



JP0150308

JAERI-Research

2000-069



強制冷凍超電導コイルの流量低下現象と コイル安定運転限界に関する研究

2001年3月

杉本 誠

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越し下さい。なお、このほかに財團法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布を行っております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 〒319-1195, Japan.

強制冷凍超電導コイルの流量低下現象と コイル安定運転限界に関する研究

日本原子力研究所那珂研究所核融合工学部

杉本 誠

(2000年12月22日受理)

強制冷凍超電導コイルは、国際熱核融合実験炉や大電流電力貯蔵に用いられるが、これらの大型ハードウェアの実験を行い、変動磁場損失の増加に従って冷媒の流量が低下することを初めて見出し両者の関係を工学的に明らかにした。さらにその原因を究明し、これを回避してコイルを安定に作動させるための設計手法を開発した。

まず、3つの異なる大型超電導コイルのパルス通電実験を行い、この通電により生ずる変動磁場損失と冷媒流量低下との関係についてデータベースを構築している。それぞれのコイルの構造が異なっていても冷媒流量の低下が変動磁場損失パワーの密度(W/m^3)に依存し、その関係に一般的傾向があることを実験的に初めて明らかにした。すなわち、強制冷凍超電導コイルの安定運転限界は、超電導の電気磁気的特性のみではなく冷媒の流量条件によっても決まることを指摘している。

次に、構築した冷媒流量低下のデータベースをもとに、これまで未解明であったパルス通電による流量低下現象を数式化し、その機構を解明している。変動磁場損失を考慮に入れて冷媒である超臨界ヘリウムに水力学的手法を適用し、更に冷媒を供給する極低温ヘリウムポンプの特性曲線とコイルの冷媒流路の摩擦を考慮し、この流量低下現象を説明する複数の式の組み合わせを考案した。これにより実験で得られた流量低下現象の説明が可能になり、更にその流量低下を定量的に解析できるようになった。

更に、超電導コイルの変動磁場損失に見合った冷媒流量および全体の循環量を、冷凍系を含めた超電導コイルの設計段階で精度良く予測する方法を考案している。本来、冷媒流量低下を求めるためには、コイルの冷媒流路の摩擦係数および極低温ヘリウムポンプの性能を先に把握しておく必要がある。全体の設ができるように、新たにヘリウム膨張モデルによる流量低下を示す式を考案し

た。流路摩擦およびポンプ性能の値が未知の段階でも、この式はパルス通電による変動磁場損失と冷媒流量低下との関係の算出を可能にしている。

以上の研究をパルス通電する強制冷凍超電導コイルの常伝導転移（クエンチ）検出に適用し、過渡的な流量測定によるクエンチ検出の実験的・解析的研究を行っている。これまで未解明であったクエンチ発生時のコイル内部でのエネルギー消費量を、冷媒流量低下から直接測定する手法を開発している。この流量低下現象を利用したクエンチ検出法は、保護動作開始時間を定量的に示すことを可能にし、超電導コイルの保護手法の信頼性向上に貢献している。

これらは核融合炉用超電導コイルばかりでなく、パルス運転が要求される全ての強制冷凍超電導コイル（一例として電力貯蔵用超電導コイル）に適用できる新たな概念である。

Study on the Flow Reduction of Forced Flow Superconducting Magnet and Its Stable Operation Condition

Makoto SUGIMOTO

Department of Fusion Engineering Research
Naka Fusion Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received December 22, 2000)

The forced flow superconducting coil especially made from a Cable-in-Conduit Conductor (CICC) is applied for large-scale devices such as fusion magnets and superconducting magnet energy storage (SMES) because it has high mechanical and electrical performance potential.

The flow reduction phenomena caused by AC loss generation due to the pulsed operation was found based on the experimental results of three forced flow superconducting coils. And relation between the AC loss generation and flow reduction was defined from viewpoint of the engineering design and operation of the coils. Also the mechanism of flow reduction was investigated and stable operation condition under the flow reduction was clarified for forced flow superconducting coils.

First, experiments of three different large-scale superconducting coils were carried out and experimental database of the flow reduction by AC loss generation was established. It was found experimentally that the flow reduction depends on the AC loss generation (W/m^3) in all of coils. It means the stable operation condition is defined not only the electro

magnetism of superconducting coil but also flow condition.

