

令和 2 年度 防衛装備庁
安全保障技術研究推進制度

研究成果報告書

繊細な力触覚提示のための
革新的MR流体アクチュエータの開発

令和 3 年 5 月

国立大学法人大分大学

本報告書は、防衛装備庁の安全保障技術研究推進制度による委託業務として、国立大学法人大分大学が実施した令和2年度「繊細な力触覚提示のための革新的MR流体アクチュエータの開発」の成果を取りまとめたものです。

1. 委託業務の目的

(1) 研究課題の最終目標

本委託業務では、3年間の研究期間において、①繊細な力触覚提示が可能な革新的MR流体アクチュエータを製作し、これを②手術支援ロボットを模擬したマスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置のユーザインタフェースに適用することで、手術支援ロボットに力触覚を提示することを目的とする。

最終目標としては、②で製作したマスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置を用いて、力触覚提示有り及び無し条件下で手術支援ロボット用評価タスクを実施し、力触覚の提示により手術支援ロボット用評価タスクの達成時間が短縮することを実証する。

(2) 最終目標を実現するために克服又は解明すべき要素課題

最終目標を達成するために克服、または解明すべき要素課題は以下のとおりである。

① 繊細な力触覚提示が可能な革新的MR流体アクチュエータの設計手法の確立及び製作

①-1 MR流体の詳細特性モデルの確立

MR流体アクチュエータを構成するMR流体デバイスの詳細設計を行うには、各印加磁場に対するMR流体の流動特性（せん断応力-せん断速度特性）の関係性を示す高精度な数式モデルが必要である。しかしながら、従来の平行プレートによるMR流体の流動特性（せん断応力-せん断速度特性）の評価方法では、MR流体内の磁性金属粒子の分布の偏り等により正確な流動特性（せん断応力-せん断速度特性）を得ることが困難であった。そこで本委託業務では、研究代表者が考案したV溝機構を有する新規の流体試験装置を使用し、各印加磁場に対するMR流体の詳細な流動特性モデルを確立する。本機構は回転円盤の外周にV溝を有し、V溝にMR流体を充填することによって印加磁場に対する粒子分布の偏りを防止する。これにより、平行プレートによる従来の方法に比べて精度の高い流動特性の計測が可能となる。

①-2 MR流体デバイスの最適化設計及び製作

繊細な力触覚提示を達成するためには、MR流体デバイスで制御可能な力（トルク）のダイナミックレンジ（最大/最小トルク比）が大きいこと及び応答速度が速いことが要求される。これらを同時に達成するためには、MR流体デバイスの最適化設計を行う必要がある。特に、MR流体の流動特性モデルや磁気特性には強い非線形性を有することから、遺伝的アルゴリズムによる最適化計算が有効である。しかしながら、その方法論は未だ確立されていないため、本委託業務ではMR流体デバイスの最適化設計手法を確立し、これを基にMR流体デバイスを製作する。

①-3 革新的なMR流体アクチュエータの製作

MR流体デバイスは一種のクラッチ・ブレーキであり、受動要素であるためにそのままでは能動的な力を出力することができない。従って、これまでは、MR流体デバイスのマスタ・スレーブ制御型遠隔装置への適用が十分に議論されていない。しかしながら、MR流体デバイスは、コアレスモータと同等のトルク/慣性比を有し、ダイレクトドライブでは4000倍もの高いトルクを提示できる。そこで、本委託業務では①-2で製作するMR流体デバイスと、一般的なアクチュエータを組み合わせることで、力触覚を提示できる革新的なMR流体アクチュエータを製作する。

② マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作と評価

②-1 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作

MR流体アクチュエータを適用した装置の製作は、いままで行われてこなかった。本委託業務では、手術支援ロボットの模擬環境を構築するために、①-3で製作したMR流体アクチュエータを用いて力触覚を提示可能なマスタ装置、それに連動して動くスレーブ装置及びそれらを連動させるためのマスタ・スレーブ制御器を製作、統合することで、マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置を製作する。

②-2 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の評価

da Vinci 等の手術支援ロボットには力触覚が提示されていないため、力触覚の提示が手術行為に及ぼす影響について明らかになっていない。そこで本委託業務では、②-1 で構築した手術支援ロボットの模擬環境を用い、マスタ装置による力触覚の提示が手術行為に及ぼす影響を評価することにより、タスク達成時間を短縮するマスタ・スレーブ制御則を明らかにする。

(3) 要素課題に対する攻略手段と実施項目及びそのための体制

① 繊細な力触覚提示が可能な革新的MR流体アクチュエータの設計手法の確立及び製作

①-1 MR流体の詳細特性モデルの確立

V溝機構を有する新規の流体試験装置を使用し、材料や配合比の異なる複数種類のMR流体について、様々なせん断速度に対するせん断応力を計測し、MR流体の流動特性（せん断応力-せん断速度特性）をモデル化する。モデル化された流動特性を基に、①-2 で製作するMR流体デバイス設計時の発生トルクを予測し、最適なMR流体を選択する。

①-2 MR流体デバイスの最適化設計及び製作

高いトルク比を有するMR流体デバイスを製作するためには、電流印加時の最大トルクを増大させるとともに、無磁場時の最小トルクを低減する必要がある。最大トルクを増大する方策として、既往研究の成果である狭小ギャップ-多層ディスク構造を用いる。また、最小トルク（特にデバイス空転時の流体シール摩擦）を低減する方策として、テフロン製リップシール等を用いる。さらに、トルク慣性比を増大させる方策として、特許出願済みの「傘型回転体を有するMR流体デバイス」の構造を含む複数の構造を比較検討し、最も高い性能が予測される構造を採用する。既往研究で傘型回転体を有するMR流体デバイスの仮作は実施しているが、仮作したMR流体デバイスは定格トルクが20 Nmと大型のデバイスであった。そこで本委託業務では、既往研究で得られた成果を基に定格トルクが2 Nm程度の小型の多重円盤型MRFデバイスを新規に製作する。定格トルクの設計値は、②のマスタ装置に組み込む市販のハプティックデバイスのモータ性能等を基に決定する。

多重円盤型MRFデバイス内の円盤の枚数やサイズ等の詳細設計は、流体力学に基づく制約式、電磁気学に基づく制約式やデバイス形状に基づく幾何学的制約式等を基に、最大/最小トルク比の最大化、トルク/慣性比の最大化や消費電力の最小化等の多目的最適化計算により実施する。多目的最適化計算には、多目的遺伝的アルゴリズム（以下、多目的GAという）を用いる。多目的GAの基本アルゴリズムは構築済みであるが、①-1 で得られる流動特性モデルを反映して、更にアルゴリズムの精度を高める。

多重円盤型MRFデバイスの製作は、2018年度に1回以上、2019年度に2回以上実施することを目標とする。2018年度に製作する多重円盤型MRFデバイスの仮作機を用い、①-1 で得られたMR流体の流動特性モデル及び多目的最適化計算を用いた設計手法の妥当性を評価し、必要に応じて多目的GAを修正する。2019年度に製作する仮作機では、以下の(a)~(c)の評価方法により、(a)~(c)の数値目標の達成を目指す。

- (a) トルク/慣性比の評価において、MR流体ブレーキ特性評価装置を用いる。自然放熱状態で使用可能な電気容量5 W程度におけるトルクを定格値として、トルク/慣性比が4万 Nm/(kgm²)以上となることを目標とする。
- (b) トルク比の評価においても、(a)と同一のMR流体ブレーキ特性評価装置を用いる。MR流体デバイスの基底粘性トルクを基準として、出力トルクが100倍以上となることを目標とする。
- (c) 応答速度の評価値として、時定数を用いる。MR流体デバイスの10倍以上の応答速度を持つ電流アンプを用いてステップ入力を与え、応答時間の時定数が10ミリ秒以下となることを目標とする。

①-3 革新的なMR流体アクチュエータの製作

MR流体デバイスの強みである、低慣性、高いダイレクトドライブトルク、応答速度等を有したツインドライブ型MR流体アクチュエータの構造を用い、革新的なMR流体アクチュエータを製作する。ツインドライブ型MR流体アクチュエータの制御手法を確立するため、現有のMR流体ブレーキ試験機を用いてツインドライブ型MR流体アクチュエータのトルク性能評価試験及び制御性能評価試験を実施する。

また、ツインドライブ型MR流体アクチュエータは、②-1 で製作するマスタ・スレーブ制御型遠

隔操作装置の手術具の挿入動作（1自由度）及びピボット回転（2自由度）のため、計3台製作する。なお、鉗子の開閉動作（1自由度）については、MR流体デバイスを単独で用いる。

② マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作と評価

②-1 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作

本研究では、繊細な力触覚提示ができるマスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置を手術支援ロボットに適用することを想定する。一般的な手術支援ロボットは、切開部から体内に小径のロボットハンド（専用鉗子）を挿入して手術を行う。この際に、切開部を傷つけないように切開部を固定点としたピボット動作（2自由度）、術具の挿入動作（1自由度）及び鉗子の開閉動作（1自由度）の合計4自由度の動作にロボットの動きを拘束する。これを模擬した装置を実証するために、マスタ装置としては以上の4自由度を持つ機構を独自に製作する。マスタ装置は、①-3で製作したツインドライブ型MR流体アクチュエータを、市販のハプティックデバイスに組み込むことにより製作する。

スレーブ装置としては、市販の人協調型ロボットアーム（手先位置および姿勢の6自由度）を利用し、先端の小径ハンド（開閉1自由度）のみを独自に製作する。また、これらのマスタ・スレーブ装置を連動させるための制御系を構築する。

なお、2019年度は、ツインドライブ型MR流体アクチュエータを用いた力触覚の制御が可能なマスタ装置を製作する。2020年度は、スレーブ装置を製作し、マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置として統合する。

定量指標および数値目標

- (a) マスタ装置の制御自由度：4
- (b) マスタ装置開発台数：2台
- (c) スレーブ装置の制御自由度：7
- (d) スレーブ装置開発台数：2台
- (e) 統合制御系開発台数：1台

②-2 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の評価

②-1で製作したマスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置を用い、マスタ装置による力触覚の提示が手術行為に及ぼす影響を評価する。具体的な評価タスク（ベンチマーク）として、手術支援ロボット da Vinci の基礎タスク用キット（コーンとラバーバンド）を選定する。力触覚提示無しやMR流体アクチュエータによる力触覚提示有り等の条件下でタスク達成にかかる時間を評価するものとし、有意水準は5%以下を基準とする。各群において医療従事者10名以上で評価し、統計的有意差の有無を確認する。実験では大分大学医学部の協力を得ることを予定している。

2. 研究開始時に設定した研究目標の達成度

① 繊細な力触覚提示が可能な革新的MR流体アクチュエータの設計手法の確立及び製作

①-1 MR流体の詳細特性モデルの確立

標準試験機、および当研究室の流体試験装置を使用し、4種のMR流体についてその流動特性（せん断応力-せん断速度特性）をモデル化した。各流体の特性を比較し、ハプティックデバイスとしてLord社132DGが最適と判断した。設定した研究目標の100%を達成した。

①-2 MR流体デバイスの最適化設計及び製作

多重円盤型MRFデバイス（ハプティックMRD）の仮作機2台を製作し、Lord社132DGを用いてその特性を評価した。結果、多目的GA解析を用いた提案設計モデルが5%程度の誤差範囲でデバイス性能を予測できることを確認した。設定した研究目標の100%を達成した。

①-3 革新的なMR流体アクチュエータの製作

上記、①-2で開発した多重円盤型MRFデバイスを2個一組として、両方向回転可能なツインドライブ型MR流体アクチュエータ（TD-MRA）を開発した。ベルト伝達タイプとリンク伝達タイプの二

つのタイプを提案し、各々のトルク応答特性を評価した。応答時定数（64%応答）は、ベルト型で16 ms程度、リンク型で均20 ms程度であった。設定した研究目標の100%を達成した。

② マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作と評価

②-1 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作

腹腔鏡下手術シミュレータを基礎とし、これに上記のTD-MRAを組み込むことによってマスタ装置（H-MRD for ES）を完成させた。また、市販のロボットアームを用い、その手先に独自に開発したロボット鉗子を搭載して遠隔側ロボットシステム（SAR for ES）を実現した。さらにこれらを連動して動作させるための遠隔操作系を開発した。設定した研究目標の100%を達成した。

②-2 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の評価

当初は、DaVinci等、遠隔操作型手術支援ロボットを使用したことのある医療従事者10名以上を対象として、開発した装置の有効性を評価する予定であったが、2020年度の新型コロナウイルス感染拡大に伴って医療従事者への実験協力を得られる状況ではなかった。そこで、十分な感染予防対策を実施した上で、本研究に携わっていない研究室メンバー10名（20～30代、男性6名、女性4名）を対象として評価実験を行った。マン・ホイットニーのU検定を用いて有意差を検定した結果、有意水準5%において力覚ありのほうが主観的に良好な操作性を示した。今回、コロナ禍の影響により医療従事者を対象とした検証ができなかった点や、客観的指標に基づき検証するに至っていない点について、当初予定から不足がある。設定した研究目標の50%を達成した。

③ プロジェクトの総合的推進

プロジェクト全体の連携を密としつつ円滑に運営していくため、月に一回の割合で研究推進メンバー（大分大学工学部福祉メカトロニクスコース 菊池研究室等）による進捗報告会を実施した。また本委託業務の実施により得られた成果について、国内外の学会等において発表し、本研究の更なる進展に努めた。

3. 委託業務における研究の方法及び成果

① 繊細な力触覚提示が可能な革新的MR流体アクチュエータの設計手法の確立及び製作

①-1 MR流体の詳細特性モデルの確立

①-1-1 流動特性のモデル化

(1) 目的

MR流体デバイスの詳細設計を行うには、MR流体の流動特性（印可磁場—せん断応力—せん断速度特性）を表現する数式モデルが必要である。しかしながら、従来の平行プレートによる評価方法では、流体内の磁性粒子の分布により、正確な特性を得ることが困難であった。そこで既報において、V溝機構を有するMR流体試験装置を開発し、MR流体の詳細な流動特性を測定した。本装置は回転円盤の外周にV字突起を有し、V溝に充填されたMR流体に上記V字突起を挿入することで測定部とする。これにより、測定サンプルが磁束集中部のみに存在するために、粒子分布の偏りを低減することができる。実際には4種の流体について評価・モデル化を行ったが、このうち1種に関しては後に開発されたデバイスへの充填不良が確認された。そこで、デバイス充填が可能であったLord社の3種の流体（MRF-140CG、132DG、および122EG）について、その流動特性の調査とモデル化の結果を報告する。

(2) 方法

本稿で対象とするMRFは米Lord社の3種のMRFである（表1）。それぞれ溶媒、添加剤、鉄粒子の充填率が異なり、力学特性と沈降安定性が異なる。

表 1. MRF の特性 (カタログ値)

	140CG	132DG	122EG
比重	3.54-3.74	2.98-3.18	2.28-2.48
粒子サイズ	1-10 μm	1-10 μm	1-10 μm
粒子充填率	40 vol%	32 vol%	22 vol%
溶媒	鉱油 (未公開)	鉱油 (未公開)	鉱油 (未公開)

図 1 に V 溝機構を有する MR 流体試験装置の外観、およびテストセルの断面概念図を示す。本装置は回転円盤の外周に V 溝を有し、V 溝に MR 流体を充填することによって印加磁場に対する粒子分布の偏りを防止する。本装置の磁石部を図 2 に示す。ヨーク、ディスク (外周) の材質は電磁軟鉄、マグネットはネオジウム磁石 N40、その他非磁性体はアルミニウム合金を用いた。エアギャップを調整することで MR 流体部への印可磁場を調整する。エアギャップのサイズと V 溝部の磁束密度の関係を表 2 に示す。なお、磁束密度は有限要素解析ソフト (ANSYS V. 19) によって求めており、表の数値は V 溝部全体の平均値を示している。せん断速度は半径方向に変化するが、V 字の頂点における値を代表点とした。

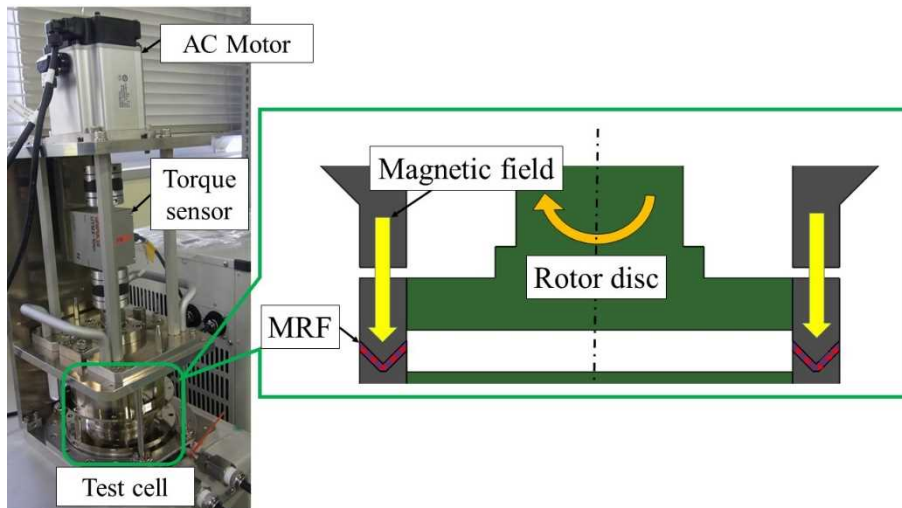


図 1 V 溝機構を有する MR 流体試験装置の外観とテストセルの概念図

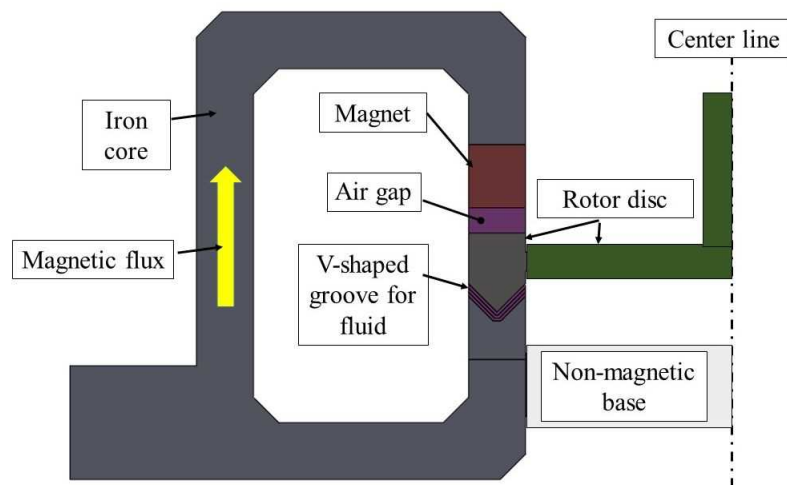


図 2 V 溝機構を有する MR 流体試験装置の磁石部

表 2. V 溝を有する MR 流体試験装置におけるエアギャップと磁束密度の関係

エアギャップ [mm]	140CG の磁束密度 [mT]	132DG の磁束密度 [mT]	122EG の磁束密度 [mT]
7.0	285	269	248
5.0	337	324	309
3.0	443	424	400
2.0	521	498	467
1.0	627	598	558

