\
 &= \bar{u}BH
 \end{aligned}
 \tag{4-8}$$

そこで、各プロットにおいて放電電圧に対する逆起電力の割合を計算し、外部磁場強度に対してプロットしたものを図 4-7 に示す。外部磁場の増大に伴って、逆起電力の割合が単調増加している。また 600 mT で大きく増大していることから、充電電圧を大きくすることで逆起電力の割合は増大する。600 mT 以上の実験後のコイルボビンの内側を図 4-8 に示す。ホール効果により放電室後方までプルームが回り込んだ形跡がみられる。理論電磁推力に対する推力の割合に大きな差はなかったことから、式(4-7)より、外部磁場の増大による推進効率の向上は逆起電力の割合が増大することに起因すると結論づけることができる。

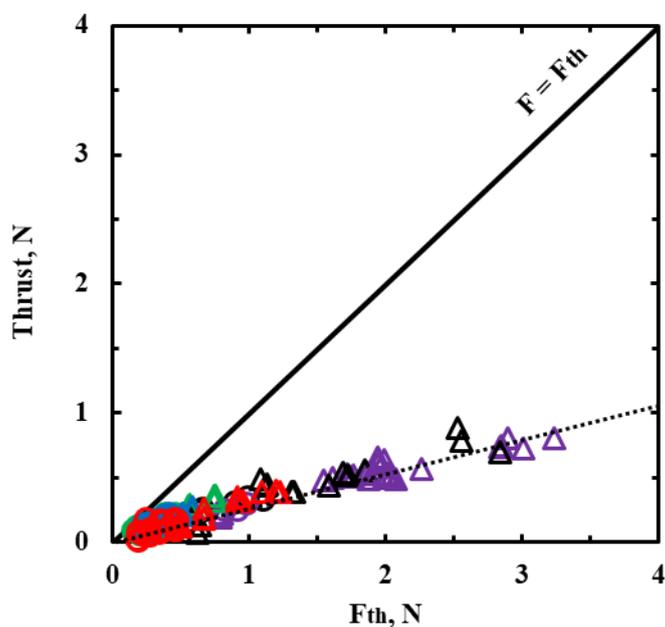


図 4-5 外部磁場変更の理論電磁推力との比較

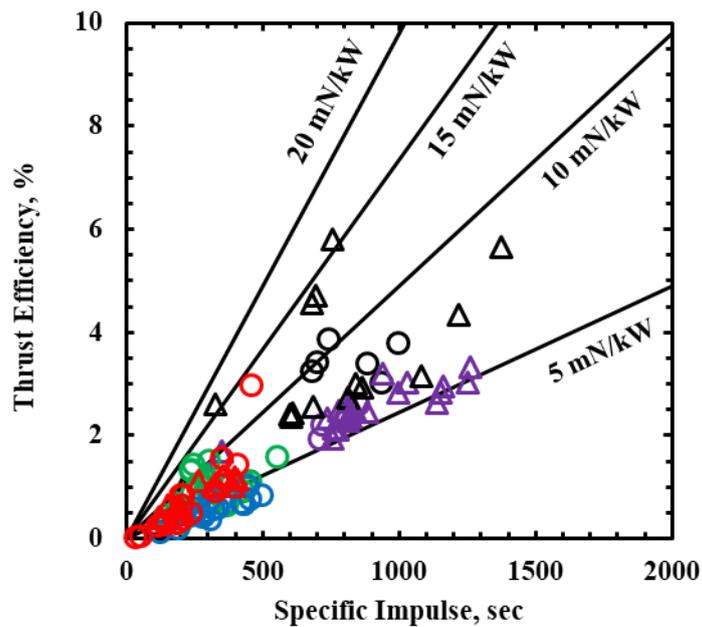


図 4-6 外部磁場変更の比推力-推進効率

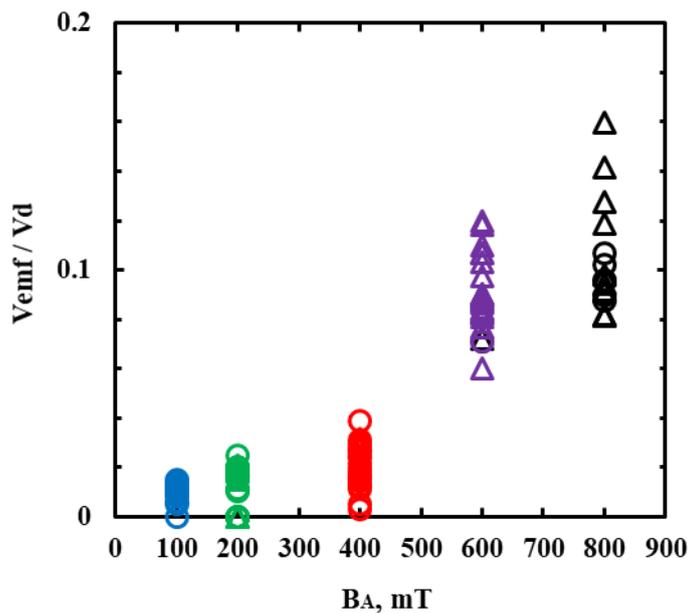


図 4-7 各外部磁場における逆起電力の割合



図 4-8 強磁場印加後のコイルボピンの様子

4.2 推進剤種変更

4.2.1 実験条件

推進剤種にAr, Xe, H₂を用いて、性能取得を行った。表 4-3に推進剤種変更における実験条件を示す。各推進剤において流量を掃引した。各推進剤における遅延時間は第2章で定めた値を用いている。本実験におけるプロットのシンボルを表 4-4にまとめる。各推進剤で放電が安定しなかった条件は空白としている。

表 4-3 推進剤種変更の実験条件

Parts	Parameters	Values
Discharge	Charging Voltage, V	150 / 200 / 230 / 250 / 280 / 300 / 330 / 350
	t_d , ms	2.0
Coil	Coil Type	Helmholtz
	Applied Field, mT	400
	Propellant	Ar / Xe / H ₂
Gas Feeding	\dot{m} , mg/s	10 / 30 / 50 / 60 / 70 / 80 / 100 / 110
	V_{adj} , - (Delay, ms)	Ar : 3.0 (-3.5) / Xe : 3.0 (-5.0) / H ₂ : 3.0 (-2.2)

表 4-4 推進剤種変更のプロット点

	Ar	Xe	H ₂
$\dot{m}=10$ mg/s	□	□	□
30	◇	◇	◇
50	△	△	△
60	×		×
70		✖	
80	▬	▬	▬
100		○	
110	+	+	

4.2.2 実験結果

放電電流に対する放電電圧のプロットを図 4-9 に示す。Xe は Ar に比べて放電電流が小さく、放電電圧が大きい傾向にある。これは電離エネルギーの違いに起因すると考えられる。流量を増大させると、放電電圧が減少する傾向は Ar と同様である。一方、H₂ では流量を増大させると放電電圧が増大するという異なる傾向を示した。これは H₂ が多原子分子であり乖離反応を伴うため、比較的低温かつ低電離度にとどまり電気伝導度が小さいこと、そして放電が下流で発生するため、比較的長い放電経路をたどることに起因すると考えられている。[39] 放電電流に対する推力のプロットを図 4-10 に示す。各推進剤で推力は放電電流に対して線形であり、Ar, Xe に比べて H₂ では大きく推力が増大していることがわかる。また、各推進剤で流量が増大すると推力が増大する傾向にある。比推力と推進効率のプロットを図 4-11 に示す。赤点線枠を拡大したものを図 4-12 に示す。Ar, Xe は同程度の比推力領域であり、推進効率も同等である。H₂ は比推力が約 6000 秒、推進効率が 35 %程度までプロットされている。いずれの推進剤種も推力電力比は 5-15 mN/kW 程度であり、Ar, Xe, H₂ の順にわずかに向上している。

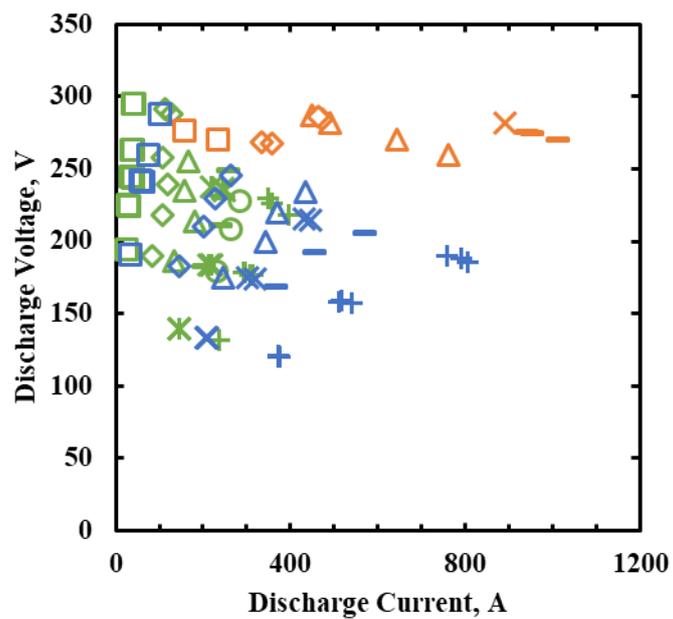


図 4-9 推進剤種変更の放電電流-放電電圧

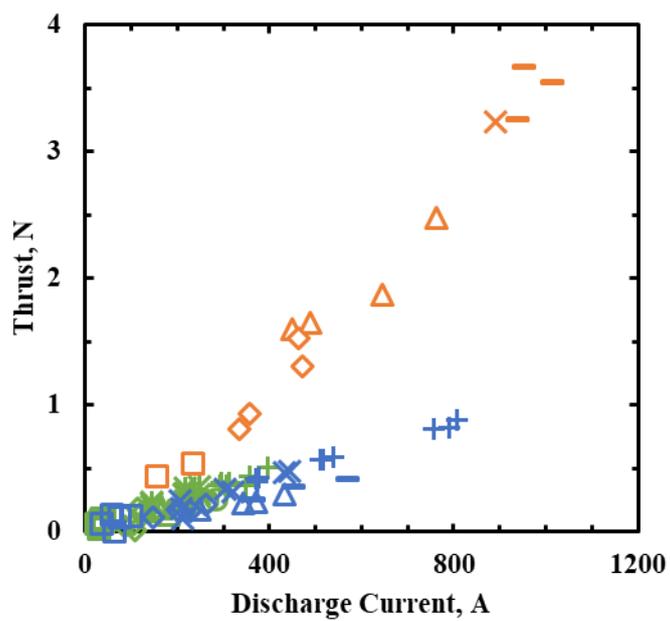


図 4-10 推進剤種変更の放電電流-推力

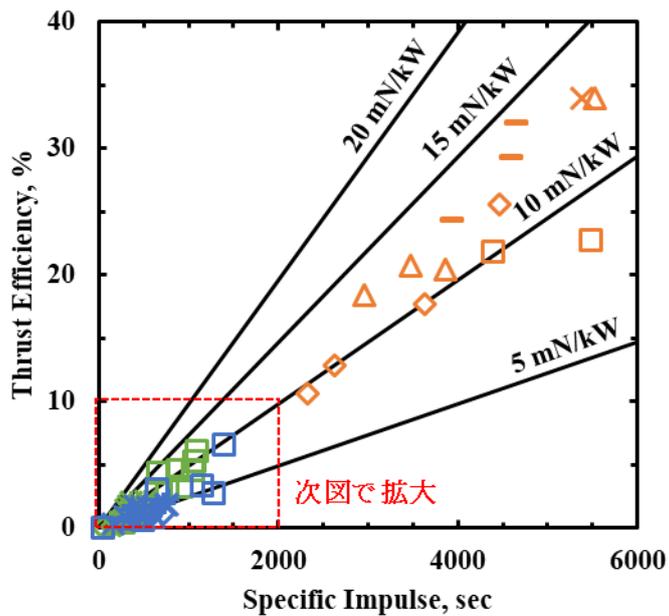


図 4-11 推進剤種変更の比推力-推進効率

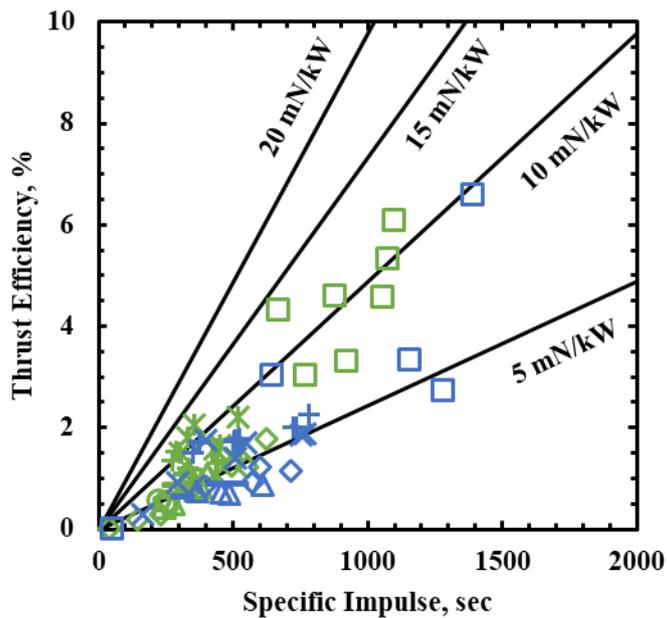


図 4-12 推進剤種変更の比推力-推進効率(拡大)