Mechanism of the flow reduction was investigated based on the experimental database. Hydraulics was applied to supercritical helium as a coolant. Also performances of the cryogenic pump by which coolant are supplied to the coil and friction of the superconductor as cooling path is considered for hydraulic estimation. The flow reduction of the coil is clarified and predictable by the equations of continuity, momentum and energy balance.

Also total mass flow rate of coolant was discussed. The estimation method in the design phase was developed for total mass flow rate which are required under the flow reduction by AC losses. The friction of the superconductor and performance of cryogenic pump should be required for precise prediction of flow reduction. These values were obtained by the experiment data of coil and cryogenic pump and not obtain in the design phase. For the estimation in design phase, evaluation equations of the flow reduction based on the helium expansion model were developed. The flow reduction by AC losses is predictable by helium expansion model even in the design phase on which the conductor friction and pump performances are not obtained.

The phenomenon of flow reduction of the forced flow coil has been applied for coil quench detection and has been developed by Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI). It is named the "fluid method" and essential technology for quench detection of large scale forced flow superconducting coil as fusion magnets and superconducting magnetic energy storage (SMES) coil. In the fluid method, the inlet flow reduction is caused by Joule heating on the normal zone of superconducting coil. The fluid method has no electric noise in its detection. This is an advantage for pulsed operation in comparison with other electrical quench detection systems.

There are no quantitative considerations between the inlet flow reduction and Joule heating on the coil in previous studies. The flow reduction for the quench detection has been determined by the operation experience of forced flow superconducting coil. The evaluation method for the flow

reduction for the quench detection was developed. The energy consumption in the coil by Joule heating was defined from the inlet flow reduction. It means the quench detection duration from the normal initiation is available. And it makes the protection of the superconducting coil more reliable.

It is a new idea on the study of flow reduction and applicable not only fusion magnet but also all of forced flow superconducting coils like a SMES coil.

Keywords: Fusion Reactor, Forced Flow Superconductor, Cable-in-conduit Conductor, Supercritical Helium, Cryogenic Pump

This is a blank page.

目次

1	序論	1
	1.1 国際熱核融合実験炉(ITER)超電導コイル	2
	1.2 超電導コイルの冷却方法	4
	1.3 極低温ヘリウム循環ポンプによる強制冷凍技術	5
	1.4 本研究の目的と概要	7
2	強制冷凍超電導コイルのパルス運転および 核加熱による流量低下の実測	13
	2.1 はじめに	13
	2.2 大型強制冷凍超電導コイル用試験設備	14
	2.3 強制冷凍超電導コイルのヘリウム冷却流路	16
	2.4 高電流密度実証ポロイダル・コイル(DPC-TJ)の 冷媒流量低下の実測	18
	2.5 米国実証ポロイダル・コイル(US-DPC)の 冷媒流量低下の実測	25
	2.6 電力貯蔵用超電導コイル(SMES モデル・コイル)の 冷媒流量低下の実測	32
	2.7 コイル安定運転限界を決めるコイル内部の発熱量	37
	2.8 まとめ	40
3	パルス運転による流量低下現象---機構の解明と定式化	45
	3.1 はじめに	45
	3.2 変動磁場損失による流量低下現象の解明	46
	3.3 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) の 実験結果との比較	55
	3.4 圧力損失増加の支配要因	56
	3.5 変動磁場損失の発熱による導体内部のヘリウムの温度上昇	57
	3.6 パルス通電による安定運転限界	58
	3.7 長パルス運転に向けて	60
	3.8 まとめ	61
4	強制冷凍超電導コイルの安定パルス運転のための 最小必要流量の決定法	65
	4.1 はじめに	65