サンプルはビンを開封した後に攪拌機 (IKA, RW16) を用いて、600 rpm で 1 時間以上攪拌し、マイクロチューブ (微量遠心管、2ml) に採取して比重を測定した。比重が表 1 の数値の範囲内であることを確認した後にスポイトによって試験機テストセルの V 溝に規定量 (0.6~0.7ml) 充填した。MRF を充填したテストサンプルを試験機にセットし、測定を開始した。測定温度はいずれも室温 (20 °C) であった。印可磁場は表 2 の 5 点を選択し、モータ回転速度は 10~300 rpm (せん断速度で 28~870 s⁻¹ に相当) で実施した。

また、上記とは別に、無磁場 (0mT) における基底粘性特性を調査するために図 3 の粘度計 (HAAKE, RheoStress 6000) を使用した。測定部として、コーンプレート (直径 35mm) を用いた。基底粘度に関しては、磁場による粒子の分散が少なく、さらに測定トルクが小さいために、トルクセンサの計測精度の高い通常のレオメータによる測定を採用した。



図 3. HAAKE, RheoStress 6000

(3) 結果

まず、基底粘性測定の結果を図 4~6 に示す。いずれも室温 20 °C の特性であり、ビンガムモデルで近似することが可能である。カーブフィッティングによって例えば、MRF-140CG の基底粘性特性は降伏応力 82 Pa、粘度 1.02 Pa・s とわかる。なお、図 6 の太い実践は温度 40 °C におけるカタログ値である。

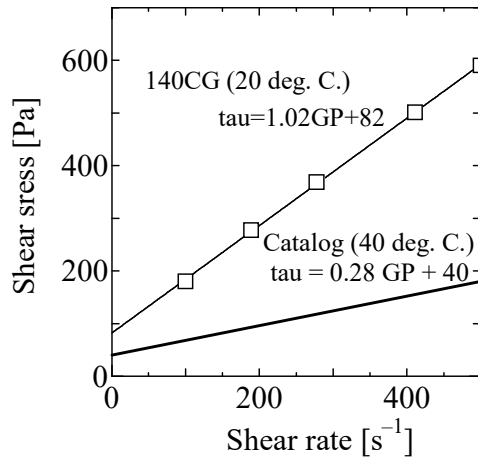


図 4. MRF-140CG の基底粘性特性

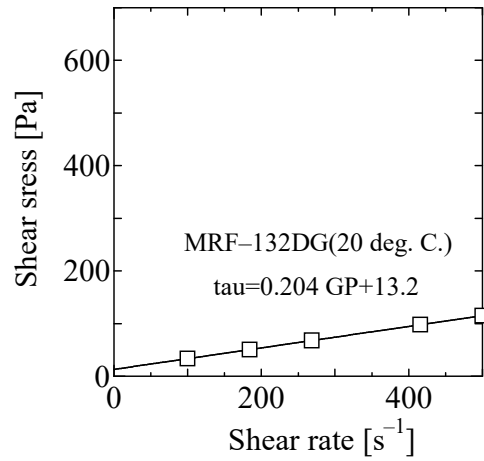


図 5. MRF-132DG の基底粘性特性

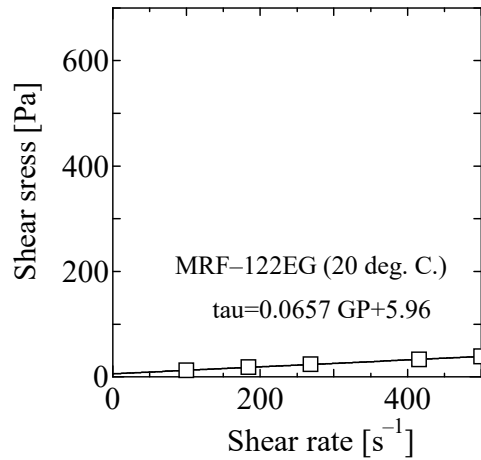


図 6. MRF-122EG の基底粘性特性

次に磁場影響化における流動特性を図 7、9、および 11 に示す。印加磁束密度の大きさによって降伏応力が增大する。平均印加磁場による MR 効果を図 8、10、および 12 に示す。ただし、無磁場においては図 4～6 の速度ゼロの推定値である。高磁場で飽和することを考慮して磁束密度の 3 次関数で近似する。なお、装置の制約で磁気飽和まで測定できなかったため、飽和値はカタログ値である。図中の式は最小二乗法によって得られたモデル式である。近似曲線は 0.9 T 程度を境に減少を始めるが、これはモデル化誤差である。この式の適用範囲は 0.8 T 程度までである。

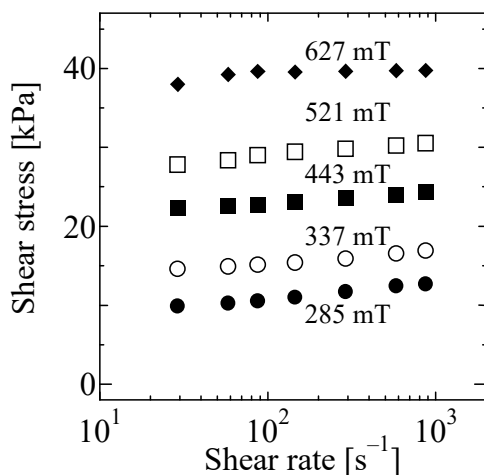


図 7. MRF-140CG の流動特性

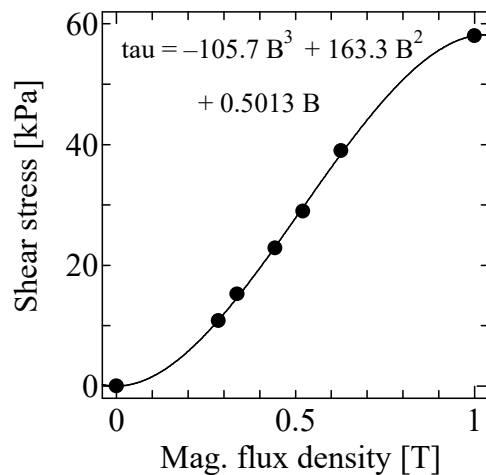


図 8. MRF-140CG の MR 効果

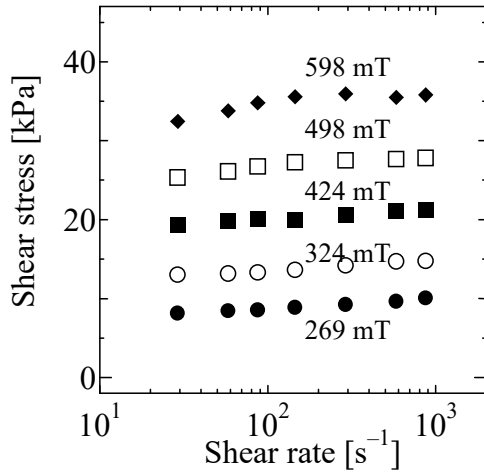


図 9 . MRF-132DG の流動特性

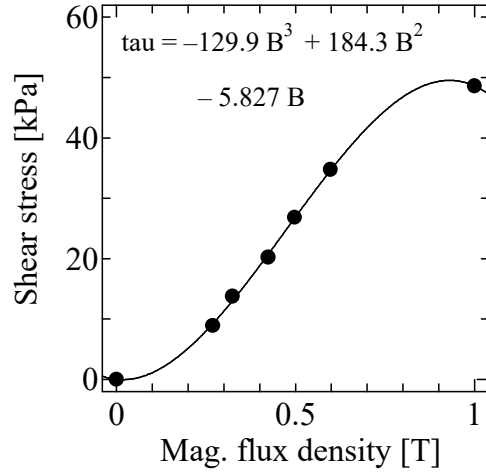


図 10 . MRF-132DG の MR 効果

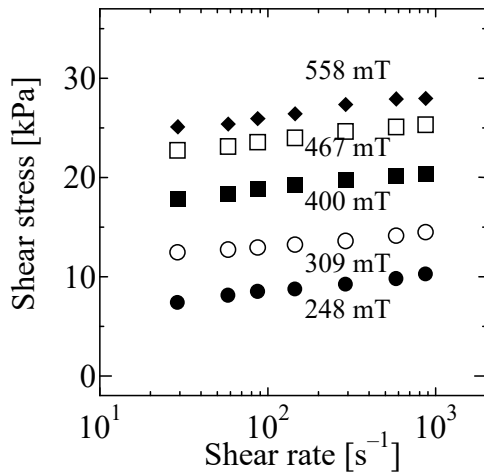


図 11 . MRF-122EG の流動特性

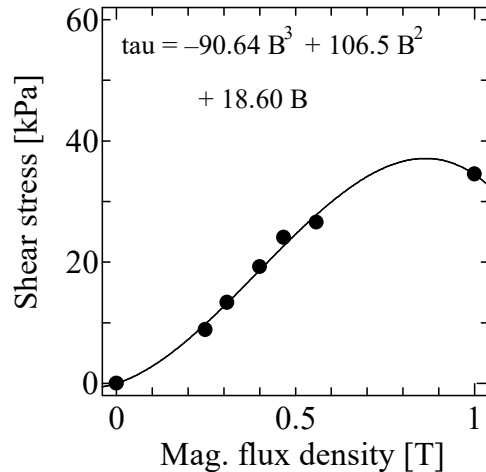


図 12 . MRF-122EG の MR 効果

(4) 考察

図 4 の結果から 140CG の基底状態の粘度、降伏応力は共に、カタログ値より 3 倍程度大きいことが分かった。カタログ値は 40℃における数値が記されており、今回の室温（約 20℃）とは異なる。実使用環境（温度）は今回の測定条件に近いことが想定されるため、カタログ値よりも本測定結果を用いて設計する必要がある。

基底粘度によるせん断応力と、測定最大磁束密度におけるせん断応力との比をダイナミックレンジと定義し、算出した結果を図 13 に示す。ダイナミックレンジは 122 で極めて高い。しかし、この値はデバイスのシール抵抗などを考慮していない。流体シール抵抗を考慮した場合、制御できない抵抗トルクが一定値加わるため、最小トルクが大きくなり、この図に示したような大きなダイナミックレンジは得られない。さらに、122 は粒子の沈降速度が極めて高く、実用の妨げになる。デバイスへの適用時には、ダイナミックレンジ以外の要素も考慮した選定が必要である。

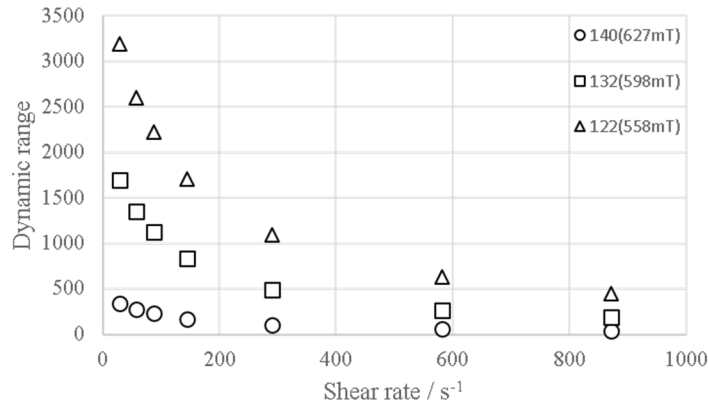


図 1 3. 三種の MRF のダイナミックレンジ (流体固有)

MRF の流動特性として従来、ビンガム特性モデル (式(1)) が用いられている。ここで η [Pas] は基底粘度、 $\dot{\gamma}$ [s^{-1}] はせん断速度、 τ [kPa] は全体のせん断応力、 τ_{MR} [kPa] は降伏せん断応力であり、MR 効果を含む。

$$\tau = \tau_{MR} + \eta\dot{\gamma} \quad (1)$$

例えば、MRF-140CG の降伏せん断応力は、MR 効果と基底状態の値を考慮して次式で近似できる。

$$\tau_{MR} = -105.7B^3 + 163.3B^2 + 0.5013B + 0.082 \quad (2)$$

①-1-2 磁気特性のモデル化

(1) 材料特性

強磁性体の比透磁率は強い非線形特性を持ち、磁束密度によって値が大きく異なる。例えば、鉄の比透磁率は数百から数千のオーダーで変化し、さらに飽和磁束密度以上では真空の比透磁率 1 に近づく。そのため、材料非線形を考慮した計算には繰り返し計算が必要となる。ここではまず、鉄心と MRF の比透磁率の数式モデルを作成する。図 14、16、および 18 に各種 MRF の BH 曲線を示す。また、これらのデータをもとに差分法で求めた比透磁率を図 15、17、および 19 に示す。

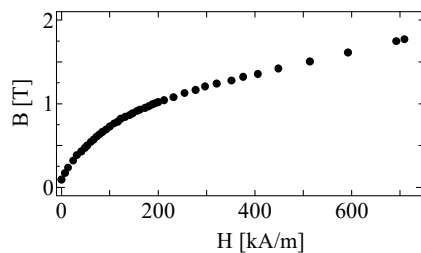


図 1 4 MRF-140CG の BH カーブ

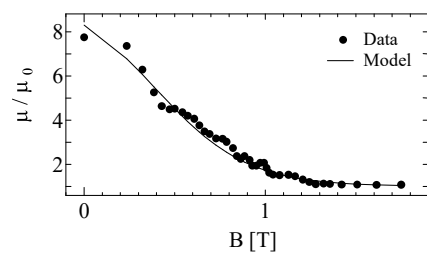


図 1 5 MRF-140CG の比透磁率

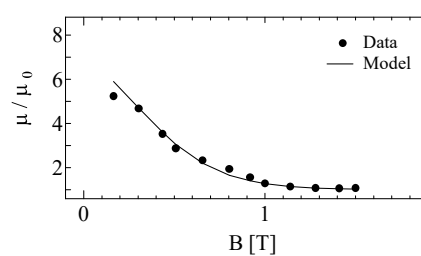
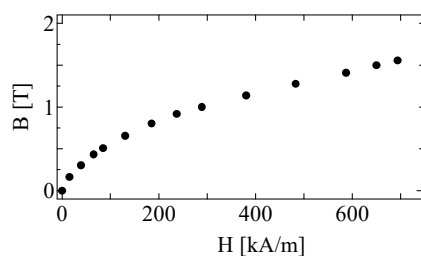


図 1 6 MRF-132DG の BH カーブ

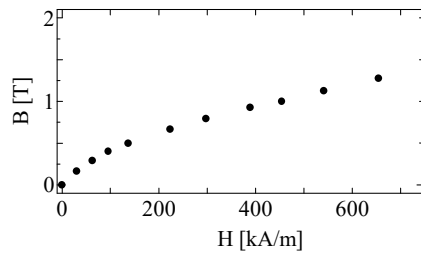


図 1 8 MRF-122EG の BH カーブ

図 1 7 MRF-132DG の比透磁率

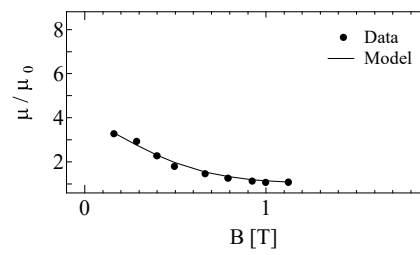


図 1 9 MRF-122EG の比透磁率

(2) モデル化

上記のように飽和磁束密度で真空の比透磁率 1 になだらかに減少する曲線を、数式で近似することを考える。ここでは、シグモイド関数を用いることとする。シグモイド関数は、次式で表現され、定義域 $-\infty \sim \infty$ に対して $0 \sim 1$ に滑らかに変化する曲線を描く。

$$\zeta_a(x) = \frac{1}{1+e^{-ax}} \quad (3)$$

上記のシグモイド関数を用いて、比透磁率の非線形特性を次のように表現する。これにより、磁束密度 B の $0 \sim \infty$ までの変化に対して $\chi_0 \sim 1$ に滑らかに変化する曲線を表現することができる。ここで $B_s > 0$ はカーブを適切にフィットさせるためのシフト量である。

$$\chi(B) = \frac{\mu}{\mu_0} = \chi_0 + (1 - \chi_0) \times \left(\frac{\zeta_a(B-B_s) - \zeta_a(-B_s)}{1 - \zeta_a(-B_s)} \right) \quad (4)$$

シグモイド関数における a はゲインと呼ばれており、収束の速さを示す。今回は a を下記のように決める。 g_a はゲインを決めるための適当な正の実数で、カーブフィットにより求める。

$$a = \frac{g_a}{B_{max}} \quad (5)$$

MRF のカーブフィット用パラメータを表 3 に示し、それぞれ、フィットの結果を図 15、17、および 19 に実線で示す。

表 3. MRF と鉄心の比透磁率カーブフィットのためのパラメータ

	140CG	132DG	122EG	鉄心
初期の比透磁率 χ_0	8.3	7.0	4.0	1000.0
飽和磁束密度 B_{max}	1.5 T	1.5 T	1.2 T	2.0 T
シフト磁束密度 B_s	0.4 T	0.3 T	0.2 T	1.0 T
ゲイン g_a	6.0	7.0	5.0	10.0