4.3 放電室長さ変更

4.3.1 実験条件

放電室長さを変更するにあたって、放電室自体を前後にシフトさせる機構を有するワイドコイル(図 4-13)を用いる。従来の Helmholtz コイルとの形状比較を表 4-5に示す。ワイドコイルは単体コイルの形状と巻数は同じだが、コイル間の距離が広く設けられている。コイルへの通電電流とコイル中心における外部磁場強度の関係は図 2-10に示している。2つのコイルで形成される磁場分布を FEMM による静磁場解析によって比較した。計算領域として放電室を図 4-14のように設定する。各コイルによる放電室内の磁場形状の計算結果を図 4-15に示す。(A)からワイドコイルのほうが勾配は大きく、(B)、(D)から Helmholtz コイルのほうが磁場の均一性は高いことがわかる。放電室長さは陽極・陰極間の絶縁体(マコール)を前後にシフトすることで調節することができる。その際に放電室自体の位置をコイルに対して固定するため、放電室の最上流部の位置を図 4-16のようにするために、放電室を短くする際は放電室自体を上流側にシフトさせている。

放電室長さ変更における実験条件を表 4-6に示す。第2章で述べたとおり、ワイドコイルで印加できる最大強度の 400 mT までを試験している。各外部磁場・流量・放電室長さにおけるプロットのシンボルを表 4-7にまとめる。

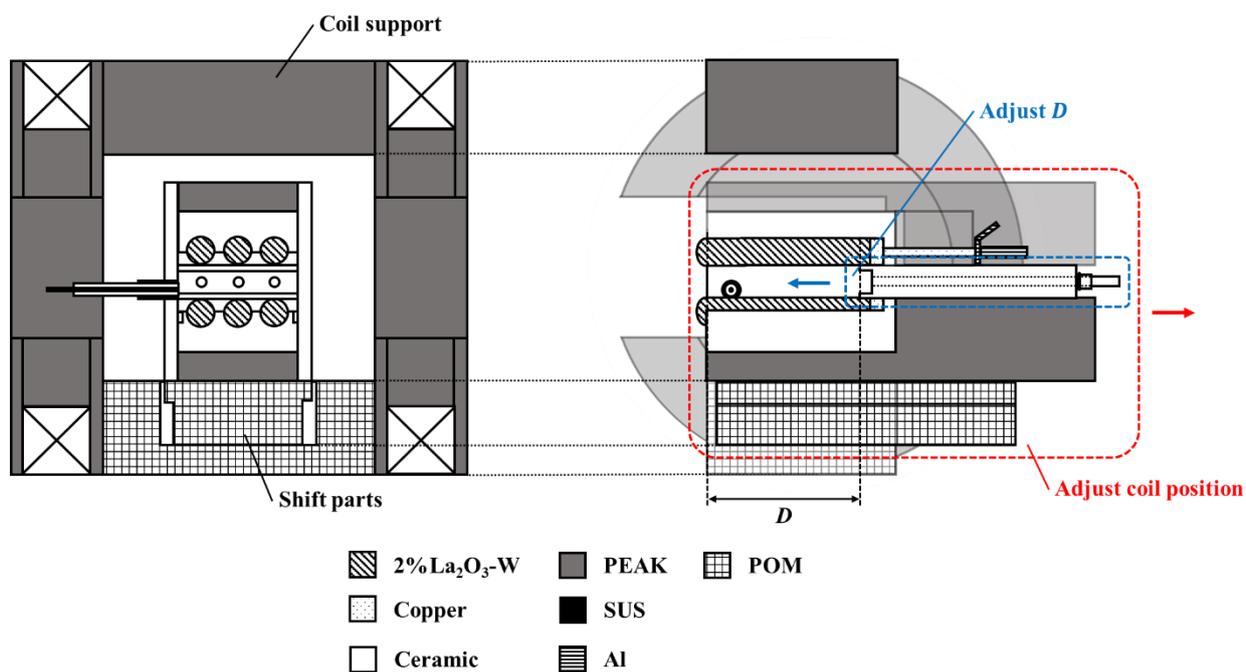


図 4-13 ワイドコイルの概要

表 4-5 コイル形状の比較

	Helmholtz	Wide
Coil Diameter, mm	40	40
Distance between Coils, mm	48	84
Number of turns, -	24	24

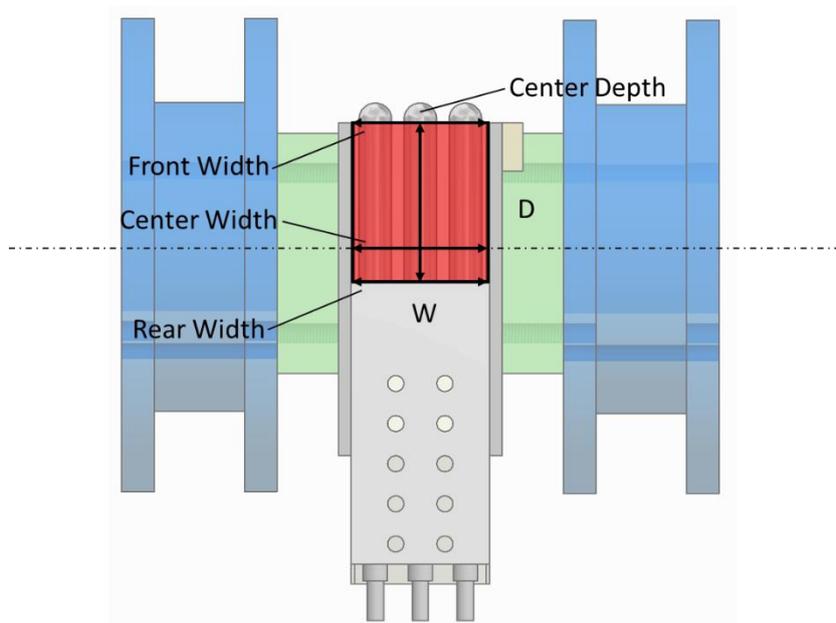
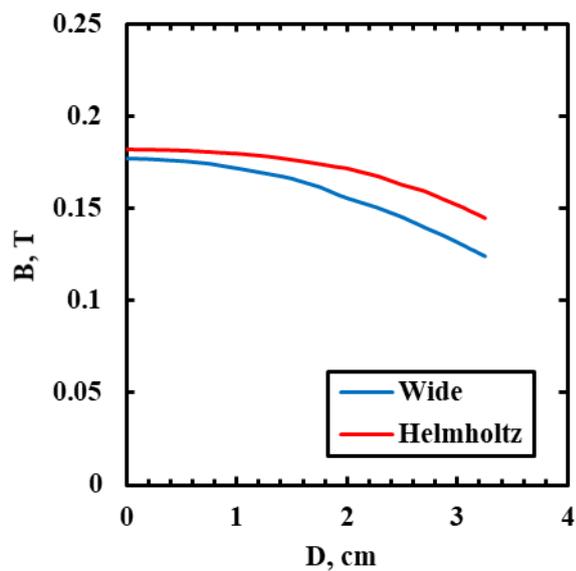
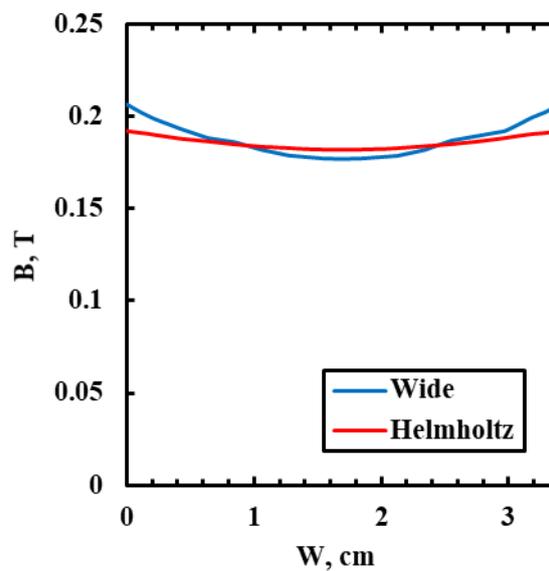


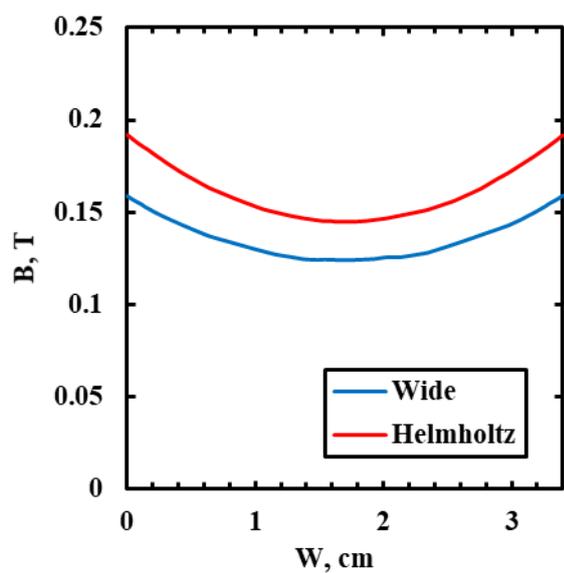
図 4-14 外部磁場シミュレーションにおける放電室形状



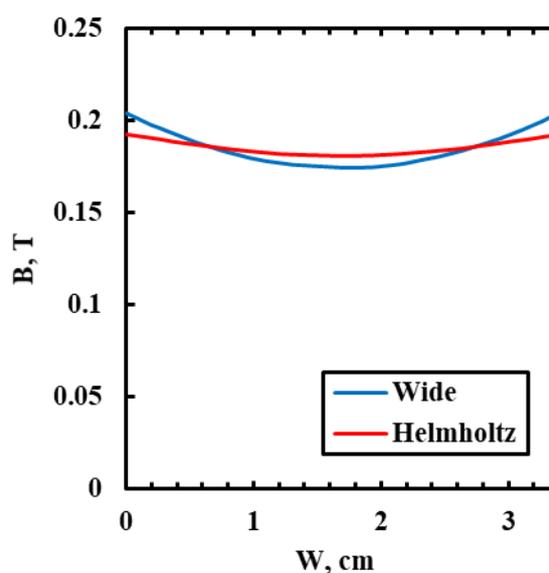
(A)



(B)



(C)



(D)

図 4-15 各コイルによる放電室内の磁場形状のシミュレーション結果
 ((A) : Center Depth, (B) : Center Width, (C) : Front Width, (D) : Rear Width)

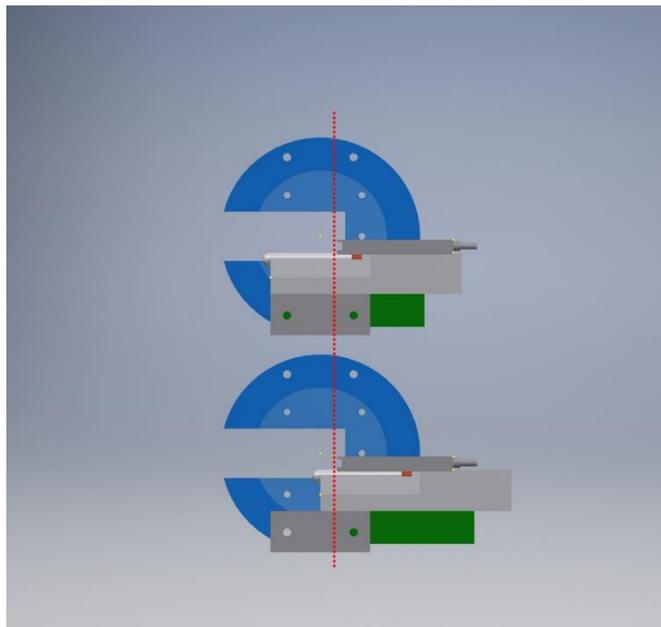


図 4-16 放電室長さ変更の放電室とコイルの位置(上 : D=40 mm, 下 : 10 mm)

表 4-6 放電室長さ変更の実験条件

Parts	Parameters	Values
Discharge	Charging Voltage, V	100 / 120 / 150 / 180 / 200 / 230 / 250
	t_d , ms	2.0
Coil	Coil Type	Wide
	Applied Field, mT	100 / 200 / 400
	Propellant	Ar
Gas Feeding	\dot{m} , mg/s	50 / 100
	V_{adj} , - (Delay, ms)	3.0 (-3.5)

表 4-7 放電室長さ変更のプロット点

		D=40 mm	30	20	10
$B_A=100$ mT	$\dot{m}=50$ mg/s	○	●	●	●
	100	△	△	△	△
200	50	○	●	●	●
	100	△	△	△	△
400	50	○	●	●	●
	100	△	△	△	△

4.3.2 実験結果

まず放電電流に対する放電電圧のプロットを各外部磁場で 100 mT から順に図 4-17, 図 4-18, 図 4-19に示す. 流量と外部磁場による放電電流・電圧の変化はこれまでの結果と同様の傾向を示している. 各外部磁場・流量に対して, 放電室長さを短くすると, 放電電流が減少し, 放電電圧が増大する傾向がみられる. これは放電室を短くすることで, 露出する電極面が減少したこと起因すると考えられる. 次に放電電流に対する推力のプロットを 100 mT から順に図 4-20, 図 4-21, 図 4-22に示す. 各磁場強度において放電室長さごとに同一線上にプロットされる. これらの推力の傾きを図 4-23にまとめる. (B)から外部磁場の増大により, 各放電室長さにおいて推力の傾きの増大が確認できる. (A)から放電室を短くすることで, 推力の傾きが増大するが, 各外部磁場でその挙動が異なり, 外部磁場が弱いほうが放電室長さに対してより顕著に増大している. 次に比推力と推進効率のプロットを 100 mT から順に図 4-24, 図 4-25, 図 4-26に示す.

