

磁化活性汚泥法における直列多段磁気分離の有用性

Usefulness of series multistage magnetic separation for magnetic activated sludge process

渡辺 紘, 酒井 保藏(宇都宮大); 弓場 誠, 中 聖一(NEOMAX エンジニアリング(株)); ミヒル ラル サハ(ダッカ大)

WATANABE Tsumugi, SAKAI Yasuzo(Utsunomiya Univ.);

YUNBA Makoto, NAKA Syoichi (NEOMAX ENGINEERING Co., Ltd.); SAHA Mihir Lal (Dhaka Univ.)

E-mail: sakaiy@cc.utsunomiya-u.ac.jp

1. はじめに

磁化活性汚泥(MAS:Magnetic Activated Sludge)法は、活性汚泥を磁気力により分離する固液分離に特徴のある生物処理法である。これまでは磁気分離装置のみによる分離が不十分だったため後段に沈澱池を組み込んだシステムとなっていたが、本研究では磁気分離装置を2段にすることで磁化活性汚泥の回収率100%を目指し、良好な結果を得た。最終沈澱池・余剰汚泥引抜なしのMAS法パイロットプラントの水処理結果も合わせて報告する。

活性汚泥に添加された磁性粉(Fe_3O_4)は汚泥フロックに直ちに捕捉され、汚泥の磁気分離が可能となる。この方法は大きな面積を必要とする沈澱池を不要とできる、槽内に高濃度の汚泥を保持し、汚泥の増殖と自己消化をつり合わせて余剰汚泥を抑制できる、デリケートな汚泥沈降性の維持管理を不要とできるなどの利点が期待される。我々は実用化に向けた実証研究を進めている。実用化に向けて大流量、高性能の磁気分離装置の開発は実用化の重要な要素となっている。

2. 実験方法

MAS法による下水処理パイロットプラント(曝気槽8 m^3)にネオジム磁石を内蔵した回転ドラム型磁気分離装置(NEOMAX エンジニアリング製、NCS-12とNCS-24をベースにしたもの)を2台直列に設置し実験をおこなった。磁気分離装置の概略図をFig.1, 仕様をTable 1に示した。ドラムの内部にネオジム磁石を固定し、外側のドラムのみを回転させる二重構造となっている。そのため汚泥が付着するドラム下部では強磁場、汚泥を剥離するスクレーパー部分は2 mT以下の磁場に抑えられている。処理流量を約24 m^3/d に設定し、流出水の濁度、懸濁物質(SS)、磁性粉濃度および有機物濃度を測定した。

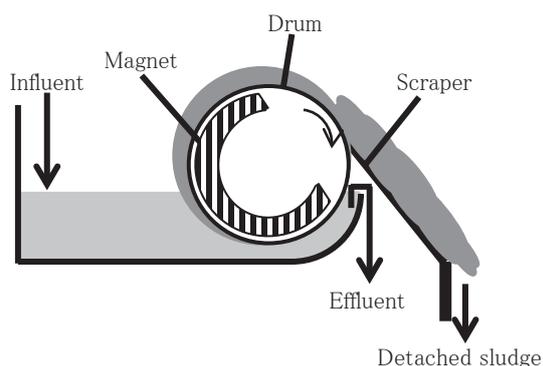


Fig. 1 Schematic Diagram of Magnetic Separator

Table 1 Specification of Magnetic Separator

Magnetic Separator	NCS-12	NCS-24
Width of Drum (mm)	165	
Diameter of Drum (mm)	360	600
Maximum Magnetic Field (T)	0.5	0.6

Table 2 Results of MAS Process

	Concentration
Turbidity	11 \pm 4 NTU
COD _{Mn}	11 \pm 2 mg/L
BOD	22 \pm 6 mg/L
SS	13 \pm 4 mg/L
Magnetic Powder	7 \pm 7 mg/L

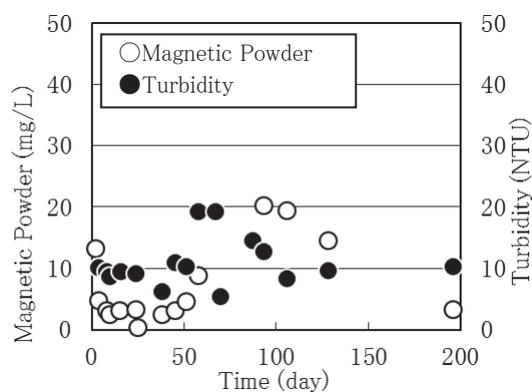


Fig. 2 Concentration of Magnetic Powder and Turbidity

3. 結果と考察

多段磁気分離開始後196日間の処理水の性状の平均値をTable 2に示した。MAS法によりおおむね良好に有機物除去がおこなわれた。また、磁気分離装置を2段にしたことで処理水中の磁性粉濃度と濁度がそれぞれ約7 mg/L, 11 NTUに安定して維持できた(Fig.2)。実験期間中の処理水中の平均の磁性粉濃度は1段目120 mg/L(1段目回収率96.8%)、2段目7 mg/L([1段目 \times 2段目]回収率99.95%)であり、磁性粉の価格を100円/kgとすると1 m^3 の処理あたり12円、2段で0.7円の磁性粉コストが生じることになる。2段目のみの回収率は83.0%で、2段目の磁気分離装置は1段目より大型で最大磁場も強いが回収率では劣るという結果になった。1段目から漏れてくる汚泥懸濁液は磁性粉濃度が低下している可能性があると考えられる。

磁気分離装置の2段直列により磁性粉の漏れは0.05%以下に抑えられ沈澱池不要のMAS法が可能と考えられる。磁性粉をあまり吸着しないSSの漏れが認められる場合は、磁気分離の効率が低下するため、砂ろ過などのSS除去プロセスと組み合わせると良いと考えられた。

4. まとめ

直列2段磁気分離により、ほぼ100%の磁性粉を回収でき、最終沈澱池なし・余剰汚泥引抜なしのMAS法パイロットプラントの実現可能性が実証できた。

磁気分離を用いた磁化活性汚泥法による食品実廃水処理の検討

Study of Actual Food Industrial Wastewater Treatment by Magnetic Activated Sludge Method using Magnetic Separation

佐藤 翔大, 酒井 保藏, 小室 ゆい(宇都宮大); 花井 洋輔, 平岡 睦久(富士電機); 廣田 怜(ヤマサ醤油)

SATO Shodai, SAKAI Yasuzo, KOMURO Yui (Utsunomiya Univ.);

HANAI Yosuke, HIRAOKA Mutsuhisa (Fuji Electric Co.,Ltd); HIROTA Ryo (Yamasa Corporation)

E-mail: sakai@cc.utsunomiya-u.ac.jp

1. 背景と目的

現在, 食品廃水処理には標準活性汚泥法が広く用いられている。しかし食品廃水は高濃度で有機物を含むことから, 固液分離トラブルが発生しやすい, 大量の余剰汚泥が発生するといった課題がある。

磁化活性汚泥(Magnetic Activated Sludge: MAS)法は活性汚泥に磁性粉を吸着させ, 磁気力で分離を行う標準活性汚泥法の変法である。原理的に固液分離トラブルが起こらず, 曝気槽内の汚泥を高濃度で保持できるため, 汚泥の自己酸化と増殖の速度がバランスし, 余剰汚泥引き抜きなしの運転が可能である。

本研究ではこの磁気力を利用した水処理法を用いることで食品廃水処理が抱える課題を解消できると考えた。食品工場廃水処理施設の一部をMAS法で置き換えることを想定し, 実廃水を用いたベンチスケール処理実験をおこなった。またベンチスケール処理実験の結果をもとに, パイロットスケール処理装置を食品工場廃水処理施設に設置し, MAS法の適用可能性について検討した。

2. 実験方法

MAS法ベンチスケール標準装置をFig. 1に示す。回転する磁石ドラム(プラスチック磁石, 表面最大磁束密度 0.08 T)に付着したMASは, スクレーパーにより曝気槽内に戻され, 処理水のみ流出する。5 Lの曝気槽内に現場の活性汚泥(約5,000 mg/L)と磁性粉(約10,000 mg/L)を混合し, MASとした。この曝気槽内に廃水処理施設から採取した実廃水を10 L/dで流入させた。この負荷条件は, 実プラントと同条件である。

MAS法パイロットスケール装置をFig. 2に示す。MAS汚泥はベンチスケール装置と同様に調製した。負荷条件も実プラントと同じとした。

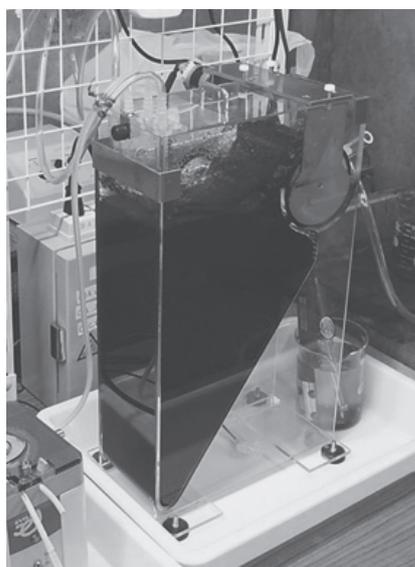


Fig.1 MAS Bench Scale Standard Apparatus



Fig.2 MAS Pilot Scale Apparatus

Table 1 BOD and COD in Influent and Effluent of MAS Process

	Bench scale	
	Influent (mg/L)	Effluent (mg/L)
BOD	390	6
COD _{Mn}	380	40
	Pilot scale	
	Influent (mg/L)	Effluent (mg/L)
Soluble BOD	500	8

3. 結果

MAS法の流入水および処理水のBOD, COD_{Mn}の測定結果をTable 1に示す。ベンチスケール実験のBOD流入水濃度, 処理水濃度はそれぞれ平均約390 mg/L, 6 mg/L, COD_{Mn}の流入水濃度, 処理水濃度はそれぞれ平均約380 mg/L, 40 mg/Lであった。ベンチスケール実験でBOD処理目標値15 mg/L以下での運転を達成できたため, パイロットスケール装置でも同条件で運転を行った。パイロットスケール実験のBOD流入水濃度は平均約500 mg/L, 処理水濃度は平均で約8 mg/Lであった。磁気分離できないSSの流入があり, その一部が分解されずに流出するためSS濃度は処理目標値を超えた。実プラントは後段に砂ろ過などを備えているため, 後処理で対応可能と考えられた。磁気分離による磁性粉回収率は99.95%であり, MASの磁気分離は良好に行われた。

4. まとめ

ベンチスケール, パイロットスケールの両方でBODの処理目標値15 mg/L以下を達成した。このことから, MAS法の食品廃水処理への適用可能性が示された。生物処理にもなう余剰汚泥がほとんど発生しないため, 汚泥処理コストを削減できることが示された。

大規模廃水処理プロセスに磁化活性汚泥法を適用した場合の省エネ効果の見積り

Estimation of energy conservation effect on the application of magnetic activated sludge process to a large-scale water treatment

酒井 保藏, 小室 ゆい, 佐藤 翔大 (宇都宮大); 花井 洋輔, 平岡 睦久 (富士電機株)

SAKAI Yasuzo, KOMURO Yui, SATO Shodai (Utsunomiya Univ.); HANAI Yosuke, HIRAOKA Mutsuhisa (Fuji Electric Co. Ltd.)