①-2 MR流体デバイスの最適化設計及び製作

①-2-1 目標関数と制約条件

(1) 目的関数

MRF デバイスは、無磁場状態でも流体基底粘度に依存する粘性トルクが発生するため、出力

可能なトルク最大値のみならず、最大トルク／最小トルク（基底粘性トルク）比（以下、最大／最小トルク比）を最大化すること（目的関数 1）がデバイスの性能向上につながる。また、指先への力覚提示を行うハプティックデバイスとして、高トルク、低慣性、高速応答性が要求される。その性能を評価する指標として、最大トルク／回転慣性比（以下、トルク／慣性比）を採用し、これを最大化することとする（目的関数 2）。

またこれまでの経験を踏まえて、自然発熱によるコイル損傷を十分に回避できる条件として消費電力を 10 W 以下とし、これを最小化することも目的関数の一つとする（目的関数 3）。デバイスのサイズは回転慣性のみならず、内部に充填される MRF の流体量に比例する。当然ながら、同一性能であればデバイスサイズ、および流体量は少ないほうが良い。そこでデバイス内部の回転体と、その外周に存在する MRF 層までを含めたサイズをデバイスサイズと定義し、これを最小化する（高さ最小化：目的関数 4、直径最小化：目的関数 5）。以上の 5 つの目的関数を考慮した多目的最適化設計を実施する。

（2） 制約条件

使用できる電源に関して制約が無ければ、最適化計算の解は発散する。そこで、使用できる電流アンプとして、これまで使用実績のあるサーボテクノ製 LA220C（最大電流 2A、最大電圧 20V、抵抗負荷時の応答周波数 20 kHz 以上）を使用し、その性能範囲で設計する。

ディスク厚さ h_d は薄いほうが磁気抵抗は小さいが、薄すぎると加工・組み立て精度の確保が困難となる。そこで過去実績からディスク厚さは 0.2 mm で固定する。本解析では、人がゆっくり使用するデバイスを想定し、回転角速度を 1 rad/s と想定する。

ディスク間ギャップ（流体ギャップ） h_{fd} が小さければ、磁気抵抗が小さくなり、デバイスの小型化、ひいてはトルク／慣性比の増加に貢献する。しかしながら、小さくし過ぎると一定回転数に対するせん断速度が上昇し、最大／最小トルク比を低減する。MR 粒子（最大 10 μm ）の充填可能性を考慮すれば、流体ギャップは 0.1 mm 以上であることが望ましい。そこで、ディスク間ギャップの候補として 0.1 mm、0.2 mm、0.3 mm、および 0.4 mm の 4 種に対して最適化計算を実施し、その傾向を分析し、一つに選定する。マグネットワイヤに関しては、入手可能で取り扱いやすく、機械巻き出来る線径として 0.2 mm（被覆を含めて 0.25 mm）を選定する。

電磁石の磁場解析には磁性体の磁気特性データが必要である。そこで、磁場解析に用いる鉄心素材の材料特性としては、一般的な鉄の性質を用いる。使用する MRF の一例として、Lord 社 MRF-140CG を想定する。素材の変更による設計値の変化に関しては、2019 年度に議論する。デバイスの基本形状としては、後述するコア回転型、およびコア固定型の二つのタイプを対象とする。また、デバイスのサイズの制約として、電磁コアの厚さおよび直径を 50 mm 以内とする。コア外周の流体厚みは流体ギャップの 10 倍を最大とする（これに関しては後述する）。ただし、遺伝的アルゴリズムにおける突然変異の影響でこの条件を逸脱する解が示される場合もある。

（3） 目標

本研究では、遠隔操作系のハプティックデバイスの開発を目的としている。従来のハプティックデバイスには、低慣性のコアレスモータ等が使用されており、そのトルク慣性比は 40,000 Nm/(kgm²) 程度である。また、これまでに開発された MRF デバイスの最大／最小トルク比は数十倍であり、その応答時定数は小さな場合で 10 ms 程度である。以上の理由から、表 4 の目標を設定する。

表 4. 設計目標および制約

目標	
トルク／慣性比	40,000 Nm/(kgm ²) 以上
最大トルク／最小トルク比	100 倍以上
トルク応答時定数	10 ms 以下
制約	

ディスク厚さ	0.2 mm (h_d)
ディスク間流体ギャップ	0.1, 0.2, 0.3 & 0.4 mm (h_{fd})
使用流体	Lord MRF-140CG
マグネットワイヤ	ポリアミドイミド被覆線 0.2 mm 径 (被覆なし 0.2 mm (d_m)、被覆あり 0.25 mm (d'_m))
鉄心素材	電磁軟鉄黒皮、もしくはケイ素鋼を使用予定 ただし、解析は通常の鉄特性を使用
デバイスタイプ	多層円盤 (コア回転型/コア固定型)
最大電流	2 A (I_{max})
最大電圧	20 V
最大電力	10 W (P_{max})
デバイスの回転速度 ω_r	1.0 rad/s

①-2-2 多重円盤型 MRF デバイスの基本構造

本稿では、多重円盤型 MRF デバイスの基本構造として、(1) コア回転型と (2) コア固定型の二つの構造を対象とする。コア回転型多重円盤 MRF デバイスとは、電磁石用鉄心 (コア) が出力軸と一体となって回転する構造であり、構造が単純であるが慣性モーメントは大きくなる傾向にある。このコア回転型多重円盤 MRF デバイスに関しては、筆者らのインテリジェント制御型短下肢装具や、Ossur 社の能動膝義足など、応用研究、実用化されたものもある。

これに対してコア固定型多重円盤 MRF デバイスは、電磁石コアと出力軸が分離しており、慣性モーメントを低減することを可能とする。コア固定型多重円盤 MRF デバイスの一例として、傘型回転体を有する多重円盤 MRF デバイスを報告したが、その性能評価に関しては十分にできておらず、応用された事例は少ない。また、本構造は、回転慣性を軽減するためにコアと分離した薄板回転体を用いるが、流体との接触面が増えることから基底粘度の増加による最大/最小トルク比の低減も懸念される。さらに、目標とするトルクや、その結果として決定されるデバイスサイズによっては、コア固定型の慣性低減効果が十分に発揮されない可能性もある。

以上より本稿では、初期には多重円盤型 MRF デバイスの基本構造として、コア回転型/コア固定型のいずれかには限定せず、それぞれの構造に関して最適化設計を行い、さらにそれぞれの結果を比較することによって最終的に基本構造を決定する。以下、上記二つの基本構造に関して概要を示し、設計方針を説明する。

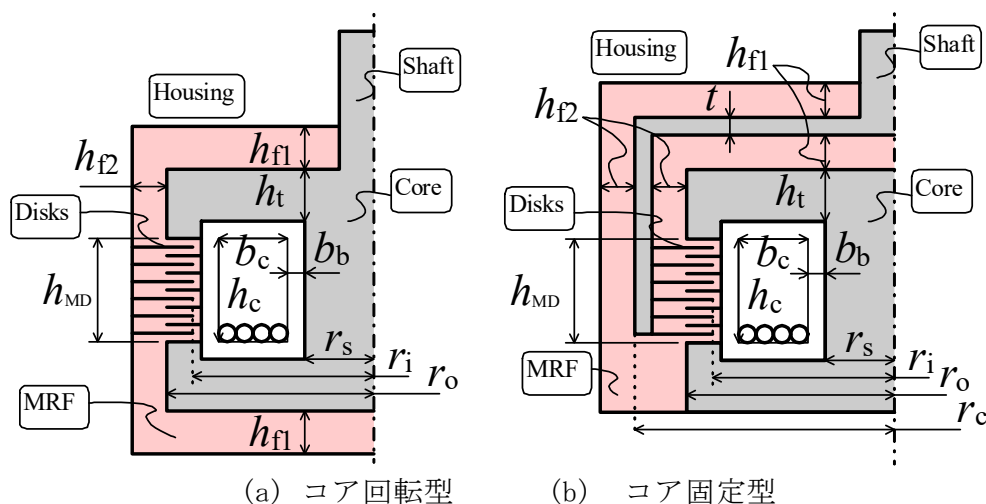


図 20 デバイスの基本構造 (正面断面図、一点鎖線は回転軸)

(1) コア回転型デバイス

図 20(a)にコア回転型デバイスの基本構造を示す。中心線を一点鎖線で示し、回転対称形の片側断面のみを示している。外側にはハウジングがあるが、今回の解析には無関係であるため描いていない。内側に電磁コア(Core)があり、これが出力軸(Shaft)とともに回転する。多重円盤はコアもしくはハウジングに固定され、それぞれが交互に積層されており、それらの間に MR 流体が充填されている。コア内部の電磁コイルへの電流印加によってコア内部に磁束が発生し、この MR 流体層を磁束が通過することによって MR 効果が発現する。

回転コアの外周には MR 流体が充填されているが、上下面の流体厚みは等価で h_{f1} とする。側面の厚みは h_{f2} とする。これらの流体厚みに関しては、大きければ大きいほど粘性抵抗は減るためトルク比の増加につながる。しかしながら、あまり大きすぎると多くの流体量が必要となり、デバイスサイズの増大等につながる。そこで、これらの流体厚みは流体ギャップ h_{fd} の 10 倍を最大値として、GA による最適化を行う。

(2) コア固定型デバイス

図 1 (b)にコア固定型デバイスの基本構造を示す。コア回転型と同様に、ハウジングは描いていない。コア回転型と異なり、電磁コアはハウジングに固定され回転しない。出力軸は、一枚の薄い円盤を介して回転シリンダに固定される。この円盤およびシリンダの厚さは共通で t とし、その厚さを 1 mm とする。多重円盤はコアもしくは回転シリンダに固定され、それぞれが交互に積層されており、それらの間に MR 流体が充填されている。電磁コア、並びに電磁コイルの構成は、コア回転型と同様である。

回転シリンダの内外周には MR 流体が充填されているが、上下面の流体厚みは等価で h_{f1} とする。また、内外側面の厚みも等価で h_{f2} とする。コア回転型と同様、これらの流体厚みは流体ギャップ h_{fd} の 10 倍を最大値として、GA による最適化を行う。

①-2-3 幾何学的制約

ここでは、最適化設計における幾何学的制約について述べるが、コア固定型はコア回転型の発展形であり、一部固有の条件を除いてほとんど同様である。

多層ディスクが N_p 対ある場合（ケース側 N_p 枚、コア側 $N_p - 1$ 枚）、流体は N_f ($=2N_p$) 層となる。したがって、流体層を含めた多層ディスク部の高さ h_{MD} は次のようになる。

$$h_{MD} = h_d(N_f - 1) + h_{fd}N_f \quad (6)$$

回転ディスクの上下 2 面が MR F で接しているものとし、磁場が印可される領域の最小半径を r_i [m]、最大半径を r_o [m] とする。まず、MRF の磁場印可面積 S_1 は式 (7-1) のように計算できる。

$$S_1 = \pi(r_o^2 - r_i^2) \quad (7-1)$$

次に、中心シャフトの断面積 S_2 は式 (7-2) のように計算できる。

$$S_2 = \pi r_s^2 \quad (7-2)$$

さらに、コイル上部の鉄心断面積（縦方向）は半径方向に変化するが、中心から $(r_s + r_o)/2$ の位置を代表値として、その断面積 S_3 を式 (7-3) のように定義する。

$$S_3 = 2\pi \frac{(r_s + r_o)}{2} h_t = \pi(r_s + r_o)h_t \quad (7-3)$$

r_s 、および r_o は独立した設計変数となる。ただし、少なくとも次は満たすべきである。ここで、 r_c は回転体の外半径であり、コア固定型のみ現れるパラメータである。

$$0 < r_s < r_i < r_o < r_c = r_o + h_{f1} + t \quad (8)$$

コイル断面積 A_m は次の関係にある。

$$A_m = b_c h_c \quad (9)$$

なお周囲にはボビン幅 b_b を確保する。コイル中心半径 r_m は次の関係にある。

$$r_m = r_s + b_b + \frac{b_c}{2} \quad (10)$$

ディスク半径に関してはコイルがおさまるサイズで無ければならない。なお、ディスク側面のギャップは粘性の影響を低減するため流体ギャップ h_f の 5 倍とした。

$$r_i = r_s + 2b_b + b_c + 5h_{fd} \quad (11)$$

形状的な制約として、下記を設ける。

$$h_c + 2b_b \geq h_{MD} \quad (12)$$

①-2-4 電磁気学的制約

まず、マグネットワイヤの断面が円形であり、銅線のみ直径を d_m [m]、被覆を含んだ直径を d'_m [m] とする。方形断面のマグネットワイヤを使用することで巻き線の充填率を増やすことが可能であるが細い線では一般的ではないためにここでは考えない。また、コイル断面積を A_m [m²] とし、コイルの中心からコイル断面の中心までの距離を r_m [m] とする (図 21)。

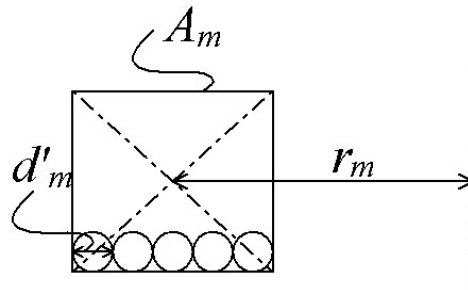


図 21 コイルのサイズ

右の巻き方であれば充填率は 90% 以上になるが、実際には左のような巻き方となり 78% 程度となる。さらに巻きはじめの無駄な面積なども考慮して 50% と仮定する。したがって、コイル断面積 A_m とコイル巻き数 N_w には次の関係がある。 N_w は整数であるため、不等号になる。

$$\frac{\pi}{4} (d'_m)^2 N_w < 0.5 A_m \quad (13)$$

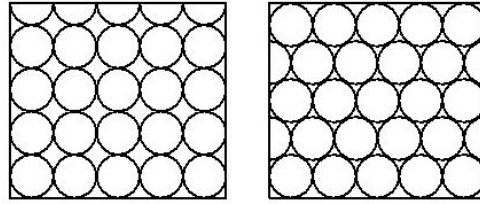


図 2.2 コイルの巻き方

コイルの電気抵抗値 R [Ω] はワイヤ長さに比例し、ワイヤの銅線部分の断面積に反比例する。比例定数を比抵抗と言ひ、材料固有の値である。ワイヤの素材が銅であるとすれば常温の比抵抗（抵抗率） ρ_c [Ωm] は おおよそ 1.68×10^{-8} であり、次式によって抵抗が求まる。

$$R = \rho_c \cdot \frac{2\pi r_m N_w}{\frac{\pi}{4}(d_m)^2} = \rho_c \cdot \frac{8r_m N_w}{d_m^2} \quad (14)$$

上述の電気抵抗値は直流電源に対する電流の流れにくさであり、交流電源が与えられた場合にはコイルのインダクタンス L [H] も考慮する必要がある。実際のコイルはそれ自体の電気抵抗 R とインダクタンス L を持っているため、その直列要素でモデル化する。すなわちコイルの両端の電圧を電圧 V [V]、その時に流れる電流を I [A] とすると次式を満たす。すなわち電流の時間変化でコイルのインピーダンスによる電圧降下が変わる。

$$V = RI + L \frac{dI}{dt} \quad (15)$$

磁束の漏れはなく、MRF に印可される磁束の数とコイル内部で発生する磁束の数が等しいと仮定する。この場合、電流 I と磁束密度 B の関係は次式である。ここで R_m は今考えている断面の磁気抵抗である。ただし、実際にはヨークの断面積は場所によって変化する。

$$B = \frac{\Phi}{S} = \frac{\frac{N_w I}{R_m}}{S} = \frac{N_w I}{R_m S} \quad (16)$$

異種材料（今回は MRF 層）、および異形状（断面積、磁路長）が混在する磁気抵抗は、電気回路の直列抵抗を倣って次のように置き換えればよい。電気抵抗と同じく、磁気抵抗は磁束が通過する距離が大きいほど大きな抵抗となる。これを磁路長と呼び、各断面に対応する磁路長 l_{m1} 、 l_{m2} 、 l_{m3} は次のように概算できる。

$$l_{m1} = h_c + 2b_b + h_t \quad (17-1)$$

$$l_{m2} = l_{m1} \quad (17-2)$$

$$l_{m3} = 2 \times \frac{(r_o + r_i)}{2} = r_o + r_i \quad (17-3)$$

鉄心と MRF の透磁率をそれぞれ μ_i 、 μ_f とすれば、磁気抵抗は次式となる。

$$R_m = \frac{l_{m1} - h_f N_f}{\mu_i S_1} + \frac{h_f N_f}{\mu_f S_1} + \frac{l_{m2}}{\mu_i S_2} + \frac{l_{m3}}{\mu_i S_3} \quad (18)$$

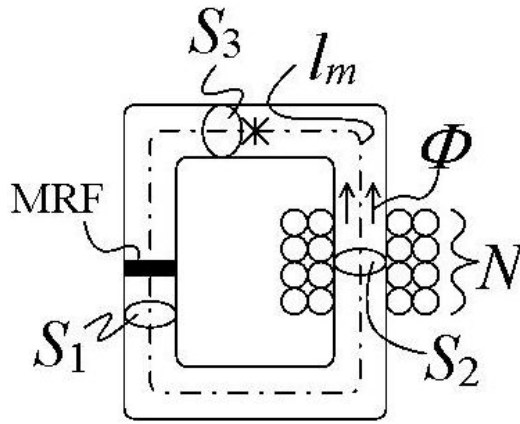


図 2 3 コイルの変数

①-2-5 目的関数 1 : 最大/最小トルク比の最大化

(1) MR 効果によるトルク (共通)

MR 効果により発現するトルクのみについて考える。単一ディスクの片面に発生する MR トルクを T_s [Nm] とすると、次式で計算できる。ただし、 r [m] と θ [rad] はそれぞれ、半径方向と周方向の積分変数である (図 24 参照)。また、MR F の降伏せん断応力を τ [Pa] とする。

$$T_s = \int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \{\tau(r d\theta dr)r\} = \frac{2}{3} \pi \{r_o^3 - r_i^3\} \tau \quad (19)$$

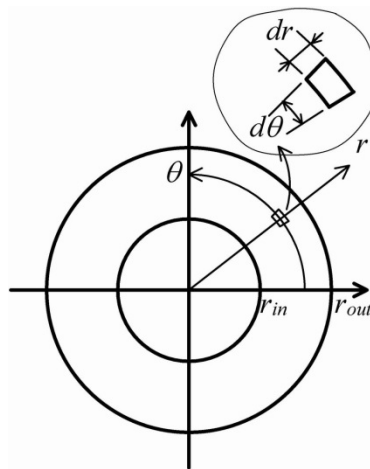


図 2 4 回転ディスクと有効面積 (コイル内蔵型)