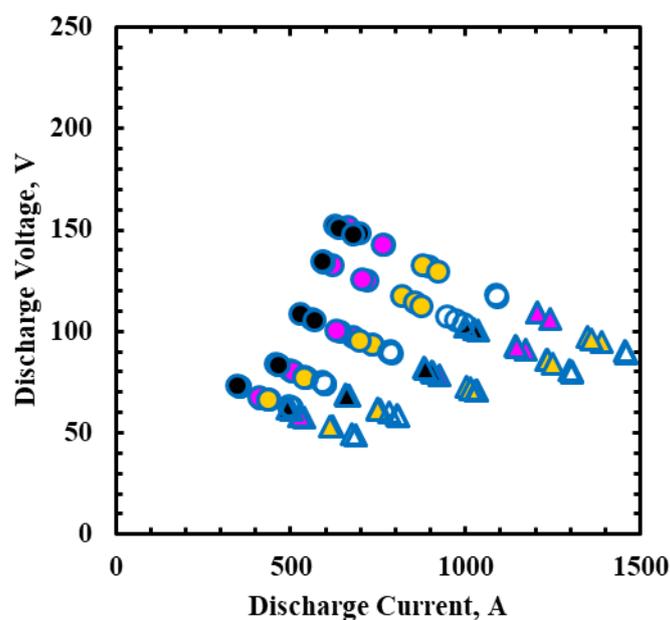


図 4-17 放電室長さ変更の放電電流-放電電圧(100 mT)

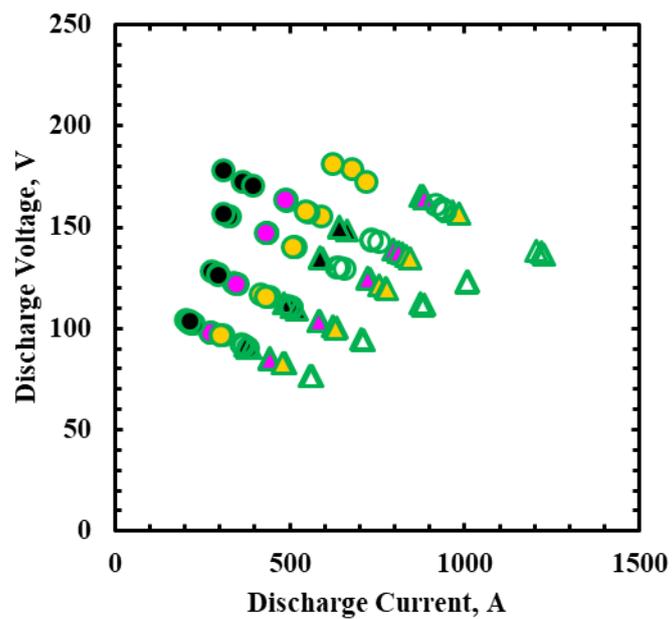


図 4-18 放電室長さ変更の放電電流-放電電圧 (200 mT)

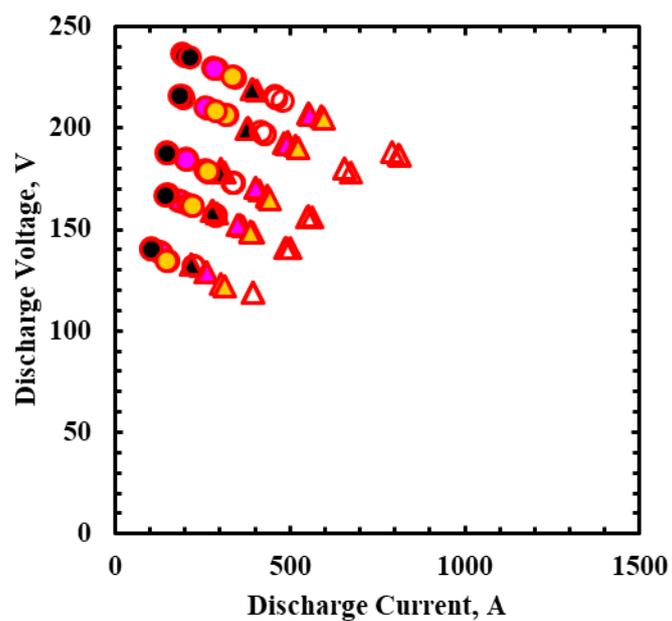


図 4-19 放電室長さ変更の放電電流-放電電圧 (400 mT)

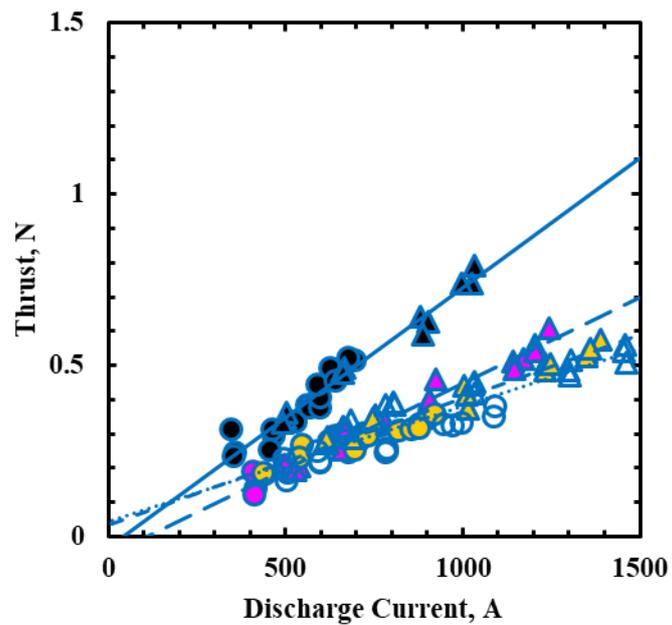


図 4-20 放電室長さ変更の放電電流-推力 (100 mT)

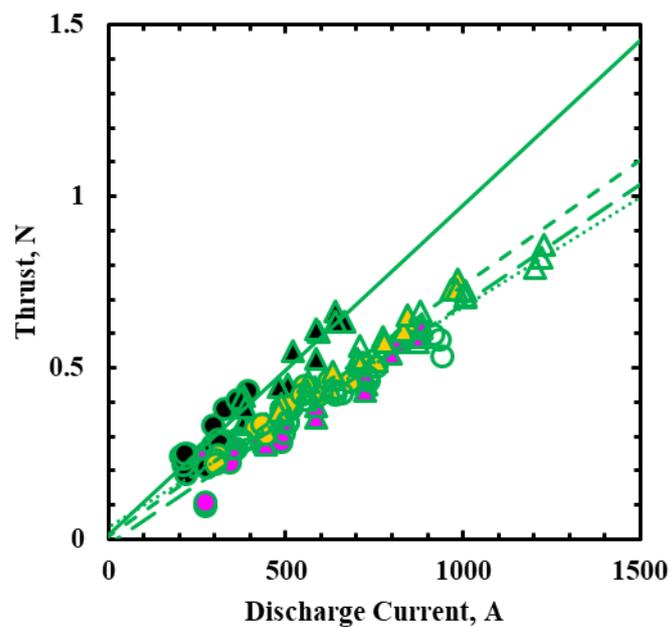


図 4-21 放電室長さ変更の放電電流-推力 (200 mT)

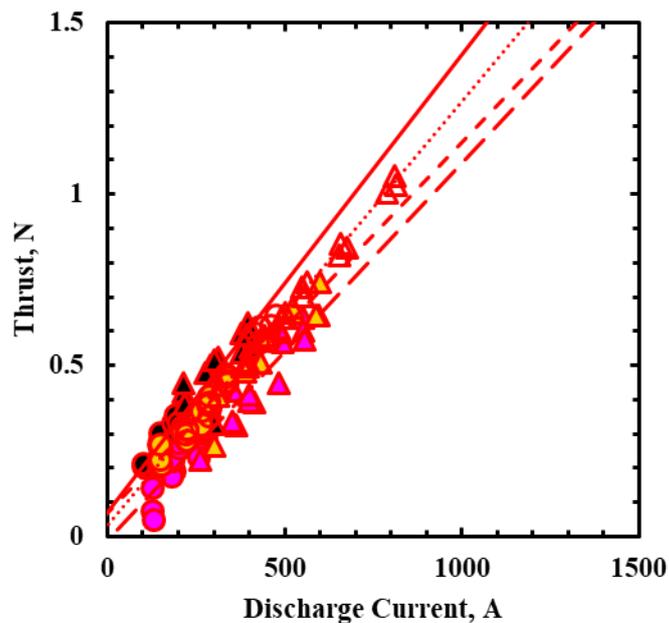


図 4-22 放電室長さ変更の放電電流-推力 (400 mT)

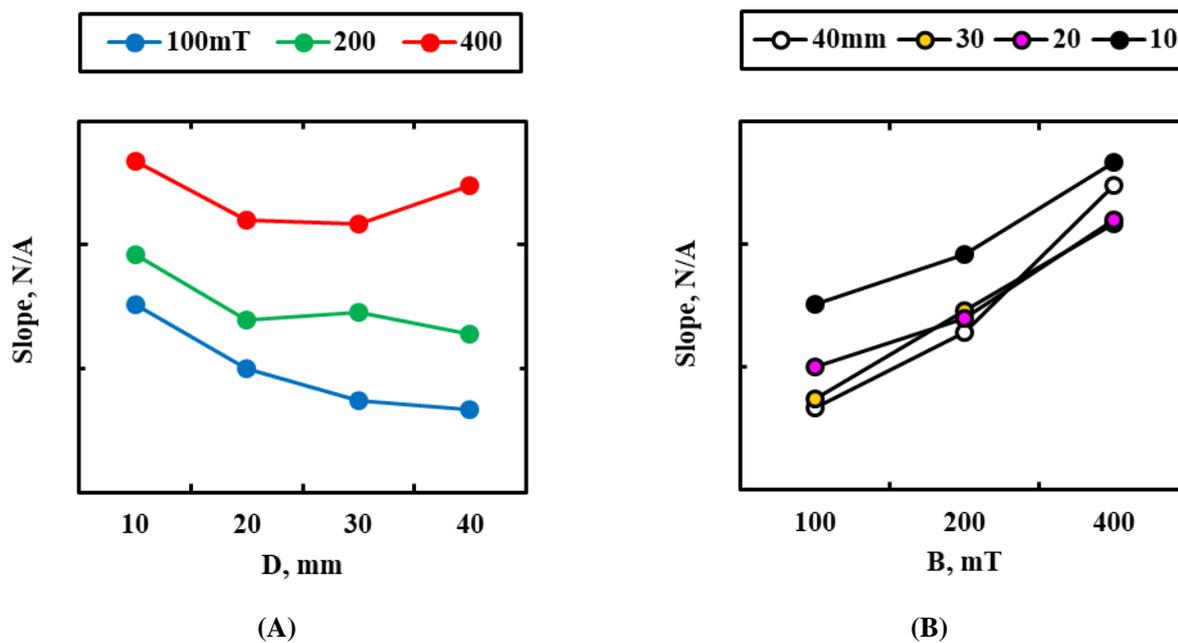


図 4-23 放電室長さ変更の電流-推力特性における傾き((A): 各放電室長さ, (B): 各外部磁場)

