

博士論文

「推進剤供給式電熱型パルスプラズマスラスタの実験的研究
Experimental Study on Electrothermal Pulsed Plasma Thruster with Propellant Feeding System」

東京大学大学院 工学系研究科
航空宇宙工学専攻

吉川 哲史

平成 31 年 3 月

概要

近年、1-100 kg の超小型衛星の打上台数は増加の一途を辿っており、そこに搭載された観測・実験機器などの軌道上実証が盛んに行われている。ここで得られた知見が基盤となって、将来的に複数の超小型衛星による大規模なフォーメーションフライトミッションが予想される。この時、高度維持やフォーメーション展開のためのスラストシステムが必須となる。このような背景から、本研究では想定されるミッションの要求を満足する「推進剤供給式電熱型パルスプラズマスラスト」の提案と実験的検証を行った。パルスプラズマスラスト (PPT) は小型・低電力の特徴をもつ電気推進である。無毒・固体推進剤のポリテトラフルオロエチレン (PTFE) を使用するため、高压タンク等が不要で軽量かつ安全性が高く、ピギーバック打上げに優位である。PPT には、放電によって昇華した気体を空力的に加速する電熱型と、ローレンツ力によって加速する電磁型の 2 種が存在する。このうち前者の電熱型 PPT は、電磁型 PPT と比べ推力電力比が大きく、低電力で比較的大きな推力を得られることから、50 kg 級の超小型衛星への応用が期待される。しかし、電熱型 PPT は固体推進剤を放電室 (キャビティ) として用いるため、連続作動に伴いキャビティ容積が増大し推力 (インパルスビット) の低下を招く。また、キャビティ容積の拡大に伴ない「チャージング」という炭素汚染がキャビティ壁面に発生する。これらはインパルスビット不発 (ミスショット)・異常放電による制御不能を引き起こす。結果、電熱型 PPT のトータルインパルスを制限する要因となる。このため、トータルインパルスの底上げを図る目的で高エネルギー化・クラスタ化による対策が多くなされてきた。一方で本研究で提案した「推進剤供給方式」は、電熱型 PPT のキャビティ内部で消費した推進剤を外部から補給することでキャビティ容積を維持することがコンセプトとなる。これは、スラスト単機のインパルスビットが維持され、かつ作動回数が増大することによるトータルインパルスの向上が期待できる。しかしながら、電熱型 PPT への推進剤供給方式の適用は、異常放電モードや供給不可といった課題のため未だ確立されていない。本研究は、50 kg 級の超小型衛星による想定ミッションのスラストシステムへの要求を定め、PTFE ロッドを供給する推進剤供給式電熱型 PPT (PTFE ロッド供給式電熱型 PPT ; ロッド供給式 PPT) を開発した。そして、インパルスビット・推進剤消費量・平均推力を計測可能な独自のスラストスタンドと組み合わせ、そのスラストシステムの成立性の実験的検証を行った。本論文は 7 章から成り、構成は以下となっている。

第1章では、研究背景として超小型衛星に搭載するスラストシステムとしての電熱型 PPT の必要性や先行研究を説明し、本研究の位置づけと研究目的を明らかとした上で、論文構成をまとめている。

第2章では、まず電熱型 PPT を搭載した 50 kg 級の超小型衛星によるフォーメーションフライトを想定ミッションとして掲げ、このミッションのスラストシステムへの性能要求を明示している。この上で、電熱型 PPT の原理・特徴を説明し、想定ミッションの遂行に向けた課題について述べている。

第3章では、本研究で使用した真空装置等の地上実験設備や、PPT の主放電やイグニッションに必要な電源系、およびスラストスタンド系の仕様や構成を図表と共にまとめている。

第4章では、スラストスタンド系に焦点を当て、電熱型 PPT のインパルスビットとマスロス、および平均推力を同時に測定可能な「シーソー型スラストスタンド」とそのキャリブレーション装置について述べている。このスラストスタンドは、マスロスが測定可能であることから、従来必要であった大気開放が不要となり、大気暴露による固体推進剤へのコンタミネーションがもたらす性能への影響を除去できる。また、構造が複雑化しやすい推進剤供給式電熱型 PPT のスラスト分解も不要となることから、性能取得の高効率化を期待できる。シーソー型スラストスタンドと共に開発したキャリブレーション装置は、装置そのもののキャリブレーションが不要であり、シンプルで直接的なキャリブレーションを高精度に行える。この章では、これらのキャリブレーション装置を用い、電熱型 PPT の性能測定を実施して測定精度の評価を行った。

第5章では、PTFE ロッドを供給する推進剤とし、その供給性とキャビティ内の気密性の確保を両立しつつ、異常放電や供給不能といった故障モードを回避できる「ロッド供給式 PPT」の設計・製作を行った。前章のシーソー型スラストスタンドを利用して、手動での推進剤供給を行いながら製作した PPT の性能取得を実施した。ここでの測定結果から、ロッド供給式 PPT のインパルスビット維持の可否を、類似する放電室寸法形状をもつ通常の電熱型 PPT のインパルスビットと比較することで確認した。そして、チャーリングが起因する異常放電などの故障モード回避の条件や、性能決定要因、現状の問題点を考察し、さらなるトータルインパルス向上への指針を示した。

第6章では、ロッド供給式 PPT のフライトモデル化を見据えたスラストシステム開発の一環として、推進剤供給装置を製作し遠隔操作による PTFE ロッド供給の可否の確認を行った。開発した装置をロッド供給式 PPT に装着し、装置による推進剤供給を行いながら作動試験を行い、スラストシステム構築へ向けた作動実証を行った。またこの試験を通じて、シーソー型スラストスタンドによって大気開放とスラスト分解のプロセスを省略した性能取得が可能であることも実証した。

最後に第7章では、本研究の成果をまとめ、推進剤供給式電熱型 PPT のスラストシステムとしての成立性の実験的検証に成功したと結論づけた。

目次

1 序論	1
1.1 背景	1
1.2 研究目的	3
1.3 本論文の構成	3
2 電熱型パルスプラズマスラスタとその宇宙利用に向けた課題	4
2.1 想定ミッションとスラスタ要求	4
2.2 パルスプラズマスラスタ	6
2.3 PPT の作動原理	7
2.4 電磁型 PPT と電熱型 PPT	8
2.5 推進剤	10
2.6 電熱型 PPT のコンフィグレーション・エネルギー特性	10
2.7 電熱型 PPT の課題	14
2.8 推進剤供給方式と電熱型 PPT への適用	18
2.9 円形断面をもつ PTFE ロッドを使用した推進剤供給方式の着想	20
3 実験装置	21
3.1 はじめに	21
3.2 真空排気系	21
3.3 PPT 主放電用電源系	25
3.4 PPT イグニッション系	26
3.5 PPT 用ショットカウンタ	28
3.6 データロガー	29
4 シーソー型スラストスタンドとそのキャリブレーション装置の開発	30
4.1 はじめに	30
4.2 シーソー型スラストスタンド	35
4.2.1 シーソー型スラストスタンドの構成	35
4.2.2 レーザー変位計へのロータリポンプの振動ノイズの抑制	38
4.2.3 シーソー型スラストスタンドによって測定される PPT の性能	41
4.2.4 シーソー型スラストスタンドの力学	42
4.2.5 インパルスビット測定のキャリブレーション	46
4.2.6 マスロス測定のキャリブレーション	52
4.2.7 平均推力測定のキャリブレーション	55
4.2.8 キャリブレーション係数の理論式と計算値の算出	57

4.3	キャリブレーションと電熱型 PPT の性能測定試験	58
4.4	試験結果および考察	59
4.4.1	各装置によって得られたキャリブレーション係数の結果と考察	59
4.4.2	実効ばね定数 K , その他のスラストスタンド系への影響の考察	62
4.4.3	電熱型 PPT の性能測定	64
5	PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の設計と性能測定	70
5.1	はじめに	70
5.2	PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の設計	71
5.2.1	供給 PTFE の形状	71
5.2.2	PTFE ロッドの供給と気密性の両立	72
5.2.3	キャビティの構造・設計指針	73
5.2.4	PTFE キャビティの使用とその結果	74
5.2.5	セラミックキャビティの採用と PTFE キャビティの直列接続	80
5.2.6	PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の設計のまとめ	81
5.3	連続作動試験の実験セットアップ	82
5.3.1	製作した PTFE ロッド供給式電熱型 PPT	82
5.3.2	試験条件	84
5.4	連続作動試験の結果	86
5.4.1	キャビティの変化の履歴・ロッド端面の様子	86
5.4.2	インパルスビットの履歴	89
5.4.3	累積インパルスの履歴	90
5.4.4	累積マスロスおよび平均マスショットの履歴	91
5.4.5	PTFE ロッドとキャビティ PTFE 部のマスロスの比較	93
5.5	考察	95
5.5.1	各モデルの寿命原因	95
5.5.2	供給 PTFE ロッド本数とキャビティ PTFE 部のチャーリング	97
5.5.3	ロッド供給式 PPT のショット数増大への指針	97
5.5.4	インパルスビットの維持要因	99
5.5.5	インパルスビットの決定要因	100
5.5.6	PTFE ロッドの消費レートの決定要因	103
5.6	トータルインパルス向上の指針のまとめ	107

6	フライトモデルを見据えた推進剤供給装置の設計製作と実証.....	108
6.1	はじめに	108
6.2	PTFE ロッド供給装置の設計指針	109
6.3	PTFE ロッド供給装置の設計・製作	110
6.4	作動方法と供給量.....	112
6.5	PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験の試験条件.....	113
6.6	PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験結果	114
6.7	PTFE ロッド供給装置のフィージビリティ	117
6.8	想定ミッションに向けた供給装置の改良指針.....	118
7	結論	120
A1	異種 PTFE の電熱型 PPT への適用.....	122
A1.1	はじめに.....	122
A1.2	異種 PTFE	123
A1.3	異種 PTFE の電熱型 PPT への適用とその結果.....	124
A1.4	ガラスビーズ充填 PTFE のロッド供給式 PPT への適用.....	127
A2	超小型衛星の想定ミッションと電熱型 PPT への要求性能.....	131
A2.1	はじめに.....	131
A2.2	Hill's equation による軌道解析とその結果.....	132
	参考文献	140
	謝辞	145

目次

Figure 2.1 電熱型 PPT を搭載した超小型衛星による想定ミッションの概要	5
Figure 2.2 電磁型 PPT 概略図	8
Figure 2.3 電熱型 PPT 概略図	9
Figure 2.4 電磁型 PPT・電熱型 PPT の比推力に対する推力電力比	10
Figure 2.5 電熱型 PPT の投入エネルギーに対する推力電力比	11
Figure 2.6 電熱型 PPT の単位キャビティ容積あたりの投入エネルギーに対する推力電力比	11
Figure 2.7 電熱型 PPT のキャビティアスペクト比に対する推力電力比	12
Figure 2.8 電熱型 PPT のノズル開口比に対する推力電力比	13
Figure 2.9 電熱型 PPT の連続作動によるインパルスビットの履歴	14
Figure 2.10 電熱型 PPT の連続作動に伴うキャビティ容積の拡大	15
Figure 2.11 電熱型 PPT の PTFE キャビティに生じるチャーリング	16
Figure 2.12 PTFE バーを供給する電熱型 PPT (山梨大) 概略図	19
Figure 2.13 PTFE シートを供給する電熱型 PPT 概略図	19
Figure 3.1 実験系概略図	22
Figure 3.2 真空排気系 概略図	23
Figure 3.3 真空容器 外観	24
Figure 3.4 主放電キャパシタ (CMP92B202155K-02)	25
Figure 3.5 イグナイタ回路 回路図	27
Figure 3.6 イグニッションと主放電誘起時の電圧波形	27
Figure 3.7 ショットカウンタ 外観	28
Figure 3.8 ショットカウンタ 回路	29
Figure 4.1 シーソー型スラストスタンドの構造 概略図	35
Figure 4.2 シーソー型スラストスタンド 外観	36
Figure 4.3 レーザー変位計の出力特性	37
Figure 4.4 ロータリーポンプ振動によるノイズを受けたレーザー変位計の出力電位	38
Figure 4.5 2次遅れ系におけるボード線図 (上はゲイン線図, 下は位相線図)	39
Figure 4.6 振動ノイズの減衰・遮断処置を施した後のレーザー変位計の出力電位	40
Figure 4.7 シーソー型スラストスタンドの系	43
Figure 4.8 電磁石を使用したインパルスビット測定のキャリブレーション法	47
Figure 4.9 インパルスビット測定のキャリブレーション時のレーザー変位計出力	49
Figure 4.10 インパルスビット測定のキャリブレーション装置 外観	50
Figure 4.11 インパルスビット測定のキャリブレーション装置の制御回路図	51

Figure 4.12	マスロス・平均推力測定のカリブレーションと既知質量放出装置 概略図	53
Figure 4.13	マスロス測定のカリブレーション用の既知質量放出装置 外観	54
Figure 4.14	マスロス測定のカリブレーション時におけるレーザ変位計出力	54
Figure 4.15	平均推力測定のカリブレーション用の既知質量放出装置 外観	55
Figure 4.16	平均推力測定のカリブレーション時におけるレーザ変位計出力	56
Figure 4.17	シーソー型スラストスタンドのカリブレーションと電熱型 PPT の性能測定 の試験セットアップ	58
Figure 4.18	インパルスビット測定のカリブレーション結果	60
Figure 4.19	マスロス測定のカリブレーション結果	61
Figure 4.20	平均推力測定のカリブレーション結果	61
Figure 4.21	カリブレーション結果に基づく電熱型 PPT の測定インパルスビット履歴	64
Figure 4.22	電熱型 PPT の平均推力発生(2 Hz)時のレーザー変位計の出力電位の様子	65
Figure 4.23	カリブレーション結果に基づく電熱型 PPT の測定平均推力の履歴	66
Figure 4.24	インパルスビット測定結果・平均推力測定結果に基づいてそれぞれ算出された 両者の累積インパルスの比較	67
Figure 4.25	10,000 ショット作動における電熱型 PPT の累積マスロスの履歴	68
Figure 4.26	1,000 ショット毎のシーソー型スラストスタンドによるマスロス測定結果と、 その都度大気開放・電子天秤測定によって得た実測値との比較	69
Figure 5.1	PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の概略図	71
Figure 5.2	キャビティに近い位置に設置された O リングに生じた損耗	72
Figure 5.3	PTFE キャビティに PTFE ロッドを 8 本供給するロッド供給式 PPT 概略図	75
Figure 5.4	PTFE キャビティに PTFE ロッドを 8 本供給するロッド供給式 PPT 外観	75
Figure 5.5	PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給するロッド供給式 PPT の 10,000 ショット 連続作動におけるインパルスビットの履歴	76
Figure 5.6	PTFE キャビティに PTFE ロッドを 8 本供給するロッド供給式 PPT の 10,000 ショ ット連続作動におけるキャビティの変化	77
Figure 5.7	キャビティ内の PTFE ロッドと PTFE キャビティの表面積比・昇華レート	78
Figure 5.8	ロッド供給式 PPT モデル No.1 外観	82
Figure 5.9	ロッド供給式 PPT モデル No.2 外観	83
Figure 5.10	大気開放と真空引きがその直後の電熱型 PPT のインパルスビットに及ぼす影響	85
Figure 5.11	ロッド供給式 PPT モデル No.1 の連続作動試験におけるキャビティの変化履歴	87
Figure 5.12	ロッド供給式 PPT モデル No.2 の連続作動試験におけるキャビティの変化履歴	87
Figure 5.13	ロッド供給式 PPT モデル No.2 の連続作動試験後の PTFE ロッド端面の様子	88

Figure 5.14 PTFE ロッド端面とロッド中心軸とのなす角度の変化.....	88
Figure 5.15 ロッド供給式 PPT の連続作動試験におけるインパルスビットの履歴	89
Figure 5.16 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における累積インパルスの履歴	90
Figure 5.17 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における累積消費 PTFE 質量の履歴.....	91
Figure 5.18 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における平均マスショットの履歴	92
Figure 5.19 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における PTFE ロッドとキャビティ PTFE 部の マスロスの比較	93
Figure 5.20 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における PTFE ロッドの消費レートの推移	94
Figure 5.21 セラミック部側壁露出によるミスショットモードのメカニズム	96
Figure 5.22 枯渇したキャビティ PTFE 部を新しい PTFE 部に交換する方法の一例	98
Figure 5.23 ロッド供給式 PPT の連続作動試験におけるキャビティ容積の変化とインパルス ビット変化の関係	99
Figure 5.24 ロッド供給式 PPT におけるキャビティ内の PTFE 占有率.....	100
Figure 5.25 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における PTFE 占有率の履歴.....	101
Figure 5.26 ロッド供給式 PPT の PTFE 占有率とインパルス比の関係.....	102
Figure 5.27 ロッド供給式 PPT の連続作動試験におけるキャビティ容積変化とマスショット 変化の関係	103
Figure 5.28 ロッド供給式 PPT における PTFE ロッド消費レート推定に用いるモデル.....	105
Figure 5.29 マスショットにおける PTFE 占有率による推定値と測定値との比較.....	106
Figure 6.1 PTFE ロッド供給装置 外観.....	110
Figure 6.2 PTFE ロッド供給装置 概略図	111
Figure 6.3 ガラスビーズ充填 PTFE を使用したロッド供給式 PPT 試験時の PTFE ロッド供給 長さの履歴.....	112
Figure 6.4 PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験におけるインパルスビット履歴	114
Figure 6.5 PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験におけるマスロス履歴.....	115
Figure 6.6 PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験での供給履歴.....	116
Figure 6.7 作動初期における PTFE ロッドの昇華の不均一性	117
Figure A1.1 異種 PTFE 外観	123
Figure A1.2 異種 PTFE を適用した電熱型 PPT の 10,000 ショット作動におけるインパルスビ ットの履歴	125
Figure A1.3 異種 PTFE を適用した電熱型 PPT の 10,000 作動におけるマスロスの履歴	125
Figure A1.4 ロッド供給式 PPT モデル No.3 の連続作動試験 キャビティの変化履歴.....	128
Figure A1.5 ロッド供給式 PPT モデル No.3 の連続作動試験 インパルスビットの履歴.....	129
Figure A1.6 ロッド供給式 PPT モデル No.3 の連続作動試験 マスロスの履歴.....	129

Figure A 2.1 Hill 座標系.....	132
Figure A 2.2 $\Delta V = 9.8 \times 10^{-4}$ [m/s]($\Delta M = 10$ mg)による衛星の遷移.....	134
Figure A 2.3 $\Delta V = 9.8 \times 10^{-4}$ [m/s]($\Delta M = 10$ mg)による衛星の遷移 (横軸は日数)	134
Figure A 2.4 マニューバ開始から 1 日経過までの衛星の z 方向の変位と z 方向の速度変化	136
Figure A 2.5 マニューバ開始～目標軌道達成後までの衛星の z 方向の変位.....	136
Figure A 2.6 ホーマン型遷移による軌道高度維持 ($x-y$ プロット)	138
Figure A 2.7 ホーマン型遷移による軌道高度維持 ($t-y$ プロット)	139

表目次

Table 2.1 想定ミッション遂行に際して比推力 500 s の電熱型 PPT に要求される性能	5
Table 2.2 過去の電磁・電熱型 PPT の連続作動実績・トータルインパルスの実績	16
Table 3.1 真空容器・真空ポンプの諸元	23
Table 4.1 スラストスタンドの種類	31
Table 4.2 キャリブレーション法の種類	34
Table 4.3 レーザー変位計の仕様	37
Table 4.4 キャリブレーション係数とその理論値との比較	60
Table 4.5 可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} と K, ω_h, ζ, I, D の推定結果	62
Table 4.6 Flexural pivots のばね定数 K_{Spring} とスタンドアームの推定質量 M_{Arm}	63
Table 5.1 PTFE キャビティに供給する PTFE ロッド本数と全昇華量に対する PTFE ロッドの昇華量の割合	74
Table 5.2 ロッド供給式 PPT の構成パーツおよびその役割	81
Table 5.3 ロッド供給式 PPT の連続作動試験条件	84
Table 6.1 固体推進剤供給の手法の比較	109
Table 6.2 PTFE ロッド供給装置を実装したロッド供給式 PPT モデル No.2 の試験条件	113
Table 6.3 想定ミッションに必要な PTFE ロッド・キャビティ PTFE 部	119
Table A1.1 異種 PTFE とその密度	124
Table A1.2 異種 PTFE を適用したの電熱型 PPT の 10,000 ショット作動試験条件	124
Table A1.3 アルミナ充填 PTFE の固体推進剤利用に向けた試行結果	126
Table A1.4 ガラスビーズ充填 PTFE を適用したロッド供給式 PPT 試験条件	127
Table A1.5 28,500 ショット後におけるロッド供給式 PPT モデル No.3 のガラスビーズ充填 PTFE のマスロス実測値	128

1 序論

1.1 背景

近年, 超小型衛星の打上台数が年々増加の一途をたどっている。「Cheaper, faster and better」によって後押しされる低コスト化・開発期間短縮が見込め, 衛星構造が 50 cm 立方規格や CubeSat 規格であれば, ISS からの放出やピギーバック打上を利用することで多くの打上機会を低コストで得られるからである。こうした超小型衛星の打上目的は 2000 年代では軌道上実証などが主で, スラスタシステムは搭載されないか, 作動実証のために搭載されるかのいずれかであった。ところが, 最近では超小型衛星複数機のコンステレーション運用によるリモートセンシングや通信網の形成といった高度なミッションにシフトしつつある。このとき, スラスタシステムはフォーメーション展開や大気擾乱補償による軌道高度維持を実施する上で必須となる。

本研究は, 超小型衛星へのスラスタシステム搭載に向けてパルスプラズマスラスタ (PPT) に注目し, 特に電熱型 PPT に焦点を当てる。まず PPT は, 1960 年代から研究が開始され既に宇宙実績をもつ電気推進の一種である。このスラスタの推進剤は主に固体であり, 高圧タンク・バルブが不要で極めてコンパクトで軽量の構造をもち, 安全性も高い。推力レベル変更による精密な衛星の姿勢・位置制御も可能で, 他の電気推進と比較して低消費電力である^{[1], [2]}。PPT には電磁型・電熱型という 2 種の加速方式があり, 前者は低推力・高比推力といった特徴をもつ。一方, 本研究にて焦点を当てた後者は, 電磁型と比較して低比推力な代わりに推力電力比が高い。また, 既に宇宙実績^[3]をもち, 電磁型と比較して省エネルギーであるので, 超小型衛星向けスラスタシステムとしては特に優位性が高いといえる。

しかし, 電熱型 PPT のトータルインパルスは現状小さく, 超小型衛星に搭載する上で課題となっている。トータルインパルスが小さい理由は 2 つあり, その 1 つは連続使用に伴うインパルスビットの低下である。電熱型 PPT は, 円筒形の固体推進剤を高圧ガス密封のためのキャビティとしても使用する。このためキャビティ容積は, その内壁を構成する固体推進剤が消費されることで増大していく。

これがキャビティ内圧の低下を招きインパルスビット低下につながる。もう1つの理由は、キャビティ内汚染が PPT の作動不良に繋がることである。具体的にはキャビティ壁面が固体推進剤由来の炭素によって汚染され、異常放電かインパルスビット不発（ミスショット）を引き起こす。この炭素汚染は「チャーリング」と呼ばれ、PPT に投入されるエネルギーが小さいときに生じる。特に電熱型 PPT では、キャビティ容積が増大し固体推進剤への投入エネルギー密度が小さくなったときに発生することが報告されている。以上を鑑み、他の研究機関では、トータルインパルス向上のため PPT の大電力化やクラスタ化といった工夫がなされてきた^[4-6]。しかし、電熱型 PPT の課題を根本から解決する方法とはいえず、超小型衛星搭載を考慮すると重量・体積・電力・姿勢制御の観点からも好ましいとは言えない。

そこで、キャビティ容積・形状の維持をコンセプトとした「推進剤供給方式」を電熱型 PPT へ適用することでトータルインパルス向上を目指すこととした。電熱型 PPT のインパルスビット低下やチャーリングは、キャビティ容積・形状の初期状態を維持できないためである。これを推進剤供給方式によって解消できれば、電熱型 PPT のインパルスビットを低下させ、連続作動を阻害する要素がなくなるため、初期インパルスビットを維持しつつ作動回数が増大することでトータルインパルスを向上できる。当然この方式は、推進剤供給装置が必須でその分の体積・重量の増加は避けられない。しかし、推進剤供給方式を適用した電熱型 PPT 単機が従来複数機分のトータルインパルスを出力できれば、PPT の優位性を保持した超小型衛星用スラストシステムとしての活用が見込める。

推進剤供給方式の電熱型 PPT への適用は、電磁型 PPT のスプリングによる PTFE バーの供給方法に倣い、同様の方式を電熱型 PPT に応用する形で過去に試行されている。しかし、PTFE バーやシートといった矩形断面をもつ PTFE の供給と電熱加速のためのキャビティ内の気密性の確保は、その両立が難しいため異常放電の発生や PTFE の追加供給が不能となったことが報告された^[7-9]。つまり、今日に至るまで電熱型 PPT に適用する推進剤供給方式は未だ確立されていない。

こういった背景から、円形断面をもつ PTFE ロッドを供給推進剤とすれば O リングによってキャビティ内部の気密性を確保しつつ、供給のための摺動性確保も可能という着想を得て、PTFE ロッド供給式電熱型 PPT を設計・製作した。本研究は、PTFE ロッド供給式電熱型 PPT によって、これまで成し得なかった推進剤供給方式の確立と電熱型 PPT のトータルインパルス向上を目指したものである。

1.2 研究目的

本研究は、「電熱型 PPT の高トータルインパルス化に向けた推進剤供給方式の確立」を最終目標とする。最終目標のための「推進剤供給式電熱型 PPT」開発の遂行にあたって、以下 3 つの目的を設定し、これらの達成を本論文の目的とする。

- I. 推進剤供給式電熱型 PPT に適した性能測定装置（スラストスタンド）の開発
- II. 円形断面をもつ PTFE ロッドの供給を基軸とした、これまで報告された故障モードを回避可能な PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の設計と性能取得
- III. フライトモデルとしての PTFE ロッド供給式電熱型 PPT を見据えた推進剤供給装置の設計・製作とその作動実証

1.3 本論文の構成

本論文は、前述の研究目的に則り以下のように構成される。

- 1章. 本章であり、研究背景および研究目的を述べる。
- 2章. 電熱型 PPT とその宇宙利用に向けた課題について述べる。
- 3章. 本研究で使用した実験装置について述べる。
- 4章. この章では、目的 I 達成のために行った電熱型 PPT のインパルスビットと消費した推進剤質量（マスロス）の同時測定が可能なシーソー型スラストスタンドとそのキャリブレーション装置について述べる。マスロスを直接測定できるため大気開放が不要で、それによる性能への影響も除去できる。構造が複雑化な推進剤供給式電熱型 PPT の分解も不要となるので、性能取得の高効率化も期待できる。同時開発したキャリブレーション装置は装置そのもののキャリブレーションが不要という利点をもつ。この装置によるキャリブレーションと電熱型 PPT の性能測定を行い、測定精度を評価した。
- 5章. この章では目的 II に焦点を当てる。円形断面をもつ PTFE ロッドの供給をベースに、推進剤供給とキャビティ内の気密性確保を両立し、異常放電や供給不能といった故障モードを回避できる「PTFE ロッド供給式電熱型 PPT」の設計・製作を行った。シーソー型スラストスタンドを利用し性能測定を行い、手動による PTFE ロッドの追加供給によるインパルスビット維持の実証を行った。さらに寿命や性能の決定要因を考察し、トータルインパルス向上に向けた指針を検討した。
- 6章. 目的 III 達成のため、推進剤供給式電熱型 PPT に装着する推進剤供給装置を製作し、方法論としての供給可否の確認を行った。また、装置を用いた推進剤供給を行いつつ作動試験を行い、スラストシステム構築に向けた作動実証を行った。また、この試験を通じてシーソー型スラストスタンドによる大気開放とスラスト分解を行わない性能測定が可能であることを実証した。
- 7章. これまでの章を総括し、結論を述べる。

2

電熱型パルスプラズマスラスタと その宇宙利用に向けた課題

2.1 想定ミッションとスラスタ要求

近年 1-100 kg の超小型衛星が、搭載する観測・実験機器の軌道上実証を目的に高度数 100 km の低軌道に盛んに投入され、その台数は年々増加している。ここで得られた知見・フライトデータを基に、将来的には複数機の超小型衛星を編隊飛行させるなどの大規模なミッションの計画・実施が予想される。本研究は、このような超小型衛星の編隊飛行のためのフォーメーション展開や低軌道における高度維持など、ミッション遂行上の要求を満足するスラスタシステムの開発を行う。超小型衛星に搭載するスラスタシステムとして、電熱型パルスプラズマスラスタ (PPT) を採用する。電熱型 PPT の詳細は次節以降に述べる。

複数機の超小型衛星によるフォーメーションフライトを想定ミッションとし、このミッション概要を述べる。まず、50 kg の超小型衛星を想定し、同型の機体を 9 機同時に打ち上げ、高度 500 km に投入する。この後、各衛星に搭載されたスラスタを用い 10 km 間隔の 3×3 のフォーメーション展開を行う。フォーメーション展開は初期に投入された位置に留まる衛星を中心衛星とし、8 機の衛星が中心衛星を取り囲むような位置に遷移することで行う。具体的には、中心衛星の周回軌道における速度方向に 2 機の衛星が±10 km 遷移、別の 2 機は軌道面傾斜角を変更して中心衛星に対し最大で±10 km 遷移、残る 4 機は速度方向遷移と軌道面変更を同時に行うことで実施する。フォーメーション展開後、各ポジションに到達した各衛星は大気擾乱による高度低下を電熱型 PPT によって 1 年間補償する。このようなフォーメーション展開を行った場合、例えば各衛星から地上のある一点にむけて可視光レーザーを照射すると、地上からは上空にドットマトリックスが描画されたように見える。展開する機体の数を増やしていけば、エンターテイメントや広告など様々な用途への活用が見込める。Figure 2.1 にこの想定ミッションの概要を示す。

この想定ミッションのスラスタへの要求性能の策定のため、搭載する電熱型 PPT の性能は比推力 500 s (Figure 2.4 を参照) と仮定する。これは出力インパルスビットを $500 \mu\text{N}\cdot\text{s}$ とすると、マスショットとして $100 \mu\text{g}$ 程度の PTFE を消費することを意味する。この PPT を 50 kg 衛星に搭載した際における、必要 ΔV 、推進剤質量 ΔM_{Prop} 、トータルインパルス I_{tot} を Table 2.1 に示す。想定ミッションの遂行には、電熱型 PPT を利用する場面は、10 km 間隔のフォーメーション展開と、1 年間の高度 500 km 維持である。このうち、フォーメーション展開に関しては、特に軌道面変更が今回の要求ミッションにおいて最も大きな ΔV を必要とし、およそ 11 m/s 必要である。速度方向への軌道遷移は軌道面の変更と比較して必要 ΔV が非常に小さい。1 年間の高度維持には、およそ 3 m/s 強の ΔV を行う必要がある。つまり、想定ミッションの完遂のために電熱型 PPT は、最大で軌道面の変更と高度維持の両方を実施する必要があり、必要トータルインパルスに換算すると約 $1 \text{ kN}\cdot\text{s}$ もあれば十分といえる。この必要 ΔV の計算の詳細は Appendix A2 章にて述べる。

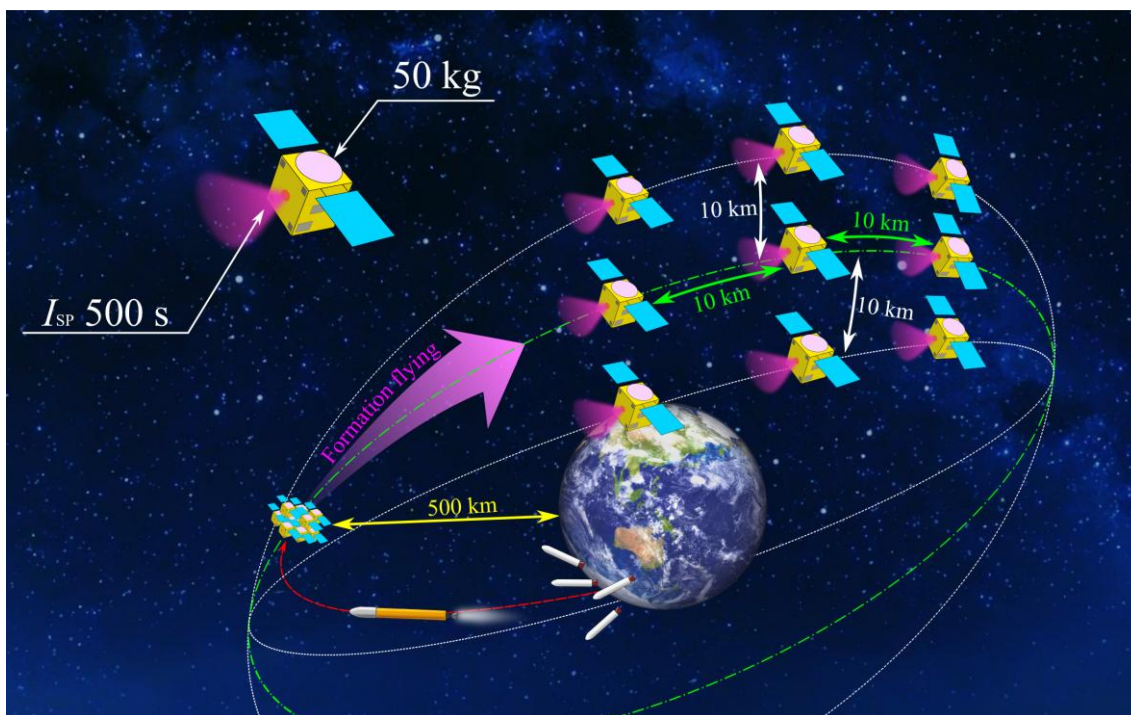


Figure 2.1 電熱型 PPT を搭載した超小型衛星による想定ミッションの概要

Table 2.1 想定ミッション遂行に際して比推力 500 s の電熱型 PPT に要求される性能

Maneuver	ΔV	ΔM_{Prop}	I_{tot}
速度方向遷移 $\pm 10 \text{ km}$	$2.0 \times 10^{-3} \text{ m/s}$	0.02 g	$0.1 \text{ N}\cdot\text{s}$
軌道面変更 $\pm 10 \text{ km}$	11 m/s	113 g	$0.55 \text{ kN}\cdot\text{s}$
Altitude keeping for 1 year	3.1 m/s	31 g	$0.16 \text{ kN}\cdot\text{s}$

2.2 パルスプラズマスラスタ

パルスプラズマスラスタ (Pulsed Plasma Thruster; PPT) は、1960 年台に研究開発が開始され、旧ソ連の火星探査機 Zond-2 の 3 軸制御用スラスタとして宇宙機に最初に搭載された電気推進である^[1, 2]。他にも、米国にて LES-6 (1968 年)^[10]・LES8/9 (1976 年)^[11, 12]・EO-1 (2000 年)^[13, 14]、日本ではラムダ L-4SC-3 号機(1974 年)・ETS-IV (1981 年)^[15]、また大阪工業大 PROITERES-I (2012) に搭載され^[3]、その宇宙実績は多い。PPT の加速形態は電磁加速もしくは電熱加速に分類される。この加速形態の違いは後述するが、両者に共通する特徴を以下に示す。

- 構造が簡素 (コンパクトかつ軽量)
- 他の電気推進と比較して低消費電力
- 微小推力を任意の時間間隔で発生可能
- 固体推進剤として主に PTFE(Polytetrafluoroethylene: 特に Teflon®)を使用する

PPT は、Figure 2.1 や 2.2 で示されるように固体推進剤を電極で挟んだだけの単純な構造をもち、製作が容易に行える。消費電力は 1~100 W であり電気推進の中では数 100 W~数 kW のイオンスラスタ・ホールスラスタと比較して低電力である^[2]。50 kg 級の超小型衛星に搭載する場合、過去の例を踏まえると発電量は約 100 W 前後であり、スラスタシステムに与えることのできる電力はおよそ 30 W 程度かそれ以下であるので^[4, 31, 32]、超小型衛星への搭載は容易といえる。また、PPT は微小推力を数 10 $\mu\text{N}\cdot\text{s}$ から数 $\text{mN}\cdot\text{s}$ のインパルスビットとしてパルス状に発生する。このとき、パルス間隔は任意に調節できるため推力レベル可変のスラスタといえ、精密な姿勢・位置制御を可能とする。

PPT の特筆すべき特徴として、無毒・固体推進剤として PTFE が主に使用されることが挙げられる。無毒固体である PTFE を使用することで、推進剤タンクや供給配管、シール、機械的バルブ等の駆動部や制御器機が不要となり、他の電気推進機と比較しても極めてコンパクトかつ軽量の推進装置を構築できる。特に、気体推進剤を封入する加圧容器が不必要・ヒドラジンのような毒性がないという 2 点は、超小型衛星をピギーバック打上する際の厳しい安全要求をクリアする上で、この上ない優位性を持っているといえる。

2.3 PPT の作動原理

PPT の推力発生原理^[1, 16]を以下に示す.

- ① イグナイタによって印加される高電圧放電により, 露出面から少量の PTFE を昇華させ, その一部をプラズマ化させる.
- ② プラズマはアノード・カソード間に広がり, 高導電性の領域をつくる. これにより, 絶縁されていたアノード・カソード間がショートし, 両電極につながれたキャパシタ内の電荷が一斉に流れ, 主放電が形成される.
- ③ この主放電による電流がジュール加熱および輻射によって PTFE にエネルギーを与え昇華させる. 昇華した PTFE は, 高エンタルピー気体の膨張による空力加速を受ける. また, 一部は電離してプラズマとなり, 主放電電流とその自己誘起磁場がつくる電磁力による電磁力学的加速を受ける.
- ④ 電磁力学的, 気体力学的加速を受けたプラズマは, 下流方向に加速され, その放電領域を広げつつ, スラスタ外に排出される.

PPT はローレンツ力によって加速する電磁型と, 空力的に加速する電熱型の 2 種類に大別され, ③のプロセスにおいて電磁型では自己誘起磁場によるローレンツ力が, 電熱型では高エンタルピー気体の空力加速が支配的に影響する.

2.4 電磁型 PPT と電熱型 PPT

電磁型 PPT は Figure 2.2 のように矩形断面の PTFE を極板 2 枚（アノードとカソード）で挟んだ構造となっている。加速形態は主に、主放電電流と自己誘起磁場によるローレンツ力による電磁的な加速である。

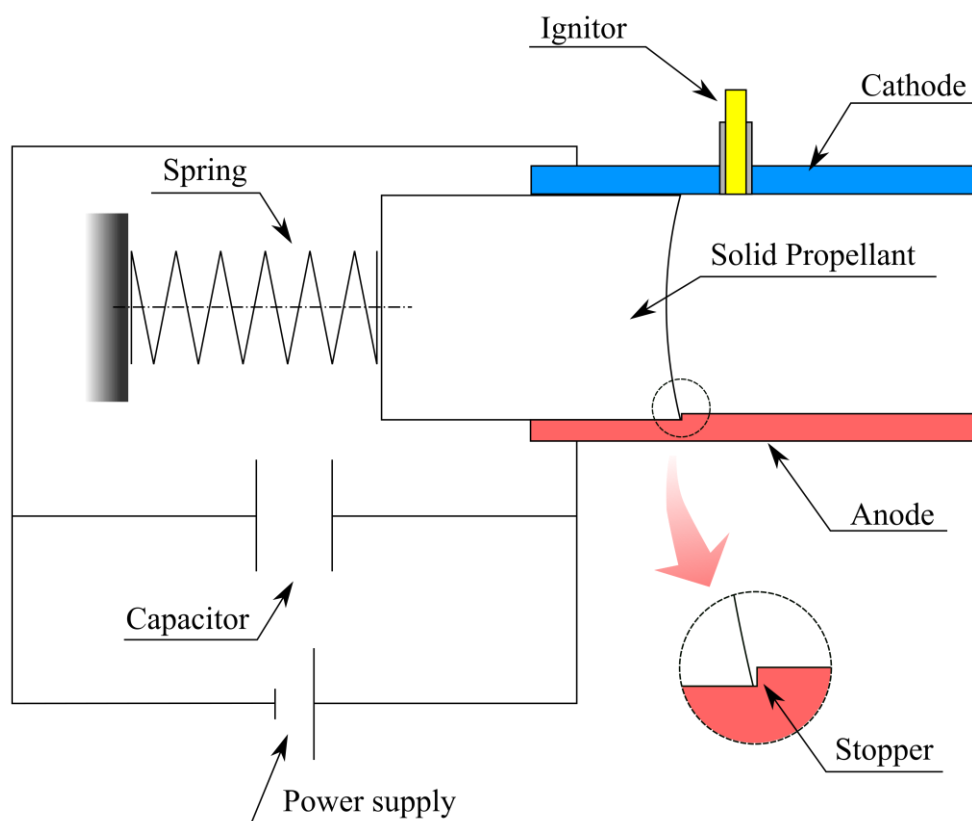


Figure 2.2 電磁型 PPT 概略図

続いて、電熱型 PPT は Figure 2.3 のように貫通穴を開けた PTFE ブロックをアノード・カソードの 2 つの電極で挟んだ構造をもつ。主放電電流はアノードから PTFE ブロックに開けられた貫通穴の壁面を介し、カソードに向かって流れる。この時、この貫通穴は主放電電流によって昇華したガスを密封する放電室（キャビティ；PTFE キャビティ）としての機能を有する。また、カソードはノズルとしての役割をもち、主放電によって昇華され PTFE キャビティ内で圧力が上昇した PTFE ガスは、このカソードを介して噴射される。つまり、その加速形態は高エンタルピーの PTFE ガスを、ノズルを介して運動エネルギーに変換する空力加速となる。

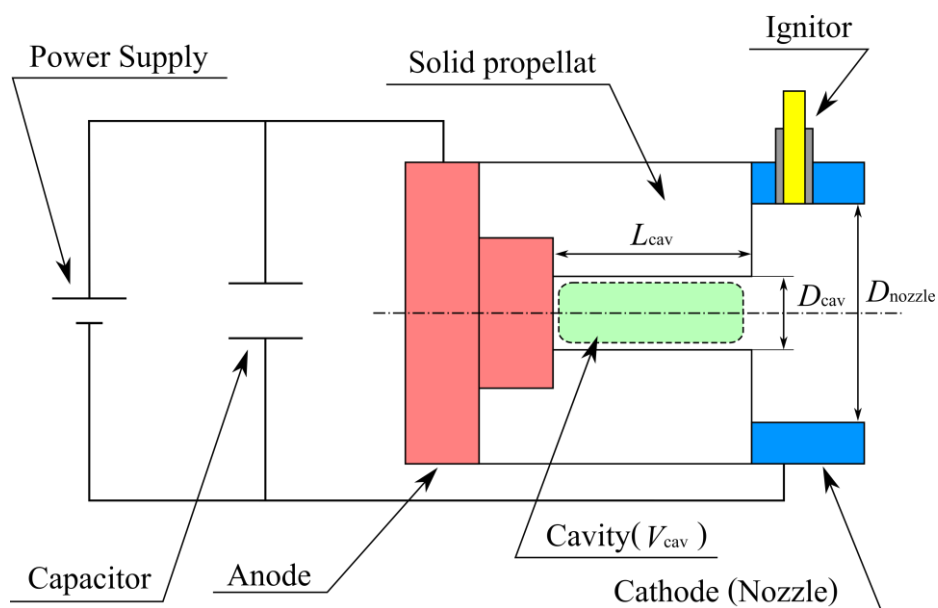


Figure 2.3 電熱型 PPT 概略図

電磁型 PPT と電熱型 PPT の最たる違いは、前者が低インパルスビット・高比推力であるに対し、後者は高インパルスビット・低比推力であることである。Figure 2.4 に過去の電磁型 PPT および電熱型 PPT の比推力と推力電力比（インパルスビット-投入エネルギー比；Thrust/Power ratio ; F/P ）の関係を示す^[11-30]。電磁型 PPT は推力電力比が約 $30 \mu\text{N}\cdot\text{s}/\text{J}$ 以下、かつ比推力は $1,000 \text{ s}$ 以上の領域に主に分布している。一方、電熱型 PPT の比推力は 500 s 程度にとどまるが、推力電力比は $30 \mu\text{N}\cdot\text{s}/\text{J}$ 以上の領域に分布している。高い推力電力比は、少ない電力で大きなインパルスビットを見込めることを意味し、発電量が限られる超小型衛星を大気擾乱が支配的な低軌道で運用する上で有利である。こういった利点から超小型衛星のスラストシステムとしては電磁型 PPT より電熱型 PPT が適切と判断できる。比推力が 500 s 程度といったデメリットがあるが、そもそも PPT は搭載する固体推進剤質量がスラスト重量と比較して非常に少ない。このためこの低比推力を賄うために推進剤質量を増加させたとしてもスラストの全体質量に大きく影響せず問題にはならない。

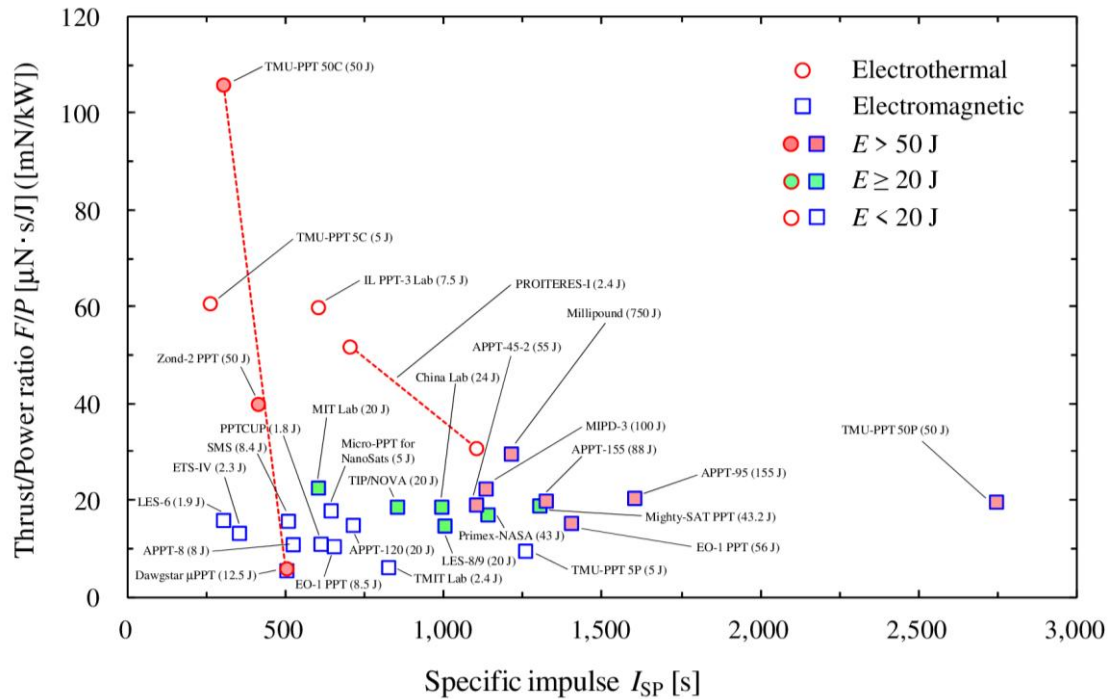


Figure 2.4 電磁型 PPT・電熱型 PPT の比推力に対する推力電力比

2.5 推進剤

前述の通り PPT は固体推進剤として PTFE を使用することが主流であるが、これには歴史的な理由がある。過去 Celcon®, Halar®, Tefzel® など多く種類の固体推進剤が試されてきた結果、最も良い性能 (高比推力, 大インパルスビット) を示したのが PTFE であった^[33]。テフロンは $\text{-C}_2\text{F}_4\text{-}$ 単量体とする分子量 100 程度, 重合体で分子量が数万にもなる巨大分子性のポリマーであり, 科学的に極めて安定, 電離電圧が 10.3 eV と希ガスと比べて低く, かつ昇華性を備えている (327 °C でゲル化, 640 °C でガス化)。このため宇宙空間での使用に適した推進剤といえる。

2.6 電熱型 PPT のコンフィグレーション・エネルギー特性

電熱型 PPT はその加速形態のため, インパルスビットがスラスト寸法や投入エネルギーに依存する。これまで先行研究されてきた電熱型 PPT における

- 投入エネルギーに対する推力電力比を Figure 2.5 に,
- 単位キャビティ容積あたりの投入エネルギーに対する推力電力比を Figure 2.6 に,
- キャビティのアスペクト比 (長さ/直径) に対する推力電力比を Figure 2.7 に,
- ノズル開口比に対する推力電力比を Figure 2.8 にそれぞれ示す^[3-6, 34-39]。

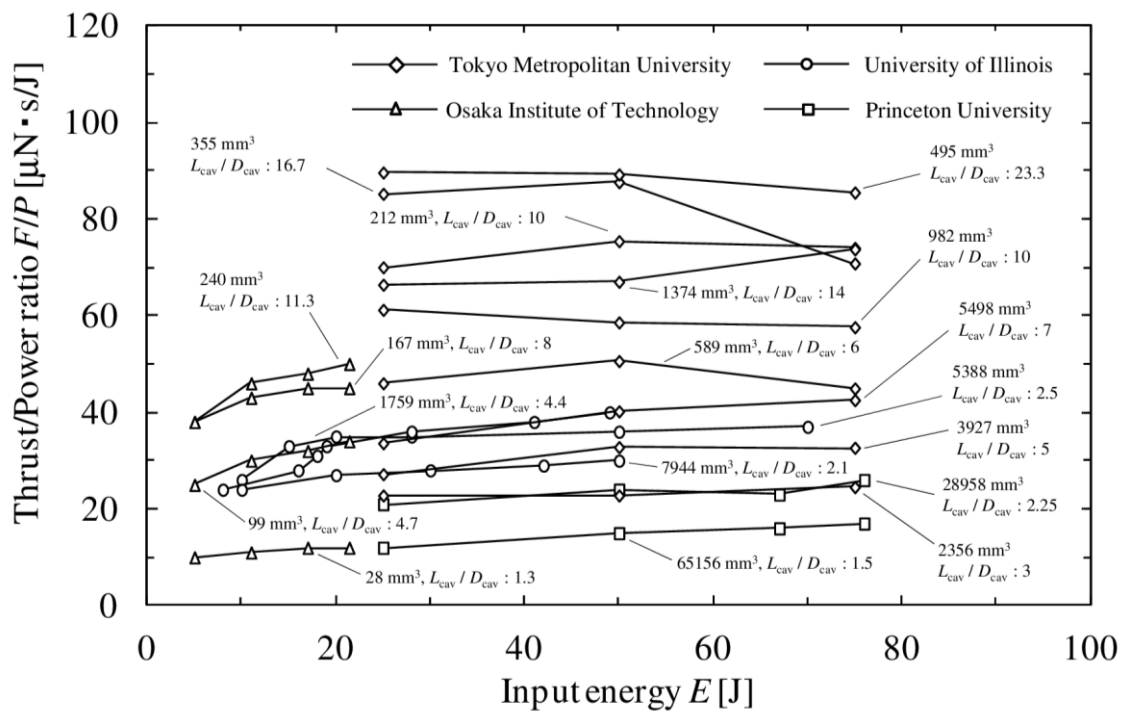


Figure 2.5 電熱型 PPT の投入エネルギーに対する推力電力比

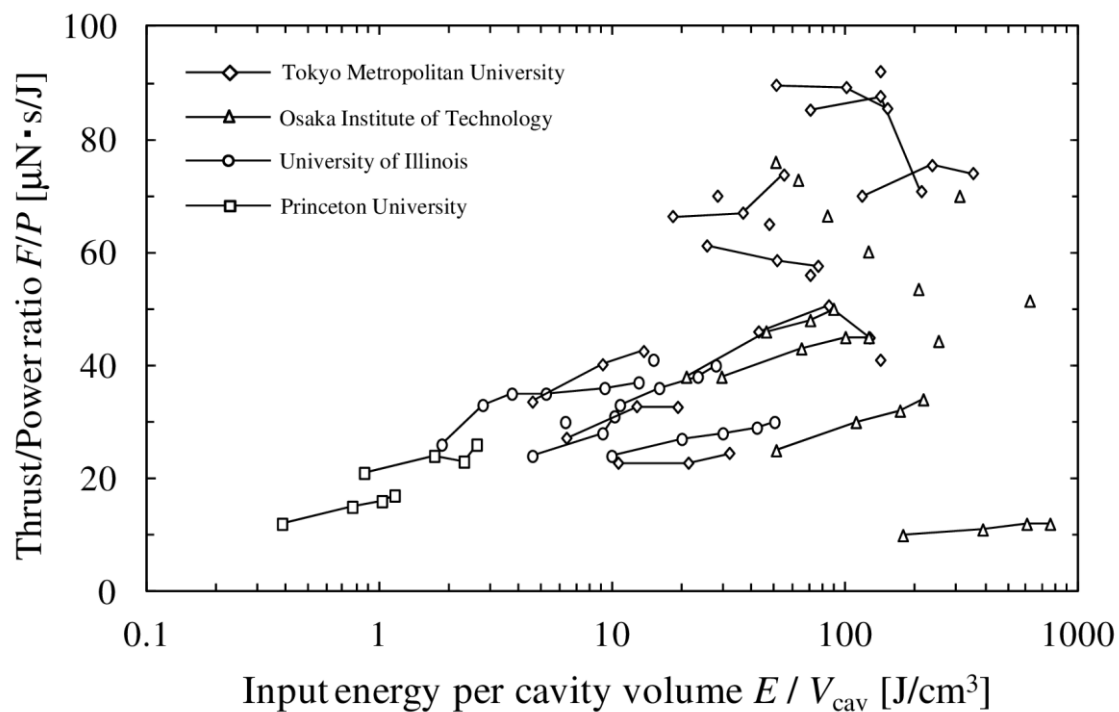


Figure 2.6 電熱型 PPT の単位キャビティ容積あたりの投入エネルギーに対する推力電力比

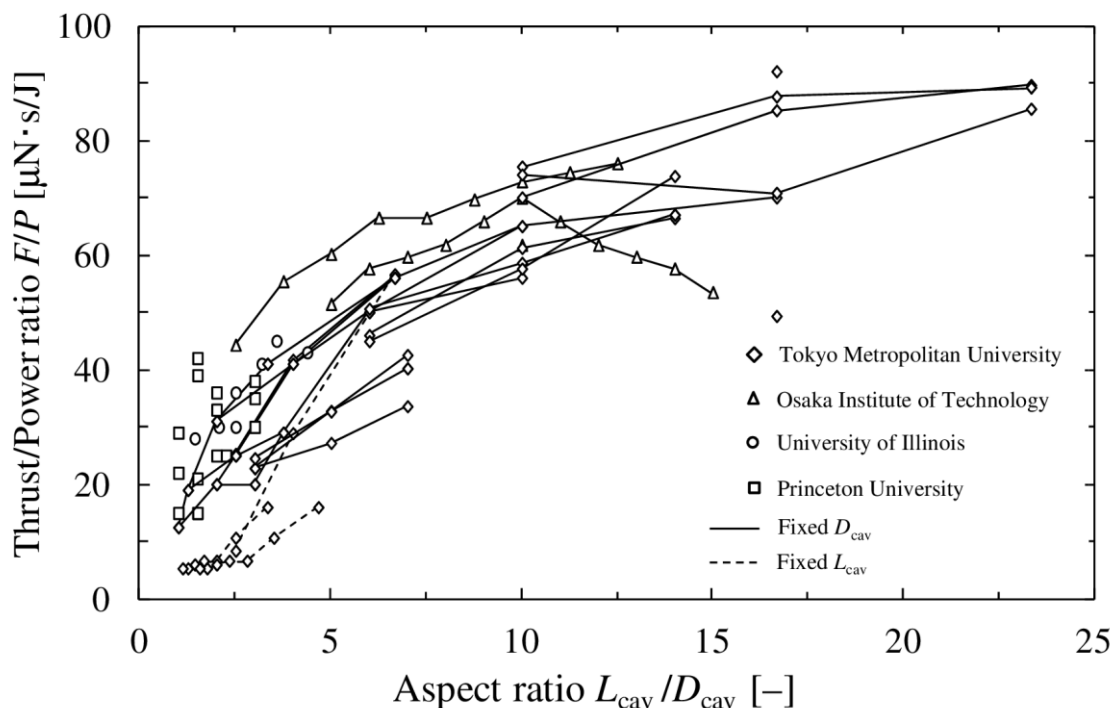


Figure 2.7 電熱型 PPT のキャビティアスペクト比に対する推力電力比

Figure 2.5 からは、キャビティへの投入エネルギーを向上すると 20 ~ 30 J までの範囲ではやや推力電力比が上昇する傾向があるが、以降はほとんど横ばいとなることが読み取れる。つまり、投入エネルギーを高くすれば、比例してインパルスビットも向上することを意味する。これは投入エネルギーが上昇したことで昇華する推進剤質量が増大し、これに伴ってキャビティ内圧力が上昇するためと考えられる。同一の投入エネルギーで推力電力比に上下関係があるのは、キャビティ容積とキャビティのアスペクト比が関係していると思われる。

そこで Figure 2.6 に、単位キャビティ容積あたりの投入エネルギーに対する推力電力比を示す。全体的な傾向として、単位キャビティ容積あたりの投入エネルギーが向上すると、これに伴い推力電力比も向上する。つまり同一のエネルギーを投入するならば、キャビティ容積は小さい方が良いといえる。一方で Figure 2.6 では、 $E/V_{\text{cav}} = 100 \text{ J/cm}^3$ 近傍で推力電力比のピークがあるようにも見えるため、今後さらなる調査が必要である。

同一容積でも、細長い形状のキャビティであるほど推力電力比が大きくなることを Figure 2.7 は示している。しかし、過剰にキャビティ内径が小さい・キャビティ長さが長い場合、主放電を誘起できないことが報告されており^[4, 38, 39]、最適なアスペクト比を探る必要がある。