全トルクは、MR F 層の総数 N_f で発生するトルクの総和である。したがって、全トルク T_{MR} [Nm] は次式となる。

$$T_{MR} = N_f T_s \quad (20)$$

(2) 基底粘性特性 (共通)

基底状態の (無磁場における) せん断応力を τ_v [Pa] とした場合、次式によってモデル化する。ここで、 τ_0 は無磁場における降伏応力を示す。

$$\tau_v = \eta \dot{\gamma} + \tau_0 \quad (21)$$

ディスクの回転角速度を ω_r [rad/s]とすると、半径 r の位置におけるギャップ h のせん断速度は次式で求まる。

$$\dot{\gamma} = \frac{r\omega_r}{h} \quad (22)$$

(3) 基底粘性トルク (コア回転型)

コア回転型の流体接触面を図25のように分け、各部分における粘性トルクを算出し、その合計値を粘性抵抗とする。

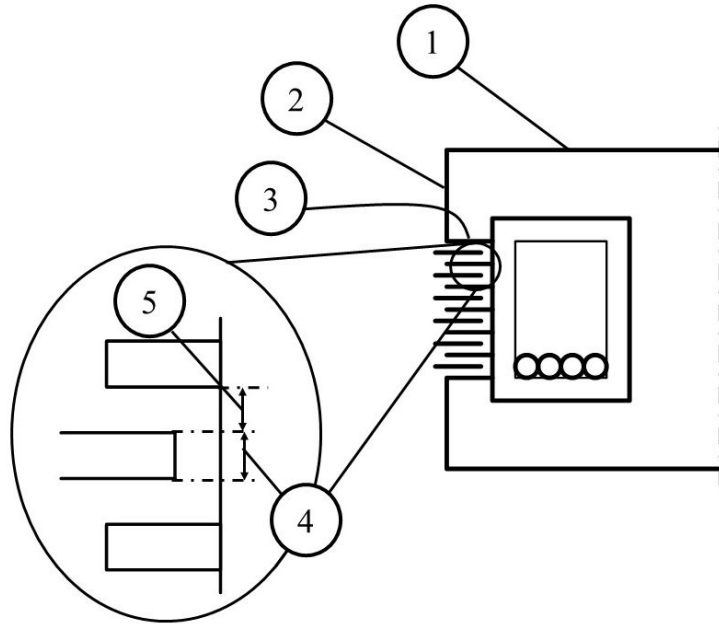


図25 粘性計算モデル (コア回転型)

①区間 (上下2面)

式(22)において $h = h_{f1}$ とし、式(19)において $r_i = 0$ として上下2面の分を考慮する。

$$T_{v1} = 2 \int_0^{r_o} \int_0^{2\pi} \left\{ \left(\eta \frac{r\omega_r}{h_{f1}} + \tau_0 \right) (rd\theta dr) r \right\} = \pi \eta \omega_r \frac{r_o^4}{h_{f1}} + \frac{4}{3} \pi \tau_0 r_o^3 \quad (23-1)$$

②区間

式(22)において $h = h_{f2}$ 、および $r = r_o$ とし、円柱側面のトルクを考えればよい。ここで、円柱高さ L は全体から④と⑤の高さを除いた分である。

$$T_{v2} = 2\pi r_o^2 \times L \times \tau = 2\pi r_o^2 (2h_t + h_c + 2b_b - h_{fd}N_f - h_dN_p) \left(\eta \frac{r_o\omega_r}{h_{f2}} + \tau_0 \right) \quad (23-2)$$

③区間 (積層分)

MRトルクの発生区間と同様であって、式(22)において $h = h_{fd}$ とすればよい。

$$T_{v3} = N_f \int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \left\{ \left(\eta \frac{r\omega_r}{h_{fd}} + \tau_0 \right) (rd\theta dr) r \right\} = N_p \pi \eta \omega_r \frac{(r_o^4 - r_i^4)}{h_{fd}} + \frac{N_p}{3} \pi \tau_0 (r_o^3 - r_i^3) \quad (23-3)$$

④区間 (積層分)

②区間と同様に円柱側面と考え、 $h = 5h_{fd}$ 、および $r = r_i$ と考える。円柱高さは片側のディスクの積層分である。

$$T_{v4} = 2\pi\eta\omega_r \frac{r_i^3}{5h_{fd}} h_d N_p + 2\pi r_i^2 h_d N_p \tau_o \quad (23-4)$$

⑤区間

この区間は微小サイズであるため、影響が小さいとして無視する。

シール摩擦トルク

流体シールとしては、既報で開発した低摩擦シール（材質 #31612A）を使用することを想定し、その摩擦抵抗は以下とする。

$$T_{seal} = 0.02 \text{ Nm} \quad (24)$$

(4) 基底粘性トルク（コア固定型）

コア固定型の流体接触面を図 2 6 のように分け、各部分における粘性トルクを算出し、その合計値を粘性抵抗とする。

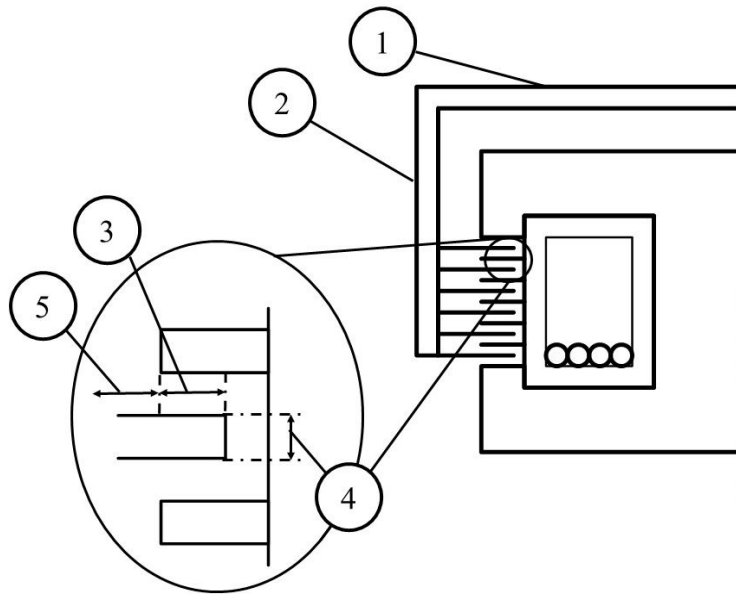


図 2 6 粘性計算モデル（コア固定型）

①区間（上下2面）

コア回転型の式（23-1）に対して、 r_o を r_c に置き換えた下記の式で近似する。

$$T_{v1} = \pi\eta\omega_r \frac{r_c^4}{h_{f1}} + \frac{4}{3} \pi\tau_o r_c^3 \quad (25-1)$$

②区間（内外2面）

コア回転型の式（23-2）に対して、円柱高さを半分にしてさらに h_{f1} を足し、半径を r_c に置き換え、内外2面あるので2倍にした下記の式で近似する。

$$T_{v2} = 2\pi r_c^2 (2h_t + h_c + 2b_b - h_{fd}N_f - h_dN_p + h_{f1}) \left(\eta \frac{r_c \omega_r}{h_{f2}} + \tau_0 \right) \quad (25-2)$$

③区間（積層分）

コア回転型の式（23-3）と同一であるが再掲する。

$$T_{v3} = N_f \int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \left\{ \left(\eta \frac{r \omega_r}{h_{fd}} + \tau_0 \right) (r d\theta dr) r \right\} = N_p \pi \eta \omega_r \frac{(r_o^4 - r_i^4)}{h_{fd}} + \frac{N_p}{3} \pi \tau_0 (r_o^3 - r_i^3) \quad (25-3)$$

④区間（積層分）

コア回転型の式（23-4）と同一であるが再掲する。

$$T_{v4} = 2\pi \eta \omega_r \frac{r_i^3}{5h_{fd}} h_d N_p + 2\pi r_i^2 h_d N_p \tau_0 \quad (25-4)$$

⑤区間

この区間は影響が小さいとして無視する。

シール摩擦トルク

コア回転型と同様であり、式(24)を仮定する。

(5) 出力トルクの最大／最小比（共通）

デバイスの最小トルクは基底粘性トルクとシールトルクの和に等しい。

$$T_{min} = \Sigma T_{vi} + T_{seal} \quad (26)$$

デバイスの最大トルクは、制御可能な MR トルクと制御できない最小トルクの和である。

$$T_{max} = T_{MR} + T_{min} \quad (27)$$

結果として、目標関数であるトルク比 R_t は下記のようになる。

$$R_t = T_{max}/T_{min} \quad (28)$$

①-2-6 目的関数 2：トルク／慣性比の最大化

(1) コア回転型

コア回転体の慣性モーメントの内、主要な部分は電磁コアとコイルである。電磁コアの慣性モーメント J_1 は、流体ギャップ部が微小として無視をすれば、半径 r_o の鉄製の円柱からコイル領域を除いたものと考えられる。すなわち、次式で求められる。ただし、 ρ_1 は鉄の密度である（約 7870 kg/m³）。

$$J_1 = \frac{1}{2} \rho_1 \pi (2h_t + 2b_b + h_c) r_o^4 - \frac{1}{2} \rho_1 \pi (2b_b + h_c) \{ (r_s + 2b_b + b_c)^4 - r_s^4 \} \quad (29)$$

次にコイルの慣性モーメント J_2 は、コイル領域に対して銅（密度 ρ_2 = 約 8960 kg/m³）が式(13)を参考に計算される充填率で充填されていると考え、次式で求める。

$$J_2 = \frac{1}{2} \frac{\pi d_m^2 N_w}{4A_m} \rho_2 \pi (2b_b + h_c) \{ (r_s + 2b_b + b_c)^4 - r_s^4 \} \quad (30)$$

結果として、上記の J_1 と J_2 の合計が回転部の慣性モーメントに対する近似値 J となり、さらに、式(27)との比が二つ目の目的関数であるトルク／慣性比 R_i となる。

$$J = \frac{1}{2}\rho_1\pi(2h_t + 2b_b + h_c)r_o^4 + \frac{1}{2}\left(\frac{\pi d_m^2 N_w}{4A_m}\rho_2 - \rho_1\right)\pi(2b_b + h_c)\{(r_s + 2b_b + b_c)^4 - r_s^4\} \quad (31)$$

$$R_i = T_{max}/J \quad (32)$$

(2) コア固定型

回転体の慣性モーメントの内、主要な部分は連結円盤と円筒部、および多層ディスクである。連結円盤と円筒部は慣性を低減させるためにアルミ合金を用い、多層ディスクは鉄系材料で製作する。連結円盤と円筒部を合わせた慣性モーメントを J_1 は、次式で求められる。ただし、 ρ_3 はアルミの密度である (約 2700 kg/m³)。

$$J_1 = \frac{1}{2}\rho_3\pi t r_c^4 + \frac{1}{2}\rho_3\pi(h_{f1} + h_t + h_{MD})(r_c^4 - (r_c - t)^4) \quad (33)$$

次に多層ディスクの慣性モーメント J_2 は、次式で求まる。

$$J_2 = \frac{1}{2}\rho_1\pi N_p h_d ((r_c - t)^4 - (r_c - t - r_i)^4) \quad (34)$$

以下、コア回転型と同様にトルク／慣性比 R_i を求める。

①-2-7 遺伝的アルゴリズムによる最適化

設計当初、MRF-140 (5年経過品) に関するデータしか得られておらず、他の流体の入手と特性評価を待っていると期限内にデバイス開発と評価まで達成が困難であった。そこで MRF-140CG (5年経過品) の特性モデルと、上記で定式化されたデバイスの設計モデルに対してGA解析による最適形状の考察を行う。新品の各種流体特性を用いた最適化設計は 2019 年度に実施する。

(1) 定数

表 4 以外の定数を表 5 にまとめた。

表 5. 定数

ポピン厚さ b_b	1.0 mm
流体粘度 (140CG @ 20°C) η	1.29 Pas (5年経過品)
降伏応力 (140CG @ 0 s ⁻¹) τ_0	161 Pa (流体交換前の値)
ワイヤ比抵抗 ρ_c	$1.68 \times 10^{-8} \Omega m$
真空の透磁率 μ_0	$4\pi \times 10^{-7} H/m$
鉄心の比透磁率モデル	
初期の比透磁率 $\chi_0 (= \mu_r / \mu_0)$	1000
飽和磁束密度 B_{max}	2.0 T
シフト磁束密度 B_s	1.0 T
ゲイン g_a	10
MRF-140CG の比透磁率モデル	
初期の比透磁率 $\chi_0 (= \mu_r / \mu_0)$	8.3

飽和磁束密度 B_{max}	1.5 T
シフト磁束密度 B_s	0.4 T
ゲイン g_a	6.0
シール摩擦トルク	0.02 Nm
設計帯域 ω	2513 Hz

(2) 解析条件

多目的遺伝的アルゴリズムを用いて最適解を探索した。解析条件を表 6 に示す。遺伝的アルゴリズムのプログラムは Python の DEAP ライブラリを用いた。交差規則は cxTwoPoint を、突然変異の規則は mutFlipBit を、選択の規則は selTournament を用いた。個体数を 10000、世代数を 50 とした。適合度の重みは試行錯誤により決めた。正の値は目的関数の最大化を、負の値は最小化を示す。

表 6. 遺伝的アルゴリズムにおける解析条件 (コイル内蔵型)

項目	値など
個体数	10000
世代数	50
交差確率	0.5
突然変異確率	0.05
適合度の重み (最大化は正)	最大/最小トルク比: 1.0 トルク/慣性比: 0.2 消費電力: -0.2 最大高さ: -1.0 最大直径: -1.0

(3) 結果 (コア回転型、コア直径 50 mm)

コア回転型デバイスに対する最適化計算の結果を図 27、および 28 に示す。いずれのグラフも黒丸 (左軸) が最大/最小トルク比を、白丸 (右軸) がトルク/慣性比を示す。図 27 はディスク対数を 3 に固定した際の流体ギャップ (横軸) の影響を示し、図 28 は流体ギャップを 0.1 mm (左) もしくは 0.2 mm (右) に固定した際のディスク対数 (横軸) の影響を示す。グラフ中の数字は定格トルクを示す。今回のサイズ制約 (厚さ、高さ共に 50 mm 以内) に対して、図 27、28 のすべての解が制約範囲内であった。

図 27 において流体ギャップが 0.1 mm の場合と 0.2 mm の場合を比較すると、0.1 mm の場合のほうがトルク/慣性比が高い。これは、流体ギャップを小さくすることによって磁束が通りやすくなり、コイルを含むデバイスの小型化が達成されたことで回転慣性が低減した結果である。しかし、ギャップサイズが低減したことでせん断速度が上昇し、基底粘性トルクが増幅したことによって最大/最小トルク比は低下している。流体ギャップが 0.3 mm を超えて増加した場合は、最大/最小トルク比、トルク/慣性比、ともに低下する。

図 28 によれば、ディスク対数は多ければ多いほど、最大/最小トルク比、トルク/慣性比、ともに上昇する。しかしながら、最大/最小トルク比は対数 5 程度で飽和している。ギャップが小さいほうがトルク/慣性比を大きくするが、逆に最大/最小トルク比は低減している。今回のサイズの場合、ギャップは 0.2 mm のほうが望ましい。

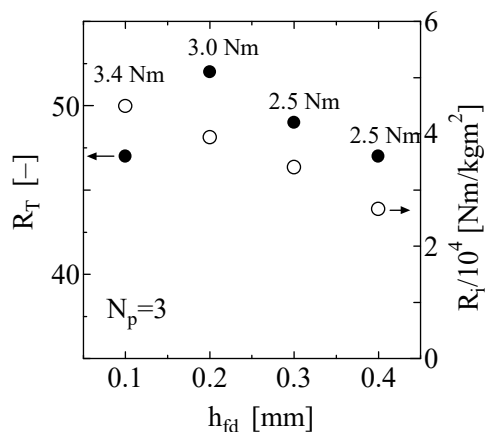
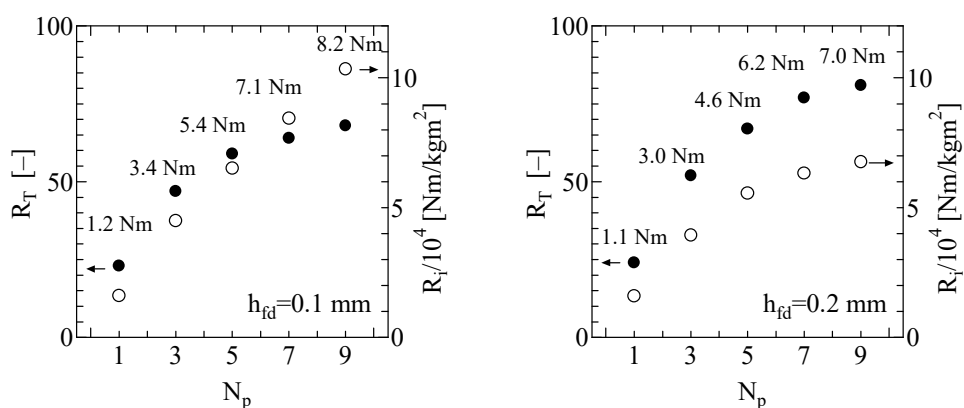


図 27 流体ギャップの影響（コア回転型）



(a) ギャップ 0.1 mm

(b) ギャップ 0.2 mm

図 28 ディスク対数の影響（コア回転型）

(4) 結果（コア固定型、コア直径 50 mm）

コア固定型デバイスに対する最適化計算の結果を図 29、および 30 に示す。グラフの表記方法は図 27 および 28 と同じである。今回のサイズ制約（厚さ、高さ共に 50 mm 以内）に対して、図 29、30 のすべての解が制約範囲内であった。

図 29 の結果は流体ギャップの影響が大きく、特にギャップ 0.2 mm と 0.3 mm の間に大きな隔たりがある。電力 10W 制限によるペナルティの影響が結果に大きく影響したものとする。コア回転型に比べて、コア固定型のトルク／慣性比は最大で 10 倍程度高く、すべての条件で目標値を容易に超える。しかし、最大／最小トルク比はコア回転型よりも 2~4 割低減する。