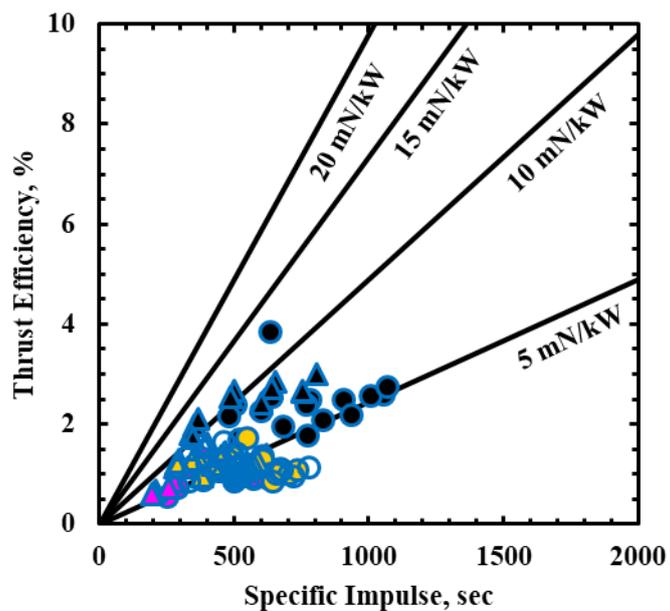


図 4-24 放電室長さ変更の比推力-推進効率(100mT)

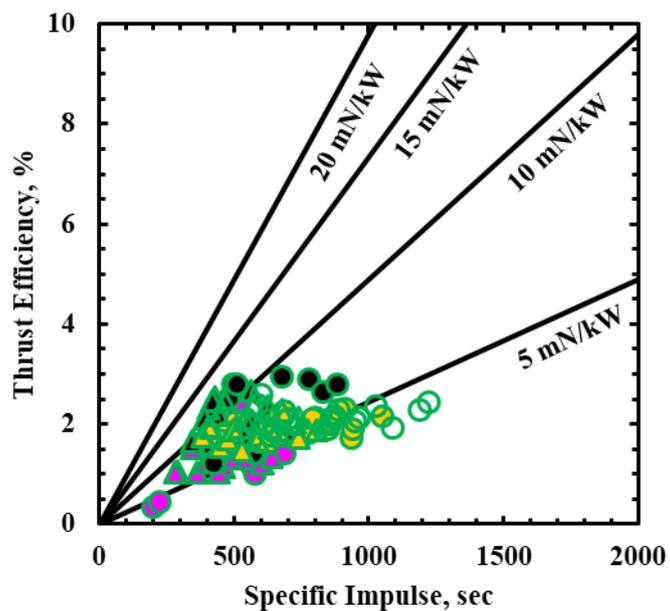


図 4-25 放電室長さ変更の比推力-推進効率(200mT)

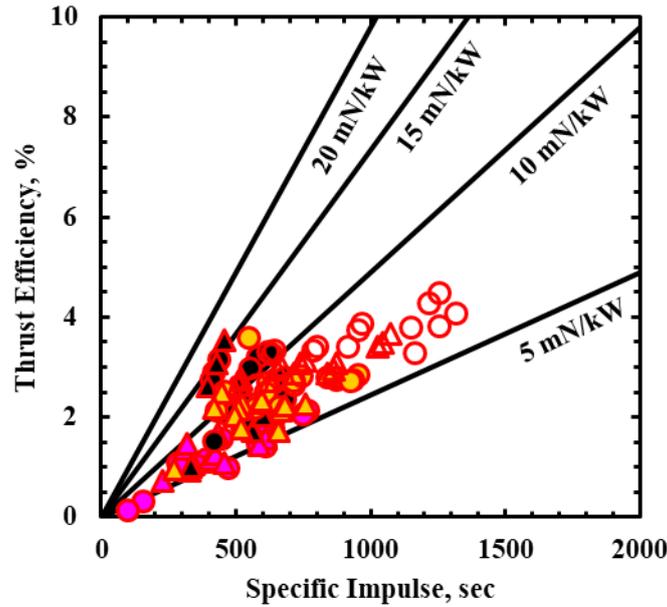


図 4-26 放電室長さ変更の比推力-推進効率(400mT)

4.3.3 考察

結果を詳細に解析するために、式 4-7 のように推力と放電電圧に関する分析を行う。式 4-1 で算出した理論電磁推力に対する推力のプロットを図 4-27 に示す。少なからずばらつきを持っているため、各放電室長さに分離した図を図 4-28 に示す。各放電室長さ・外部磁場における理論電推力に対する推力の傾きをプロットしたものを図 4-29 に示す。(A)から放電室を短くすると、推力の割合が増大し、外部磁場が弱いほどその傾向は顕著であり、一方で 400 mT では放電室長さに対する感度はほとんどない。D=10 mm では外部磁場で 30% 程度のばらつきが生じている。(B)からも短い放電室では外部磁場を増大させると、明らかに推力のロスが大きくなる。矩形型の放電室では、ローレンツ力が排気方向を向いていないことが懸念されており[68]、これにはイオンのサイクロトロン運動とホール効果の影響があると考えられる。[103] イオンのラーマー半径 r_L とホールパラメータ $\omega_{cj}\tau_j$ はそれぞれ以下の式(式 4-9, 式 4-10)で表される。[104][105]

$$r_L = \frac{mu_{\perp}}{eB} \propto \frac{1}{B} \quad (4-9)$$

$$\omega_{cj}\tau_j = \frac{eB/m_j}{v_{ei} + v_{nj}} \propto B \quad (4-10)$$

$$j = i, e (i : \text{イオン}, e : \text{電子})$$

ここで、 u_{\perp} : 磁場に垂直方向の流速成分、 ω_c : サイクロトロン周波数、 τ : 衝突時間、 v : 衝突周波数である。イオンのラーマー半径 r_L は磁場強度に反比例しており、磁場が強いほどイオンはサイクロトロン運動により壁面と衝突する可能性が高い。また、ホールパラメータ $\omega_{cj}\tau_j$ は磁場強度に比例しており、磁場が強いほど流れ方向のホール電流が発生し、磁場との相互作用により陰極方向に加速される。よって磁場が弱いほうがローレンツ力は排気方向に向いているといえる。推進剤が Ar の場合、陽極先端から陰極根元にかけて放電経路が形成される。放電室

長さを短くすることは、強制的に放電経路を理想的な放電室高さ方向に修正することとみなすならば、排気方向に近いプラズマ流のほうがより素直に修正の影響を受けると考えられる。次に各放電室長さ・外部磁場における放電電圧に対する逆起電力の傾きをプロットしたものを図 4-30 に示す。(A)から放電室長さを短くすると、逆起電力の割合が収束し、外部磁場が強いほど、逆起電力の割合は減少する傾向にある。(B)からも逆起電力の割合は外部磁場が強いほうが放電室長さ変更による影響が大きいと見える。これについて更に詳細に放電電圧に関する解析を行う。簡単のため完全電離プラズマにおけるオームの法則は以下(式 4-11)のように表される。

[104]

$$\mathbf{j} = \sigma \left(\mathbf{E} + \mathbf{u} \times \mathbf{B} - \frac{\mathbf{j} \times \mathbf{B}}{en_e} \right) \quad (4-11)$$

ここで、 \mathbf{j} :電流密度ベクトル、 σ :電気伝導度、 \mathbf{E} :電界ベクトル、 \mathbf{u} :流速ベクトルである。放電は高さ方向成分のみの理想的な経路をたどる場合($F = BJ_d H$)、放電電圧は放電経路の線積分として、以下(式 4-12)のように表される。[103]

$$\begin{aligned} V_d &= \int_{\text{Anode}}^{\text{Cathode}} \mathbf{E} \cdot d\mathbf{s} \\ &= \bar{u}BH + \frac{H}{\sigma \cdot WD} \cdot J_d + V_{sh} \\ &= \left(\frac{B^2 H^2}{2\dot{m}} + \frac{H}{\sigma \cdot WD} \right) \cdot J_d + V_{sh} \\ &= (\beta_1 + \beta_2) \cdot J_d + V_{sh} \end{aligned} \quad (4-12)$$

ここで、 W :放電室幅、 D :放電室長さ、 V_{sh} :陽極シース電圧と陰極シース電圧の和である。第一項 $\beta_1 J_d$ は逆起電力、第二項 $\beta_2 J_d$ はジュール加熱を表す。これを各外部磁場において、放電電流に対する放電電圧の各流量・放電室長さのプロットに適応すると図 4-31 のように表すことができる。 β_1 は既知の値から計算できるため、図 4-31 の傾きから β_1 を差し引くことで β_2 が算出でき、これにより電気伝導度 σ が導出される。各流量における電気伝導度のプロットを図 4-32 に示す。流量が増大すると電気伝導度が増大することがわかる。また、弱い磁場のほうが電気伝導度は大きい。これは高さ方向の電子移動度が増大するためである。また、短い放電室のほうが電気伝導度は大きい。これは放電室容積が減少した電子数密度が増大したことによると考えられる。各流量において、図 4-31 の傾きにおける β_1 と β_2 の内訳を図 4-33 にまとめる。流量が小さく、外部磁場が強いほどジュール加熱量が增大する。これは主に壁面への熱損失であると考えられる。また放電室が短いほどジュール加熱が増大する傾向である。式 4-7 から、推進効率の代表値を算出すると、各放電室長さ・外部磁場において図 4-34 にプロットされる。図 4-35 に示す各放電室長さの推進効率の分布からもわかるように、放電室を短くすると、外部磁場によるばらつきが収束する様子がみられる。図 4-34(B)から各放電室長さで外部磁場による傾向が異なることがわかる。

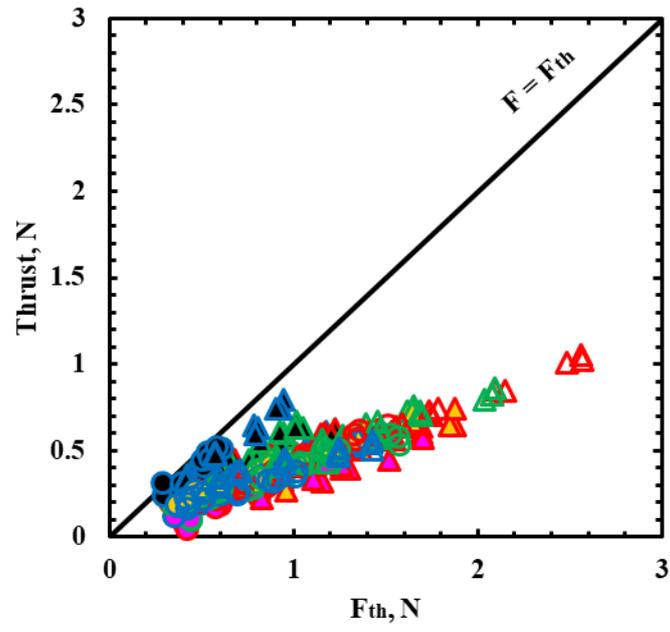
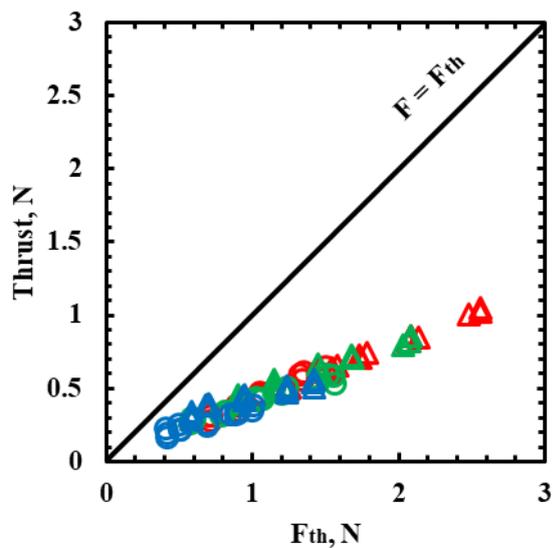
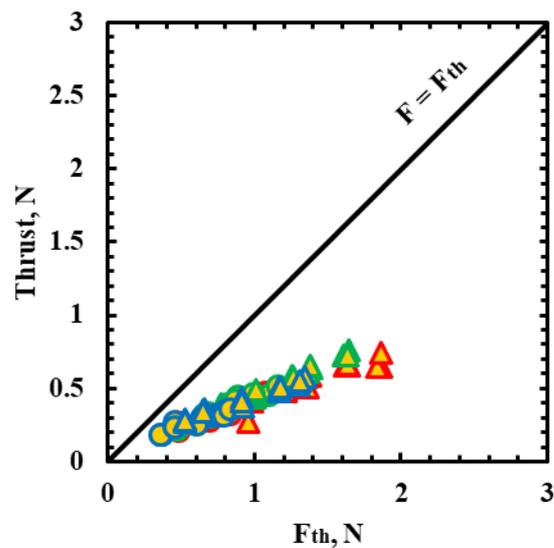