E-mail: sakaiy@cc.utsunomiya-u.ac.jp

1. はじめに

磁化活性汚泥法は磁気分離により高濃度の微生物を反応槽に保持することで、微生物の増殖と自己消化をバランスさせて余剰汚泥を大幅に減量する新しい水処理法である。活性汚泥法では常に余剰汚泥が発生し、脱水・焼却処理のために、エネルギーを消費する。磁化活性汚泥法では、原理的にこれらのエネルギーを節約できる。本発表では、磁化活性汚泥法を適用した場合の活性汚泥法と比較した省エネルギー効果を検証する。

我々は現在 3000 m³/d 規模の食品廃水処理プロセス (WWTP)への磁化活性汚泥法の適用を検討している。様々な課題が残されているが、一方で、利点も明らかになりつつある。3000 m³/dの規模は食品廃水として大規模なプロセスといえるが、本ケースを対象として、汚泥処理軽減の省エネ効果、CO₂削減効果を考察する。

2. 方法

検証対象とした食品排水処理プロセスを Fig. 1 に示す。BOD 成分 1 g/L を含む 3000 m³/d の排水を活性汚泥法を主としたプロセスで自主基準値以下まで処理している。実際は、複合・多段処理になっているが、単純化して示している。一般に、生物処理では処理 BOD の半分が微生物に転換されて余剰汚泥となるとされる。本プロセスでは 2.8 t/d の BOD 成分が活性汚泥(微生物)により分解され、半分の 1.4 t-drywt/d の微生物が増殖する。沈降分離では一般に 1%程度の濃縮汚泥として回収されるため、余剰汚泥は 140 m³/d (10 g-SS/m³)となる。これを、80%水分まで脱水し、中間処分業者に外部委託される。処分業者は脱水汚泥を焼却し、焼却灰を最終処分(埋立)する。本検証では、国交省が公開している「下水汚泥のエネルギー化導入簡易検討ツール(H27.3)」を用いて、汚泥を高温焼却する場合の電力量、補助燃料(A重油)、焼却時に発生する N₂O ガスを CO₂ 排出量に換算した。

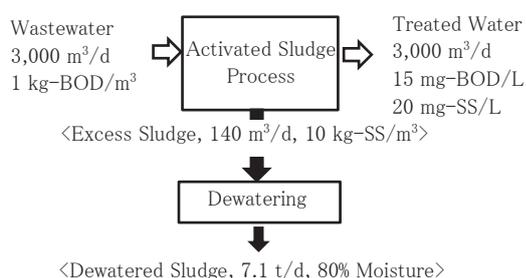


Fig.1 Schematic Material Balance of the Food Industrial WWTP

Table 1 Energy consumption and GHG emission of the WWTP

Energy	Consumption	coefficient	GHG emission
Electric	253 MWh	0.55	139 t-CO ₂
A-type heavy oil	64.7 kL	2.71	175 t-CO ₂
Exhaust N ₂ O	1.67 t	298	497 t-CO ₂
LCCO2		1.25	
Total			1012 t-CO ₂

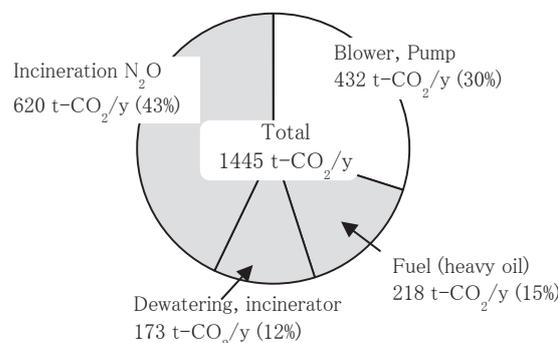


Fig.2 CO₂ Emission in WWTP the Food Industrial WWTP

3. 結果と考察

余剰汚泥処理を除く、エネルギー消費の大部分は生物処理槽(曝気槽)への送風機動力と送液ポンプ動力と考えられる。現 WWTP の実績を参考に、これらの電力を CO₂ 排出量に換算すると、385 t-CO₂/y と計算された。Fig. 2 に活性汚泥プロセス、汚泥処理プロセス、それぞれにおける CO₂ 排出量の内訳を示した。活性汚泥法の送風機動力、送液ポンプ動力(白抜き部分)と、余剰汚泥処理の脱水・焼却電力、補助燃料、焼却時の N₂O 生成量(灰色部分)に分類した。活性汚泥法の動力由来の CO₂ 排出量は、余剰汚泥処理の動力、補助燃料由来の CO₂ 排出量とほぼ同等であることがわかる。余剰汚泥は有機物であり、水分 74%程度まで脱水すれば自然するが、通常脱水処理では 80~83%までしか脱水できない。現 WWTP プロセスでも 82%程度に留まっている。汚泥自身の燃焼による CO₂ はバイオマス燃料と同じ扱いとなり、温暖化ガスに含まれない。一方、補助燃料として用いる A 重油は化石燃料であり、燃焼による CO₂ は温暖化ガスとなる。さらに汚泥を高温焼却したときに生じる N₂O を CO₂ 換算すると全体の 43% を占める大きな排出源となる。活性汚泥は 5~10%の窒素成分を含んでおり、(ダイオキシン生成を避けるため)、850℃付近で燃焼すると温暖化係数が約 300 の N₂O を生成する。磁化活性汚泥法は、余剰汚泥ゼロでの運転も可能なため、最大で 70%、年間約 1,000 t の CO₂ 削減が可能と見積もられた。重油に換算すると、年間約 370 kL の省エネ効果となる。

日本の CO₂ 排出量は 13 億 t/年である。本検証対象の規模の WWTP の節約効果は日本全体の排出量から見ると、わずかであるが、同等規模の 150 プロセスに適用すると、約 1 時間分の排出量を削減できる。産業廃棄物中の汚泥は 7,500 万 t/年といわれ、もし、この 12%を減量できれば、1 日分(0.27%)の CO₂ 排出量(重油換算 330 万 kL)を削減できる。

4. まとめ

磁化活性汚泥法は生物学的水処理法における余剰汚泥を最大でゼロまで減量できる。余剰汚泥処理からは、WWTP 全体の 70%の CO₂ 排出量があるため、磁化活性汚泥法の適用によって現 WWTP からの CO₂ 排出量を最大 7 割削減できることが見積もられた。

磁気分離を用いた火力発電所給水中の酸化鉄スケール除去

Removal of Iron Oxide Scale from Feed-water in Thermal Power Plant by Magnetic Separation

西嶋 茂宏, 水野 信洋, 柴谷 沙織, 中西 基裕, 秋山 庸子(大阪大学); 三島 史人(福井工業大学);

岡田 秀彦, 廣田 憲之(NIMS); 難波 正徳, 松浦 英樹(四国総研); 前田 龍己(元 四国総研)

NISHIJIMA Shigehiro, MIZUNO Nobumi, SHIBATANI Saori, NAKANISHI Motohiro, AKIYAMA Yoko (Osaka University);

MISHIMA Fumihito (Fukui University of Technology); OKADA Hidehiko, HIROTA Noriyuki (NIMS);

NAMBA Seitoku, MATSUURA Hideki, MAEDA Tatsumi (Shikoku Research Institute, Inc.)

E-mail: nishijima@see.eng.osaka-u.ac.jp

1. はじめに

火力発電所では、配管から溶出した鉄系成分が、配管やボイラーで酸化鉄スケールとして析出し、熱交換効率を低下させていることが問題となっている。そこで、磁気分離を用いた火力発電所給水中のスケール除去による熱交換効率の改善を検討した。AVT(全揮発性処理)を行っている火力発電所の低温部では、溶出した鉄が鉄イオンまたは弱磁性の微小な酸化鉄粒子となっている。一方で高温部ではスケールの主成分はマグネタイトであり、スケールの粒径や磁化率も大きい。上記の理由から、従来の手法の低温部における電磁フィルターによるスケール除去よりも、高温部における磁気分離によるスケール除去の方が効果的である。

本研究では高温・高圧状態を維持しながら、大量かつ連続的なスケール除去を行うことが可能な高勾配磁気分離システムを検討した。これまでの研究により、超電導磁石を用いたラボスケールの装置で模擬スケールを分離し、高温・高圧条件でも高い分離率でスケール除去が可能であることが確認されている。本研究ではシステムの実用化に向け、工場の暖房用ヒーターボイラー給水系に超電導磁石を用いた磁気分離装置を導入した実験を行い、高勾配磁気分離システムの高温高圧下での長期運転の安定性とスケール分離特性の検討を行った。

2. 実験方法

磁気分離実験を行った工場の暖房用のヒーターボイラーの最大加熱温度は 80 °C であり、火力発電所の給水よりも低い。実際の熱交換器における磁気分離システムの適用性や長期運転の検討を試行的に行うためには、十分な条件であると考えられる。磁気分離装置を Fig.1 に示す。



Fig.1 HGMS system introduced to the heater boiler system in a factory.