図 30 によれば、ディスク対数は多ければ多いほど、最大／最小トルク比、トルク／慣性比、ともに上昇する。しかしながら、ギャップが 0.2 mm の場合は、対数 5 でトルク／慣性比は飽和する。

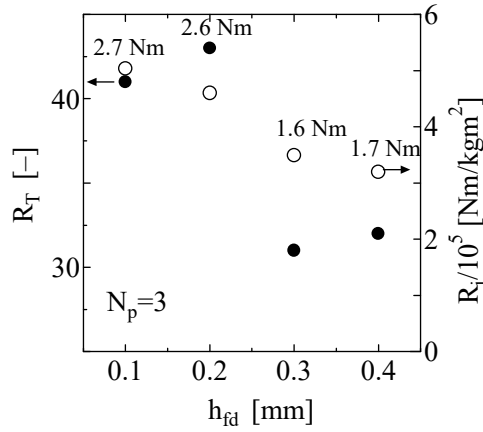
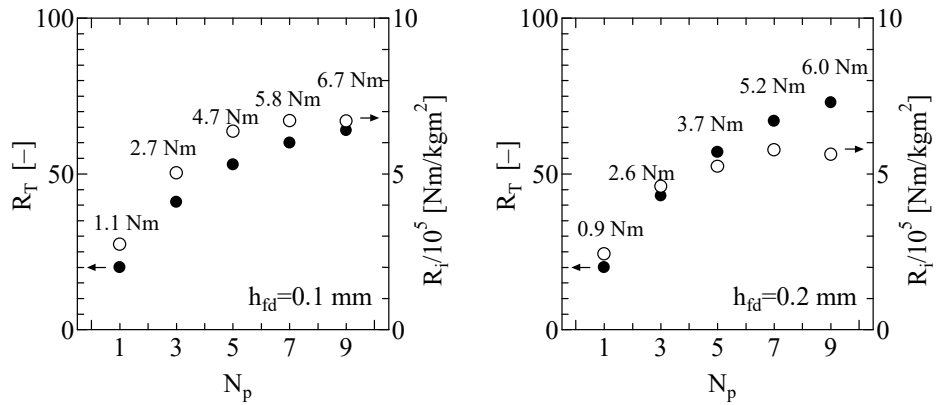


図 29 流体ギャップの影響 (コア固定型)



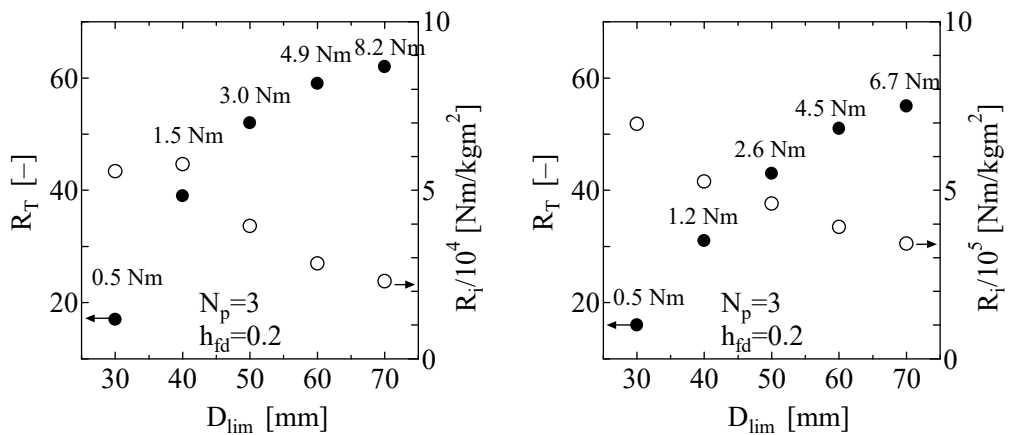
(a) ギャップ 0.1 mm

(b) ギャップ 0.2 mm

図 30 ディスク対数の影響 (コア固定型)

(5) 結果 (両タイプ、コア直径制限の影響)

以上の通り、今回のサイズ制約 (厚さ、高さ共に 50 mm 以内) では、コア回転型のほうが有利な結果となった。そこで、コア直径制限を変更した時の両タイプの最適化計算を実施し、コアサイズの影響を確認した。結果を図 31 に示す。コア回転型では、直径 40 mm 程度からトルク/慣性比が大きく低減し、70 mm では 2 万 Nm / kgm² 程度まで減少する。コア固定型では、直径が大きくなるに従ってトルク/慣性比は緩やかに低減するが、70 mm でも 30 万 Nm / kgm² 程度までしか減少しない。コア固定型は、コア回転型に比べて最大/最小トルク比がやや小さくなるが、定格トルクで 5 Nm 程度以上のデバイスでは、トルク/慣性比を大きく確保できるために有利である。



(a) コア回転型

(b) コア固定型

図 31 コア直径制限の影響

(6) 結果 (コア回転型, コア直径 40mm におけるディスク対数の影響)

図 31 (a)によれば、コア回転型のトルク／慣性比は、コア直径 40 mm を境に大きく低減している。そこで、コア直径を 40 mm に制限した場合について、改めてディスク対数との関係を求めた。

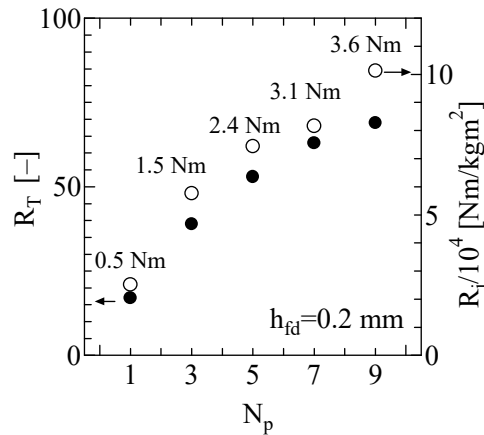


図 3 2 ディスク対数の影響 (コア回転型, 直径 40 mm)

(7) 考察

今回の解析結果から、140CG を用いたコア回転型ではディスク対数が 5 以上でトルク／慣性比は目標値の 40000 Nm/kgm² を超えることが分かった。当初、コア回転型は重たいコイル、鉄心を回転させる構造であるためにトルク／慣性比が目標を達成することが容易ではないと考えていた。しかしながら、今回、対象としている小型のデバイスの場合、慣性モーメントがそれほど大きくなりえないため、コア回転型であっても目標達成しやすい。それに反して、最大／最小トルク比は、現状の設計範囲では達成することが困難であることが分かった。現在の設計では、MRF-140CG (5 年経過品) の特性に基づき設計を行っているが、新品もしくは他のグレードに関して今後検討し、目標達成を目指す。

コア固定型はコア回転型に比べて、トルク慣性比は 10 倍程度にできるが、最大最小トルク比が 1-2 割程度下がる。これは、今回検討しているデバイスサイズが小型であることが原因と考えられる。さらに大きなデバイスを検討する場合はコア固定構造が有利に働くが、小型デバイスの場合は最大／最小トルク比を上げにくいコア固定型は不利である。

以上の結果から、デバイスの基本構成としてはコア回転型を採用し、最大／最小トルク比に関しては目標値を超えていないがトルク／慣性比に関して目標値を超える条件として、ディスク対数 5、ギャップ 0.2 mm、コア直径 40 mm を第一試作 (標準デバイス) として選定することとする。結果として選定したデバイスパラメータを表 7 に示す。実数は最小 0.1 mm 単位でキリの良い数に繰り上げた。

表 7. 選定したデバイスパラメータ (コア回転型)

ディスク対数 N_p	5
流体ギャップ h_{f1}	1.0 mm
流体ギャップ h_{f2}	1.0 mm
シャフト半径 r_s	10.0 mm
内外半径差 $r_o - r_i$	4.0 mm
ディスク半径 (外) r_o	20.0 mm
鉄心高さ h_t	4.0 mm
コイル厚さ b_c	3.0 mm
コイル高さ h_c	10.0 mm

コイル巻き数 N_w	282
コイル電流 I_c	0.92 A
最大／最小トルク比 R_T	53
トルク／慣性比 R_i	74000
出力トルク T	2.4 Nm
平均電力 P	9.8 W
磁束密度 B	0.61 T
最大厚さ（外周流体含み，ケース除く）	22.0mm
最大直径（外周流体含み，ケース除く）	42.0 mm

①-2-8 デバイスの詳細設計（2018年度版）

上記、最適化された概念設計形状に対し、これを具現化するための詳細構造を検討した。軸受けはアンギュラ玉軸受を背面合わせ2個で使用し、リップシール型流体シール（スターライト工業製#31612A）一つで流体封入した。ディスクおよび鉄心は電磁軟鉄、ハウジングとボビン樹脂、シャフトは非磁性体金属（SUSおよびアルミ合金）とした。流体の温度変化による体積変化、それに伴う漏れを防止するために、コア中心の直径10 mmの貫通穴にピストン機構を設けることとした。

製作された第一試作機の外観を図33に示す。ハウジングはポリカーボネート（PC）で作製し、質量の低減と流体充填状況の把握を容易にした。流体シールとして使用したリップシールは、フッ素樹脂からなる一体の部品であり、素材自体が持つ弾性によって軸を締め付け流体の漏れを防止する。その形状は、事前に圧縮成形するが、使用前にダミーシャフトによって癖付けする（図33左）。流体無しのデバイス質量は254 gであり、空転摩擦トルクは0.016 Nmであった。また、デバイスの慣性モーメントは $3.34 \times 10^{-5} \text{ kgm}^2$ であった。

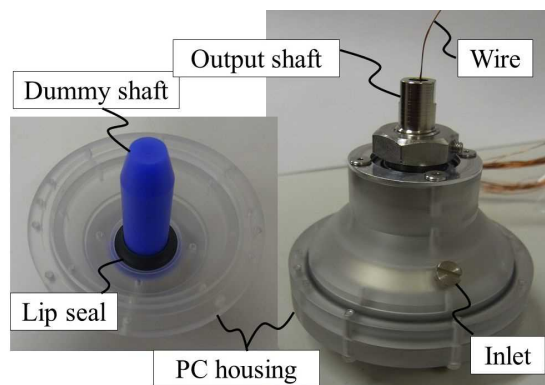


図33 第一試作機の流体シールと外観

①-2-9 特性試験

(1) 方法

評価装置を図34に示す。本装置は、ACサーボモータ（安川電機、SGMAV-08A、750W、2.39 Nm、ギヤ無し）、トルクセンサ（ユニパルス、UTMII-5Nm）、MRFデバイスを、弾性体カップリングを介して一軸に連結した装置である。電流源としては、電流サーボアンプ（サーボテクノ、LA220C）を用い、リアルタイムLinux（ART-Linux）をインストールしたPCからサンプリングタイム1msで制御した。電流値は、サーボ式直流電流センサ（U. R. D, Co.、HCS-20-SC-A-05z、応答1.5マイクロ秒）により計測した。

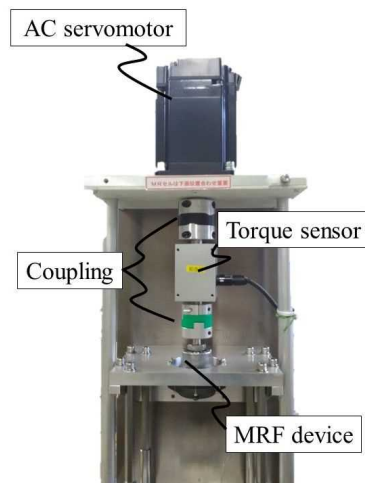


図 3 4 MRF デバイス評価装置

計測対象であるMR F デバイスの流体充填空隙サイズは体積変化吸収用ピストンを下端から 4 mm 押し込んだ位置で約 6.32 cc である。充填するMR F は、Lord 社の 3 種の流体 (MRF-140CG、132DG、および 122EG) とし、それぞれを流体充填口より一旦充填した後、真空チャンバーで脱気し、再充填を行った。質量測定と各流体の比重の値から、上記空隙容量とおおむね等しいことを確認することによって充填されたことを確認した。

試験時には、サーボモータによってMR F デバイスの出力軸を 10、20、30、60、および 120 rpm の一定速度で一周回転させ、介在するトルク計で伝達トルクを計測した。各回転速度に対して、内部コイルへ 0.0、0.2、0.4、0.6、0.8、および、1.0 A の電流を印加した。

流体充填後の継時変化を確認するために、132DG のみに関して充填直後、1、2、および 3 週間後、および 1 ヶ月後にも同様の測定を行った。

(2) 結果 (流体ごとの比較)

各流体の一定電流下における平均トルクを図 35~37 に、ステップ状電流印加に対する応答を図 38~40 に示す。平均トルクの結果に関して、横軸の回転速度は rad/s に変換している。白プロットがシミュレーションによる予測値、黒プロットが実測値である。

140CG、132DG に関しては、シミュレーションと実測は高い精度で一致した。122EG に関しては大きな差が観測された。応答時定数は 140CG、132DG では 10ms 程度であったが、122EG では 20ms 程度であった。

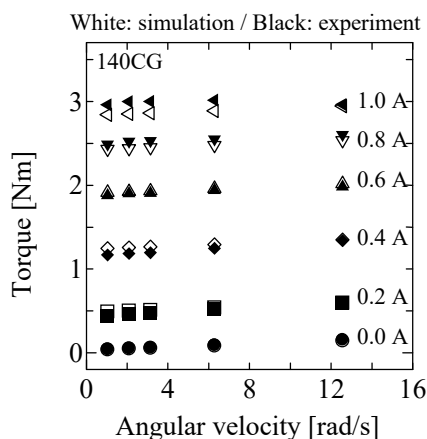


図 3 5 平均トルク (140CG)

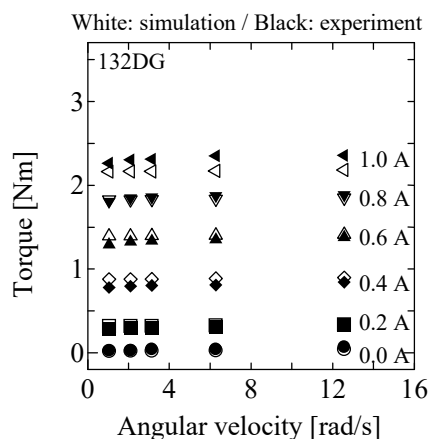


図 3 6 平均トルク (132DG)

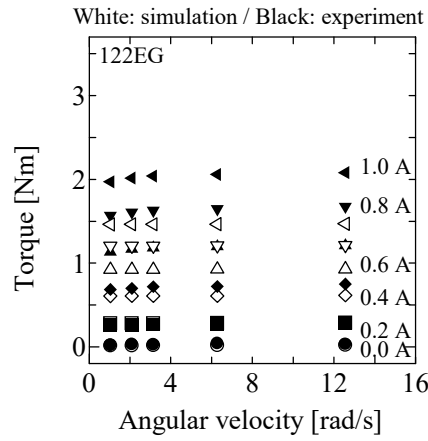


図 3 7 平均トルク (122EG)

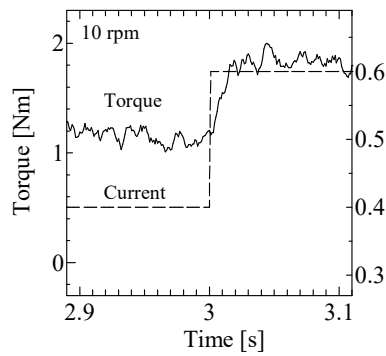


図 3 8 ステップ応答 (140CG)

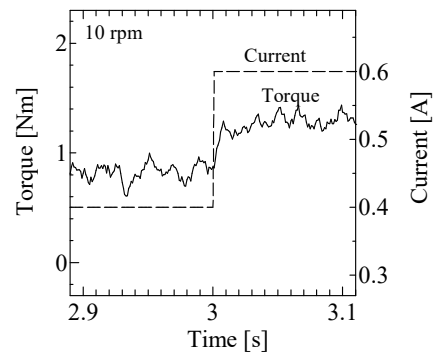


図 3 9 ステップ応答 (132DG)

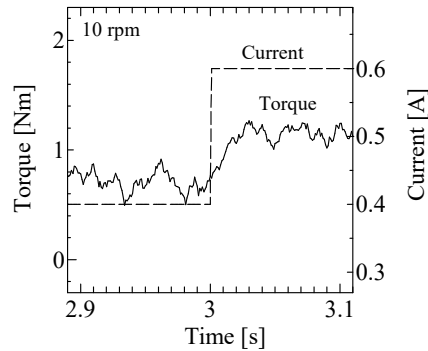


図 4 0 ステップ応答 (122EG)

(3) 結果 (132DG に対する継時変化)

132DG に対する継時変化測定の結果を図 4 1 に示す。黒プロットは実測値の平均、エラーバーは標準偏差を示す。変化は小さく、絶対値が小さい基底状態を除いて変動係数は 3%程度であった。

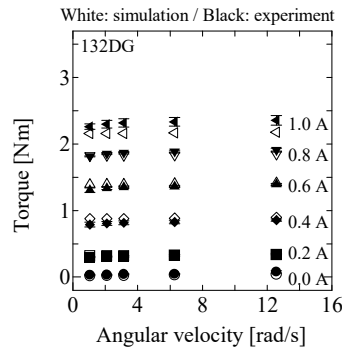


図 4 1 平均トルクの継時変化 (132DG)

①-2-10 再設計(2019年度版)

(1) 設計目標 (2019年の変更点)

2018年度(上記項目①-2-8)に開発された試作1号機は、目標トルク 2.0 Nm、最大/最小トルク比 100 を目標として設計・開発した。これに MRF-132DG を充填した時、10 rpm の最大/最小トルク比 (0A/1.0A) で 87 倍、低速時の最小トルクは 0.026 Nm、定格トルク (1A) は 2.262 Nm であり、目標をおおむね達成した。しかしながら、定格トルクが大きすぎ、指先への繊細な力制御を目的としたデバイスとしては性能が冗長であった。そこで、実デバイス向けに小型試作機の再設計を行った。試作1号機に対する手触り試験の結果、次の目標を設定した。

(A) 最大/最小トルク比の目標値を 50 とする。

(B) コア直径を 30 mm とする。

2018年度の決定事項と合わせて、設計目標を表 8 に示す。表 8 以外の定数は表 9 にまとめた。

表 8. MR 流体デバイスの設計目標 (2019年度)