以上をまとめると、高インパルスビットを見込める電熱型 PPT のキャビティ形状は、主放電誘起が可能な範囲で、容積を小さく、かつ細長くすることが最適といえる。

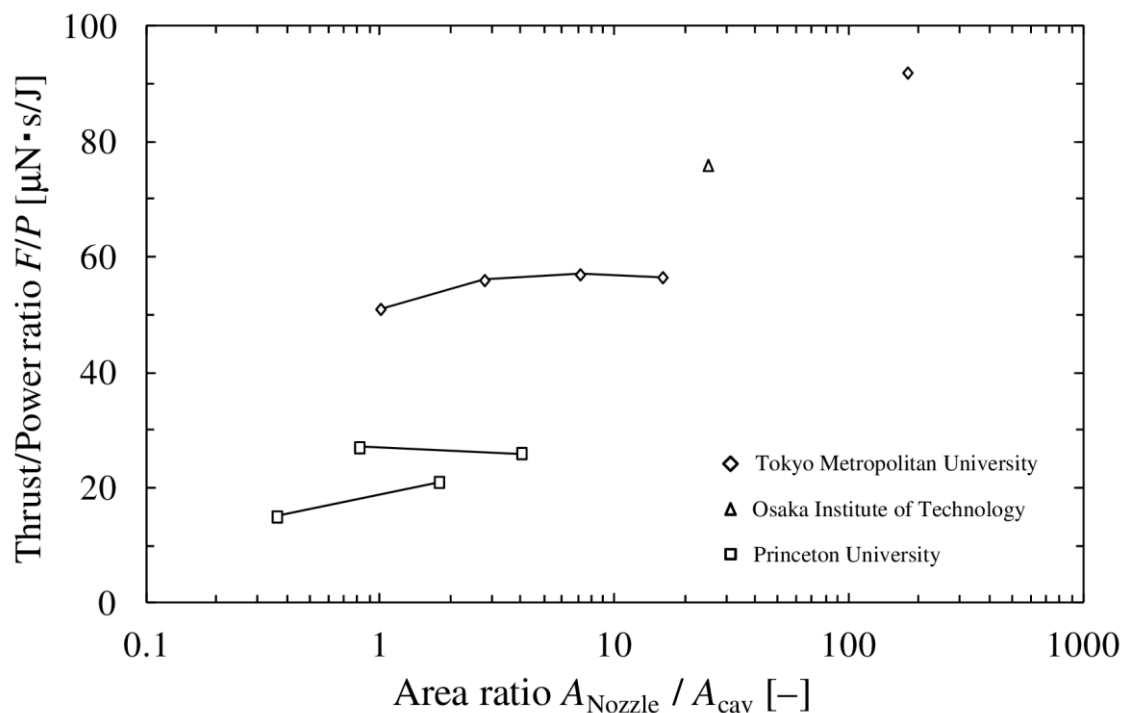


Figure 2.8 電熱型 PPT のノズル開口比に対する推力電力比

Figure 2.8 は、カソード（ノズル）がストレートノズル形状である場合のキャビティ→ノズルへの開口比(ノズル断面積/キャビティ断面積)を横軸に、推力電力比をプロットしたものである。線で結ばれたプロットは、同一のキャビティ形状に対してノズル直径を変化させた際の推力電力比の推移を示す。キャビティ径<ノズル径(つまり $A_{\text{Nozzle}} / A_{\text{cav}} = (D_{\text{Nozzle}} / D_{\text{cav}})^2 > 1$)とする方が推力電力比は良いことが報告されており^[36, 37]、全体的な傾向としてもそのように読み取れる。また、寿命の観点から小さなノズル径は避けることが好ましい。これは、キャビティ内径がノズル内径より大きい場合、後述する「チャーリング」がキャビティ内で発生しやすいことが報告されているためである^[4, 36]。ストレートノズルとの比較の結果、ダイバージェントノズルを装着することでインパルスビットが若干向上するという報告^[40]があるが、インパルスビットに差が見られない^[34]、ストレートの方が高いという報告^[35]もある。このため、現状では最適なノズル形状が確立されているとはいえない。ただ、ダイバージェントノズルの使用に関していえば、チャーリング回避を鑑みると、ノズル入口径が小さくなりやすいことから、敢えて採用する必要はないと考えられる。このため、大口径ストレートノズルの使用が現状での最適な選択肢と思われる。

2.7 電熱型 PPT の課題

電磁型 PPT と比較して大きな推力電力比をもつ電熱型 PPT には「インパルスビットの低下とそれに伴うトータルインパルスの制約」という課題がある。Figure 2.9 は本研究の中で行った電熱型 PPT (初期キャビティ径 : $\Phi 5.5$, キャビティ長さ : 11 mm, 19.6 J 投入) のショット数に対するインパルスビットの履歴, Figure 2.10 はその電熱型 PPT の連続作動に伴う PTFE キャビティの内径が拡大する様子を示している。これらのグラフ・写真のように電熱型 PPT は連続作動に伴いインパルスビットが低下し, かつキャビティ容積が増大する。これは電熱型 PPT を構成する PTFE がガス・プラズマを閉じ込めるキャビティとしての機能と固体推進剤としての機能の 2 つを兼任していることに起因する。具体的には, 固体推進剤としてキャビティ壁面である PTFE が主放電によって昇華されキャビティ壁面が後退するため, 結果としてキャビティ容積が増大する。キャビティ容積が拡大するとキャビティ内圧やプラズマ電離度が低下する。これが 1 ショットの作動によって出力されるインパルスビット, および昇華される PTFE の質量 (マスショット) の低下につながりスラストとして本来出力できていた性能を発揮できなくなる。この傾向は大阪工業大学や首都大学東京などによる電熱型 PPT の連続作動の結果によっても同様に報告されている^[3-6]。

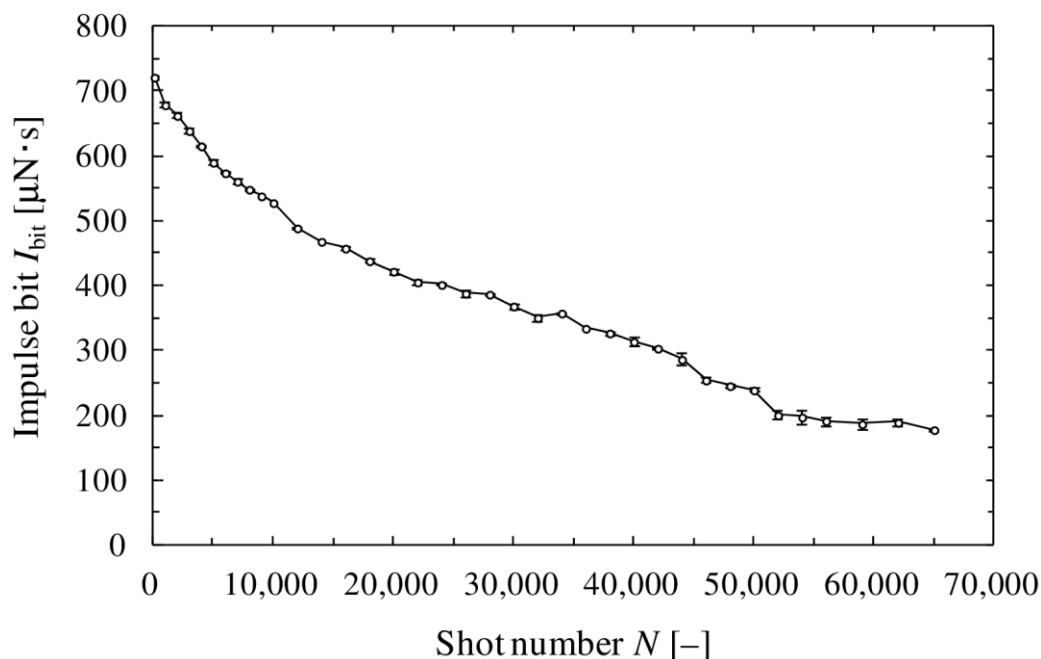


Figure 2.9 電熱型 PPT の連続作動によるインパルスビットの履歴

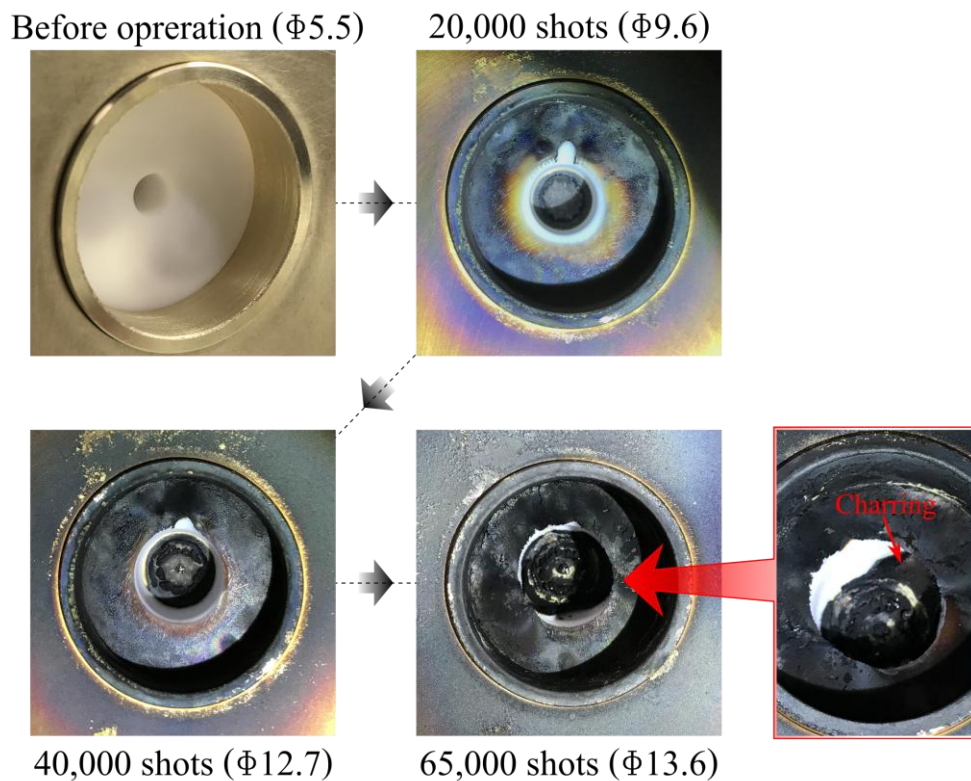


Figure 2.10 電熱型 PPT の連続作動に伴うキャビティ容積の拡大

このインパルスビットの低下とキャビティ容積の増大は、電熱型 PPT のトータルインパルスに影響を及ぼす。電熱型 PPT のトータルインパルスは、それまで出力してきたインパルスビットの累積値となる。インパルスビットの低下は、このトータルインパルスの上昇レートを小さくする。これを補償するため作動周波数を増やすという方法が考えられるが、衛星電力の制約があるためこの方法には限界がある。加えて、連続作動に伴ってキャビティ容積が増大すると「チャーリング」という現象が生じる。これは電熱型 PPT の作動不良の原因となり、トータルインパルスを制限する大きな要因である。チャーリングとは Figure 2.11 に示すように PTFE キャビティ壁面に炭素が支配的に存在する黒く汚染された領域が生じる現象である^[41]。チャーリングされた領域が拡大すると、電熱型 PPT が制御不能となる 2 種類の故障モードに陥る。1 つはイグニッションしたにも関わらず主放電が誘起されずインパルスビット不発となる「ミスショット」、2 つ目は導電性の炭素領域が放電パスが形成し電極間の絶縁を破壊する「異常放電」である。ミスショットモードの場合は主放電誘起が行えず、異常放電モードの場合は所定の電圧に充電される前に放電が開始し予測不能な推力を発生させることから、いずれの場合も PPT の制御性が失われ寿命につながる。過去に報告された電磁型および電熱型 PPT の連続作動およびトータルインパルスの実績を Table 2.2 に示す。現状、電熱型 PPT は上記の性能低下およびチャーリングの発生が要因となって、単機で kN・s オーダーのトータルインパルスを出力できない。

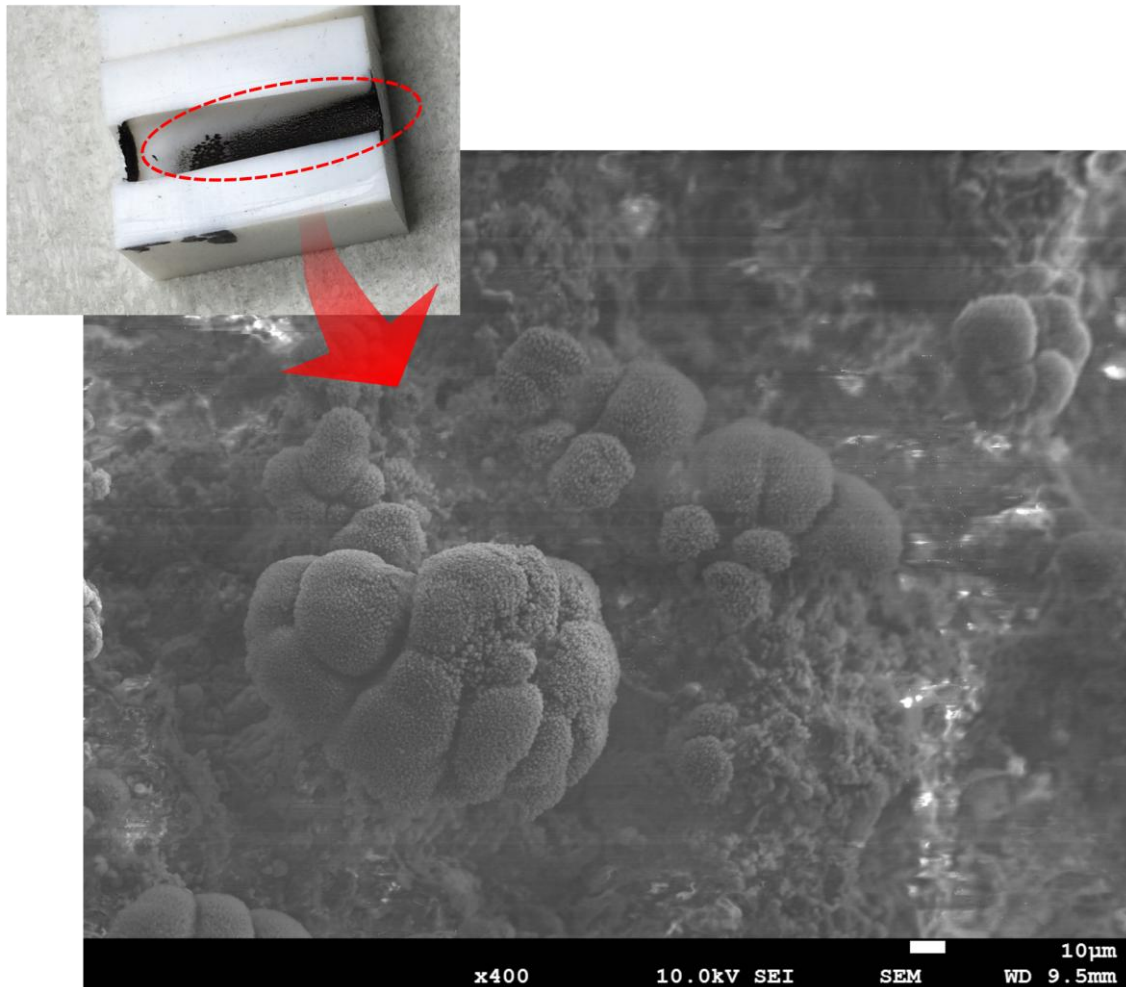


Figure 2.11 電熱型 PPT の PTFE キャビティに生じるチャーリング

Table 2.2 過去の電磁・電熱型 PPT の連続作動実績・トータルインパルスの実績

	Type	Input energy	Max shot number	Total impulse
PPTCUP ^[26]	Electromagnetic	2 J	1,125,000 shots~	44 N·s
EO-1 PPT ^[14]	Electromagnetic	56 J	530,000 shots (estimated)	460 N·s (estimated)
APPT-95 ^[24]	Electromagnetic	155 J	16,300,000 shots (estimated)	52 kN·s
PROITERES-I PPT ^[3]	Electrothermal	2.4 J	50,000 shots	5.4 N·s
MDR-PPT ^[4] (PPT × 7)	Electrothermal	31.6 J	560,000 shots (80,000 shots × 7)	630.7 N·s (90.1 N·s × 7, estimated)
Φ50 mm coaxial PPT ^[5]	Electrothermal	75 J	467,000 shots	266 N·s

2.1 章に想定ミッションとして紹介した「50 kg の超小型衛星群を高度 500 km にて比推力 500 s を仮定した電熱型 PPT を用いて 10 km 間隔のフォーメーション展開と、1 年間の高度維持の実施」に必要なトータルインパルスは Table 2.1 より約 1 kN・s である。つまり、トータルインパルスが 1kN・s に満たない現状の電熱型 PPT では遂行可能なミッションは数ヶ月程度の短期間のものに限られる。電磁型 PPT では既に kN・s のトータルインパルスを達成しているが、推力電力比が小さいことから電力レベル（投入エネルギーもしくは作動周波数）を大きくする必要があり、この場合超小型衛星への適用は考えづらい。

電熱型 PPT のトータルインパルス向上に向けた取り組みとして、Table 2.2 のΦ50 mm Coaxial PPT（首都大）のように固体推進剤のサイズを大きくし、投入エネルギーを大きくすることでインパルスビットを向上させる大型化・大電力化が考えられる。しかし、PPT のスラスタ重量は主放電キャパシタの重量に依存するため、大型化・大電力化はスラスタ重量を大幅に増大させるデメリットがある。実際、電源重量を加えたスラスタ重量は 10 kg であったことが報告されている。もう 1 つ、Table 2.2 の MDR-PPT（大工大）のように複数のスラスタを並列に実装し作動することで高トータルインパルス化を図るクラスタ化も考えられる。しかし、こちらもスラスタの台数が増加することによる重量増大はもちろん、各スラスタの出力するインパルスビットの不均一性などによる不要なトルクの発生が考えられる。これは超小型衛星に姿勢系として実装するリアクションホイールや磁気トルカへの負担を増大することとなり、リモートセンシングなどのミッション要求の観点から好ましいとはいえない。結果として、50 kg の超小型衛星への搭載に向けた電熱型 PPT の大型化・大電力化やクラスタ化は、ミッション期間が長期化すればするほど、ペイロード重量や姿勢制御の観点から限界があるといえる。

2.8 推進剤供給方式と電熱型 PPT への適用

電熱型 PPT のトータルインパルス向上の指針は、大型・大電力化やクラスタ化の他に「推進剤供給方式」の適用がもう 1 つの手段として挙げられる。推進剤供給方式の基本コンセプトは「キャビティ形状・容積の維持」による「インパルスビットの維持」である。電熱型 PPT のトータルインパルスを制限する要因は、2.7 節で述べた通りキャビティ容積拡大によるインパルスビットの低下と、チャーリング発生が引き起こす異常放電モード・ミスショットモードによって制御性を失うことである。推進剤供給方式によって電熱型 PPT の作動初期におけるキャビティ容積・形状が維持できれば、インパルスビットの低下もチャーリングも生じないことから、初期のインパルスビットを維持しつつ作動回数を増大させることでトータルインパルスを向上できる。電熱型 PPT に適用する具体的な推進剤供給方式の確立がそのトータルインパルス向上における要といえる。

推進剤供給方式は、電磁型 PPT では既にスプリングを使用し PTFE バーを電極間への押し込む方式（スプリング方式）が確立されている。これにより電磁型 PPT は数 10 万から数 100 万の作動回数を達成している。

一方、電熱型 PPT では、具体的に推進剤供給方式を適用した「推進剤供給式電熱型 PPT」が未だ確立されていない。なぜなら、「電熱加速のための高圧ガスのキャビティ内における気密性」と、「推進剤の供給」という 2 つの要求が背反するためである。電磁型 PPT の場合はその加速方式のため、供給される PTFE バーの摺動性さえ確保されていればよく、スプリング方式で十分である。この例に倣って、過去に様々な研究機関にて、1 対または 2 対の PTFE バーをガラスやセラミックなどの絶縁材料で構築されたキャビティにスプリング方式で供給し、電熱型 PPT として作動させる方式が試された (Figure 2.12)^[9,40]。ところが、バー端面が不均一に昇華されたためにキャビティ壁面が露出し、その箇所が炭素汚染される結果となった。また、PTFE バー供給と供給路の空隙に PTFE ガスが侵入し炭素汚染されることで 1,000 回作動もしないうちに異常放電モードとなったことも報告された。本研究が行われる前、シート状の PTFE をセラミック製または PTFE 製のキャビティに供給し内部で円筒状に巻く PTFE シート供給式 (Figure 2.13) を試行した^[7,8]が、この方法では、PTFE シートが不均一に昇華されたためキャビティ内に残留してしまい、追加供給が困難となった。また、昇華によって発生した PTFE ガスが PTFE シートとキャビティ壁面との空隙に侵入し、キャビティ壁面を炭素汚染したため異常放電モードに陥った。シート供給路もガス密封が行えないために炭素汚染され、推力損失および異常放電リスクを高める原因となった。

以上の事例に共通することは供給される PTFE が矩形断面をもつことである。矩形断面をもつ PTFE の供給は、どんなにその摺動性を犠牲にして供給 PTFE に供給路壁面を密着させたとしても、微小な隙間が必ず矩形断面の頂点に生じるため、気密性確保が困難となる。故に矩形断面ではなく頂点を持たない円形断面をもつ PTFE ロッドを供給するといった方法が必要となる。

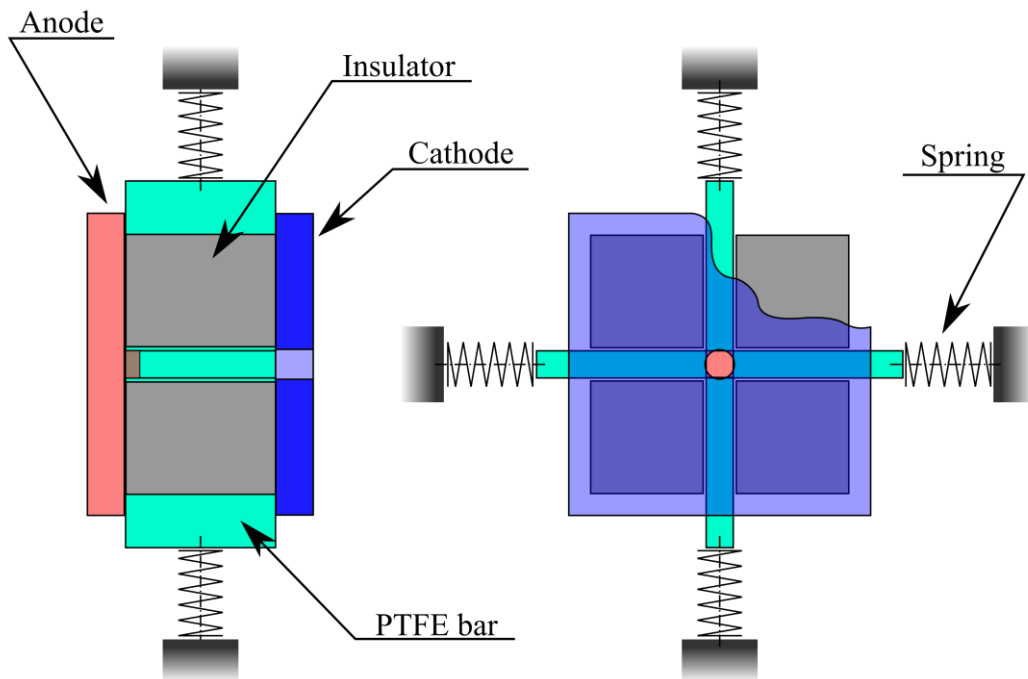


Figure 2.12 PTFE バーを供給する電熱型 PPT (山梨大) 概略図

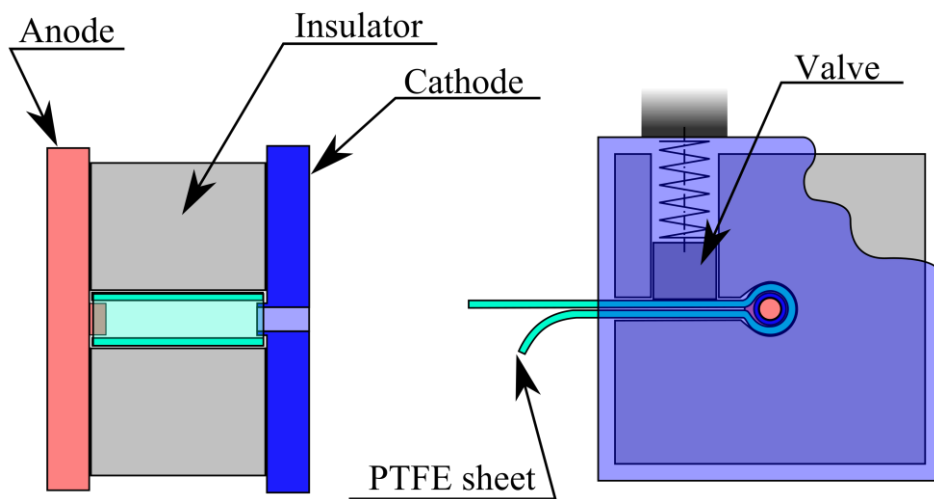


Figure 2.13 PTFE シートを供給する電熱型 PPT 概略図

2.9 円形断面をもつ PTFE ロッドを使用した推進剤供給方式の着想

電熱型 PPT のトータルインパルス向上にとって、具体的な推進剤供給方式の適用方法の確立は要である。しかしながら、これまでの背景で述べた通り、矩形断面の PTFE を供給する方法では推進剤供給方式の確立には至らなかった。

そこで本研究では、円形断面をもつ PTFE ロッドを供給する方法を基軸とした推進剤供給方式を考案・開発することとした。PTFE ロッドを供給する場合であれば、O リングを使用することでキャビティ内の気密性を確保しつつ、PTFE ロッドを供給するための摺動性も期待できる。すなわち、本研究では PTFE ロッド供給式電熱型 PPT が電熱型 PPT に適用する推進剤供給方式の確立に向けた土台となる。

1.2 節の研究目的 II で述べた通り、本研究で開発する推進剤供給式電熱型 PPT は、これまでの先行研究で報告されていた異常放電モードや推進剤の追加供給不能といった故障モードを回避できることが要求される。これらの具体的な設計や方法、また製作した PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の性能取得結果およびその考察は、5 章にて詳細に述べる。

3

実験装置

3.1 はじめに

本研究における実験系の概略図を Figure 3.1 に示す。実験系は主に、PPT 作動可能な雰囲気とするための真空排気系、PPT を作動させるための電源系、そして PPT の性能を取得するためのスラストスタンド系によって構成される。本章では真空排気系・電源系を構成する装置・機器などについて述べる。スラストスタンド系については 4 章にて詳細に扱う。

3.2 真空排気系

真空排気系の概略図を Figure 3.2 に、外観を Figure 3.3 に示す。真空排気系は真空容器、ロータリーポンプ (RP)、メカニカルブースターポンプ (MBP)、ディフュージョンポンプ (DP)、バルブ、真空計から構成される。真空容器および真空ポンプの諸元を Table 3.1 に示す。これらを用いて、真空容器内圧力を 10 mPa 以下として PPT の作動試験を行った。真空排気は RP の始動から始まり、その後 MBP・DP の順に始動させる。ここで、MBP と DP には使用可能な圧力範囲が限定されているため、到達圧力を観測する必要がある。この際に真空計を使用し、大気圧～0.1 Pa まではピラニゲージ (ULVAC 製, 型番: GP-15) を、0.1 Pa 未満では Bayard-Alplet 型電離真空計 (富士精密機器製, 型番: FLIG-104R) を使用した。

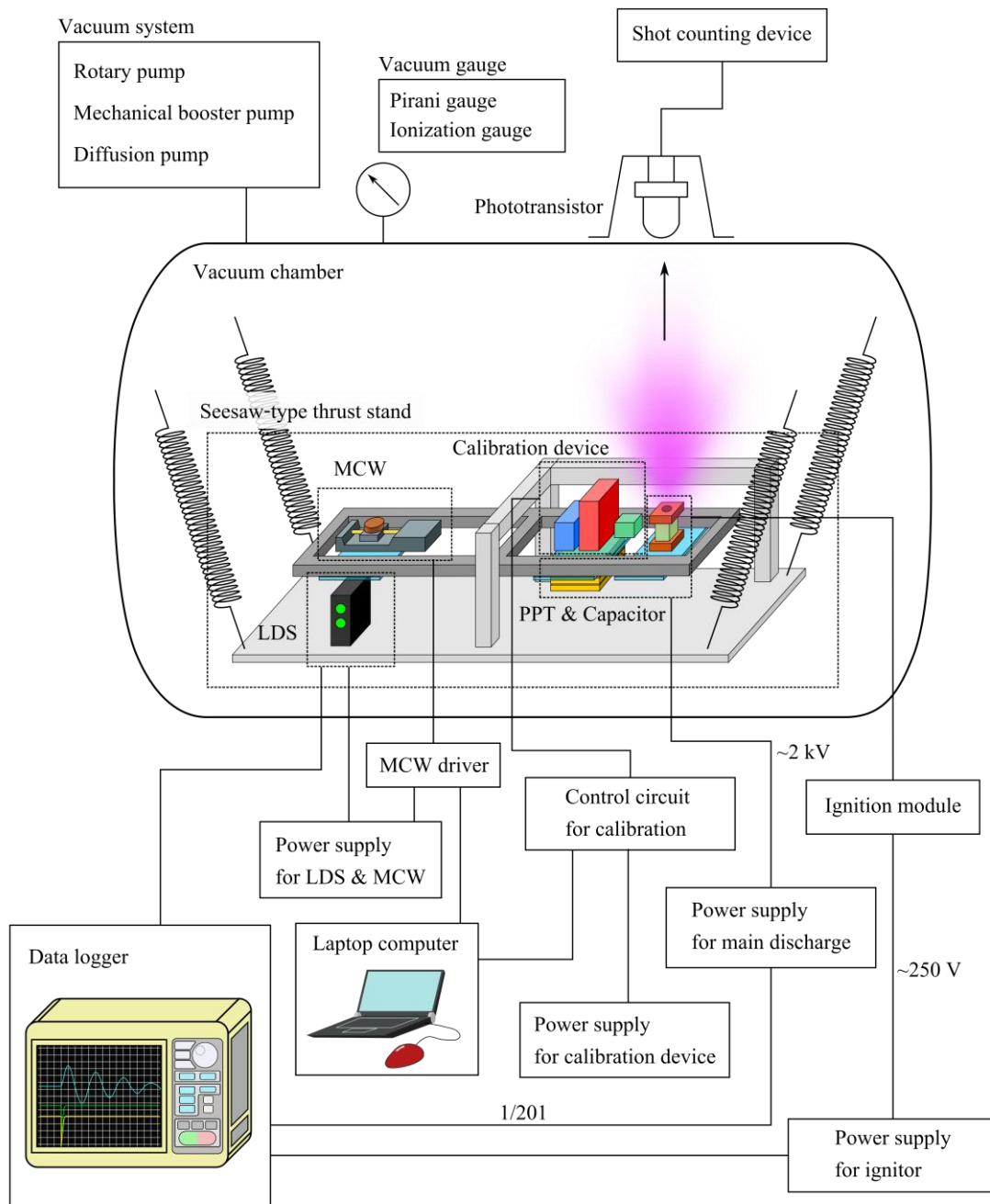


Figure 3.1 実験系概略図

Table 3.1 真空容器・真空ポンプの諸元

真空容器製造元 / 型式	和光製作所 / WV8117
真空容器 大きさ	直径 0.8 m 奥行き 2 m
ロータリーポンプ(RP)	徳田製作所
製造元 / 型式 / 排気速度	KP-7500BG 7500 L/min
メカニカルブースターポンプ (MBP)	徳田製作所
製造元/ 型式 / 排気速度	TMB-25 25000~30000 L/min
ディフュージョンポンプ(DP)	徳田製作所
製造元/ 型式 / 排気速度	ESV-16C 3700 L/sec
到達真空度	1 時間程度で 10 mPa 未満

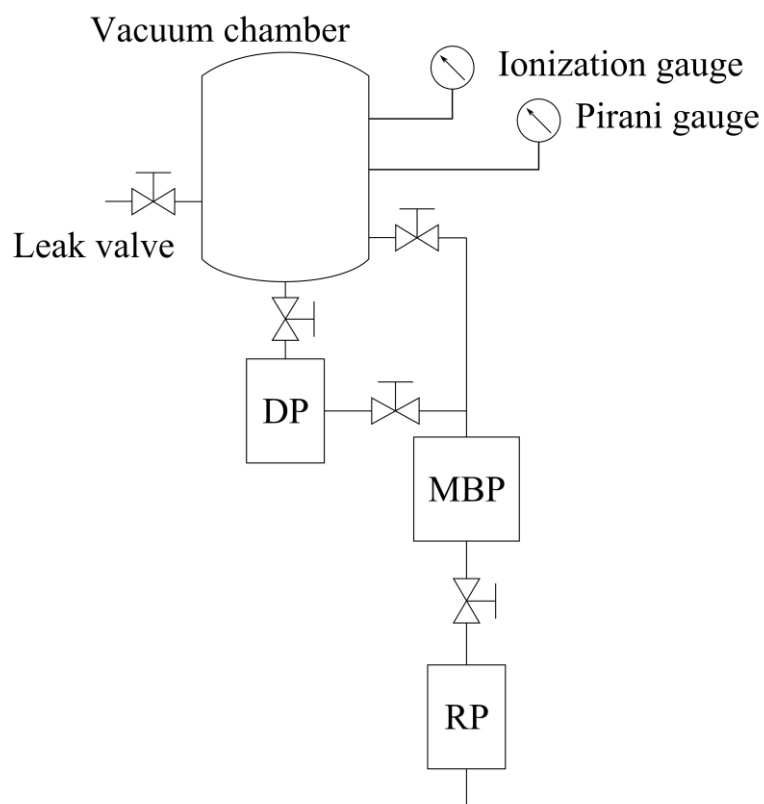


Figure 3.2 真空排気系 概略図



Figure 3.3 真空容器 外觀

3.3 PPT 主放電用電源系

PPTには主放電のための電荷を溜める主放電キャパシタ, およびキャパシタに充電するための電源が必要である. PPTの主放電キャパシタとして双信電機株式会社製のマイカペーパーコンデンサ(型番: CMP92B202155K-02, Figure 3.4)を用いた. このキャパシタは, 静電容量 $1.5 \mu\text{F}$, 定格電圧 2 kV であり, 真空中では使用可能である. 実験では 1.8 kV に充電して使用した. 使用に際しては, 時折キャパシタの電極間沿面で放電することがあったため, この防止のためにシリコンペーストを各電極に塗布した.



Figure 3.4 主放電キャパシタ (CMP92B202155K-02)

主放電キャパシタに充電するための電源として, 松定プレジジョン製の直流電源 HAR 2-150 を使用した. この電源は, 電圧は 2 kV , 電流は 150 mA まで出力可能である. この電源は主放電キャパシタに 1.8 kV 充電するのにかかる時間が 0.5 s 未満であるので, PPT を最大 2 Hz の作動周波数で連続作動させることが可能である.

3.4 PPT イグニッション系

PPTの主放電を誘起するイグニッションには、イグナイタ回路を用いた。イグナイタ回路の回路図を Figure 3.5 に示す。イグナイタ回路は、パルス信号を入力するファンクションジェネレータ、スイッチングを行うサイリスタ駆動回路、パルストランスの1次側放電回路と2次側放電回路から構成される。作動順序としては、まずファンクションジェネレータによるパルス信号がフォトカプラを介し、N-channel MOS-FET 駆動によるサイリスタ駆動回路に入力される。この入力時のみ、MOS-FET は ON 状態となりサイリスタのゲートに向かって電流が流れる。このときサイリスタも ON となり、1次側放電回路のイグナイタ用キャパシタに充電されていた電荷が放出されパルス状の電流が流れる。そして2次側放電回路において、パルストランスによって1次側の50倍に昇圧された高電圧が誘起され、イグナイタ電極間にスパークが生じる。このスパークの発生周期はサイリスタ駆動回路に入力されるファンクションジェネレータからのパルス信号の発生周期に等しく、これが PPT の作動周波数となる。イグナイタ用キャパシタの充電には菊水電子工業株式会社製の直流電源 MODEL PAB 250-0.25A を用いた。

以上のプロセスによって行われるイグニッションと、それによって生じる主放電発生時の主放電キャパシタ電圧およびイグナイタ用キャパシタ電圧の波形を Figure 3.6 に示す。イグナイタ用キャパシタ電圧と主放電キャパシタ電圧の放電による電圧降下のタイミングはほぼ同期される。異常放電モードの際はイグナイタ用キャパシタ電圧の電圧降下とは無関係に主放電キャパシタ電圧の充放電が頻繁に生じ、ミスショットモードの際はイグナイタ用キャパシタ電圧が放電によって電圧降下しても主放電キャパシタ電圧は変化しない。

3.5 PPT 用ショットカウンタ

本研究では、PPT をある作動周波数で連続作動させて性能履歴を取得することが主である。PPT の性能は作動回数 (ショット数) によって変化していくため、ショット数をカウントする装置が必要となる。そこで Figure 3.7 に示すような PPT のショットカウンタを製作し、使用した。これは PPT の主放電時における発生プルームからの光をフォトトランジスタとマイクロコンピュータ (Arduino UNO) のアナログ入力ピンによって検出し、検出数をショット数として 7 セグメント LED に表示する装置である。この回路図を Figure 3.8 に示す。フォトトランジスタによって PPT からのプルーム光を受光して流れる光電流は、数 $100 \mu\text{A}$ 程度と微弱であり、流れる時間も微小なため、このままではマイクロコンピュータで検出ができない。そこでトランジスタおよび RC 積分回路を使用し、ここでの放電時定数によって検出に足る入力および時間を確保した。具体的には、フォトトランジスタの光電流をトランジスタのベースに入力することで、トランジスタのコレクタエミッタ間に電流を流す。コレクタ側にはマイクロコンピュータの 5V, 20 mA 出力ピンに繋がっており、ここからの出力がトランジスタを介してアナログ入力ピンに送られる。

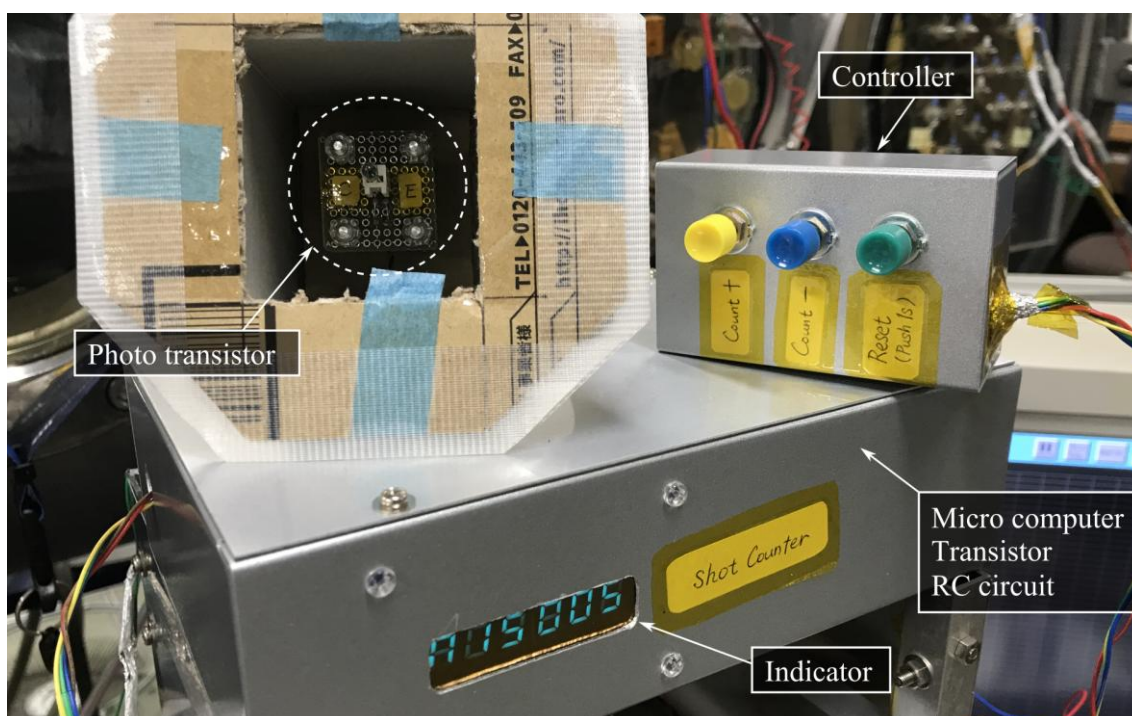


Figure 3.7 ショットカウンタ 外観

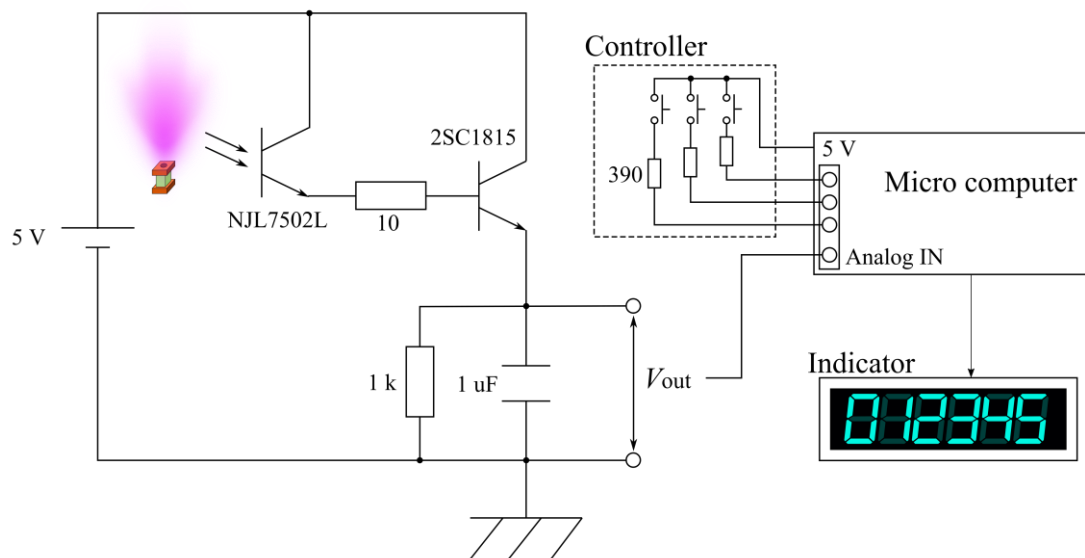


Figure 3.8 ショットカウンタ 回路

3.6 データロガー

主放電キャパシタへの充電電圧や、後述のシーソー型スラストスタンドの振動を検出するレーザ変位計の出力電位などの観測・測定には、株式会社エー・アンド・デイ製のオムニエースⅢ RA2300A を使用した。2CH 高分解能 DC アンプ AP11-101 を取り付けて使用することでサンプリング速度 $10 \mu\text{s} \sim 100 \text{ms}$ 、測定レンジ $0.1 \sim 500 \text{V}$ までの範囲を 16 bit の分解能で測定可能となる。

4

シーソー型スラストスタンドとそのキャリブレーション装置の開発

4.1 はじめに

本研究では、推進剤供給式電熱型 PPT の性能取得・評価を目的として推力測定装置（スラストスタンド）を製作した。スラストスタンドは電気推進にとって、その性能を評価する上で最も重要な要素の1つである。特に電気推進は、推力は nN から mN、インパルスは $\mu\text{N}\cdot\text{s}$ から $\text{mN}\cdot\text{s}$ の範囲にあり、化学推進と比較して非常に小さい。よって、スラストスタンドにはこれらの微小な推力・インパルスを精度良く取得できることが要求される。本研究の対象である電熱型 PPT のインパルスビットのレンジは数 $10\ \mu\text{N}\cdot\text{s}$ ～数 $\text{mN}\cdot\text{s}$ である。

PPT に適用されたスラストスタンドは数種類あり、Table 4.1 にその概要を示す。1つは Pendulum 型であるが、この場合 PPT は振り子として搭載され、ナイフエッジやねじりばねを回転軸として吊るされる。PPT がインパルスビットを発生した時、この振り子はそのインパルスビット量に応じた振幅で振動する^[42-44]。2つ目は Target 型であり、振り子として PPT ではなくスラストターゲットを搭載する方式である^[45]。このターゲットに向かって外部に固定された PPT がインパルスビットを発生すると、そのプルームがターゲットにぶつかることで振動する。Pendulum 型も Target 型も振り子を用いる点で基本は同じだが、Target 型では振り子本体を軽量にできるのでより微小な推力測定に使用される。3つ目は Torsional Balance 型である。このタイプのスラストスタンドは地上に対して垂直な振動軸をもち、PPT のインパルスビット発生時にそれに応じた振幅で振動する^[46-49]。PPT 本体とカウンターウェイトは、ねじりばねが設置された振動軸を挟んで対になるようにアームに実装される。これら3種類のスラストスタンドは、PPT の発生インパルスビットに応じた振幅で振動する点で共通しており、その振動振幅を変位センサなどで取得することでインパルスビットを測定できる。また PPT に限らず、他の電気推進などの小型スラストが発生させる定常推力もスラストスタンドの変位から測定可能である。しかし、これらのスラストスタンドはいずれも PPT が消費した推進剤質量（マスロス）を測定することが出来ない。

そこで本研究では、シーソー型スラストスタンドを PPT のインパルスビット・連続作動時の平均推力・そしてマスロス測定のために採用した。シーソー型スラストスタンドはその構造によって搭載スラストの質量変化に対して感度をもつので、マスロス測定が可能となる^[50-52]。これは、PPT や他の小型スラストの比推力や推進効率をリアルタイムに同時測定できるという点で他の種類のスラストスタンドに対し優位性をもつ。シーソー型以外の種類のスラストスタンドを用いた従来の PPT の性能測定では、マスロス測定の度に真空容器の大気開放を行い、スラスト分解を行って固体推進剤を取り出し電子天秤にて質量差を測定する必要があった。シーソー型スラストスタンドのもう 1 つの優位性は、以上のマスロス測定の度に必要であった「大気開放」および「スラスト分解」の必要がなくなり、測定効率が向上することである。大気開放は、実験再開のための真空引きと共に時間を要し、かつ空気中の水分等が推進剤表面に付着することで真空引き後最初のインパルスビットが大きく出力されるといった影響がある（具体例は次章の Figure 5.10）。このプロセスがスキップできれば試験時間を大幅に短縮でき、かつ大気開放の影響を受けずに性能取得を行うことが可能になる。また、スラスト分解をしなくてもよいという優位性は、推進剤供給式電熱型 PPT は機構が複雑化しやすく分解が容易ではないため重要であるといえる。

Table 4.1 スラストスタンドの種類

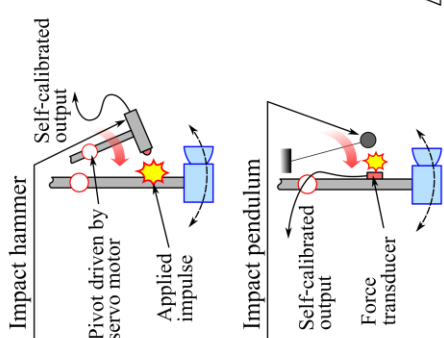
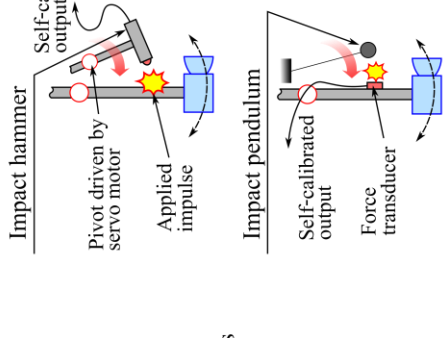
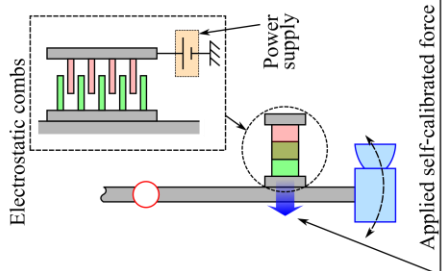
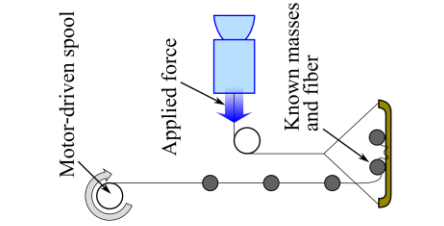
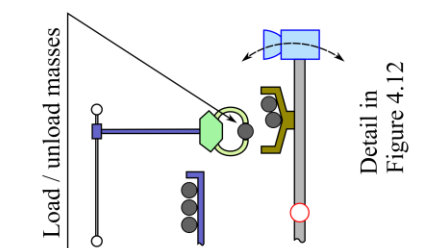
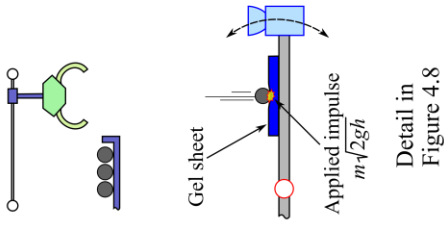
Type	Pendulum / Target	Torsional balance	Seesaw
Configuration			
Thrusts	○	○	○
Impulses	○	○	○
Mass loss	×	×	○
References	42-45	46-49	50-52

スラストスタンドによる電気推進の性能評価において、キャリブレーションは測定精度において重要な要素である。キャリブレーションは、測定対象となるスラストからの入力と、それに対するスラストスタンドからの出力との関係を求めるプロセスである。具体的には既知の入力をスラストスタンドに与え、それに対する振動振幅などの出力との相関係数を取得することである。代表的なキャリブレーション法を Table 4.2 に示す。表中の Impact hammer^[44, 53] / Impact pendulum^[49, 54] や Electrostatic combs / Electrostatic fins^[44, 53, 55, 56] といったキャリブレーション装置は、電気推進用スラストスタンドにとって従来推奨されてきた方法である。これらの装置が与えられる既知の入力は、Impact hammer は 10-750 mN·s, Impact pendulum では 20-700 μN·s, Electrostatic combs では数 10 nN から数 10 mN の推力と 0.01-20 mN·s のインパルスを印加することが可能であり、シーソー型の 1 つである Thrust stand mass balance というスラストスタンドにも用いられている^[50-52]。しかしながら、以上の装置はすべて自己キャリブレーション (Self-calibration) を必要とする。自己キャリブレーションとは、あるキャリブレーション装置による入力が未知の場合、それを何らかの方法で既知とするプロセスである。例えば Impact hammer の場合、与える既知インパルスは力に対応した電圧の時間履歴として出力される。この際、既知インパルスの保証のため、吊るされた参照質量に加速度計を取り付けた上で Impact hammer で叩き、加速度計から得られたインパルスと照合することによる自己キャリブレーションが推奨される^[44, 53]。Impact pendulum の場合、ある高さから振り下ろされる鉄球の衝突によるインパルスは力変換器 (Force transducer) によって既知のインパルスとして測定される^[49]が、当然この力変換器そのもののキャリブレーションが必須となる。Electrostatic combs の場合では、極板間に印加する電圧によって静電気力を与えるが、この力は電子天秤などで測定することでキャリブレーションする必要がある^[44, 56]。また、Electrostatic combs によるインパルスは静電気力に関わる印加電圧と印加時間からの計算値が使用される^[44, 56]。自己キャリブレーションが必要ない例としては、ワイヤーによって連結された複数の既知の質量を、スラストスタンドと滑車を介しワイヤーで繋がった皿に積載していく手法^[44]が挙げられる。ただし、この方法を行う場合は、ワイヤーがスラストの推力軸と平行となるような調整を注意深く行わなければならないし、滑車の摩擦が既知の質量によるスラストスタンドへの荷重に影響を及ぼさないように設計する必要もある。

本章では、電熱型 PPT および推進剤供給式電熱型 PPT の性能取得の高効率化を目的として製作したシーソー型スラストスタンドと、そのためのキャリブレーション装置について扱う。本研究にて製作したキャリブレーション装置は、全て既知の質量をもつ錘を使用してインパルス・マスロス・荷重を与えることが可能となっている。具体的には既知の質量をもつ鋼球を自由落下させ、スラストスタンドに衝突させることで既知インパルスを、既知質量をワイヤーを使用せずスラストスタンドへの積載（ローディング）もしくはスラストスタンドから放出（アンローディング）することで既知の荷重および既知のマスロスを与える。

質量は、物理量の中でも測定が容易く、電子天秤によって高い信頼性でもって得ることのできる量であり、経年変化も生じづらい。すなわち既知の入力を精度良く決定することができるため高いキャリブレーション精度が期待できる。これより本章で扱うキャリブレーション装置は、従来の用いられてきたキャリブレーション装置において慎重に行う必要のあった自己キャリブレーションが不必要であり、簡便にかつ高精度にスラストスタンドのキャリブレーションを実施できる利点をもつといえる。

Table 4.2 キャリブレーション法の種類

Calibration method	Impact hammer Impact pendulum	Electrostatic combs	Load and unload weights with using fiber	Load and unload weights without using fiber	Free fall and perfectly inelastic collision
Schematics	 <p>Impact hammer Pivot driven by servo motor Self-calibrated output Applied impulse</p>  <p>Impact pendulum Self-calibrated output Force transducer</p>	 <p>Electrostatic combs Power supply Applied self-calibrated force</p>	 <p>Motor-driven spool Applied force Known masses and fiber</p>	 <p>Load / unload masses Detail in Figure 4.12</p>	 <p>Gel sheet Applied impulse $m+2gh$ Detail in Figure 4.8</p>
Necessity of self-calibration	Yes	Yes	No Fiber must be carefully aligned	No	No
Thrust range	CANNOT apply thrust	10's of nN - 10's of mN	20-115 mN	130-1,340 μ N	CANNOT apply thrust
Impulse range	Impact hammer : 10 - 750 mNs Impact pendulum : 20-700 μ Ns	0.01-20 mN s	CANNOT apply impulse	CANNOT apply impulse	270-1,040 μ N s
Applicability to ΔM calibration	No	No	Yes	Yes	No
References	44, 49, 53, and 54	44, 53, 55, and 56	44	—	—

4.2 シーソー型スラストスタンド

4.2.1 シーソー型スラストスタンドの構成

シーソー型スラストスタンドの構造を Figure 4.1 に、外観を Figure 4.2 に示す。このスラストスタンドは、振動するスタンドアーム、振動中心に設置されたねじりばね (Flexural pivots)、レーザー変位計(Laser displacement sensor; LDS)、振動を減衰する磁気ダンパ、アーム方向に可動する可動カウンターウェイト(Movable counter weight; MCW)、そしてキャリブレーション装置によって構成される。

稼働中のロータリーポンプの振動は、配管や床を介して真空容器などの実験系に伝達されシーソー型スラストスタンドそのものが振動してしまう。この振動はスタンドアームの変位を測定するレーザー変位計からの出力電位にノイズとして顕著に現れる。このノイズを抑制するため、4本の引張ばねによってシーソー型スラストスタンド系全体を真空容器から吊り下げている。この系全体をばねで吊り下げることによるノイズ軽減については、次節に後述する。