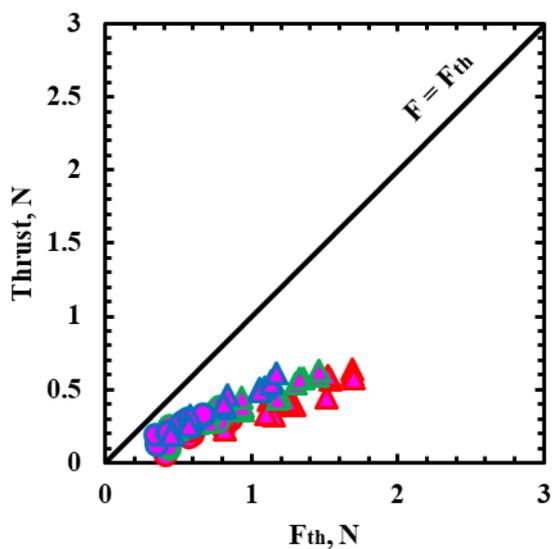
図 4-27 放電室長さ変更の理論電磁推力との比較



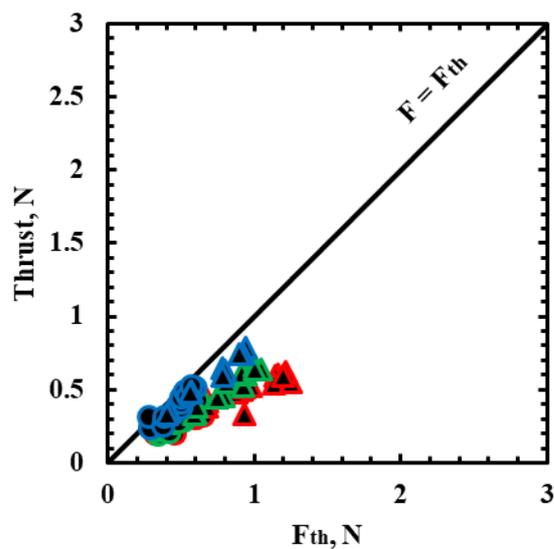
(A)



(B)



(C)



(D)

図 4-28 放電室長さ変更の理論電磁推力との比較 ((A) : $D=40$ mm, (B) : 30 , (C) : 20 , (D) : 10)

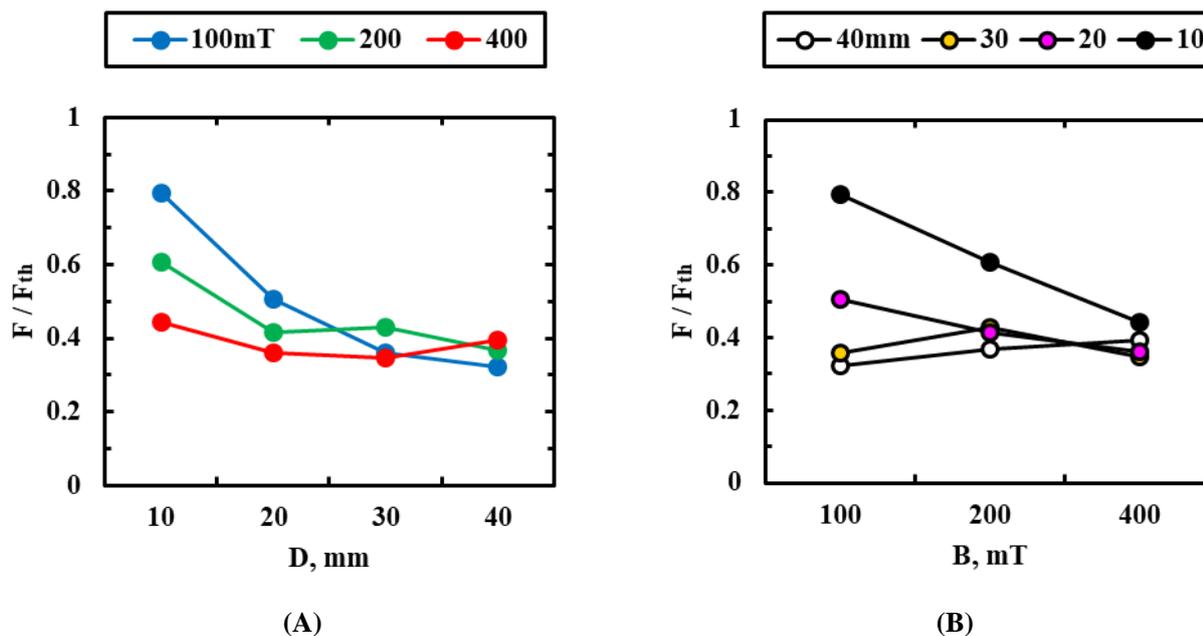


図 4-29 放電室長さ変更の理論電磁推力に対する推力の割合 ((A): 各放電室長さ, (B): 各外部磁場)

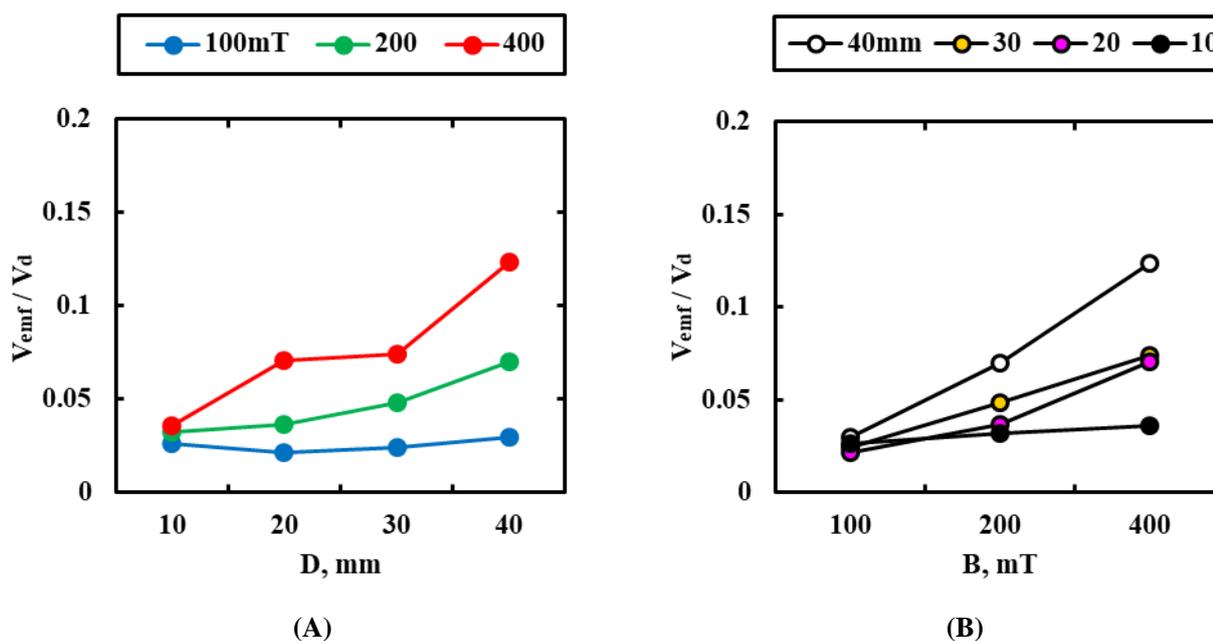


図 4-30 放電室長さ変更の放電電圧における逆起電力の割合 ((A): 各放電室長さ, (B): 各外部磁場)

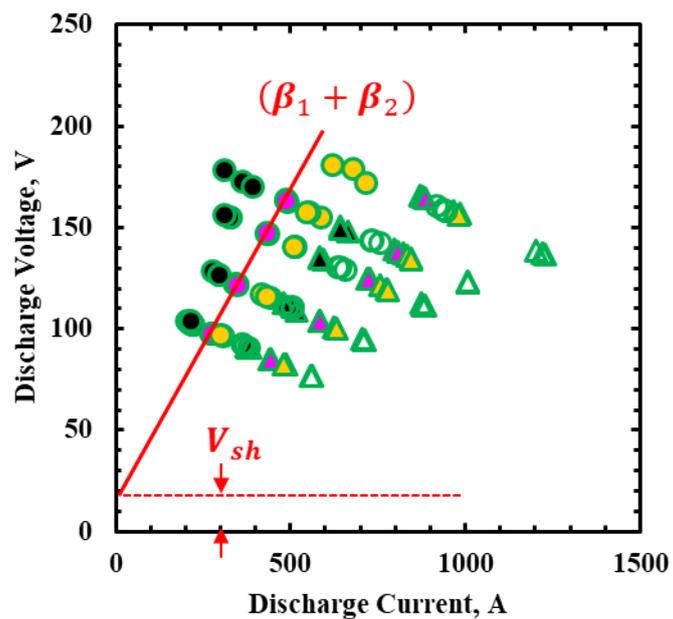


図 4-31 放電電圧解析の一例

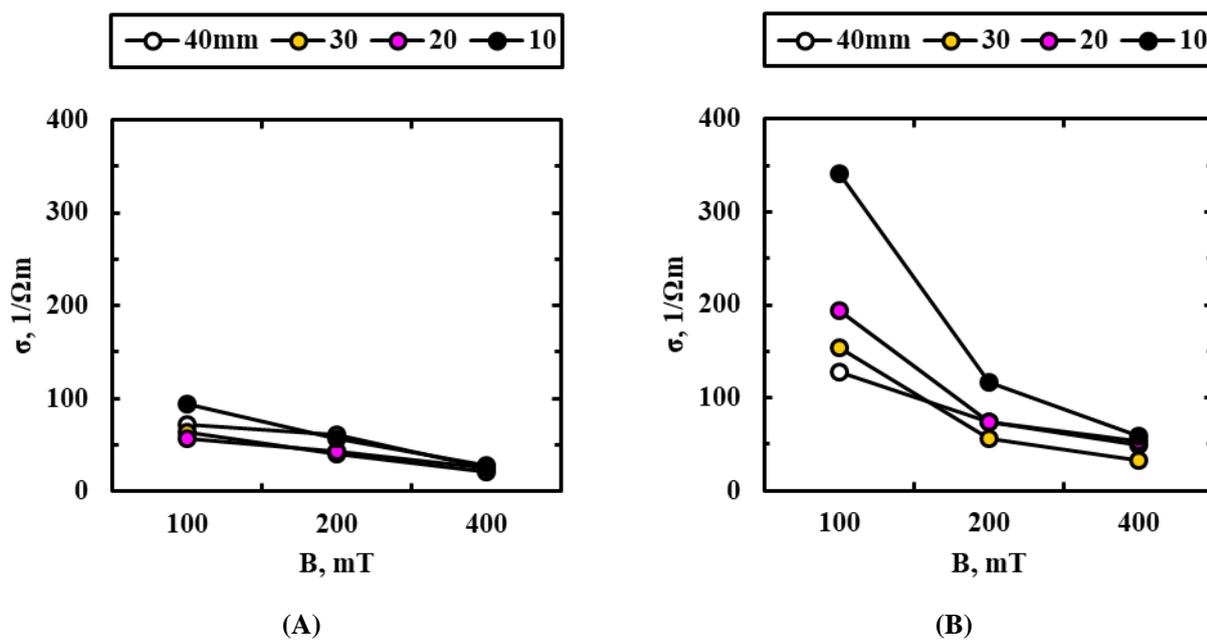


図 4-32 放電室長さ変更の電気伝導度 ((A) : 50 mg/s, (B) : 100)