目標	
トルク/慣性比	40,000 Nm/(kgm ²)以上
最大トルク/最小トルク比	50 倍以上
トルク応答時定数	10 ms 以下
制約	
ディスク厚さ	0.3 mm (h_d)
ディスク間流体ギャップ	0.2 mm (h_{fd})
使用流体	Lord MRF-132DG
マグネットワイヤ	ポリアミドイミド被覆線 0.2 mm 径 (被覆なし 0.2 mm(d_m), 被覆あり 0.25 mm (d'_m))
鉄心素材	電磁軟鉄黒皮
デバイスタイプ	コア回転型多層円盤構造
最大電流	2 A (I_{max})
最大電圧	20 V
最大電力	10 W (P_{max})
デバイスの回転速度 ω_r	1.0 rad/s

表 9. 定数

ボビン厚さ b_b	1.0 mm
流体粘度(132DG @ 20°C) η	0.204 Pas
降伏応力(140CG @ 0 s ⁻¹) τ_0	13.2 Pa
ワイヤ比抵抗 ρ_c	$1.68 \times 10^{-8} \Omega\text{m}$
真空の透磁率 μ_0	$4\pi \times 10^{-7} \text{H/m}$
鉄心の比透磁率モデル 初期の比透磁率 $\chi_0 (= \mu_i / \mu_0)$ 飽和磁束密度 B_{max} シフト磁束密度 B_s ゲイン g_a	1000 2.0 T 1.0 T 10
MRF-132DG の比透磁率モデル 初期の比透磁率 $\chi_0 (= \mu_f / \mu_0)$ 飽和磁束密度 B_{max} シフト磁束密度 B_s ゲイン g_a	7.0 1.5 T 0.3 T 7.0
シール摩擦トルク	0.011 Nm (軸径 10 mm 想定)
設計帯域 ω	2513 Hz

(2) 遺伝的アルゴリズムによる再設計

多目的遺伝的アルゴリズムの解析方法と条件は昨年度と同様である(表 10)。結果、表 11 を第一候補とした。

表 10. 遺伝的アルゴリズムにおける解析条件

項目	値など
個体数	10000
世代数	50
交差確率	0.5
突然変異確率	0.05
適合度の重み (最大化は正)	最大/最小トルク比: 1.0 トルク/慣性比: 0.2 消費電力: -0.2 最大高さ: -1.0 最大直径: -1.0

表 11. 選定したデバイスパラメータ

ディスク対数 N_p	3
流体ギャップ h_{f1}	1.0 mm
流体ギャップ h_{f2}	1.0 mm
シャフト半径 r_s	6.5 mm
内外半径差 $r_o - r_i$	2.5 mm
ディスク半径 (外) r_o	15 mm
鉄心高さ h_t	3.0 mm
コイル厚さ b_c	3.0 mm
コイル高さ h_c	10.0 mm
コイル巻き数 N_w	270

コイル電流 I_c	1.0 A
最大／最小トルク比 R_T	52
トルク／慣性比 R_i	64600
出力トルク T	0.62 Nm
平均電力 P	8.2 W
磁束密度 B	0.6 T
最大厚さ (外周流体含み, ケース除く)	20.0mm
最大直径 (外周流体含み, ケース除く)	32.0 mm

(3) 有限要素法による静磁場解析

解析モデルは Solidworks2020 を用いて作成し、静磁場解析には ANSYS19.1 を用いた。磁束は磁性体を優先的に通過し、非磁性体部では急激に減少する。従って解析対象としては、電磁コア、流体ギャップ、積層ディスク、および電磁コア周囲の MRF 層までとした。磁不変の解析である静磁場解析では、断面形状に対する 2 次元解析で求めることができる。また、解析対象が回転対称形であることから、周方向に角度 1 度分を切り出した形状を解析モデル (図 42) とし、断面に対称拘束を設定した。3 次元磁場解析によって予測結果の妥当性を検証し、さらに角部など余計な形状の削除を行って更なる小型化を試みた (図 43)。試作 1 号機において、コアを中空とし、圧力逃がしのためのピストン機構を中空内に収めた。そこで試作 2 号機でも同様の機構を用いるための中空部を設けた。ここでは、穴径を 5mm の場合とした。さらに、電磁コアの外側および穴の角部に 2 mm の面取りを施した。流体ギャップ部の磁束密度はやや下がったものの、約 0.6 T を維持した。

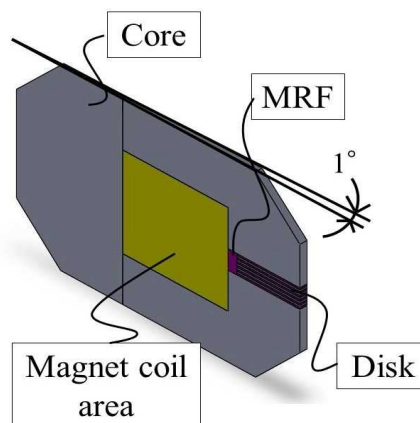
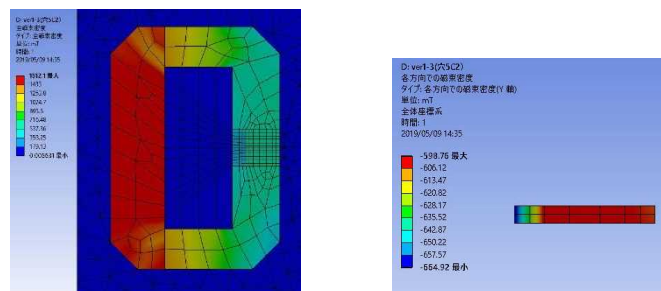


図 42 磁場解析モデルの例



(a) 片側断面

(b) 流体中間層

図 43 MR 流体デバイス(第二試作機)の磁場解析

(4) デバイスの詳細設計

上記の概念設計形状に対し、これを具現化するための詳細構造を検討した。図 44 にデバイスの断面図を示す。軸受けはアンギュラ玉軸受 (NSK, 706ATYNDBLP5) を背面合わせ 2 個で使用し、リップシール型流体シール (スターライト工業製, 内径 $\phi 8$ mm, #31612A) 一つで流体封入した。流体シールとして使用したリップシールは、フッ素樹脂からなる一体の部品であり、素材自体が持つ弾性によって軸を締め付け流体の漏れを防止する。ディスク、鉄心およびシャフトは電磁軟鉄 (BMR2)、ボビンは樹脂 (ベークライト)、ハウジングは非磁性体金属であるアルミ合金 (A5052) とした。流体の温度変化による体積変化、それに伴う漏れを防止するために、コア中心の直径 5 mm の穴にピストン機構を設けることとした。コイル線は直径 5 mm の上部の直径 1.2 mm の貫通穴を通り、デバイスの外へ出す。

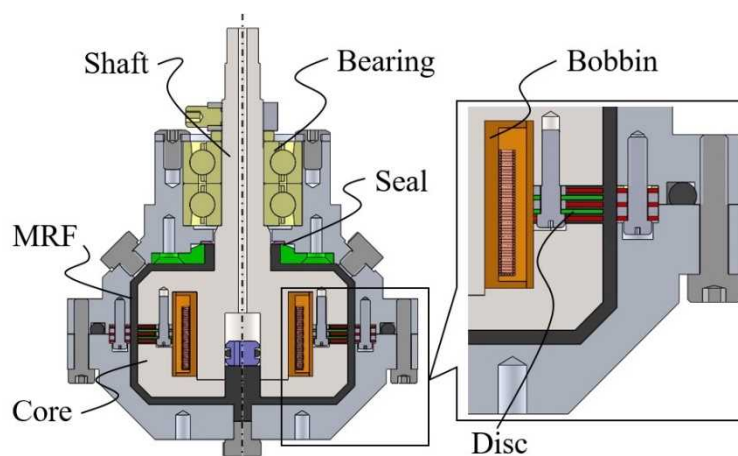


図 44 第二試作機 詳細設計 (断面)

製作された第二試作機の外観を図 45 に示す。流体無しのデバイス質量は 181.5 g (一次試作機は 254 g) であり、空転摩擦トルクは 0.005 Nm (一次試作機は 0.016 Nm) であった。また、デバイスの慣性モーメントは 1.29×10^{-5} kgm² (一次試作機は 3.34×10^{-5} kgm²) であった。



図 45 第二試作機の外観

(5) 特性試験

評価装置は図 34 と同様である。充填する MR F は、2018 年度に決定した通り Lord 社 132DG とした。試験時には、サーボモータによって MR デバイスの出力軸を 10、20、30、60 および 120 rpm の一定速度で一周回転させ、介在するトルク計で伝達トルクを計測した。各回転速度に対して、内部コイルへ 0.0、0.2、0.4、0.6、0.8 および 1.0 A の電流を印加した。

各流体の一定電流下における平均トルクを図 46 に、ステップ状電流印加に対する応答を図 47 に示す。白プロットがシミュレーションによる予測値、黒プロットが実測値である。平均トルクに関して、低入力 (0.0A ~ 0.2 A) および高入力 (0.8A ~ 1.0 A) でシミュレーションと実測は高い精度で一致した。中程度の入力では誤差が大きいものの、測定結果に基づくモデル

化により補正を行うことができる。応答時定数は 5ms 程度（第一試作は 10ms 程度）であった。

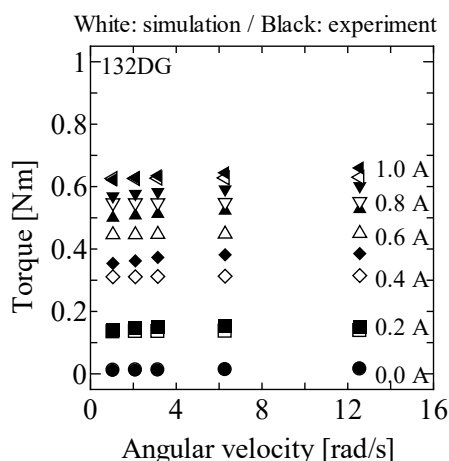


図 46 平均トルク (第二試作機)

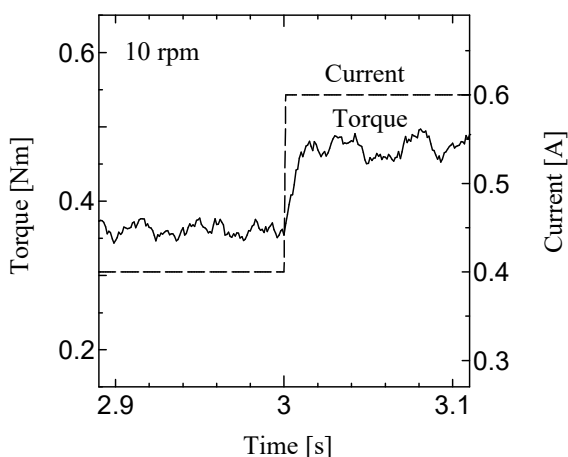


図 47 ステップ応答 (第二試作機)

応答時定数に関しては 5 ms 程度となり、第一試作と同様に目標達成している。静的トルクに関しては、定格入力時 (1.0 A) のトルク特性が予測値とほぼ同じであり、設計が問題なく行えている。さらに、基底粘性時 (0.0 A) の摩擦は 0.01 Nm 程度であり、設計値とほぼ同等の値となった。回転数 10 rpm において、最大/最小トルク比は約 63 倍であり、設計値よりやや高い値を達成した。トルク慣性比は約 77500 Nm/kgm² であり、第一試作機とほぼ同等で当初目標を十分に達成した。

①-3 革新的なMR流体アクチュエータの製作

(1) はじめに

①-2では、遠隔操作系のハプティックデバイスに適した多重円盤型 MRF デバイス (以下、ハプティック MRD) の最適設計を行った。その結果として、定格 0.6 Nm、応答時定数 5 ms 程度、基底粘性時 (0.0 A) の摩擦 0.01 Nm 程度のハプティック MRD を開発した。本開発フェーズでは、これを二つ用いたツインドライブ MR アクチュエータ (以下、TD-MRA) の開発と特性評価を行った。

(2) TD-MRA の基本構造

TD-MRA として、ベルト伝達タイプとリンク伝達タイプの二つのタイプを提案する。図 48 にベルト伝達型 TD-MRA (以下、TD-MRA(B)) の基本構造を、図 9 にリンク伝達型 TD-MRA (以下、TD-MRA(L)) の基本構造をそれぞれ示す。

TD-MRA(B)、TD-MRA(L)ともに、1 台の AC サーボモータの動力を正転-逆転ギヤによって両側回転に分岐し、各軸の途中に 1 台ずつ MR デバイスを介在させる。TD-MRA(B)ではベルトプーリ伝達機構によって、TD-MRA(L)では、並行リンク機構によって各 MR デバイスの出力を結合し、出力軸より正転-逆転トルクの差分を出力する。これにより、各デバイスの基底摩擦はキャンセルされる。

ベルト伝達型は基本的に連続回転可能であるが、マグネットワイヤの絡まりを考慮しても可動域が 360° 以上あり広い。その代わりに、歯付きベルトの摩擦損失があるためバックドライブ時の摩擦が一定以上ある。リンク伝達型は、リンクの可動域が 120° 程度であり制限があるが、バックドライブ時の摩擦はボールベアリングの摩擦のみであるために非常に小さい。可動域が小さくても良い場合にはリンク型が推奨され、可動域を広くとる必要がある場合にはベルト型が推奨される。

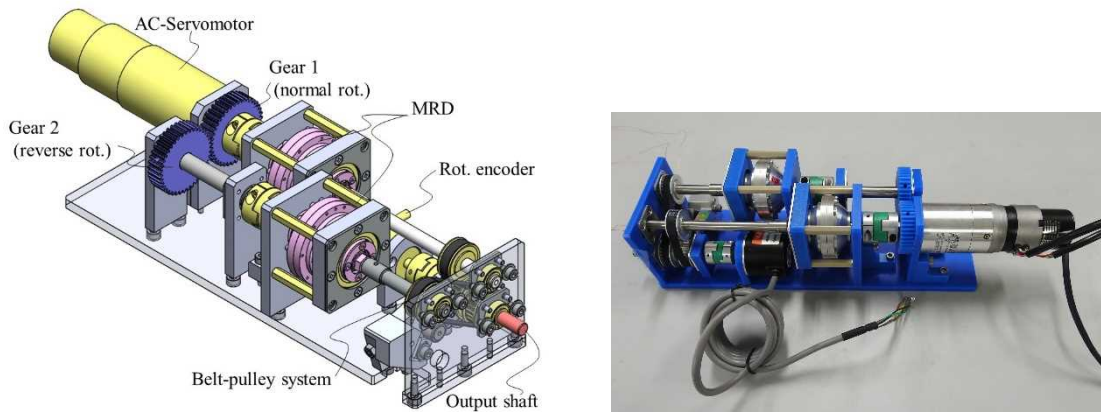


図 48 ベルト伝達型ツインドライブ MR アクチュエータの基本構造

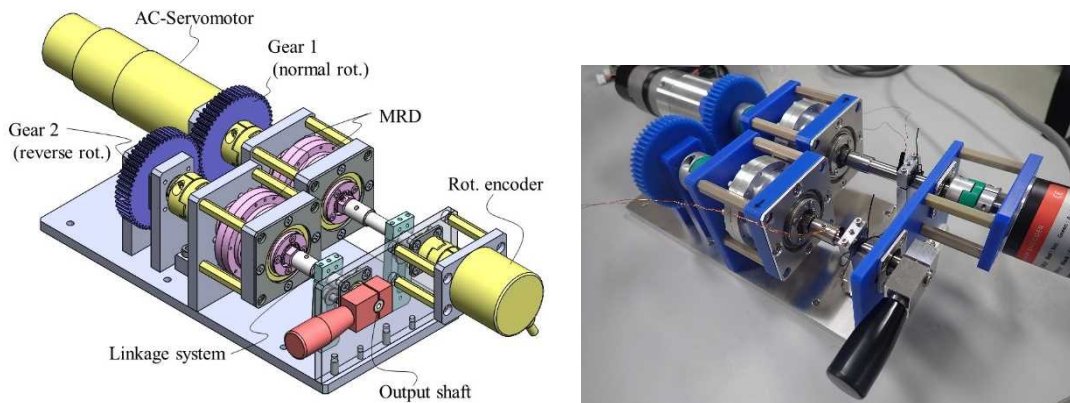


図 49 リンク伝達型ツインドライブ MR アクチュエータの基本構造

(3) TD-MRA の特性評価

ベルト型とリンク型の応答速度の差を調査するために、電流ステップ応答実験を実施した。図 50 に MRA 測定装置を示す。メインコントローラとしてリアルタイム OS 組み込み型コントローラ (NI PXIe-8821) を用い、エンコーダ用パルスカウンタとしてカウンタ/タイマモジュール (NI PXIe-6612)、A/D 変換機としてデータ収録 DAQ (NI PXIe-6355)、D/A 変換機としてデータ収録 DAQ (NI PXIe-6738) を用いた。計測・制御のサンプリングタイムは 1ms とした。測定対象である MRA の出力軸にはレバーアーム (長さ 100mm) を固定し、ビーム型ロードセル (UNIPULSE, Z6FD1) によってトルクを計測した。MRD への電流源として、DC サーボモータ用アンプ (Maxon, 4-Q-DC Servo Control LSC 30/2) を用いた。