主系統の配管から分岐させた新たな配管を設置し、主系統の給水の一部をバイパス系統の配管に通水させて、バイパス系統にてソレノイド超電導磁石による高勾配磁気分離を行った。磁気分離における流速、流量を調整するため、ソレノイド超電導磁石の配管の前後にバルブを設置した。またバイパス系統に流量計と圧力計を設置し、磁気分離装置内の流速と圧力を測定した。使用したソレノイド超電導磁石の最大磁束密度は 5 T である。配管内のボイラーの給水により、ソレノイド超電導磁石のボア内の温度が上昇することを防ぐため、ボア内壁と配管の間には水冷管を設置し、ボア内の温度が 20°C

付近になるように調整した。ボア内磁場発生領域の中心部に磁気フィルターを設置した。磁気フィルターは φ25 mm、線径 0.3 mm、20 メッシュ、SUS430 のものを用いた。磁気分離装置内におけるボイラー給水の流速は 0.6 m/s、バイパス系統の全体の流量は 1150 L/h であった。ソレノイド超電導磁石の中心磁場は 2 T に設定し、磁気分離実験を行った。磁気分離実験中の給水の温度は 60~70°C、ボイラー給水中における粒子の濃度は数十~数百 μg/L であった。上記の条件で高勾配磁気分離装置の運転を 24 時間連続で行った。

3. 結果と考察

磁気分離実験中に、磁気フィルターの前後に設置した圧力計により、磁気フィルターの圧力損失を計測したところ、常に約 0.04 MPa であったため、フィルターの閉塞は起こっていないことが確認された。

また、24 時間の連続運転ののち、磁気フィルターを装置から取り出して捕捉されていた粒子の重量を測定したところ、合計 68 mg であった。また、磁気フィルターに捕捉されていた粒子の SEM-EDX による元素分析を行ったところ、主要成分は Cu(56%)、Fe(20%)、Al(10%) であった。起動時の給水から採取したスケールの主成分は鉄系酸化物であったが、ボイラーの給水の主配管系統における給水制御用のバルブに Cu が使用されていたため、磁気分離装置運転時にバルブ材料からの腐食生成物として Cu 化合物も給水中に含まれていたと考えられる。Cu 化合物はいずれも常磁性であるが、ソレノイド超電導磁石を用いた高磁場の高勾配磁気分離を行うことにより、磁気フィルターに捕捉されたと考えられる。

4. 結論

以上の実験結果から、実際のボイラー給水系にソレノイド超電導磁石を導入した磁気分離システムの実現可能性を確認することができた。また、磁気分離システムの 24 時間連続運転が可能であったため、長期連続運転の可能性が示された。さらに、高磁場・高磁場勾配条件での磁気分離により、鉄系スケール以外の常磁性成分の磁気分離も可能であることが示された。

今回の 24 時間の連続運転実験では、50 枚の磁気フィルターにはほぼ均一に粒子が捕捉されていることが確かめられ、フィルターの閉塞による圧力損失の上昇も確認されなかった。しかし実用に向けては、フィルターの閉塞を防止することによって更に長期の連続運転を可能にするフィルター設計を行うとともに、連続運転を行った場合のフィルター閉塞までの運転期間の見積もりと、それに基づく定期的な逆洗等によるフィルター洗浄方法の検討が必要である。今後はさらに長期の運転を想定して、上記の検討を行っていく予定である。

謝辞

本研究の一部は日本科学技術振興機構(JST)の先端的低炭素化技術推進開発(ALCA)「磁気分離法による発電所ボイラー給水中の酸化鉄除去」の助成を受けて実施した。また、工場ボイラーの実験でご協力いただいたNEOMAXエンジニアリング(株)に感謝いたします。

磁気アルキメデス法による難燃性/非難燃性プラスチックの分離に関する研究

Study on Separation of Flame-retardant and Nonflame-retardant Plastics Utilizing Magneto-Archimedes Method

三澤 弘平, 秋山 庸子, 西嶋 茂宏(大阪大学); 三島 史人(福井工業大学)

MISAWA Kohei, AKIYAMA Yoko, NISHIJIMA Shigehiro(Osaka University); MISHIMA Fumihito (Fukui University of Technology)

E-mail: misawa@qb.see.eng.osaka-u.ac.jp

1. 緒言

廃プラスチックのマテリアルリサイクル時に複数種の廃プラスチックが混合するため、再生プラスチックの品質が低下する問題がある。そこで、本研究では磁気アルキメデス法を用い、一例として使用済みトナーカートリッジ由来の難燃性/非難燃性プラスチックの分離を行った。磁気アルキメデス法とは磁場下でそれぞれの分離対象に作用する力が異なることを利用する磁気分離法であり、その力は比重と磁化率の違いに依存している。本手法を用いることで、比重分離が困難な物質でも精密分離が可能であるが、連続大量処理に課題がある。そこで、磁気分離の前処理として大量処理が可能な湿式比重分離を行い、比重分離と磁気分離において共通の媒質を使用した。超電導磁石の導入前に基礎的検討として永久磁石と常磁性媒質で安価かつ引火性の無い $MnCl_2$ 水溶液を使用し、印加磁場の大きさと媒質濃度の条件を検討した。

2. 分離条件の検討

分離対象のプラスチック(難燃性-黒、非難燃性-半透明、黒、青、橙、灰、白の全7種)の密度と体積磁化率の測定結果を基に分離条件の検討を行った。Table 1に各プラスチックの密度と磁化率を示す。まず比重分離において、媒質の濃度を検討した結果、Table1より $MnCl_2$ 水溶液が 6.7 wt%のとき難燃性-黒、非難燃性-半透明、黒が沈降することが分かった。続いて磁気分離の検討を行った。Fig.1は分離容器底面における最大磁束密度が 980 mT、 $MnCl_2$ 水溶液の濃度が 6.7 wt.%のときの各プラスチックの浮上位置を示したものであり、浮上位置は測定による永久磁石の磁場積(磁束密度と磁束密度勾配の積)と磁石表面からの高さのグラフと、計算による各プラスチックの磁場積との関係から求められる。Fig.1に示すように、沈降した3種のプラスチックのうち難燃性-黒のみを大きく浮上させることが可能であることが分かった。

3. 結果と考察

上記で検討した分離条件における比重分離、磁気分離の様子を Fig.2 に示す。Fig.2(a)は通常比重分離であり、Fig.2(b)は比重分離後、下から磁場を印加している。比重分離によって難燃性-黒、非難燃性-半透明、黒のみを沈降させ、磁気分離によって難燃性-黒のみを浮上させ、難燃性/非難燃性プラスチックの分離に成功した。

永久磁石の代わりに超電導磁石を使用して印加磁場を増加させ、浮上位置の差を大きくすることにより、分離精度を向上させることが可能であると考えられる。浮上位置の差を生じさせた後、高さ毎に分離壁を設置して水平方向に媒質を流すことによって連続処理が可能であると考えられる。

4. 結言

比重と磁化率の違いを利用し、共通の媒質を使用して比重分離と磁気分離を行った。その結果、難燃性/非難燃性プラスチックの精密・大量処理の実現可能性が示された。今後は連続処理装置の製作と重金属を含まない媒質の検討を行う。

Table 1 Density and susceptibility of each plastic

color	type	density [kg/m ³]	susceptibility [-] (estimate)
Flame-retardant black	HIPS (High Impact Polystyrene)	1085	1.06×10^{-5}
Nonflame-retardant translucent	POM (Polyoxymethylene)	1412	-3.85×10^{-6}
Nonflame-retardant black	HIPS	1250	2.90×10^{-6}
Nonflame-retardant blue	ABS (Acrylonitrile Butadiene Styrene Resin)	1050	-5.39×10^{-6}
Nonflame-retardant orange	HIPS	1044	-5.39×10^{-6}
Nonflame-retardant gray	HIPS	1042	-6.41×10^{-6}
Nonflame-retardant white	HIPS	1040	-4.36×10^{-6}
	6.7 wt.% $MnCl_2$ aq	1054	1.12×10^{-4}

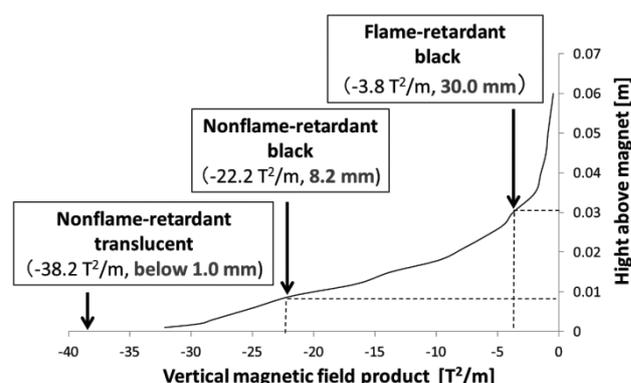


Fig.1 Floating height of each plastic by using 6.7wt.% $MnCl_2$ aq (calculated value)

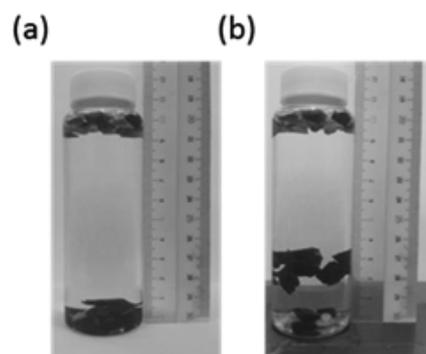


Fig.2 (a) Specific gravity separation; (b) Magnetic separation

磁気力制御を用いたセシウム汚染土壌の減容化に関する研究 ～有機物処理の検討～

Study on volume reduction of cesium contaminated soil by magnetic separation

～Pretreatment of organic matter～

堀江 裕貴, 行松 和輝, 秋山 庸子, 西嶋 茂宏 (大阪大学); 三島 史人 (福井工業大学)

HORIE Hiroki, YUKUMATSU Kazuki, AKIYAMA Yoko,

NISHIJIMA Shigehiro (Osaka University); MISHIMA Fumihito (Fukui University of Technology)

E-mail: horie@qb.see.eng.osaka-u.ac.jp

1. 緒言

福島第一原子力発電所の事故により発生した除去土壌は1600万～2200万 m³であると環境省で推計されている。現在、減容化手法の開発が急務となっており、我々は湿式分級と磁気分離を組み合わせた減容化手法を検討している。本研究では分級後のシルト・粘土分を対象に磁気分離実験を行った。この手法では Table.1 に示すように、粘土鉱物の磁化率の違いにより、セシウムを強固に吸着する 2:1 型粘土鉱物のみを超電導ソレノイド磁石により分離することを検討している。しかし、腐植物質などの有機物により粘土鉱物の凝集が 2:1 型粘土鉱物の選択的な分離の妨げとなっている。そのため本研究では、食品添加物であり環境負荷の低い炭酸カリウムを用いて土壌中の有機物を分解することで凝集の解消を試み、2:1 型粘土鉱物をより選択的に捕捉することを目的とした。

Table. 1 Susceptibility of clay minerals[1]

	Volume Susceptibility (-)
Kaolinite (1:1 type clay mineral)	-6.0×10^{-5}
Vermiculite (2:1 type clay mineral)	7.0×10^{-4}

2. 実験方法

栃木県内で採取した非汚染土壌を 75 μm のふるいで分級し、蒸留水あるいは 0.01 mol/L の炭酸カリウム水溶液 100 mL を土壌 1 g に添加して 1 時間振とうした後、粒度分布測定を行った。また、同様の固液比で土壌 7 g を振とうした後、蒸留水を加えて 1.5 L の懸濁液を調製し、超電導ソレノイド磁石を用いて最大中心磁束密度 6 T、流速 3.0 cm/s、磁気フィルターは SUS430 (線径 340 μm, 外径 36 mm, メッシュ数 20) を 30 枚の条件で高勾配磁気分離を行った。さらに有機物が含まれない場合の比較実験として、質量比 1:1 で混合した 75 μm 以下のパーミキュライトとカオリナイトのモデル土壌も同様の条件で磁気分離を行った。最後に分離前の土壌と分離後の通過土壌・捕捉土壌の体積磁化率を測定し、2:1 型粘土鉱物の捕捉量の指標とした。