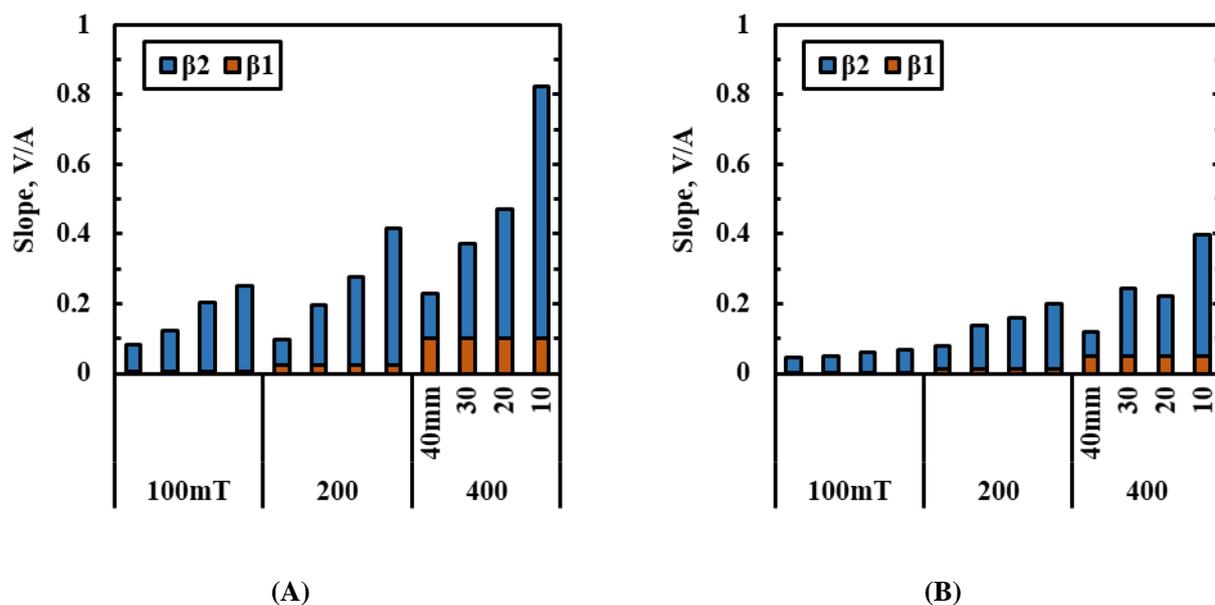


図 4-33 放電室長さ変更の β_1 と β_2 ((A) : 50 mg/s, (B) : 100)

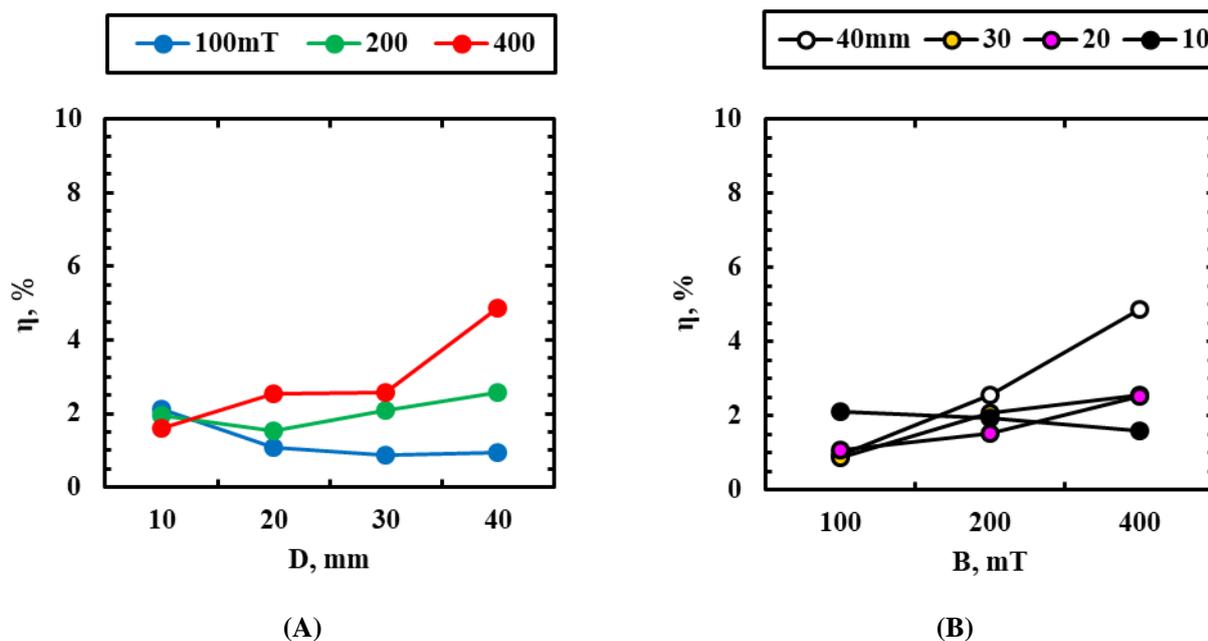
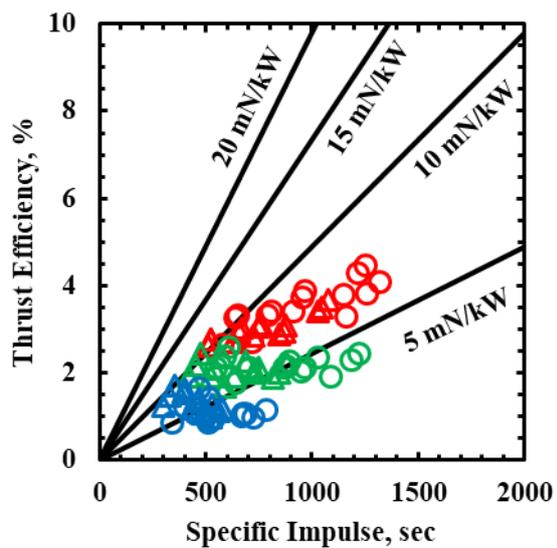
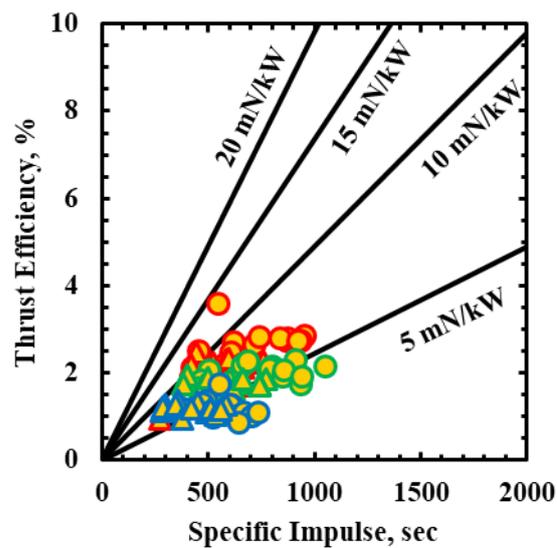


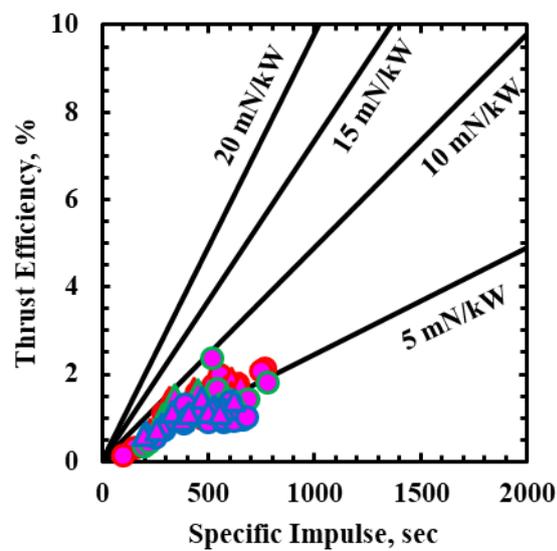
図 4-34 放電室長さ変更の推進効率の代表値 ((A) : 各放電室長さ, (B) : 各外部磁場)



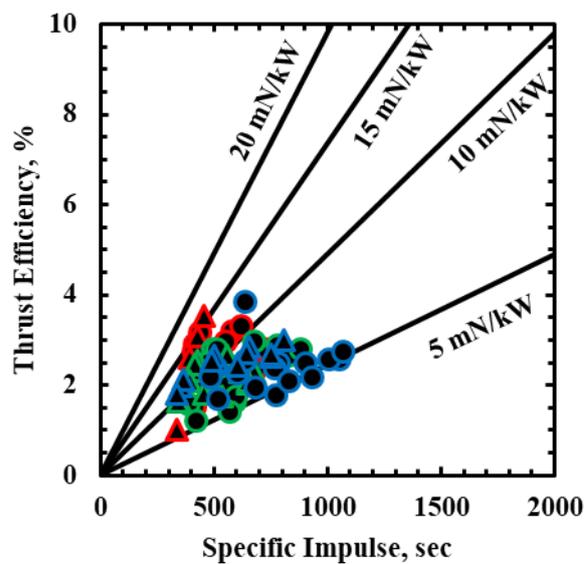
(A)



(B)



(C)



(D)

図 4-35 放電室長さ変更の推進効率の代表値((A) : $D=40$ mm, (B) : 30, (C) : 20, (D) : 10)

第5章 結論

研究目的に対して、以下のような結論を得た。

(1) 準定常作動における定常性の定量的評価

- ウルトキャパシタと IGBT を用いた回路構成を提案し、回路シミュレーションによって高速ターンオフ時に生じるサージ電圧を典型値で 305 V まで抑制し、素子破壊圏 (IGBT で 1700 V) 外であることを確認した。実装後の放電試験では、電流波形・サージ電圧ともに数 % の誤差内で良い一致を示した。これを先行研究における PFN の放電波形と比較し、定常区間が 2.2 倍に増大し、非定常区間が 80 % 削減され、理想的な矩形波に近い出力を実現した。
- IGBT によって任意のタイミングでターンオフすることで、放電時間を 0.5 ms から 5.0 ms まで掃引し、400 mT の外部磁場を印加した実験条件において、各放電時間で 620 ± 70 A の放電電流と、 0.32 ± 0.03 N の推力を得た。推力測定におけるスラストスタンドの校正誤差を加味した予測区間を実験誤差として明記することで、準定常作動の定常性を定量的に記述する方法を提案した。本研究の実験系では、定常推力 0.32 N に対して実験誤差が 10 % 以内となる 1.5 ms 以上では定常性が担保されているとした。また、実測したガスパルス幅と電源装置内の IGBT の熱要求から、5.0 ms を超えると定常性は保証できないとした。

(2) 準定常作動によるパラメータ実験

- 本実験における準定常作動の領域内である 2.0 ms の作動で、3 種類のパラメータ実験を行った。1 つ目は外部磁場を最大 800 mT まで印加することで、推力が増大する結果を得た。これは逆起電力の増大に起因すると考えられる。2 つ目は定常作動では放電安定性が悪い水素と、高価なキセノンを推進剤に用いて、ガス種ごとの作動特性を取得した。特に水素では高い放電電圧と推進性能 (投入電力 260 kW において、推力 3.65 N, 比推力 4600 秒, 推進効率 31.9 %) を確認した。3 つ目は矩形型の放電室を用いて、放電室長さを変更した場合の作動特性を取得した。理論推力や逆起電力の評価に加えて、放電電圧の内訳から考察を行った結果、放電室長さごとに外部磁場が性能向上に与える影響が異なることがわかった。

参考文献

- [1] J. C. Crusan *et al.*, “Deep space gateway concept: Extending human presence into cislunar space,” in *IEEE Aerospace Conference Proceedings*, 2018, vol. 2018-March, pp. 1–10.
- [2] W. Gerstenmaier, “Progress in Defining the Deep Space Gateway and Transport Plan,” *NASA Advis. Council Hum. Explor. Oper. Comm. Meet.*, 2017.
- [3] R. G. Jahn, *Physics of electric propulsion*. Dover Publications, 2006.
- [4] R. S. Jankovsky, J. M. Sankovic, S. Oleson, by Aiaa, A. Seattle, and R. S. Jankovsky John M Sankovic, “Performance of a FAKEL K10K Resistojet.”
- [5] F. M. Curran, S. R. Bullock, T. W. Haag, C. J. Sarmiento, and J. M. Sankovic, “Medium Power Hydrogen Arcjet Performance.”
- [6] F. M. Curran and C. J. Sarmiento, “Low Power Arcjet Performance Low Power Arcjet Performance Low Power Arcjet Performance.”
- [7] H. Kuninaka and S. Satorif, “Development and Demonstration of a Cathodeless Electron Cyclotron Resonance Ion Thruster,” *J. Propuls. POWER*, vol. 14, no. 6.
- [8] J. E. Polk *et al.*, “An Overview of the Results from an 8200 Hour Wear Test of the NSTAR Ion Thruster*,” 1999.
- [9] D. M. Goebel, J. R. Brophy, J. E. Polk, I. Katz, and J. Anderson, “Variable Specific Impulse High Power Ion Thruster.”
- [10] D. Manzella and R. Hofer, “Laboratory Model 50 kW Hall Thruster,” 2002.
- [11] R. L. Burton, R. L. Burton, and P. J. Turchi, “Pulsed Plasma Thruster Stabilized Liner Compressor View project StarLight Mission View project Pulsed Plasma Thruster,” *Artic. J. Propuls. Power*, vol. 14, no. 5, 1998.
- [12] G. Sutton and O. Biblarz, “Rocket propulsion elements,” 2016.
- [13] K. Takahashi, “Helicon-type radiofrequency plasma thrusters and magnetic plasma nozzles,” *Rev. Mod. Plasma Phys.*, vol. 3, no. 1, Dec. 2019.
- [14] 正明安藤 晃; 服部 邦彦; 犬竹, “VASIMR型プラズマ推進機の研究開発状況と課題,” in *2005年度宇宙関連プラズマ研究会講演集*, 2006, pp. 64–69.
- [15] S. Shimada *et al.*, “DEVELOPMENT OF ION ENGINE SYSTEM FOR ETS-VI.”
- [16] J. E. Pollard *et al.*, “A I M 93-2221 Electric Propulsion Flight Experience and Tech nology Readiness AIANSAEIASM WASE E 29th Joint Propulsion Conference and Exhibit ELECTRIC PROPULSION FLIGHT EXPERIENCE AND TECHNOLOGY READINESS.”
- [17] R. D. Smith *et al.*, “93 IEPC-93-007 FLIGHT QUALIFICATION OF A 1.8 KW HYDRAZINE ARCJET SYSTEM.”
- [18] I. FUNAKI *et al.*, “1,000-hours Demonstration of a 6-kW-class Hall Thruster for All-Electric Propulsion Satellite,” *Trans. JAPAN Soc. Aeronaut. Sp. Sci. Aerosp. Technol. JAPAN*, vol. 17, no. 5, pp. 589–595, 2019.
- [19] K. De Grys, A. Mathers, B. Welander, and V. Khayms, “Demonstration of 10,400 Hours of Operation on a 4.5 kW Qualification Model Hall Thruster,” 2010.