4.2 ヘリウム膨張モデル	66
4.3 ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下現象の定式化	67
4.4 ヘリウム膨張モデルによる冷媒流量低下量と実験値との比較	69
4.5 パルス運転時の強制冷凍超電導コイルの 必要最小流量の決定法	73
4.6 電力貯蔵用超電導コイルのパルス運転での 必要最小流量の具体例	75
4.7 まとめ	79
 5 急速加熱による非定常流量低下現象の予測法	83
5.1 はじめに	83
5.2 試験サンプル用超電導導体---Nb ₃ Al 超電導導体	86
5.3 試験サンプル	88
5.4 素子配置	89
5.5 試験装置	90
5.6 急速加熱による非定常流量低下量の実測	92
5.7 実効加熱時間の導入	96
5.8 実効加熱時間による流量低下式と実測値との比較	99
5.9 まとめ	101
 6 結論	105
 謝辞	113
 付録 A 極低温ヘリウム循環ポンプ開発および ヘリウム流量計の開発の経緯	115
A.1 往復動式ベローズ型ポンプの開発	116
A.2 遠心式極低温ヘリウム循環ポンプの開発	119
A.3 オリフィス型ヘリウム流量計の開発	122
 付録 B 極低温でのヘリウム物性	129

Contents

1 Introduction	1
1.1 ITER Superconducting Coil.....	2
1.2 Cooling Method for Superconducting Coil.....	4
1.3 Forced Flow System by Cryogenic Circulation Pump.....	5
1.4 Propose and Outline.....	7
2 Experiment of the Flow Reduction by Pulsed Operation and Nuclear Heating of Forced Flow Superconducting Coil.....	13
2.1 Introduction.....	13
2.2 Test Facility.....	14
2.3 Cooling Paths of Forced Flow Superconducting Coil	16
2.4 Experimental Results of DPC-TJ.....	18
2.5 Experimental Results of US-DPC.....	25
2.6 Experimental Results of SMES Model Coil.....	32
2.7 Stable Operation Limit by the Heat Generation in the Coil.....	37
2.8 Summary.....	40
3 Flow Reduction by the Pulsed Operations --- Its Mechanism and Formulation	45
3.1 Introduction.....	45
3.2 Investigation of the Flow Reduction by AC Losses.....	46
3.3 Comparison with Experimental Data of SMES Model Coil.....	55
3.4 Main Dominant for the Pressure Drop Increase.....	56
3.5 Temperature Rise in the Coil by the Heat Generation of AC Losses.....	57
3.6 Stable Operation Limits in the Pulsed Operation.....	58
3.7 Toward to the Long Pulse Operation	60
3.8 Summary.....	61

4 Minimum Required Mass Flow Rate for the Stable Operation of the Forced Flow Superconducting Coil	65
4.1 Introduction.....	65
4.2 Helium Expansion Model.....	66
4.3 Flow Reduction Formulation by the Helium Expansion Model.....	67
4.4 Comparison with Experimental Data by the Helium Expansion Model.....	69
4.5 Minimum Required Mass Flow Rate for the Stable Pulsed Operation	73
4.6 Minimum Required Mass Flow Rate for the Stable Pulsed Operation of SMES Model Coil.....	75
4.7 Summary.....	79
5 Flow Reduction by the Rapid Heating.....	83
5.1 Introduction.....	83
5.2 Conductor for the Test Sample –Nb ₃ Al Superconductor	86
5.3 Test Sample	88
5.4 Sensors.....	89
5.5 Test Facility.....	90
5.6 Experiment of the Flow Reduction by the Rapid Heating.....	92
5.7 Effective Heating Duration.....	96
5.8 Comparison with Experimental Data by the Effective Heating Duration.....	99
5.9 Summary.....	101
6 Conclusions	105
Acknowledgement.....	113
Appendix A Development of the Cryogenic Circulation Pump and Mass Flow Meter	115
A.1 Development of the Bellows Type Circulation Pump	116

A.2 Development of Centrifugal Circulation Pump.....	119
A.3 Development of Orifice Type Mass Flow Meter.....	122
Appendix B Helium properties at the Cryogenic Temperatures.....	129

This is a blank page.

略号一覧

略号	Full spelling	邦文表記
CIC	Cable in Conduit	ケーブル・イン・コンジット
CS	Central Solenoid	中心ソレノイド
DPC	Demo Poloidal Coil	実証ポロイダル・コイル
FOP	Figure of Performance	性能係数
FzK	Forschungszentrum Karlsruhe	ドイツ・カールスルーエ研究所
IAEA	International Atomic Energy Agency	国際原子力エネルギー機関
IEA	International Energy Agency	国際エネルギー機関
ITER	International Thermonuclear Experimental Reactor	国際熱核融合実験炉
ITER-CDA	ITER- Conceptual Design Activity	国際熱核融合実験炉 概念設計段階
ITER-EDA	ITER-Engineering Design Activity	国際熱核融合実験炉 工学設計段階
JAERI	Japan Atomic Energy Research Institute	日本原子力研究所
KSTAR	Korean Superconducting Tokamak Advanced Reactor	韓国超電導トカマク
LCT	Large Coil Task	大型コイル事業
LLNL	Lawrence Livermore National Laboratory	米国ローレンス リバモア国立研究所
MIT	Massachusetts Institute of Technology	米国マサチューセッツ 工科大学
NIFS	National Institute for Fusion Science	核融合科学研究所