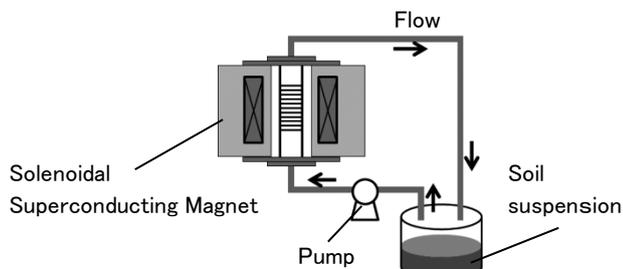


Fig.1 Schematic view of high gradient magnetic separation

3. 実験結果・考察

Fig.2 に粒度分布の変化を示す。30 μm 程度の粒子のピークが炭酸カリウム水溶液の処理により、低粒子側に移動する傾向があり、凝集粒子の分散が示唆された。続いて、Fig.3 に

分離前土壌と通過・捕捉土壌の体積磁化率の変化を示す。有機物が存在せず凝集のないモデル土壌を磁気分離した際の捕捉土壌の体積磁化率は、磁気分離前のモデル土壌の体積磁化率に対して 2 倍程度になっている。一方で、蒸留水を用いた磁気分離では捕捉土壌の体積磁化率の変化は、分離前の土壌に対して 10 % 程度の増加に留まる結果となった。しかし、炭酸カリウム水溶液を用いて土壌の分散性を向上させた結果、分離前の土壌に対して体積磁化率が約 1.5 倍となり、蒸留水を用いた磁気分離と比較して、捕捉土壌の磁気的性質に大きな変化が見られた。これは土壌有機物により凝集していた 1:1 型粘土鉱物と 2:1 型粘土鉱物が解消され、磁化率の高い土壌粒子がより捕捉されたことを示している。つまり、2:1 型粘土鉱物がより選択的に分離された可能性が示唆された。

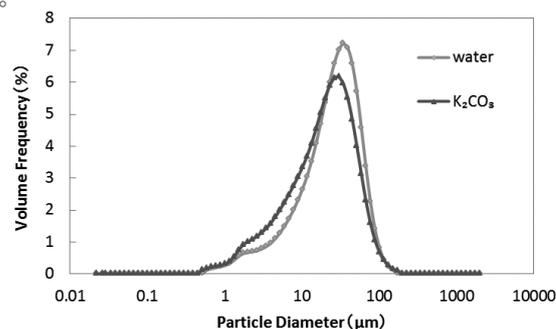


Fig.2 Volume frequency of soils

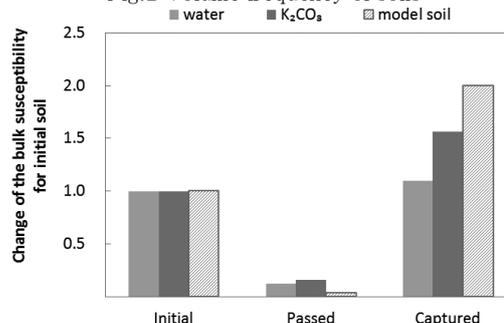


Fig. 3 Change of the bulk susceptibility for initial soils

4. 緒言

本研究では塩基性溶液中で土壌有機物を分解することによる凝集の解消のため、土壌粒子の分散性が向上した。その結果、磁気分離における 2:1 型粘土鉱物をより選択的な捕捉の可能性が示唆された。今後は実汚染土壌を対象に磁気分離実験を行い、放射線量低減の検討を行う。

参考文献

1. K Sekiya, et al.: IEEE Transactions On Applied Superconductivity, Vol. 24, No. 3, (2014) 3700205

謝辞

本研究の一部は、(公財)新技術開発財団の助成によって行われた。

超電導高勾配磁気分離法を用いたセシウム汚染土壌の減容化

Volume Reduction of Cesium Contaminated Soil by High Gradient Magnetic Separation Using Superconducting Magnet

行松 和輝, 堀江 裕貴, 三島 史人, 秋山 庸子, 西嶋 茂宏(大阪大学)

YUKUMATSU Kazuki, HORIE Hiroki, MISHIMA Fumihito, AKIYAMA Yoko, NISHIJIMA Shigehiro (Osaka University)

E-mail: yoko-ak@see.eng.osaka-u.ac.jp

1. はじめに

福島第一原子力発電所事故に伴う除染作業によって発生する除去土壌は、環境省の試算では 2200 万 m^3 に及ぶと推定されており、減容化手法の確立が求められている。土壌成分のうち粒径が数百 μm を超える砂れき分については、放射能濃度が比較的低いため、既存の土壌分級等の技術によって放射能濃度の低減を図ることができる。しかし上記の手法では、特にシルト・粘土分に富む土壌で十分な減容率が期待できないという問題点がある。更なる減容化のためには、分級後のシルト・粘土から放射能濃度が高い土壌成分をさらに分離する必要がある。

本研究では、超電導高勾配磁気分離法を利用した新たな減容化技術を開発した。シルト・粘土分のうち、セシウムを強く吸着している粒子は、雲母あるいはそれが風化作用を受けたパーミキュライト等の 2:1 型粘土鉱物である。雲母や 2:1 型粘土鉱物の多くは結晶構造中に鉄や少量のマンガンを含んでいるため常磁性を示すのに対し、他のシルト・粘土分である石英、長石、1:1 型粘土鉱物等はそれらをほとんど含まないため反磁性を示す。したがって、シルト・粘土分の中からセシウムを強く吸着している成分を分離するには、常磁性粒子を分離できる超電導高勾配磁気分離が有効であるといえる。

これまでの研究では、土壌の粒度分布を考慮した粒子軌跡シミュレーションとモデル土壌を用いた実験によって分離条件を検討し、最大磁束密度 7 T の条件において粘土混合物から 2:1 型粘土鉱物を 97% の分離率で分離できることが示された。この結果をもとに福島県内にて超電導磁石を用いた実汚染土壌の分離実験を行い、土壌の放射能濃度の低減効果の検討を行った。

2. 実験方法

対象とした実汚染土壌サンプルは、福島県内で採取された宅地土壌である。磁気分離対象は、ふるいによる湿式分級によって得られた 75 μm 未満のシルト・粘土粒子であり、固液比 1:300 の土壌懸濁液とした。超電導ソレノイド磁石のボア ($\phi 50$ mm) 内の磁気分離領域に磁気フィルターを設置した。磁気フィルターとして SUS430 (線径 0.34 mm、外径 23 mm、メッシュ数 20) のものを 5 mm 間隔で 30 枚設置し、このフィルターに土壌懸濁液を連続的に循環させるための流路を作成した。超電導磁石を用いて、最大磁束密度 3 T、6 T の磁場を印加して、3 分間高勾配磁気分離を行った。このとき、定量送液ポンプを用いて磁気分離領域における配管内の流速を 1 cm/s、3 cm/s とした。磁気分離後、通過懸濁液をすべて回収したのち消磁を行い、逆流によってフィルターへの捕捉物を懸濁液として回収した。捕捉懸濁液、通過懸濁液はそれぞれ 0.45 μm のメンブランフィルターを用いて吸引ろ過し、乾燥機を用いて 60°C の条件で乾燥させた。上記の工程で得られた土壌サンプル(分離前、フィルター捕捉分、通過分)のそれぞれについて、乾燥重量と、NaI(Tl)検出器 (EMF211 型ガンマ線スペクトロメータ、EMF ジャパン(株))を用いた放射能濃度の計測を行った。

3. 結果と考察

まず、分級後の 75 μm 未満の土壌を対象に、固液比 1:300、中心磁場 6 T、流速 3 cm/s の条件で磁気分離を行った。その結果、分離前に対して磁気分離装置を通過した土壌は

放射能濃度が約 13 %減少し、磁気フィルターに捕捉された土壌は 13 %増加した。次に更なる放射能濃度の低減を行うため、中心磁場と流速を変化させた実験を行った。次に中心磁場を 3 T から 6 T に増加させた場合、捕捉分の土壌重量は約 3 %増加し、通過分の放射能濃度は約 3 %減少した。一方で流速を 3 cm/s から 1 cm/s に減少させた場合は、捕捉分の土壌重量は大幅に増加したものの、通過分の放射能濃度に有意な変化は認められなかった。

上記いずれの分離条件においても放射能濃度低減率が十数%にとどまった原因として、約 2 μm 未満の粒子が磁気分離によって捕捉できず通過している可能性が考えられた。このことは、これまでの土壌の粒度分布を考慮した粒子軌跡シミュレーションによっても示されている。そこで、上記分離条件において最も放射能濃度低減率が高い 6 T、3 cm/s の条件で得られた通過分と捕捉分の土壌を、ふるいと遠心分離を用いた水ひにより、粒径によってそれぞれ 4 区画 (75-30 μm 、30-10 μm 、10-2 μm 、2 μm 未満) に分離し、放射能濃度を測定した。

Fig.1 にそれぞれの区画の放射能濃度を示す。粒径が小さくなるにつれて、捕捉分・通過分ともに放射能濃度が増加している。通過分に注目すると、分離前の土壌の放射能濃度に対して、30~75 μm では 80 %、10~30 μm では 60 %、2~10 μm では 15 % の放射能濃度低減率を示し、粒径 10 μm を超える土壌成分では磁気分離による放射能濃度低減の効果が大きい一方で、2 μm 未満の粒子では捕捉分と通過分の放射能濃度の差が小さかった。このことは粒径 2 μm 未満の 2:1 型粘土鉱物を捕捉できていないことを示唆している。

以上の結果から、磁気分離によって放射能濃度の高い 2:1 型粘土鉱物を分離することで、通過土壌の放射能濃度を低減させることが可能であることは実証された。しかし今回の磁気分離条件では、粒径 2 μm 未満の 2:1 型粘土鉱物がほとんど捕捉できていない可能性が示された。今回用いた実汚染土壌では、2 μm 未満の粒子は土壌全体の重量に対して約 3 % を占めるに過ぎないが、表面積が大きいため放射能濃度に対する寄与が大きく、シルト・粘土分の磁気分離による放射能濃度低減率が数十%にとどまっていることに大きく影響していると考えられる。今後は、2 μm 未満の粒子を効果的に捕捉するための計算結果と比較して、方針を検討する。

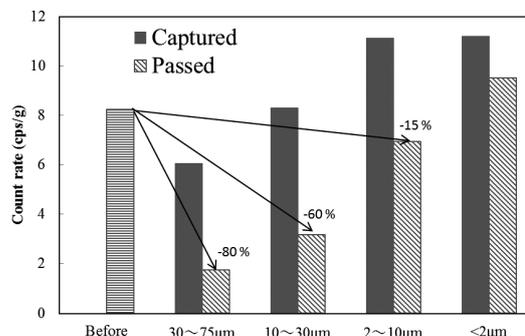


Fig.1 Count rates of soil before and after separation.