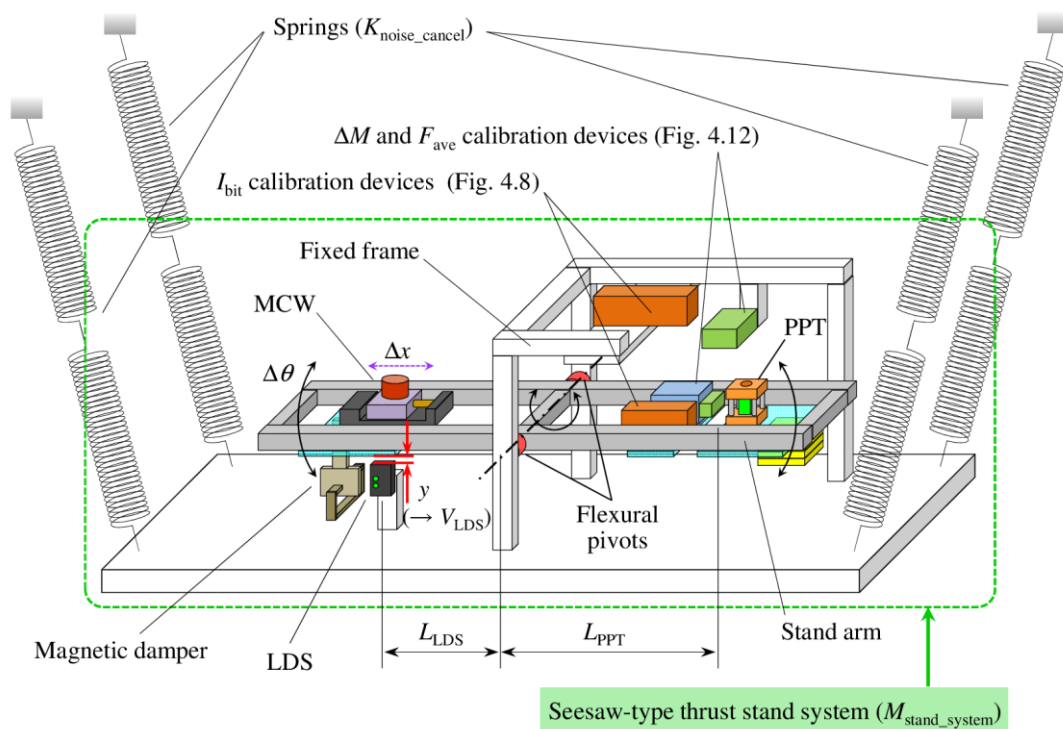


Figure 4.1 シーソー型スラストスタンドの構造 概略図

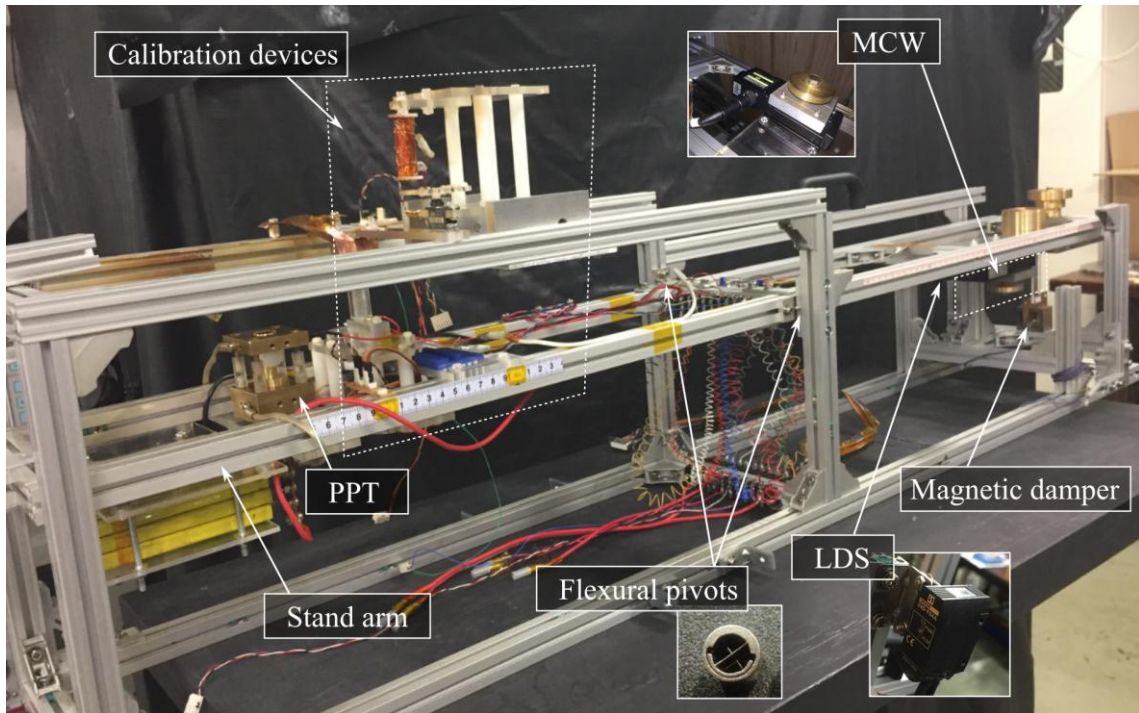


Figure 4.2 シーソー型スラストスタンド 外観

レーザー変位計はスタンドアームの下に設置され、角変位および振動を検出する目的で使用した。ここで、スタンドアームの角変位 $\Delta\theta$ は、 θ 微小の場合 $\sin \theta \cong \theta$ という関係を使用して以下の式で概算する。

$$\Delta\theta = \frac{C_{LDS}}{L_{LDS}} \Delta V_{LDS} \quad (4.1)$$

ここで、 C_{LDS} はレーザー変位計の出力電位と測定長さの相関係数、 L_{LDS} はスタンドアームの振動中心からレーザー変位計までの距離、そして ΔV_{LDS} はレーザー変位計の測定長さの変化に関わる出力電位差である。使用したレーザー変位計はオムロン製のLED式ローコスト短距離変位センサ Z4D-F04A であり、仕様を Table 4.3 に示す。この仕様上、 ΔV_{LDS} に対する C_{LDS} は約 0.625 mm/V であるが、本研究において独自にキャリブレーションした結果、出力特性が異なることがわかった。レーザー変位計のキャリブレーション結果を Figure 4.3 に示す。レーザー変位計のキャリブレーションは、ハイトゲージの測定面を対象に測距し、測定面を既知の長さだけ変位させた時の出力電位を読み取ることで行った。この出力特性は約 3.0 V の出力を境にその傾きが異なる。このため、実際の使用時にはレーザー変位計の出力電位が 3.5~4.5 V の範囲に収まるように、スタンドアームの角変位を調整した。

Table 4.3 レーザー変位計の仕様

測定レンジ	4 ± 1.25 mm
分解能	5 μm 以下
感度	1.6 V/mm ± 10 %

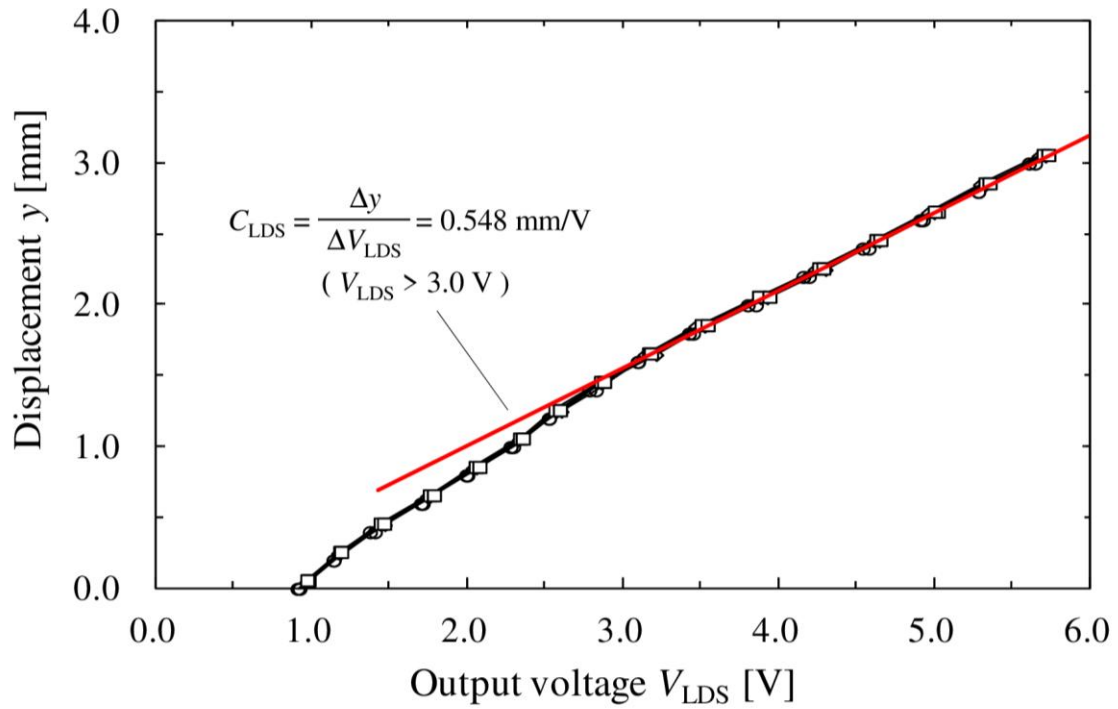


Figure 4.3 レーザー変位計の出力特性

可動カウンターウェイトはステッピングモータによる回転数制御によって指定の変位 Δx だけアームに沿って $\pm 5 \mu\text{m}$ の精度で変位できる。これは平衡時のスタンドアームの角変位の調節や後述するマスロスの測定およびキャリブレーションに使用する。キャリブレーション装置はインパルスビット用・マスロス用・そして平均推力用の3種類製作・実装した。

4.2.2 レーザー変位計へのロータリポンプの振動ノイズの抑制

スタンドアームの変位を取得するレーザー変位計の出力電位は、スラストスタンドの系が真空容器に直に設置されている場合、ロータリポンプ稼働時の振動によるノイズを受ける。これは、ロータリポンプ自体の稼働時における振動が、床や配管を介してシーソー型スラストスタンドが設置される真空容器に伝わるからである。この場合における、スタンドアーム静止時におけるレーザー変位計の出力電位 V_{LDS} の一例を Figure 4.4 に示す。Figure 4.4 において、スタンドアームの振動中心に相当する出力電位は約 4.0 V であるが、ロータリポンプ振動による影響を受け 0.2 V 程の振幅をもつ周波数 15 Hz 程度のノイズが乗っていることが分かる。

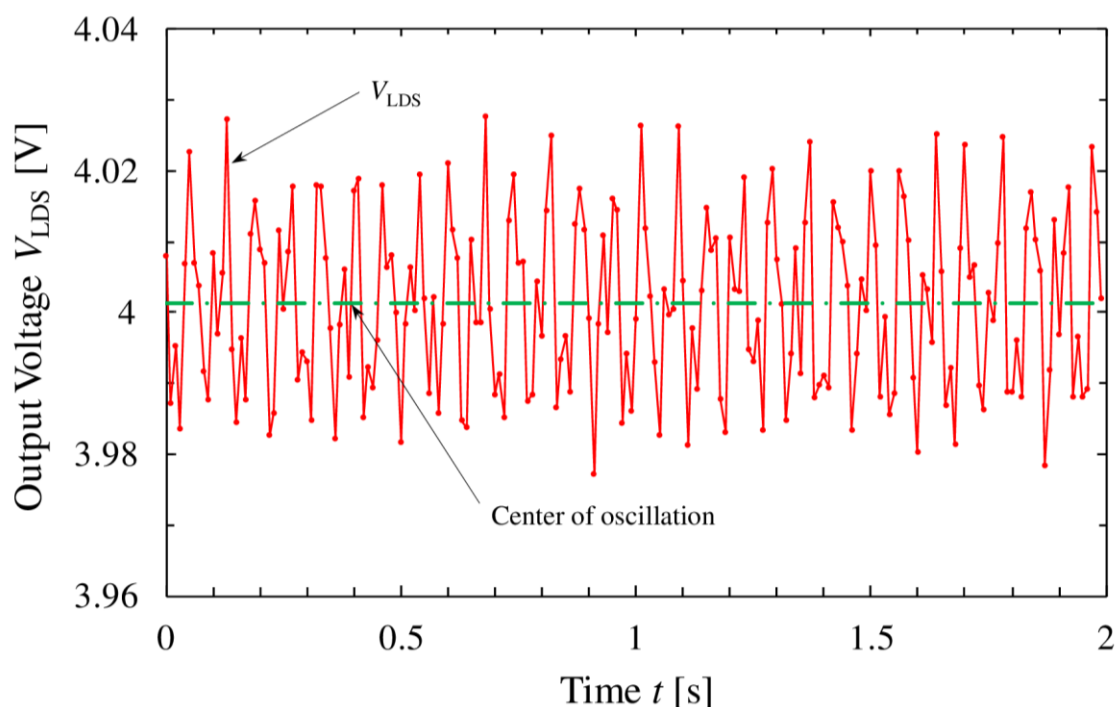


Figure 4.4 ロータリポンプ振動によるノイズを受けたレーザー変位計の出力電位

このロータリポンプの振動ノイズをレーザー変位計出力から除去するため、スラストスタンド系全体を真空容器の天井から引張ばねによって吊り下げた。このばね定数と系の質量によって決定される固有振動数をノイズ周波数より十分に小さくすることで、このノイズを減衰・遮断できる。

Figure 4.5 2次遅れ系におけるボード線図（上はゲイン線図，下は位相線図） Figure 4.5 は 2次遅れ系におけるボード線図である。横軸は真空容器からばねによって釣り下げられたスラストスタンド系の固有振動数 ω_{n_stand} に対し，入力されるノイズの周波数 ω_{noise} の比を示す。一方，縦軸は入力されるノイズのゲインをデシベル表示で表示したものである。これは振動数の比 $\omega_{noise} / \omega_{n_stand}$ が2程度かそれ以上に大きければ，すなわち固有振動数 ω_{n_stand} がノイズ周波数 ω_{noise} の半分未満であれば，ノイズの振幅は減衰されることを意味する。例えば $\omega_{noise} / \omega_{n_stand}$ が10の場合，スラストスタンド系の挙動に乗るノイズの振幅は元の1/100に減衰される。

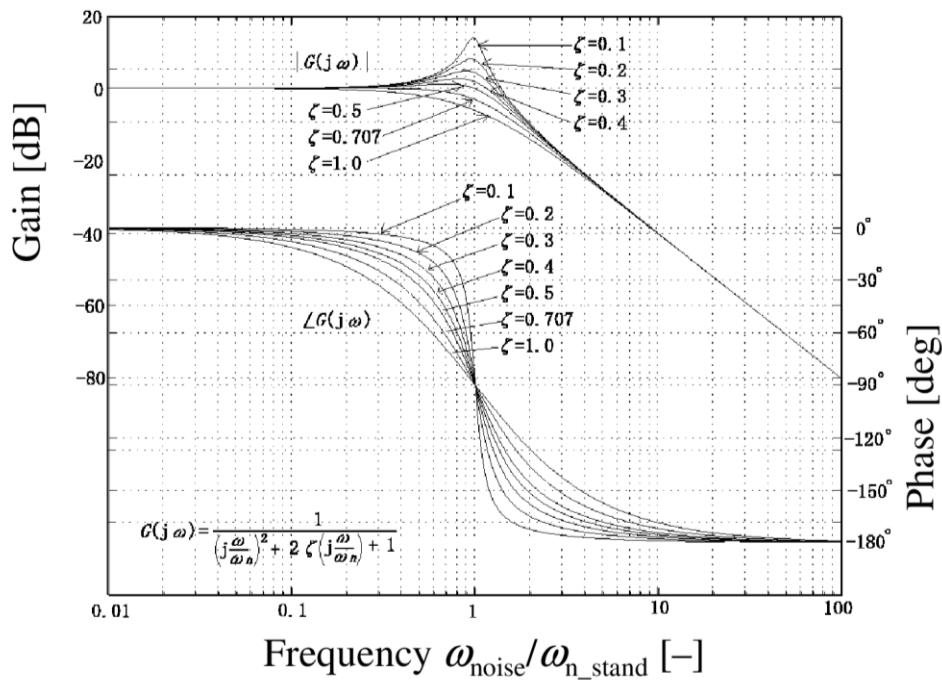


Figure 4.5 2次遅れ系におけるボード線図（上はゲイン線図，下は位相線図）

Figure 4.5 を基に，レーザー変位計の出力電位 V_{LDS} に乗る約 15 Hz の周波数のロータリポンプのノイズを減衰・遮断する場合を考える。スラストスタンド系全体の質量を M_{stand_system} とし，これをばね定数 K_{noise_cancel} のばねで吊り下げる場合，その固有振動数 ω_{n_stand} は

$$\omega_{n_stand} = \sqrt{\frac{K_{noise_cancel}}{M_{stand_system}}} \quad (4.2)$$

となる。 $\omega_{noise} = 15$ Hz の周波数をもつノイズのゲインを -40 dB (1/100) に減衰する場合は，固有振動数 ω_{n_stand} を

$$\frac{\omega_{noise}}{\omega_{n_stand}} = 10 \quad (4.3)$$

となるように調節すればよい。

スラストスタンド系全体を台はかりで測定した結果、 $M_{\text{stand_system}} = 19.1 \text{ kg}$ であった。式(4.2)と(4.3)から要求される固有振動数 $\omega_{\text{n_stand}}$ は約1.5 Hzであるので、必要なばね定数 $K_{\text{noise_cancel}}$ はおよそ1.7 N/mmとなる。この要求を満たすための引張ばね(型式:AWU 16-150, ばね定数:0.54 N/mm, 耐荷重:7 kgf)を8本用意し、2本直列したものを1セットとして、4セット並列でシーソー型スラストスタンド本体を真空容器の天井から吊り下げた。この時、ばね定数 $K_{\text{noise_cancel}}$ は1.08 N/mmとなる(耐荷重:28 kgf)。これより、引張ばねに吊り下げられた $M_{\text{stand_system}} = 19.1 \text{ kg}$ のシーソー型スラストスタンド系全体の固有振動数 $\omega_{\text{n_stand}}$ は約1.2 Hzとなる。 $\omega_{\text{noise}} / \omega_{\text{n_stand}} = 12.5$ となるので、式(3)の要件を満足する。

上記の処置を施した後の、スタンドアーム静止時におけるレーザー変位計の出力電位 V_{LDS} の一例をFigure 4.6に示す。Figure 4.4で見られていた周波数15 Hz程度の振動ノイズの0.2 V程あった振幅が大幅に減衰されたことがわかる。振動ノイズ減衰・遮断後のレーザー変位計出力は、全プロットの平均値を振動中とした場合0.02~0.03 Vの振幅をもつ周波数2 Hz程度の波形となった。これより、15 Hzのノイズはほとんど遮断され、ノイズ全体の振幅を1/10に抑制できたといえる。一方で、スタンドアームが静止しているときの V_{LDS} は時間によらず一定値である(周波数0 Hz)が理想である。このため約2 Hzで振動しているFigure 4.6の結果は、引張ばねで吊り下げて固有振動数 $\omega_{\text{n_stand}}$ を約1.2 Hzにしても減衰・除去できなかったノイズの影響を依然として受けている状態といえる。この成分も遮断・減衰するには固有振動数 $\omega_{\text{n_stand}}$ を小さくする、つまり $K_{\text{noise_cancel}}$ を小さくする、 $M_{\text{stand_system}}$ を重くするのいずれかを、それらが真空容器に収まる範囲で行えばよい。

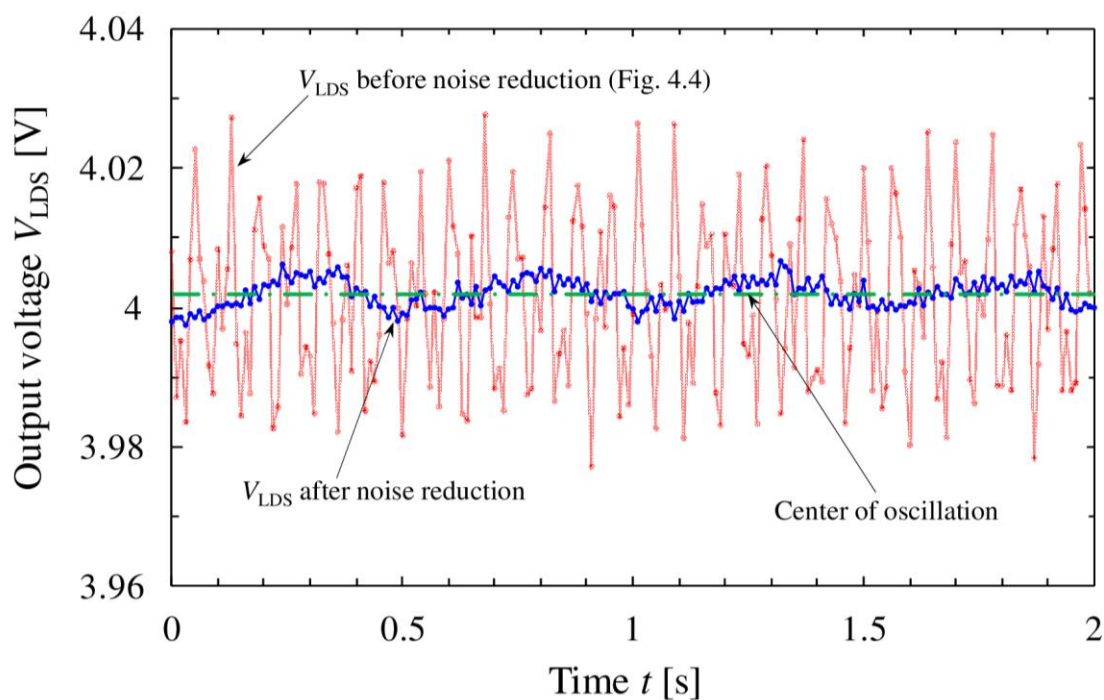


Figure 4.6 振動ノイズの減衰・遮断処置を施した後のレーザー変位計の出力電位

4.2.3 シーソー型スラストスタンドによって測定される PPT の性能

シーソー型スラストスタンドによって測定可能な PPT の性能パラメータは、インパルスビット・マスロス・そして平均推力である。インパルスビットは発生時のスタンドアームの振幅から測定可能であり、これは他のスラストスタンドを使用する場合と変わらない。

シーソー型によって測定可能となったマスロスは、それによるシーソーの傾きの変化から測定される。一方、従来では PPT の数 1,000 ショット作動前後の推進剤質量を大気中にて電子天秤で測定されていた。この時、1 ショットあたりの消費推進剤質量をマスショットといい、大抵の場合測定されたマスロスを作動ショット数で割った平均値として算出される。

$$\Delta M = \frac{\Delta M_N}{N} = \frac{M_i - M_f}{N} \quad (4.4)$$

ここで ΔM_N はあるショット数 N の PPT 作動によって推進剤質量が初期質量 M_i から作動後質量 M_f に減少した時の質量変化を示す。

PPT は通常その推力をインパルスビットとして評価するが、そのインパルスビットをある作動周波数 f で連続作動した場合、平均推力 F_{ave} を次式で推定できる。

$$F_{ave} = I_{bit} \cdot f. \quad (4.5)$$

PPT の比推力 I_{SP} および推進効率 η は、 N ショット作動後における PPT のトータルインパルス I_{tot} 、合計マスロス ΔM_N 、そして投入エネルギー E によって以下のように計算できる。

$$I_{SP} = \frac{I_{tot}}{g \cdot \Delta M_N} = \frac{\sum I_{bit}}{g \cdot \Delta M_N} \quad (4.6)$$

$$\eta = \frac{I_{tot}^2}{2 \cdot E \cdot N \cdot \Delta M_N}. \quad (4.7)$$

4.2.4 シーソー型スラストスタンドの力学

シーソー型スラストスタンドは、Figure 4.7 のようにねじりばね・磁気ダンパによって構成されるバネマスダンパ系である。スタンドアームの重心は振動中心にあることが理想だが、大抵の場合ずれた位置に存在する。このため、重力振り子の影響がスラストスタンド系のばね定数に加わる。そこで、スタンドアームの振動中心に取り付けられた Flexural pivots のばね定数を K_{Spring} 、スタンドアームの重心は振動中心から x_G, y_G だけ離れた位置にあるものと仮定する。この系の運動方程式は、スタンドアームの角変位を φ とし、 φ が微小であるとして $\sin \varphi \cong 0, \cos \varphi \cong 1$ が成立すると仮定すると、以下のように表せる。

$$I\ddot{\varphi} + D\dot{\varphi} + (K_{\text{Spring}} - M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot y_G)\varphi = -M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot x_G \quad (4.8)$$

ここで、 I はこの系の慣性モーメント、 D は減衰係数、 M_{Arm} はスタンドアームの質量を表す。式(4.8)においてこの系のばね定数は $(K_{\text{Spring}} - M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot y_G)$ で表され、重力振り子の効果により Flexural pivots のばね定数のみで表せないことが分かる。この重力振り子の効果も加味したばね定数を実効ばね定数 K として以下のように定義する。

$$K = K_{\text{Spring}} - M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot y_G \quad (4.9)$$

ここで、 ω_n と ζ はそれぞれこの系の固有振動数と減衰比として、実効ばね定数 K 、慣性モーメント I 、減衰係数 D を用いて以下のように定める。

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K}{I}} \quad (4.10)$$

$$\zeta = \frac{D}{2\sqrt{KI}} \quad (4.11)$$

すると運動方程式(4.8)は

$$\ddot{\varphi} + 2\omega_n\zeta\dot{\varphi} + \omega_n^2\varphi = -\frac{M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot x_G}{I} \quad (4.12)$$

となり、式(4.10)より

$$\frac{M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot x_G}{I} = \frac{M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot x_G}{K} \cdot \omega_n^2 \quad (4.13)$$

であるため

$$\ddot{\varphi} + 2\omega_n\zeta\dot{\varphi} + \omega_n^2\left(\varphi + \frac{M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot x_G}{K}\right) = 0 \quad (4.14)$$

これより、

$$\theta = \varphi + \frac{M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot x_G}{K} \quad (4.15)$$

とすることでスラストスタンド系の運動方程式(6)は以下(4.16)のように表現される。

$$\ddot{\theta} + 2\omega_n\zeta\dot{\theta} + \omega_n^2\theta = 0 \quad (4.16)$$

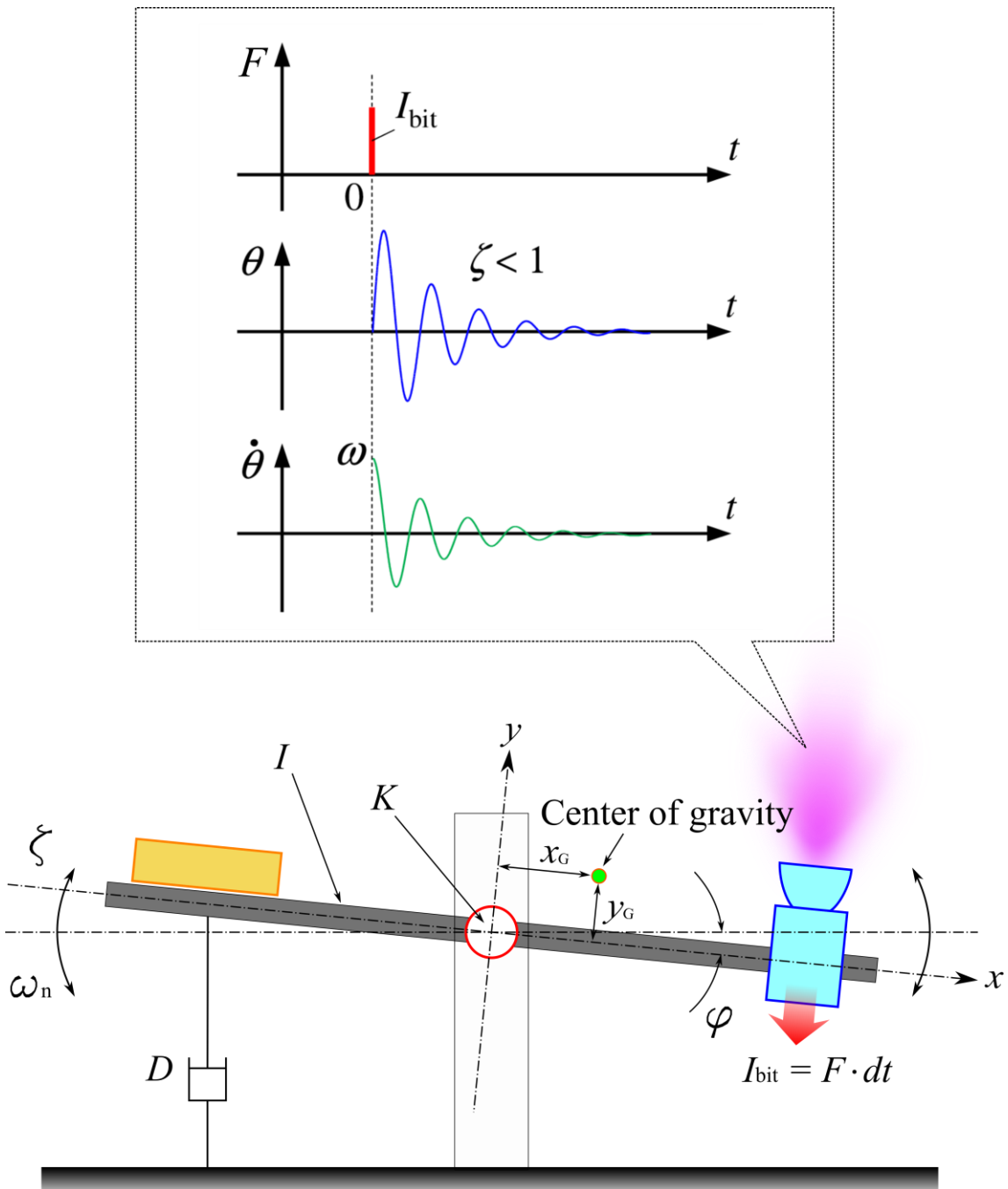


Figure 4.7 シーソー型スラストスタンドの系

運動方程式(4.16)について考える. $t=0$ において, PPTがあるインパルスビットを発生したことで $\dot{\theta}(0) = \omega$ となったとき, 運動方程式の解は $\zeta < 1$ (不足減衰) の場合

$$\theta(t) = A \cdot e^{-\omega_n \zeta t} \cdot \sin\left(\omega_n \sqrt{1 - \zeta^2} t\right) \quad (4.17)$$

$$\dot{\theta}(t) = -A\omega_n \cdot e^{-\omega_n \zeta t} \cdot \sin\left(\omega_n \sqrt{1 - \zeta^2} t - \cos^{-1} \zeta\right) \quad (4.18)$$

となる. ここで A は振動振幅であって,

$$A = \frac{\omega}{\omega_n \sqrt{1 - \zeta^2}} \quad (4.19)$$

と表される.

さらに, PPTが発生したインパルスビットがすべてスタンドアームの角運動量に変換される場合, 次式が成立する.

$$L_{\text{PPT}} \cdot I_{\text{bit}} = I\omega \quad (4.20)$$

L_{PPT} は振動中心から PPT までの距離である. 式(4.17)においてインパルスビット発生後, 最初に角変位は最大値をとる時刻を $t = t_1 > 0$ とすると, このとき式(4.18)において $\dot{\theta} = 0$ となることから,

$$t_1 = \frac{\cos^{-1} \zeta}{\omega_n \sqrt{1 - \zeta^2}} \quad (4.21)$$

この時の角変位 $\Delta\theta = \theta(t_1)$ は, 式(4.17), (4.19), (4.20), (4.21)より

$$\theta(t_1) = \frac{L_{\text{PPT}}}{\sqrt{KI}} \exp\left(-\frac{\zeta \cdot \cos^{-1} \zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}}\right) I_{\text{bit}} \quad (4.22)$$

となり, このインパルスビット発生後の最大角変位 $\theta(t_1)$ をレーザ変位計の出力電位差 ΔV_{LDS} と式(4.1)によって取得した場合, この時のレーザ変位計の出力電位差 ΔV_{LDS} と発生インパルスビット I_{bit} の関係は以下のように表せる.

$$I_{\text{bit}} = \frac{C_{\text{LDS}} \sqrt{KI}}{L_{\text{LDS}} \cdot L_{\text{PPT}} \cdot \exp\left(-\frac{\zeta \cdot \cos^{-1} \zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}}\right)} \Delta V_{\text{LDS}} \quad (4.23)$$

ここで, 式(4.23)におけるレーザ変位計の出力電位差のインパルスビットへの変換係数を $C_{I_{\text{bit_theory}}}$ とすれば, 以下のように書ける.

$$C_{I_{\text{bit_theory}}} = \frac{C_{\text{LDS}} \sqrt{KI}}{L_{\text{LDS}} \cdot L_{\text{PPT}} \cdot \exp\left(-\frac{\zeta \cdot \cos^{-1} \zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}}\right)} \quad (4.24)$$

これを, インパルスビットのキャリブレーション係数の理論式とする.

続いて, PPT はあるインパルスビットをある作動周波数作動によって平均推力 F_{ave} としてスタンドアームに与えている場合を考える. この時 F_{ave} がスタンドアームに与えるトルクは, その時のスタンドアームの角変位 $\Delta\theta$ に対応した実効ばね定数 K による復元トルクと釣り合う. この釣り合いの式と式(4.1)によって F_{ave} とスタンドアームの角変位 $\Delta\theta$ に対応する ΔV_{LDS} との関係は以下のように求まる.

$$F_{ave} = \frac{K}{L_{PPT}} \Delta\theta = \frac{C_{LDS} \cdot K}{L_{LDS} \cdot L_{PPT}} \Delta V_{LDS} \quad (4.25)$$

平均推力のキャリブレーション係数の理論式を $C_{F_{ave_theory}}$ とすると, これは式(4.25)における ΔV_{LDS} の係数, すなわちレーザー変位計の出力電位差から平均推力への変換係数であるので次式で表せる.

$$C_{F_{ave_theory}} = \frac{C_{LDS} \cdot K}{L_{LDS} \cdot L_{PPT}} \quad (4.26)$$

最後に PPT が N ショット作動によって ΔM_N だけのマスロスが生じたことで, モーメントが釣り合う位置 (バランス点) が変化しスタンドアームが角変位した場合について考える. 本研究におけるシーソー型スラストスタンドのマスロス測定は, 可動カウンターウェイトをアームに沿って既知の長さだけ変位させ, スタンドアームの角変位をキャンセルすることで行う. あるマスロス ΔM_N によるモーメントの釣り合いの変化, 可動カウンターウェイトをある距離 Δx だけ変位させることによってキャンセルした場合, モーメントの釣り合いの式から ΔM_N は

$$\Delta M_N = \frac{M_{MCW}}{L_{PPT}} \Delta x \quad (4.27)$$

となる. M_{MCW} は可動カウンターウェイトの質量である. よってこのスラストスタンドのマスロス測定におけるキャリブレーション係数の理論式を $C_{\Delta M_theory}$ とすれば, これは式(4.27)の Δx から ΔM_N への変換係数であるので以下となる.

$$C_{\Delta M_theory} = \frac{M_{MCW}}{L_{PPT}} \quad (4.28)$$

以上によって記述されたインパルスビット, マスロス, そして平均推力のキャリブレーション係数の理論式 $C_{I_bit_theory}$ (式(4.24)), $C_{\Delta M_theory}$ (式(4.28)), $C_{F_{ave_theory}}$ (式(4.26)) は, すべて実効ばね定数 K , 慣性モーメント I , 減衰係数 D の関数である. 後述の 4.2.8 ではスタンドアームの挙動から K, I, D する算出方法とその結果を示す. この結果を式(4.24), (4.28), (4.26)に代入することで理論式に基づくキャリブレーション係数の計算値が求まる. これらの値は次項以降に述べる各キャリブレーション方法によって得られた結果 (キャリブレーション係数の実験値) との比較に使用する.

4.2.5 インパルスビット測定のキャリブレーション

シーソー型スラストスタンドに設置された PPT があるインパルスビットを発生した時、スタンドアームの挙動はインパルス応答による減衰振動となる。これは、PPT のインパルスビットの発生時間が $10 \mu\text{s}$ のオーダーであることに起因する。厳密には、噴射されたマスショット分の質量だけ PPT が軽くなることによるステップ応答も含まれる。しかしこの応答成分は、本研究におけるスラストスタンドでは $100 \mu\text{g}$ 程度かそれ以下であるマスショットを測定できるほどの分解能がないため、無視できる。

インパルスビット測定のキャリブレーションは、真空中にて既知の高さから電磁石を用いて既知の質量を自由落下させることで行った。Figure 4.8 はインパルスビット測定のためのキャリブレーション法の概要を示す。この方法を遂行する装置は、既知質量をもつ鋼球を落下させる電磁石 2 つによって構成される。2 つのうちの 1 つは、スタンドアーム本体に設置され、残る 1 つはスタンドアームより 10 cm 程度高い位置に設置される。既知インパルスのスタンドアームへの入力は、高い位置に設置された方の電磁石から鋼球を落下させ、スタンドアームに衝突させることで行う。振動中心から $L_{L_bit_calib}$ だけ離れた衝突地点にはゲルシートが設置され、衝突した鋼球はこのゲルシートを介してスタンドアームと合体する。すなわち完全非弾性衝突となる。ここで、衝突時におけるゲルシートの変形などによる熱損失は考慮していない。鋼球の既知質量を m_{known} 、落下開始点から衝突位置までの高さを h 、重力加速度を g とすると、与える既知インパルス I_{known} は次式で表される。

$$I_{\text{known}} = m_{\text{known}}\sqrt{2gh} \quad (4.29)$$

完全非弾性衝突によってスタンドアームと鋼球は合体するため、既知インパルスが入力されたスタンドアームの振動波形には合体によるステップ応答成分も存在する。このステップ応答をキャンセルするため、衝突・合体した鋼球と同じ質量をもつ鋼球をスタンドアーム本体に設置された電磁石を使用し、衝突・合体のタイミングで $L_{L_bit_calib}$ の位置から放出する。衝突・合体の同期は落下高さ h からタイミングを計算し、マイコン制御によって実施した。当然ながら、落下高さの測定誤差に起因して、完全な衝突・合体と鋼球放出との同期は難しい。しかし、この誤差はせいぜい数 ms であり、落下高さが 11.4 cm で落下開始から衝突まで約 140 ms を要する本研究においてはそこまで影響しない。

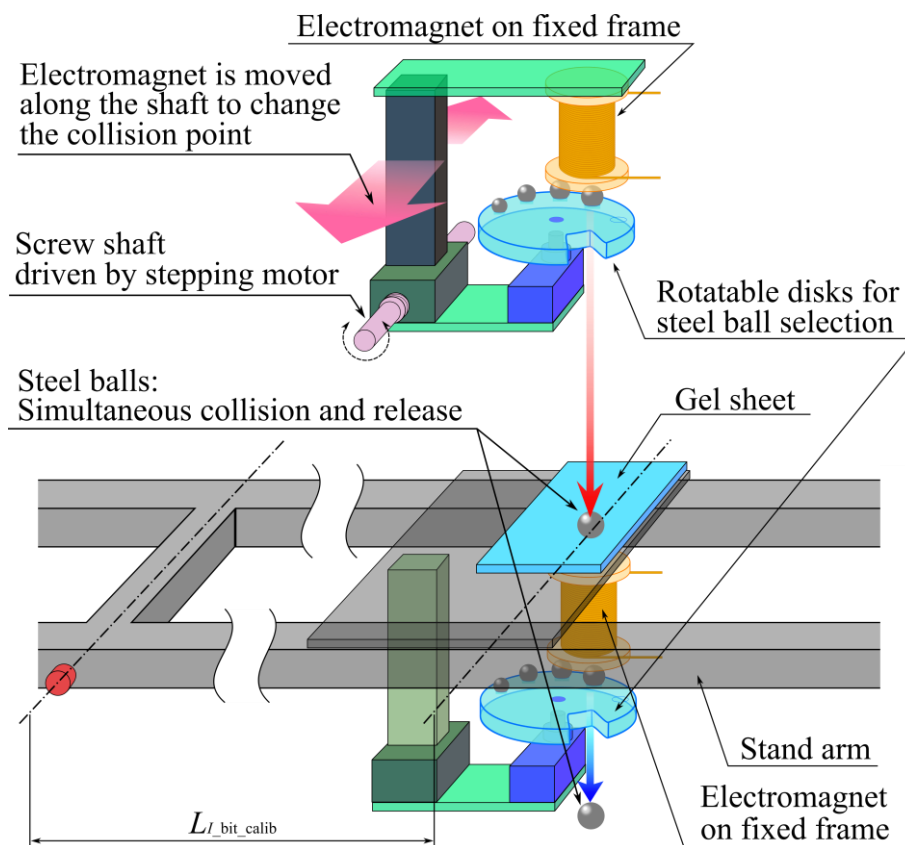


Figure 4.8 電磁石を使用したインパルスビット測定のキャリブレーション法

以上の電磁石のスイッチングによる鋼球の自由落下を使ったインパルスビット測定のキャリブレーションは、質量の異なる5種類の鋼球を用いて行った。5種類の鋼球は各電磁石の下部にそれぞれ設置された円盤の上部にストックされており、この円盤をサーボモータで回転させることで順番にすべて落下させることができる。円盤には5種類の鋼球を収納するポケットと、自由落下時に鋼球が円盤にぶつからないための切り欠きが設けられている。5種類の鋼球を全て $L_{I_{bit_calib}}$ の位置に衝突・合体させるには、スタンドアームより高い位置に設置された電磁石が $L_{I_{bit_calib}}$ の位置を保ったまま平行移動する必要がある。そこで本装置ではステッピングモータを用いねじ軸を駆動させ、ボールねじの要領でこの電磁石をアーム方向と垂直な方向に振動中心から $L_{I_{bit_calib}}$ の位置を保ってスライド可能とする機構を設けた。5種類の鋼球を使用した5通りの既知インパルススタンドアームに与えるプロセスを以下に示す。

- ① スタンドアームに設置された電磁石および高い位置に設置された電磁石の両者において、鋼球がストックされた円盤をサーボモータで回転し、電磁石の真下に鋼球を移動させる。
- ② 電磁石の通電を ON にし、2つの電磁石それぞれに鋼球を吸着させる。
- ③ 円盤を、それに設けられた切り欠きが2つの電磁石の真下に来るように再び移動させる。
- ④ スタンドアームより高い位置に設置された電磁石の通電を OFF にする。吸着していた鋼球がスタンドアームに向かって自由落下し、ゲルシート上で衝突・合体する。
- ⑤ スタンドアームに設置された電磁石の通電は、マイコン制御により高い位置に設置された電磁石の通電 OFF 時から落下時間経過後に自動的に OFF になり、ステップ応答キャンセルのための鋼球がスタンドアームから放出される。
- ⑥ 式(4.29)で表された既知インパルス発生によるスタンドアームの振動が収束した後、ステッピングモータを駆動させて高い位置に設置された電磁石のスライド移動を行う。
- ⑦ ①に戻り、以後繰り返す。

上記プロセス④と⑤によって与えられた既知インパルスおよび実際の PPT の発生インパルスビットに対するスラストスタンドからの出力はレーザー変位計の出力電位差 $\Delta V_{LDS_Impulse}$ として得た。この電位差は、インパルス発生前におけるスタンドアームの平衡状態（バランス点）の時のレーザー変位計の出力電位 V_{LDS_i} と、インパルス発生後のスタンドアーム振動における第一ピークにおける電位 V_{LDS_Top} の差によって決定される。

インパルスビット測定のキャリブレーション（プロセス④と⑤）における、レーザー変位計によって実際に得られるアームの振動波形を Figure 4.9 に示す。この波形からスタンドアームの振動周期は、Table 4.5 で改めて後述するが約 7 s であることが分かる。ここで、鋼球がゲルシートへ着弾し既知インパルスを与える時、これが完全非弾性衝突ではなく 0 に近い跳ね返り係数による複数回の跳ね返り・再衝突の後に合体に至るものであったと想定できたとする。しかし、この時の合体までに至る所要時間は目視レベルで明らかに 1 s より十分に早く、スラストスタンドの固有振動周期約 7 s と比較して十分に小さい。これよりこの影響は無視でき、既知インパルスの値として式(4.29)を使用可能であると考えられる。Figure 4.9 にて最初に得られる振動波形には、鋼球の衝突・合体によるインパルス応答と、鋼球が衝突・合体する位置と同じ質量の鋼球を放出する位置の誤差が原因のステップ応答が含まれている。このため、得られた波形はカーブフィッティングによってインパルス応答成分のみを抽出し、その第 1 ピーク値を ΔV_{LDS_Top} として得た。これより、 $\Delta V_{LDS_Impulse}$ は次式によって得られる。

$$\Delta V_{LDS_Impulse} = V_{LDS_Top} - V_{LDS_i} \quad (4.30)$$

電磁石を用いて既知の質量をもつ鋼球を自由落下・衝突させることによるインパルスビット測定のカリブレーションから得られる係数 C_{L_bit} は、既知インパルスと $\Delta V_{LDS_Impulse}$ の関係によって直接的に求まる。ここで既知インパルス I_{known} は、振動中心から $L_{L_bit_calib}$ だけ離れた位置に与えられた場合の値である。実際に電熱型 PPT が作動する位置は、振動中心から L_{PPT} だけ離れた位置にある。このためカリブレーション係数 C_{L_bit} の算出に使用する既知インパルスは、この距離の違いを補正した実効値を用いる。すなわち、振動中心から L_{PPT} だけ離れた位置において実効既知インパルス I_{known_eff} をスタンドアームに与えた場合の角運動量は、振動中心から $L_{L_bit_calib}$ だけ離れた位置に既知インパルス I_{known} が与えた場合の角運動量と同等であることから

$$I_{known_eff} = I_{known} \cdot \frac{L_{L_bit_calib}}{L_{PPT}} \quad (4.31)$$

以上より、インパルスビット測定のカリブレーション係数 C_{L_bit} は

$$C_{L_bit} = \frac{I_{known_eff}}{\Delta V_{LDS_Impulse}} \quad (4.32)$$

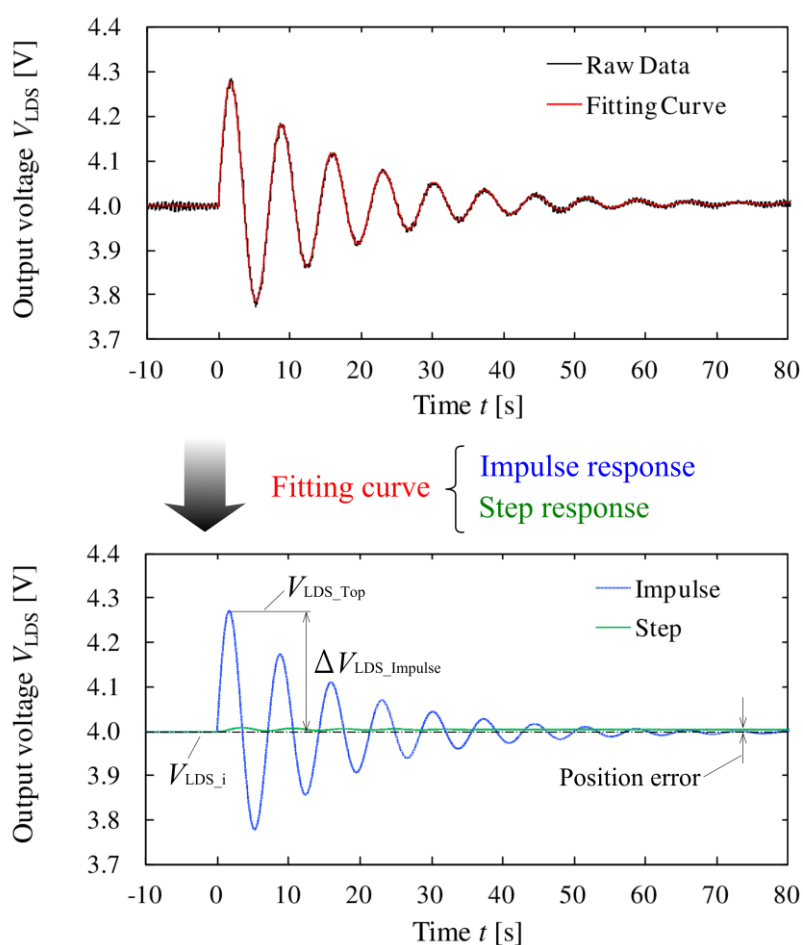


Figure 4.9 インパルスビット測定のカリブレーション時のレーザー変位計出力

以上で説明したインパルスビット測定のカリブレーション装置の外観を Figure 4.10 に示す。鋼球を落下させるための電磁石とサーボモータおよび落下位置の変更使用するステッピングモータは、マイクロコンピュータ (Arduino UNO) ・ステッピングモータ用ドライバ回路・コントローラによって制御した。これらの制御回路を Figure 4.11 に示す。電磁石とステッピングモータの駆動に使用する回路は電磁石本体への通電を ON/OFF するためのスイッチング回路となっている。コントローラには 4 つの押しボタンと 1 つのトグルスイッチが設置されており、トグルスイッチをシフトキーとして使用することで計 8 通りの入力を与えられる。これにより、電磁石の ON/OFF やスライド移動などの様々な司令を与えることができる。マイクロコンピュータとコントローラは、後述のマスロス・平均推力測定のカリブレーション装置の制御にも用いた。

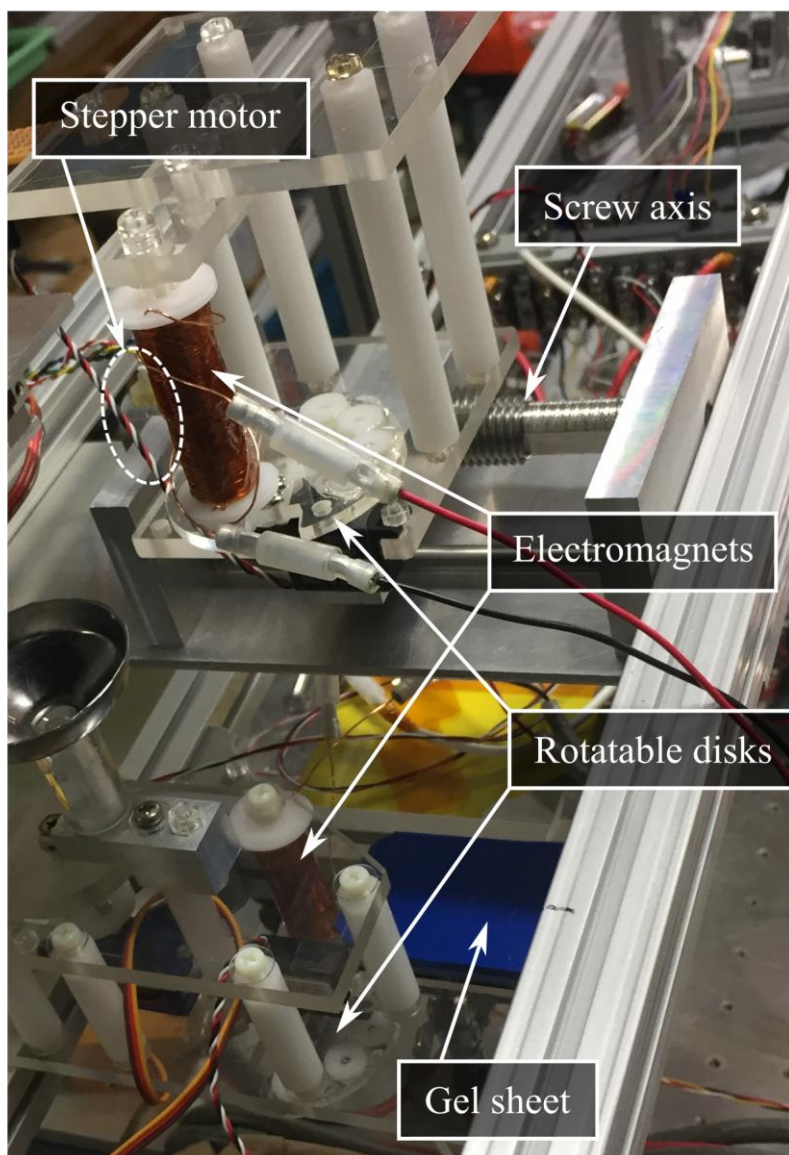


Figure 4.10 インパルスビット測定のカリブレーション装置 外観

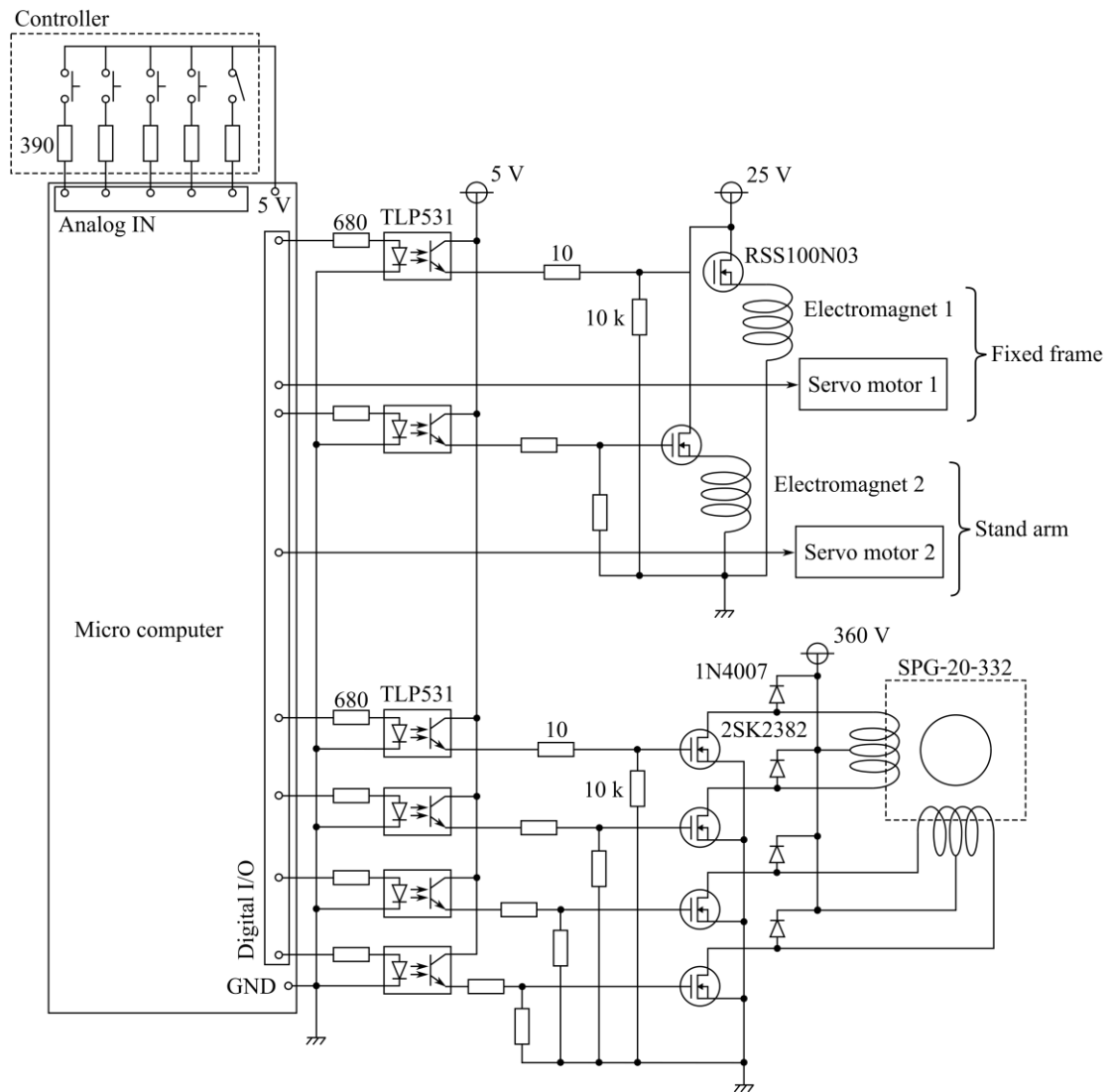


Figure 4.11 インパルスビット測定のカリブレーション装置の制御回路図

4.2.6 マスロス測定のカリブレーション

マスロス測定のカリブレーションは、スタンドアーム上の振動中心から $L_{\Delta M_calib}$ だけ離れた位置から既知の質量をもつプラスチック球を放出することで行った。このカリブレーションのために使用した「既知質量放出装置」の概略図を Figure 4.12 に示す。後述の平均推力測定のカリブレーションでも、同じ構造をもつ装置を使用した。この装置は、プラスチック球をストックするシリンダーと、サーボモータによって回転可能な円盤、そしてその直下に設置されたプレートで構成される。円盤にはプラスチック球を 1 つ収容できる大きさの貫通穴が設けられている。円盤をサーボモータで回転し、シリンダーの直下にこの貫通穴が来るとプラスチック球が 1 つそこに収容される。収容されたプラスチック球は、円盤直下のプレートによってまだ外部には放出されない。このプレートにもプラスチック球が通過するのに十分な大きさをもった貫通穴が設けられている。円盤をサーボモータで回転することで、収容したプラスチック球はこの貫通穴の直上に運搬される。このタイミングでプラスチック球は貫通穴を介して装置外部に放出され、既知のマスロスをスタンドアームに与える。

Figure 4.13 にスタンドアーム本体に設置した既知質量放出装置の外観を示す。プラスチック球がストックされるシリンダーは、スタンドアーム上の振動中心から $L_{\Delta M_calib}$ だけ離れた場所に位置し、ここが既知のマスロスが発生する位置となる。

プラスチック球をスタンドアームから放出すると、モーメントの釣り合いが変わるため、新しい釣り合いの位置へ向けて角変位する。Figure 4.14 はレーザー変位計によるこの角変位の取得結果である。スタンドアームの角変位後、可動カウンターウェイトを Δx だけスタンドアームの方向に沿って変位させると、ここでもモーメントの釣り合いが変わるため、さらにスタンドアームは角変位する。この可動カウンターウェイトを使用し、スタンドアームをプラスチック球放出後の角変位から放出前の角変位に戻す。このときの可動カウンターウェイトの変位量 Δx と放出したプラスチック球の既知質量 ΔM_{known} との関係は一意に決まる。つまり、既知のマスロス・実際の PPT のマスロスに対する出力は、「それによるスタンドの角変位量のキャンセル」に要した可動カウンターウェイトの変位量 Δx とすることができる。この角変位キャンセルの操作は、レーザー変位計からの出力電位をデータロガー

(3.6 節) によって参照しながら行った。マスロス測定のカリブレーション係数 $C_{\Delta M}$ は、スタンドアームから放出されたプラスチック球の既知質量 ΔM_{known} と、角変位キャンセルに要した可動カウンターウェイトの変位量 Δx の関係から決定される。ただし 4.2.5 項の通り、既知のマスロスの値は、 $L_{\Delta M_calib}$ と L_{PPT} の距離の違いを考慮した実効値を使用する。 ΔM_{known} を $L_{\Delta M_calib}$ の位置から放出した時のモーメント変化と、 L_{PPT} の位置から実効既知質量 ΔM_{known_eff} の放出を行った時のモーメント変化が等しいことから次式が成立する。

$$\Delta M_{known_eff} = \Delta M_{known} \cdot \frac{L_{\Delta M_calib}}{L_{PPT}} \quad (4.33)$$

以上から、マスロス測定のカリブレーション係数 $C_{\Delta M}$ は

$$C_{\Delta M} = \frac{\Delta M_{\text{known_eff}}}{\Delta x} \quad (4.34)$$

可動カウンターウェイトはステッピングモータ駆動ステージ SGSP 15-10 (X) と、その駆動ステージ上に設置されたカウンターウェイトによって構成される。つまり可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} はカウンターウェイトの質量と SGSP 15-10 (X) の駆動ステージの質量の合計値となる。しかし、このうち駆動ステージの質量は SGSP 15-10 (X) の分解が困難であるために電子天秤による直接測定が不可能であるため、 M_{MCW} は結果として未知の値となる。 M_{MCW} は後述する実効ばね定数 K の算出に必要となるため、本項のマスロスのカリブレーションの結果を使用して算出した。具体的には、振動中心から $L_{\Delta M_calib}$ 離れた位置において既知の質量 ΔM_{known} が放出されたことによるモーメント変化を、未知の可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} を既知の Δx だけ変位させることでキャンセルすることから

$$M_{\text{MCW}} = L_{\Delta M_calib} \cdot \frac{\Delta M_{\text{known}}}{\Delta x} = L_{\Delta M_calib} \cdot C_{\Delta M} \quad (4.35)$$