略号	Full spelling	邦文表記
NIST	National Institute of Standard and Technology	米国国立標準局
ORNL	Oak Ridge National Laboratory	米国オークリッジ 国立研究所
PF	Poloidal Field	ポロイダル磁場
PPPL	Princeton Plasma Physics Laboratory	米国プリンストン プラズマ物理学研究所
QUELL	QUench Experiment on Long Length	クエール
SMES	Superconducting Magnetic Energy Storage	超電導電力貯蔵
SULTAN	SUpraLeiter Test ANlage	サルタン
TF	Toroidal Field	トロイダル磁場
TMP	Toroidal Model Pancake	トロイダル・モデル パンケーキ
US-DPC	United States Demo Poloidal Coil	米国実証ポロイダル コイル

記号一覧

記号		単位
A_{he}	一導体あたりのヘリウム断面積	m^2
A_{strand}	一導体あたりの超電導素線の断面積	m^2
a	ポンプ・ヘッドと流量の接線係数	$Pa/(g/s)$
B	磁束密度	T
\dot{B}	磁束密度の時間変化率	T/s
b	初期ポンプ・ヘッド	Pa
C_p	ヘリウム定圧比熱	$J/(kg \cdot K)$
c	冷却流路抵抗	$Pa/(g/s)$
c_{str}	支持構造物の冷却流路の管路抵抗	$Pa/(g/s)$
D_h	水力直径	m
	$\equiv 4 \cdot A_{he}/P$	
dt	入熱時間	s
E_{input}	誘導加熱によるサンプルへの投入熱量	J
E_{sply}	誘導ヒーターの発振電流の2乗の 時間積分	$A^2 \cdot s$
E_{strand}	超電導素線の単位体積あたりの発熱量	$J/cm^3 - strand$ あるいは J/m^3
E_{total}	コイル全体の発熱量	J
f	管摩擦係数	無次元数
FOP	Figure of Performance	無次元数
	$\equiv W_c/Q_m$	
g	重力加速度	m/s^2

記号		単位
h	ヘリウム・エンタルピー	J/kg
I	通電電流	A
I_c	臨界電流	A
I_{ft}	コイルの到達電流値	A
I_{ih}	誘導ヒーターの電流	A
L	入熱長さ	m
L_{cp}	パンケーキの冷却流路長	m
$L_{Htravel}$	ヘリウム移動距離	m
M	ヘリウム断面積あたりの質量流量 $\equiv \rho \cdot u = \dot{m}/A_{he}$	$kg/(s \cdot m^2)$
\dot{m}	ヘリウム質量流量	kg/s
\dot{m}_{coil}	コイルへのヘリウム質量流量	kg/s
n_p	コイルのパンケーキ数	個
p	ヘリウム圧力	Pa
p_{coil}	コイル内のヘリウム圧力	Pa
P	ぬれ縁	m
Q_h	変動磁場損失による単位時間あたりの発熱量	W
Q_m	コイルの熱負荷	W
q_{strand}	超電導素線の単位体積 (単位時間あたり) の発熱パワー	$W/cm^3 - strand$ あるいは W/m^3
T	ヘリウム温度	K
t	時間	s
T_c	臨界温度	K
T_{cs}	分流開始温度	K
t_{eff}	実効加熱時間 $\equiv D_h^2 \cdot C_p \cdot \rho / (8 \cdot \lambda)$	s
$t_{eff}(max)$	実効加熱時間の最大値	s
T_{zf}	ゼロ流量温度	K
u_0	初期ヘリウム流速	m/s
u/u_0	流量低下率	無次元数