- [20] M. Martinez-Sanchez and J. E. Pollard, "Spacecraft electric propulsion - An overview," *J. Propuls. Power*, vol. 14, no. 5, pp. 688–699, 1998.
- [21] M. J. O'Neill, A. J. McDanal, M. F. Piszczor, D. L. Edwards, M. I. Eskenazi, and H. W. Brandhorst, "Recent technology advances for the Stretched Lens Array (SLA), a space solar array offering state of the art performance at low cost and ultra-light mass," in *Conference Record of the IEEE Photovoltaic Specialists Conference*, 2005, pp. 810–813.
- [22] M. F. Piszczor, M. J. O'Neill, M. I. Eskenazi, and H. W. Brandhorst, "The Stretched Lens Array SquareRigger (SLASR) for Space Power."
- [23] K. Toki, Y. Shimizu, and K. Kuriki, "On-orbit demonstration of a pulsed self-field magnetoplasma dynamic thruster system," *J. Propuls. Power*, vol. 16, no. 5, pp. 880–886, 2000.
- [24] D. Nakata, A. Iwakawa, and H. Kuninaka, "Crossed Applied Magnetic Field 2D-MPD Arcjet."
- [25] 中田大将, "Discharge pattern and energy balance in an MPD thruster," *Thesis*, 2008.
- [26] E. Y. Choueiri and J. K. Ziemer, "Quasi-steady magnetoplasma dynamic thruster performance database," *J. Propuls. Power*, vol. 17, no. 5, pp. 967–976, 2001.
- [27] M. R. LaPointe, E. Strzempkowski, and E. Pencil, "High power MPD thruster performance measurements," *40th AIAA/ASME/SAE/ASEE Jt. Propuls. Conf. Exhib.*, no. May, 2004.
- [28] D. Nakata, K. Toki, I. Funaki, Y. Shimizu, H. Kuninaka, and Y. Arakawa, "Experimental Verification of the Nozzle Shape Optimization for Self-Field MPD Thruster."
- [29] K. Toki, M. Sumida, and K. Kuriki, "Multi-channel two-dimensional MPD arcjet," in *19th International Electric Propulsion Conference, 1987*, 1987.
- [30] I. Funaki, K. Toki, and K. Kuriki, "Electrode Configuration Effect on the Performance of a Two-Dimensional Magnetoplasma dynamic Arcjet," *J. Propuls. POWER*, vol. 14, no. 6.
- [31] K. Kinefuchi, I. Funaki, and K. Toki, "Laser Absorption Velocimetry of Plasma Flow in Two-Dimensional Magnetoplasma dynamic Arcjet," *J. Propuls. POWER*, vol. 22, no. 5.
- [32] I. Funaki, K. Toki, and K. Kuriki, "Numerical analysis of a two-dimensional magnetoplasma dynamic arcjet," *J. Propuls. Power*, vol. 13, no. 6, pp. 789–795, 1997.
- [33] K. Kubota, I. Funaki, and Y. Okuno, "Flowfield Analysis in an MPD Thruster with Applied Magnetic Field."
- [34] A. SHERMAN, "Theoretical Performance of a Crossed Field MHD Accelerator," *ARS J.*, vol. 32, no. 3, pp. 414–420, Mar. 1962.
- [35] V. H. Blackman and R. J. Sunderland, "Experimental Performance of a Crossed-Field Plasma Accelerator," vol. 1, no. 9.
- [36] M. DENISON and R. ZIEMER, "Investigation of the phenomena in crossed-field plasma accelerators," 1963.
- [37] D. Nakata, A. Iwakawa, and H. Kuninaka, "Crossed Applied Magnetic Field 2D-MPD Arcjet."
- [38] R. Turner, "A target field approach to optimal coil design," *J. Phys. D. Appl. Phys.*, vol. 19, no. 8, 1986.
- [39] 船木一幸, "MPDアークジェット of 電磁流体流れ," 1995.
- [40] M. MANTENIEKS, J. SOVEY, T. HAAG, P. RAITANO, R. MYERS, and J. PARKES, "Performance of a 100 kW class applied field MPD thruster," pp. 0–17, 1989.
- [41] 岩川 輝, "外部磁場印加型二次元MPDスラスタ に関する実験的研究," 2010.

- [42] A. C. Ducati, G. M. Giannini, and E. Muehlberger, “Experimental results in high-specific-impulse thermo-ionic acceleration,” *AIAA J.*, vol. 2, no. 8, pp. 1452–1454, 1964.
- [43] A. DUCATI and G. GIANNINI, “High specific impulse thermo-ionic acceleration,” 1964.
- [44] R. E. Jones, “Results of large vacuum facility tests of an MPD arc thruster,” *AIAA J.*, vol. 4, no. 8, pp. 1455–1456, 1966.
- [45] D. J. Connolly, R. J. Sovie, C. J. Michels, and J. A. Burkhart, “Low environmental pressure MPD arc tests,” *AIAA J.*, vol. 6, no. 7, pp. 1271–1276, 1968.
- [46] G. Krülle, M. Auweter-Kurtz, and A. Sasoh, “Technology and application aspects of applied field magnetoplasma dynamic propulsion,” *J. Propuls. Power*, vol. 14, no. 5, pp. 754–763, Sep. 1998.
- [47] M. Tanaka and I. Kimura, “Current distribution and plasma acceleration in MPD arcjets with applied magnetic fields,” *J. Propuls. Power*, vol. 4, no. 5, pp. 428–436, 1988.
- [48] K. E. Clark and R. G. Jahn, “Quasi-steady plasma acceleration,” *AIAA J.*, vol. 8, no. 2, pp. 216–220, 1970.
- [49] A. C. Malliaris, R. R. John, R. L. Garrison, and D. R. Libby, “QUASI-STEADY MPD PROPULSION AT HIGH POWER,” 1971.
- [50] 國中均, “電気推進への宿題(前半),” *日本航空宇宙学会誌*, vol. 53, no. 612, pp. 1–6, 2005.
- [51] A. Kawasaki, K. Kubota, I. Funaki, and Y. Okuno, “MHD and Thermal Simulations of a Radiation Cooled Self-field MPD Thruster.”
- [52] Y. Oshio, S. Tonooka, and I. Funaki, “Thrust performance and cathode temperature evaluation of MW class quasi-steady MPD thruster,” *52nd AIAA/SAE/ASEE Jt. Propuls. Conf. 2016*, pp. 1–11, 2016.
- [53] M. R. LaPointe, E. Strzempkowski, and E. Pencil, “High power MPD thruster performance measurements,” *40th AIAA/ASME/SAE/ASEE Jt. Propuls. Conf. Exhib.*, no. September, 2004.
- [54] H. Alfvén, “Collision between a nonionized gas and a magnetized plasma,” *Rev. Mod. Phys.*, vol. 32, no. 4, pp. 710–713, 1960.
- [55] “Mass Distribution and the Critical Velocity,” *NASA SP-345*, 1974. [Online]. Available: <https://history.nasa.gov/SP-345/ch21.htm>. [Accessed: 22-Dec-2019].
- [56] U. V. Fahleson, “Experiments with plasma moving through neutral gas,” *Phys. Fluids*, vol. 4, no. 1, pp. 123–127, 1961.
- [57] T. Wegmann *et al.*, “Steady State High Power MPD Thrusters.”
- [58] A. Iwakawa, D. Nakata, and H. Kuninaka, “Original Paper Experimental Study of a Two-Dimensional Applied-Field Magnetoplasma dynamic Thruster,” 2010.
- [59] H. TAHARA, Y. KAGAYA, and T. YOSHIKAWA, “Arc structure in a quasi-steady MPD thruster,” *J. Japan Soc. Aeronaut. Sp. Sci.*, vol. 33, no. 382, pp. 658–666, 1985.
- [60] A. Boxberger, P. Jüstel, and G. Herdrich, “Performance of 100 kW Steady State Applied-Field MPD Thruster,” no. July, 2017.
- [61] Y. Li *et al.*, “Development of High Power Magnetoplasma dynamic Thrusters in BICE and Beihang University,” *Proc. 36th IEPC*, p. IEPC-2019-313, 2019.
- [62] A. Sasoh, N. University, *tatsuya Kimura*kohei, K. Kawamata*, and M. Yasui (mitsubishi, “LaB 6 ホローカソードを用いた定常外部磁場 MPD スラスタ Steady-State Applied-Field MPD Thruster using LaB6 Hollow

Cathode ○岩川 輝・鄭 栽勲・春日 勇人・市原 大輔・水谷 佳祐・佐宗 章弘(名古屋大)・木村 竜也・小島 康平・川又 善博・安井 正明(三菱重工業) ○Akira Iwakawa・Jaehun Jeong・Hayato Kasuga・Daisuke Ichihara・Keisuke Mizutani・”

- [63] Y. Zhang, J. Wu, Y. Ou, J. Li, and S. Tan, “Modified Electromechanical Modeling and Parameters Analysis of Magnetoplasmadynamic Thruster,” *Energies*, vol. 12, no. 12, p. 2428, Jun. 2019.
- [64] K. Toki, K. Kuriki, and M. Sumida, “Multichannel two-dimensional magnetoplasmadynamic arcjet,” *J. Propuls. Power*, vol. 8, no. 1, pp. 93–97, 1992.
- [65] T. Nakayama, K. Toki, and K. Kuriki, “Quantitative imaging of the magnetoplasmadynamic flowfield,” *J. Propuls. Power*, vol. 8, no. 6, pp. 1217–1223, 1992.
- [66] K. Kinefuchi, I. Funaki, and K. Toki, “Laser absorption velocimetry of plasma flow in two-dimensional magnetoplasmadynamic arcjet,” *J. Propuls. Power*, vol. 22, no. 5, pp. 1085–1090, 2006.
- [67] A. Iwakawa, D. Nakata, and H. Kuninaka, “Performance of Two-Dimensional Applied-Filed Magneto-Plasma-Dynamic Thruster.”
- [68] M. Takubo, H. Koizumi, T. Hyakutake, and H. Kuninaka, “Effect of Inter-electrode Geometry on the Performance of an Applied-Field 2D MPD Thruster,” 2012.
- [69] J. E. Polk *et al.*, “Recommended practice for thrust measurement in electric propulsion testing,” *J. Propuls. Power*, vol. 33, no. 3, pp. 539–555, 2017.
- [70] A. D. Ketsdever, B. C. D’Souza, and R. H. Lee, “Thrust stand micromass balance for the direct measurement of specific impulse,” in *Journal of Propulsion and Power*, 2008, vol. 24, no. 6, pp. 1376–1381.
- [71] H. Koizumi, A. Kakami, K. Komurasaki, and Y. Arakawa, “A Thrust Stand for Low-Power Electric Propulsion,” *J. Japan Soc. Aeronaut. Sp. Sci.*, vol. 51, no. 593, pp. 270–275, 2003.
- [72] K. NAGAYA and Hiroyuki KOJIMA, “Shape characteristics of a magnetic damper consisting of a rectangular magnetic flux and a rectangular conductor.,” *Bull. JSME*, vol. 25, no. 206, pp. 1306–1311, 1982.
- [73] 須藤孝宏 *et*, “MPD スラスタの推力測定における真空下での推力較正装置の開発,” in *平成 25 年度宇宙輸送シンポジウム*, 2014.
- [74] A. Boxberger and G. Herdrich, “Integral Measurements of 100 kW Class Steady State Applied-Field Magnetoplasmadynamic Integral Measurements of 100 kW Class Steady State,” *Int. Electr. Propuls. Conf.*, no. October, p. 19, 2017.
- [75] Y. Kagaya, H. Tahara, and T. Yoshikawa, “EFFECT OF APPLIED MAGNETIC NOZZLE IN A QUASI-STEADY MPD THRUSTER.”
- [76] A. D. Myers, R. M., Domonkos, M., & Gallimore and B. Park, “Evaluation of Externally Heated Pulsed MPD Thruster Cathodes,” 1993.
- [77] R. C. Moeller, “Current transport and onset-related phenomena in an MPD thruster modified by applied magnetic fields,” *Ph. D. Thesis, Calif. Inst. Technol.*, vol. 2013, 2013.
- [78] 宮崎兼治, 堀澤秀之, “大電力 Mpd スラスタの 推進特性に関する研究 指導教員 : 堀澤 秀之 教授 東海大学大学院工学研究科 航空宇宙学専攻 要旨,” 2014.
- [79] R. M. Myers, “Scaling of 100 kW class applied-field MPD thrusters,” *AIAA/ASME/SAE/ASEE 28th Jt. Propuls. Conf. Exhib. 1992*, 1992.