によって求められる。

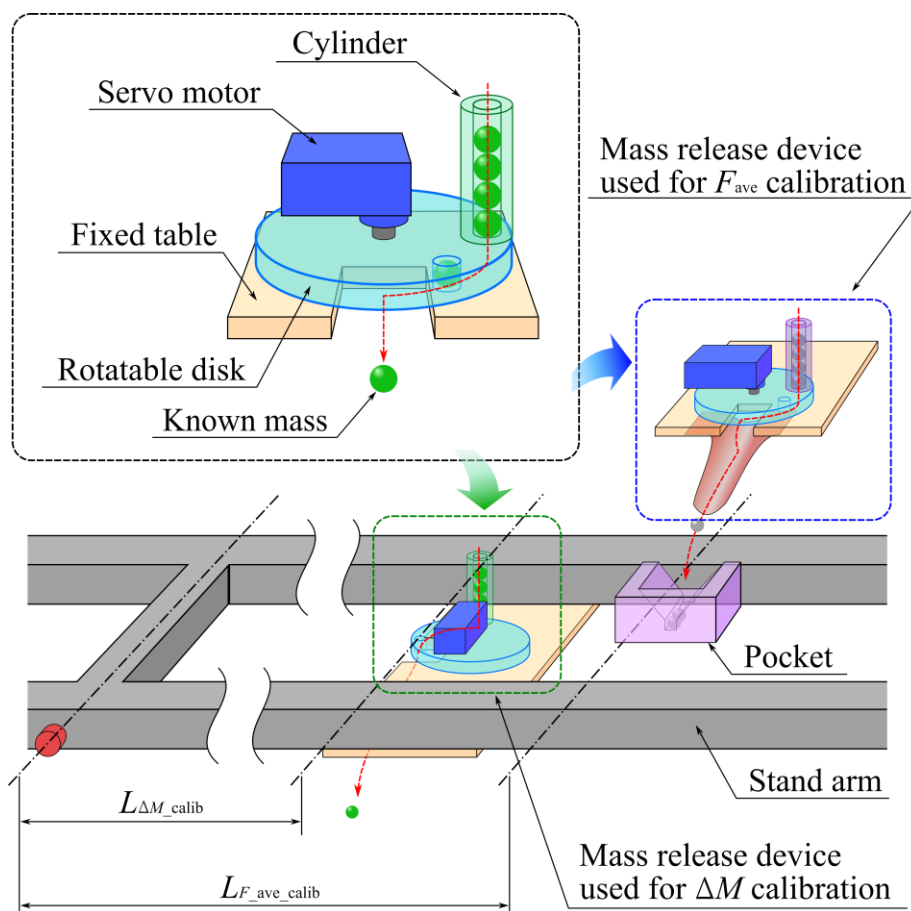


Figure 4.12 マスロス・平均推力測定のカリブレーションと既知質量放出装置 概略図

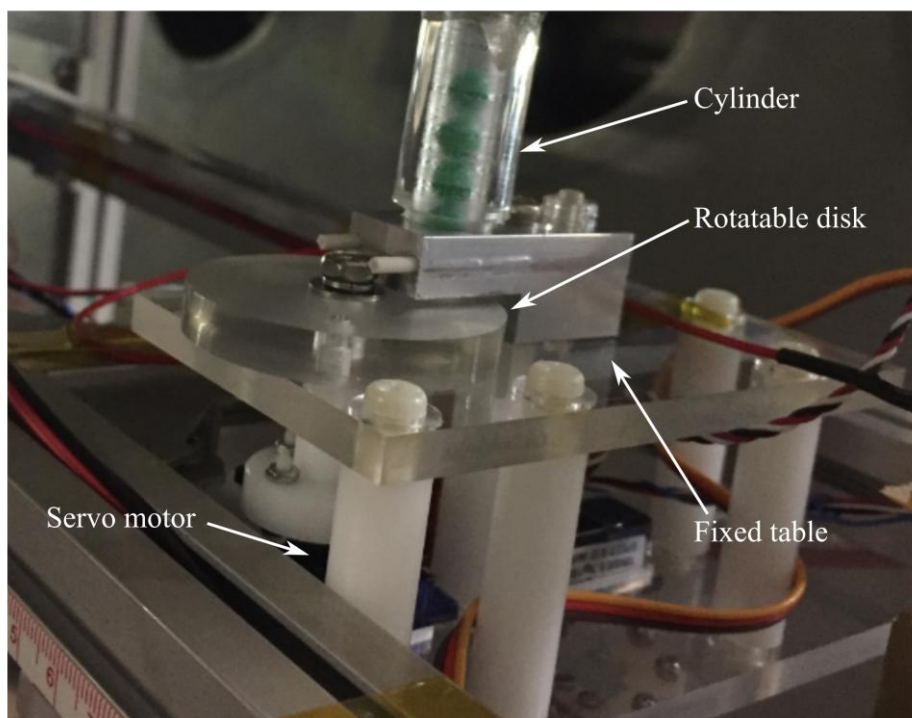


Figure 4.13 マスロス測定のカリブレーション用の既知質量放出装置 外観

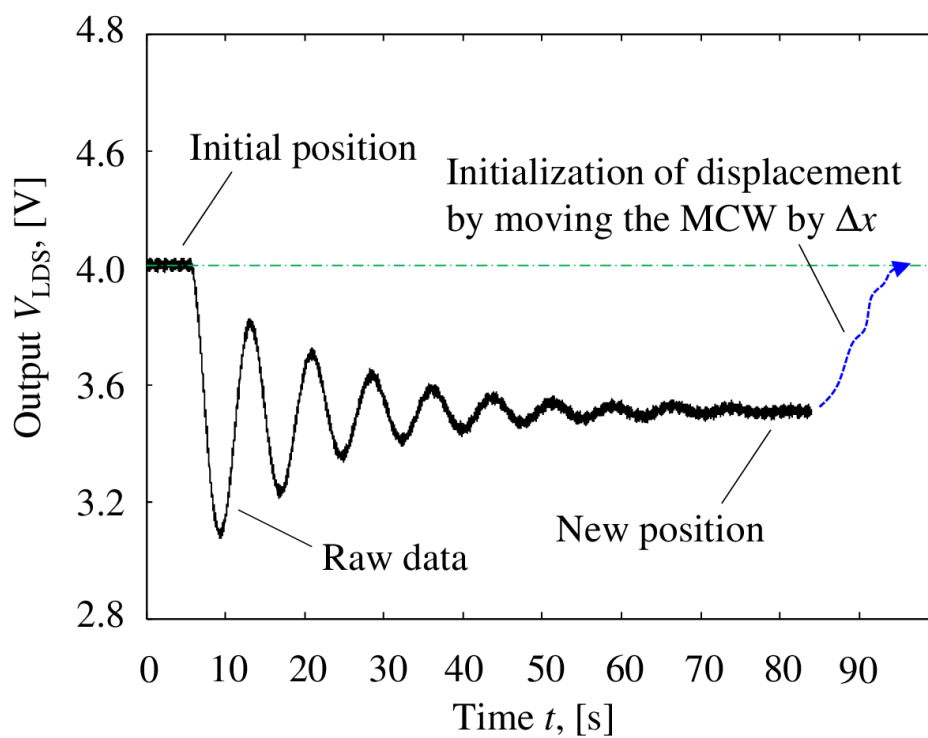


Figure 4.14 マスロス測定のカリブレーション時におけるレーザ変位計出力

4.2.7 平均推力測定のキャリブレーション

スタンドアームに加わる PPT の平均推力測定のためのキャリブレーションは、既知質量をもつ鋼球をスタンドアーム上に積載することで行った。この鋼球のスタンドアームへの積載は、Figure 4.12 で示した既知質量放出装置をスタンドアームの上部に設置して使用した。ここで使用した装置の外観を Figure 4.15 に示す。スタンドアーム上部からこの装置によって放出され鋼球は、スタンドアーム上の振動中心から $L_{F_ave_calib}$ だけ離れた位置に設置されたポケットに収容され、この位置にて既知の荷重が加わる。

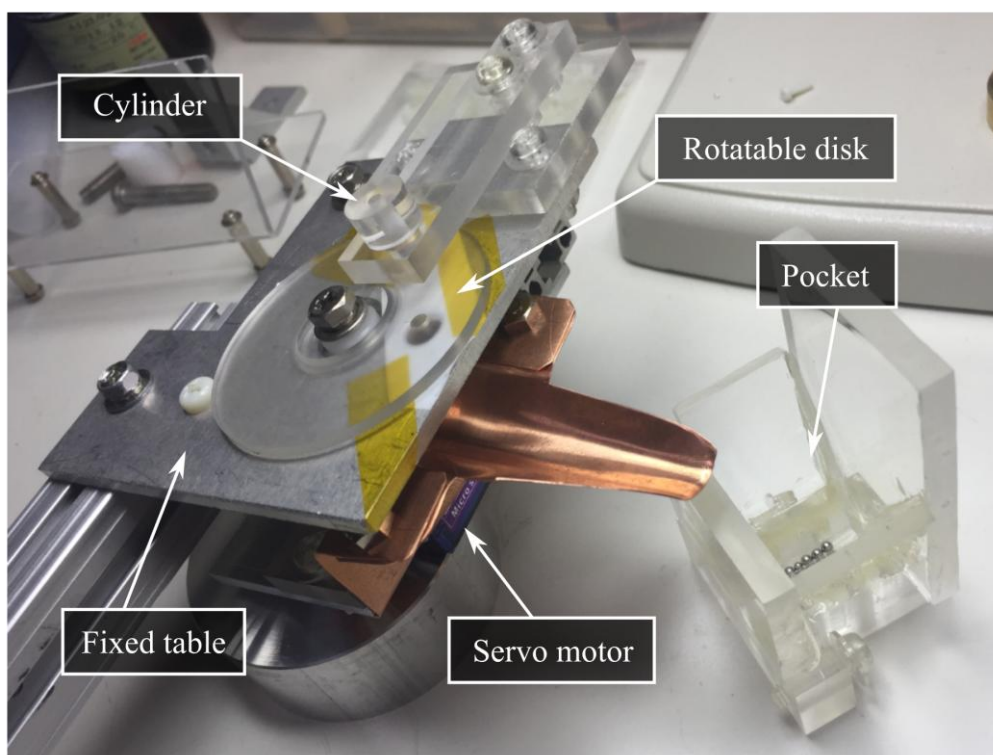


Figure 4.15 平均推力測定のキャリブレーション用の既知質量放出装置 外観

鋼球の積載による既知荷重が加わることで生じたスタンドアームの角変位をレーザー変位計によって取得した結果の一例を Figure 4.16 に示す。鋼球の積載前のスタンドアームの釣り合いの時ににおけるレーザー変位計出力を V_{LDS_i} とし、既知荷重による角変位後における出力電位を V_{LDS_TB} (TB: Thrust Balance) とする。

$$\Delta V_{LDS_Force} = V_{LDS_TB} - V_{LDS_i} \quad (4.36)$$

4.2.5 および 4.2.6 同様に、キャリブレーション係数 C_{F_ave} の決定においても、既知荷重は振動中心から L_{PPT} だけ離れた位置での実効既知荷重 F_{known_eff} を使用する。 L_{PPT} の位置において発生する実効既知荷重 F_{known_eff} によるトルクと、 $L_{F_ave_calib}$ の位置において発生した既知荷重 F_{known} によるトルクと等しいことから、

$$F_{known_eff} = F_{known} \cdot \frac{L_{F_ave_calib}}{L_{PPT}} \quad (4.37)$$

$$C_{F_ave} = \frac{F_{known_eff}}{\Delta V_{LDS_Force}} \quad (4.38)$$

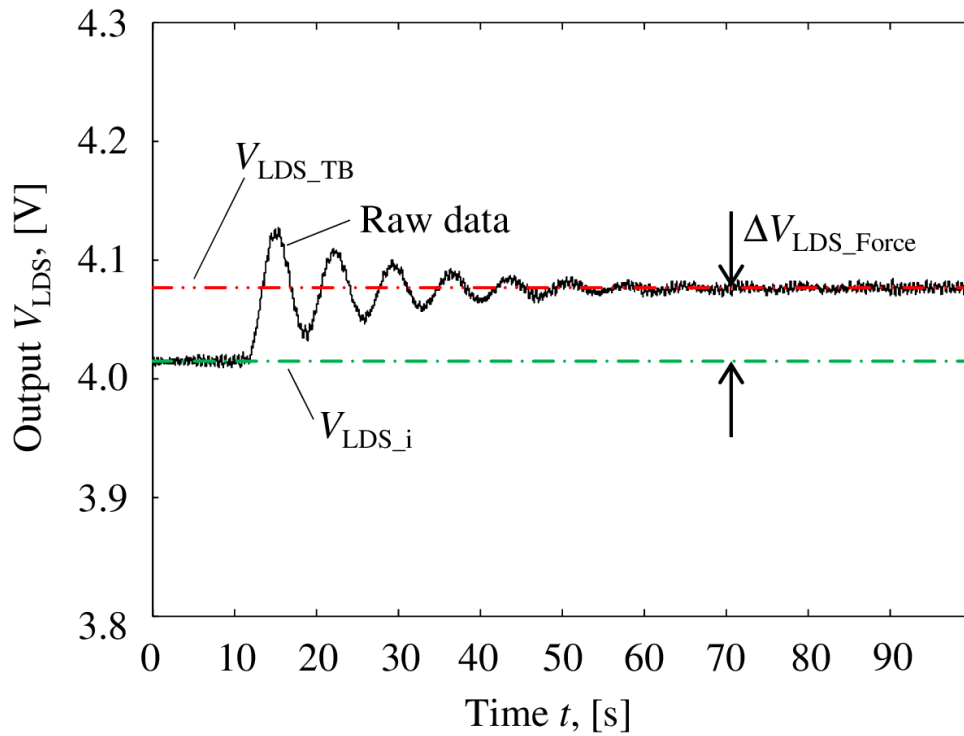


Figure 4.16 平均推力測定のキャリブレーション時におけるレーザー変位計出力

4.2.8 キャリブレーション係数の理論式と計算値の算出

ここまで示したインパルスビット・マスロス・平均推力測定のカリブレーションを実施した後、可動カウンターウェイトを用いた実効ばね定数 K ・慣性モーメント I ・減衰係数 D の推定を行い、式(4.24)、(4.28)、(4.26)に示したキャリブレーション係数の理論式からその計算値を求めた。まず、可動カウンターウェイトを既知の Δx だけ変位すると、スタンドアームは次式の理論関数に従って減衰振動する。

$$f(t) = A \cdot e^{-\omega_n \zeta t} \cdot \sin(\omega_n t + \gamma) + B \quad (4.39)$$

レーザ変位計によって取得した減衰振動波形を上式にカーブフィッティングすることで、この系の固有振動数 ω_n と減衰比 ζ を推定できる。ここで得た推定値をそれぞれ ω_{n_est} , ζ_{est} とする。スラストスタンド系の実効ばね定数 K は、可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} (式(4.33)によって既に求まっている値) を既知の変位 Δx 動かしたことによるモーメントの釣り合いの式と式(4.1)を用いて、推定値 K_{est} として、

$$K_{est} = \frac{M_{MCW} \cdot \Delta x}{\Delta \theta} = \frac{M_{MCW} \cdot L_{LDS}}{C_{LDS} \cdot \Delta V_{LDS}} \Delta x \quad (4.40)$$

によって算出される。ここで求めた K_{est} の値と式(4.10)、(4.11)を連立することで、慣性モーメントおよび減衰係数の推定値 I_{est} および D_{est} を次式によって求めることができる。

$$I_{est} = \frac{K_{est}}{\omega_{n_est}^2} \quad (4.41)$$

$$D_{est} = \frac{2K_{est} \cdot \zeta_{est}}{\omega_{n_est}} \quad (4.42)$$

以上の結果を式(4.24)、(4.28)、(4.26)に代入することでインパルスビット、マスロス、そして平均推力のカリブレーション係数の理論式に基づく計算値が求まる。ここで求めた計算値をそれぞれ $C_{I_bit_cal}$, $C_{\Delta M_cal}$, $C_{F_ave_cal}$ と定義する。これらは次式によって表される。

$$C_{I_bit_cal} = \frac{C_{LDS} \sqrt{K_{est} \cdot I_{est}}}{L_{LDS} \cdot L_{PPT} \cdot \exp\left(-\frac{\zeta_{est} \cdot \cos^{-1} \zeta_{est}}{\sqrt{1 - \zeta_{est}^2}}\right)} \quad (4.43)$$

$$C_{\Delta M_cal} = \frac{M_{MCW}}{L_{PPT}} \left(= \frac{L_{\Delta M_calib}}{L_{PPT}} \cdot \frac{\Delta M_{known}}{\Delta x} = \frac{\Delta M_{known_eff}}{\Delta x} = C_{\Delta M} \right) \quad (4.44)$$

$$C_{F_ave_cal} = \frac{C_{LDS} \cdot K_{est}}{L_{LDS} \cdot L_{PPT}} \quad (4.45)$$

式(4.44)において、マスロス測定のカリブレーション係数の計算値 $C_{\Delta M_cal}$ とキャリブレーション装置によって実験的に求まる $C_{\Delta M}$ が等しくなる。これは式(4.35)の通り、マスロス測定のカリブレーションの時点でその結果から可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} を算出し、その値を計算値 $C_{\Delta M_cal}$ の計算に使用しているためである。

4.3 キャリブレーションと電熱型 PPT の性能測定試験

製作したシーソー型スラストスタンドおよびそのキャリブレーション装置による性能測定の妥当性評価のため、実際にキャリブレーションを行い、その結果を用いて電熱型 PPT の性能測定試験を行った。Figure 4.17 に本試験におけるキャリブレーション装置 3 種と電熱型 PPT のスラストスタンド上の設置箇所を示す。この図の通り、各種キャリブレーション装置と電熱型 PPT のスタンドアーム上における振動中心からの位置はそれぞれ異なる。このため、各キャリブレーション係数は 4.2.5, 4.2.6, 4.2.7 における式(4.31), (4.33), (4.37) のように各種既知の入力値を電熱型 PPT の位置における実効値に補正する必要がある。電熱型 PPT は直径 3.5 mm, 長さ 10 mm の PTFE キャビティを使用し 9.8 J, 2 Hz の作動条件として性能取得した。

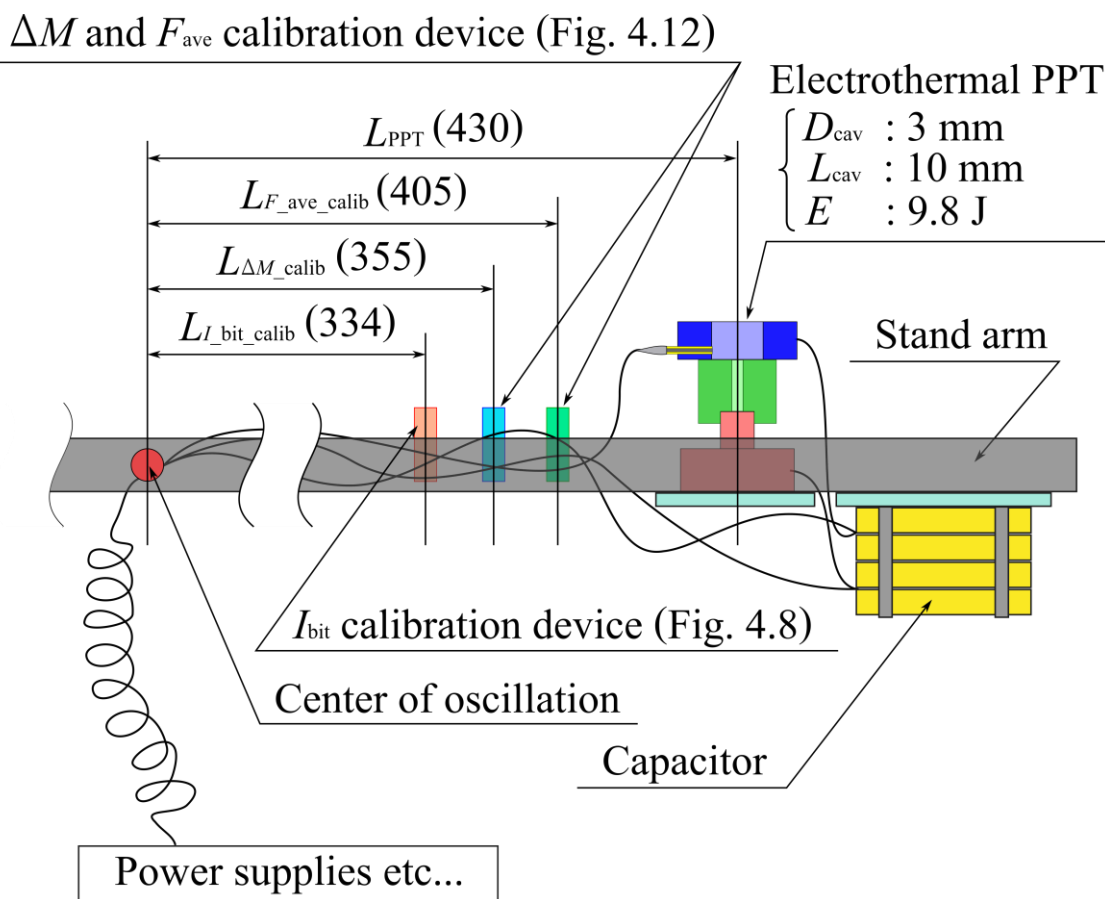


Figure 4.17 シーソー型スラストスタンドのキャリブレーションと電熱型 PPT の性能測定の試験セットアップ

4.4 試験結果および考察

4.4.1 各装置によって得られたキャリブレーション係数の結果と考察

Figure 4.18, Figure 4.19, Figure 4.20 にインパルスビット・マスロス・平均推力のキャリブレーション結果をそれぞれ示す。各結果におけるプロットは 10 回分の平均値を示し、各種既知の入力の分散は 0.6 % 未満であった。Table 4.4 は、キャリブレーション装置によって得た係数 (Figure 4.18–Figure 4.20 から求まる $C_{L_{bit}}$, $C_{\Delta M}$, $C_{F_{ave}}$; 便宜上、実験値と述べる) と 4.2.8 で述べたキャリブレーション係数の理論式に基づいた計算値 ($C_{L_{bit_cal}}$, $C_{\Delta M_cal}$, $C_{F_{ave_cal}}$; 便宜上、計算値と述べる) とを比較したものである。全てのキャリブレーション係数において、実験値は計算値に対して相対誤差 10 % 以内で一致する結果となった。

まず、インパルスビット測定のキャリブレーションでは既知インパルスと対するレーザー変位計出力との関係はよい線形性を示した一方、この結果より得られた実験値は計算値と比較して約 5 % 下回る結果となった。この主な要因は、スタンドアーム上における鋼球の衝突・合体のタイミングと、同じ質量をもつ別の鋼球のスタンドアームからの放出のタイミングとのタイムラグであると推定される。このタイムラグが最大で 5 ms であった場合、スタンドアームに加わるインパルスは最大で約 4 % の誤差を与えられるためである。レーザー変位計出力に乘るノイズも誤差要因として考えられるが、これは 4.2.2 項によってロータリーポンプからの振動はほとんど遮断されており、カーブフィッティングによってさらに除去されるので大きな要因とは考えにくい。他にも、鋼球の質量計測上の誤差・鋼球の自由落下高さ h の誤差・振動中心からのキャリブレーション装置および PPT までの距離 $L_{L_{bit_calib}}$ と L_{PPT} の誤差が考えられる。しかし、これらが既知インパルスに与える不確かさは 1 % 未満であるため、支配的とはいえない。

マスロス・平均推力のキャリブレーション結果においても、いずれの場合も既知入力と各出力との関係は良い線形性を示した。マスロスのキャリブレーション係数実験値は理論値に一致するが、この理由は 4.2.6 の式(4.35)および 4.2.8 で述べた通り、 $C_{\Delta M}$ と $C_{\Delta M_cal}$ の両者は式そのものが同一なためである。特に可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} が、それを構成する駆動ステージ SGSP 15-10 (X) が分解不可のため電子天秤による直接測定不可であるため、実験値 $C_{\Delta M}$ の結果と式(4.35)によって M_{MCW} を決定した。すなわち、式(4.44)より $C_{\Delta M_cal}$ は $C_{\Delta M}$ に基づいて決定された M_{MCW} と定数である L_{PPT} から決定されるため、 $C_{\Delta M_cal}$ と $C_{\Delta M}$ の両者は必然的に一致するということである。しかしながら、これによって得られたマスロスのキャリブレーション係数の実験値は、既知質量の測定誤差・ $L_{\Delta M_calib}$ および L_{PPT} の誤差によって約 0.6 % の不確かさの影響を受ける。加えて、可動カウンターウェイトのステッピングモータによる位置決め誤差は最大で $\pm 10 \mu\text{m}$ である。これは Δx を $980 \mu\text{m}$ 変位させる今回のマスロスのキャリブレーションにおいて約 1.2 % の誤差要因となる。

これらの誤差要因は可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} , ひいては実効ばね定数 K の誤差に影響するため, インパルスビットおよび平均推力のキャリブレーション係数計算値そのものの誤差にも影響する.

平均推力のキャリブレーション係数実験値の計算値に対する誤差要因もマスロスのキャリブレーションの場合と同様, スタンドアームに積載する既知質量や $L_{F_ave_calib}$ および L_{PPT} の誤差によって約 1.5% の誤差の影響を受ける. この他, 予測不能な各種キャリブレーション係数の誤差要因としては, 配線が実効ばね定数 K に与える影響が考えられる.

Table 4.4 キャリブレーション係数とその理論値との比較

	Calibration coefficient	Theoretical calibration coefficient	Error
I_{bit}	Eq. (4.32), C_{L_bit} $2.76 \times 10^3, \mu\text{N} \cdot \text{s}/\text{V}$	Eq. (4.43), $C_{L_bit_cal}$ $2.91 \times 10^3, \mu\text{N} \cdot \text{s}/\text{V}$	5.2%
ΔM	Eq. (4.34), $C_{\Delta M}$ $0.471, \text{mg}/\mu\text{m}$	Eq. (4.44), $C_{\Delta M_cal}$ $0.471, \text{mg}/\mu\text{m}$	N/A
F_{ave}	Eq. (4.38), C_{F_ave} $2.13 \times 10^3, \mu\text{N}/\text{V}$	Eq. (4.45), $C_{F_ave_cal}$ $2.31 \times 10^3, \mu\text{N}/\text{V}$	7.8%

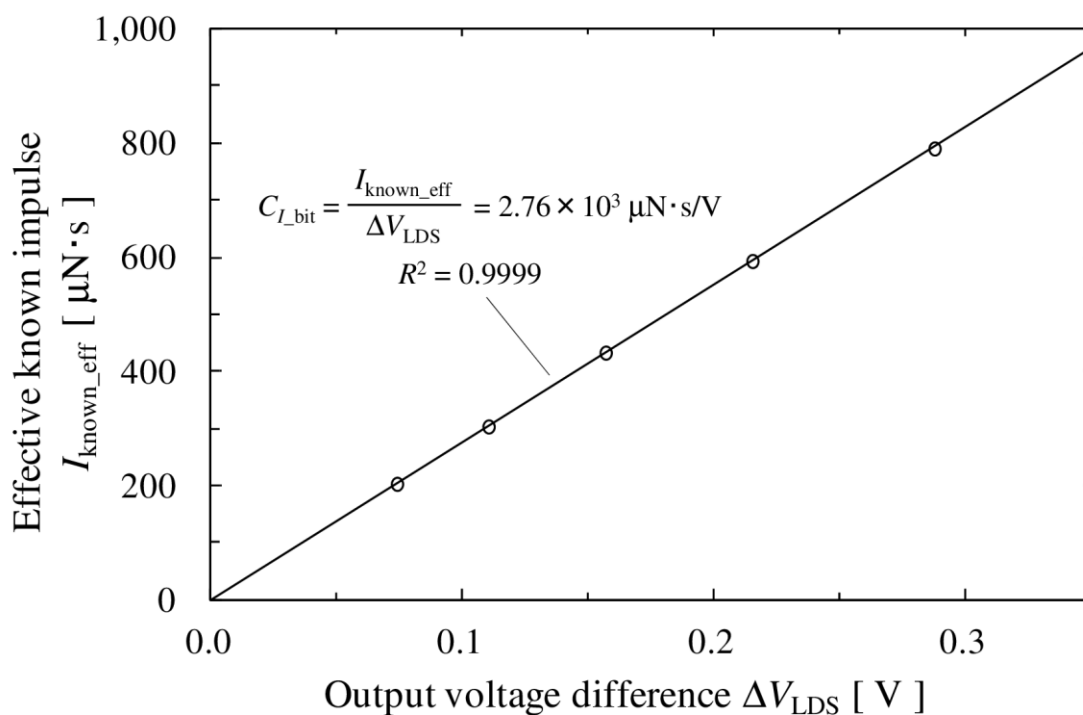


Figure 4.18 インパルスビット測定のカリブレーション結果

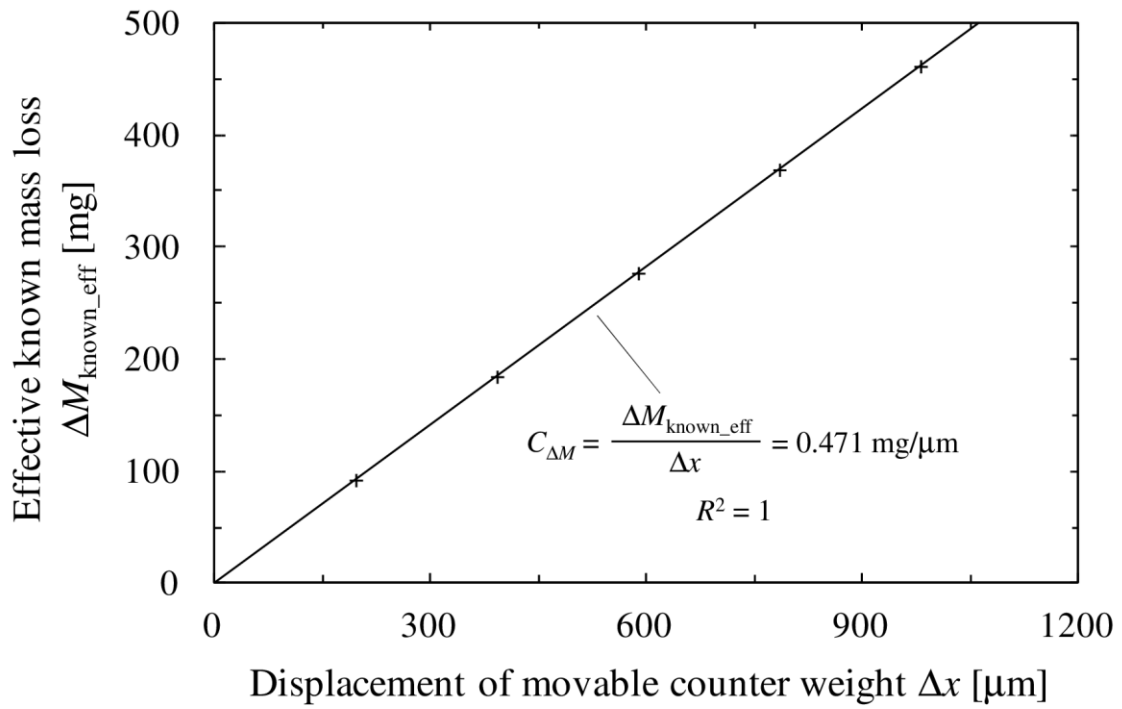


Figure 4.19 マスロス測定のカリブレーション結果

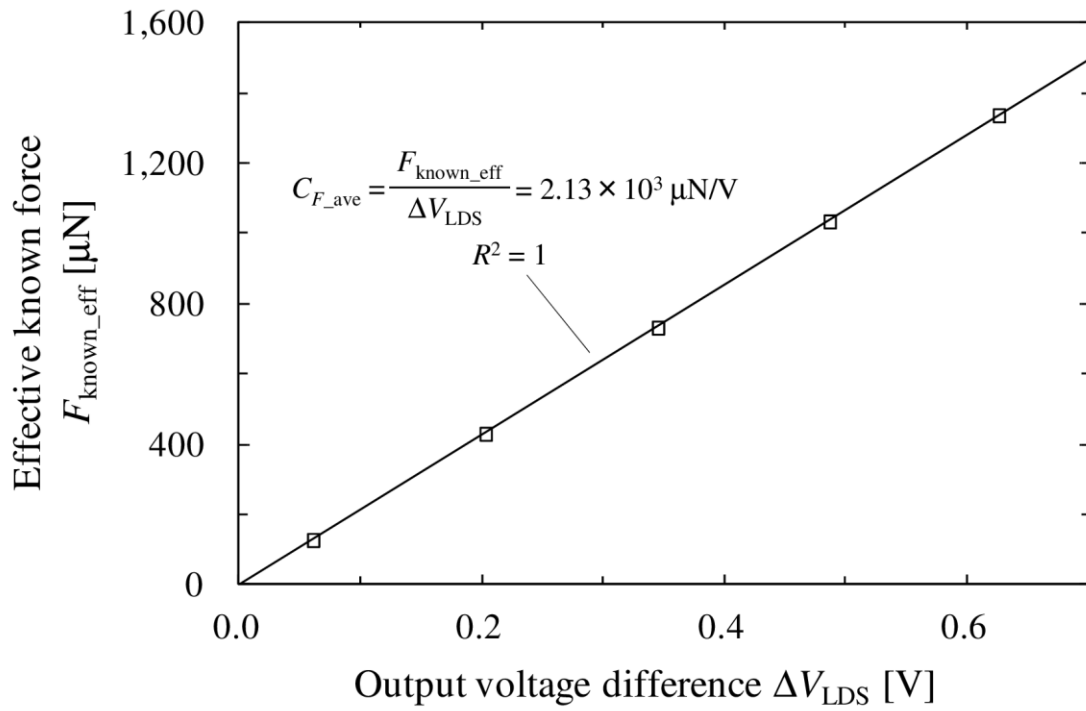


Figure 4.20 平均推力測定のカリブレーション結果

4.4.2 実効ばね定数 K , その他のスラストスタンド系への影響の考察

4.2.6 のマスロス測定のカリブレーションにより可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} がわかり, 結果推定値は 202.3 g となった. 駆動ステージに取り付けられたカウンターウェイト本体の質量は 149.1 g であり, すると駆動ステージ本体の重量は 53.2 g となるので妥当な値であるといえる. この M_{MCW} の推定質量と 4.2.8 で述べた可動カウンターウェイトを既知の長さ Δx だけ変位させる方法によって実効ばね定数 K が分かる. Table 4.5 に実効ばね定数 K および, このスラストスタンド系の固有振動数 ω_n や減衰比 ζ などの推定結果を示す. これらのスラストスタンド系の各種係数の値は, 可動カウンターウェイトを 100 μm の長さだけ変位させる操作を, 振動中心に向かって 5 回, 振動中心から遠ざかる方向に向かって 5 回の合計 10 回行うことで得た. また, 振動中心へ近づく方向への変位と遠ざかる方向への変位は交互に行った.

Table 4.5 可動カウンターウェイトの駆動質量 M_{MCW} と K, ω_n, ζ, I, D の推定結果

Name	Estimated value		Remarks
M_{MCW}	202.3 g	149.1 g (counter weight) + Estimated 53.2 g (movable stage)	
K	0.780 N·m/rad	Standard deviation $1\sigma = 0.42 \times 10^{-2}$ N·m/rad	
ω_n	0.884 rad/s	$1\sigma = 0.34 \times 10^{-3}$ rad/s, Oscillation period $2\pi/\omega_n = 7.1$ s	
ζ	0.070 -	$1\sigma = 0.47 \times 10^{-3}$ N·m/rad	
I	0.991 kg·m ²	$1\sigma = 0.52 \times 10^{-2}$ kg·m ²	
D	0.122 kg·m ² /s	$1\sigma = 0.12 \times 10^{-2}$ kg·m ² /s	

ここで 4.2.4 の式(4.9)にて, 実効ばね定数 K は, Flexural pivots のばね定数 K_{Spring} とスタンドアーム (質量 M_{Arm}) の重心位置の鉛直方向成分 y_G によって決定されることを述べた. 正確なスタンドアームの質量 M_{Arm} の測定は困難であるが, アームを構成する各要素の質量を合計することによる推定は可能であるため, ここからスタンドアーム鉛直方向におけるアームの重心位置 y_G を推定できる.

まず, 本研究で使用した Flexural pivots は C-Flex 社 (米国) 製の Single end bearing D-20 であり, これを 2 個並列に使用している. この D-20 のばね定数のカタログ値は 0.096 N·m/rad で, 2 個並列で用いていることから合成ばね定数 K_{Spring} は 2 倍の 0.192 N·m/rad となる. 一方で, スタンドアームの質量 M_{Arm} は直接測定は困難であるため, Table 4.6 に示すように各種構成要素の質量から推定し, およそ 3.5 kg であることが分かった. 以上の値を式(7)に代入した結果, スタンドアーム鉛直方向の重心位置 y_G はおよそ -17 mm と推定された. つまり, スタンドアームの重心位置はスタンドアームの振動中心 $((x, y) = (0, 0))$ より下方にあったことが分かった. これは実効ばね定数 K を増大する方向であり, 振動中心より上方に重心があった場合 ($y_G > 0$) と比較すると, K の値を 0 へ近づける方向ではないことからスタンドアームの挙動を安定させる.

本研究で行った各種キャリブレーションは、既知質量がスタンドアームを出入りするが、これらによる質量変化は高々数 g 程度であり、推定 3.5 kg のスタンドアームの鉛直方向の重心位置へ与える影響は微小と思われる。これは、電熱型 PPT に数 g 程度のマスロスが生じた場合も同様である。具体的には、振動中心から 100 mm 上方の位置にて 10 g の質量変化が生じるという極端な場合においても、 $0.780 \text{ N}\cdot\text{m}/\text{rad}$ であった実効ばね定数 K と比較すると約 $9.8 \times 10^{-3} \text{ N}\cdot\text{m}/\text{rad}$ の変化であり 1 % 程度にとどまる。インパルスビット・平均推力のキャリブレーション係数実験値が、理論式に基づき決定された計算値に対して 5~8 % の誤差であるため、各種キャリブレーション係数に大きな影響を与えないといえる。

Table 4.6 Flexural pivots のばね定数 K_{Spring} とスタンドアームの推定質量 M_{Arm}

Name	Value	Remarks
K	0.780 N·m/rad	Table 4.4 $K = K_{\text{Spring}} - M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot \gamma_G$
• K_{Spring}	0.192 N·m/rad	Single end bearing D-20 × 2 (0.096 N·m/rad × 2)
• $M_{\text{Arm}} \cdot g \cdot \gamma_G$	-0.588 N·m	Calculated by $K_{\text{Spring}} - K$
• M_{Arm}	3.5 kg	Estimated value
• Aluminum frame	1.3 kg	0.44 kg/m × 3 m
• Electrothermal PPT	0.4 kg	Electrodes + PTFE
• Capacitor	0.8 kg	0.2 kg × 4 capacitors
• Movable counter weight	0.65 kg	SGSP 15-10 (X) + counter weight
• Calibration device	0.2 kg	ΔM calibration device + electromagnet installed on stand arm
• Other parts	0.65 kg	Other weights except for cables
• γ_G	-17 mm	Calculated by $0.588 / (M_{\text{Arm}} \cdot g)$

キャリブレーション装置による既知の質量のスタンドアームへの積載やスタンドアームからの放出は、スラストスタンド系の慣性モーメント I に影響を与えることが考えられ、これがキャリブレーション係数にも影響が伝わるとも考えられる。この時の慣性モーメントへの影響は、スタンドアームを出入りする既知質量が高々数 g であり、かつその位置が振動中心から最大で 400 mm 程度離れた場所であることを考慮すると、約 $1.0 \times 10^{-3} \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ のオーダーかそれ以下である。これは Table 4.5 に示された慣性モーメント $I = 0.911 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ の 1 % 未満であり、実効ばね定数 K 同様、キャリブレーション係数実験値が計算値に対して 5~8 % の誤差に留まる以上、ここでの変化は各種係数に支配的には影響しないといえる。

4.4.3 電熱型 PPT の性能測定

前項で示されたキャリブレーション結果 $C_{I_{bit}}$ に基づき得られた、10,000 ショット作動における電熱型 PPT のインパルスビットの履歴を Figure 4.21 に示す。この履歴におけるインパルスビットは 100 ショット目から開始しており、各測定点におけるショット数のときのインパルスビットとその後 2 ショット分のインパルスビットを平均化してプロットしている。最初の 100 ショット分のプロットは、作動前の電熱型 PPT の PTFE キャビティに付着した大気中の水分等の不純物によってインパルスビットが過大に出力されるために除去している。今回の測定で得られた結果は、電熱型 PPT の課題である連続使用に伴うキャビティ容積拡大が起因するインパルスビット低下の特徴を示している。加えて、9.8 J 作動という条件を用いて推力電力比 (インパルスビット-投入エネルギー比) を算出すると 30-50 $\mu\text{N}\cdot\text{s}/\text{J}$ となり、他の電熱型 PPT 同様の傾向であることが分かる。

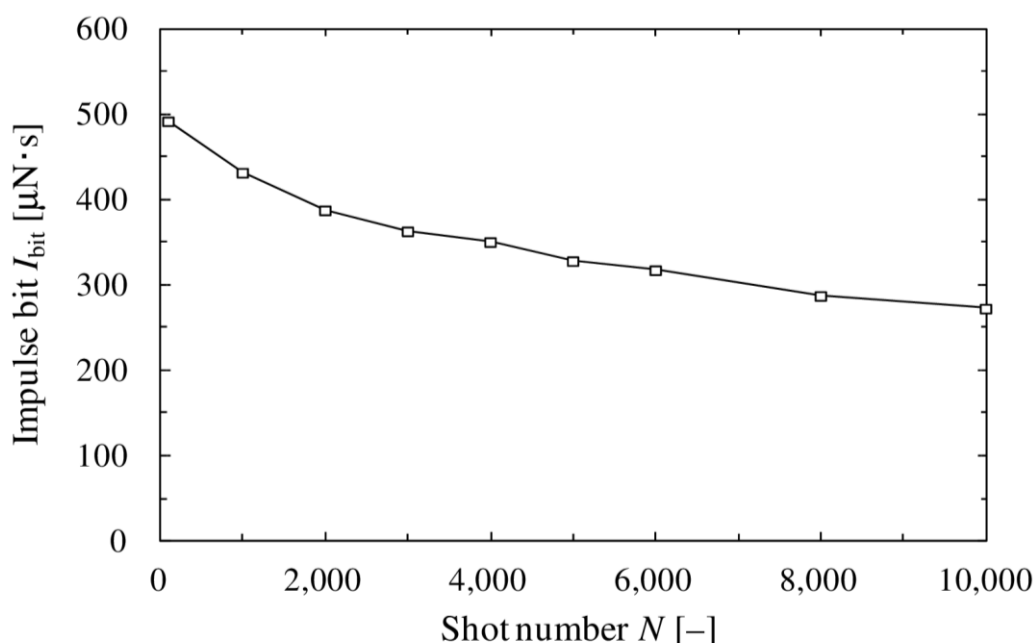


Figure 4.21 キャリブレーション結果に基づく電熱型 PPT の測定インパルスビット履歴

Figure 4.23 は平均推力のキャリブレーション係数 $C_{F_{ave}}$ を用いて測定した 2 Hz 作動における平均推力履歴を示す。電熱型 PPT の平均推力発生時のスラストスタンドの挙動はレーザー変位計で取得すると、Figure 4.22 のようになる。スタンドアームは PPT の連続作動開始直後においては作動周波数 f でインパルスビットが連続で入力されることで不安定に振動するが、徐々に $F_{ave} = I_{bit} \cdot f$ で表される平均推力とスラストスタンドの実効ばね定数 K による復元力が釣り合う位置で安定する。この時の釣り合いの位置は、電熱型 PPT に連続作動することによるマスロスが発生することから、その分だけ変位していく。

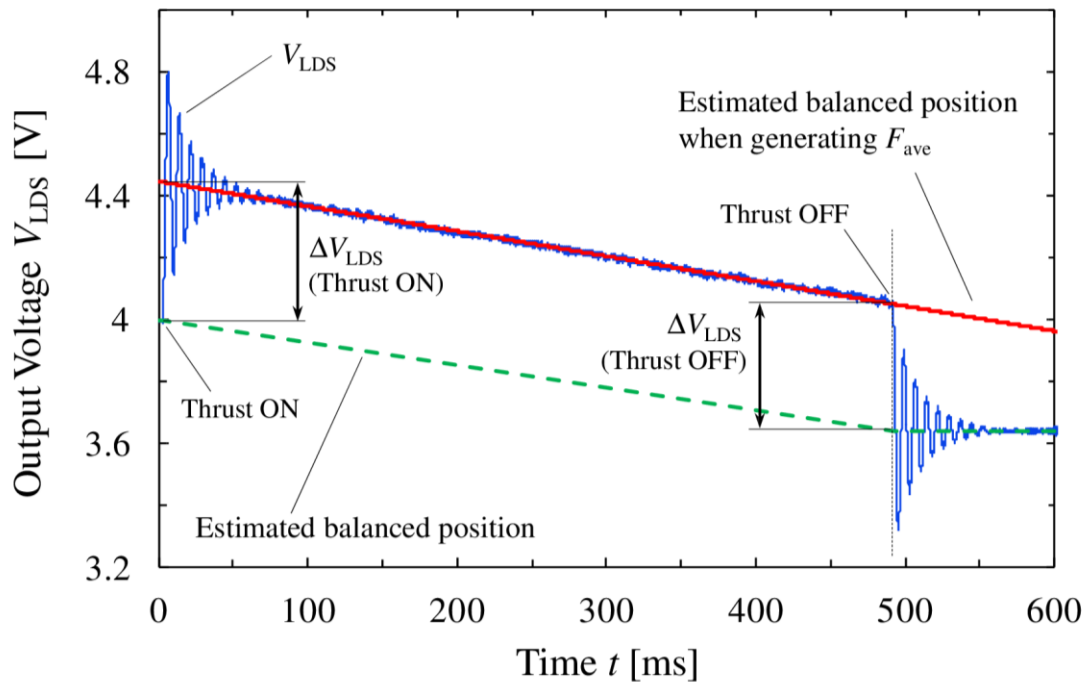


Figure 4.22 電熱型 PPT の平均推力発生(2 Hz)時のレーザー変位計の出力電位の様子

電熱型 PPT の平均推力は，Figure 4.22 のように取得したレーザー変位計の出力電位履歴に基づき，平均推力発生時におけるスタンドアームの推定釣り合い位置（Estimated balanced position when generating F_{ave} ）に対応するレーザー変位計出力と，平均推力が発生していない時のスタンドアームの推定釣り合い位置（Estimated balanced position）に対応するレーザー変位計出力との差（ ΔV_{LDS} ）から求めた．この差 ΔV_{LDS} は，平均推力発生開始時（Thrust ON 時）と発生終了時（Thrust OFF 時）の 2 点で取得した．Thrust ON 時のレーザー変位計出力は，まだスタンドアームの挙動が安定していない時であるため，この値は出力が安定している期間（例えば，Figure 4.22 において，100 s～450 s の間）を基に線形補間を行い，この結果から推定した値を用いた．平均推力が発生していない時の釣り合い位置に対応するレーザー変位計出力は，平均推力発生前の出力と，発生終了後スタンドアームの振動が収束しきった時の出力をそれぞれ取得しておけばよい．この方法によって取得した ΔV_{LDS} を基に測定された平均推力の履歴を Figure 4.23 に示す． $t = 500 \text{ s} \sim 4,000 \text{ s}$ （1,000 ショット～8,000 ショット）にかけては，上記の測定方法ではプロットが Thrust ON 時と OFF 時の 2 つ存在することになるが Figure 4.23 ではそれらは平均化してプロットした．Figure 4.21 のインパルスビットの履歴同様，平均推力も時間経過（ショット数増大）に伴って低下しており，その傾向は両者共通することが分かる．

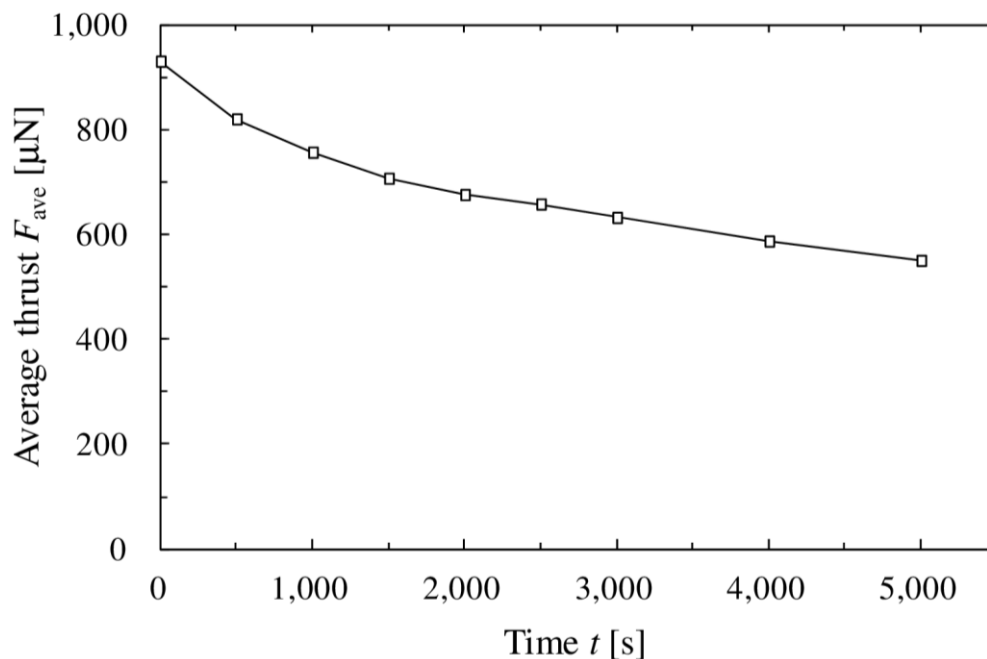


Figure 4.23 キャリブレーション結果に基づく電熱型 PPT の測定平均推力の履歴

Figure 4.21 および Figure 4.23 のインパルスビット・平均推力の履歴からそれぞれ 10,000 ショット作動における累積インパルス进行計算しプロットしたものを Figure 4.24 に示す. このプロットは, Figure 4.21 および Figure 4.23 のインパルスビット・平均推力の履歴を横軸である時間 (ショット数) で積分した値である. 積分は各プロット間を台形近似し区分求積することで行った. こうして得られた 2 つの累積インパルスの結果から, 今回測定されたインパルスビットおよび平均推力は互いによく一致していると判断できる. 10,000 ショット後における最終的な累積インパルスは, インパルスビット履歴(Figure 4.21)に基づいて計算したものでは $3.47 \text{ N}\cdot\text{s}$, 一方平均推力履歴(Figure 4.23)から計算すると $3.30 \text{ N}\cdot\text{s}$ であった. この時の両者の相対誤差は 5 % 以下であり, 今回の測定で用いたキャリブレーション係数の実験値が理論式に基づく計算値と比較して 10 % 未満の誤差で一致することを考慮すると, インパルスビットおよび平均推力の測定を互いに矛盾することなく行えたものと判断できる.