記号		単位
W_c	コンプレッサーの運転電力パワー	W
X	加藤変数	$g/(s \cdot W)$
	$\equiv \dot{m}_{coil}/Q_m$	
x	導体長手方向の座標	m
y	x 軸に直交する導体断面内の座標	m
z	鉛直方向の座標	m
ΔP_{coil}	冷却流路の圧力損失	Pa
ΔP_{pump}	ポンプ・ヘッド	Pa
Δt	入熱時間	s
Δt_{charge}	コイルのパルス通電時間	s
λ	ヘリウム熱伝導率	$W/(m \cdot K)$
ρ	ヘリウム密度	kg/m^3

下付添字

₀	入熱前
₁	入熱中あるいは入熱後
_{pan,k}	k 番目のパンケーキ
_{str}	支持構造物
_{total}	全コイル
_{Tcs}	分流開始温度
_{Tzf}	ゼロ流量温度

This is a blank page.

1. 序論

核融合開発の最終目的である核融合炉発電によるエネルギーの供給は、資源小国のが国にとって非常に魅力的である。その理由は、最終的に海水に含まれる重水素を燃料として核融合炉により発電ができるので、現在の発電所で用いられているウラン・石油などの海外に依存した燃料に頼る必要はなくなるためである。

核融合炉を発電炉として成立させるためには、超電導コイルの適用は不可欠である。トカマク式に限らずあらゆる磁気閉じこめ型核融合炉では、大きな磁場を電磁石によって発生させ、これにより高温の燃料であるプラズマを制御・燃焼させる。大きな磁場を発生させる電磁石として、銅（常伝導）コイルを用いると、コイルに流れる電流が熱となり消費され、長時間のプラズマ燃焼はできない。また核融合発電炉では、外部へエネルギーを供給するための正味の正のエネルギーを得る必要があるが、銅コイルへの投入エネルギーが全て熱になり逃げてしまう。このため銅コイルでは、発電に利用できる正味のエネルギーを得ることはできない。

1992年に日本、欧州、ロシア、米国政府間で調印され、国際原子力エネルギー機関 (International Atomic Energy Agency: IAEA) の後援のもと、その研究開発が行われている国際熱核融合実験炉 (International Thermonuclear Experimental Reactor: ITER) 工学設計段階 (Engineering Design Activity: EDA) は、着実にその進展を見せている。ITER-EDAは、次期核融合装置である核融合実験炉の設計と、その建設に必要な全ての技術的実証を行うための国際研究協力事業である。

仮にITERのコイルに、銅コイルを用いた場合を想定してみよう。いまプラズマ制御・燃焼のための磁場を銅コイルにて発生させるものとする。磁場を発生させるために必要な銅コイルの電流によりジュール発熱がコイル内に発生し、その巨大なエネルギーは熱となって散逸してしまう。このエネルギーは6GWにも達する。この除熱のために、長時間

のプラズマ運転は不可能であり、かつ正味の核融合反応によるエネルギーを生ずることはできなくなってしまう。

このような理由から核融合発電炉には、その全てのコイルに超電導コイルを適用する以外考慮していない。このため次期核融合炉である ITER でも全て超電導コイルを用いて設計されている。超電導コイルは、電気抵抗がないため、ジュール発熱を生じない。超電導コイルには、その運転温度 (4K) を保つための冷凍機の運転電力だけが必要になるだけであり、ITER のそれは約 50MW と試算されている。これにより長時間のプラズマ燃焼が可能になり、かつ正味の核融合エネルギーを得ることができる。しかも全ての ITER 超電導コイルは、本論文で研究の対象としているケーブル・イン・コンジット (Cable in conduit: CIC) 導体を用いた強制冷凍超電導コイルで設計されている。強制冷凍超電導コイルは、電磁力や電気絶縁に対して優れた特性を有する先進的な超電導コイルである。