- [80] R. Albertoni, F. Paganucci, P. Rossetti, and M. Andrenucci, "Experimental study of a hundred-kilowatt-class applied-field magnetoplasmadynamic thruster," *J. Propuls. Power*, vol. 29, no. 5, pp. 1138–1145, 2013.
- [81] Y. Cong *et al.*, "The Experimental Performances of the 100kW MPD Thruster with Applied Magnetic Field," *Proc. 36th IEPC*, p. IEPC-2019-310, 2019.
- [82] and J. I. Lin, Shao-Chi, "X-ray preionization for electric discharge lasers.," *Appl. Phys. Lett.*, vol. 34, no. 8, pp. 505–508, 1979.
- [83] T. G. Engel, W. C. Nunnally, and J. M. Neri, "High-efficiency, medium-caliber helical coil electromagnetic launcher," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 41, no. 11, pp. 4299–4303, Nov. 2005.
- [84] Y. Hori, "Motion control of electric vehicles and prospects of supercapacitors," *IEEJ Trans. Electr. Electron. Eng.*, vol. 4, no. 2, pp. 231–239, Mar. 2009.
- [85] M. Inomoto *et al.*, "Development of effective power supply using electric double layer capacitor for static magnetic field coils in fusion plasma experiments," *Rev. Sci. Instrum.*, vol. 82, no. 2, Feb. 2011.
- [86] 青柳 潤一郎宮下 倫音, 両角 翔太, 岩崎 亮太, 中山 絢斗, Aoyagi Junichiro, Miyashita Rion, Morozumi Shota, Iwasaki Ryota, Nakayama Kento, "パルスプラズマスラスタへの電気二重層コンデンサ適用の実験検証."
- [87] T. Yoshimitsu, T. Kubota, and I. Nakatani, "MINERVA rover which became a small artificial solar satellite."
- [88] M. R. Lapointe and P. G. Mikellides, "High power MPD thruster development at the nasa glenn research center," *37th Jt. Propuls. Conf. Exhib.*, no. c, 2001.
- [89] J. P. Agrawal, *Power electronic systems Theory and Design*. 2001.
- [90] 富士電機株式会社, "富士 IGBT モジュール アプリケーション マニュアル," 2015. [Online]. Available: <https://www.fujielectric.co.jp/products/semiconductor/model/igbt/application/box/doc/pdf/RH984c/RH984c.pdf>. [Accessed: 27-Jan-2020].
- [91] "こうして使おうパワー・デバイス 第4回 IGBT の賢い選び方," トランジスタ技術, 2014. [Online]. Available: https://www.infineon.com/dgdl/Infineon-JPPowerDevice1401-04-ART-v01_00-JA.pdf?fileId=5546d462576f34750157b13883051374. [Accessed: 27-Jan-2020].
- [92] R. Severns, "DESIGN OF SNUBBERS FOR POWER CIRCUITS."
- [93] B. Kamiński, K. Wejrzanowski, and W. Koczara, "An application of PSIM simulation software for rapid prototyping of DSP based power electronics control systems," in *PESC Record - IEEE Annual Power Electronics Specialists Conference*, 2004, vol. 1, pp. 336–341.
- [94] K. Tsuboi, M. Tsuji, and E. Yamada, "A simplified method of calculating busbar inductance and its application for stray resonance analysis in an inverter dc link," *Electr. Eng. Japan*, vol. 126, no. 3, pp. 49–63, Feb. 1999.
- [95] Z. Piątek, B. Baron, T. Szczegieliński, ... D. K.-P., and undefined 2013, "Inductance of a long two-rectangular busbar single-phase line," *red.pe.org.pl*.
- [96] G. P. Boicourt, "ELECTRICAL CHARACTERISTICS OF COAXIAL CABLE," Los Alamos, NM (United States), Apr. 1965.
- [97] C. Salter, "Error Analysis Using the Variance-Covariance Matrix," *J. Chem. Educ.*, vol. 77, no. 9, p. 1239, Sep. 2000.
- [98] L. Prichard and V. Barwick, "Preparation of Calibration Curves A Guide to Best Practice," 2003.
- [99] C. Christopoulos, *Principles and Techniques of Electromagnetic Compatibility*. 2018.

- [100] 田原弘一, 榊原孝久, 加賀谷洋一, and 吉川孝雄, “宇宙推進用準定常電磁プラズマジェットの作動特性と放電機構,” 核融合研究, vol. 64, no. 2, pp. 195–211, 1990.
- [101] K. Uematsu, S. Morimoto, and K. Kuriki, “MPD thruster performance with various propellants,” *J. Spacecr. Rockets*, vol. 22, no. 4, pp. 412–416, 1985.
- [102] W. J. Coogan and E. Y. Choueiri, “A critical review of thrust models for applied-field magnetoplasmadynamic thrusters,” *53rd AIAA/SAE/ASEE Jt. Propuls. Conf. 2017*, no. July, pp. 1–27, 2017.
- [103] D. ICHIHARA, S. HARADA, H. KATAOKA, S. YOKOTA, and A. SASOH, “Operation Characteristics of Steady-State, Applied Field, Rectangular Magnetoplasmadynamics (MPD) Thruster,” *J. Japan Soc. Aeronaut. Sp. Sci. JAPAN Soc. Aeronaut. Sp. Sci.*, vol. 63, no. 2, pp. 37–44, 2015.
- [104] M. Mitchner and C. H. Kruger, *Partially Ionized Gas*. Wiley, 1973.
- [105] B. P. Pandey and M. Wardle, “Hall magnetohydrodynamics of partially ionized plasmas,” *Mon. Not. R. Astron. Soc.*, vol. 385, no. 4, pp. 2269–2278, Apr. 2008.

謝辞

本研究を行うにあたり、多くの方々に多大なるご支援を頂いたため、ここで感謝の意を示します。

はじめに、修士課程より5年間、そして所長になられた後も変わらずご指導ご鞭撻頂いた國中均宇宙科学研究所所長に深く感謝致します。MPD スラスタ開発の一時代を築いた宇宙研で、本研究を行う機会を与えて頂きました。マイクロ波放電式イオンエンジン $\mu 10$ の研究開発黎明期における試行錯誤の挑戦に憧憬していた身として、萌芽的な研究対象である本研究のテーマに関われたことは大変幸福でした。また研究室として100kWを超える大電力を扱う技術(パワーエレクトロニクス)の獲得に際して、様々な試みを提案して頂き、そして懐広く数々の失敗を許容して頂きました。ご多忙の中、毎週必ず輪講にてアドバイスを頂いただけでなく、時にはエンジニアリングセンスや研究活動に対する教を説いて頂き、大変多くのことを学ばせて頂き、充実した研究生活を送ることができました。西山和孝准教授は最重要な博士課程の最終年度に指導教員としてご指導頂き、博士論文の審査・提出まで多大なるサポートを頂きました。また輪講では鋭い指摘やアドバイスを頂き、指導者のみならず研究者として多くの助言を頂きました。何よりプロジェクト立ち上げ・西山研究室運営とお忙しい渦中に、博士論文の提出まで二人三脚で完遂にこぎつくことができたことを大変感謝致します。月崎竜童助教授には研究のみならずキャリアや人生観にまで大変影響を与えて頂きました。学生と気軽に接するも厳しく真摯で活動的な姿勢は、大変刺激を頂きました。雑誌論文の書き方や研究への考え方に加えて、就職先に悩んでいた折には、キャリア相談にまでのおつて頂き、大変感謝しております。嶋田徹教授は1年間でしたが、西山研究室立ち上げの端境期にご面倒をみて頂きました。書面上のお付き合いだけでなく、毎週の輪講にもお誘い頂き、研究室間の交流とともに化学推進と電気推進の双方向的な理解にご尽力頂きました。神田大樹プロジェクト研究員には修士課程より研究室の先輩として、工具の名前もわからないと私に大変詳細に、そして親身に手取り足取り教えて頂きました。自分以外の様々な研究へのご興味、そして幅広い知的好奇心と知識の深さには尊敬の念を抱きます。また、卒業後にはプロジェクト研究員として目覚ましいご活躍をされており、プロジェクトや開発にまで及ぶ大変幅広いお話をお聞かせ頂きました。博士課程終盤には孤独と疲弊で押しつぶされそうな私を気にかけて頂き、大変心強い支えになりました。細田聡研究員には宇宙研学生団体である「きみっしょん」において、お忙しいところ多大なる貢献を頂きました。特に私が主要メンバーとして参加していた修士課程2年目には、宇宙研見学ツアーを企画頂き、イベントの大成功に貢献頂きました。清水幸夫技官はMPDに大変精通されており、SFUに関する挑戦に満ちた博士論文を拝読させて頂きました。また宇宙教育センター職員として、IAC派遣時には手厚いサポートを頂きました。また、私の就職なども気にかけて頂いていたことを感謝致します。秘書の船田美和子様には研究活動を書類業務の面から手厚く支えて頂きました。修士課程より不備が多く、度重なるアクシデントにも丁寧に対応頂き、心身にもお気を遣って頂いたこと大変深く感謝するとともに頭の下がる思いです。いつも学生に寄り添って頂いたことに感謝している学生は私だけではないはずです。修士課程で先輩として研究室を盛り上げて頂いた須藤さん、吉田さんには研究以外にも多様なお話をして頂き、研究室旅行や研究所の一般公開などをより一層楽しく過ごさせて頂きました。谷さんには博士課程まで長く関わらせて頂きました。研究や就職活動、そして何より私が博士課程への進学を悩んでいたときにご相談にのつて頂きました。卒業後も博士論文の審査・執筆に関して、気にかけて頂き深く感謝致します。吉川さんも同じく博士課程までともに過ごさせて頂き、特に工作や実験系構築に関して、知識とノウハウを惜みなくご教授頂きました。香川での学会後に観光に連れて行ってくださったことは良い思い出です。同期の岡くん、山本くんとは修士課程で互いに切磋琢磨して研究に取り組みました。卒業旅行での海外体験はと

でも良い集大成として記憶に残っています。Giulio くんは引き続き博士課程でもともに研究し、ときに政策やビジネスの議論を通じて戦略的な思考や国際的な価値観に触れることができました。後輩の森田くん、清水くん、江本くんにはあまり先輩らしいことをしてあげられなかったことが心残りです。山下くんと森下くんは博士過程に進学し、先輩として慕って頂きました。特に私が最年長になった博士課程最終年度には優秀な後輩として研究や進路、後輩育成など多岐にわたる話で交流できたことを大変嬉しく思います。互いに切磋琢磨して相乗効果的にぐんぐん研究を進める姿勢は、羨ましくも感心することが多くありました。今後のご活躍をより一層期待しております。神戸大の白川くん、総研大の宮くんは 1 年間でしたが、ともに研究できたことを嬉しく思います。実験系構築が主であったことから、ISAS 先端工作グループの方々には大変お世話になりました。中でも中坪様にはスラスタの設計・開発に際して加工のお手伝いを頂くなど、幾度となく快く助けて頂いたこと感謝致します。福邊様には加速度計測の際に、相談に親身にご対応頂き、いつも「がんばってね！」と後押し頂いたことは忘れられません。学外ではありますが、室蘭工業大学の中田大将様は本研究室における MPD 研究の大先輩として、学会や宇宙研ご訪問の度に、親身に議論して頂きました。メールでの質問にもご丁寧にお答え頂き、研究室の昔話なども気軽にお話し頂きました。常に温かく見守って頂いたことに深く感謝致します。

最後に、長きに渡り心身面・金銭面で援助頂いた両親に深く感謝致します。