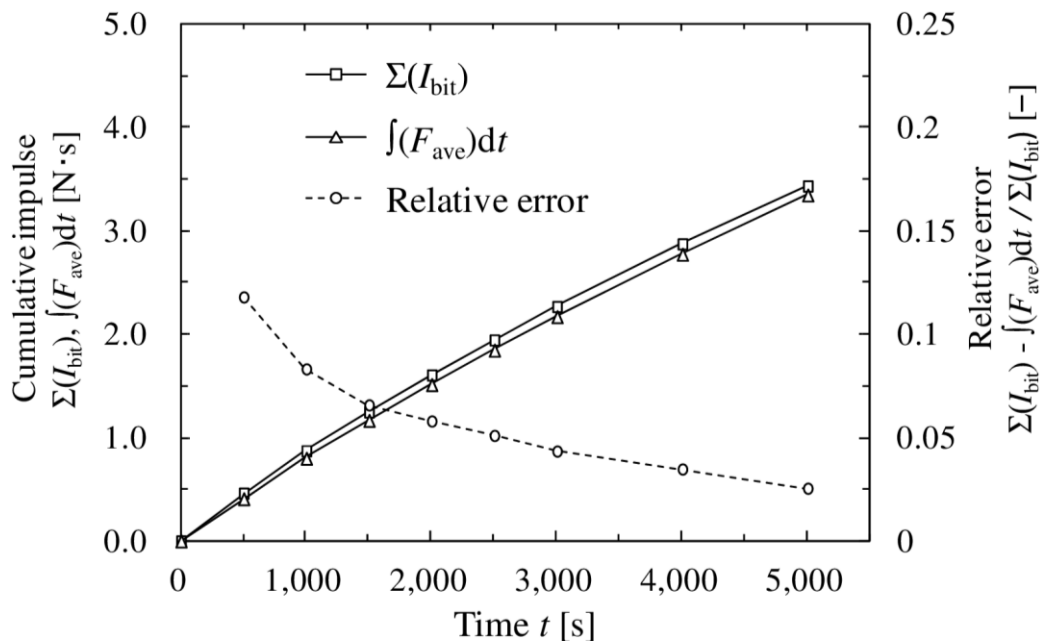


Figure 4.24 インパルスビット測定結果・平均推力測定結果に基づいてそれぞれ算出された両者の累積インパルスの比較

続いて Figure 4.25 に 10,000 ショット作動における電熱型 PPT の累積マスロスの履歴を示す。この測定結果もインパルスビット・平均推力と同様、キャリブレーション係数の実験値 C_{AM} によって測定された値である。作動開始時を除き、ほとんど線形的に累積マスロスが増大していく傾向となり、10,000 ショット後において 654 mg の昇華量となった。この昇華量には PTFE の他、電極の損耗分が数 10 mg のオーダーで含まれる。この試験の後、電子天秤を用いてマスロスの測定を行った結果こちらは 690 mg となり、10 % 以内の誤差で測定できた。

最後に 1,000 ショット毎にシーソー型スラストスタンドによって測定したマスロスと、その後大気開放し電子天秤による測定で得られたマスロスとを 10,000 ショットまで比較した結果を Figure 4.26 に示す。この試験における 10,000 ショット後の最終的な累積マスロスの測定結果は実測値と比較して 10 % 以内の誤差に収まる結果となった。しかしながら、1,000 ショット間隔で行った各測定結果は安定せず、実測値と比較して 1-17 % の誤差となった。このような結果となる主な原因として、スタンドアームのバランス点がドリフトすることが挙げられる。このドリフトは、配線の干渉や、PPT からスタンドアームの上方に噴射されたプルームがスタンドアーム本体に戻り再堆積することによるスタンドアームのアーム方向の重心位置変位などが原因と思われる。別の要因として、可動カウンターウェイトの位置決め誤差が 1,000 ショット作動におけるマスロス測定においては相対的に大きくなるということも考えられる。9.8 J 作動の条件において 1,000 ショット作動した際のマスロスは

よそ 50-80 mg であり，これによるバランス点変位のキャンセルに必要な可動カウンターウェイトの Δx はおよそ $150 \mu\text{m}$ である．このため，位置決め誤差が最大 $\pm 10 \mu\text{m}$ である可動カウンターウェイトではこのタイミングで測定する場合 10%程度の誤差の発生が予想され，誤差要因として説明する上で妥当である．

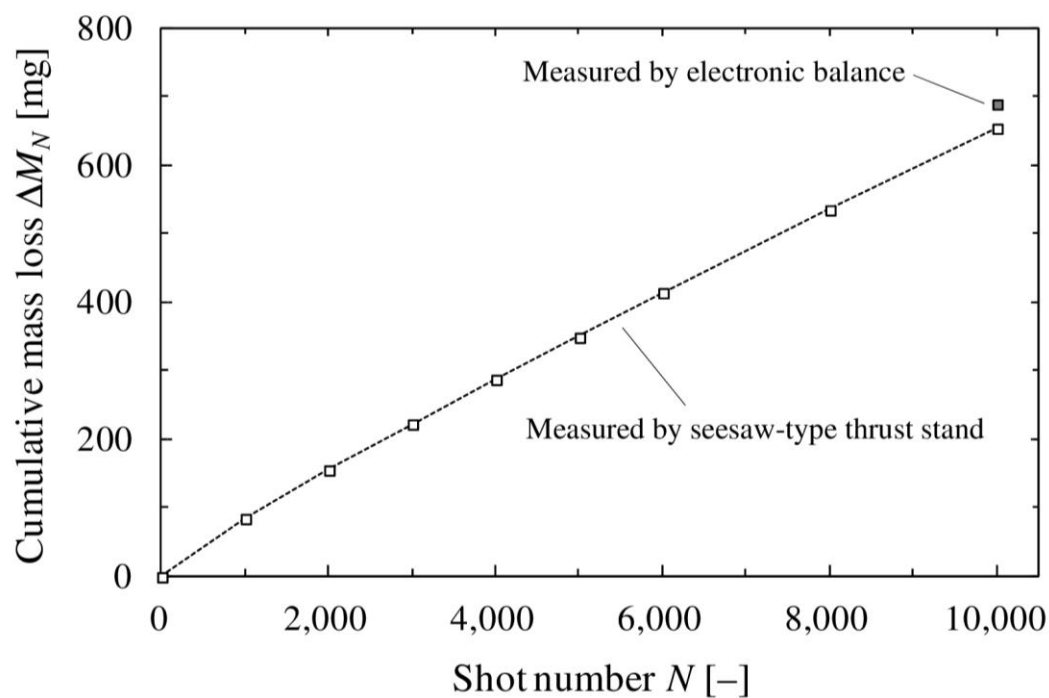


Figure 4.25 10,000 ショット作動における電熱型 PPT の累積マスロスの履歴

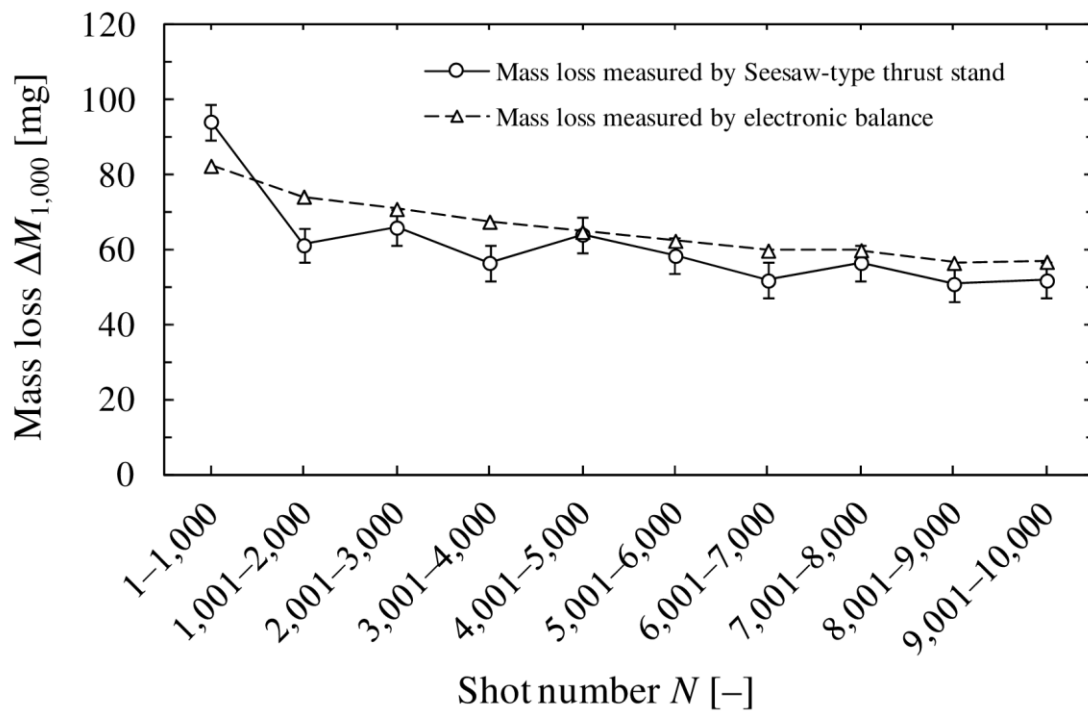


Figure 4.26 1,000 ショット毎のシーソー型スラストスタンドによるマスロス測定結果と、その都度大気開放・電子天秤測定によって得た実測値との比較

5

PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の 設計と性能測定

5.1 はじめに

本章では、設計・製作した PTFE ロッドを供給する推進剤供給式電熱型 PPT (PTFE ロッド供給式電熱型 PPT ; ロッド供給式 PPT) の設計と、シーソー型スラストスタンドによる性能測定結果について述べる。Figure 5.1 に設計した PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の概略図を示す。2 章で述べた通り、矩形断面の PTFE を供給する方法は電熱型 PPT への推進剤供給方式としては不適であったことから、この PPT は円形断面をもつ PTFE ロッドを供給する推進剤として採用している。このため、この PPT のキャビティには PTFE ロッドを挿入する供給口が実装されている。また、このキャビティは、セラミック部と PTFE 部から構成されており、PTFE ロッドはセラミック部の方に供給される。この他の構成要素であるアノードやカソード、イグナイタはこれまでの電熱型 PPT と同一の構造で設置される。すなわちアノードはスラスト方向上流側に、カソードはノズルとして使用され、イグナイタと共にスラスト方向下流側に設置される。

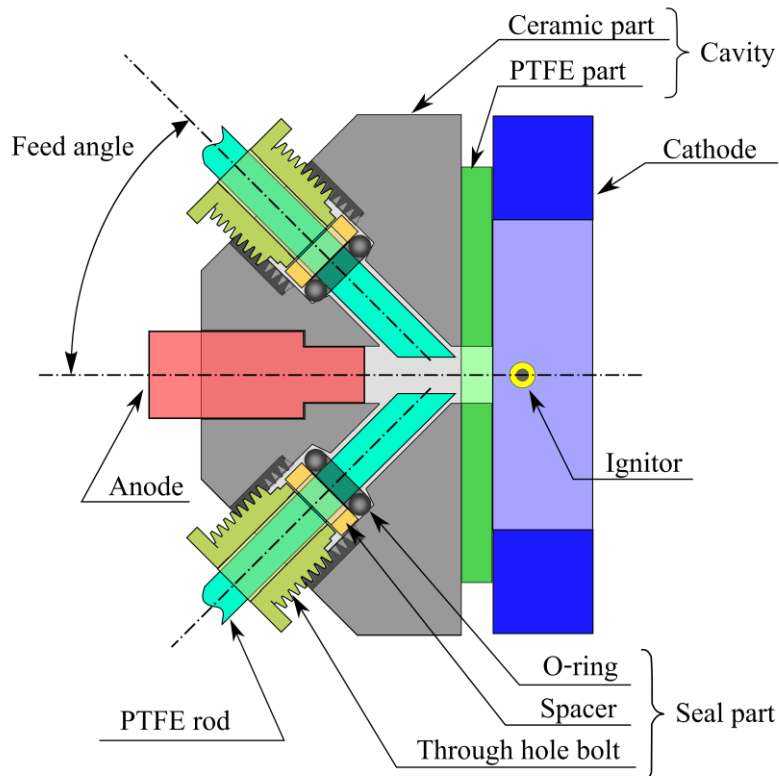


Figure 5.1 PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の概略図

5.2 PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の設計

Figure 5.1 の設計は、先行研究およびいくつかの予備試験の結果によって確定した。以下にその詳細を述べる。

5.2.1 供給 PTFE の形状

供給する PTFE の形状は円形断面のロッドを採用した。2.8 で述べた通り、PTFE バーや PTFE シートの供給は、矩形断面をもつためにキャビティ内の気密性の確保が困難であり、ガス漏れや供給路の炭素汚染による異常放電を引き起こすことから、電熱型 PPT への適用は困難であったからである^[7-9]。円形断面の PTFE ロッドを使用すれば、O リングを使用するウィルソンシール方式を適用可能で、O リングによる気密性を確保しつつ PTFE ロッド供給のための摺動性も両立できる。

PTFE ロッドは推力軸に対し、ある角度だけアノード側に傾いた軸に沿って供給される。この推力軸と供給方向軸がなす角を供給角と定義する (Figure 5.1 に記載)。この供給角は鋭角であり、PTFE ロッドの端面はロッド中心軸とのなす角が供給角とほぼ等しくなるようにカットされる。これによりロッド端面は楕円形となり、ロッドの円断面よりも昇華できる表面積を稼ぐことができるので、効率的に PTFE ロッドを昇華できる環境が期待できる。

5.2.2 PTFE ロッドの供給と気密性の両立

PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の供給部は、ウィルソンシール方式を採用しており PTFE ロッド供給のための摺動性と、電熱加速のための気密性の両立を可能とする。ウィルソンシールとは、真空装置にも使用される「ねじ締めによって O リングなどのシールを潰すことで軸周りを密閉する」構造・形式のことである。本 PPT の供給部は、Figure 5.1 に示すように O リング・スペーサ・中空ボルトからなる。供給部の設計に際して注意すべきことは、O リングの位置はキャビティから 10 mm 程度離れた位置に設置する方が良いということである。Figure 5.2 に PTFE キャビティに PTFE ロッドをウィルソンシール方式で 2 本供給し、その際の O リングと PTFE キャビティ壁面との距離が 2, 3 mm 程度しか離れていなかった場合の 1,000 ショット作動後における O リングの様子を示す。これは、投入エネルギーを 20 J で作動させた場合であるが、主放電や発生したガスによって 1,000 ショット程度で O リングが侵食され気密性が損なわれてしまった。以上の結果から、Figure 5.1 における O リングは最低でも 10 mm だけ離れた位置に設置される。

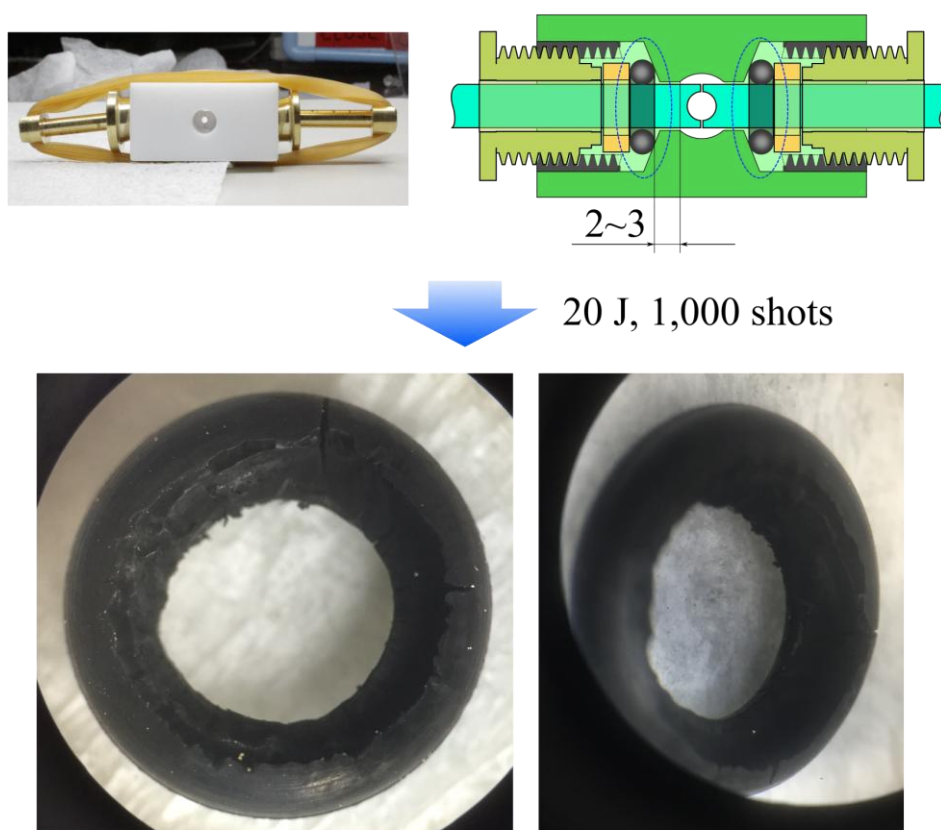


Figure 5.2 キャビティに近い位置に設置された O リングに生じた損耗

5.2.3 キャビティの構造・設計指針

キャビティ形状・容積を維持することによるインパルスビット維持をコンセプトとする推進剤供給式電熱型PPTにとってキャビティの設計は重要な要素である。コンセプト通り、キャビティ容積・形状を維持するには、理想的には供給される PTFE のみが消費されキャビティそのものは消費されない条件が必要となる。完全に維持できない場合であっても、「供給ロッドの昇華量>キャビティの昇華量」を満足することが、通常の電熱型 PPT と比較してキャビティ形状・容積の維持にとっては最低限必須の条件となる。また、キャビティ容積と形状を維持しながら継続して安定作動できることも必要である。具体的には、イグニッションによって主放電を誘起でき、これまでの推進剤供給方式の例で報告されている異常放電モードとならないことが要求される。

上記の条件であるキャビティ容積・形状の維持（供給ロッドの昇華量>キャビティの昇華量）、および継続した安定作動を満足するには、

- PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給する
- 耐熱性に富み昇華されないセラミック製のキャビティに PTFE ロッドを供給する

の2通りの方法が考えられる。両者にはそれぞれ以下のメリット・デメリットが存在する。

PTFE キャビティに供給する場合、

- メリット … PTFE キャビティそのものが昇華されることで、電極間絶縁を確保しやすく異常放電モードを回避しやすい
- デメリット … PTFE キャビティ容積が昇華によって増大するため、インパルスビット維持が困難

セラミックキャビティに供給する場合、

- メリット … キャビティが昇華されずキャビティ容積が増大しないため、インパルスビット維持が容易
- デメリット … 昇華されないために炭素汚染されやすく、異常放電モードのリスクがある

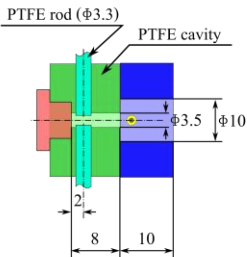

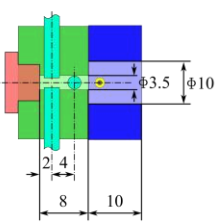

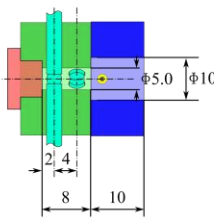
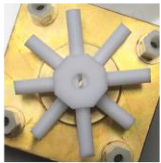
セラミックキャビティの使用は異常放電モードに関して特に注意する必要がある。アノードとカソードがセラミックや他の絶縁材料で構成されたキャビティによって接続される構造をもつ PTFE バー供給式や PTFE シート供給式では、それぞれの場合で異常放電モードが報告されているためである。異常放電モードを引き起こすセラミックキャビティの炭素汚染は、壁面はもちろん特に供給推進剤とセラミックキャビティとのジャンクションにおいて発生しやすい。このため、セラミックなどの材料をキャビティとして単体で使用する

ことは、アノードとカソードとの間を炭素汚染領域によって絶縁破壊してしまうことに繋がるため避けた方が良い。

5.2.4 PTFE キャビティの使用とその結果

前項の指針から、推進剤供給方式を適用した電熱型 PPT の異常放電モードの回避を目的として、PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給する方式の電熱型 PPT を試作した。Table 5.1 は PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給し、その本数を 2, 4, 8 本の 3 通りで試行した際の全昇華量を占める PTFE ロッドの昇華量の割合を示す。投入エネルギーやショット数、キャビティ直径が各試行で異なるが、供給するロッドの本数が多いほどロッドの昇華量の割合が多くなる事が分かる。これはキャビティ内を占める PTFE ロッドの表面積の割合がロッドの本数増加に伴って大きくなるためであると考えられる。

Table 5.1 PTFE キャビティに供給する PTFE ロッド本数と全昇華量に対する PTFE ロッドの昇華量の割合

Trial No.	1	2	3
Configuration & Dimension	 	 	 
Number of PTFE rods	2	4	8
Input energy	2.43 J	9.8 J	9.8 J
Number of operational shots	35,000 shots	5,000 shots	2,000 shots
PTFE rods' consumption rate	0.24	0.44	0.70

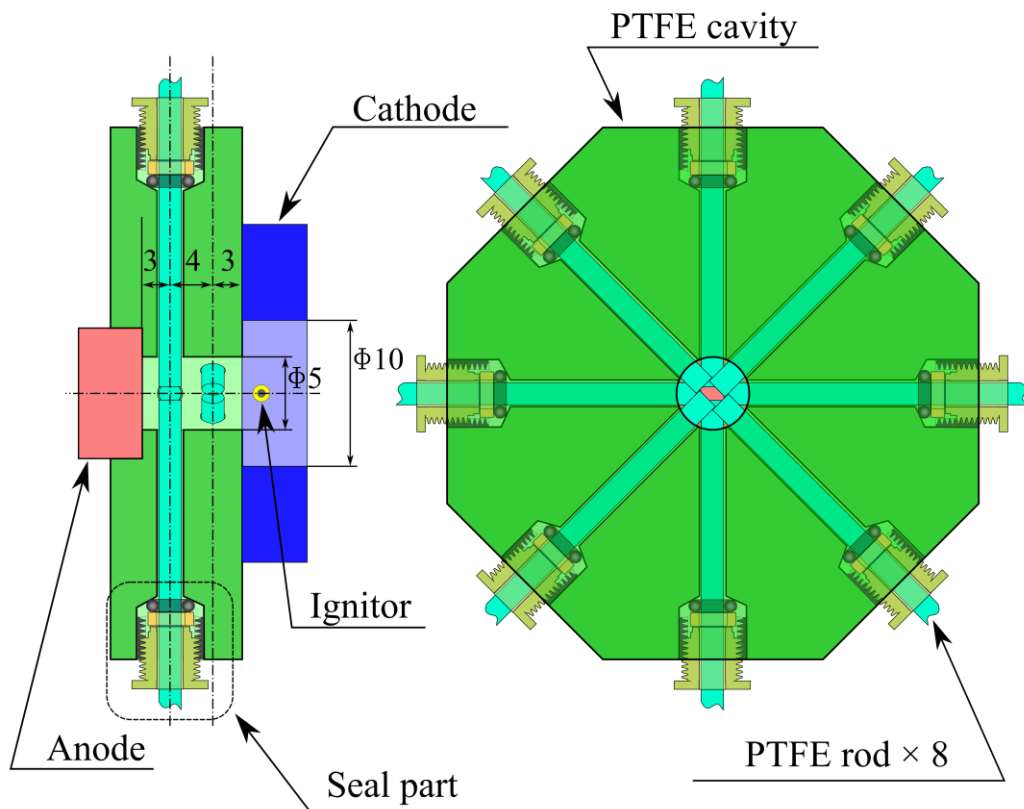


Figure 5.3 PTFE キャビティに PTFE ロッドを 8 本供給するロッド供給式 PPT 概略図

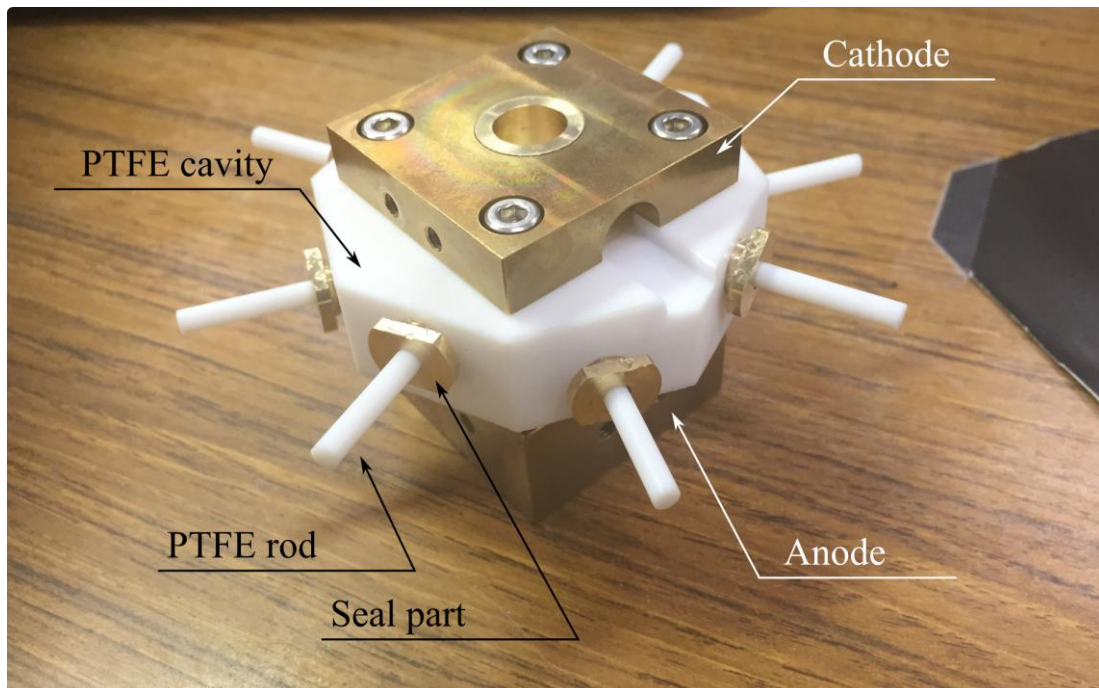


Figure 5.4 PTFE キャビティに PTFE ロッドを 8 本供給するロッド供給式 PPT 外観

以上の結果から、Figure 5.3 および Figure 5.4 に示す PTFE キャビティに 8 本の PTFE ロッドを供給したロッド供給式 PPT を製作した。この PPT を 9.8 J の投入エネルギーで 10,000 ショット作動させた際のインパルスビットの結果を Figure 5.5 に示す。この試験においては、PTFE ロッドの手動供給を行っており、6,000 ショットまでは 1,000 ショット毎に、以降 10,000 ショットまでは 2,000 ショット毎に行った。対照試験の結果として Figure 5.5 には、初期のキャビティ内径が $\Phi 3.5$ 、キャビティ長さが 10 mm の電熱型 PPT のインパルスビットの履歴も示している。PTFE キャビティに PTFE ロッド 8 本を供給したロッド供給式 PPT は比較対照である通常の電熱型 PPT と比較して、インパルスビットは大きい。

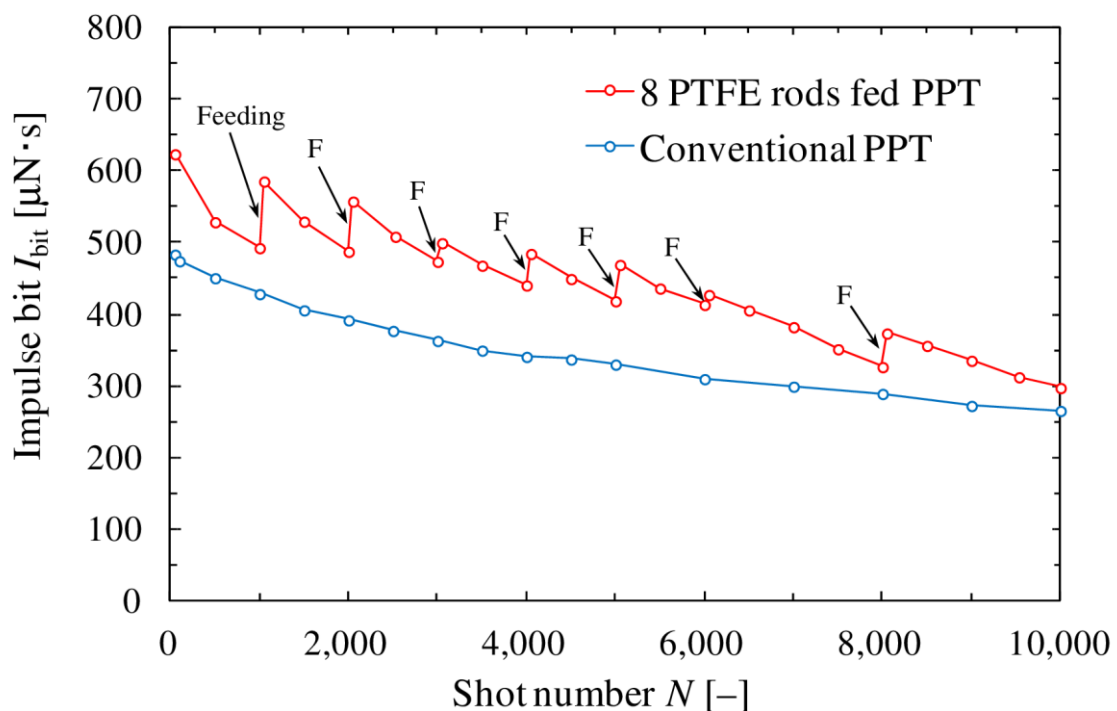


Figure 5.5 PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給するロッド供給式 PPT の 10,000 ショット連続作動におけるインパルスビットの履歴

しかしながら、Figure 5.6 にこの 10,000 ショットの連続作動によるロッド供給式 PPT のキャビティ内部の変化の履歴を示すが、キャビティ直径が拡大していることから、キャビティ容積が増大することがわかった。この写真に示すキャビティ直径はアノード側およびカソード側からそれぞれノギスによって測定した値を用いている。また、この写真から、キャビティ内部における PTFE ロッドが露出する箇所では、その箇所におけるキャビティ直径はアノード側で測定された直径よりも大きく拡大していることが観察できる。

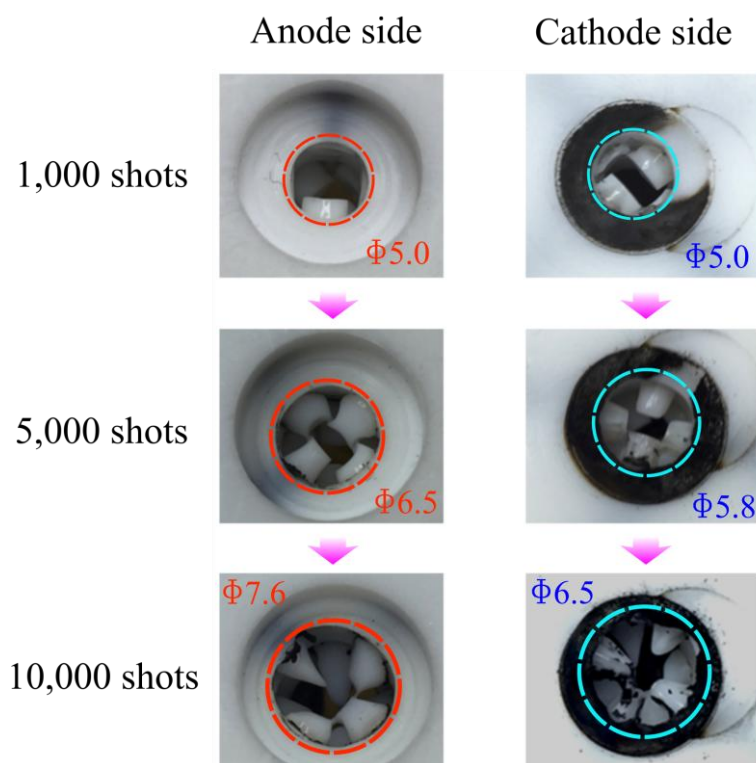


Figure 5.6 PTFE キャビティに PTFE ロッドを 8 本供給するロッド供給式 PPT の 10,000 ショット連続作動におけるキャビティの変化

この写真 Figure 5.6 を基に、PTFE キャビティとキャビティ内に露出した PTFE ロッド 8 本の表面積の比と昇華量の比をショット数に対してプロットした結果を Figure 5.7 に示す。Figure 5.7 における PTFE キャビティの表面積に対する PTFE ロッド 8 本の表面積の比の計算に関して、PTFE キャビティの表面積は、長さ 10 mm、かつ内径はアノード側の測定値で均一であるとした場合の円管の表面積として計算し、この値からΦ3.3 の PTFE ロッド 8 本分の円断面の面積を引くことで算出した。カソード側のキャビティ直径を使用しない理由は、上述の通り Figure 5.6 から 5,000 ショット後以降の PTFE キャビティ内部の径はアノード側の直径よりも拡大しているように観察されることから、カソード側の径を使用すると PTFE キャビティの表面積を過小評価してしまうためである。8 本の PTFE ロッドの露出部分の表面積は、まず 1,000 ショット後においてはΦ3.3 の円断面をもつ円筒の表面積として計算した。5,000 および 10,000 ショット後の露出表面積は、露出したロッドの形状がΦ3.3 の円を底面としてもつ円錐台であるとして近似的に計算した。円錐台の先端部の形状は 5,000 ショット後ではΦ2、10,000 ショット後ではΦ1 の円として計算した。PTFE ロッドのキャビティ内において露出している高さは、Figure 5.6 を基に推定した値を使用した。

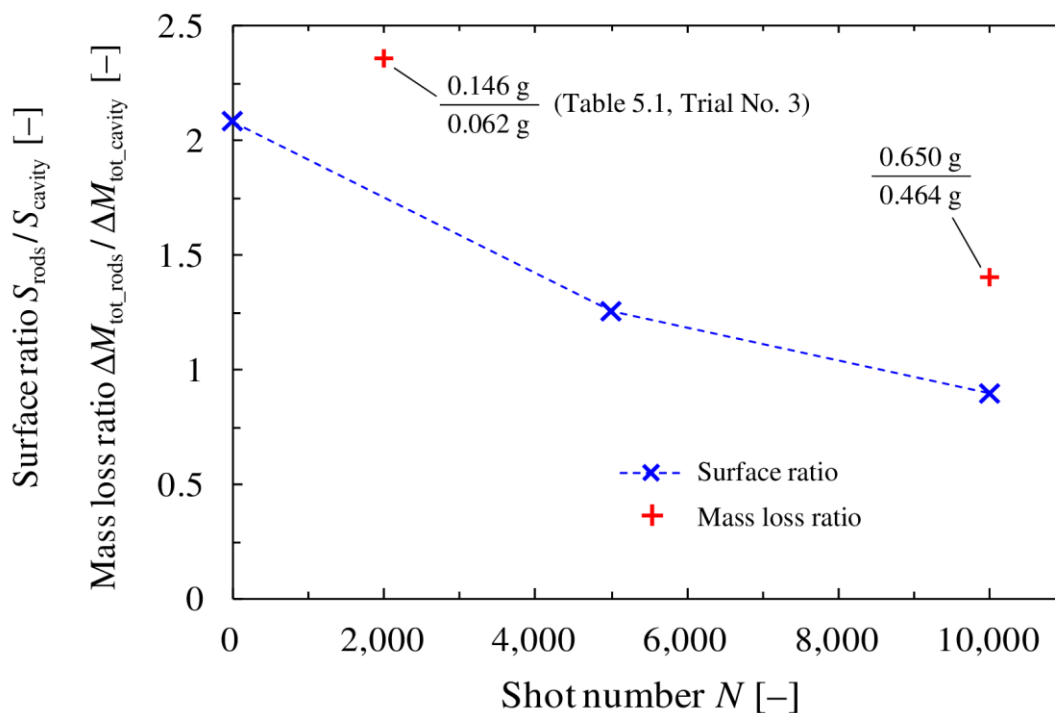


Figure 5.7 キャビティ内の PTFE ロッドと PTFE キャビティの表面積比・昇華レート

Figure 5.7 における PTFE キャビティの表面積に対する PTFE ロッド 8 本のマスロスの比は、電子天秤による測定値を用いて計算しているが、このうち 2,000 ショット後におけるプロットは Table 5.1 に示した Trial No.3 の 2,000 ショット後の結果であり、キャビティのコンフィギュレーションがほとんど変わっていないことから参考値として示した値である。

上記によって得られた Figure 5.7 の結果は、ショット数増加によってキャビティ内に露出する PTFE ロッドの表面積は PTFE キャビティの表面積に対して相対的に低下することを示している。また、これに伴い PTFE ロッド 8 本の昇華量も PTFE キャビティに対して相対的に低下していることも示している。参考値として示した Table 5.1, Trial No. 3 の 2,000 ショット後における PTFE キャビティに対する PTFE ロッド 8 本のマスロス比は 2 以上であったのが、10,000 ショット作動後には 1.5 弱に低下している。

この結果は PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給する方法は、作動初期では「供給ロッドの昇華量 > キャビティの昇華量」が見込めるが、作動回数が増えると徐々に見込めなくなることを示す。この主な原因としては、PTFE キャビティが昇華されることでその表面積が拡大し、これがキャビティ内の PTFE ロッドの表面積が相対的な低下に繋がったことが Figure 5.6, および Figure 5.7 から考えられる。これより、作動回数を増やしていく中でキャビティ容積・形状を維持していく必要のある推進剤供給方式としては、PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給する方法は、そのコンセプトを満足できないと判断した。

また、PTFE キャビティの使用は、PTFE ロッドの供給を持続的に行うことが困難であるということも分かった。具体的には、Figure 5.6 の写真に示すように、昇華された PTFE ロッドの先端は 5,000 ショット以降先細った形状となっており、初期において円筒形であったロッド形状を連続作動の中で維持できていない。先細った PTFE ロッドの先端は、PTFE キャビティの内部にいつまでも残留することから、ロッドの追加供給を阻害する。これは、キャビティの形状を維持できないことを意味する。

以上の結果より、PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給する方法は、作動初期ではキャビティ容積・形状の維持（供給ロッドの昇華量 > キャビティの昇華量）が期待でき、かつ異常放電モードの回避を容易に実現可能だが、連続作動する中でキャビティ容積・形状の維持ができなくなるため、電熱型 PPT に適用する推進剤供給方式として限界があると結論づけた。

5.2.5 セラミックキャビティの採用と PTFE キャビティの直列接続

前項の結果より、PTFE ロッドの PTFE キャビティへの供給は限界があると判断したため、セラミックキャビティに PTFE ロッドと供給する方法を採用した。セラミックキャビティを用いることで PTFE ロッドのみが昇華されるので、容積・形状の維持において理想的な環境を見込める。ただし、セラミックなどの昇華されない素材のみを使用したキャビティを使用すれば、これまで報告されていた推進剤供給方式における異常放電モードとなる可能性が高い。そこで異常放電モードの回避を目的として、セラミックキャビティの下流に PTFE キャビティを直列接続する形で設置した。これにより、キャビティは容積不変のセラミック部と異常放電モード回避のための PTFE 部から構成されることとなる。

キャビティの PTFE 部は前述の通り、セラミック部の炭素汚染による異常放電モードを回避する役割をもつ。この理由は、通常の PPT がアノードカソード間における数 kV の高電圧を PTFE によって絶縁できるためである。PTFE はそのものが高い電気絶縁性をもつが、この特性が連続作動においても維持される理由は、主放電によって PTFE 表面が昇華されても直後に控える新しい PTFE 壁面が露出し炭素汚染領域が発生しないためである。この絶縁維持は、チャーリングによる PTFE 表面の炭素汚染が生じない条件が満たされている場合において実現されることに注意する必要がある。

PTFE 部にはもう 1 つ、イグニッションによって主放電を誘起するための種火としての機能をもつ。PPT は作動原理によって、イグニッションによって PTFE をプラズマ化しなければ主放電誘起がなされないためである。つまり、PTFE 部の枯渇は同時に PTFE ロッド供給式 PPT の寿命を意味する。よってこの場合は、「供給ロッドの昇華量 > キャビティの昇華量」の観点から PTFE ロッドと比較してあまり昇華されない方がよい。PTFE 部の設置位置は、プラズマ化可能な PTFE はイグナイタ付近にあることが望ましいことから、キャビティのセラミック部とイグナイタのあるカソードの間となる。このイグニッションによって主放電誘起するための種火という着想は、本論文の Appendix A1 章の結果から得たものである。

5.2.6 PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の設計のまとめ

以上の結果に基づき PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の設計は確定した。Table 5.2 にロッド供給式 PPT の構成パーツおよびその役割をまとめる。まず、これまで試行された矩形断面をもつ PTFE の供給は電熱型 PPT の加速のための気密性を確保することが困難であるという結果から、円形断面をもつ PTFE ロッドを供給推進剤として採用した。PTFE ロッドを供給する場合は O リングを使用するウィルソンシール方式を適用でき、電熱型 PPT の加速に要求されるキャビティ内の気密性を確保できる。キャビティの素材は最初、異常放電モード回避のために PTFE を用いたが、この場合徐々に PTFE ロッドの昇華量が PTFE キャビティの昇華量に対して優勢ではなくなることがわかった。また、PTFE ロッド先端の昇華のされ方も不均一であり追加供給が困難であったことから不採用となった。結果として昇華されずキャビティ容積・形状の維持に貢献するセラミックキャビティを採用したが、これのみでは異常放電モードのリスクが高い。そこで PTFE キャビティをセラミックキャビティ直列接続することで解消することとした。すなわちキャビティはセラミック部と PTFE 部からなる。PTFE 部はセラミック部とカソードの間に位置するが、異常放電モード回避の役割の他にイグニッションによって主放電誘起するための種火としての役割ももつ。このことから、PTFE 部の枯渇が今回設計されたロッド供給式 PPT の寿命となるものと考えられる。

Table 5.2 ロッド供給式 PPT の構成パーツおよびその役割

Part name	Role	
PTFE rods	気密性確保のためのウィルソンシール方式の適用	
Seal part	ウィルソンシール方式によるキャビティ内の気密性確保	
Ceramic part	キャビティ形状・容積の維持	
Cavity	PTFE part	異常放電モードの回避
		イグニッションによる主放電誘起の種火

5.3 連続作動試験の実験セットアップ

前項で述べた設計を基に PTFE ロッド供給式電熱型 PPT を製作し、インパルスビット維持の可否の評価を目的として連続作動試験を行った。また、比較対象として通常の電熱型 PPT の連続作動試験も行いインパルスビットやショット回数の比較を行った。

5.3.1 製作した PTFE ロッド供給式電熱型 PPT

前項の設計によって製作した 2 種類のモデルの PTFE ロッド供給式電熱型 PPT を Figure 5.8 と Figure 5.9 に、寸法条件を Table 5.3 に示す。モデル No.1 は $\Phi 5.3$ の PTFE ロッドを 2 本使用し、供給角 45 deg でキャビティに供給される。一方、モデル No.2 は供給角 45 deg で供給される $\Phi 5.3$ の PTFE ロッドを 2 本に加え、供給角 30 deg で $\Phi 3.3$ の PTFE ロッドを 2 本追加供給する。キャビティのセラミック部の長さはモデル No.1 が 8.5 mm 、モデル No.2 が 10.5 mm である。PTFE 部の長さはモデル No.1 と 2 両者とも 3 mm であり、キャビティ径は $\Phi 5.3$ の PTFE ロッドの端面全体をキャビティ内に露出させる理由で $\Phi 5.5$ に統一した。比較対象の通常の電熱型 PPT の寸法条件はキャビティ長さ 11 mm 、キャビティ直径 $\Phi 5.5$ とした。

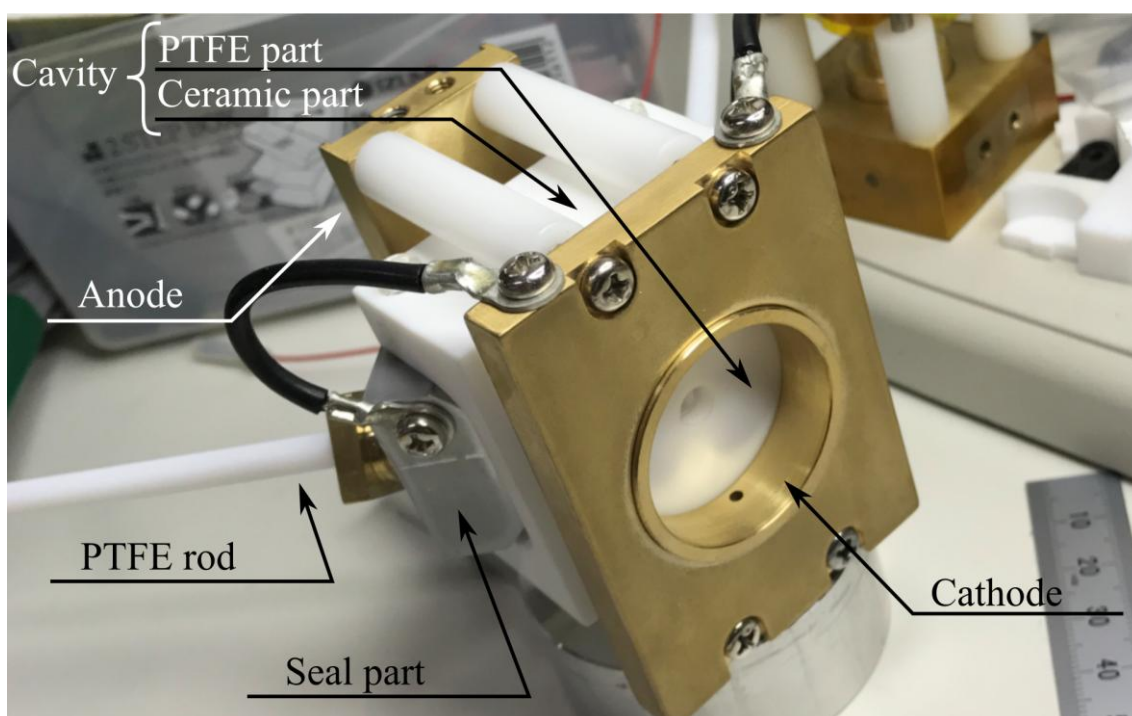


Figure 5.8 ロッド供給式 PPT モデル No.1 外観

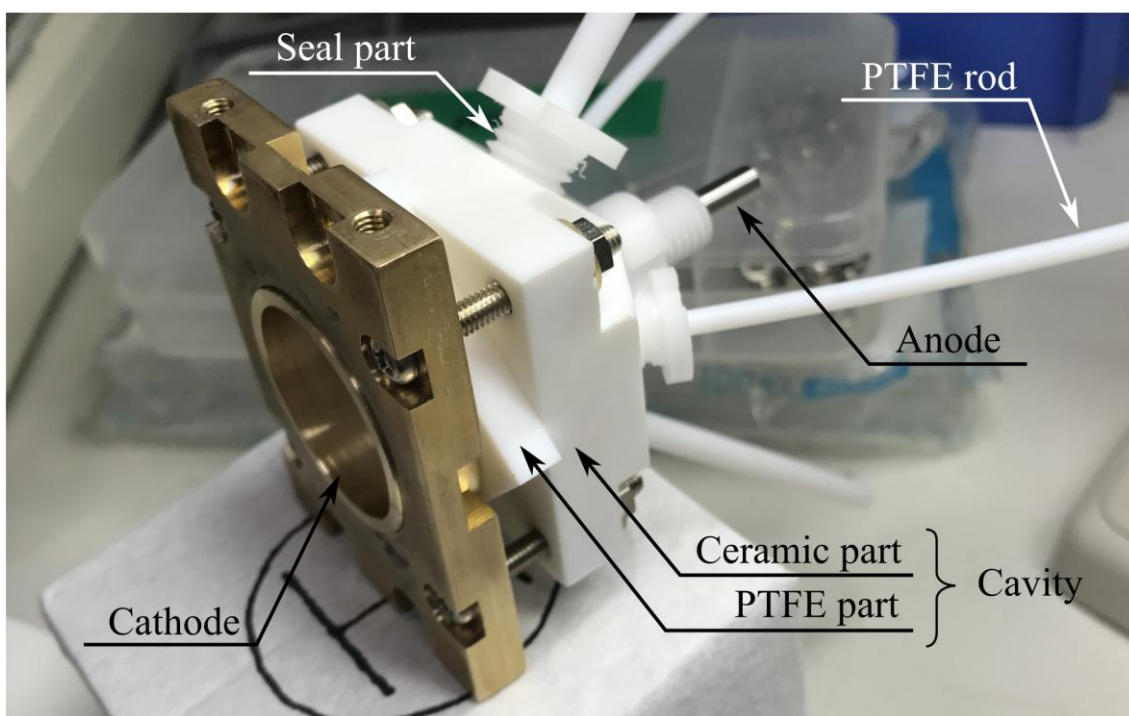


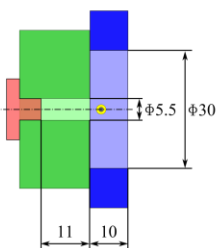
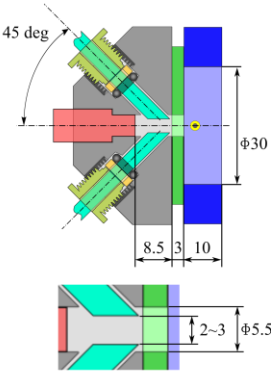
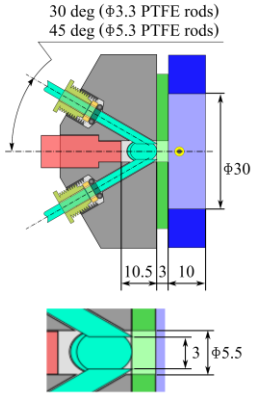
Figure 5.9 ロッド供給式 PPT モデル No.2 外観

5.3.2 試験条件

連続作動試験における試験条件を Table 5.3 に示す。モデル No.1 およびモデル No.2 への投入エネルギーは 19.6 J とし、作動周波数は 1 Hz とした。比較対象である通常の電熱型 PPT の作動条件も同様である。

本試験において、PTFE ロッドの供給は Table 5.3 に示す通りのインターバルで、手動によって行った。手動供給は、指定インターバルのショット数だけ作動した後に大気開放を行い、1 対の PTFE ロッドの端面同士の距離が 3 mm になるよう治具 (Φ3 の丸棒) を使用して行った。モデル No.1 の場合はΦ5.3 のロッド 1 対の端面同士、モデル No.2 の場合はΦ3.3 のロッド 1 対の端面同士が 3 mm の距離に調整される。PTFE ロッド供給装置を用いた供給および連続作動試験の結果は後の章にて述べる。

Table 5.3 ロッド供給式 PPT の連続作動試験条件

Model No.	0 (Conventional)	1	2
Configuration & Dimension			
Number of PTFE rods	0	2 (Φ5.3 × 2)	4 (Φ3.3 × 2, Φ5.3 × 2)
Input energy	19.6 J	19.6 J	19.6 J
Operational frequency	1 Hz	1 Hz	1 Hz
Interval of feeding	---	2,000 shots	2,000 shots ($N \leq 16,000$) 1,000 shots ($N > 16,000$)

連続作動試験中の PPT のインパルスビット測定は、PTFE ロッドの手動供給時に必要な大気開放とその後の真空引きを行った場合、101 ショット目から行った。これは真空引きを行った後の最初のインパルスビットが、大気開放によってキャビティ壁面に空気中の水分などが付着するため大きく出力されてしまうためである^[35]。

この現象は本研究においても確認されている。Figure 5.10 は初期のキャビティ直径が $\Phi 3.5$ 、キャビティ長さ 10 mm の電熱型 PPT を 2 つ用意し、9.8 J の投入エネルギーで 10,000 ショットの連続作動を行った際に取得したインパルスビットの履歴である。2 つのインパルスビット履歴のうちの 1 つは、試験途中に大気開放をせず 10,000 ショット作動を通して行った場合のものである。この場合のインパルスビットのプロットは、1 ショット目のプロット以外は、そのショット数とその後 2 ショット分の計 3 回分のインパルスビットを測定し、平均化した値である。Figure 5.10 に示したもう 1 つのインパルスビットの履歴は 1,000 ショット毎に大気開放を行い、真空引きしてから再度 1,000 ショット作動を行う操作を合計 10 回実施した場合である。ここでの各プロットは、各真空引き直後のインパルスビットのみ 1 ショット分で、その後 10 ショット目・100 ショット目・1,000 ショット目のインパルスビットは 3 ショット分の平均値を用いている。両者の履歴を見比べると、1,000 ショット毎に大気開放および真空引きを行った場合において、真空引き直後のインパルスビットは 10,000 ショット作動の途中で大気開放を行わなかった場合のインパルスビットと比較して、20~30 % 程大きく出力されていることが分かる。真空引き直後から 10 ショット作動すると、この過大出力はほとんどなくなるが、大気暴露によるインパルスビットへの影響が完全に取り払われたかどうかの判断は難しい。

以上の理由により、真空引き後の最初の 100 ショット分は上記の不純物を取り除く慣らし運転として、インパルスビットは取得しないこととした。マスロス測定では慣らし運転中の 100 ショット分も算入する。

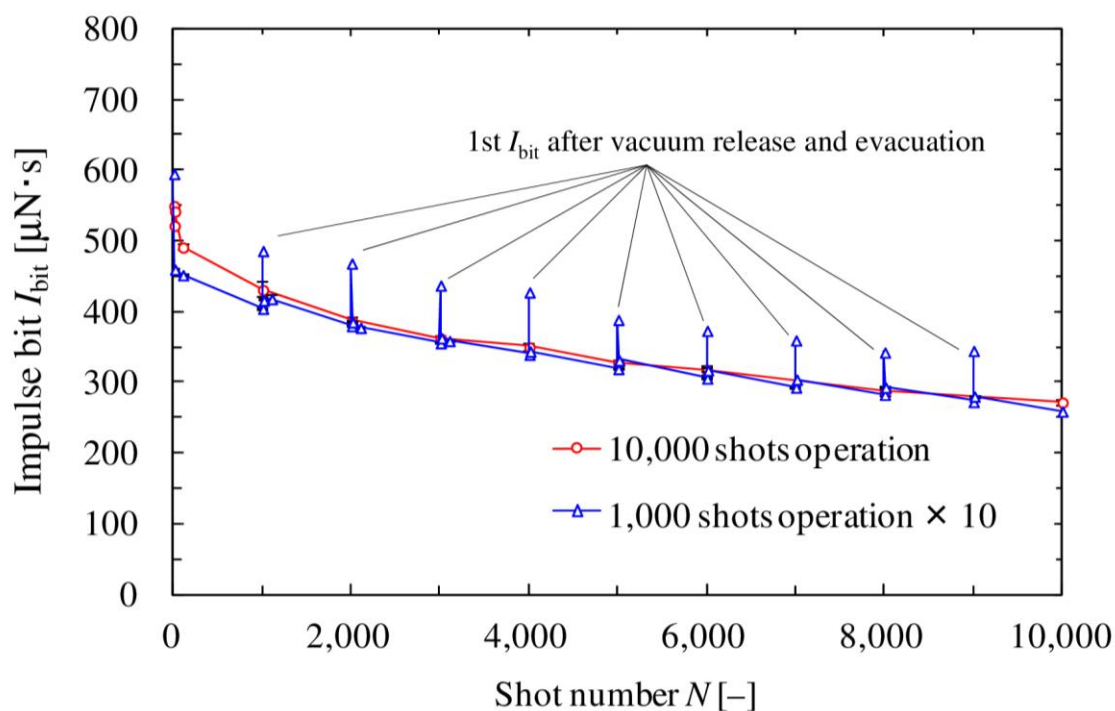


Figure 5.10 大気開放と真空引きがその直後の電熱型 PPT のインパルスビットに及ぼす影響

5.4 連続作動試験の結果

5.4.1 キャビティの変化の履歴・ロッド端面の様子

Figure 5.11 と Figure 5.12 は、ロッド供給式 PPT モデル No.1・No.2 それぞれのキャビティの PTFE 部の各ショット数作動後における様子をカソード側から撮影したものである。モデル No.1 は 10,000 ショット以降キャビティの PTFE 部にチャーリングが発生し、65,000 ショット後に異常放電モードになった。一方で、モデル No.2 は PTFE 部のチャーリングが発生せず作動を続けることができたが、50,000 ショット以降ミスショットモードとなった。比較対象とした通常の電熱型 PPT は 40,000 ショット以降 PTFE キャビティにチャーリングが発生し、50,000 ショット以降は異常放電・ミスショットが頻発した。通常の電熱型 PPT の連続作動におけるキャビティの様子は Figure 2.10 に示してある。

Figure 5.13 は連続作動試験終了後の PTFE ロッドを示す。ロッド側面は O リングが設置されている箇所までは炭素汚染されていたが、そこより外側は汚染されていなかった。これにより、ウィルソンシール方式によってキャビティ内の気密性の確保できたことが定性的に示された。

Figure 5.14 にモデル No. 2 における試験前および後の PTFE ロッドの先端の楕円形端面とロッド中心軸とのなす角度を分度器にて測定した結果を写真で示す。ロッド先端の楕円形の端面は、PTFE キャビティに PTFE ロッドを供給した場合(Figure 5.6)と比較して、平坦な面を維持しながら昇華されていることが確認できた。これは、推進剤供給式電熱型 PPT に要求される、「キャビティ形状の維持」にとって優位な結果であるといえる。作動前における PTFE ロッドの楕円形の端面は、その面とロッド中心軸とのなす角度が Figure 5.1 における供給角とほぼ等しくなるようにカットして設けたものであった。具体的には、モデル No. 2 では $\Phi 3.3$ のロッドでは約 30 deg、 $\Phi 5.3$ のロッドでは約 45 deg の角度で端面がカットされている。ところが、連続作動終了時においてこの端面とロッド中心軸がなす角度は、全て作動前より浅くなっていた。具体的には、50,000 ショット後において $\Phi 3.3$ のロッドでは 22~23 deg、 $\Phi 5.3$ のロッドでは約 33~35 deg の角度となっており、モデル No. 1 でも同様の現象を確認した。このことは、PTFE ロッドの端面は上流側（アノード側）が優先的に昇華される傾向にあることを示していると考えられる。後述の 6 章の結果・考察 (Figure 6.7) にて記載するが、PTFE ロッド端面の上流側の優先的な昇華の傾向は、作動開始から 5,000 ショット程度で顕著であり、またその作動回数で Figure 5.14 に示した角度に到達したものと考えられる。ロッド上流がこの 5,000 ショット程度で優先的に昇華され、Figure 5.14 に示す角度に到達した以降は、ロッド端面は上下流共に均一に昇華されたものと考えられる。

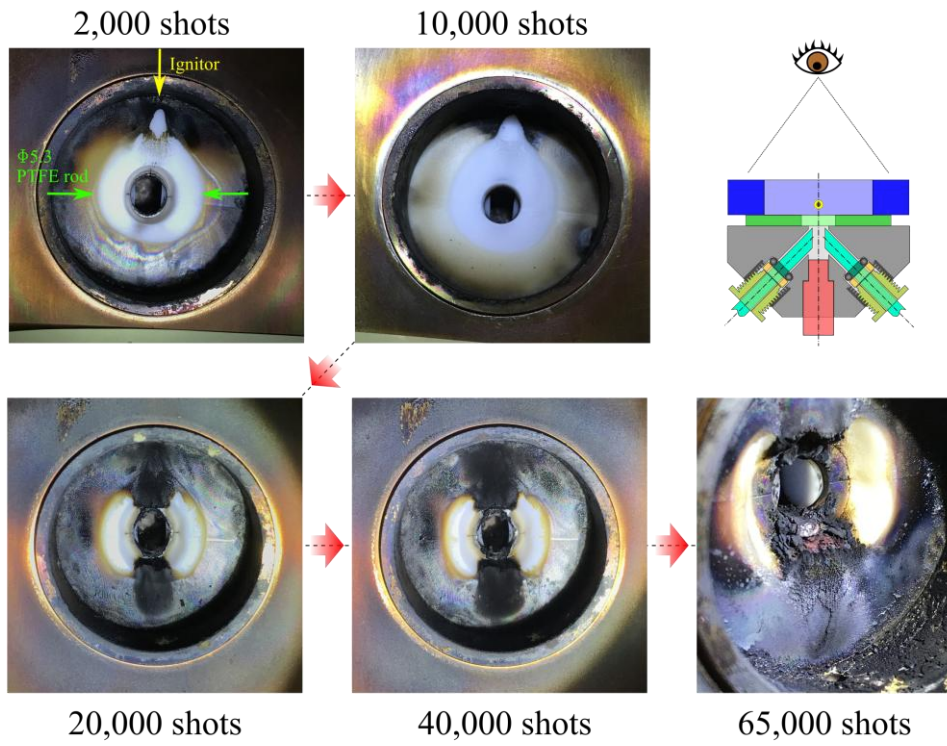


Figure 5.11 ロッド供給式 PPT モデル No.1 の連続作動試験におけるキャビティの変化履歴

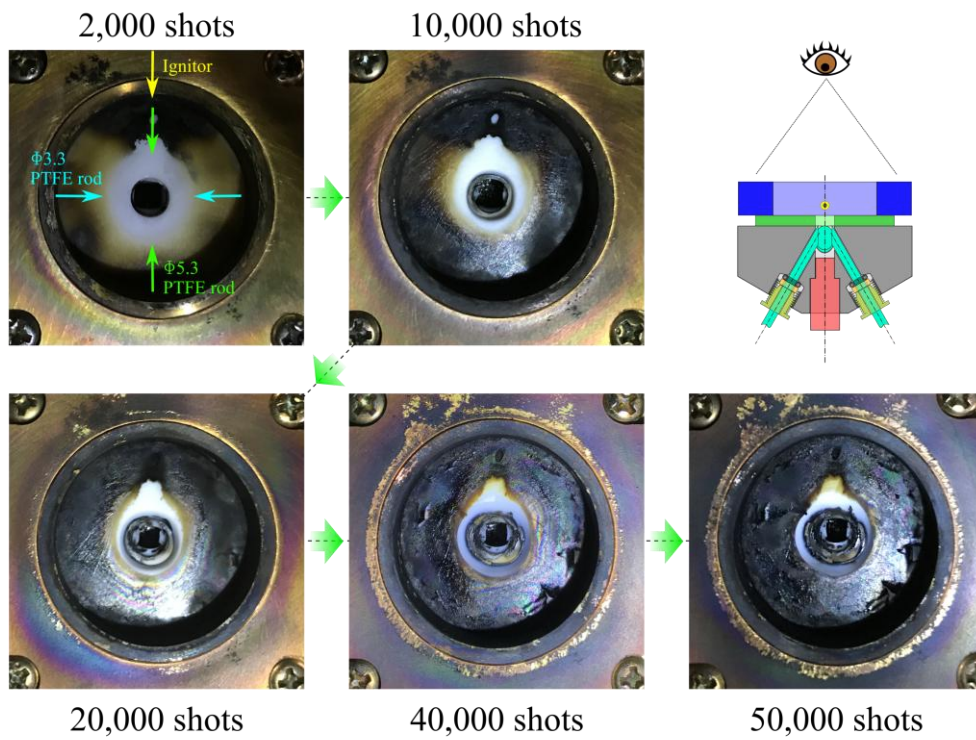


Figure 5.12 ロッド供給式 PPT モデル No.2 の連続作動試験におけるキャビティの変化履歴

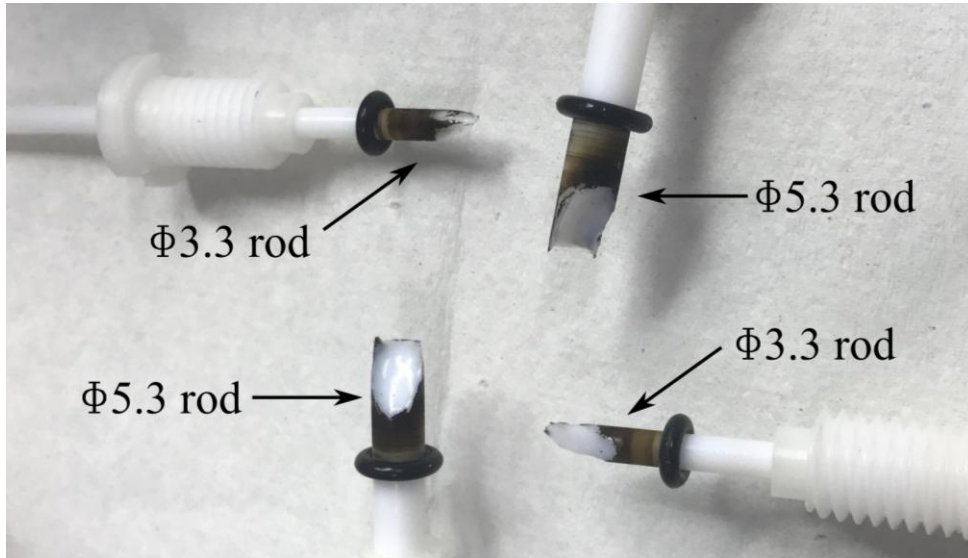


Figure 5.13 ロッド供給式 PPT モデル No.2 の連続作動試験後の PTFE ロッド端面の様子

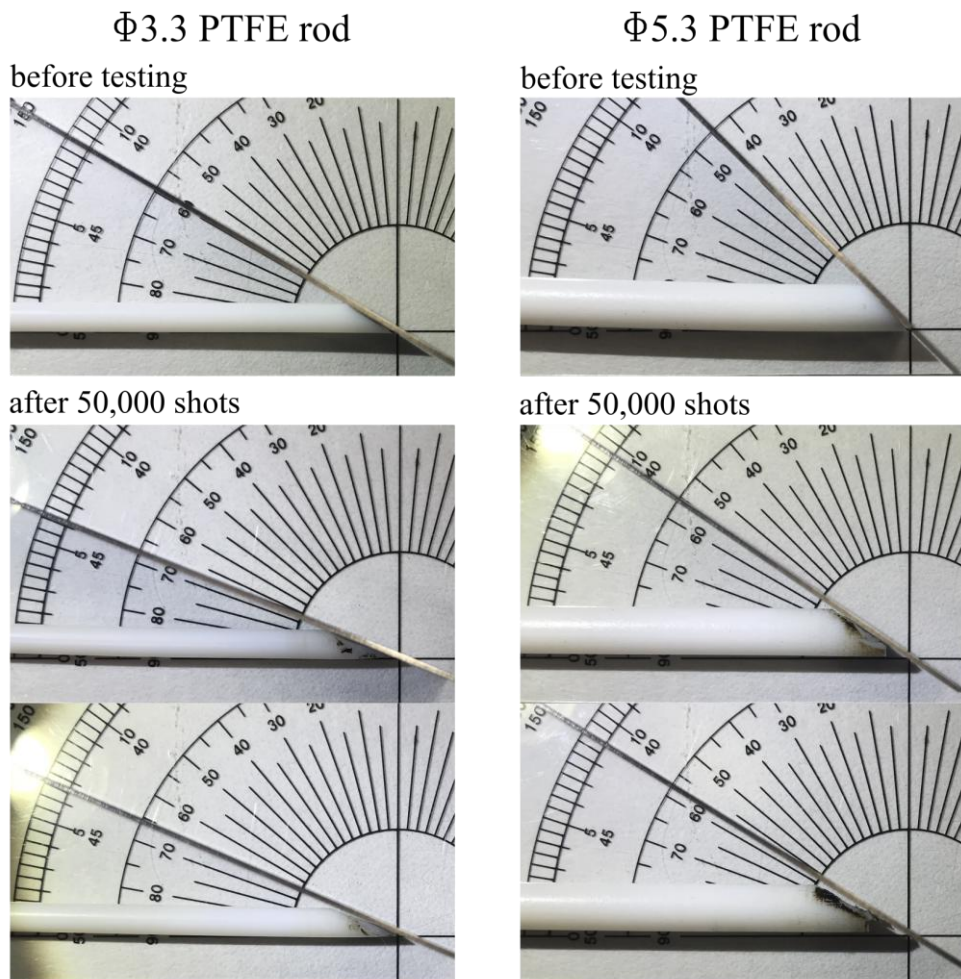


Figure 5.14 PTFE ロッド端面とロッド中心軸とのなす角度の変化

5.4.2 インパルスビットの履歴

Figure 5.15 は、ロッド供給式 PPT モデル No. 1・No. 2 と比較対象とした通常の電熱型 PPT のインパルスビットを、シーソー型スラストスタンドによって 1,000~2,000 ショット間隔で測定した結果を示す。1,000ないし2,000 ショット作動後に大気開放し、手動によって PTFE ロッドを供給、再度真空引きを行い 100 ショットの慣らし運転を行った（この一連の動作を Figure 5.15 では Feeding sequence としている）後のインパルスビットは、Figure 5.15 において強調されたプロットで表示している。これらのプロットは、Figure 5.10 に示したような大気暴露によるコンタミの影響を 100 ショットの慣らし運転によってほとんど除去した上でのインパルスビットを示しており、PTFE ロッドの追加供給によってインパルスビットが回復したことを意味する。