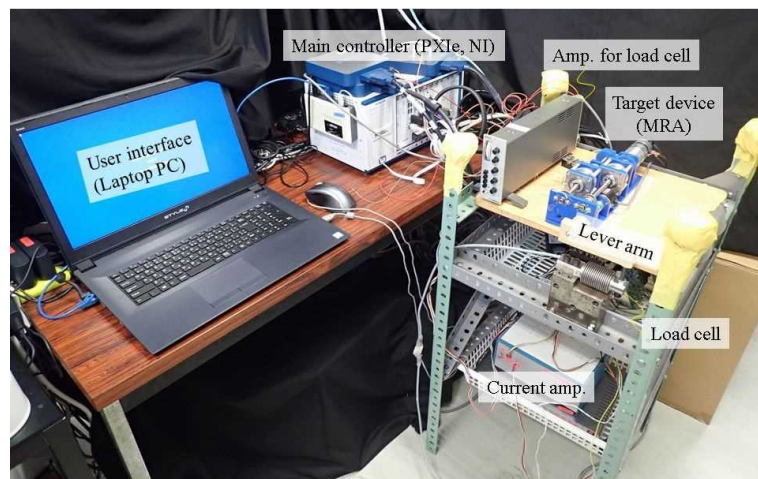
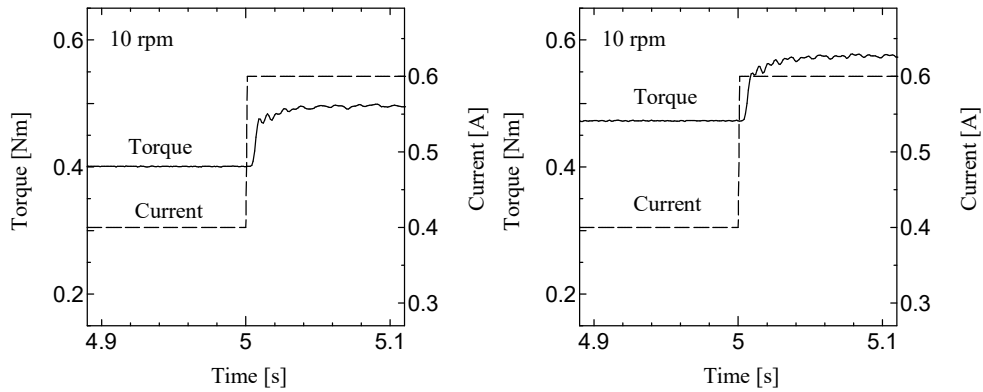


図 50 MRA測定装置

サーボモータによってMRDの出力軸を 10、20、および 30 rpm の一定速度で一周回転させ、ロードセルで伝達トルクを計測した。各回転速度に対して、正転、もしくは逆転のMRDへ 0.2→0.4 A、0.2→0.6 A、0.4→0.6 A、0.4→0.2 A、0.6→0.4 A および 0.6→0.2 A のステップ状電流を印可した。

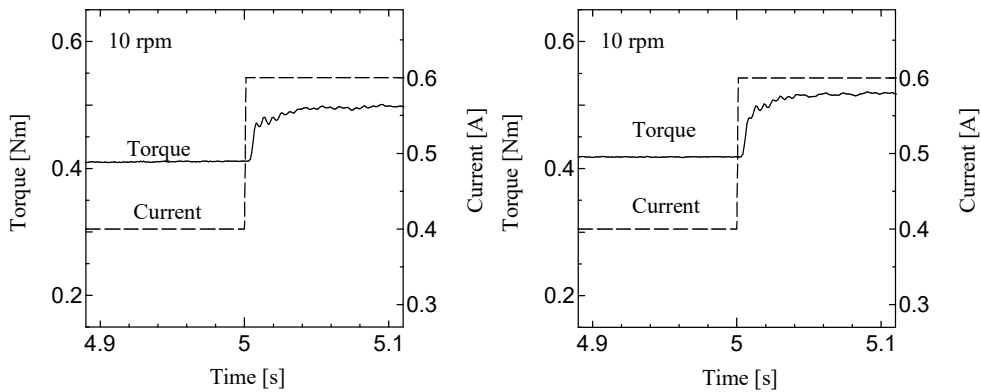
ステップ応答の結果の例として、回転数 10rpm、入力電流 0.4→0.6A の場合の各デバイス応答を図 51 および 52 に、入力電流 0.6→0.4A の場合の各デバイス応答を図 53、および 54 に示す。ベルト型は回転方向によってトルク値が異なる。これはベルト摩擦のアンバランスによるものであり、ベルトの貼り具合の調整により解消できる可能性があるが調整には手間を要する。リンク型は調整なしでトルク差が小さい。



(a) 正転デバイス

(b) 逆転デバイス

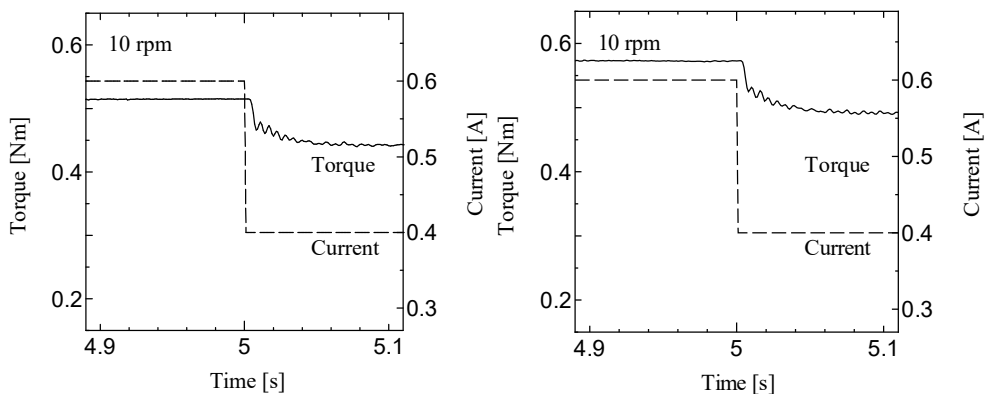
図 51 ステップ応答 (ベルトタイプ, 0.4→0.6A, 10rpm)



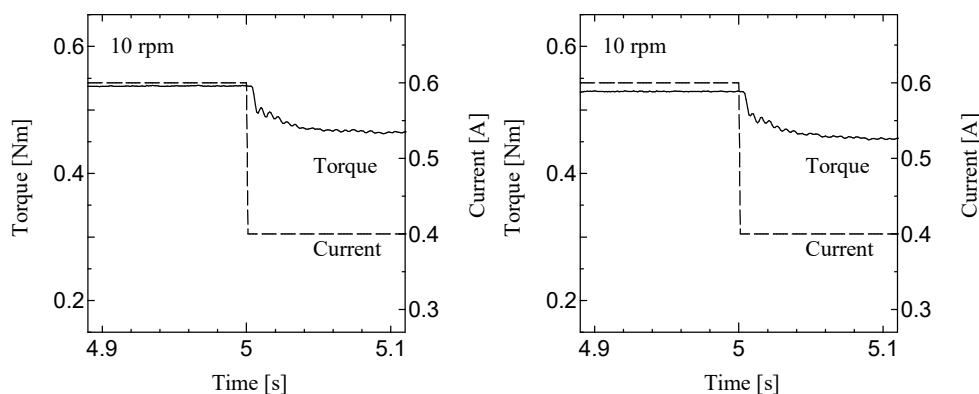
(a) 正転デバイス

(b) 逆転デバイス

図 52 ステップ応答 (リンクタイプ, 0.4→0.6A, 10rpm)



(a) 正転デバイス (b) 逆転デバイス
 図 53 ステップ応答 (ベルトタイプ, 0.6→0.4A, 10rpm)



(a) 正転デバイス (b) 逆転デバイス
 図 54 ステップ応答 (リンクタイプ, 0.6→0.4A, 10rpm)

全実験条件における応答時定数 (64%応答) の結果、ベルト型の平均値は両回転ともに 16 ms 程度であった。対して、リンク型の平均値は両回転ともに平均 20 ms 程度であった (t 検定: $P < 0.05$)。ベルト型のほうが応答が速いのは慣性の影響と考えられる。

② マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作と評価

②-1 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作

(1) はじめに

①-3では、ハプティック MRD を二つ用いたツインドライブ MR アクチュエータ (TD-MRA) の開発と特性評価を行った。ここでは、TD-MRA を遠隔操作系のマスタ装置 (MRF-HapticMaster、図 55) に適用し、スレーブ装置と連動することによって遠隔制御系を構成する。開発する装置は、遠隔操作型内視鏡手術を模擬したシステムとなる。

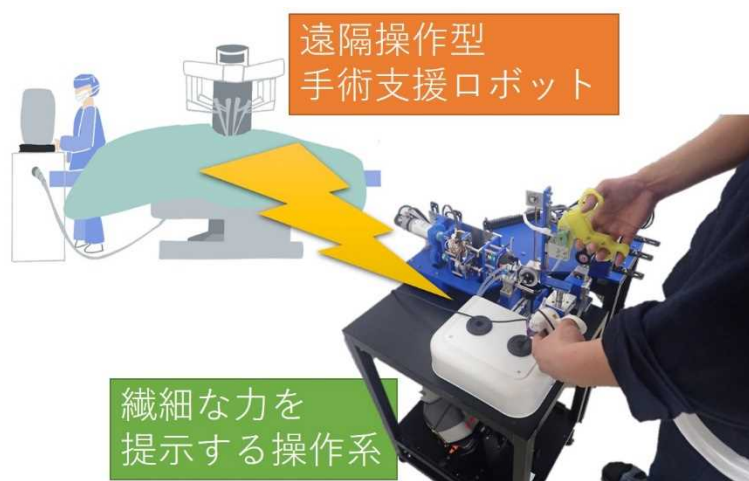


図55 MR 流体ハプティックマスタ (MRF-HapticMaster)

(2) マスタ装置の開発 (2019 年度)

MRF-HapticMasterの本体構造、揺動構造、鉗子挿入構造を、それぞれ図56、57、および58に示す。MRF-HapticMasterの本体構造の本体構造は、腹腔鏡下手術シミュレータ (株式会社スリーディー) をベースとし、これにサイドテーブルを設けて独自の揺動機構、鉗子挿入機構を追加した。

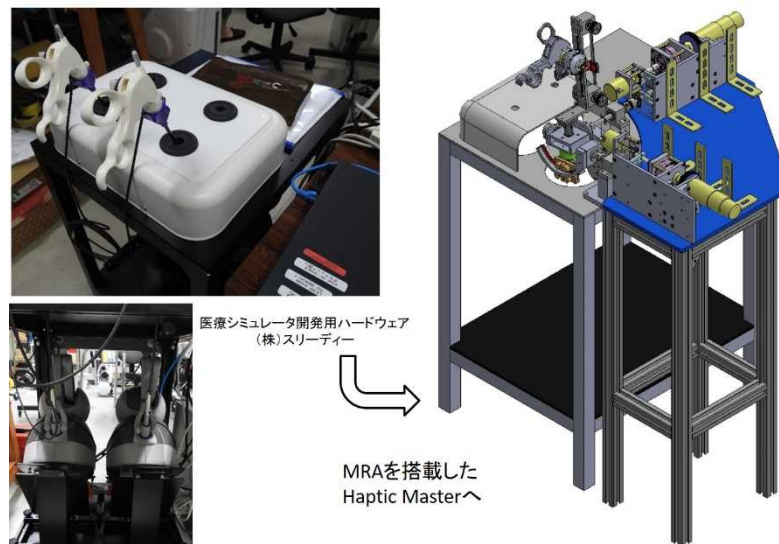


図56 MRF-HapticMasterの本体構造

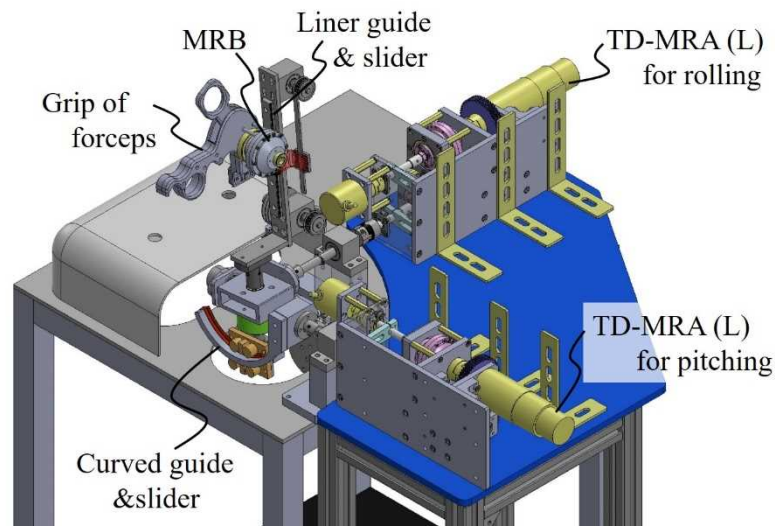


図57 MRF-HapticMasterの揺動機構

鉗子のピボット動作は、ロール、ピッチ、ヨーの三つの回転を持つが、この内、ロールとピッチに関して力覚提示機能を持たせた（図57）。ヨー回転に関しては、ロータリエンコーダのみを設けて計測自由度とした。揺動角度は±60度程度とした。これは、普段より腹腔鏡手術を実施している外科医の意見を参考とした。揺動角度が60度以内であることから、角度制限はあるが力覚提示性能が優れたリンクタイプのTD-MRAを用いることとした。

鉗子挿入機構は揺動するリンクの先端に設ける必要があるため、ワイヤ伝達機構を採用した（図58）。さらにワイヤの駆動源としてベルトタイプのTD-MRAを採用した。

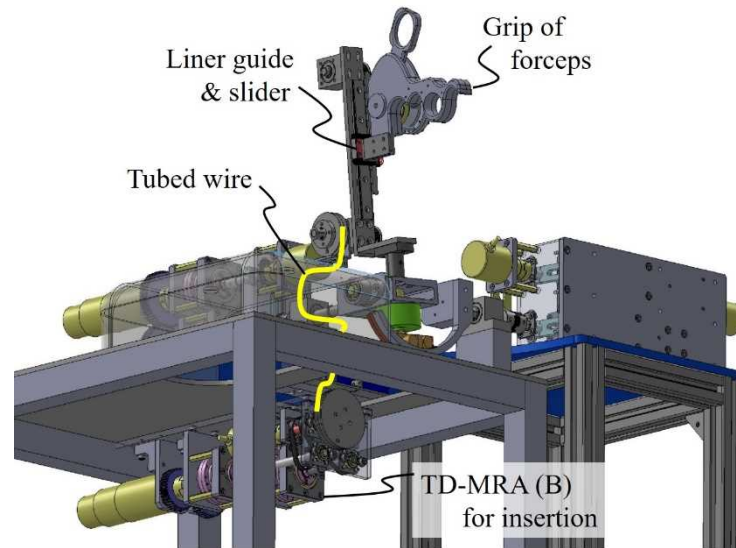


図58 MRF-HapticMasterの鉗子直動機構

(3) マスタ装置の改良 (2020年度)

上述(2)で開発したMRF-HapticMasterは、鉗子挿入機構としてワイヤ伝達機構を採用したが、蛇管ワイヤの摺動摩擦によって力覚提示性能が悪化することが確認された。そこで鉗子挿入機構として新たにリニアガイドとベルト伝達機構を採用し、さらに反力提示デバイスとしてハプティックMRDを単体で用いる受動型力覚提示方式とした(図59-60)。これにより、力覚提示性能の向上と操作部の軽量化を達成した。本装置の名称として、Haptic MR Device for Endoscopic Surgery (以下、H-MRD for ES)とした。

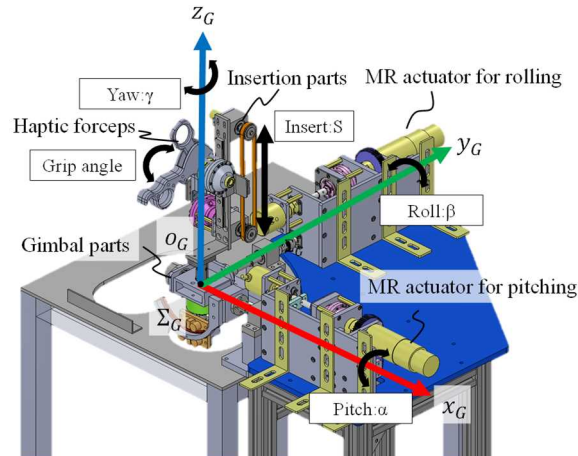


図59 Haptic MR Device for Endoscopic Surgery (H-MRD for ES) の構成と操作自由度

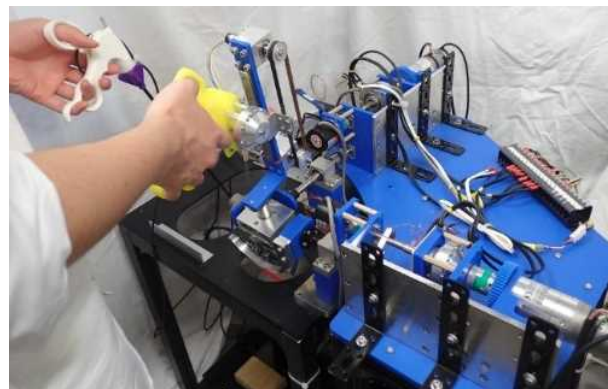


図60 H-MRD for ESの外観

本装置の力覚提示性能を評価するために、力センサによるステップ応答試験を行った。評価装置を図 61 に示す。H-MRD for ES の挿入部より上部を外し、ここを 6 軸力覚センサ（Leptrino 社、PFS055YA251U6）で土台に固定した。6 軸力覚センサの分解能は約 0.1 N である。ロール軸の MR 流体アクチュエータとピッチ軸の MR 流体アクチュエータを用いてグリップ位置における反力をオープンループ制御でステップ状に提示した。反力の目標値は、 F_x と F_y それぞれ ± 0.2 N、 ± 1.0 N、 ± 2.0 N とした。実験時間は 4.0 秒とし、時刻 2.0 秒の瞬間にステップ状の入力を与えた。制御のサンプリング周期は 1 ms とした。