謝辞 本研究の一部は、2015年度日本原子力研究開発機構 (JAEA) からの委託研究として行われました。

新規超電導式水素液面計の開発

Development of a new liquid hydrogen level sensor

石田 茂之, 土屋 佳則, 馬渡 康徳, 中納 暁洋, 永崎 洋, 吉田 良行(産総研)

ISHIDA Shigeyuki, TSUCHIYA Yoshinori, MAWATARI Yasunori, NAKANO Akihiro, EISAKI Hiroshi, YOSHIDA Yoshiyuki (AIST)

E-mail: s.ishida@aist.go.jp

1. はじめに

近年、クリーンエネルギーの候補として水素燃料が注目されている。水素の貯蔵・輸送時には、密度の大きい液体水素の状態が想定される。この際、容器内の液体水素液面を正確に計測できる液面計が必要である。これまでに、 MgB_2 線材を用いた超電導式水素液面計が開発されてきた[1-3]。 MgB_2 の超電導転移温度 T_c は 39 K で、液体水素温度(約 20 K)に対して高温である。そのため、外部ヒーターを設置するか、添加物等により T_c を下げることで、感度向上が図られている。

2008 年に発見された鉄系超電導体は、上部臨界磁場が高いことから主にマグネット応用に向けた研究開発が行われている。一方で、例えば $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ は T_c が約 25 K であり、液体水素温度に近く、水素液面計用の超電導材料に適していると考えられる。そこで本研究では、 $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ 線材を作製し、液体水素中での動作試験を行った。

2. $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ 線材作製

$Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ 線材は、ex-situ PIT 法により作製した。 $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ の T_c は Co 含有量 x によって変化するので、異なる x を持つ $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ 多結晶を作製した。多結晶は、前駆体 $BaAs$ 、 Fe_2As 、 Co_2As を 1 : 1 - x : x の比で混合し、石英管に真空封入して熱処理することで得られる。多結晶を銀シースに詰めて圧延加工を施し、最終熱処理により $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ 線材を得た。

Fig. 1 に、 $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ 線材の電気抵抗の超電導転移温度近傍における変化を示す。 x の値により T_c を 20-25 K の範囲で調節することが可能であり、また超電導状態への遷移幅は 1 K 以下と鋭い。これらの性質は、水素液面計应用到に有利である。

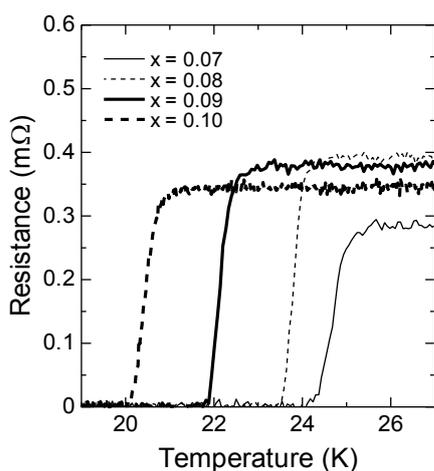


Fig.1 Temperature dependence of resistance of $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ wires ($x = 0.07-0.10$).

3. 液体水素中での動作試験

線径 1.2 mm、全長 200 mm 程度の $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ 線材に電流端子および電圧端子(端子間は 175 mm)を半田付けし、スケールとともにガラスデューワー内に配置した。液体水素

液面の位置を目視で確認しつつ、測定電流 100 mA で電気抵抗の測定を行った。

Fig. 2 に、 $x = 0.08$ (○)と $x = 0.09$ (●)の 2 種類の $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ 線材の電気抵抗の液体水素液面位置に対する変化を示す。比較のため、液体水素液面が電圧端子下端以下にある状態の電気抵抗で規格化してある。いずれの場合も電気抵抗が液面位置に対し線形に変化する結果を得ており、簡単な較正により、電気抵抗を液面位置に換算できる。しかしながら、 $x = 0.08$ の場合、液面位置が約 130 mm の時に電気抵抗がゼロとなっており、液面位置を過大評価している。これは T_c が 23.5 K と液体水素温度よりも 3 K ほど高く、ガス中でも超電導化しているためと考えられる。一方で、 $x = 0.09$ の場合は、液面位置が約 170 mm の時に電気抵抗がゼロとなり、液面位置を精度良く検出している。したがって、外部ヒーターなし(もしくはごくわずかなヒーター加熱)での使用が期待できる。

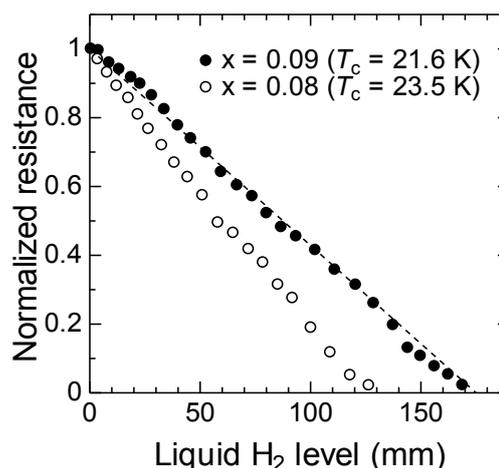


Fig.2 Normalized resistance of $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ wires ($x = 0.08$ (○) and 0.09 (●)) plotted against the liquid H_2 level.

4. まとめ

鉄系超電導体 $Ba(Fe_{1-x}Co_x)_2As_2$ は液体水素液面計への応用が可能であることを示された。 T_c が液体水素温度に近く、遷移幅が鋭いことを活用することで、 MgB_2 よりも優れた性能を実現できると期待される。また、細線化を行うことでより測定精度が高まると期待できる[4]。

参考文献

- Ch. Haberstroh and G. Zick: Adv. Cryo. Eng. 51 (2006) 679-684.
- M. Takeda, et al.: Adv. Cryo. Eng. 53 (2008) 933-939.
- K. Kajikawa, et al.: J. Phys. Conf. Ser. 97 (2008) 012140.
- K. Tomachi, et al.: TEION KOGAKU (J. Cryo. Soc. Jpn.) 44 (2009) 366-372.

外部加熱型 MgB₂ 液面センサーと高速度カメラによる液体水素のスロッシング計測

Sloshing measurements of liquid hydrogen using external-heating-type MgB₂ level sensor and high-speed microscope

鈴木 康平, 濱浦 隆昌, 前川 一真, 武田 実(神戸大学); 松野 優, 藤川 静一(岩谷産業); 熊倉 浩明(NIMS)
 SUZUKI Kohei, HAMAURA Takaaki, MAEKAWA Kazuma, TAKEDA Minoru (Kobe University);
 MATSUNO Yu, FUJIKAWA Shizuichi (Iwatani Corp); KUMAKURA Hiroaki (NIMS)
 E-mail: 167w514w@stu.kobe-u.ac.jp

1. はじめに

近年、重要視されている化石燃料の枯渇や地球温暖化の問題を受け、日本では原子力発電を推進してきた。しかし福島第一原子力発電所の事故により、日本における原子力発電は衰退の一途をたどるばかりである。このような現状を受け、安全かつ環境にやさしい、自然エネルギーに関心が高まっている。

今や自然エネルギーの種類は、枚挙に暇がないほど多様化している。そこで、自然エネルギーから貯蔵・輸送が有利な水素への変換が注目されている。水素エネルギー社会の実現のために、輸送において液体水素(LH₂:沸点 20 K)にしてタンクで大量に運ぶことが望ましい。しかし現段階では、大型液体水素タンクを輸送する際に必要な長尺液面センサーはまだ開発されておらず、液面センサーの精度や応答性の向上が求められている。そこで本研究では、外部加熱型超伝導 MgB₂ (ニホウ化マグネシウム)液面センサーに着目し、液体水素の液面揺動(スロッシング)を高速度カメラで観測した画像と液面センサーによる測定結果とを比較検討した。

2. 超伝導 MgB₂ 液面センサー

外部加熱型超伝導 MgB₂ 液面センサーの原理を記す。液体水素中では、超伝導物質は臨界温度以下になるため、電気抵抗がゼロになる。一方、液体水素に触れていない上部は常伝導状態になり、電流を流すと任意の抵抗値を示す。この電気抵抗値の差を利用して、液面の位置測定が可能となる。さらにこの液面センサーでは、蒸発ガスによる液面上部の温度低下を防ぐために、MgB₂ 線材の周りにヒーター線を巻いている。なお、本研究で用いた MgB₂ 線材の臨界温度は 32 K、長さは 500 mm、直径は 0.32 mm である。

3. 実験装置と実験方法

Fig.1 に実験装置概略図を示す。始めに、実際の液面位置とセンサーが示す液面位置との比較実験について述べる。クライオスタットの液体窒素(LN₂)槽に LN₂ を充填後、LH₂ 槽(体積 20L)に 400 L LH₂ タンクから LH₂ を移送した。その後、カメラ(フレームレートは 125 fps)で観測しながら 3 本の液面センサー(A2, B1, B2)に測定電流を 10 mA 流し、大気圧下でヒーター入力値が 6 W の時に、横振動装置により振動を加え強制的に液面を揺動させて、センサー出力電圧と高速度カメラによる液面位置を記録した。

次に振動方法(2種類設定)について述べる。第一にクライオスタットを加速させた後、減速を加え、横振動装置の端のストッパーに当ることなく静止させる方法(以下、衝突無しと記す)、第二に加速させたまま横振動装置の端のストッパーに衝突させ静止させる方法(以下、衝突ありと記す)である。衝突ありを行った理由としては、衝突の衝撃がセンサーに異常な値を示させないかを調べるためである。この計測の再現性を確かめるために、ひとつの振動方法につき 2 回計測を行った。

4. 実験結果と考察

Fig.2 に、ヒーター入力値 6 W 時のセンサーA2(衝突無し)が示した液面位置と高速度カメラで撮影した液面位置と比較

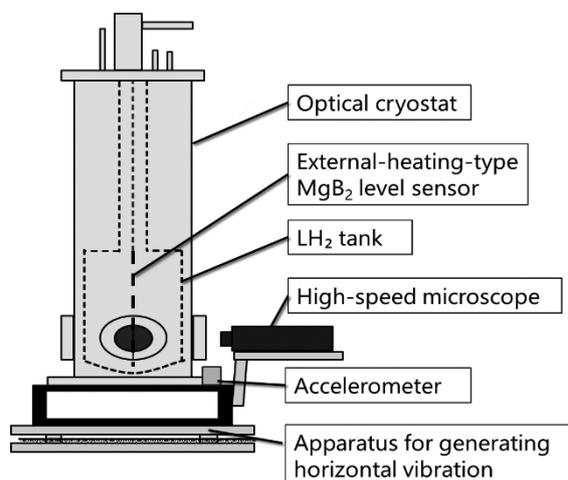


Fig.1 Schematic diagram of experimental apparatus.