この 1,000・2,000 ショット間隔のインパルスビットの回復・維持によって、ロッド供給式 PPT モデル No.1・2 のインパルスビットは共に初期～約 20,000 ショットまでは通常の電熱型 PPT に劣るものの、以降は逆転した。1 ショット毎のインパルスビットの低下レート（作動開始時のインパルスビット-作動終了時のインパルスビットを作動回数で除した値）で比較すると、通常が約 $8 \text{ nN}\cdot\text{s}/1 \text{ shot}$ であるのに対し、モデル No.1・2 はその半分未満の約 $3 \text{ nN}\cdot\text{s}/1 \text{ shot}$ である。この結果より、ロッド供給式 PPT のインパルスビットは、通常の電熱型 PPT のインパルスビットと比較してその低下レートを大幅に低減することができたといえる。

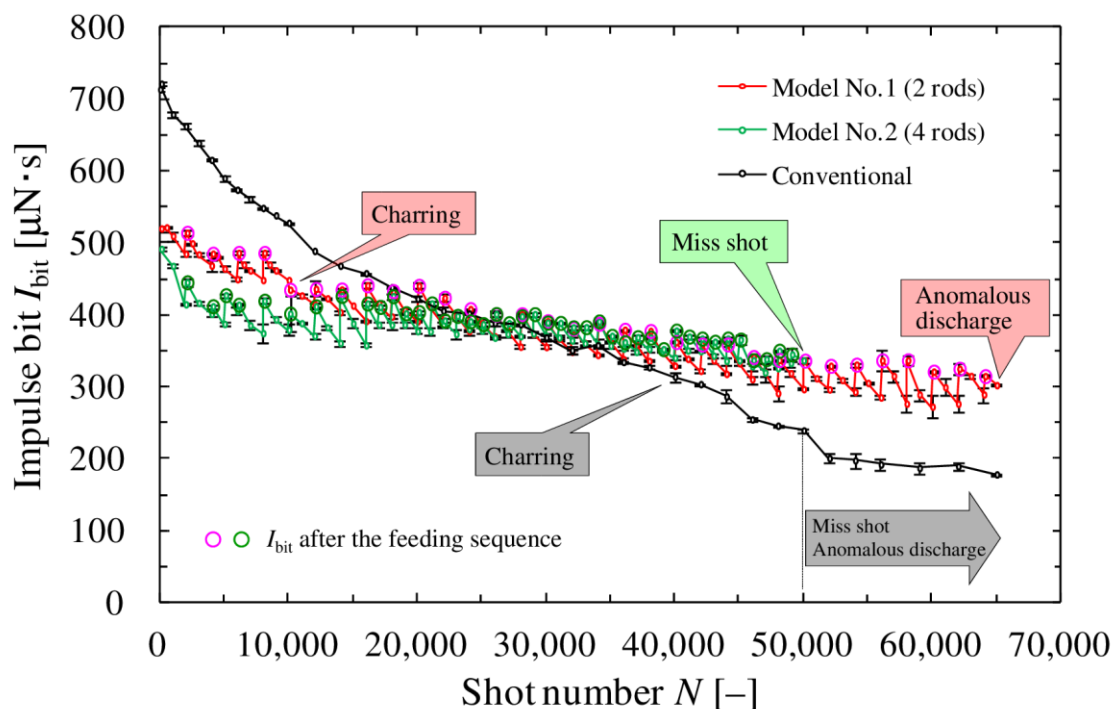


Figure 5.15 ロッド供給式 PPT の連続作動試験におけるインパルスビットの履歴

5.4.3 累積インパルスの履歴

Figure 5.15 のインパルスビットの履歴に基づき、累積インパルスを計算した結果を Figure 5.16 に示す。累積インパルスの計算は、Figure 5.15 のプロット間を区分求積し積算することで行った。この際、大気開放→ロッド供給後の最初のインパルスビットは、慣らし運転期間として最初の 100 ショットを除いているため存在しない。例えば、モデル No.1・2 共に最初にロッド供給を行う 2,000 ショット後において、ロッド供給直後の 2,001 ショット目のプロットは、2,001~2,100 ショットの期間が慣らし運転期間であるために存在しない。累積インパルスの計算にはこの 2,001~2,100 ショットの期間も算入する必要がある。そこで、この空白の期間における累積インパルスは、上記の例では、2,001~3,000 ショットまでのインパルスビットが 2,101 ショット目のインパルスビットのプロットを經由し線形的に変化するものと仮定し、線形補間することで求めている。

通常のエレクトリック PPT の累積インパルスは、Figure 5.15 において約 20,000 ショットまでロッド供給式 PPT と比較して大きかったことから、約 60,000 ショット作動まではその優位性を維持する結果となった。しかし、最終的にはロッド供給式 PPT はインパルスビットの低下レートを大幅に抑制していることから、モデル No.1 においてはその累積インパルスが通常のエレクトリック PPT の累積インパルスに 65,000 ショット後においては匹敵、もしくは上回る結果となった。

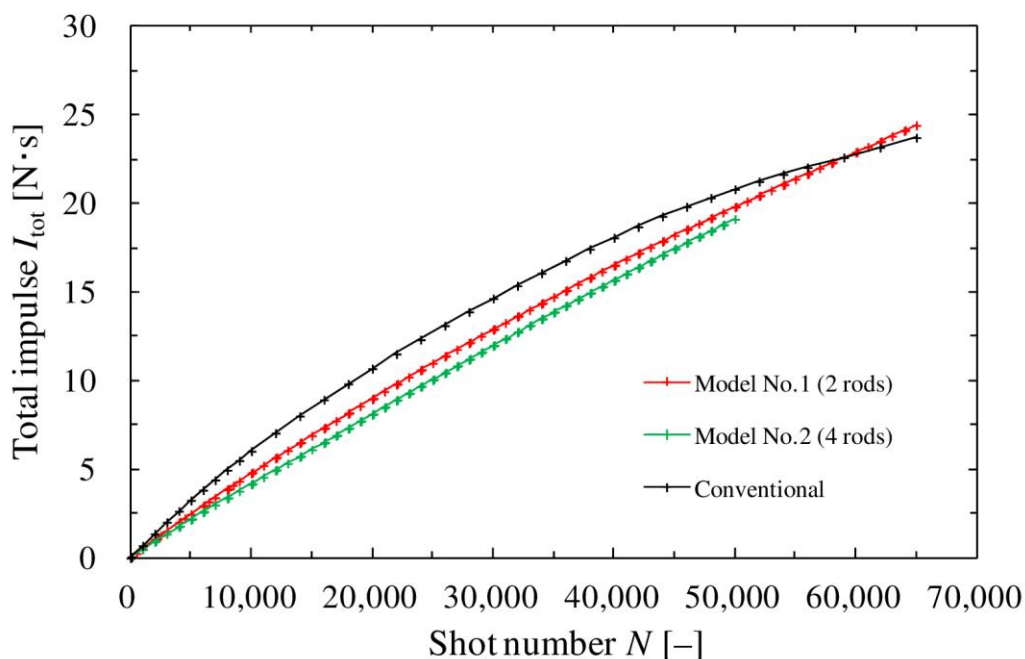


Figure 5.16 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における累積インパルスの履歴

5.4.4 累積マスロスおよび平均マスショットの履歴

推進剤として消費した PTFE の累積マスロスの履歴を Figure 5.17 に示す。シーソー型スラストスタンドによって測定されたマスロスには損耗した電極の質量も含まれる。そこでこの履歴のプロットは、電子天秤によって測定された電極損耗分なども含めた合計マスロスを占める PTFE のみのマスロスの割合を、シーソー型スラストスタンドによる測定値に補正した値としている。なお、電極等を含めた合計マスロスに対する PTFE のマスロスの割合は通常の電熱型 PPT は 89 %，ロッド供給式 PPT モデル No. 1 は 94 %，モデル No. 2 は 98 % であった。今回の試験では、試験終了後の電子天秤による測定値とシーソー型スラストスタンドによる測定値の誤差が 10 % 程度かそれ未満であった。モデル No.1 の PTFE のマスロスは最終的には通常の電熱型 PPT と同程度となった。一方、モデル No.2 はロッドの本数が増えたことによってモデル No.1 と通常の電熱型 PPT のマスロスを上回る結果となった。

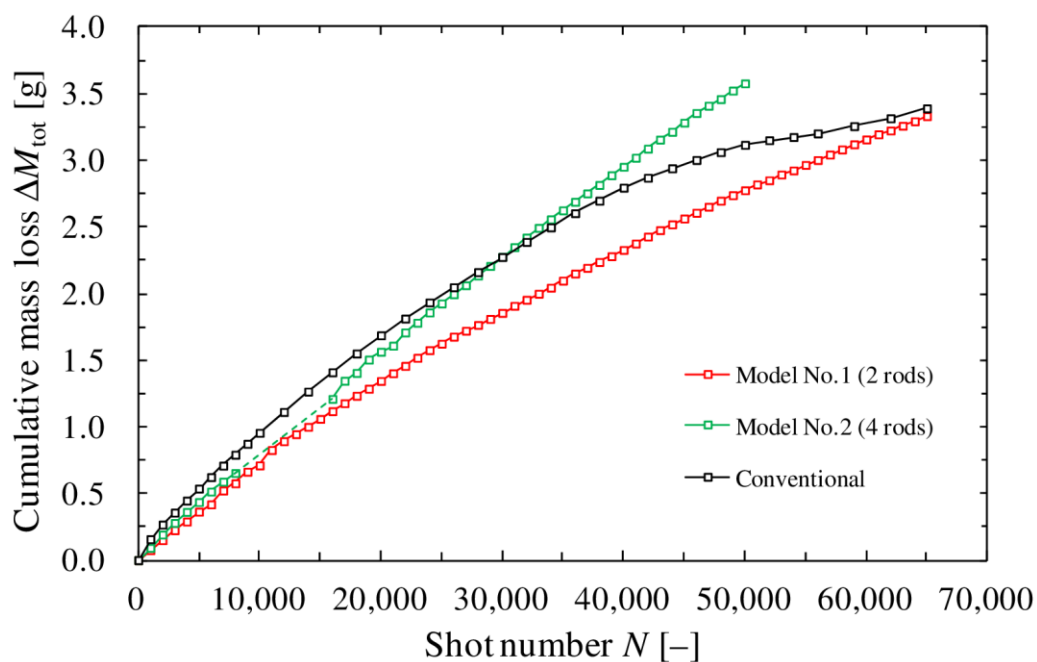


Figure 5.17 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における累積消費 PTFE 質量の履歴

Figure 5.18 は、Figure 5.17 に基づいて算出した平均マスショットの履歴である。平均マスショットはシーソー型スラストスタンドによって測定したマスロス、それまでのショット数で除した値である。作動初期～20,000 までの間は、モデル No.1 および 2 においてシーソー型スラストスタンドのドリフトの影響などの擾乱によって過大な値や過小な値が現れているが、以降は安定しておおよそ線形に減少してゆく傾向・結果となった。このスラストスタンドへの擾乱の主な原因としてはロッド供給式 PPT のセラミック部からのアウトガスの影響や、手動供給のための大気開放の影響が考えられる。

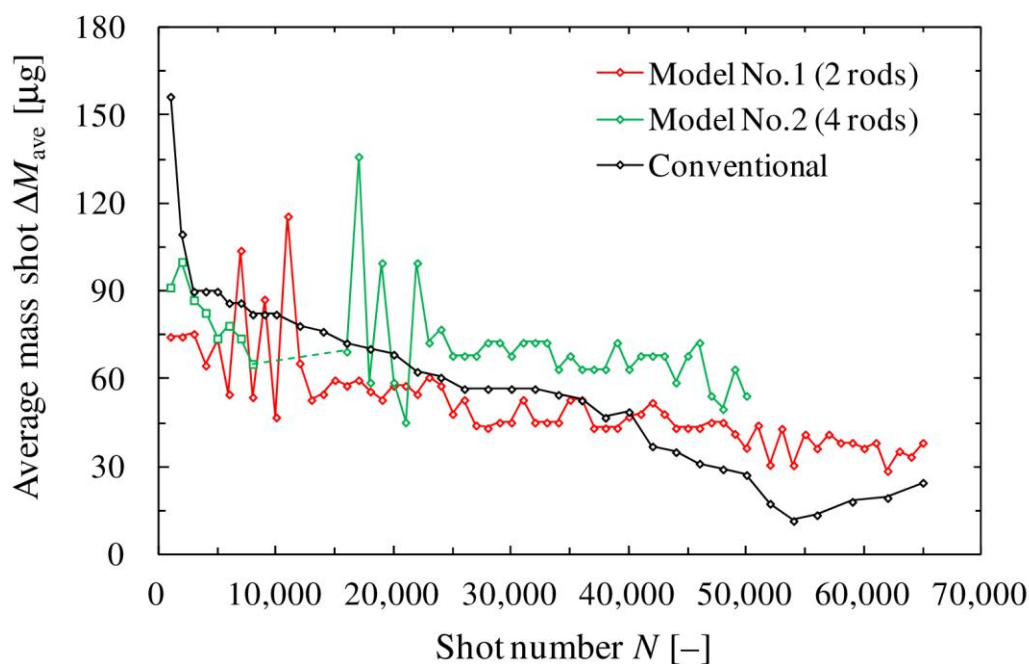


Figure 5.18 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における平均マスショットの履歴

5.4.5 PTFE ロッドとキャビティ PTFE 部のマスロスの比較

Figure 5.19 はモデル No.1 と 2 における PTFE ロッドのマスロスと、キャビティの PTFE 部のマスロスを比較したものである。モデル No.1 は 65,000 ショット後での比較のみ、モデル No.2 は 2,000・16,000・30,000・50,000 ショット後のタイミングで電子天秤による測定値を用いて比較した。いずれのモデルでも PTFE の総昇華量のうちの 8 割以上を PTFE ロッドが占める結果となった。Figure 5.20 は特にモデル No.2 における Figure 5.19 から計算された PTFE ロッドの消費レート r_{rod} の推移を示す。ここで、PTFE ロッドの消費レート r_{rod} とは、PTFE ロッドの平均マスショットを ΔM_{ave_rod} 、全体の平均マスショットを ΔM_{ave} として次式で定義した。

$$r_{rod} = \frac{\Delta M_{ave_rod}}{\Delta M_{ave}} \quad (5.1)$$

PTFE ロッドの消費レートを計算した結果、PTFE ロッドは作動初期の段階から全体マスショットの 7 割以上の割合を占め、優勢に昇華されていたことがわかる。

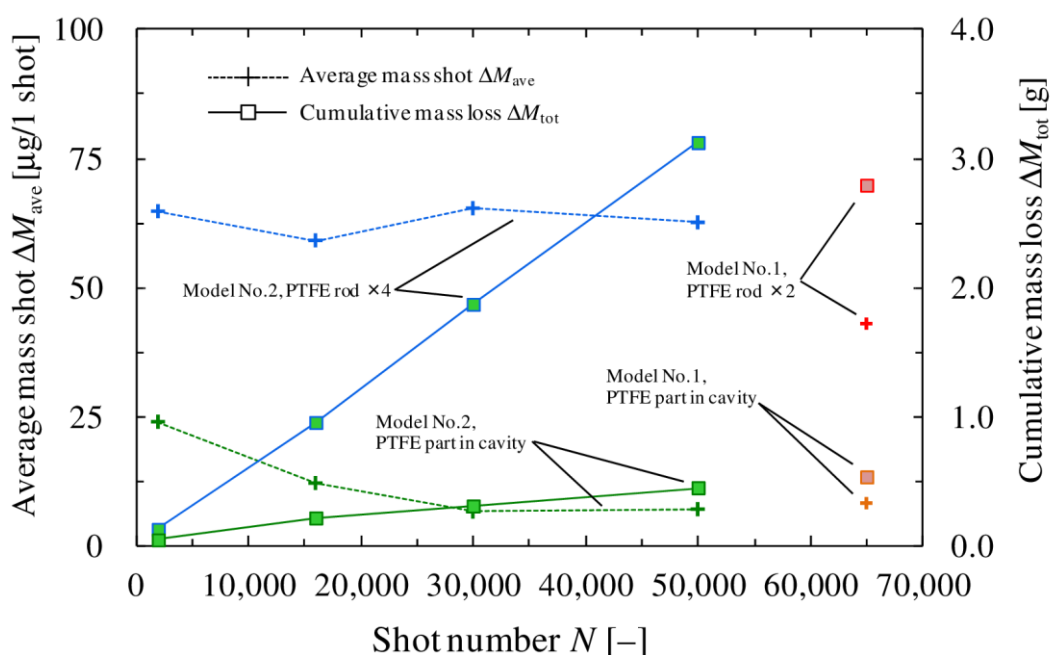


Figure 5.19 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における PTFE ロッドとキャビティ PTFE 部のマスロスの比較

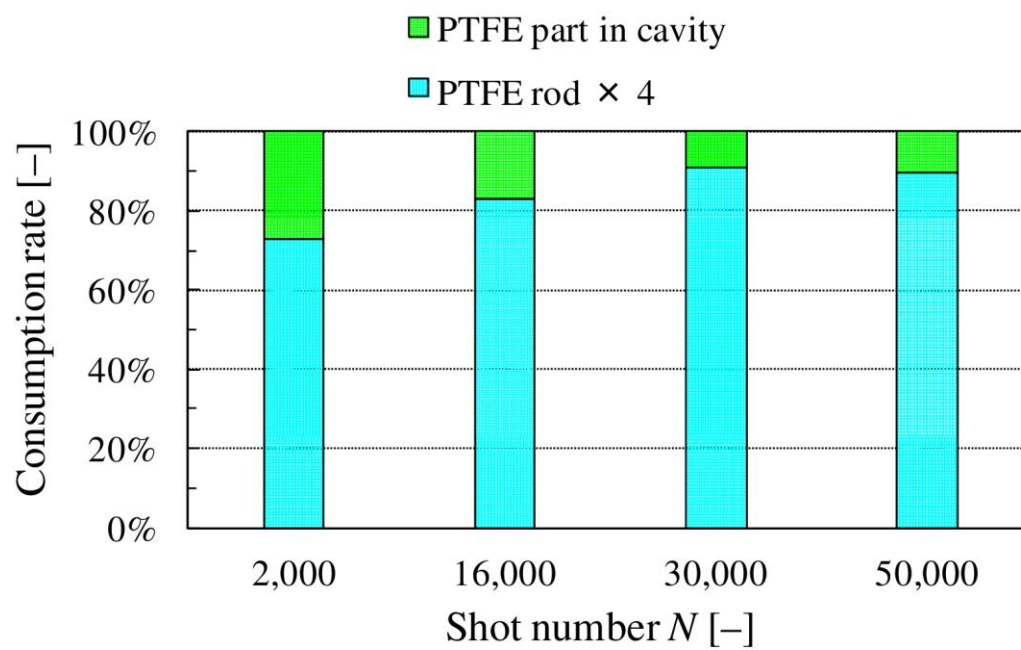


Figure 5.20 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における PTFE ロッドの消費レートの推移

5.5 考察

5.5.1 各モデルの寿命原因

通常のエレクトリック PPT およびロッド供給式 PPT モデル No.1 では、PTFE キャビティ・あるいはキャビティの PTFE 部のチャーリングによって異常放電モードを発生した。モデル No.1 の異常放電モードは、キャビティの PTFE 部におけるチャーリング領域が、セラミック部の炭素汚染された領域を介してアノードカソード間を接続するように発達したことが直接の原因と考えられる。通常のエレクトリック PPT の異常放電モードの原因も、モデル No.1 同様にアノードカソード間を接続するまでにチャーリング領域が発達したためであると考えられる。異常放電モードでは、チャーリング領域が電極間の放電パスとなることによって生じるが、一方で通常のエレクトリック PPT ではミスショットモードも併発している。チャーリングがミスショットに繋がる原因は、イグニッションによるプラズマ生成をこの領域が阻害ためであると考えられる。

ロッド供給式 PPT モデル No.2 では、キャビティの PTFE 部においてチャーリングはほとんど発生せず、結果として異常放電モードにはならなかった。最終的にミスショットモードとなり作動停止となったが、チャーリングが発生していないことからチャーリングが原因とは考えにくい。このため、ここでのミスショットは、「連続作動によるキャビティ PTFE 部の枯渇」が原因であると考えられる。具体的には、Figure 5.21 のようにキャビティ PTFE 部が連続作動に伴い消費され、セラミック部の側面が露出してくるが、この箇所がミスショットモードの原因であると思われる。この露出したセラミック部の側面は、PTFE が存在せず、イグニッションによってプラズマを生成出来ない領域である。つまり、イグナイタ近傍の PTFE からイグニッションによって主放電誘起のためのプラズマが発生しても、この領域でプラズマの発生が止まりアノードに到達できなかったことでミスショットになったと考えられる。

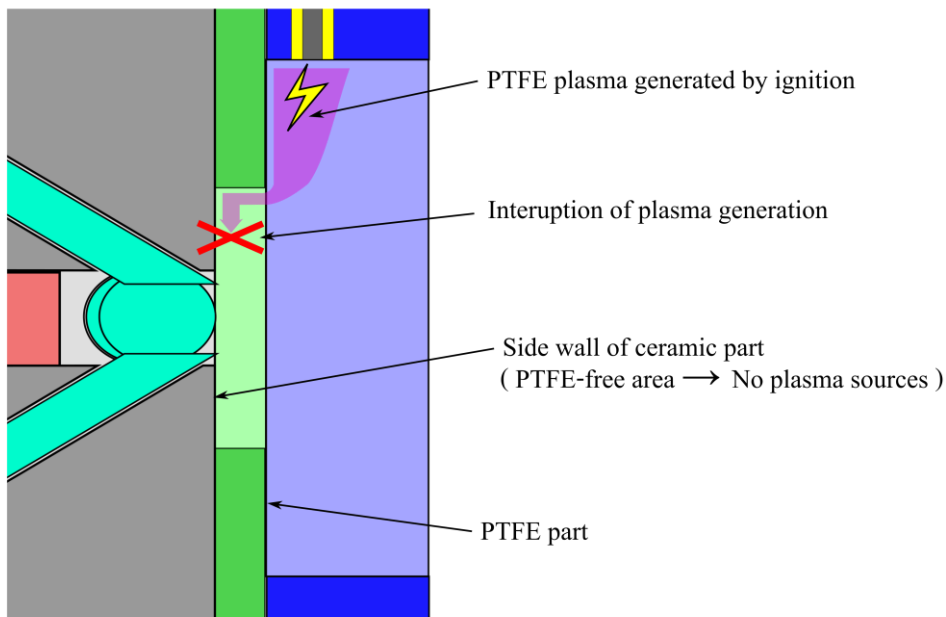


Figure 5.21 セラミック部側壁露出によるミスショットモードのメカニズム

ロッド供給式 PPT のモデル No.1 と No.2 の両者は、寿命を迎えた点では共通している。しかしながら、寿命に至る要因の観点から考えると、PTFE 部の枯渇が寿命要因と考えられるモデル No.2 はチャーリングが生じないことから、モデル No.1 および通常の電熱型 PPT と比較して大きな優位性をもつと考えることができる。PTFE 部の枯渇によってミスショットモードとなったモデル No. 2 は、枯渇した PTFE 部に PTFE が追加供給されさえすれば、再度使用でき制御性も依然として維持できるためである。一方で、チャーリングによって異常放電モードとなる場合は、使用者の意思とは関係なく推力を発生してしまうため制御不能の状態であるといえ、制御性が維持できない。すなわち、制御性が維持できるか否かが、寿命を迎えた点で共通するモデル No. 1 と No. 2 を明確に区別する要素であると考えられる。通常の電熱型 PPT においても、異常放電モードとミスショットモードが頻発することから制御性は失われているといえ、かつインパルスビットも大幅に低下している点からモデル No. 2 と比較して優位性は見いだせない。

5.5.2 供給 PTFE ロッド本数とキャビティ PTFE 部のチャーリング

ロッド供給式 PPT モデル No.1 においてキャビティの PTFE 部がチャーリングされた原因について考える。Figure 5.11 からモデル No. 1 のキャビティ PTFE 部のチャーリング領域は、推力軸周りの周方向において PTFE ロッドが供給されていない方向に一致する。一方、チャーリングが生じていない 4 本の PTFE ロッドが供給されるモデル No.2 (Figure 5.12) では、推力軸の周方向は PTFE ロッドによってほぼ満たされている。両者を比較すると、その違いは PPT の推力軸周方向の全域を、キャビティセラミック部に供給される PTFE ロッドの端面によって満たしているか否かであるといえる。この PTFE ロッド供給によるキャビティの構造の違いが、チャーリングの発生とどのような因果関係をもつかは不明である。しかし今回の結果を鑑みれば、推力軸の周方向全体をキャビティセラミック部における PTFE ロッド端面によって満たすことが、キャビティの PTFE 部のチャーリングを回避するための条件といえる。

前項で述べた通り、ロッド供給式 PPT モデル No.1 (と通常の電熱型 PPT) およびモデル No. 2 の決定的な違いはキャビティの PTFE 部がチャーリングされるか否かである。チャーリングを抑制することで異常放電モードを回避することは、ロッド供給式 PPT の制御性を維持する上で重要である。供給する PTFE ロッドの本数を 2 本より 4 本とすることが、ロッド供給式 PPT のチャーリング防止による異常放電モード回避という意味での耐久性向上の観点では有効であることが、今回の試験によって得られた結論といえる。

5.5.3 ロッド供給式 PPT のショット数増大への指針

PTFE ロッド 4 本をキャビティセラミック部に供給し、PPT の推力軸周方向の全域を供給 PTFE ロッド端面で満たされるようなキャビティ構造とすれば、キャビティ PTFE 部をチャーリングさせずに、枯渇しミスショットモードとなるまで使用することができる。

PTFE 部が枯渇しミスショットモードとなった後、そこからさらにショット数の増大させるためには、「枯渇した PTFE 部を新しい PTFE 部に交換する」方法が適当であると考えられる。この新しい PTFE 部に交換する方法の一例を Figure 5.22 に示す。これは、キャビティ PTFE 部として使用する貫通穴を等間隔で開けた PTFE バーを、キャビティセラミック部とカソードとの間に送り込む方法である。使用中の PTFE 部が枯渇しミスショットモードとなった後、PTFE バーをある距離だけスライドさせることで、枯渇した PTFE 部が新しい PTFE 部に置き換わる仕組みである。ロッド供給式 PPT モデル No. 2 でこの機構を実装する場合、厚さ 3 mm のキャビティ PTFE 部は作動前の内径が $\Phi 5.5$ であり 50,000 ショット後には最大で $\Phi 12$ mm に拡大したことから、PTFE バーは $\Phi 5.5$ の貫通穴が等間隔に開けられた幅 12 mm、厚さ 3 mm のものを用意すればよい。この条件で、内径が $\Phi 30$ のカソードを使用する場合は、Figure 5.22 の真ん中の図に示すようにセラミック部側面が露出する構造となる。

この箇所は、PPT のイグニッションからの主放電誘起に際して悪影響を与える可能性が考えられることから、イグナイタは PTFE バーが送り込まれる方向と垂直な方向に設置されていることが望ましい。それでもなお、主放電誘起に悪影響がある場合は、Figure 5.22 の右側の図のように必要に応じてカソード径を縮小すればよいと思われる。

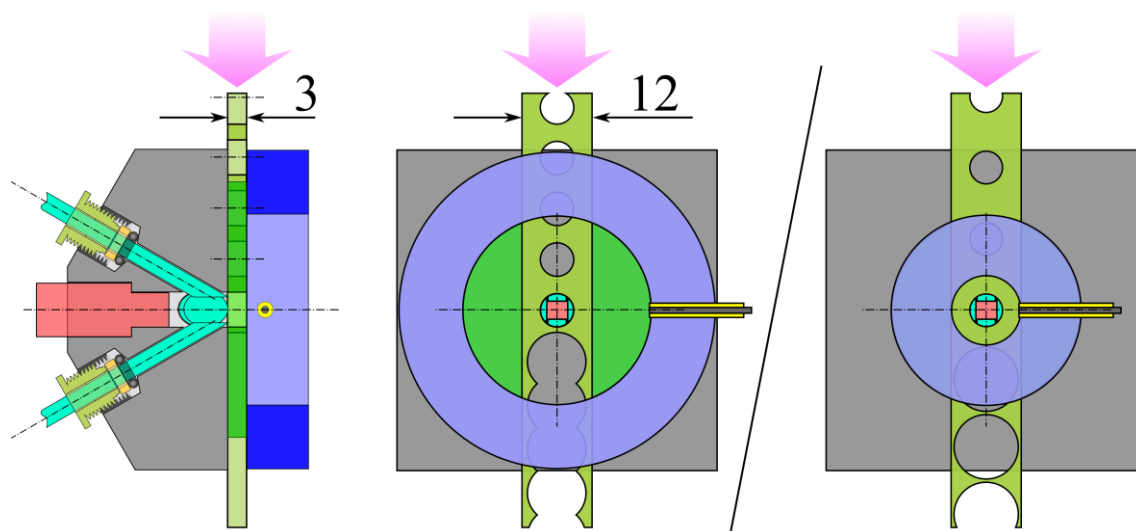


Figure 5.22 枯渴したキャビティ PTFE 部を新しい PTFE 部に交換する方法の一例

この方法は、矩形断面をもつ PTFE バーを供給する方法であり、当然この箇所の気密性確保は難しいと思われる。しかし、この箇所は推力方向の最下流に位置しており、ウィルソンシール方式によって気密性を確保したキャビティ上流側と比較すれば、ガスの漏れ出しによる推力損失や供給路の汚染の度合いは軽微であると考えられる。仮に推力損失があった場合でも、この方法はロッド供給式 PPT を「モデル No. 2 の作動実績である 50,000 ショット×PTFE バーに開けた貫通穴の数」だけのショット数作動を期待でき、通常の電熱型 PPT と比較すれば十分にその損失を補えるものと考えられる。

以上の「PTFE 部の交換」方法を採用する場合、PTFE 部の交換装置が PTFE ロッドの供給装置（6 章）に加えて新たに必要となる。機構の数が増えることから、システムの故障リスクが増大するため設計は注意深く行う必要がある。

5.5.4 インパルスビットの維持要因

連続作動試験の結果，ロッド供給式 PPT のモデル No.1 と No.2 は，通常の電熱型 PPT と比較してインパルスビットの維持を低下レートを 1/2 以下に抑えることによって実現した．インパルスビット維持の理由として，推進剤供給方式のコンセプトであった「キャビティ容積の維持」が挙げられる．具体的には，キャビティ容積が維持されることで PTFE 昇華時のキャビティ内圧が維持されることでインパルスビットが維持されたと考えられる．Figure 5.23 は横軸に今回の連続作動試験における各 PPT のキャビティ容積に対するインパルスビットの関係を示す．この比較は，ロッド供給式 PPT および通常の電熱型 PPT それぞれのキャビティのアスペクト比ほぼ同一であるために行える．キャビティ容積は Figure 5.11 および Figure 5.12 に示した各 PPT の各ショット後におけるキャビティ写真に基づいて推算した値を用いている．この推算の結果，通常の電熱型 PPT では作動初期から 65,000 ショット後にかけてキャビティ容積が 6 倍以上に増大している一方で，モデル No.1 および 2 では 2 倍程度の拡大にとどまっておりキャビティ容積の拡大が大幅に低減されているといえる．モデル No.1 および 2 のキャビティ容積拡大の要因は，キャビティの PTFE 部が消費されその内径が拡大するためである．

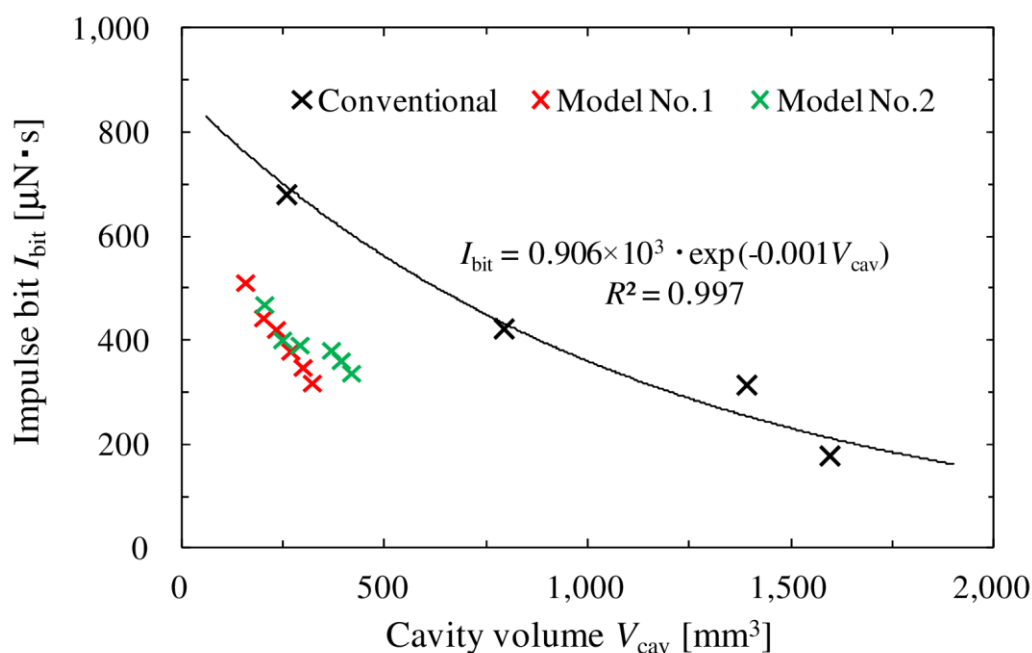


Figure 5.23 ロッド供給式 PPT の連続作動試験におけるキャビティ容積の変化とインパルスビット変化の関係

5.5.5 インパルスビットの決定要因

ロッド供給式 PPT は、前項によって通常の電熱型 PPT と比較してそのインパルスビットの維持に成功した。しかし、Figure 5.23 の結果より同一キャビティ容積のもとでインパルスビットを比較すると、常に通常の電熱型 PPT を下回る。この理由について考察する。

同一キャビティ容積をもつロッド供給式 PPT と通常 PPT の最たる違いは、キャビティ内に推進剤として使用不能なセラミック部の有無である。言い換えれば、キャビティ内における PTFE の領域占有率の違いである。そこで、ロッド供給式 PPT のキャビティ内における「PTFE 占有率」を r_{PTFE} として定義する。 r_{PTFE} は具体的には『全キャビティ内の表面積に対する昇華可能な PTFE の表面積の割合』のことであり、Figure 5.24 に示すような近似的な面積計算によって算出した。特に、PTFE ロッドの昇華可能な表面積は、供給角 α によって決定される楕円形端面の面積と、キャビティ壁面から楕円形端面までの距離（露出高さ） h によって決定するロッド側面の面積の合計として計算した。ロッド側面の面積は、キャビティ軸中心に向かって露出した領域のみを算入し、ロッド端面の裏側に隠れた領域は昇華されづらい位置にあることから計算から除外している。モデル No.1 および No.2 の各ショット数後における PTFE 占有率 r_{PTFE} の結果を Figure 5.25 に示す。PTFE 占有率はショット数の増加に伴い、モデル No.1 では 0.66 から 0.61、モデル No.2 では 0.73 から 0.65 に変化する。PTFE 占有率が現象する理由は、キャビティ PTFE 部が消費され、セラミック部の側面が露出するためである。

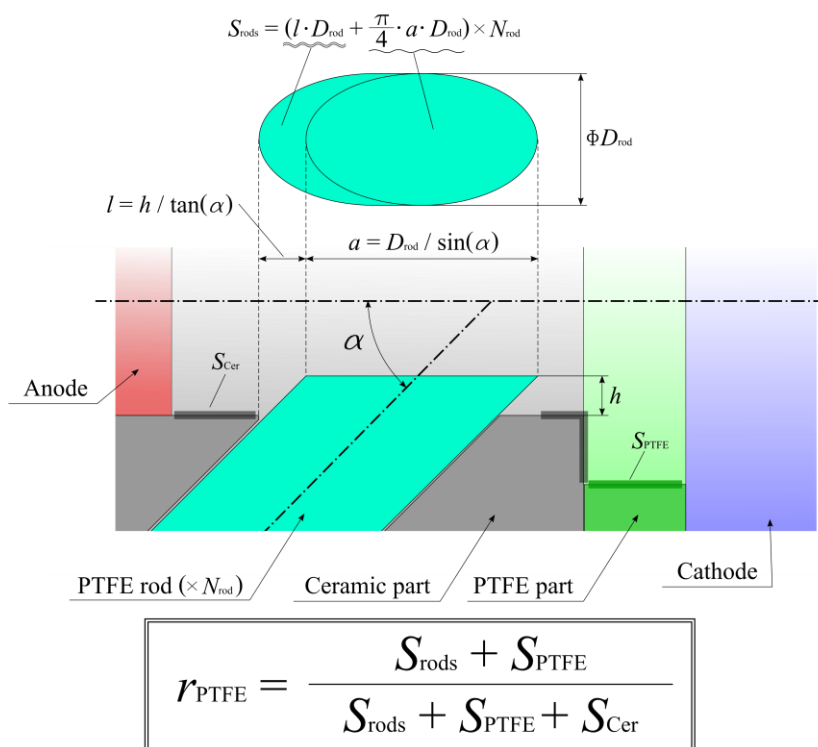


Figure 5.24 ロッド供給式 PPT におけるキャビティ内の PTFE 占有率

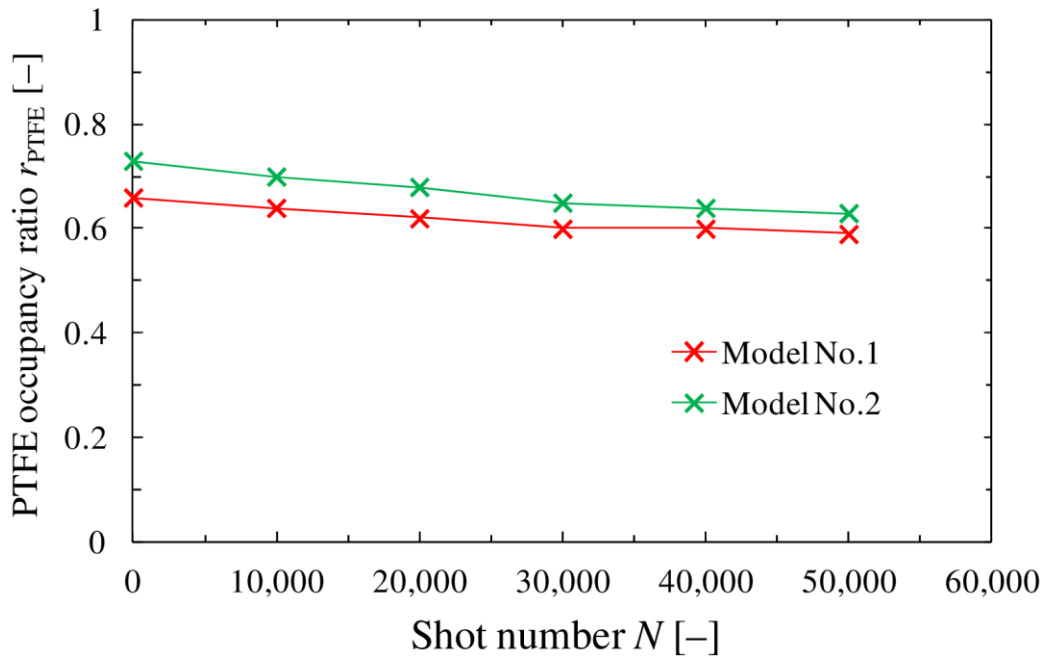


Figure 5.25 ロッド供給式 PPT の連続作動試験における PTFE 占有率の履歴

続いて、Figure 5.23 に再度注目し、同一キャビティ容積における通常 PPT のインパルスビットに対するロッド供給式 PPT のインパルスビットの比を「インパルスビット比 (Impulse bit ratio)」として定義する。インパルスビット比の計算に使用するロッド供給式 PPT のインパルスビットは、 $I_{\text{bit_rodfed}}$ として定義し、Figure 5.23 に示された測定値をそのまま用いる。一方、計算に使用する通常の電熱型 PPT のインパルスビットは $I_{\text{bit_conv}}$ として定義するが、ある $I_{\text{bit_rodfed}}$ におけるロッド供給式 PPT のキャビティ容積 V_{cav} と同一容積をもつ時の測定値が存在しない。このため、インパルスビット比算出のためのある $I_{\text{bit_rodfed}}$ に対する $I_{\text{bit_conv}}$ は、Figure 5.23 の結果から、キャビティ容積に対するインパルスビットの変化傾向を指数関数近似し、その近似関数に基づく予測値を使用した。つまり、キャビティ容積 V_{cav} をもつロッド供給式 PPT のインパルスビット $I_{\text{bit_rodfed}}$ と、同じくキャビティ容積 V_{cav} をもつ通常の電熱型 PPT のインパルスビット $I_{\text{bit_conv}}$ からインパルスビット比は次式で計算される。

$$\text{Impulse bit ratio} = \frac{I_{\text{bit_rodfed}}}{I_{\text{bit_conv}}} = \frac{I_{\text{bit_rodfed}}}{0.906 \times 10^3 \cdot \exp(-0.001 \cdot V_{\text{cav}})} \quad (5.2)$$

以上にて定義・計算した「PTFE 占有率 r_{PTFE} 」と「インパルスビット比」の関係を Figure 5.26 に示す。ばらつきはあるが、PTFE 占有率とインパルスビット比はおおよそ同等となる。厳密にはインパルスビット比はキャビティ容積と比較して 10% 程小さい。理由としては、

- PTFE ロッドとその供給路との隙間に侵入した PTFE ガスが推力に寄与しなかった
- ロッド供給式 PPT のアノード形状が通常の PPT より細長いことによって放電回路におけるエネルギー損失が大きかった

といった事柄が考えられる。

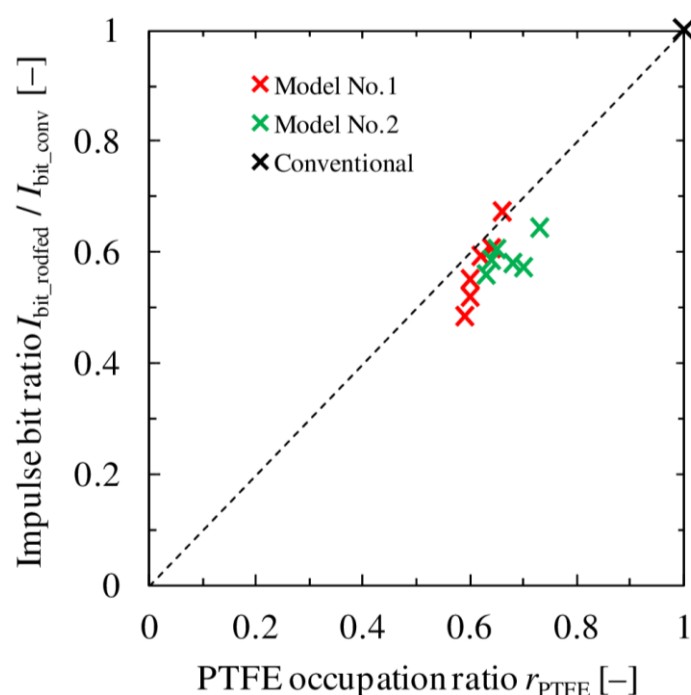


Figure 5.26 ロッド供給式 PPT の PTFE 占有率とインパルス比の関係

この結果から、ロッド供給式 PPT の出力可能なインパルスビットは、その時のキャビティ容積をもつ通常 PPT の出力可能なインパルスビットを PTFE 占有率によって減衰した値として大方決定できるといえる。よって、同一キャビティ容積のもとで、ロッド供給式 PPT のインパルスビットが通常の電熱型 PPT のインパルスビットと比較して小さかった理由は、キャビティ内に存在するセラミック部が推進剤として寄与しなかったためであると考えることができる。この考察が意味することは、同一キャビティ容積をもつ通常の電熱型 PPT のインパルスビットをロッド供給式 PPT のインパルスビットは凌駕することができないということである。しかし、一方で PTFE 占有率を 1 に近づける余地がある限りインパルスビットは通常の電熱型 PPT のインパルスビットに向かって増大可能であることも意味する。

5.5.6 PTFE ロッドの消費レートの決定要因

Figure 5.27 に示されるように、マスショットも連続作動試験によるキャビティ容積増大に伴って減少する。これは、容積増大によってキャビティ壁面に入力されるエネルギー密度が低下するためであると考えられる。インパルスビットと同様、ロッド供給式 PPT のモデル No.1 と 2 のマスショットは、同一キャビティ容積における通常の電熱型 PPT の値と比べて小さい。これは、モデル No.1 および 2 のキャビティ内に存在するセラミック部が推進剤として昇華できないということと、その箇所でのエネルギー損失が原因であると考えられる。また、モデル No.2 のマスショットが No.1 より大きい理由として、PTFE ロッドの供給本数が多いため PTFE 占有率 r_{PTFE} がモデル No.1 と比べて大きくなり、推進剤として消費可能な領域が増えエネルギー損失も小さくなったことが考えられる。

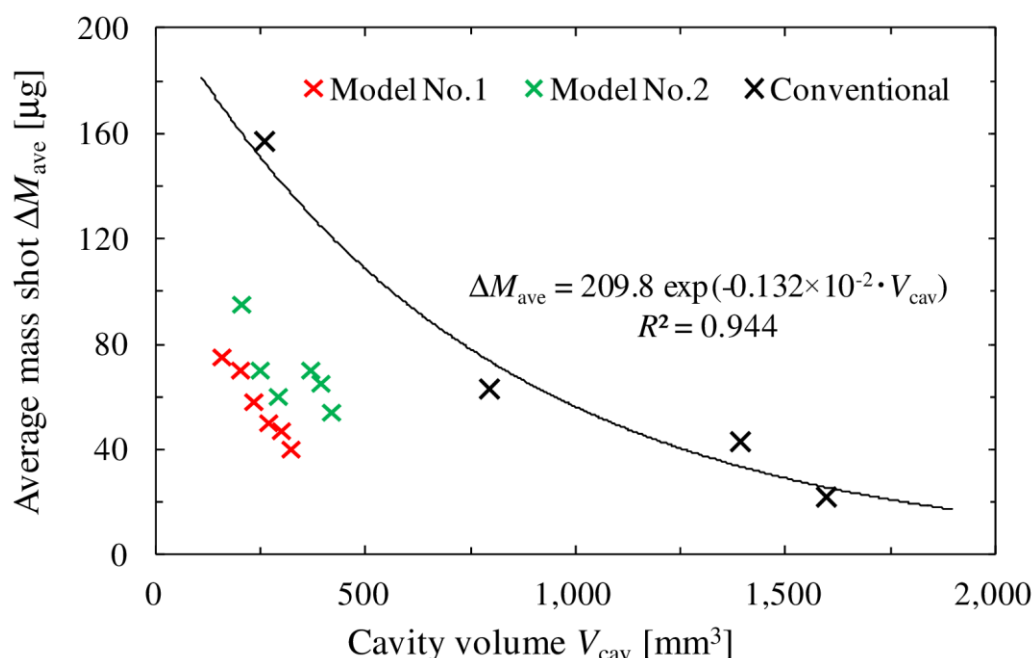


Figure 5.27 ロッド供給式 PPT の連続作動試験におけるキャビティ容積変化とマスショット変化の関係

ここで、Figure 5.19 および Figure 5.20 に示した、PTFE 全体の平均マスショットに対する PTFE ロッドの平均マスショットの割合（PTFE ロッドの消費レート）の決定要因について考察する。まず、ショット数増大に伴い PTFE ロッドの消費レートが向上していく理由は、Figure 5.27 に示した通常の電熱型 PPT の平均マスショットがキャビティ容積増大に伴って低下する傾向から説明できる。この傾向と同様の傾向をもつのは、ロッド供給式 PPT ではキャビティの PTFE 部である。PTFE 部の平均マスショットは、ショット数増加と共にその内径（すなわち容積）が拡大するため、Figure 5.19 に示した通り徐々に減少する。

一方で、キャビティのセラミック部に存在する PTFE ロッドのマスショットは、セラミック部の容積が不変であるためにショット数に関わらず常に一定になると考えられる。実際、Figure 5.19 から PTFE ロッドの平均マスショットはほとんど横ばいに推移していることが本実験で確認された。以上をまとめると、ショット数増加に伴う PTFE ロッドの消費レートの向上は、PTFE ロッドのマスショットはこれらが供給されるセラミック部の内部環境が固定されるため不変であるが、一方でキャビティ PTFE 部のマスショットは容積増大に伴い減少したためであったと説明できる。つまり、PTFE ロッドの消費レートは、ショット数増加に伴うキャビティ PTFE 部のマスショット低下によって相対的に向上したといえる。

これを Figure 5.27 における通常の電熱型 PPT のマスショット履歴の指数関数近似を用いて評価する。PTFE ロッドの消費レート r_{rod} をこの指数関数近似を使用して次式で示す。

$$r_{\text{rod}} = \frac{r_{\text{PTFE_cer}} \cdot \frac{L_{\text{cer}}}{L_{\text{cav_conv}}} \cdot \exp\left(a \cdot \frac{L_{\text{cav_conv}}}{L_{\text{cer}}} \cdot V_{\text{cer}}\right)}{r_{\text{PTFE_cer}} \cdot \frac{L_{\text{cer}}}{L_{\text{cav_conv}}} \cdot \exp\left(a \cdot \frac{L_{\text{cav_conv}}}{L_{\text{cer}}} \cdot V_{\text{cer}}\right) + \frac{L_{\text{PTFE}}}{L_{\text{cav_conv}}} \cdot \exp\left(a \cdot \frac{L_{\text{cav_conv}}}{L_{\text{PTFE}}} \cdot V_{\text{PTFE}}\right)} \quad (5.3)$$

ここで、

- $r_{\text{PTFE_cer}}$: キャビティのセラミック部内における PTFE の占有率 (Figure 5.28)
- $L_{\text{cav_conv}}$: 通常の電熱型 PPT のキャビティ長さ (11 mm)
- L_{cer} : ロッド供給式 PPT のキャビティセラミック部の長さ (10.5 mm, モデル No. 2)
- V_{cer} : ロッド供給式 PPT のキャビティセラミック部の容積
- L_{PTFE} : ロッド供給式 PPT のキャビティ PTFE 部の長さ (3 mm, モデル No. 2)
- V_{PTFE} : ロッド供給式 PPT のキャビティ PTFE 部の容積
- a : -0.132×10^{-2} (Figure 5.27 の指数関数近似におけるべき指数部の係数)

この計算では、Figure 5.28 に示すようなモデルに基づき、キャビティセラミック部における PTFE の占有率 $r_{\text{PTFE_cer}}$ を考える。PTFE ロッドの平均マスショットが Figure 5.19 の結果より試験全体を通してほぼ一定であったことを考慮すると、この値はキャビティセラミック部の幾何条件でのみ決定されると考えられるからである。この幾何条件とは、キャビティセラミック部の内径・長さ、そして PTFE の占有率 $r_{\text{PTFE_cer}}$ の 3 つである。内径と長さは言うまでもなく不変であり、PTFE ロッドのマスショットも実験的にほとんど不変であることから、PTFE の占有率 $r_{\text{PTFE_cer}}$ も不変と考えるのが自然である。よって PTFE の占有率 $r_{\text{PTFE_cer}}$ は連続作動によって露出するセラミック部の側壁面積を算入せず、常に一定の値となるようにした。

PTFE ロッドの消費レート r_{rod} の推定式右辺の分子は、キャビティのセラミック部における PTFE ロッドのマスショットの推定値を示している。この推定値は、セラミック部と通常の電熱型 PPT のキャビティは長さが異なるため、この違いを補正し、かつセラミック部における PTFE 占有率 $r_{\text{PTFE_cer}}$ の補正も算入される。

分母の第2項はキャビティの PTFE 部における推定マスショットを示している. こちらは長さの補正をした上で計算されるが, 全て PTFE で構成される領域であるため PTFE 占有率の補正はない.

この式(5.3)による PTFE ロッドの消費レートの推定値と, 実測値 (Figure 5.20) とを比較した結果を Figure 5.29 に示す. 推定値の結果は実測値と傾向が一致し, また相対誤差は最大でも 30,000 ショットの時のプロットで 6%程度である. この結果から PTFE ロッドの消費レートは, キャビティ容積および PTFE 占有率といったキャビティ内部の幾何条件が, その主な決定要因といえる. ただし, この推定では計算されるマスショットそのものは実測値に近い結果が得られず, 最大で 2 倍程実測より大きな値となってしまった. この理由としては, PTFE ロッドとその供給路との隙間に侵入した PTFE ガスがマスショットとして寄与しないことなどが考えられる. また前述の通り, この推定では連続作動によって徐々に露出するセラミック部の側面を考慮に入れていないため, この箇所におけるエネルギー損失が考慮されていない. これも実際のマスショットの水準を下げた要因であると考えられ, 推定値の誤差要因にもなったと考えられる.