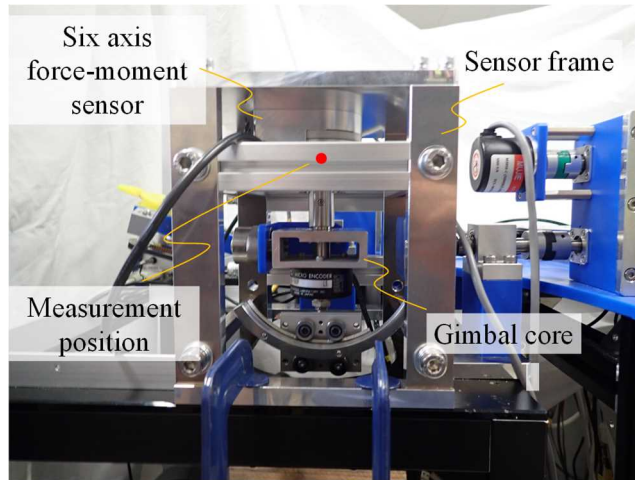


図61 H-MRD for ESの応答特性実験の様子

F_x , F_y にステップ状の反力を入力したときの結果を図 62 に示す。縦軸は反力、横軸は時間、実線は実測値で破線は目標値を示す。

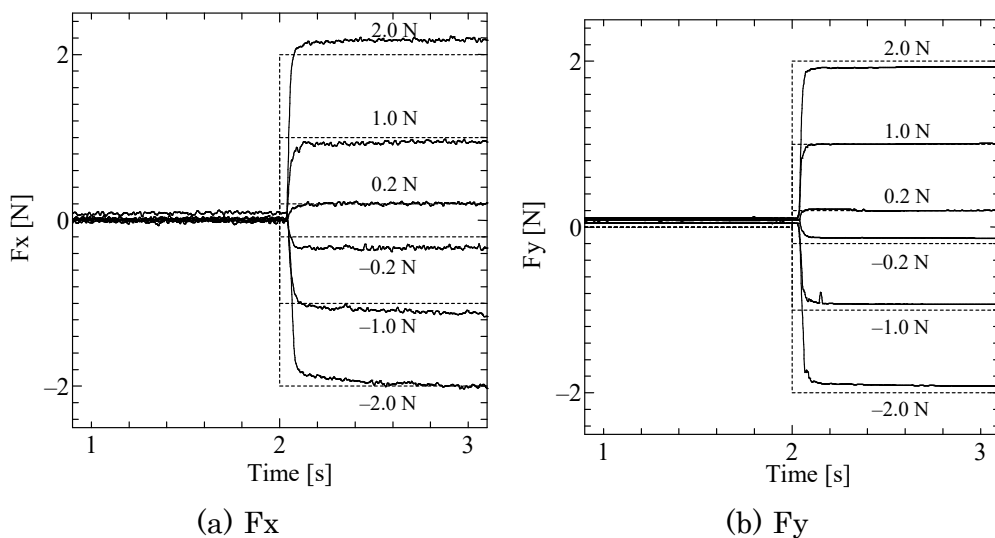


図62 H-MRD for ESのステップ応答

この結果より、反力の方向や目標値によって 0.1 N ほどの誤差はあるものの安定した一定の反力を提示できている。応答時定数は 50 ms 程度であり、10 ms 程度の無駄時間が存在している。また、 F_x は F_y に比べて 0.02 N 程度の微小な振動が見られる。

目標値に対する誤差は F_x , F_y いずれにもみられるため、その原因は MR 流体アクチュエータのモデル化誤差が考えられる。また、 F_x にのみ発生している微小な振動の原因は、ジンバル機

構のロール回転パーツの一部を樹脂 (MC ナイロン[®]) にしたことによる強度不足が考えられる。

本 MR 流体アクチュエータ単体の応答時定数は 20 ms 程度であり、それと比較すると 30 ms 程度の遅延が発生している。これらの遅延の原因は、機構による剛性低下と慣性の増加、歯車等のバックラッシュによるものだと考える。操作部の軽量化、高剛性化が今後の課題である。

内視鏡下手術において術者が術具にかける力は 0.5~12 N とのデータがある。これに対して今回生じた誤差は 0.1 N 程度である。また、従来研究のようにモデルベースのフィードバック制御を行っている場合、システムに対する正確なモデル化が必要であるが我々の手法はそれを必要としない。よって、本結果は遠隔操作型手術支援ロボットの反力フィードバックとして有効な性能を示したと考える。

(4) スレーブ装置の開発

上述 H-MRD for ES により遠隔操作されるロボットシステム Single Arm Robot for Endoscopic Surgery (SAR for ES) の開発を行った (図 63)。ロボット本体としては、市販のロボットアーム (TechShare, xArm7) を用い、その手先に独自に開発したロボット鉗子 (図 64) を搭載して実現した。

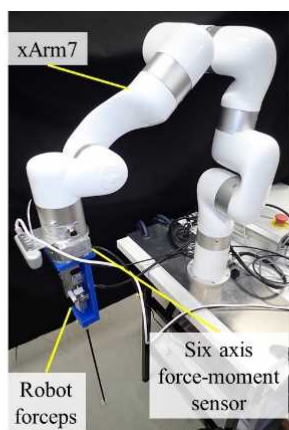


図63 Single Arm Robot for Endoscopic Surgery (SAR for ES) の構成

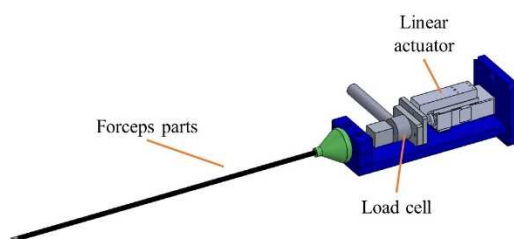


図64 ロボット鉗子の構成

図 65 に SAR for ES のエンドエフェクタ座標系 Σ_E ($o_E - x_E - y_E - z_E$) を示す。本システムはロボットアームの手先 6 自由度と鉗子の開閉 1 自由度の合計 7 自由度の運動自由度を持つ。内視鏡手術のピボット回転制御 3 自由度と鉗子の挿入運動 1 自由度はロボットアームの逆運動学に基づいて計算され、制御される。xArm7 の基準姿勢におけるエンドエフェクタの位置を $(X, Y, Z) = (0 \text{ mm}, 0 \text{ mm}, 0 \text{ mm})$ としたとき、動作の中心位置を $(X, Y, Z) = (400 \text{ mm}, 0 \text{ mm}, 300 \text{ mm})$ とすることによって、少なくともロール、ピッチ、ヨーすべての方向に $\pm 60^\circ$ の動作が可能である。これは、H-MRD for ES の可動域をカバーしており、内視鏡手術を模擬した環境を実現できる。

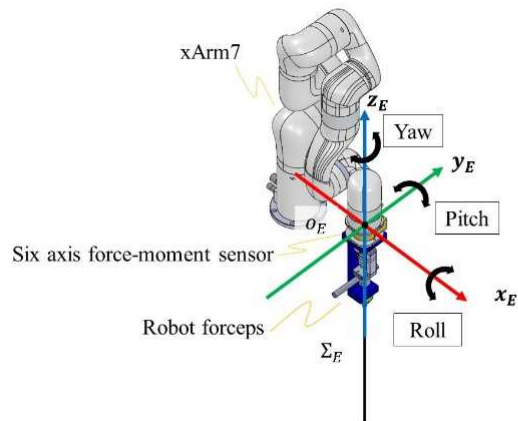


図65 SAR for ESの動作（H-MRD for ESの操作自由度との対応）

(5) 遠隔制御系の開発

図 66 に H-MRD for ES の制御系を示す。メインコントローラとして NI PXIe-8821 を用い、ここに挿入した A/D、D/A、カウンタボードによって H-MRD for ES のロール、ピッチ、ヨー回転角度及びハプティック鉗子の挿入距離と開閉角度を計測している。また、ロール回転とピッチ回転に作用する TD-MRA から出力する指令トルク情報やハプティック鉗子の挿入運動や開閉運動に作用する MR ブレーキから出力する指令抵抗力情報が各デバイスに送られる。

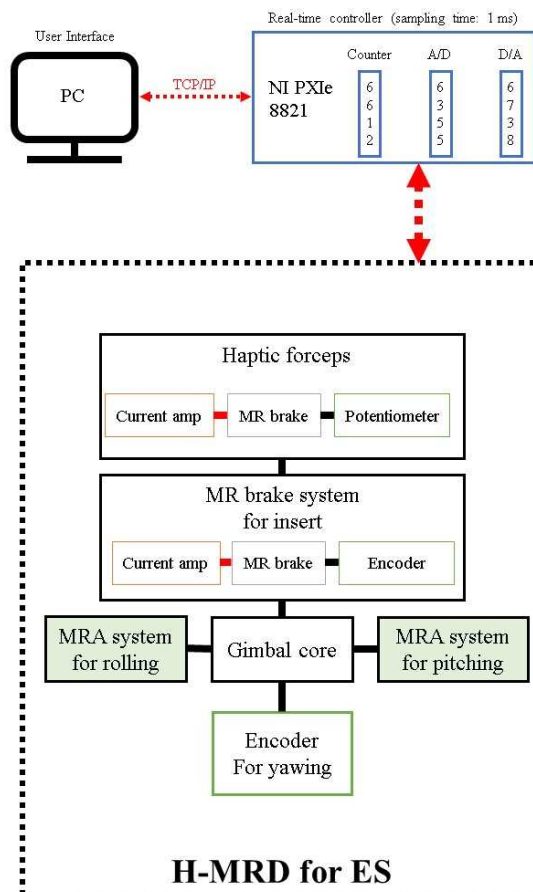


図66 H-MRD for ESの制御系

図 67 に SAR for ES の制御系を示す。メインコントローラとして PC を用いており、ロボット鉗子の先端の開閉角度と SAR for ES の 6 軸力覚センサの 3 軸方向の力及び各軸周りのモーメントを計測している。また、xArm7 の位置と姿勢の情報の送受信を行っている。ロボット鉗子のロードセルで計測した力情報は NI PXIe-8821 を伝って PC に送られる。

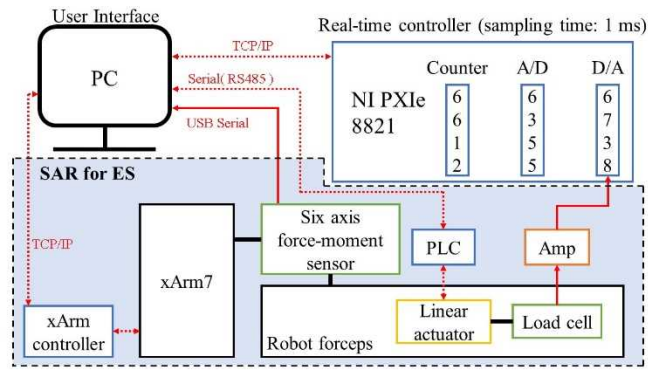


図67 SAR for ESの制御系

二つの装置の制御方式を図68に示す。我々が開発したH-MRD for ESとSAR for ESはH-MRD for ESをリーダー、SAR for ESをフォロワーとした力逆送型バイラテラル制御を行っている。まず、リーダーであるH-MRD for ESからはハプティック鉗子の位置と姿勢の情報が送られる。これを変換してフォロワーであるSAR for ESに送り、SAR for ESの位置制御を行う。SAR for ESは位置制御によって動き、外部環境から反力を受け取る。ここでの反力とは、例えば鉗子の先端が壁等に触れた時の反力が挙げられる。こういった反力の情報はフォロワーであるSAR for ESから座標変換されてリーダーであるH-MRD for ESに送られ、H-MRD for ESの力制御を行う。H-MRD for ESとSAR for ESはそれぞれユーザインタフェースであるPCとリアルタイムコントローラであるPXIeにより1ms周期で情報を送受信する。

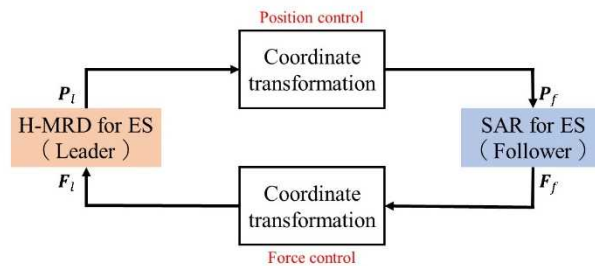


図68 バイラテラル型遠隔操作制御系

②-2 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の評価

当初は、DaVinci等、遠隔操作型手術支援ロボットを使用したことのある医療従事者10名以上を対象として、開発した装置の有効性を評価する予定であったが、2020年度の新型コロナウイルス感染拡大に伴って医療従事者への実験協力を得られる状況ではなかった。そこで、十分な感染予防対策を実施した上で、本研究に携わっていない研究室メンバ10名(20~30代、男性6名、女性4名)を対象として評価実験を行った。

実験風景を図69および70に示す。被験者は、開発した遠隔操作系を用いて壊れやすい対象物(平均破壊強度2.7 N、1 cm程度のスナック菓子)を破壊しないように軽くつまんで150 mm離れた位置に移動させる。各被験者は力覚ありとなしの状態で各2分間の訓練を行い、その後、力覚無し1分(A1)、力覚ありを1分(B)、最後に力覚無し1分(A2)の操作を行った。各フェーズにおける操作性の主観評価をvisual analog scale (VAS)によってスコア化し、初期の力覚無しスコアを基準として力覚なしの相対スコア(A2-A1)と力覚ありの相対スコア(B-A1)をマン・ホイットニーのU検定を用いて有意差を検定した。2群の分布を図71に示す。U検定の結果、有意水準5%において二つの群の中央値に有意差を認める結果となった。

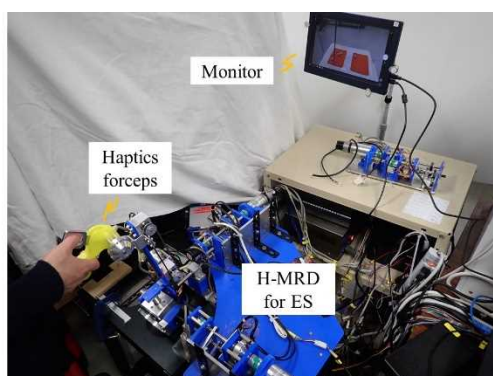


図69 遠隔操作実験の風景（操作部）

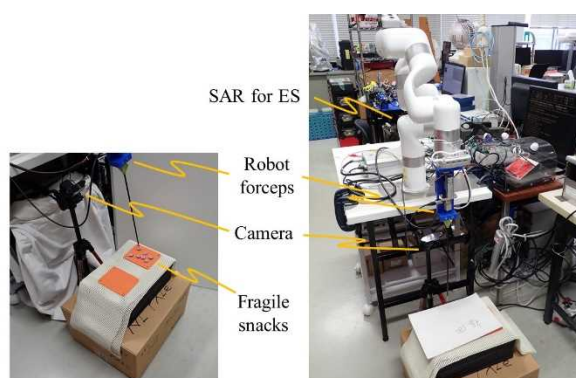


図70 遠隔操作実験の風景（被操作部）

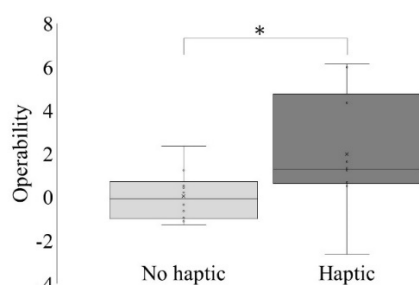


図71 操作性に関する主観評価の結果

③ プロジェクトの総合的推進

月に一回の頻度で研究推進メンバ(大分大学工学部福祉メカトロニクスコース 菊池研究室等)による進捗報告会を実施した。その都度、進捗確認を行い、期間内に目標を達成できるように調整を行った。

4. 委託業務全体の成果

4. 1 計画時に想定していなかった成果（副次的成果）や、目標を超える成果

MR流体の流動特性モデルと多層ディスクMRデバイスの設計手法の確立により、5%程度の範囲でトルク特性を予測可能となった。これにより、以後、必要なデバイス仕様（トルク／慣性比、ダイナミックレンジ）によってさまざまなバリエーションの最適設計が可能となり、本研究で実施したハプティックインタフェースに限定せずにトランスミッション、振動減衰、トルクリミッタ等、異なる力制御系の用途にも応用可能となった。

4. 2 研究課題の発展性（間接的成果を含む）

開発したハプティックインタフェースは手術支援に特化したデザインとしたが、これを汎用化させることで様々な用途の遠隔操作系に適用可能と考えられる。現在、継続課題として令和

2年度JST研究成果最適展開支援プログラム（A－STEP）「繊細な力制御が可能なMR流体アクチュエータによる汎用ハプティックマス」に取り組んでおり、さらに発展的課題に向けて大型の研究助成申請の準備を進めている。

4. 3 研究成果の発表・発信に関する活動

内視鏡下手術支援のためのハプティックインタフェースの新規機構に関して特許出願を行った（特願2020-215286）。また、研究成果のアウトリーチ活動として、イノベーション・ジャパン2021～大学見本市Onlineによる成果の公表を予定している。

5. プロジェクトの総合的推進

5. 1 研究実施体制とマネジメント

概ね計画通りに実施した。

5. 2 経費の効率的執行

概ね計画通りに実施した。

6. まとめ、今後の予定

本研究では①繊細な力触覚提示が可能な革新的MR流体アクチュエータを製作し、これを②手術支援ロボットを模擬したマスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置のユーザインタフェースに適用することで、手術支援ロボットに力触覚を提示することを目的として2年6か月の研究を実施した。本助成期間において上述①を達成するために①-1 MR流体の詳細特性モデルの確立、①-2 MR流体デバイスの最適化設計及び製作、および①-3 革新的なMR流体アクチュエータの製作を行った。また、上述②を達成するために②-1 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の製作、および②-2 マスタ・スレーブ制御型遠隔操作装置の評価を行った。開発課題については概ね達成することができたが、医療従事者を対象とした評価フェーズにおいてはコロナ禍の影響もあり実施することが叶わず、代替案として非医療従事者を対象とした実験に代えた。限定された条件であったが、力覚提示による操作性の向上が示唆された。今後、これらの技術を実用化するためにあたって装置の開発においてもさらなる軽量化と汎用性の高いデバイス開発が必要である。また、人を対象とした評価も継続して行う必要がある。これを解決するために、JST-ASTEP、学内助成による支援を受けて2021年度の開発を継続中であり、さらに継続する大型予算への申請も計画している。本技術は既存の遠隔操作システムに後付けで高性能な力覚提示機能を付加することができるため、遠隔操作系を安価に構築することが可能である。これらの特徴を有する本技術は、手術支援に留まらずあらゆる遠隔操作系の操作性の向上に有効と考えられる。今後、適用例を拡大して実用性を踏まえた評価を行っていく。

7. 研究発表、知的財産権等の状況

(1) 研究発表等の状況

種別	件数
学術論文	5
学会発表	6
展示・講演	1
雑誌・図書	1
プレス	該当なし
その他	該当なし

(2) 知的財産権等の状況

発明の名称	発明者	出願登録区	出願番号（出願	出願区分	出願国	登録番号

		分	日)			(登録日)
力覚提示装置	菊池武士, 阿部功	特許	2020-215286	国内	日本	

(3) その他特記事項

該当なし