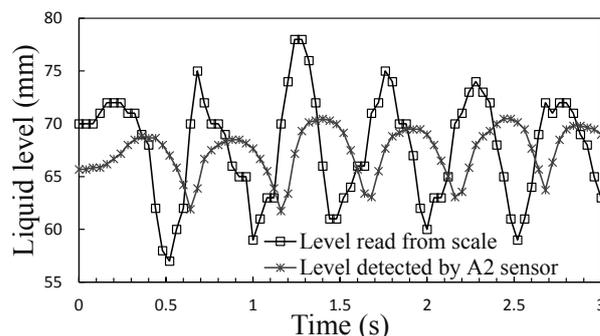


Fig.2 Comparison between the level read from scale and the level detected by A2 sensor at a heater input of 6 W (Collision-free).

したものを示す。なお、液面が揺動し始めてからの 3 秒間を、0.04 秒間隔で記録した。

この図より、センサーの波形と実際の液面位置の波形が、時間をずらしてほぼ同じ挙動を示していることがわかる。また、センサーの波形と実際の液面位置の波形のピークに注目すると、液面誤差の平均値は ± 4 mm、また応答時間の平均値は 0.15 s であった。衝突ありの場合では、衝突による出力電圧の異常値は見られなかった。

センサーの波形と実際の液面位置の波形の誤差の主な原因について、次のように考えられる。センサー出力電圧から液面位置を求める際に使用した、静的液面検知特性の近似曲線が、実験装置が変わったことにより少し変化したのではないかと考えられる。

謝辞

本研究の一部に対して、科研費基盤研究 A(24246143)の援助を受けました。ここに謝意を表します。

横振動下における液体窒素の蒸発特性

Evaporation characteristics of liquid nitrogen under horizontal vibration

宋 思遥, 田中 順也, 武田 実(神戸大学); 山城 一藤, 新郷 正志, 神谷 祥二(川崎重工)

SO Shiyo, TANAKA Junya, TAKEDA Minoru (Kobe Univ.);

YAMASHIRO Kazuto, SHINGO Masashi, KAMIYA Shoji(KHI)

E-mail: 165w515w@stu.kobe-u.ac.jp

1. はじめに

今日、我々は深刻なエネルギー問題に瀕しているため、これまで以上に再生可能エネルギーへの注目が高まっている。しかし、再生可能エネルギーは安定したエネルギー供給が難しいため、発電した電気エネルギーを水素に変換する方法が現在注目されている。大量の水素を海外から輸入する場合、気体水素は貯蔵効率が非常に悪いが、液体水素は気体水素に比べて密度が約 800 倍になるため、液体水素の船舶海上輸送が適している。ここで、液体水素は沸点が 20 K と極めて低だけでなく、非常に蒸発しやすく、スロッシング(液面揺動)しやすい性質を持つ。よって液体水素を船舶海上輸送する際の振動とそれによって生じる蒸発損失との関係を明らかにすることは、輸送時の安全面、経済面において重要なことである。

本研究では、実験が難しい液体水素の代わりに液体窒素を対象とし、横振動により液体をスロッシングさせた場合の容器内部における温度・圧力・蒸発量の変化を測定したので、報告する。

2. 実験装置

実験装置は光学クライオスタット、横(水平方向)振動試験装置、圧力計、真空計、流量計、白金抵抗温度計、データロガーから構成されている。クライオスタットは高さ 1200 mm、外径 300 mm、断熱真空槽、液体窒素槽(10.0 L)、液体水素槽(13.6 L)、サンプル槽(3.8 L)、光学観測窓、ニードル弁等で構成されている。Fig.1 にサンプル槽内温度計配置図を示す。温度計には白金抵抗温度計(T1~T12)を用い、四端子法で温度を計測した。

3. 実験方法

振動数 1 Hz、振幅を 10 mm、8 mm、6 mm、4 mm、2 mm、静置状態と変化させて各々蓄圧試験、開放試験を行った。

サンプル槽内の液体窒素液面を観測窓中央に合うように充填した後、蒸発量を観察し暫くして蒸発が収まるまで待機する。蓄圧試験の場合は、計測開始1分後にサンプル槽の出口バルブを閉め、それと同時に横振動を開始する。開放試験の場合、1分後に流量の計測を開始し、同時に横振動を開始する。各試験とも1時間後に横振動試験装置を停止させ、その後30分静置させた。

4. 実験結果と考察

蓄圧試験において、時間の経過と共に液体窒素の温度が上昇し、沸点を超える温度を記録した。これは圧力上昇に伴う飽和温度の上昇と考えられる。振動停止直後に着目すると、T6 周辺を境にサンプル槽下部(T1~T5)の温度上昇率は加振中よりも緩やかになり、液面直上直下(T7~T9)では急激に温度が上昇する現象が観察された。この現象は振動が治まり、液体窒素内部で再び成層を形成する際のエネルギー遷移挙動の違いによって引き起こされるのではないかと考えられる。

Fig.2 に振幅 10 mm の圧力・蒸発量変化のグラフを示す。圧力変化に注目すると、加振終了後に急な圧力上昇が見られる。このことは、加振終了時の液面直上直下の急激な温度上昇と関係があると考えられる。一方、蒸発量変化における

特徴は、加振終了時に一旦蒸発量が大きく減少し再度増加している点である。この現象は、液面温度の上昇という結果のみでは説明できないと考える。

5. まとめ

横振動を加えて液体窒素の蒸発特性を調べたところ、加振終了後にサンプル槽下部の温度増加率が緩やかになった。また、液面直上直下の温度は加振終了後に急増し、その増加率も大きくなった。今後は加振終了時に発生する液面の急激な温度変化と蒸発量減少の原因などについて調べる予定である。

謝辞

本研究の一部に対して、科研費基盤研究 A(24246143)の援助を受けました。ここに感謝の意を表します。

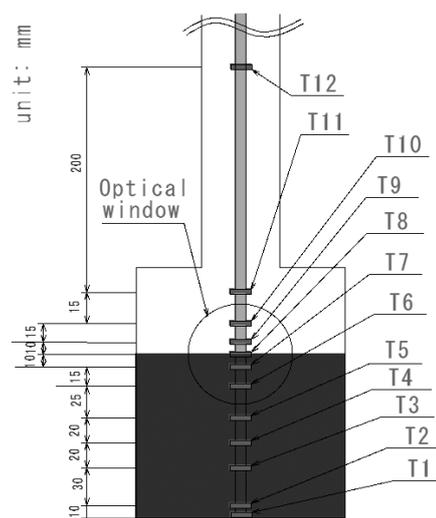


Fig.1 Setting up of thermometer in the sample tank.

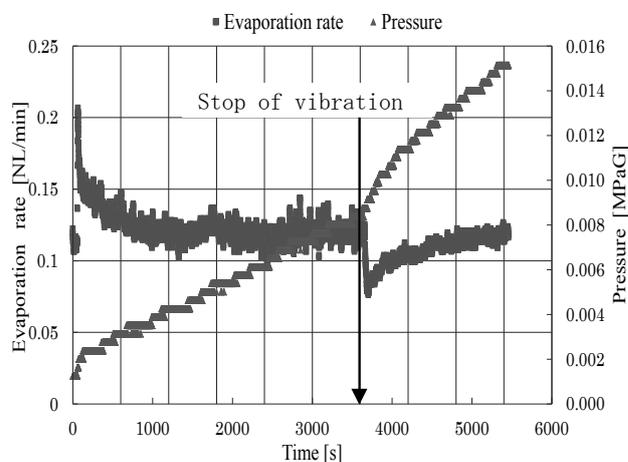


Fig.2 Time chart of pressure and evaporation rate under horizontal vibration with 10 mm amplitude.

液体水素中の熱伝達解析プログラム(1)ープール沸騰 Computer Program for Heat Transfer in Liquid Hydrogen (1)-Pool Boiling

塩津 正博, 白井 康之(京大); 達本 衝輝(原子力機構);

成尾 芳博, 小林 弘明, 野中 聡, 稲谷 芳史(JAXA)

SHIOTSU Masahiro, SHIRAI Yasuyuki (Kyoto Univ.); TATSUMOTO Hideki (JAEA);

NARUO Yoshihiro, KOBAYASHI Hiroaki, NONAKA Satoshi, INATANI Yoshifumi (JAXA)

E-mail: shiotsu@pe.energy.kyoto-u.ac.jp

1. 序論

筆者等は、液体水素冷却超電導機器のクエンチ時の安全解析や設計の基礎データを得ることを目標として、種々の形状の発熱体を用いて広範囲な条件の実験を行い、実験結果を記述する表示式を提示してきた。本報では、非沸騰から膜沸騰までの熱伝達をあらゆる計算プログラムを作成したので報告する

2. 非沸騰熱伝達

自然対流熱伝達係数 h_n は、水平円柱発熱体の場合、McAdams の式で記述される。

$$h_n d / \lambda_l = 0.53(Gr_d Pr)^{1/4} \quad (1)$$

水平上向き平面の場合、藤井の式[1]

$$h_n w / \lambda_l = 0.16(Gr_w Pr)^{0.3333} \quad (2)$$

垂直円柱および平板の場合

$$h_n z / \lambda_l = 0.56(Gr_z Pr)^{1/4} \quad (3)$$

指数関数状上昇発熱率 ($Q = Q_0 e^{t/\tau}$) の場合、周期 τ が 100 ms 以下の速い上昇では、対流は起こらず、過渡熱伝達係数 h_c は、次の熱伝導式で記述される。

$$\text{平板発熱体のとき } h_c = (\lambda_l \rho_l c_{pl} / \tau)^{1/2} \quad (4)$$

円柱発熱体のとき

$$h_c = (\lambda_l \rho_l c_{pl} / \tau)^{1/2} K_1(Ud/2) / K_0(Ud/2) \quad (5)$$

ここで、 $U = [\rho_l c_{pl} / (\tau \lambda_l)]^{1/2}$ 、 K_0, K_1 は第2種変形ベッセル。

伝導から自然対流への遷移域を含む過渡非沸騰熱伝達係数 h は、 $h = (h_c^3 + h_n^3)^{1/3}$ で記述される。

3. 核沸騰熱伝達

液体水素の核沸騰熱伝達は、液体水素の表面張力が非常に小さいことから高圧域の圧力依存性が小さく、次の Labountsov の式で比較的良く記述される[2]。

$$q = \left[\frac{0.125 \Delta T_{sat} \lambda_l}{F} \left(\frac{F}{h_{fg} \rho_v v_l} \right)^{0.65} Pr_l^{1/3} \right]^{2.86} \quad (7)$$