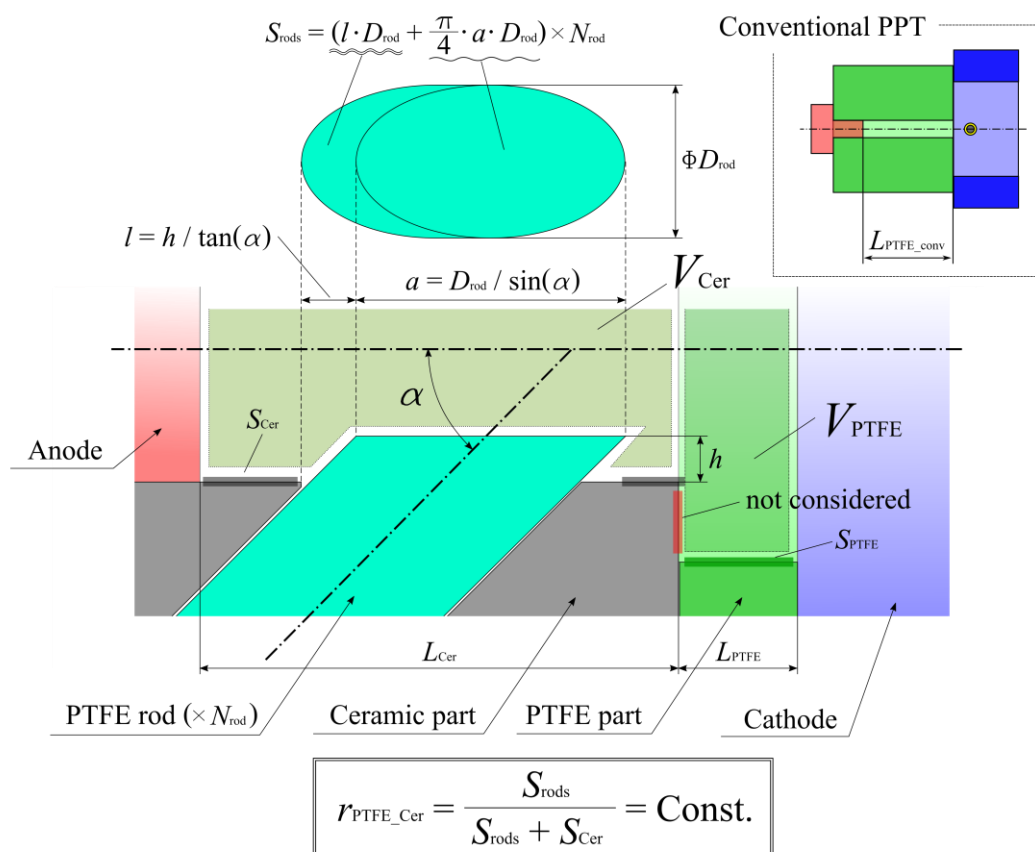


Figure 5.28 ロッド供給式 PPT における PTFE ロッド消費レート推定に用いるモデル

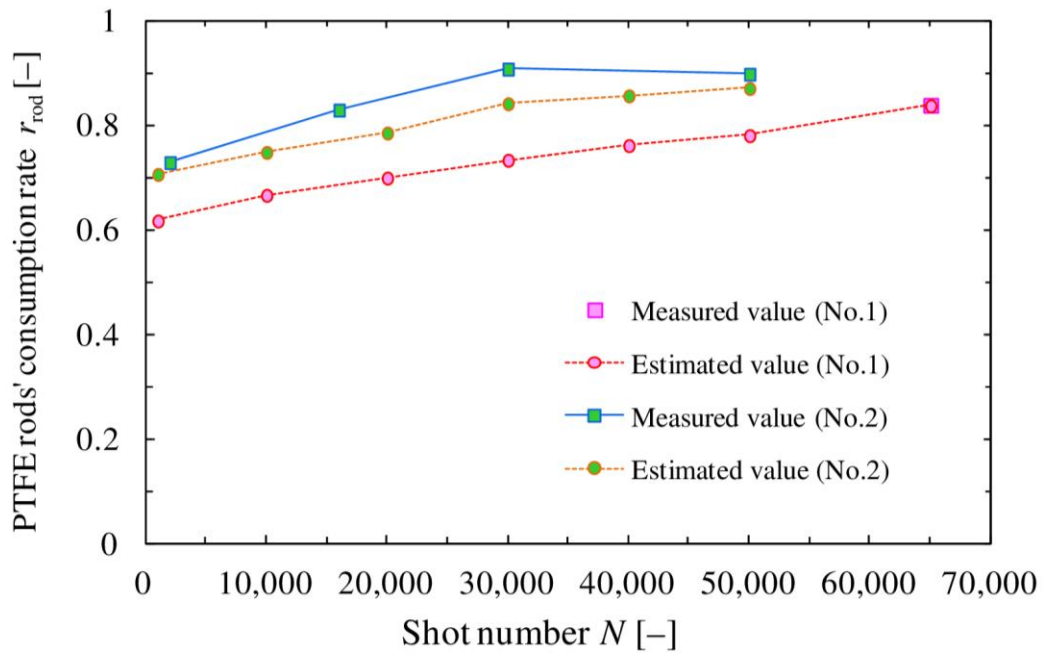


Figure 5.29 マスショットにおける PTFE 占有率による推定値と測定値との比較

5.6 トータルインパルス向上の指針のまとめ

本章では、1.2節で示した研究目的Ⅱに基づき、円形断面をもつPTFE ロッドを供給することでキャビティ内の気密性の確保と、推進剤の追加供給のための摺動性との両立が期待できるPTFE ロッド供給式電熱型PPT（ロッド供給式PPT）を設計・製作した。シーソー型スラストスタンド(4章)による性能取得の結果、2本のロッドを供給するモデルNo. 1と、4本のロッドを供給するモデルNo. 2の両者共に、通常の電熱型PPTと比較してインパルスビットの低下およびキャビティ容積の拡大を大幅な抑制に成功した。供給されたPTFE ロッドの楕円形端面はその平坦さを維持しながら昇華され、キャビティ形状の維持に成功したことが確認された。ロッド供給式PPTモデルNo. 2は、キャビティPTFE部のチャーリングを防止し、異常放電モードの回避に成功した。これは、チャーリングが生じ異常放電モードとなったモデルNo. 1や通常の電熱型PPTと比較して、その制御性が失われないことから、PTFE部の交換によってさらなる継続作動を期待できる。

この結果を踏まえ、ロッド供給式PPTモデルNo. 2に関してそのトータルインパルス向上の指針を述べると

- 1) 枯渇したキャビティPTFEロッド部を交換する機構を設ける
 - 2) キャビティのPTFE占有率を向上すること
- の2点が挙げられる。

1はロッド供給式PPTのショット数増大によってトータルインパルスを向上させる方法である。モデルNo. 2はキャビティPTFE部がチャーリングされないため、異常放電モードにならずその制御性が維持される。このPTFE部は本研究の結果では50,000ショット作動で枯渇し、PPTはミスショットモードとなる。ここで、この枯渇したPTFE部を新品に交換すれば、50,000ショットの追加作動とトータルインパルスの倍増を期待できる。交換可能なPTFE部の数だけトータルインパルスは倍増するので、最も効率的な方法といえる。

2は、ロッド供給式PPTのインパルスビットそのものを増大させトータルインパルスを向上する方法である。PTFE占有率を向上する具体的な方法としては、PTFEロッドの供給角を浅くすることでキャビティのセラミック部に露出するPTFEロッド端面の楕円形端面の表面積を拡大することである。例えば、ロッド供給式PPTのモデルNo.2の場合、 $\Phi 3.3$ のPTFEロッドを供給角を25 degで露出高さ1.25 mmで供給し、 $\Phi 5.3$ のPTFEロッドの供給角を40 degとすれば初期のPTFE占有率は約84%を見込める。この場合、PTFE占有率が0.7程度であった本研究のモデルのインパルスビットと比較すると10%強のインパルスビット向上が見込めるため、50,000ショット作動におけるトータルインパルスも10%程度の向上は期待できる。他にも、キャビティのセラミック部を拡張し、そこへさらに供給角を浅くしてPTFEロッドを供給すれば、セラミック部拡張による高アスペクト比化によって高インパルスビット化を期待できる。これは、PTFEロッドの消費レート向上の点においても有効と思われる。

6

フライトモデルを見据えた 推進剤供給装置の設計製作と実証

6.1 はじめに

本章では、PTFE ロッド供給式電熱型 PPT に装着する推進剤供給装置について述べる。前章では、設計・製作したロッド供給式 PPT の連続作動において、その PTFE ロッドの追加供給操作は、一度真空容器を大気開放し手動によって実施していた。ここで、ロッド供給式 PPT をフライトモデルにまで発展し宇宙空間で運用することを想定すると、遠隔操作で PTFE ロッドを供給する装置は、システム開発において当然ながら必須となる。手動供給によって性能取得していたロッド供給式 PPT は、スラストヘッドレベルでの開発に留まるということである。

そこで将来的なフライトモデル化へのスラストシステムの開発へと歩を進めるべく、遠隔操作による PTFE ロッドの供給装置を設計製作した。製作した供給装置をロッド供給式 PPT のモデル No. 2 に装着し、シーソー型スラストスタンドによる性能取得を遠隔操作によるロッド供給を介して行うことで、装置の作動実証と 5 章での性能取得結果との再現性を確認する。また、5 章で行ったロッド供給式 PPT の連続作動試験は、手動によるロッド供給であったことから、真空容器の大気開放は依然必要であった。これはシーソー型スラストスタンドの利点であった「大気開放が必要なく、また大気暴露に性能への影響も除去した上での性能取得が可能」ということ未実証であるということである。よって、供給装置を実装したロッド供給式 PPT モデル No. 2 の性能測定を通じて、この利点を実証することも本章の目的とする。

6.2 PTFE ロッド供給装置の設計指針

推進剤供給装置の設計指針は以下の通りである。

- ① 単純で製作しやすい機構
- ② 低消費電力（アクチュエータ電力 \leq PPT 作動電力）
- ③ 小型・軽量

第一に単純かつ製作しやすい機構とは、電磁型 PPT で確立されているスプリングによって PTFE バーを押し込む方式（スプリング方式）のような方法のことを指し、簡素な構造をもつ電熱型 PPT の供給装置にとって必要な要素といえる。スプリング方式は供給方法が単純であるほど製作がしやすく、宇宙実績も多くあることから、安定的な供給を行う上で信頼性も高い。しかしながら、本研究で開発したロッド供給式 PPT では、供給 PTFE ロッドを指定位置で止めるためのストッパーがキャビティ内に存在しないため、スプリング方式は適用できない。そこで、本設計ではアクチュエータ駆動によって PTFE ロッドを任意の位置まで供給可能な機構を選択する必要がある。アクチュエータ駆動を用いる場合、用いる数だけ故障のリスクが高まるため、できるだけ単純に構築される必要もある。

第二として低消費電力が挙げられる。アクチュエータ駆動する供給装置の場合、その駆動タイミングは PPT があるショット数だけ作動した後になる。このためアクチュエータに投入される必要電力は、PPT と同等以下であれば十分に超小型衛星の発電量によって賄える。当然ながら、アクチュエータの数は少ないことに越したことはなく、スプリング方式のように 0 台とするのが最も理想である。

PPT が他の電気推進と比較して小型・軽量であるという優位性を維持するためには、供給装置そのものも小型・軽量であること必要といえる。PPT の軽量さの一因は、固体推進剤を使用することでタンク・バルブが不要となることである。推進剤供給装置の実装は、PPT にバルブを実装することと同義である。このため PPT を 2 台実装と比較した際の優位性のために、アクチュエータを含め供給装置は軽量であることが必須である。ただし本章では供給方法の実証と、シーソー型スラストスタンドの優位性の実証を主目的とするため、製作する供給装置の大きさ・重量の最適化までは行わない。

Table 6.1 固体推進剤供給の手法の比較

Method	Spring	Actuator
Structure	○	\geq (more complex than spring)
Safety	○	\geq (worse with increasing actuators)
Feeding as needed	○ (stopper is essential)	○
Usability	○ (stopper is essential)	○

6.3 PTFE ロッド供給装置の設計・製作

前節の指針に基づき設計・製作した PTFE ロッド供給装置の外観および構造を Figure 6.1 および Figure 6.2 に示す. この供給装置は PTFE ロッドを 4 本供給するモデル No.2 専用のものとして製作した. 単純かつ製作容易な機構の設計思想に基づき, PTFE ロッド 4 本のうちの 2 本 ($\Phi 3.3$ の PTFE ロッド) の供給方法としてラックピニオンを用い, 残る 2 本 ($\Phi 5.3$ のロッド) はスプリング方式を採用した. 採用理由を以下に述べる.

[$\Phi 3.3$ の PTFE ロッド供給 … ラックピニオン方式]

- PTFE ロッドの供給中の回転防止
- ウォームギアのセルフロック性による供給したロッドの巻き戻りの防止
- 単一アクチュエータによって供給が可能であり, 低消費電力の観点から都合が良い
- 単一アクチュエータの回転を 2 つの同一のギアセットを介して 2 本の PTFE ロッドの直動にそれぞれ変換しているため, 各ロッドの供給量の同期が容易

[$\Phi 5.3$ の PTFE ロッド … スプリング方式]

- 供給された 2 本の $\Phi 3.3$ の PTFE ロッドが, キャビティ内でストッパーの機能をもつ

このロッド供給装置に使用するアクチュエータはサーボモータとした. このサーボモータは消費電力が高々数 W であり PPT の消費電力と比べて十分に小さい. このサーボモータには回転角度に 0-180 deg までの制約がある. このため持続可能なロッド供給のためには, 正回転のみドライブシャフトに回転を伝え, ロッドの巻き戻りを防止するため逆回転時には伝えない仕組みが必要である. この要求は, ワンウェイクラッチを介してサーボモータの回転をドライブシャフトに伝えることで満足した.

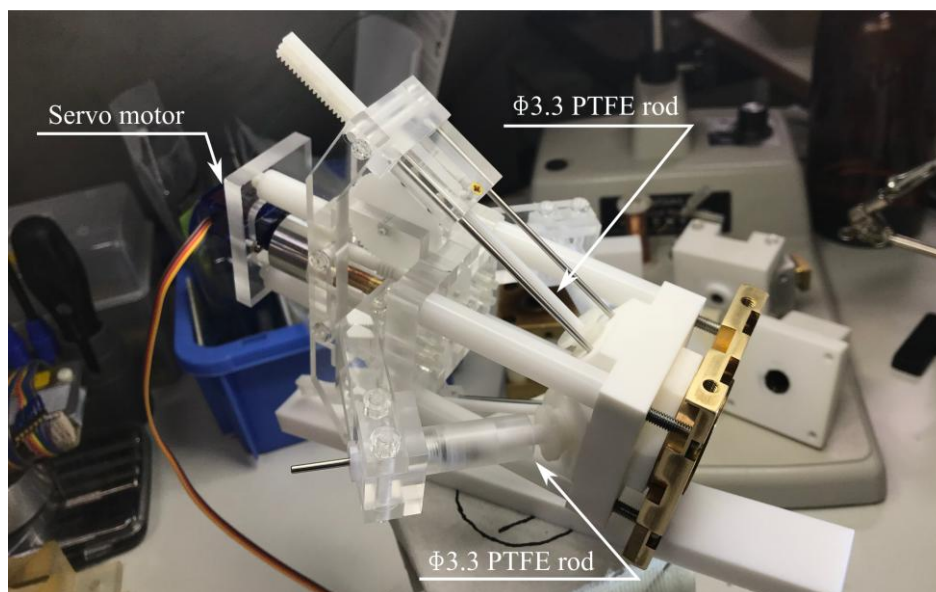


Figure 6.1 PTFE ロッド供給装置 外観

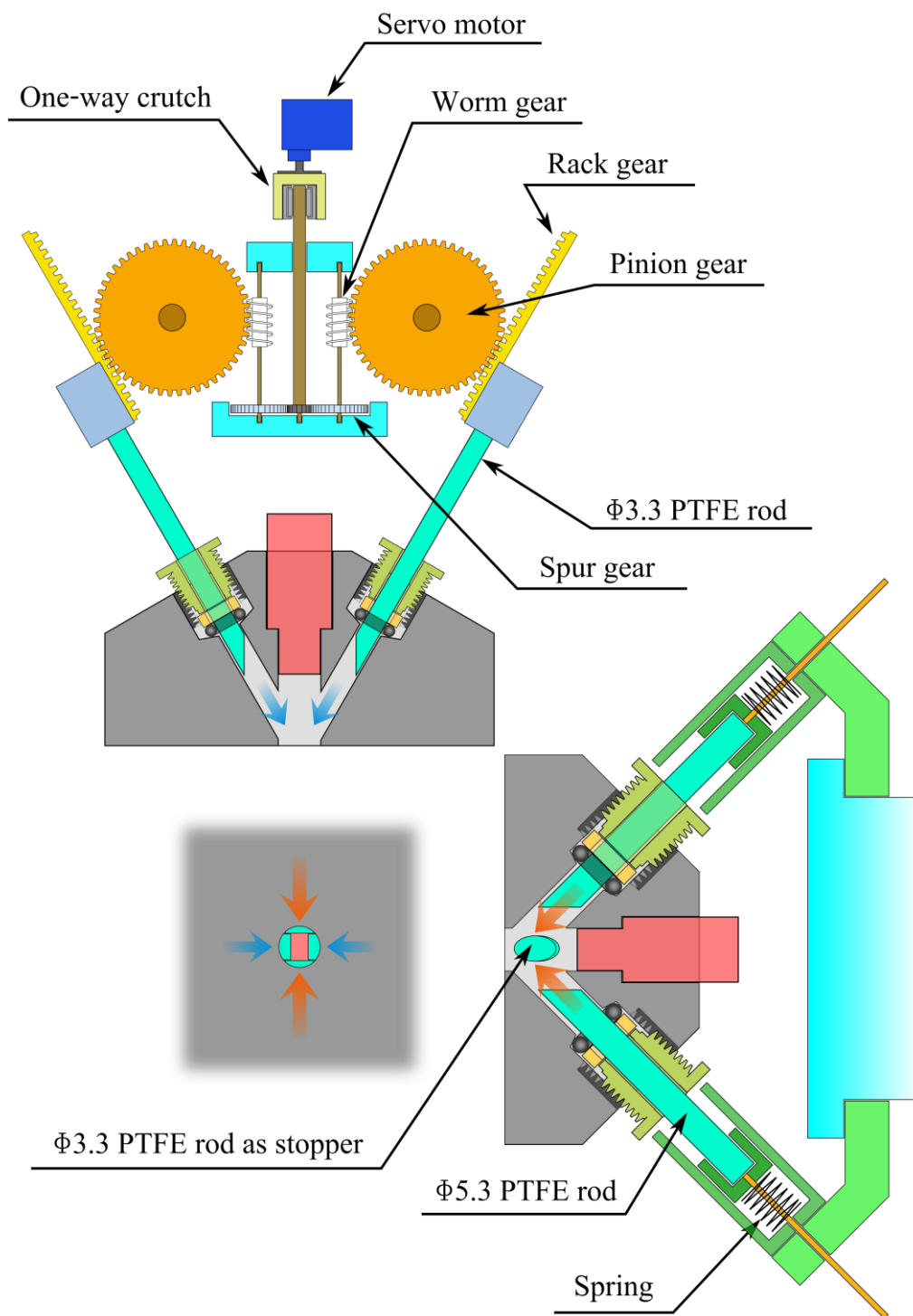


Figure 6.2 PTFE ロッド供給装置 概略図

6.4 作動方法と供給量

製作した PTFE ロッド供給装置は、マイコン制御によってサーボモータを駆動させることによって作動させた。具体的には、スイッチを 1 度押すとサーボモータが指定角度だけ回転し、その回転量に対応する長さだけ PTFE ロッドを押し込む作動をした。

試験に際し必要な PTFE ロッドの供給長さは、Figure 6.3 に示すガラスビーズ充填 PTFE を使用したロッド供給式 PPT 試験 (Appendix, A1 章) の時の PTFE ロッド供給長さの履歴を参考とした。この履歴は、供給後の 1 対の $\Phi 3.3$ PTFE ロッドの端面の先端間の距離がおよそ 3 mm となるために必要な供給長さを示し、1,000 ショット毎に約 0.7 mm 供給したことを意味する。約 0.7 mm/1,000 shots の供給は、本装置の場合 0 deg から 180 deg までの回転をサーボモータの 1 周とすると、3 周で行えた。

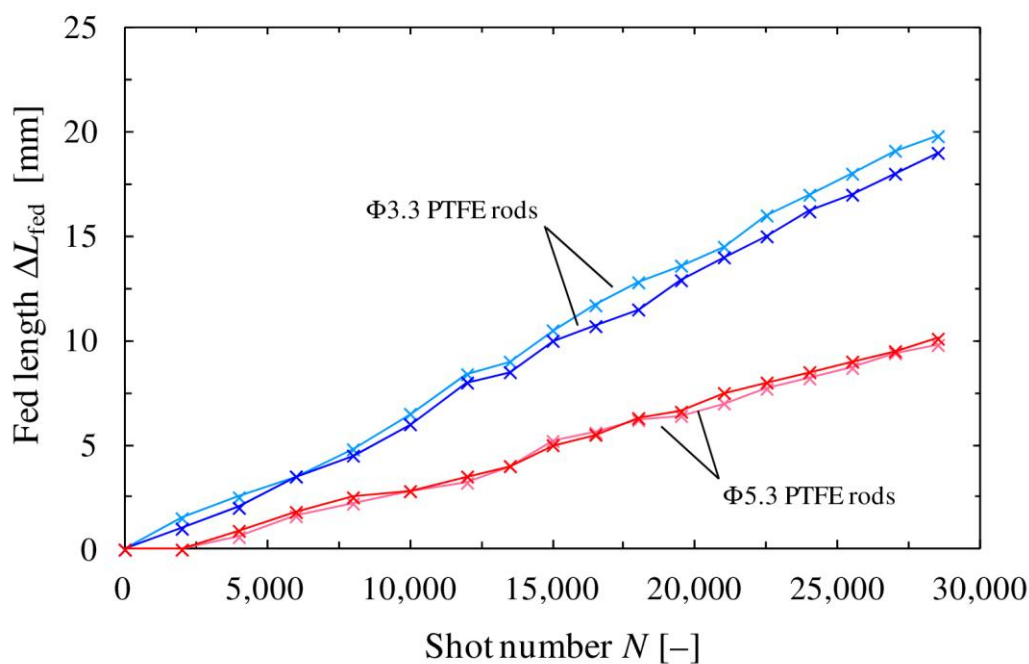


Figure 6.3 ガラスビーズ充填 PTFE を使用したロッド供給式 PPT 試験時の PTFE ロッド供給長さの履歴

6.5 PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験の試験条件

ロッド供給装置を実装した PTFE ロッド供給式電熱型 PPT のモデル No. 2 をシーソー型スラストスタンドに搭載し，大気開放・スラスト分解を不要としたインパルスビット・マスロス の性能取得試験を行った．作動条件を Table 6.2 に示す．5 章で述べた手動供給を介した連続作動試験の条件と同じである．ショット回数は 10,000 であり，1,000 ショット毎に装置を用いて供給を行った．Table 6.2 に示すプロセスの通り，装置による 1,000 ショット毎の PTFE ロッドの供給は，最初の 5,000 ショットは PTFE ロッドの供給量の確認のために大気中で，残る 5,000 ショットは真空中にて行った．

Table 6.2 PTFE ロッド供給装置を実装したロッド供給式 PPT モデル No.2 の試験条件

Model No.	2
Configuration & Dimensions	
Number of PTFE rods	4 ($\Phi 3.3 \times 2$, $\Phi 5.3 \times 2$)
Input energy	19.6 J
Operational frequency	1 Hz
Number of operational shots	10,000 shots
Interval of feeding	1,000 shots $N \leq 5,000$... in the atmosphere $N > 5,000$... in vacuum

6.6 PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験結果

ロッド供給装置による供給を介した 10,000 ショットの連続作動試験によるインパルスビットの履歴を Figure 6.4 に示す。5,000~10,000 ショットにおいて、インパルスビットの回復が確認できる。また取得インパルスビットは、5 章の PTFE ロッド供給式電熱型 PPT モデル No. 2 の結果 (Figure 5.15) と比較し、その水準および追加供給による回復の点で再現性が確認できる。

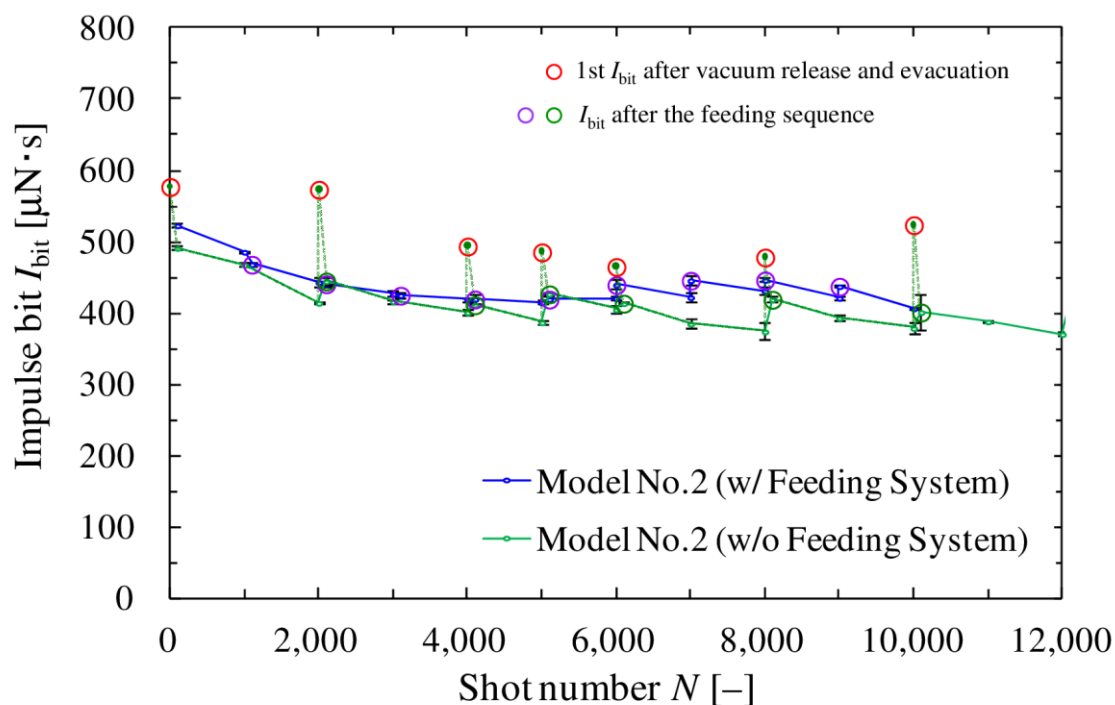


Figure 6.4 PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験におけるインパルスビット履歴

Figure 6.4 において、供給装置による PTFE ロッドの遠隔供給操作が真空中で行われた直後のインパルスビットは、6,001・7,001・8,001・9,001 ショット目 (紫色で強調されたプロット) に示される。これらは大気暴露による影響を全く受けず、純粋な PTFE ロッドの追加供給によるインパルスビット回復によって得られたプロットである。比較対象として、供給装置を用いず手動供給を行った場合のロッド供給式 PPT モデル No. 2 のインパルスビット履歴 (緑色のプロット; Figure 5.15 と同等) に、手動供給のための大気開放と再度の真空引きを行った後の 1 ショット目のインパルスビットを、赤く強調したプロットとして追加表示する。これら 1 ショット目のインパルスビットは、供給直前のインパルスビットから 10~50 % 程回復した値となる。対して、大気暴露による影響を除去する 100 ショットの慣らし運転後のインパルスビット (緑色で強調されたプロット) は、供給直前から 3~10 % の回復量である。

両者を比較すると、Figure 5.10 に示した場合と同様、やはり大気暴露による PTFE 表面のコンタミ等がインパルスビット回復に過剰な影響を与えたといえる。一方、ロッド供給装置を真空中で使用した 6,001・7,001・8,001・9,001 ショット目のプロットは供給前の 5% 前後の回復量であり、手動供給とその後の慣らし運転をした後のインパルスビットの回復量と同等である。これより、ロッド供給装置を用いたことによって、シーソー型スラストスタンドの「大気開放が必要なく、また大気暴露に性能への影響も除去した上での性能取得が可能」という利点を示したといえる。

シーソー型スラストスタンドによって測定した累積マスロスの履歴を Figure 6.5 に示す。モデル No. 2 の試験結果とほぼ同じ結果となり再現性がとれたことを確認できる。

Figure 6.6 に本試験における PTFE ロッドの供給長さの履歴を示す。Figure 6.3 で示した前回の供給長さの結果とおよそ同じであり、こちらも再現性が確認された。

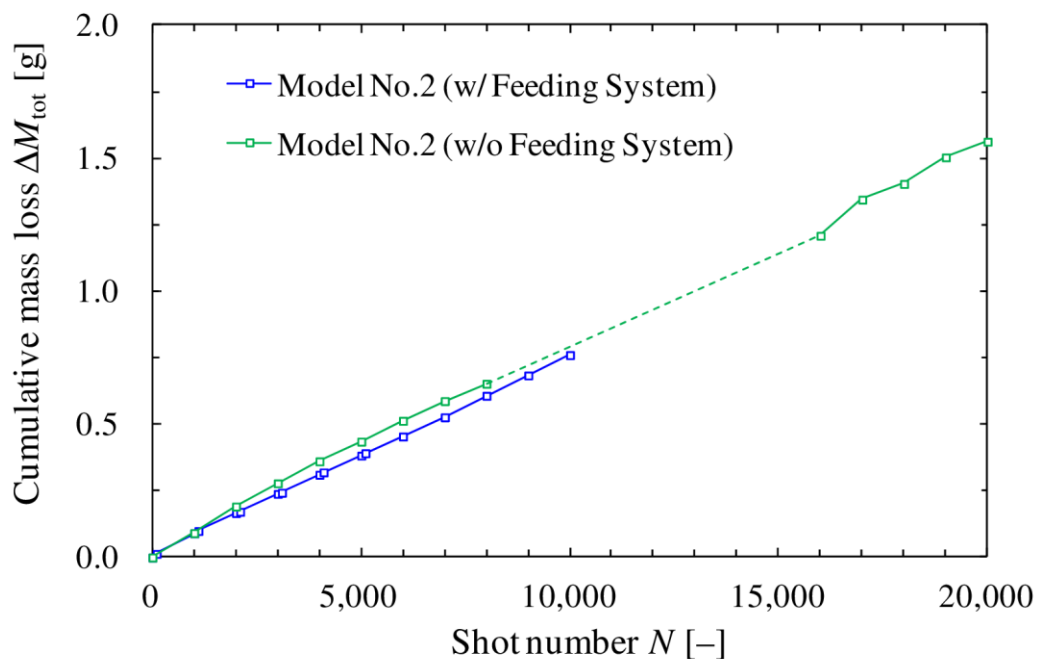


Figure 6.5 PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験におけるマスロス履歴

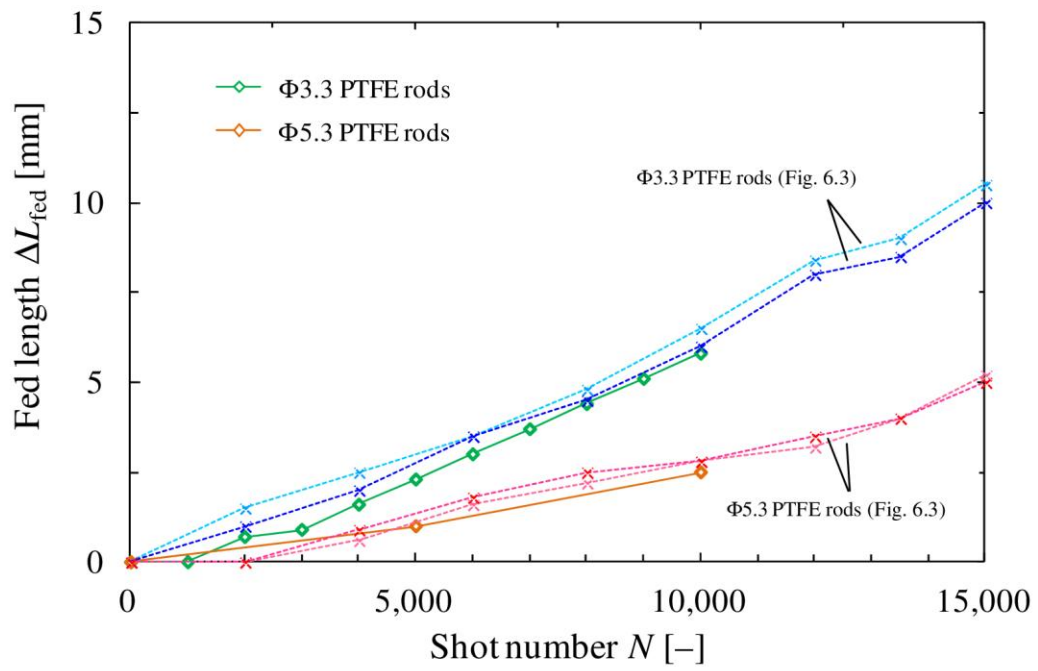


Figure 6.6 PTFE ロッド供給装置を使用した連続作動試験での供給履歴

6.7 PTFE ロッド供給装置のフィージビリティ

10,000 ショットの作動試験全体を通し、1,000 ショット毎に行った PTFE ロッド供給装置作動はすべて正常に行われ、この方式による PTFE ロッドの遠隔供給が実証された。特に、5,000 ショット以降においては、約 0.7 mm / 1,000 shots の供給によってインパルスビットの回復も確認できた。この結果をもって本研究で設計・製作した PTFE ロッド供給装置は PTFE ロッドの遠隔供給方法としてのフィージビリティを示したといえる。

しかしながら、作動初期～4,000 ショットにおいては Figure 6.4 に示される通りインパルスビットの回復がなされていない。これは、所定の 0.7 mm / 1,000 shots の供給を行えず、0.2 mm 程度の供給しかできなかったことが一因と考えられる。所定の供給が行えなかったのは、作動初期～4,000 ショットの期間では、1,000 ショット毎の供給タイミングにおいて一對の $\Phi 3.3$ PTFE ロッド端面の先端間の距離が十分に開いていなかったためである。

上述の $\Phi 3.3$ PTFE ロッド端面の先端が残った理由は、PTFE ロッド端面の上流側（アノード側）が優先的に昇華されたことが考えられる。実際、本試験の最初の 5,000 ショット作動における 1,000 ショット毎のキャビティ内を目視確認すると、Figure 6.7 に示すような様子となっており、ロッド端面の上流側が優勢に昇華されていることがわかった。このときに形成されるロッド先端の形状は、5 章の Figure 5.14 に示したような状態となっていた。このことから、

- 1) ロッドの端面とスラスト軸が平行な状態である初期状態から、
 - 2) 連続作動によってロッド端面上流側が優勢に昇華された Figure 5.14 の状態
- までの過渡期が最初の数 1,000 ショットにあたり、この間はロッド端面の下流側はあまり昇華されない環境であったものと考えられる。

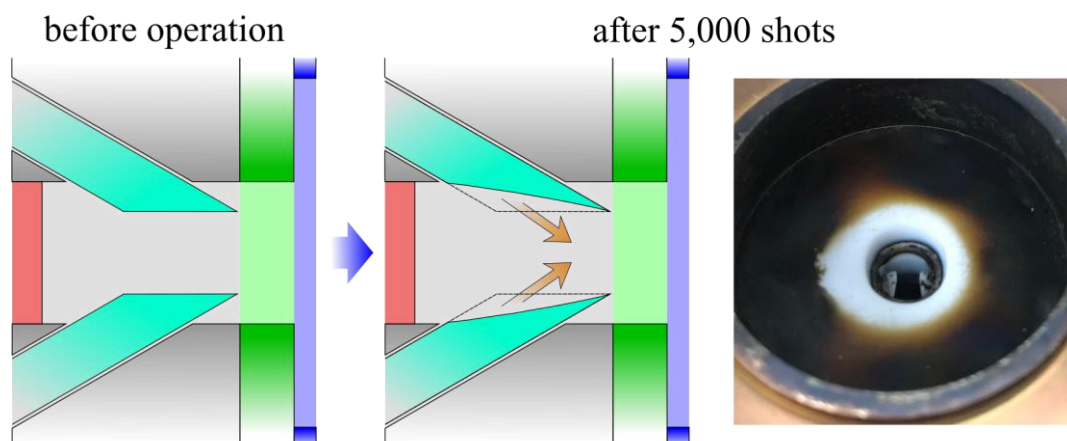


Figure 6.7 作動初期における PTFE ロッドの昇華の不均一性

この作動初期の PTFE ロッドの昇華の不均一性は、上記推察通りであるならば、本章で製作した供給装置を使用する上で解決すべき問題であるといえる。なぜなら、この供給装置は、事前にあるショット数だけ作動した後に必要な PTFE ロッドの供給量が判明している状況のもとでオープンループ制御されることを想定しているためである。これには、キャビティ内における各 PTFE ロッド昇華状況のフィードバックが困難という背景がある。つまり、この作動初期の昇華不均一性を解消しなければ、PTFE ロッドのキャビティへの供給過多といった不具合が予想される。これはストッパーのあるスプリング方式では起こり得ず、アクチュエータによって供給する場合特有の課題であるといえる。

作動初期における昇華不均一性を解消する方法として、PTFE ロッド端面とロッド中心軸がなす角度を連続試験作動後における角度にプリセットすることが挙げられる。これにより作動初期から常にその角度を維持しながらロッド端面が昇華されるため、オープンループによる PTFE ロッドの定期的な所定量の供給が持続するものと期待できる。

6.8 想定ミッションに向けた供給装置の改良指針

2.1 節にて、電熱型 PPT を使用して 50 kg の超小型衛星 1 台を高度 500 km にて 10 km 間隔で 3×3 のフォーメーション展開を行い、1 年間大気抵抗を補償する想定ミッションを述べた。この想定ミッションを達成するに十分なトータルインパルスは 1 kN・s である。ここでは、供給装置を実装したロッド供給式 PPT が、Figure 5.22 で示したキャビティの PTFE 部の交換で 50,000 ショット作動を繰り返すことが出来、最終的に 1 kN・s を出力できると想定する。この場合、どれほどの推進剤が必要で、そのためにはどのような供給装置を改良を施せばよいかについて考える。

トータルインパルス 1 kN・s を満足するための必要な PTFE ロッドへの要求事項を Table 6.3 に示す。必要トータルインパルス 1 kN・s を比推力 500 s の電熱型 PPT で満足する場合、必要な PTFE は約 204 g である。このうちの約 85 % (175 g) をΦ3.3 の PTFE ロッド 2 本と Φ5.3 の PTFE ロッド 2 本の合計 4 本で賄う場合、必要なロッドの長さは 1 本あたり Φ3.3 の PTFE ロッドでは 204 cm、Φ5.3 の PTFE ロッドでは 102 cm となる。大きさが約 50 cm 立方である 50 kg 級の超小型衛星では、これらのロッドをそのまま収納するのは現実的でない。よって PTFE ロッドをコンパクトに巻取っておくボビン等が必要がある。

Table 6.3 想定ミッションに必要な PTFE ロッド・キャビティ PTFE 部

	Φ3.3 PTFE rod	Φ5.3 PTFE rod	Cavity's PTFE part
ΔV		20 m/s (Total impulse: 1 kN·s)	
ΔM_{tot}		175 g	29 g
Ratio of fed length	2	1	—
Number of rods	2 rods	2 rods	—
density		$2.2 \times 10^{-3} \text{ g/mm}^3$	
Fed length	2030 mm (38.3 g)/1 rod	1015 mm (49.3 g)/1 rod	H3×W12×L69.6

PTFE ロッドは、Φ3.3 の PTFE ロッドでは約 20 mm、Φ5.3 の PTFE ロッドでは約 25 mm の曲率半径で巻き取れることが実際の確認によって分かっている。つまり、Φ3.3 の PTFE ロッドには直径 40 mm/長さ 56 mm のボビンに 17 周分巻くことで 204 cm 分を収納できる。同様に Φ5.3 の PTFE ロッドは直径 50 mm/長さ 37 mm のボビンに 7 周分巻き取れば十分に 102 cm 分を収納可能である。このボビンを、本研究で製作したロッド供給装置と同様のサーボモータ駆動およびギア伝達による方法で指定角度だけ回転させれば、ロッド供給が行えると考えられる。この際、アクチュエータ駆動するのは Φ3.3 の PTFE ロッド用のボビンであり、Φ5.3 の PTFE ロッド用のボビンはスプリングによって常にトルクがかかるような状態とすればよい。

一方で、キャビティ PTFE 部は厚さが 3 mm で初期内径が Φ5.5 の場合、50,000 ショット作動によって最大で Φ12 まで内径が拡大し、その時のマスロスは約 0.5 g である。必要マスロス 29 g を達成する場合、この 0.5 g の消費を 58 回行わなければならない。このため、Figure 5.22 で示した方法を採用する場合、高さ 3 mm で幅 12 mm (H3×W12) の PTFE バーの必要な長さは、一度の 0.5 g の消費に必要なバーの長さが 12 mm であるので $0.12 \text{ cm} \times 58 = 69.6 \text{ cm}$ 最低でも必要となる。バーの供給操作は、ロッド供給装置にも採用したラックピニオンによって容易に行える。しかしながら 70 cm の長さのバーは、PTFE ロッドと同様に 50 cm 立方の衛星にそのまま格納することは現実的ではないため、15 cm × 5 本のように分割して格納する必要がある。

7

結論

本研究では、「電熱型 PPT の高トータルインパルス化に向けた推進剤供給方式の確立」を最終目標とし、これに向けて以下 3 つの目的の達成を本論文の目的とした。

- I. 推進剤供給式電熱型 PPT に適した性能測定装置（スラストスタンド）の開発
- II. 円形断面をもつ PTFE ロッドの供給を基軸とした、これまで報告された故障モードを回避可能な PTFE ロッド供給式電熱型 PPT の設計と性能取得
- III. フライトモデルとしての PTFE ロッド供給式電熱型 PPT を見据えた推進剤供給装置の設計・製作とその作動実証

上記 3 つの目的を本研究にて遂行し、それによって得た結論を以下に各目的ごとに示す。

- I. PPT のインパルスビットとマスロスの同時測定が可能なシーソー型スラストスタンドを開発した。マスロス測定が可能であるため大気開放とスラスト分解を行うことなく大気暴露の性能への影響も除去した上で、効率的な性能取得を行える。キャリブレーション装置は、装置そのもののキャリブレーションが不要であり、理論式に基づく計算値と誤差 10 % 以内のキャリブレーション係数を得た。この結果に基づく電熱型 PPT の性能測定は、インパルスビットと平均推力は相対誤差が約 2.5 % 以内、マスロスは電子天秤による実測値と誤差 10 % 程度で行えることを示した。
- II. PTFE ロッド供給式電熱型 PPT（ロッド供給式 PPT）を設計・製作した。供給推進剤として円形断面の PTFE ロッドを採用することで推進剤の供給とキャビティ内の気密性の両立を可能にした。キャビティをセラミック部と PTFE 部によって構築したことで、キャビティ容積の拡大レートの大幅な低減を実現した。これより、手動供給による連続作動試験の結果、インパルスビットの低下レートも通常の電熱型 PPT の半分未満と大幅に低減する形でインパルスビット維持を達成した。

セラミック部の推力軸の周方向全域を4本のPTFE ロッド供給によってカバーする構造をもつロッド供給式PPTモデルNo. 2は、キャビティPTFE部のチャーリングを防止し、異常放電モードの回避に成功した。現状、このモデルは連続使用によってキャビティPTFE部が枯渇しミスショットモードとなるが、チャーリングせず異常放電モードとならないことからその制御性は失われていない。このことから、この枯渇したPTFE部を交換することによってさらなる継続作動が期待できる。トータルインパルスは、交換するPTFE部のストックの数に応じて倍々に向上することが期待され、ロッド供給式PPTの今後のトータルインパルス向上指針として最も効果的な方法と考えられる。インパルスビットそのものを向上することでトータルインパルスを向上することも可能であると考えられ、具体的方法としてはキャビティ内のPTFE占有率を向上すればよい。

- III. 本研究で設計・製作したロッド供給式PPTのフライトモデル化を見据えた、スラストシステム開発の一環として、PTFEロッドの遠隔供給装置を製作した。本装置はサーボモータ駆動とスプリングによって4本のPTFEロッドを供給できる。10,000ショット作動試験において1,000ショット間隔で装置を使用した遠隔供給が実証され、手動供給の場合の結果と比較してインパルスビットの履歴などでその再現性も確認された。特に、この試験の後半5,000ショット作動では、大気開放を行わず真空中でPTFEロッドの追加供給とロッド供給式PPTの継続作動が行えた。この結果は、ロッド供給式PPTの性能測定において、大気開放が不要というシーソー型スラストスタンドの優位性を実証した。

以上3つの結論を総括し、「電熱型PPTの高トータルインパルス化に向けた推進剤供給方式の確立」を最終目標とした本研究では、推進剤供給式電熱型PPTのスラストシステムとしての成立性の実験的検証に成功したと結論づける。

Appendix

A1

異種 PTFE の電熱型 PPT への適用

A1.1 はじめに

本研究において設計・製作されたロッド供給式 PPT は、キャビティ PTFE 部がその寿命に深く関わっていると考えられる。これは、2本の PTFE ロッドを供給したモデル No.1 の場合ではチャーリングによって異常放電モードとなり、4本供給するモデル No.2 では過使用によってキャビティのセラミック部側面が露出しミスショットモードとなってしまったからである。キャビティ PTFE 部のチャーリングは、モデル No.2 のように PTFE ロッド4本をセラミック部に供給し推力軸の周方向全域に渡り PTFE の領域で満たすことで防止可能である。しかしながら、過使用によって発生するミスショットモードは、PTFE 部の消費レートを減らす、もしくは何らかの方法で供給・交換することによってでしか防止できない。そこで、本章では添加物を加える等して PTFE の密度を上げることで PTFE そのものを昇華し辛くし、ロッド供給式 PPT のキャビティ PTFE 部の消費レートを低減させることでショット数の増大を試みた。

A1.2 異種 PTFE

Figure A1.1 と Table A1.1 に試験対象とした異種 PTFE とその密度を示す. No. 1 の徐冷 PTFE は PTFE の成形過程における最後の冷却時間を通常よりさらに長くすることで高密度化したものである. No. 2 の架橋 PTFE は通常の PTFE より機械強度が高い. No. 3~7 は PTFE 以外の材料の粉末を充填し密度を高めたものである. 最後の No. 8 の多孔質 PTFE は No. 1~7 までとは逆に PTFE を空孔によって低密度化したものである. No. 0 は比較対象としての通常の PTFE である.

PTFE が高密度化すれば, 電熱型 PPT の固体推進剤として使用した場合, 仮に通常の PTFE と同一マスショットであったとしてもキャビティ容積拡大の抑制が期待できる. 一方で多孔質 PTFE でがその逆が生じるものと思われる. またガラスビーズやアルミナなど, PPT の主放電によって昇華され辛い材料が充填されていることがマスショットのさらなる抑制につながるのではないかと期待できる.

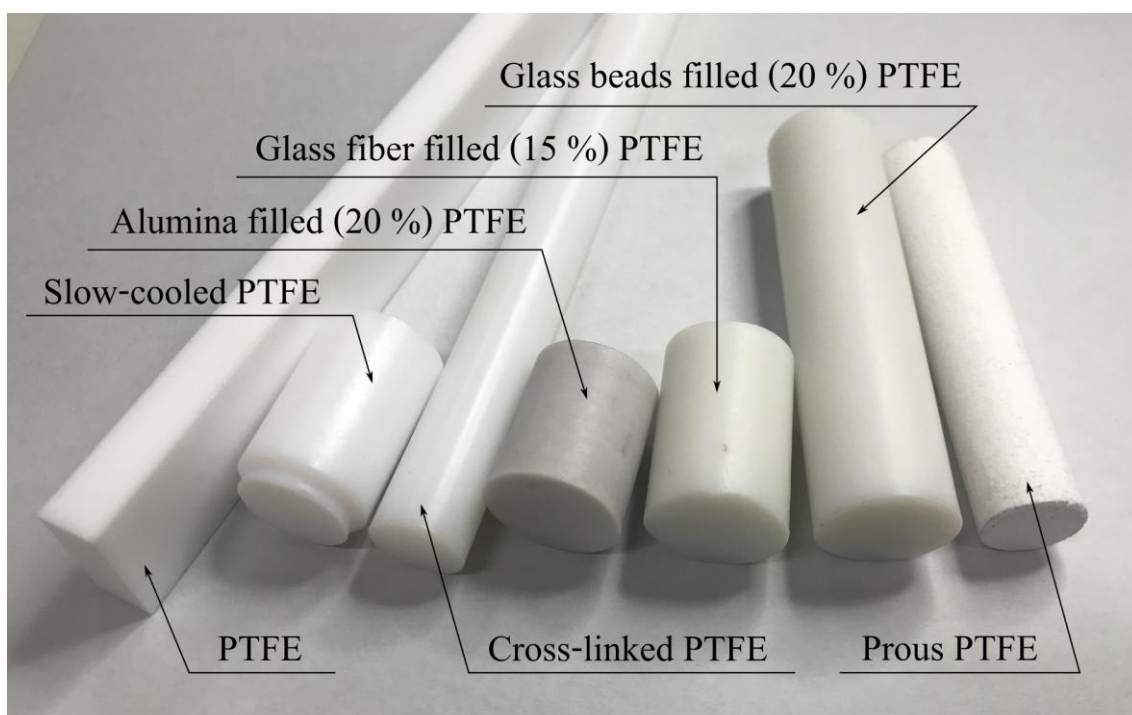


Figure A1.1 異種 PTFE 外観

Table A1.1 異種 PTFE とその密度

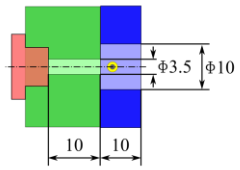
No.	Name	Density
0	PTFE	2.16 g/cm ³
1	徐冷 PTFE	2.17 g/cm ³
2	架橋 PTFE	2.20 g/cm ³
3	アルミナ 10 % 充填 PTFE	2.28 g/cm ³
4	アルミナ 20 % 充填 PTFE	2.35 g/cm ³
5	ガラスビーズ 10 % 充填 PTFE	2.21 g/cm ³
6	ガラスビーズ 20 % 充填 PTFE	2.21 g/cm ³
7	グラスファイバー 15 % 充填 PTFE	2.22 g/cm ³
8	多孔質 PTFE	1.37 g/cm ³

A1.3 異種 PTFE の電熱型 PPT への適用とその結果

以上にて示した異種 PTFE を電熱型 PPT の固体推進剤として使用し、10,000 ショットの連続作動試験を行った。試験条件を Table A1.2 に示す。

Figure A1.2 および Figure A1.3 にそれぞれ異種 PTFE を適用したの電熱型 PPT の 10,000 ショット作動におけるインパルスビット・マスロスの履歴を示す。徐冷 PTFE および架橋 PTFE は従来の PTFE とインパルスビット・マスロス共にほぼ変わらない結果となった。ガラスビーズ充填 PTFE と多孔質 PTFE を使用した場合のインパルスビットは従来の PTFE と比べて 30~40 % 程度小さくなった。一方マスロスに関しては、ガラスビーズ充填 PTFE は従来 PTFE と比較して 20 % 程度少なくなったのに対し、多孔質 PTFE では 10 % 程度多くなった。

Table A1.2 異種 PTFE を適用したの電熱型 PPT の 10,000 ショット作動試験条件

Configuration & Dimension	
	
Propellant	No. 0 ~ 8 in Table A1.1
Input energy	9.8 J
Operational frequency	1 Hz
Number of operational shots	10,000 shots

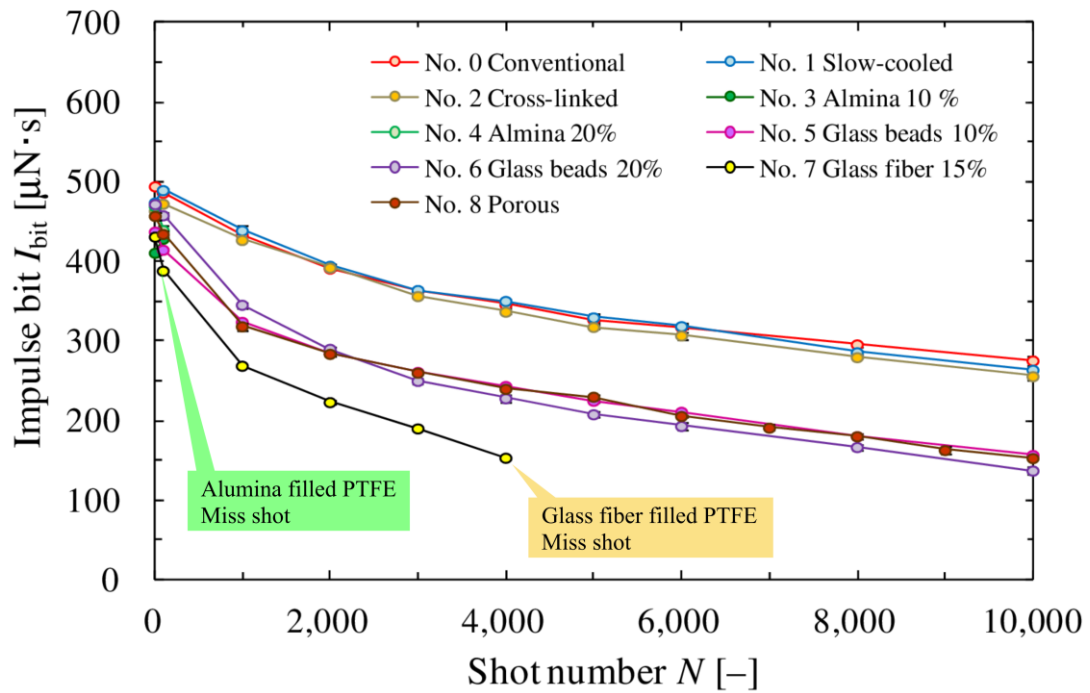


Figure A1.2 異種 PTFE を適用した電熱型 PPT の 10,000 ショット作動におけるインパルスビットの履歴

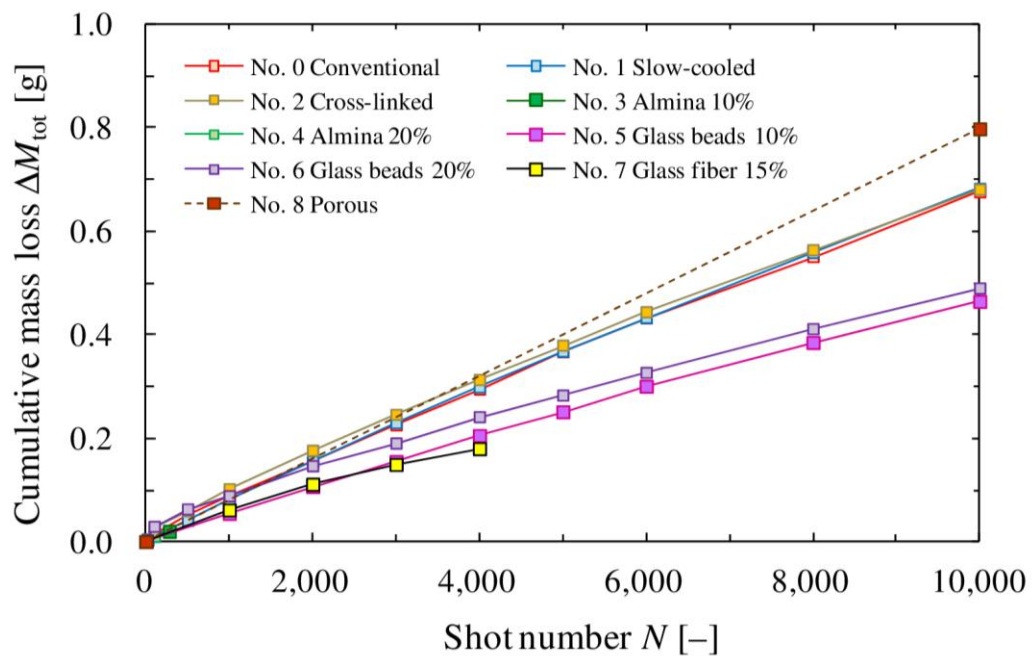
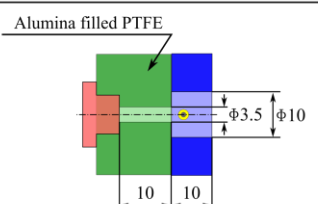
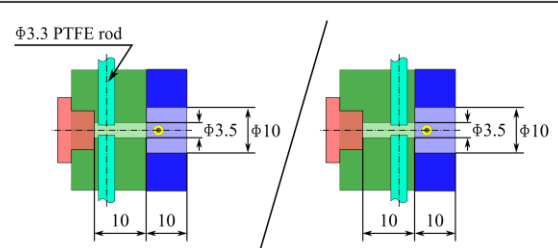
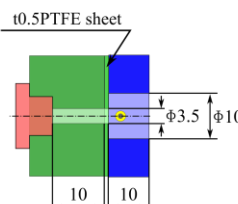


Figure A1.3 異種 PTFE を適用した電熱型 PPT の 10,000 作動におけるマスロスの履歴

アルミナ充填 PTFE およびグラスファイバー充填 PTFE を適用した電熱型 PPT は 10,000 ショット作動する前にミスショットモードとなり、試験中断となった。特にアルミナ充填 PTFE を適用した電熱型 PPT は、100 ショット程度でミスショットとなり固体推進剤としてはほとんど機能しないことがわかった。このアルミナ充填 PTFE を固体推進剤として使用するため、Table A1.3 に示すような PTFE ロッドの挿入や、PTFE シートをアルミナ充填 PTFE キャビティとカソードとの間に装着するなどの試行を行った。この結果、アルミナ充填 PTFE キャビティとカソードの間にΦ3.5 の穴を開けた厚さ 0.5 mm の PTFE シートを直列に接続して作動すると 10,000 ショット作動を行えることがわかった。このことから、アルミナ充填 PTFE キャビティ単体でミスショットモードになってしまう理由は、イグナイタ付近に存在する主放電誘起の種火となる PTFE が 100 ショット程度で枯渇してしまい、残ったアルミナがイグニッション時のプラズマ生成を阻害したためと推察できる。この結果は、本研究におけるロッド供給式 PPT のセラミックキャビティと PTFE キャビティを直列に接続する着想の基礎となった。

Table A1.3 アルミナ充填 PTFE の固体推進剤利用に向けた試行結果

Trial No.	Configuration & Dimentision	Record of operational shots
1		120 shots
2		300 ~ 500 shots
3		10,000 shots