ここで $F = c_{pl} \rho_l T_{sat} \sigma / (h_{fg} \rho_v)^2$

4. 臨界熱流束

飽和沸騰の時[3]

$$q_{cr,sat} = 0.18 h_{fg} \rho_v [\rho_v^2 / \{\sigma g(\rho_l - \rho_v)\}]^{-1/4} \times [\rho_l / (\rho_l + \rho_v)]^{1.5} \quad (8)$$

サブクール沸騰の時、Kutateladze 式

$$q_{cr,sub} = q_{cr,sat} \{1 + 0.065(\rho_l / \rho_v)^{0.8} (c_{pl} \Delta T_{sub} / h_{fg})\} \quad (9)$$

過渡沸騰臨界熱流束 q_{cr} と定常値 q_{st} の差は[4]、

$$q_{cr} - q_{st} = 6.7 \times 10^3 \tau^{-0.5} \quad \text{for } P \leq 400 \text{ kPa} \quad (10)$$

$$q_{cr} - q_{st} = 1.0 \times 10^9 P^{-2} \tau^{-0.5} \quad \text{for } P > 400 \text{ kPa} \quad (11)$$

5. 膜沸騰熱伝達

i) 水平円柱の場合[5]

$$Nu_v / (1 + 2 / Nu_v) = KM^{1/4} \quad (12)$$

ここで

$$M = [Gr_v Pr_v h'_{fg} / (C_{pv} \Delta T_{sat})] [E^3 / \{1 + E / (Sp Pr_i)\}] / (R Pr_i Sp)^2$$

$$K = 0.415 d'^{1/4} \quad \text{for } d' > 6.6$$

$$K = 2.1 d' / (1 + 3.0 d') \quad \text{for } 1.25 \leq d' \leq 6.6$$

$$K = 0.75 / (1 + 0.28 d') \quad \text{for } 0.14 \leq d' < 1.25$$

$$E = (A + C\sqrt{B})^{1/3} + (A - C\sqrt{B})^{1/3} + (1/3)Sc$$

$$A = (1/27)Sc^3 + (1/3)R^2 Sp Pr_i Sc + (1/4)R^2 Sp^2 Pr_i^2$$

$$B = (-4/27)Sc^2 + (2/3)Sp Pr_i Sc - (32/27)Sp Pr_i R^2 + (1/4)Sp^2 Pr_i^2 + (2/27)Sc^3 / R^2$$

$$C = (1/2)R^2 Sp Pr_i$$

ii) 垂直平板及び比較的直径の大きな垂直円柱の場合[6]

$$Nu_v = 0.52 z'^{1/4} M^{1/4} \quad (13)$$

ここで $d' = d \sqrt{g(\rho_l - \rho_v) / \sigma}$ 、 $h'_{fg} = h_{fg} + 0.5 C_{pv} \Delta T_{sat}$ 、

$$R = [\rho_l \mu_v / (\rho_l \mu_l)]^{1/2}$$
、 $Sp = C_{pv} \Delta T_{sat} / (h'_{fg} Pr_v)$

$$Sc = (C_{pl} \Delta T_{sub} / h'_{fg}) [0.93 Pr_i^{0.22} + 3.0 \exp(-100 S_p Pr_i Sc^{-0.8})]$$
、

$z' = z \sqrt{g(\rho_l - \rho_v) / \sigma}$ 、膜沸騰最小温度は臨界温度とする。

6. プログラムで計算した熱伝達特性

直径 1.2mm の水平円柱における熱伝達特性を Fig. 1 から Fig. 3 に示す。Fig. 1 は、大気圧飽和の場合である、Fig. 2 は圧力 400 kPa、Fig. 3 は圧力 700 kPa で液温は共に Fig. 1 よりわずかに高い 21 K である、

圧力を高くするとサブクール度が大きくなるので、左端の非沸騰部が広範囲となる。核沸騰臨界熱流束は、定常、過渡共大気圧より 499kPa のほうが大きい。然しながら加圧しすぎると Fig. 3 の 700 kPa の場合のように、定常臨界熱流束が下がる以上に過渡臨界熱流束が下がっている。

圧力を高くするとサブクール度が大きくなるので、左端の非沸騰部が広範囲となる。核沸騰臨界熱流束は、定常、過渡共大気圧より 499kPa のほうが大きい。然しながら加圧しすぎると Fig. 3 の 700 kPa の場合のように、定常臨界熱流束が下がる以上に過渡臨界熱流束が下がっている。

参考文献

- [1] Fujii T. et al, JSME Journal, 37-301(1971) p.1697.
- [2] Shirai Y. et al., Cryogenics 50 (2010) 410-416
- [3] Yoshikawa K et al., Abstract of CSJ conference, Vol.81 (2009) p.66
- [4] Shiotsu M. et al., AIP Conf. Proc. 1434, (2012) p.1059.
- [5] Horie et al. Abstract of CSSJ conference, Vol.89 (2014) p.190
- [6] Sakurai A et al.:1992 in Pool and External Flow Boiling ed by V K Dhir and A E Bergles, ASME (1992) P.277

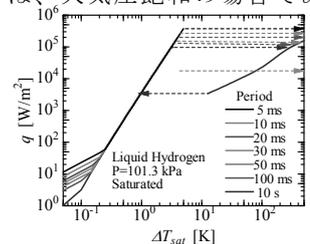


Fig.1 Predicted boiling curves for P=101 kPa

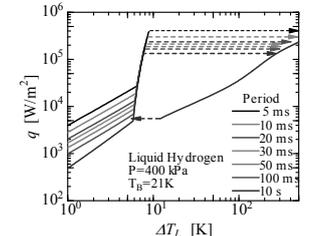


Fig.2 Predicted boiling curves for P=400 kPa

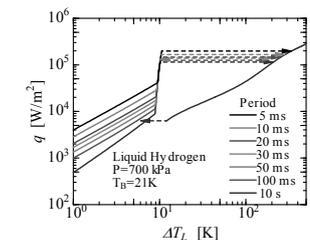


Fig.3 Predicted boiling curves for P=700 kPa

液体水素の熱伝達解析プログラム(2)-強制対流沸騰 Computer Program for Heat Transfer in Liquid Hydrogen (2)-Forced Convection Boiling

飼沼 徹, 茂田 宏樹, 白井 康之, 塩津 正博 (京大); 達本 衡輝 (原子力機構);
小林 弘明, 成尾 芳博, 稲谷 芳文, 野中 聡(JAXA)

KAINUMA Toru, SHIGETA Hiroki, SHIRAI Yasuyuki, SHIOTSU Masahiro (Kyoto-Univ.); TATSUMOTO Hideki (JAEA);
KOBAYASHI Hiroaki, NARUO Yoshihiro, INATANI Yoshifumi, NONAKA Satoshi (JAXA)

E-mail: kainuma@pe.energy.kyoto-u.ac.jp

1. 序論

筆者等は、液体水素冷却超電導機器のクエンチ時の安全解析や設計の基礎データを得ることを目標として、広範囲な条件の実験を行い、実験結果を記述する表示式を提示してきた。本報(1)ではプール沸騰を、(2)では垂直円管流路中心の線状発熱体における強制対流沸騰熱伝達をあらわす計算プログラムを報告する。

2. 非沸騰強制対流熱伝達

強制対流熱伝達係数 h_f は、Dittus-Boelter 式で記述できることが過去の研究から明らかになっている。

$$h_f D_e / \lambda = 0.023 Re_{D_e}^{0.8} Pr^{0.4} \quad (1)$$

ここで、水力的等価直径 $D_e = D - d$; D は流路内径、 d は発熱体直径、 $Re_{D_e} = GD_e / \mu_l$, $Pr = C_{pl} \mu_l / \lambda_l$

指数関数状上昇発熱率 ($Q = Q_0 e^{t/\tau}$) の場合、流速が遅く発熱率上昇が速い時、熱伝達は、対流よりも過渡熱伝導が支配的になる。このときの熱伝達係数 h_c は、次式で記述される。

$$h_c = (\lambda_l \rho_l c_{pl} / \tau)^{1/2} K_1 (Ud/2) / K_0 (Ud/2) \quad (2)$$

ここで、 $U = [\rho_l c_{pl} / (\tau \lambda_l)]^{1/2}$ 、 K_0, K_1 は変形ベッセル関数。熱伝導から強制対流への遷移域を含む過渡非沸騰熱伝達係数 h は、 $h = (h_c^3 + h_f^3)^{1/3}$ (3)

で記述される。非沸騰の物性値は、液膜平均温度でとる。

3. 核沸騰熱伝達

強制対流沸騰熱伝達は (1)式の対流熱流束と Labountsov の式[1]の和で比較的良く記述される。

$$q = \left[\frac{0.125 \Delta T_{sat} \lambda_l}{F} \left(\frac{F}{h_{fg} \rho_v v_l} \right)^{0.65} Pr_l^{1/3} \right]^{2.86} + h_f \Delta T_L \quad (4)$$

ここで $F = c_{pl} \rho_l T_{sat} \sigma / (h_{fg} \rho_v)^2$

4. DNB熱流束

i) 飽和沸騰の時[2]

$$q_{D,sat} = Gh_{fg} (\rho_v / \rho_l)^{0.43} (L/D_H)^{-0.35} F_B \quad (5)$$

$$F_B = 0.29 We^{-0.45} + 0.001 \text{ for } We > We_B$$

$$F_B = 0.026 (L/D_H)^{-0.43} \text{ for } We \leq We_B$$

$$We_B = [0.29 / \{0.026 (L/D_H)^{-0.43} - 0.001\}]^{2.222}$$

ここで、ウエーバー数 $We = G^2 D_e / (\rho_l \sigma)$ 、加熱等価直径 $D_H = (D^2 - d^2) / d$ 、発熱体長さ L 、質量流量 G は飽和温度の密度と入り口流速の積である。

ii) サブクール沸騰の時

$$q_{D,sub} = q_{D,sat} \{1 + A(\rho_l / \rho_v)^{0.8} S_c\} / (1 + A \times B \times q_{D,sat}) \quad (6)$$

ここで、 $A = 1.4(\rho_v / \rho_l)^{-0.43} E^{-0.1} (L/D_e)^{0.25}$

$$B = 4.0 (L/D_e) / (Gh_{fg}), \quad E = D_e \sqrt{g(\rho_l - \rho_v) / \sigma}$$

$$S_c = C_{pl} \Delta T_{sub} / h_{fg}$$

5. 膜沸騰熱伝達[3]

$$Nu_{D_e} = 0.63 \left(z/D_e \right)^{-1/4} Re_{D_e}^{0.55} (\mu_l / \mu_v) M^{-1/3} F_p \text{ for } Re_{D_e} \geq F_v \quad (7)$$

$$M = (SpR^{-2}) [1 + \{E_2 (2Pr_l Sp)^{-1}\}] [1 - 0.7 S_c^* E_2^{-1}]$$

$F_p = 1.0 + 0.7(P/P_{cr})^{0.9}$ ここで、 E_2 は次式の正根。

$$E_2^3 + (5Pr_l S_p - S_c^*) E_2^2 - 5Pr_l S_p S_c^* E_2 - 7.5Pr_l^2 S_p^2 R^2 = 0$$

$$Nu_{D_e} = hD_e / \lambda_v, \quad R = \sqrt{\rho_v \mu_v / (\rho_l \mu_l)}$$

$$S_c^* = C_{pl} \Delta T_{sub} / h'_{fg}, \quad S_p = C_{pv} \Delta T_{sat} / (h'_{fg} Pr_v)$$

(8)式の値は流速減少とともに限りなく減少するが、実際は、前報で示した垂直円柱の自然対流式の(13)に漸近する。 F_v は両者の交点で与えられる。膜沸騰最小温度は、臨界温度とする。

6. プログラムで計算した熱伝達特性

直径 1.2 mm、長さ

200 mm の垂直円柱にお

ける熱伝達特性を

Fig.1 から Fig.2 に示

す。Fig.1 は、大気圧飽

和の場合である。流速

が大きい程非沸騰熱伝

達、DNB 熱流束、膜沸騰

熱伝達が上昇するが核

沸騰熱伝達は変わらない。

Fig.2 は圧力 400 kPa、

液温は Fig.1 よりわず

かに高い 21 K である。

圧力を高くするとサブ

クール度が大きくなる

ので、左端の非沸騰部

が広範囲となる。DNB 熱

流束や膜沸騰熱伝達係

数は大気圧より大き

い。

Fig.3 は 742 kPa の

場合の予測結果と実験

結果の比較を示す。DNB

点から膜沸騰の安定

点にジャンプする過程

は、いったん熱流束が

下がってから膜沸騰線

上を急上昇して到達し

ている。膜沸騰極小温

度は実験より 10 K 程度

低く予測されている。

参考文献

[1] Labountsov D.A., Teproenergetica, 7-5, (1960), 76.

[2] M. Shiotsu et al.: Abstracts of CSSJ Conference, Vol.90 (2014) p.210

[3] M. Shiotsu et al.: Abstracts of CSSJ Conference, Vol.92 (2015) p.125

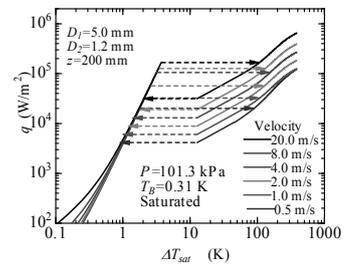


Fig.1 Predicted boiling curves for P=101 kPa

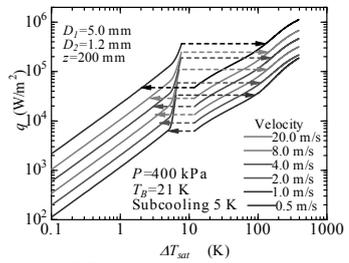


Fig.2 Predicted boiling curves for P=400 kPa

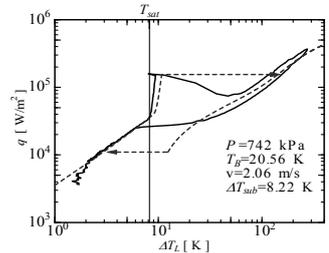


Fig.3 Comparison of experimental data for P=700 kPa with the predicted curves.

走査型プローブ顕微鏡用ヘリウム循環冷却システムの熱解析

Thermal analyses of a helium circulation cooling system for scanning probe microscopes

寺岡 総一郎(東大);横田 統徳, 佐々木 徹, 宮武 優(ユニソク);福山 寛(東大)

TERAOKA Soichiro (The Univ. of Tokyo); YOKOTA Munenori, SASAKI Toru, MIYATAKE Yutaka (UNISOKU);

FUKUYAMA Hiroshi (The Univ. of Tokyo)

E-mail: teraoka.soichiro@mail.u-tokyo.ac.jp

1. はじめに

極低温で原子レベルの空間分解能をもつ走査トンネル顕微鏡など各種の走査プローブ顕微鏡(SPM)は、基礎研究の分野で広く使われており、液体ヘリウム浸漬式冷却が主流である。これをパルス管冷凍機に置き換えることができれば、極低温 SPM の応用範囲が広がり、長時間連続測定による分解能向上のメリットもある。我々が開発中の SPM 用ヘリウム循環冷却システムのプロトタイプについて、今回は数値シミュレーションによる熱解析結果を中心に設計の概要を報告する。

2. 設計の概要

SPM は振動に極めて敏感なため、SPM ヘッドを直接パルス管冷凍機で冷却することは得策でない。そこで、冷凍機ユニットを SPM ユニットから独立させ、低熱損失・低振動の液体ヘリウム移送管で結ぶ循環冷却(フロー)方式とする。移送管内の送液管は銅フォイルの輻射シールドで囲み、SPM 内セパレータからの蒸発ヘリウムガスの一部を帰還させることでシールドを冷却して、送液管への輻射熱と伝導熱を低減する。移送管の内部構造は、製作の容易さと信頼性のため、できるだけ単純化する。冷凍機ユニット内に差し込まれる部分のシールドは、冷凍機 1st ステージと熱接触させて冷却する。

移送管の真空ジャケットのコーナー部には、図 1 に示すように内部が真空でも柔軟性を保てるようなベローズ 2 組と支持棒からなる T 字型除振機構を配して、冷凍機から SPM への振動伝達を防ぐ。

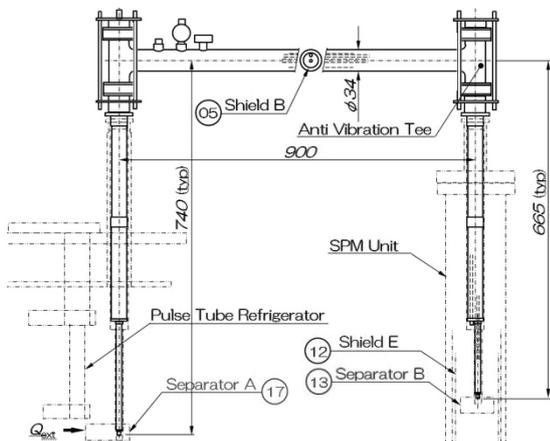


Fig.1 Schematic drawing of the helium transfer tube

3. 数値解析モデル

有限要素法の熱解析を行うため、SPM ユニット、移送管および冷凍機ユニットを 21 の要素に分割し、室温部も含めそれぞれに通し番号 i ($i=1,2,3, \dots, 21$) を付番した。要素 i から要素 j への入熱を Q_{ij} で表す。 Q_{ij} は輻射熱、固体伝導熱、冷凍機による吸熱、およびヒータによる加熱の和である。時刻 t における要素 j の温度を $T_j(t)$ とする。 i について $Q_{ij} - Q_{ji}$ の総和を取ると、要素 j の熱収支 Q_j が得られる。これに要素 i から要素 j に流れる循環ガスのエンタルピー変化 $(dm/dt)\Delta H_{ij}$ を加えれば、時刻 $t + dt$ における温度は $T_j(t + dt) = T_j(t) +$

$[Q_j + (dm/dt)\Delta H_{ij}]/(m_j c_j)$ で求まる。ここで、 m_j と c_j はそれぞれ要素 j の質量と比熱である。熱伝導率、比熱および冷凍機の冷却力の温度依存性も考慮した。なお、冷凍機ステージの熱容量に伴う時定数は、文献[1]を参考にシミュレーション結果と比較して経験的に選定した。

4. 数値解析結果

図 2(a)に、いくつかの代表要素の温度 T_j の時間推移をシミュレーションした一例を示す。制御パラメータは、セパレータ A のヒータ加熱量 Q_{ext} と流量調整弁のコンダクタンス S_v で、これらがヘリウムガスの循環質量流速 (dm_f/dt) を決める。それぞれの制御過程を図 2(b)に示した。定常状態の dm_f/dt 値は、現に液相が存在する部分への入熱の合計を Q_{cond} とすると、蒸発率 Q_{cond}/h_1 に一致する。ここで h_1 はヘリウム-4 の飽和状態における蒸発潜熱である。循環流量の制御は、実効排気速度 S_{eff} を目標値 $S_0 = RT_0/(P_{in}M) \times (Q_{cond}/h_1)$ とする比例制御とした。このとき S_v は $S_v = S_p S_{eff}/(S_p - S_{eff})$ と決まる。ここで R は気体定数、 T_0 は室温、 P_{in} はポンプ吸入圧、 M はヘリウム-4 の原子量、 S_p はポンプ排気速度である。ここでは、 $S_p = 30\text{L/min}$ 、パルス管冷凍機は 1W@4K のものを想定した。

この例では、室温から冷却を開始して約 40 時間後にセパレータ B の温度が 4 K に到達している。これは、 Q_{ext} 制御を最適化すればもっと短縮できるであろう。また、定常状態を維持できるパラメータ範囲を探るため Q_{ext} を単調減少したので、5400 min 以降で急昇温している。定常状態では、循環質量流速は液換算で 0.27 L/h、室温から移送管内の送液管への流入熱と Q_{ext} の合計は 0.08 W/m と見積もられる。過去の類似の移送管の 0.2 W/m[2]より低損失が期待される。

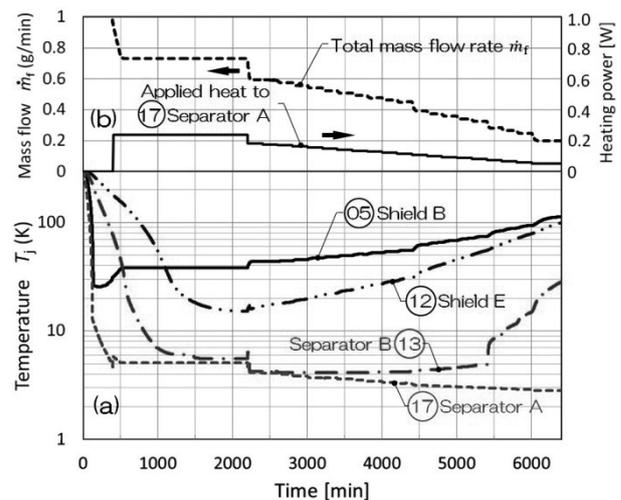


Fig.2 Simulation results: time evolutions of (a) temperatures of various elements and (b) control parameters in the helium circulation system for SPM.

参考文献

1. G. Thummes, et al.: Cryogenics Vol. 38 (1998) p.337
2. T. Takeda, et al.: Cryogenics Vol. 48 (2008) p.6