以上の結果から、当初の期待通り高密度化した PTFE ではマスロスおよびキャビティ容積を低減でき、一方で低密度化した PTFE ではその逆が生じることがわかった。特に、ガラスビーズ充填 PTFE は 10~20 % の充填率に関係なく電熱型 PPT の固体推進剤として使用できる上、従来 PTFE と比較してマスロスを低減しキャビティ容積拡大を抑制する上で最も効果的であるといえる。これをロッド供給式 PPT のキャビティ PTFE 部に使用すれば、この箇所の消費レートを抑制し節約できることからショット数増加につながるのではないかと期待できる。

A1.4 ガラスビーズ充填 PTFE のロッド供給式 PPT への適用

Table A1.4 のようにガラスビーズ 10 % 充填 PTFE をロッド供給式 PPT に適用 (モデル No. 3) し、連続作動試験を行った。寸法条件としては 5 章にて示したモデル No.2 と同一である。

Table A1.4 ガラスビーズ充填 PTFE を適用したロッド供給式 PPT 試験条件

Model No.	3
Configuration & Dimension	
Number of PTFE rods	4 ($\Phi 3.3 \times 2, \Phi 5.3 \times 2$)
Input energy	19.6 J
Operational frequency	1 Hz
Interval of feeding	1,500 ~ 2,000 shots

連続作動試験の結果、ガラスビーズ 10% 充填 PTFE をロッド供給式 PPT (モデル No.3) は 28,500 ショット作動し、その後ミスショットモードとなった。Figure A1.4 に 28,500 ショットまでのキャビティの様子を示す。10,000 ショット以降、ガラスビーズ充填 PTFE キャビティの直径はほとんど変化しなかった。Figure A1.5 にインパルスビットの履歴、Figure A1.6 にマスロスの履歴を示す。インパルスビットは通常の PTFE を用いるモデル No.2 と比較してほとんど変わらない結果となったが、マスロスについては 28,500 ショット後において約 0.2 g 少ない結果となった。Table A1.5 に 28,500 ショット後におけるガラスビーズ充填 PTFE キャビティのマスロスの実測値を示す。30,000 ショット後におけるモデル No. 2 のキャビティ PTFE 部のマスロス実測値と比較すると、約 0.12 g だけガラスビーズ充填 PTFE の昇華量が少ない。以上の結果より、ガラスビーズ充填 PTFE をロッド供給式 PPT のキャビティ PTFE 部に適用することで、この箇所の消費レートを低減できることが示された。

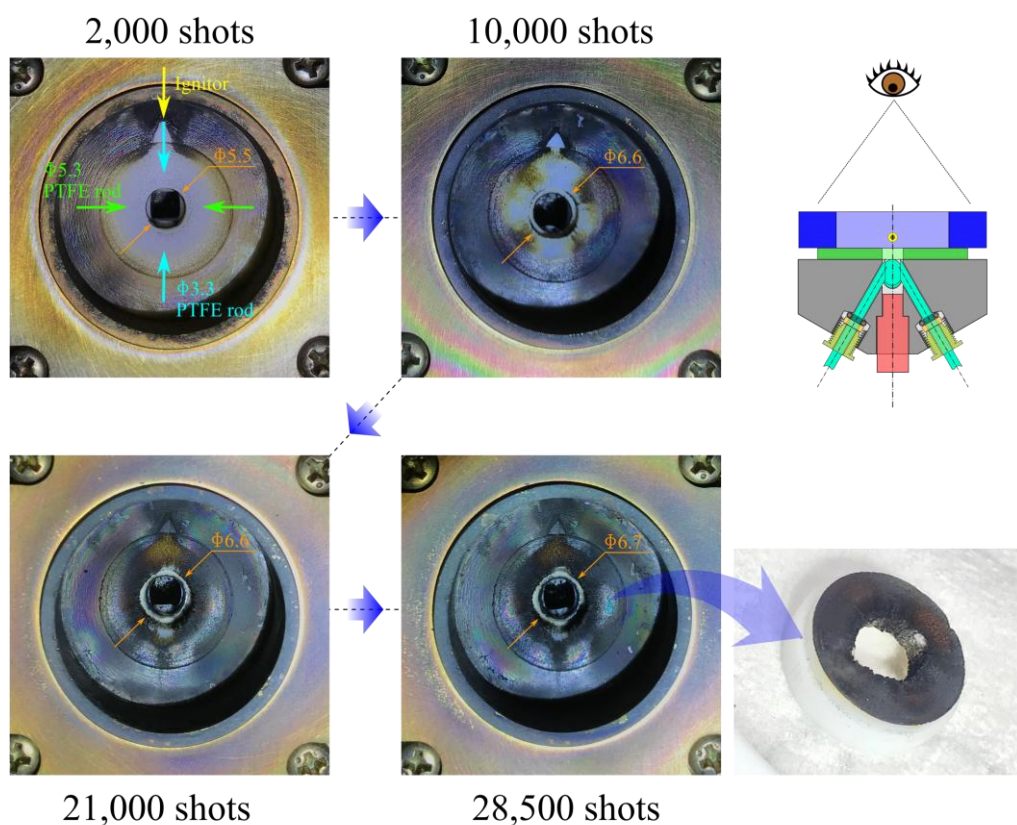


Figure A1.4 ロッド供給式 PPT モデル No.3 の連続作動試験 キャビティの変化履歴

Table A1.5 28,500 ショット後におけるロッド供給式 PPT モデル No.3 のガラスビーズ充填 PTFE のマスロス実測値

Material	Mass loss
Glass beads filled PTFE of Model No. 3	0.185 g
PTFE cavity of Model No. 2	0.310 g

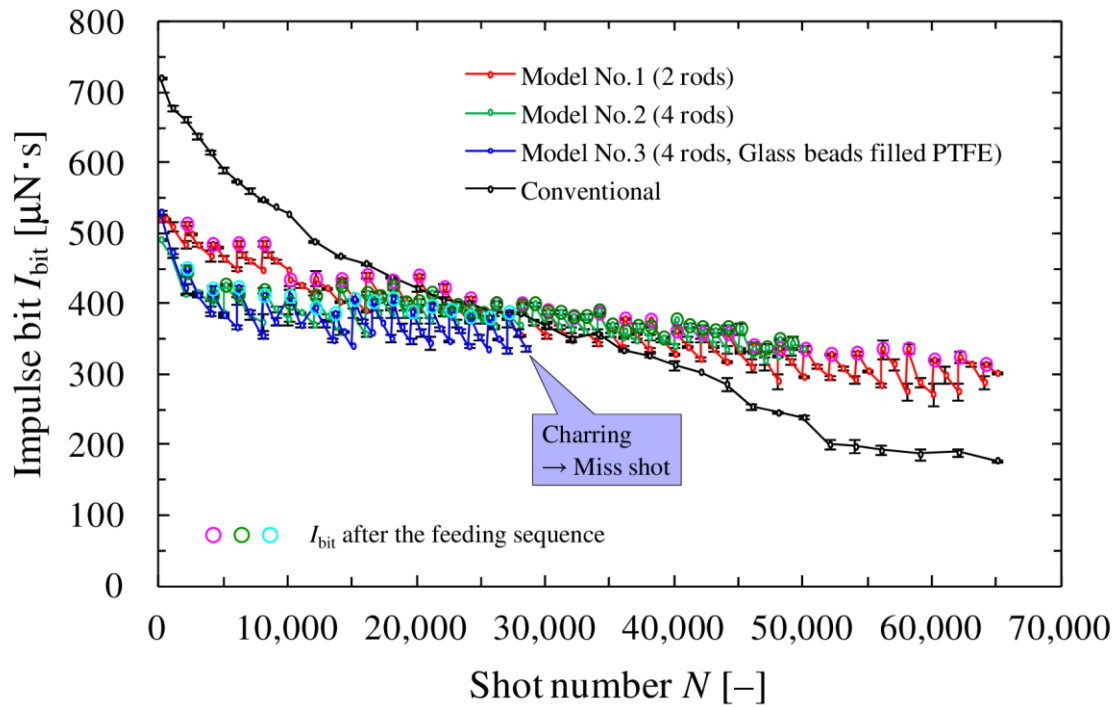


Figure A1.5 ロッド供給式 PPT モデル No.3 の連続作動試験 インパルスビットの履歴

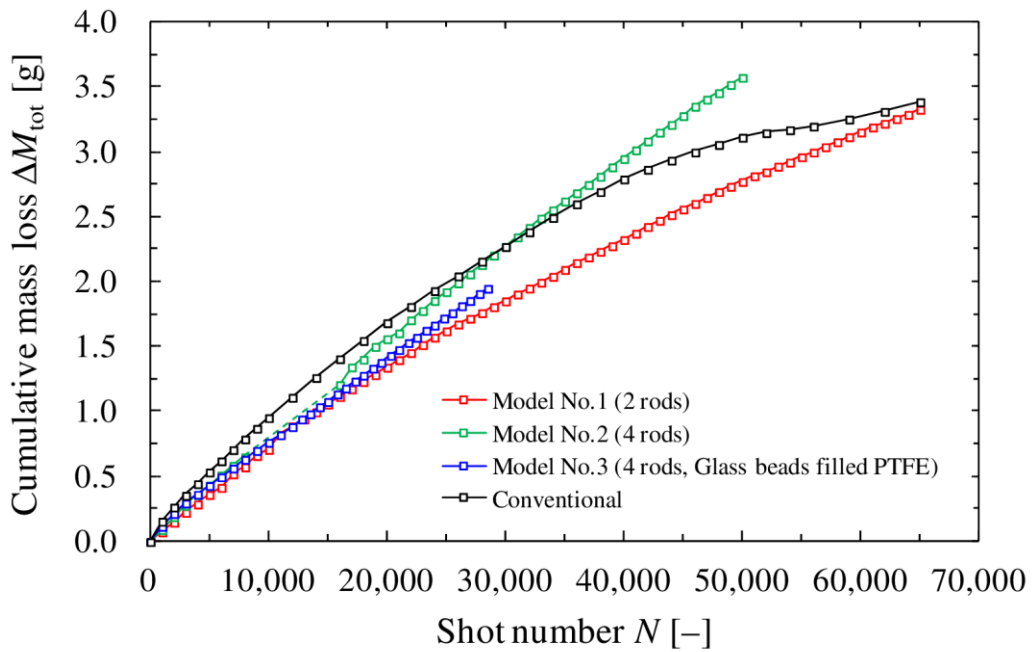


Figure A1.6 ロッド供給式 PPT モデル No.3 の連続作動試験 マスロスの履歴

しかしながら、ガラスビーズ充填 PTFE 適用の目的であったショット回数の増大は 28,500 ショット作動後に生じたミスショットモードによって達成できなかった。この主な原因は Figure A1.4 に示すようにガラスビーズ充填 PTFE キャビティ壁面に生じたチャーリングが原因であると思われる。チャーリングは従来の PTFE を使用した電熱型 PPT においてもキャビティ容積増大に伴い発生し、ミスショットおよび異常放電の原因となるためである。今回のモデル No. 3 において異常放電が発生しなかった理由としては、連続作動によって露出したキャビティセラミック部の側面が炭素汚染されてなかったためであると考えられる。

以上より、高密度化した異種 PTFE を使用することで、マスロスおよびキャビティ容積増大を抑制することが可能であり、ロッド供給式 PPT において寿命決定の要因と考えられるキャビティ PTFE 部の消費レートを低減できることがわかった。この効果はロッド供給式 PPT のショット回数の増大に繋がる効果といえる。しかしながら、異種 PTFE としてガラスビーズ充填 PTFE を適用する場合、連続作動によってチャーリングが発生しミスショットモードになるためショット数の増大は達成されなかった。今後、チャーリングが発生しないような充填材料の選定や、適正充填率の模索を行う必要がある。

Appendix

A2

超小型衛星の想定ミッションと 電熱型 PPT への要求性能

A2.1 はじめに

2.1 章にて取り上げた想定ミッションにおける必要 ΔV などの計算について本章では取り扱う。想定ミッションは、『50 kg 級超小型衛星複数機によるフォーメーションフライト』である。具体的には、50 kg の超小型衛星を 9 機用意し高度 500 km に投入した後、搭載された電熱型 PPT を使用して 10 km 間隔、3×3 のフォーメーション展開と 1 年間の高度維持を行う。フォーメーション展開に際しては、最初に投入された位置に 1 機だけ衛星を残し（これを中心衛星とする）、他 8 機を中心衛星の周回方向（速度方向）および軌道面外方向に向かって遷移させる。軌道面外方向への遷移は軌道傾斜角を変更する形式をとり、中心衛星の円軌道を中心とした最大 10 km の振れ幅を取る軌道面上を周回することとなる。搭載する電熱型 PPT は Figure 2.4 を参照し、比推力を 500 s と仮定する。またインパルスビットを 500 $\mu\text{N}\cdot\text{s}$ とし、ショット数に関わらず常に一定であるものと仮定する。

上記の軌道遷移および高度維持に必要な ΔV を、Hill's equation によって記述し Fortran 90 によって解析することで算出した。

A2.2 Hill's equation による軌道解析とその結果

ある高度 r_0 において角速度 ω_0 の円軌道運動を行う視点(ターゲット=中心衛星)から見た, その視点の近傍 r_1 の高度で運動する衛星(チェイサー)の軌道は, 以下の Hill's equation によって近似的に記述される.

~~~~ Hill's Equation ~~~~

$$\ddot{x} = 3\omega_0^2 x + 2\omega_0 \dot{y} + \frac{F_x}{M_{\text{sat}}} \quad (\text{A 2.1})$$

$$\ddot{y} = -2\omega_0 \dot{x} + \frac{F_y}{M_{\text{sat}}} \quad (\text{A 2.2})$$

$$\ddot{z} = -\omega_0^2 z + \frac{F_z}{M_{\text{sat}}} \quad (\text{A 2.3})$$

~~~~~

ただしここで,

x	… 軌道半径方向
y	… 速度方向
z	… 軌道面外方向 (ω_0 方向)
M_{sat}	… 衛星重量
F_x, F_y, F_z	… 各方向に加わる外力

である. 上式によって定義される座標系を Figure A 2.1 に示す.

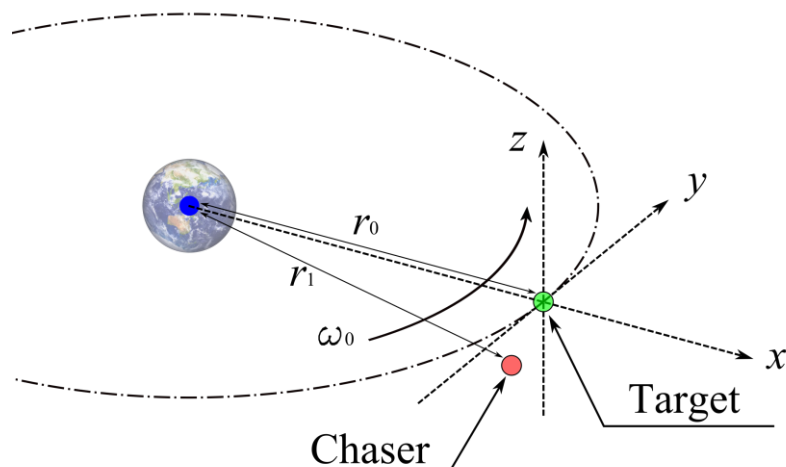


Figure A 2.1 Hill 座標系

電熱加速型 PPT の性能条件を以下のように仮定する.

- 比推力 : 500 s
- インパルスビット : 500 $\mu\text{N}\cdot\text{s}$
- マスショット : 約 100 μg
- 1 Hz 作動

上記の条件に基づき, Hill 系原点からのフォーメーション展開マニューバや軌道高度の維持の解析結果を以下に述べる.

A2.2.1. 速度方向遷移

中心衛星の位置(x, y) = (0 km, 0 km))から速度方向 10 km 遷移することを考える. 目標座標を(x, y) = (0 km, -10 km)としたとき, 目標へ到達するためのマニューバは Hill 系原点より +y 方向に向かって ΔV を与える(加速する)ことによって行う. すると衛星は Figure A 2.2 に示すように, 一時的に軌道高度が 14 m 程度上昇し軌道周期が長くなることで徐々に-y 方向に後退していく. 目標座標への到着には, そこに到達した時点で-y の方向に向かって最初に与えた時と同じ ΔV を与える(逆噴射して減速する). これにより一時的に高度上昇する軌道から復帰し, 中心衛星から 10 km だけ遅れた軌道になる. 速度方向へ+10 km 遷移する場合は, 加速・減速の順番を逆にすることで行える.

ΔV は電熱型 PPT のマスロス ΔM を定め, ツィオルコフスキーの式から算出することによって求められる. ΔM によって衛星重量が初期質量 M_i から M_f に変化すると仮定すると, ΔV および ΔM との関係は次式で表される.

$$\Delta V = gI_{SP} \ln \frac{M_i}{M_f} \quad (\text{A 2.4})$$

$$M_f = M_i - \Delta M \quad (\text{A 2.5})$$

$\Delta M = 10 \text{ mg}$ (仮定した電熱型 PPT の 100 ショット作動分に相当)を消費して加速した場合, Figure A 2.3 の日数経過による軌道遷移を行った衛星の速度方向の変位履歴が示すように 1 日毎に 1 km のペースで後退していき約 10 日で目標に到達する. このとき $\Delta V = 9.8 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ である. この ΔV は, 遷移開始時の加速と目標座標到着時における減速の計 2 回行う必要があるため合計 ΔV は $2.0 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ となる. この速度方向遷移の経過日数は ΔM の値の増減, すなわち ΔV の変更によって調整できる. 言い換えれば, ΔV を大きくすれば経過日数を少なくでき, 逆に小さくすれば長くできる. 例えば, $\Delta M = 2.5 \text{ mg}$ (仮定した電熱型 PPT の 25 ショット分)消費して加速した場合 $\Delta V = 2.45 \times 10^{-4} \text{ [m/s]}$ となり, 10 km 後方への軌道遷移には 37 日を要する.

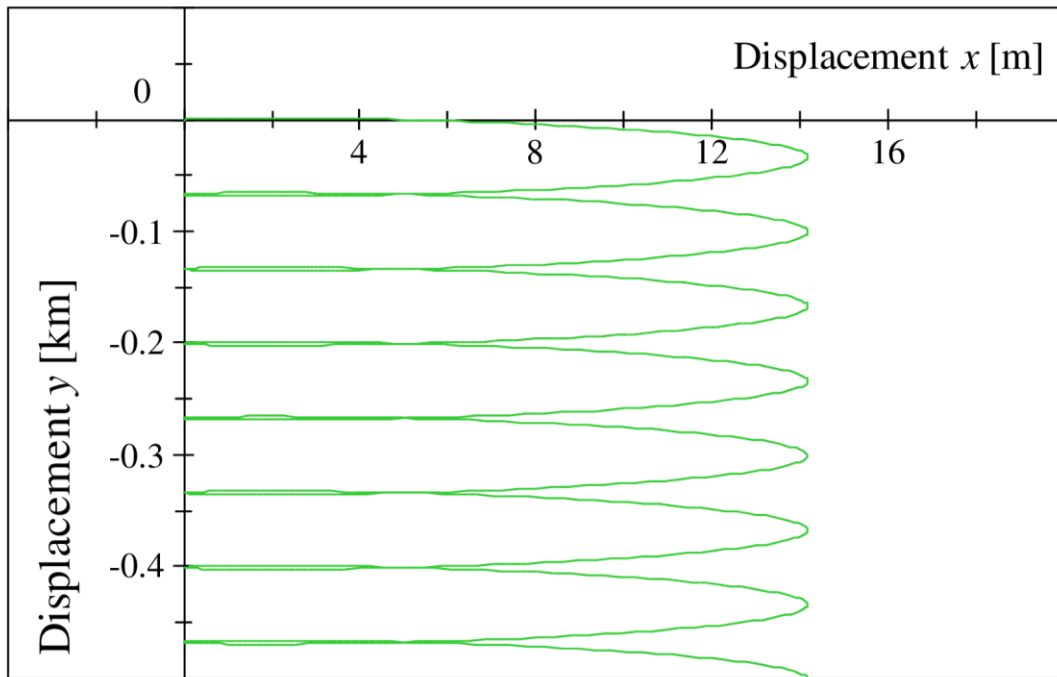


Figure A 2.2 $\Delta V = 9.8 \times 10^{-4}$ [m/s] ($\Delta M = 10$ mg)による衛星の遷移
衛星は $(x, y) = (0, 0)$ から徐々に $-y$ 方向へ遷移する

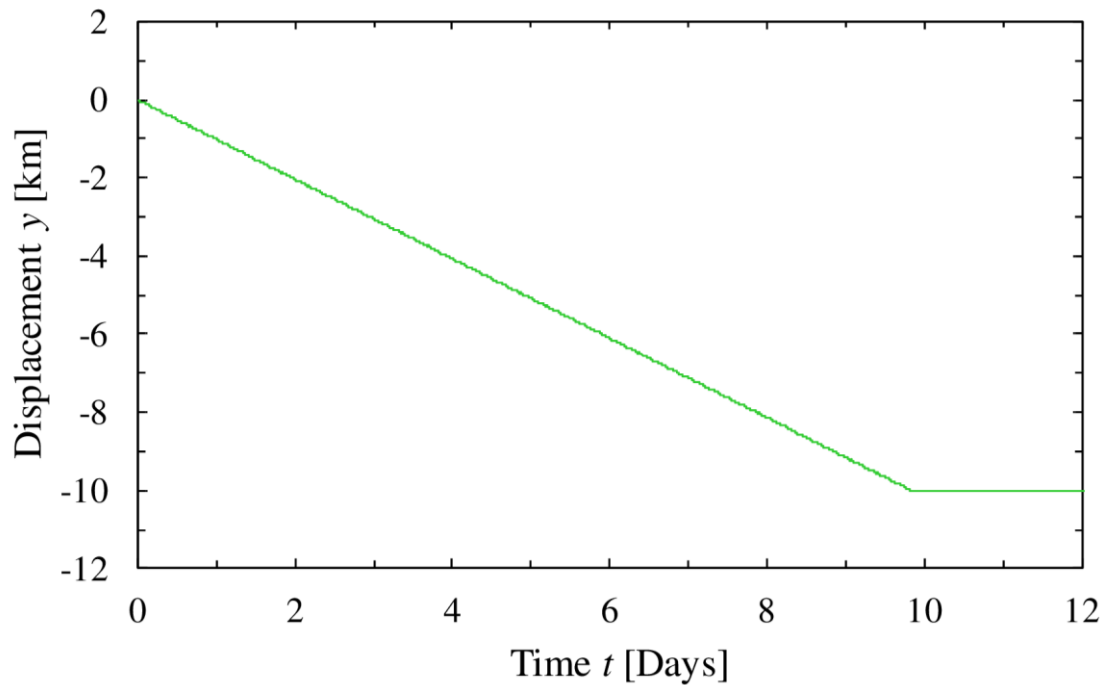


Figure A 2.3 $\Delta V = 9.8 \times 10^{-4}$ [m/s] ($\Delta M = 10$ mg)による衛星の遷移 (横軸は日数)

A2.2.2. 軌道面の変更

軌道面外方向における衛星の運動は式(A 2.3)より単振動運動として記述され、速度方向遷移と異なり ± 10 km の位置で静止するということとはできない。実際は軌道面外方向に向かって推力を発生させると、その ΔV に対応して軌道面が傾斜する。軌道面外方向への 10 km の遷移は、この軌道面の傾斜角を増大させ、元の軌道面を周回する中心衛星との最大距離が 10 km となるような ΔV を行うことで実施する。高度 500 km における衛星の円軌道の軌道周期 (=式(A 2.3)における $1/\omega_0$) はおよそ 90 分であるため、軌道面外方向に軌道面を変更する形式で遷移した衛星が中心衛星から 10 km 離れるタイミングは約 45 分間隔で訪れる。すなわち、想定ミッションにおける 10 km 間隔の 3x3 のフォーメーションが成立するタイミングも約 45 分周期となる。

具体的な軌道面の変更は、式(A 2.3)によって記述される単振動運動において衛星が $z = 0$ (昇交点 と降交点) を通過するタイミングでその振動振幅を大きくする ($|z|$ を増大する) 向きへの ΔV 発生を繰り返すことで行う。このマニューバに必要な ΔV は約 11.05 m/s であり、これより必要な電熱型 PPT の ΔM は 112.7 g となる。

昇交点もしくは降交点を通過する際にそれぞれ 25 mg の推進剤を消費して ΔV を与えた場合 (仮定した PPT が 4 分間強で 250 ショット作動することに相当)、目標軌道達成までに 37 日を要する。Figure A 2.4 は $t = 0$ s にて遷移マニューバを開始し、昇交点・降交点を 1 度ずつ通過する約 2 時間における衛星の軌道面外方向速度と変位の履歴を示したものである。軌道面外方向速度 $\dot{z}(= w)$ の絶対値が急に増大しているが、これは本計算では 4 分間 250 ショット分の ΔV を昇交点・降交点通過時に瞬間的に与えているためである。

Figure A 2.5 には Figure A 2.4 で示した昇交点・降交点通過時における加速マニューバを繰り返し行った際の軌道面外方向の変位履歴を横軸を経過日数として示したものである。この図の通り、目標とする最大変位が ± 10 km の軌道面に到達するために要す時間は約 37 日であることが分かる。

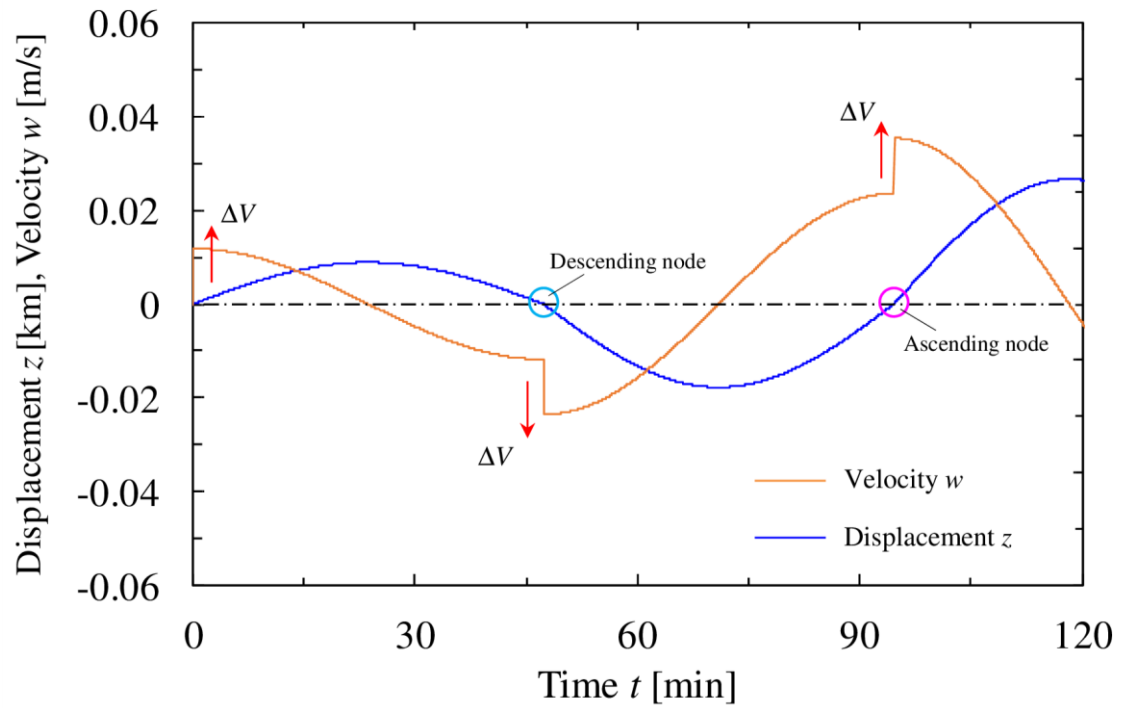


Figure A 2.4 マニューバ開始から1日経過までの衛星の z 方向の変位と z 方向の速度変化

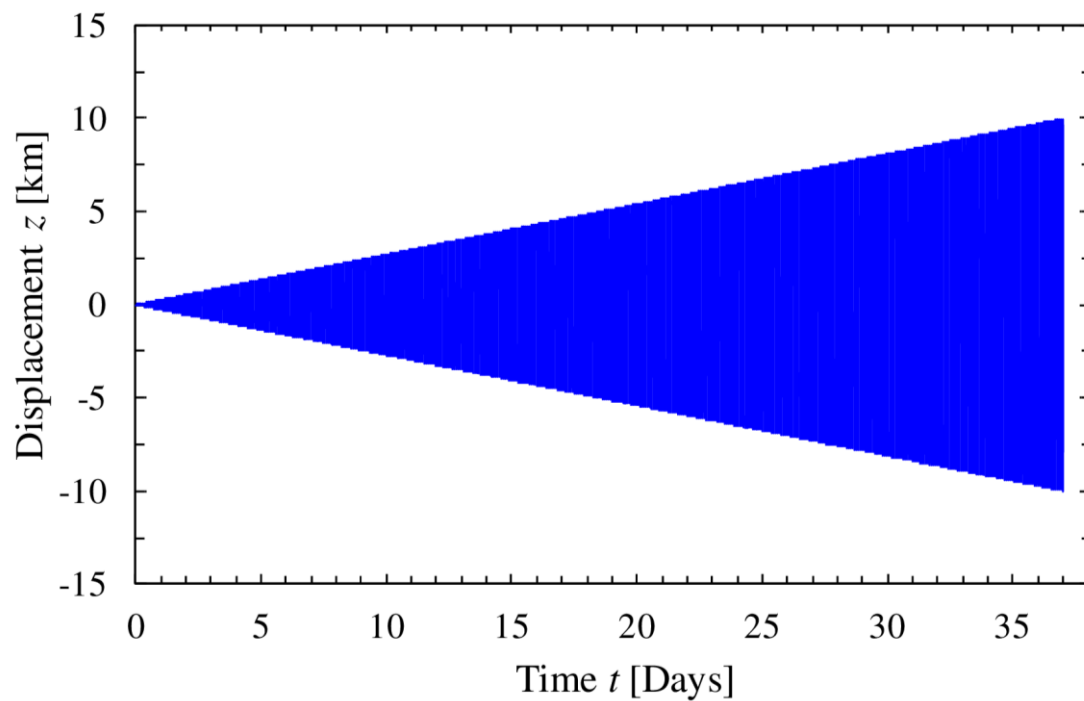


Figure A 2.5 マニューバ開始～目標軌道達成後までの衛星の z 方向の変位

A2.2.3. 大気抵抗補償による高度維持

高度 500 km における大気抵抗は約 $1 \times 10^{-7} \text{ m/s}^2$ であり，衛星速度方向の逆 (-y 方向) に加わる．このため，500 km の高度に投入された衛星は徐々にその高度から落下する．これに対し，ホーマン型 2 インパルスによる軌道遷移を行い軌道高度の維持を行う．このマニューバの流れを以下に示す．

維持高度 $x = 500 \text{ km}$ に対して，初期投入する高度は維持高度より高くし $x = 500.015 \text{ km}$

ここを遠地点 (アポジポイント) とする

↓

大気抵抗によって高度が $x = 500 \text{ km}$ に落下していく

ここまでは衛星は -y 方向にドリフトする

↓

さらに維持高度より低高度へ落下すると +y 方向にドリフトしていく

↓

高度 $x = 499.985 \text{ km}$ 付近で衛星は $y = 0$ でターゲット (Hill 系原点) と並び，

ここを衛星の最低高度 (近地点：ペリジポイント) とする

↓

ペリジキックによって ΔV を発生

$x = 499.985 \text{ km}$ における円運動 → $x = 500.015 \text{ km}$ に至る楕円軌道に変換する

↓

アポジポイントに帰還した段階でアポジキックによる ΔV を発生

$x = 500.015 \text{ km}$ に至る楕円軌道運動 → $x = 500.015 \text{ km}$ における円軌道運動に変換する

↓

以上を繰り返し行う

ペリジポイントにおける高度を r_p ($= 499.985 \text{ km}$)，アポジポイントにおける高度を r_a ($= 500.015 \text{ km}$) とすると，ペリジキックおよびアポジキックに必要な ΔV_p ， ΔV_a はエネルギー保存の法則より以下のように与えられる．

$$\Delta V_p = \sqrt{\frac{\mu}{r_p}} \left(\sqrt{\frac{2r_a}{r_p + r_a}} - 1 \right) \quad (\text{A 2.6})$$

$$\Delta V_a = \sqrt{\frac{\mu}{r_a}} \left(1 - \sqrt{\frac{2r_p}{r_p + r_a}} \right) \quad (\text{A 2.7})$$

ただし，ここで μ は重力定数である．

ホーマン型遷移を行うタイミングは約2日毎に訪れる。Figure A 2.6にこの軌道遷移を1回行った際の衛星の軌道を示し、Figure A 2.7に経過日数に対する軌道高度の履歴を示す。ペリジキックとアポジキック1セットに必要な ΔV は $1.66 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ であり、このため ΔV に必要な推進剤量は0.17 gとなる。つまり2日間で仮定した電熱型PPTは合計1,700ショット作動する必要がある。

ホーマン型遷移による高度維持は、大気抵抗による高度低下を容認した上で、定期的にPPT作動させることで高度復帰を行う方法である。恒常的にPPTを作動させて大気抵抗をキャンセルする方法を用いると、重量50 kgの衛星に加わる抗力は約 $50 \text{ kg} \times (1 \times 10^{-7} \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}) = 5 \mu\text{N}$ であるので、100 sに1度の頻度で $500 \mu\text{N} \cdot \text{s}$ のインパルスビットを出力すればよい。この頻度でインパルスビットを出力すると1日で864ショット作動することとなる。つまり、1,728 shots / 2 daysであり、ホーマン2インパルス軌道遷移を行う場合と変わらない。

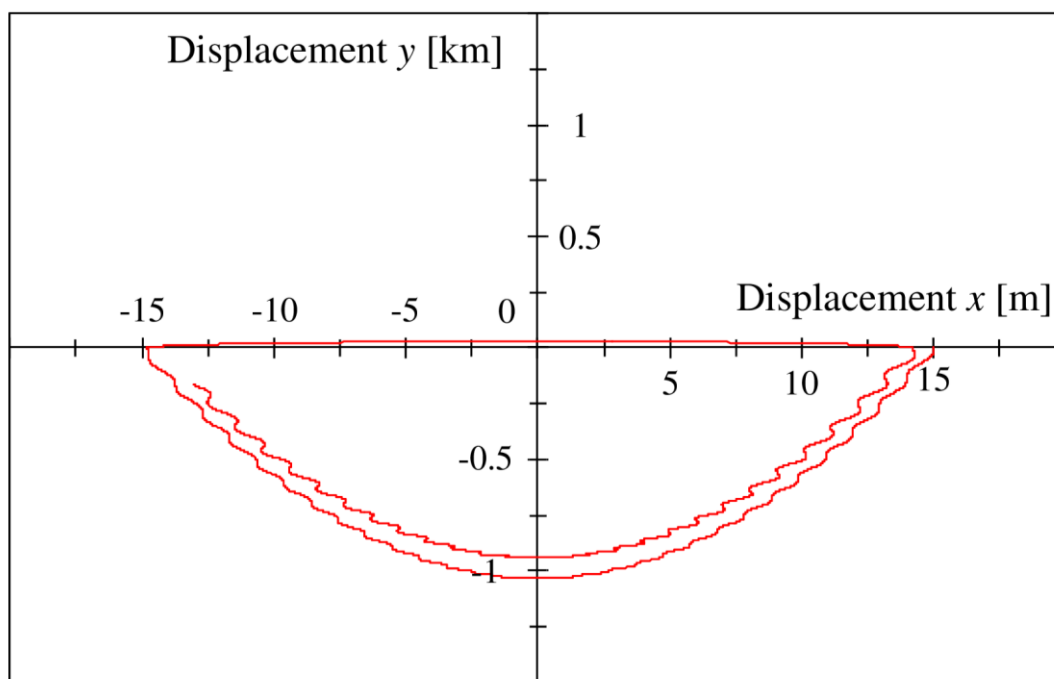


Figure A 2.6 ホーマン型遷移による軌道高度維持 (x-y プロット)

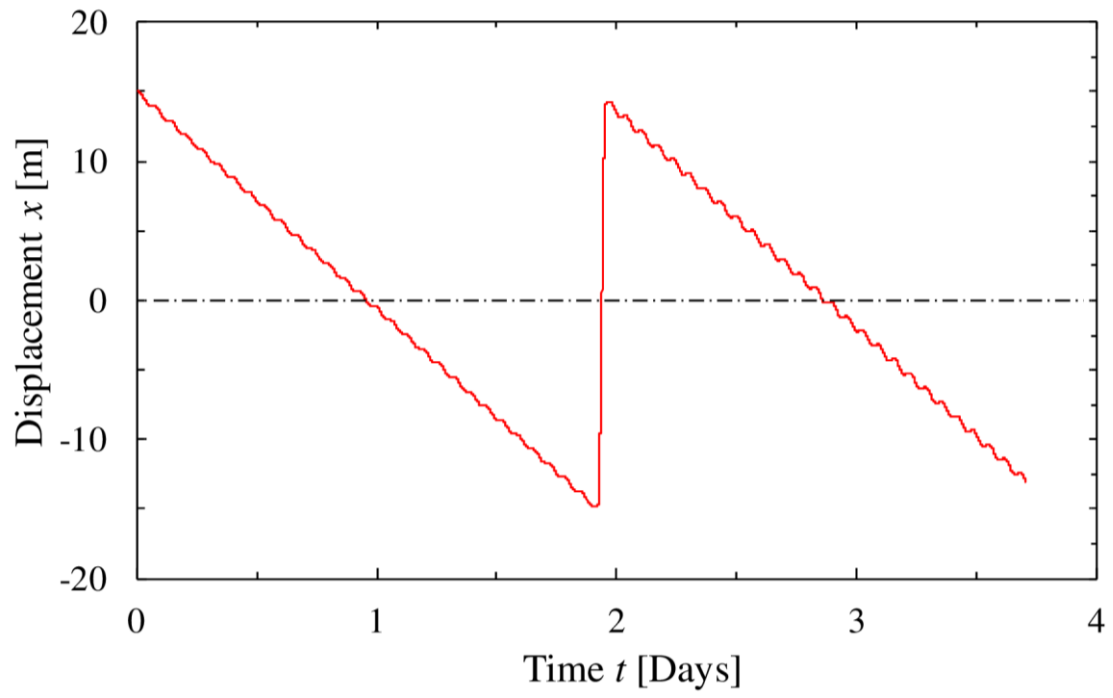


Figure A 2.7 ホーマン型遷移による軌道高度維持 (t - y プロット)

参考文献

- [1]. R. Burton, and P. Turchi, “Pulsed Plasma Thruster,” *Journal of Propulsion and Power* 14 (5), 716-735 (1998).
- [2]. M. Martinez-Sanchez, and J. E. Pollard, “Spacecraft Electric Propulsion—An Overview,” *Journal of Propulsion and Power* 14 (5), 688-699 (1998).
- [3]. T. Kamimura, K. Yamasaki, N. Egami, T. Ikeda, and H. Tahara, “R&D, Launch and Initial Operation of the Osaka Institute of Technology 1st PROITERES Nano-Satellite with Electrothermal Pulsed Plasma Thrusters and Development of the 2nd and 3rd Satellites,” *AIAA Paper* 2014-3609, 2014.
- [4]. 藤田 亮太, 金岡 啓太, 小野 航平, 森川 直樹, 隆宝 洸貴, 榎本 光佑, 田原 弘一, 高田 恭子, 脇園 堯, 「大阪工業大学 PROITERES 衛星 2 号機搭載用 電熱加速型パルスプラズマスラストシステムの研究開発」, *日本航空宇宙学会論文集 Vol.66(4)*, 91-97 (2018). Satellites,” *AIAA Paper* 2014-3609, 2014.
- [5]. D. Mimura, K. Umeda, Y. Kitazono, T. Shindo, J. Aoyagi, and H. Takegahara, “Evaluation of Pulsed Plasma Thruster Performance by Increase of Electric Power,” in *32nd International Electric Propulsion Conference, IEPC-2011-306*, Wiesbaden, Germany, 11-15 September 2011.
- [6]. 岩月 由輝, 森 慎矢, 田麥 雄也, 田尻 啓祐, 青柳 潤一郎, 竹ヶ原 春貴, 「50J 同軸型/平行平板型パルスプラズマスラストの性能評価」, *2013 年度 宇宙輸送シンポジウム, STEP-2013-060*, 2014.
- [7]. 吉川 哲史, 百武 徹, 國中 均, 小泉 宏之, 「テフロンシート供給式パルス型プラズマスラストの実験的研究」, *2013 年度 宇宙輸送シンポジウム, STEP-2013-064*, 2014.
- [8]. 吉川 哲史, 百武 徹, 國中 均, 西山 和孝, 月崎 竜童, 「PTFE シート供給式パルスプラズマスラストの実験的研究」, *2015 年度 宇宙輸送シンポジウム, STEP-2015-029*, 2016.
- [9]. 嶋田 悠斗, 大堀 一樹, 青柳 潤一郎, 「推進剤供給機構を有する電熱加速型パルスプラズマスラストの研究」, *2016 年度 宇宙輸送シンポジウム, STEP-2016-007*, 2017.
- [10]. W. J. Guman, and D. M. Nathanson, “Pulsed plasma microthruster propulsion system for synchronous orbit satellite,” *Journal of Spacecraft and Rockets* 7 (4), 409-415 (1970).
- [11]. R. M. Myers, S. R. Oleson, M. McGuire, N. J. Meckel, and R. J. Cassady, “Pulsed plasma thruster technology for small satellite missions,” in *9th AIAA/Utah State University Conference on Small Satellite*, 18-21 November 1995.
- [12]. R. J. Cassady, N. J. Meckel, W. A. Hoskins, R. M. Myers, S. R. Oleson, and M. McGuire, “Pulsed plasma thruster systems for spacecraft attitude control,” in *10th Annual AIAA/USU Conference on Small Satellites*, 1996.

- [13]. C. Zakrzewski, S. Benson, P. Sanneman, and A. Hoskins, "On-orbit testing of the EO-1 Pulsed Plasma Thruster," AIAA Paper 2002-3973, 2002.
- [14]. S. Benson, L. Arrington, W. Hoskins, and N. Meckel, "Development of a PPT for the EO-1 Spacecraft," AIAA Paper No. 99-2276, 2000.
- [15]. M. Hirata, and H. Murakami, "Impulse measurement of a pulsed-plasma engine on Engineering Test Satellite-IV," *Journal of Spacecraft and Rockets* Vol. 21 (6), 1984.
- [16]. 栗木 恭一, 荒川義博, 「電気推進ロケット入門」, 東京大学出版会, 2003.
- [17]. R. J. Danchik, "An Overview of Transit Development," *Johns Hopkins APL Technical Digest*, Vol. 19 (1), 1998.
- [18]. W. L. Ebert, S. J. Kowal, and R. F. Sloan, "Operational Nova Spacecraft Teflon Pulsed Plasma Thruster System," AIAA Paper No. 89-2497, 1989.
- [19]. R. J. Cassady, W. A. Hoskins, M. Campbell, and C. Rayburn, "A micro pulsed plasma thruster (PPT) for the "Dawgstar" spacecraft," 2000 IEEE Aerospace Conference Proceedings Vol. 4, 7-13 (2000).
- [20]. C. Rayburn, M. Campbell, W. A. Hoskins, and R. J. Cassady, "Development of a micro pulsed plasma thruster for the Dawgstar nanosatellite," AIAA Paper 2000-3256, 2000.
- [21]. W. A. Hoskins, M. J. Wilson, M. J. Willey, N. J. Meckel, M. Campbell, and S. Chung, "PPT development efforts at Primex Aerospace Company," AIAA Paper No. 99-2291, 1999.
- [22]. W. J. Guman and T. E. Williams, "Pulsed plasma microthruster for synchronous meteorological satellite (SMS)," AIAA Paper No. 73-1066, 1973.
- [23]. N. N. Antropov, M. N. Kazeev, and V. P. Khodnenko, "IONOSPHERE Satellite with APPT Based EPS," in 33rd International Electric Propulsion Conference, IEPC-2013-66, Washington, D.C., USA, 6-10 October 2013.
- [24]. R. Akhmetzhanov, A. Bogaty, A. Derkachev, G. Dyakonov, V. Kim, N. Lyubinskaya, D. Merkuriev, V. Obukhov, G. Popov, and S. Semenikhin, "Development of electric propulsion thrusters for small spacecraft in RIAME MAI," in 69th International Astronautical Congress, IAC-18, C4, 4, 11, x43601, Bremen, Germany, 1-5 October 2018.
- [25]. M. Coletti, S. Ciaralli, and S. B. Gabriel, "PPT development for nanosatellite applications: Experimental results," *IEEE Transactions on Plasma Science* 43(1), 218-225 (2015).
- [26]. S. Ciaralli, M. Coletti, and S. B. Gabriel, "Results of the qualification test campaign of a Pulsed Plasma Thruster for Cubesat Propulsion (PPTCUP)," *Acta Astronautica* 121, 314-322 (2016).
- [27]. S. Ciaralli, M. Coletti, and S. B. Gabriel, "PPTCUP lifetime test results," in 33rd International Electric Propulsion Conference, IEPC-2013-164, Washington, D.C., USA, 6-10 October 2013.
- [28]. F. Guarducci, M. Coletti, and S. B. Gabriel, "Design and testing of a micro pulsed plasma thruster for Cubesat application," in 32nd International Electric Propulsion Conference, IEPC-2011-239, Wiesbaden, Germany, 11-15 September 2011.

- [29].D. L. Tilley, J. A. Pobst, D. R. Bromaghim, R. M. Myers, R. J. Cassady, W. A. Hoskins, N. J. Meckel, J. J. Blammino, D. E. Brinza, M. D. Henry, “Advanced pulsed plasma thruster demonstration on mightysat flight II. 1,” 1996.
- [30].N. Kumagai, K. Sato, K. Tamura, K. Kawahara, T. Koide, and H. Takegahara, “Research and development status of low power pulsed plasma thruster system for μ -Lab Sat II,” in 28th International Electric Propulsion Conference, IEPC-03-0202, 2003.
- [31].S. Yoshimoto, S. Nakasuka, Y. Tsuruda, Y. Aoyanagi, T. Tanaka, H. Sahara, T. Ohira, Y. Araki, I. Mase, M. Ito, V. Kainov, A. Karandaev, and O. Silkin, “Cluster Launch of Hodooyoshi-3 and -4 Satellites from Yasny by Dnepr Launch Vehicle,” Trans. JSASS Aerospace Tech. Japan Vol. 14 (ists30), 35-43 (2016).
- [32].H. Koizumi, K. Komurasaki, J. Aoyama, and K. Yamaguchi, “Engineering Model of the Miniature Ion Propulsion System for the Nano-satellite: HODOYOSHI-4,” Trans. JSASS Aerospace Tech. Japan Vol. 12 (ists29), 19-24 (2014).
- [33].D. J. Palumbo and W. J. Guman, “Effects of Propellant and Electrode Geometry on Pulsed Ablative Plasma Thruster Performance,” Journal of Spacecraft and Rockets Vol. 13(3), 163-167 (1975).
- [34].F. Rysanek and R. L. Burton, “Performance and Heat Loss of a coaxial Teflon pulsed plasma thruster,” in 27th International Electric Propulsion Conference, IEPC-01-151, 2001.
- [35].T. E. Markusic, K. A. Polzin, E. Y. Choueiri, M. Keidar, I. D. Boyd, and N. Lepsetz, “Ablative Z-Pinch Pulsed Plasma Thruster,” Journal of Propulsion and Power 21(3), 392-400 (2005).
- [36].向井 雅之, 飯尾 淳平, 上江洩 純司, 上島 走也, 竹ヶ原 春貴, 脇園 堯, 杉木 光輝, 「同軸型 PPT におけるノズルおよび陰極内径の影響評価」, 第 50 回 宇宙科学技術連合講演会講演集, 3F04, 2006.
- [37].J. Aoyagi, M. Mukai, Y. Kamishima, T. Sasaki, K. Shintani, H. Takegahara, T. Wakizono, and M. Sugiki, “Total impulse improvement of coaxial pulsed plasma thruster for small satellite,” Vacuum 83, 72-76 (2009).
- [38].J. Uezu, J. Iio, Y. Kamishima, H. Takegahara, T. Wakizono, and M. Sugiki, “Study on Pulsed Plasma Thruster Configuration to Extend Impulse Bit Range,” in 29th International Electric Propulsion Conference, IEPC-2005-234, 2005.
- [39].梅田 恭平, 窪田 裕毅, 北園 陽平, 三村 大樹, 青柳 潤一郎, 竹ヶ原 春貴, 「インパルスビット増大に向けた同軸型パルスプラズマスラスタの推進性能評価」, 2009 年度 宇宙輸送シンポジウム, 2010.
- [40].枝光 敏章, 「電熱加速型パルスプラズマ推進機の性能向上に関する研究」, 大阪大学博士学位論文, 2005.

- [41].M. Keidar, I. D. Boyd, E. L. Antonsen, F. S. Gulczinski III, and G. G. Spanjers, "Propellant Charring in Pulsed Plasma Thruster," *Journal of Propulsion and Power* Vol. 20(6), 978-984 (2004).
- [42].T. W. Haag, "Thrust stand for pulsed plasma thruster.," *Review of Scientific Instruments* 68(5), 2060–2067 (1997).
- [43].M. J. Wilson, S. S. Bushman, and R. L. Burton, "A compact thrust stand for pulsed plasma thrusters," in *25th International Electric Propulsion Conference, IEPC-97-122*, Cleveland, Ohio, USA, 24-28 August 1997.
- [44].J. E. Polk, A. Pancotti, T. Haag, S. King, M. Walker, J. Blakely, and J. Ziemer, "Recommended Practice for Thrust Measurement in Electric Propulsion Testing," *Journal of Propulsion and Power* 33, 668-680 (2017).
- [45].R. Yanagi, I. Kimura, "New Type of Target for the Measurement of Impulse Bits of Pulsed Plasma Thrusters," *Journal of Spacecraft and Rockets* 19(3), 246-249 (1982).
- [46].W. J. O'Neill, D. Lee, A. G. Cofer, and A. Alexeenko, "Dynamic Modeling and Experimental Validation of Thrust-stand for Micropropulsion Testing," *AIAA Paper 2015-4186*, 2015.
- [47].K. W. Stark, T. Dennis, D. McHugh, and T. Williams, "Design and development of a micropound extended range thrust stand (MERTS)," *NASA Technical Note, NASA TN D-7029*, National Aeronautics and Space Administration, August 1971.
- [48].M. Gamero and V. Hruby, "A torsional balance that resolves submicro-Newton forces," in *27th International Electric Propulsion Conference, IEPC-01-235*, Pasadena, California, USA, 15-19 October 2001.
- [49].H. Koizumi, K. Komurasaki, and Y. Arakawa, "Development of thrust stand for low impulse measurement from microthrusters," *Review of Scientific Instruments* 75(10), 3185–3190 (2004).
- [50].T. C. Lilly, A. Ketsdever, A. P. Pancotti, and M. Young, "Development of a Specific Impulse Balance for Capillary Discharge Pulsed Plasma Thrusters," *Journal of Propulsion and Power* 25(3), 823-826 (2009).
- [51].A. Pancotti, T. Lilly, A. Ketsdever, V. Agüero, and P. Schwoebel, "Development of a Thrust Stand Micro-Balance to Assess Micropropulsion Performance," *AIAA Paper 2005-4415*, 2005.
- [52].A. D. Ketsdever, B. C. D'Souza, and R. H. Lee, "Thrust Stand Micromass Balance for the Direct Measurement of Specific Impulse," *Journal of Propulsion and Power* 24(6), 1376-1381 (2008).
- [53].A. P. Pancotti, M. Gilpin, and M. S. Hilario, "Comparison of electrostatic fins with piezoelectric impact hammer techniques to extend impulse calibration range of a torsional thrust stand," *Review of Scientific Instruments* 83(3), 035109 (2012).

- [54].J. K. Ziemer, "Performance Measurements Using a Sub-Micronewton Resolution Thrust Stand," in 27th International Electric Propulsion Conference, IEPC-01-238, 2001.
- [55].N. P. Selden and A. D. Ketsdever, "Comparison of force balance calibration techniques for the nano-Newton range" *Review of Scientific Instruments* 74(12), 5249–5254 (2003).
- [56].K. H. Cheah, K.-S. Low, Q.-V. Tran, and Z. Lau, "Development of an Electrostatic Calibration System for a Torsional micronewton Thrust Stand," *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* 64(12), 3467 (2015).

謝辞

平成時代と共に、自分は3年間の博士課程を修了します。ここまで歩んでこれたのは、厳しく叱咤激励してくださった先生方をはじめ、常に優しく見守ってくださった関係者の皆様、そして幾つもの苦楽を共にした学生の仲間たちの支えがあったからに他なりません。この博士論文の最後として、皆様に感謝の意を申し上げます。

國中先生には、長年に渡るイオンエンジンの開発・改良の中で培ってきたものづくりの極意を教わりました。細かな物理現象に囚われず、大まかな本質を素早く見極め次に進んでいくためのエンジニアリングセンスや、そのために早く早く試行回数をこなすことの重要性、そしてただ闇雲にこなすのではなく大本の原理原則は遵守するという基本... 何度も何度も、時には怒鳴りながらご教授いただいたことは、今後自分が1人のエンジニアとして生き抜いていく上でかけがえのない財産です。本当にありがとうございました。宇宙科学研究所所長となられてからの太陽系宇宙征服の計画、その成功を心よりお祈り申し上げます。

西山先生には、最後の最後で博士論文の主査という非常にやり辛い環境の中、最後まで自分の面倒を見ていただき、本当に感謝しております。自分の結果に納得がいかず、悶々としていた時に頂いた先生からの適切な提言は、自分の心と研究に立ち込めた闇を晴らさんとする一筋の光のように感じました。

嶋田先生には、博士3年からの8ヶ月間という期間でしたが、ある意味脳筋ともいえる自分の実験的な研究アプローチに対してアカデミックな視点から丁寧にご指導していただきました。先生の研究室で見て感じた自分にとっての新しい観念は、あらゆる事・物への考え方を豊かにするために大切にしていきます。北川先生をはじめ、インターナショナルな学生たちとの交流も、これまでとは一味違った感覚で良い刺激になりました。

船田さんは、ここまでの研究室生活において本当に母親のような存在でした。出張や物品購入でお世話になったことは言うまでもありません。それよりも、ひよんなことから世間話が始まり、いつのまにか1~2時間以上経過しているあの安らかなひととき...、あれでどれほど自分が救われたかは筆舌に尽くし難いです。エンジニアとして目指すべきが國中先生ならば、包容力と温かみのある人間として最も尊敬し目標とするのは船田さんです。

神田さんには、卒業後になっても普段の研究のことからアウトドア等の遊びのことまで何から何までお世話になりました。「広く学び吸収し、色んな人と議論し理解を深めていこうとするスタイル」は、上に立ち模範を示す学生に最も近い教育者として尊敬しております。一家の大黒柱としても、これからの益々のご活躍を心よりお祈り申し上げます。

研究室の学生メンバーは、特に後輩たちには本当に恵まれて、受験してまで東京大学大学院まで来て良かったと心から思っております。環境は、人の考え方や行動に深く影響を与えるんだなあとしみじみ感じました。あのコーヒーの香りは忘れません。

ジュリオは、自分の支離滅裂な英語を何度も何度も聞いて理解してくれて、今後必須となる英語コミュニケーションはもちろん、英語論文の校正でも本当に助かりました。I am grateful for your kindly support! 山本くん、森田くん、清水くん、森下くんは、普段の何気ない超適当な会話からちょっとした研究に関わる相談、果ては物事への考え方・人生観といった深い話まで夜な夜な付き合ってくれてありがとう、本当に楽しかった。山下くんと江本くんには、数値計算に関してがつつり輪講まで聞いてくれたり、その豊富な知識から色んな知見を与えてくれて超感謝しています。結局のところ、皆からは教わることの方が多くて、先輩としてはあまり頼りなかったのが悔しい。だからこそ、せめて、優秀な皆が今後様々な障害・困難を乗り越え益々飛躍していけるよう、心から応援します。

自分の研究へ多大なる支援をしてくださった JAXA 先端工作技術グループの皆様には、感謝してもしきれません。鈴木さんや徳永さん、頻繁に来られる仲澤さんには、工作技術の知識から妙技まで多くを学ばせていただきました。稲部さんには、Tシャツ等の何気ない会話やお菓子の差し入れ等、何かと気を遣っていただき、疲れて果てた自分の大きな心の支えとなりました。笛木さんには、卒業が決まった暁には面と向かってお礼を申し上げたかったのですが、この場にて感謝の意を申し上げます。大変お世話になりました。本当に、本当に、ありがとうございました。

類稀なる恵まれた環境を志すきっかけを与えてくださった方々にも感謝を申し上げます。百武先生には、学部 4 年生の頃より多くの貴重な経験を得る機会を頂きました。博士に行くか就職かで悩んでいた時に頂いた「自分のやりたいことがあるなら、それに伴うリスクを背負ってでもその道に進みなさい、その後はなんとかなるというケセラセラ的な気持ちも大切」という言葉は、今でも何か事を始める時に必ず思い浮かぶ印象的で大切な考え方です。小泉先生には、自分が博士進学する上で積極的に後押ししていただきました。研究室に入った B4 から、気さくで知識豊富な先生の姿に憧れておりました。1年後には別々になってしまいましたが、学会会場や授業という限られた時間の中で、PPT やスラストスタンダードに関する多くの知識を頂きました。この博士論文の執筆でも的確なアドバイスを明確に与えてくださり、最後まで大変勉強になりました。

最後に、ここまでの 27 年間、自分の意思を尊重し最後まで惜しみない支援をしてくれた両親に感謝の意を申し上げます。妹よ、何かと気を遣ってくれてありがとう。ようやく社会人となりますが、ここまでの感謝といくらかの矜持を胸に、精一杯やっていきます。

気が付けば 6 年、光のような時間だったなあと感慨深く、ここで締めくくりと致します。

平成 31 年 3 月

吉川 哲史