1.1 國際熱核融合実験炉 (ITER) 超電導コイル

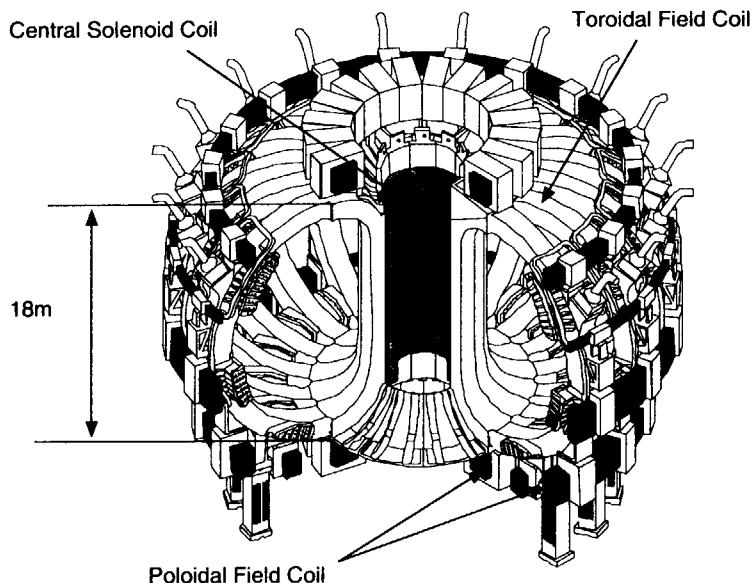


図 1.1: ITER 超電導コイル全景

国際熱核融合実験炉 (International Thermonuclear Experimental Reactor: ITER) 超電導コイルには、3 種類のコイルがある。トロイダル磁場 (Toroidal Field: TF) コイル、中心ソレノイド (Central Solenoid: CS) コイル、ポロイダル磁場 (Poloidal Field: PF) コイルである。図 1.1 に ITER 超電導コイルを示す。図 1.1 は ITER 超電導コイルを抜き出して示したものである。

これらのコイルはそれぞれ役割が異なるため、その動作条件が異なっている。これらのコイルのうち、いずれのコイルを開発・製作するためには、現状の超電導コイルの実績・技術から大きな飛躍が必要である。これらのコイルの動作条件（開発目標値）を表 1.1 にまとめる。

表 1.1: ITER 超電導コイルの動作条件（開発目標値）

	Toroidal Field Coil	Central Solenoid Coil	Poloidal Field Coil
Operating mode	Steady	Pulse	Pulse
Max. magnetic flux density	12.5 T	13 T	5 - 8.6 T
Operating current	60 kA	40 kA	40 - 50 kA
Coil size	18m H. x 12m W.	5.4 m O.D.	13 - 32 m O.D.
Stored energy	100 GJ	12 GJ	32 GJ
Superconductor	Nb ₃ Sn	Nb ₃ Sn	NbTi
	Cable-in-Conduit	←	←
Coolant	Supercritical helium	←	←

TF コイルは、トカマクの円周方向（トロイダル方向）に 20 個配置し、この方向にプラズマを保持するための連続的な磁場のカゴを発生させる。最大磁束密度は 12.5T で定常運転が求められている。その大きな寸法と高い通電電流が大きな開発課題である。

CS コイルを、TF コイルの内周側に配置し、プラズマ電流を発生させるための変動磁束を供給する。CS コイルは、燃料であるプラズマを加熱しその燃焼のための役割をはたす。このため CS コイルは、エネルギー発生装置としての核融合炉では重要な機能を有するコイルである。CS コイルの最大磁束密度は ±13T で、+13T から -13T までを数十秒間で運転する動作が求められている。このように、コイルが数秒以上の時間でその電流値および発生磁界を変化させる運転を、パルス運転と呼んでいる。CS コイルは磁束密度が最も大きく、またパルス運転が必要であるため、ITER 超電導コイル開発の上で最も技術開発が難しいと言われているコイルである。

PF コイルは、プラズマの位置制御のために 6 個配置する。各 PF コイルでその運転電流、最大発生磁束密度は少しずつ異なるが、NbTi 超電導導体でその動作がするように設計されている。

1.2 超電導コイルの冷却方法

超電導コイルの冷却方法には、大別すると3つの種類がある。ひとつは本論文の主題としている強制冷凍方式であり、その他には浸漬冷却方式及び伝導冷却方式がある。

本論の主題となる強制冷凍方式は、コイル内部に設けたヘリウム流路に、冷媒であるヘリウムを圧送する方式である。図1.2にその巻線断面を示す。核融合炉用超電導コイルに代表される大型の超電導コイルに用いられる。これは、強制冷凍超電導コイルが機械的、電気的に浸漬冷却より優れているためである。まず、強制冷凍超電導コイルでは、冷媒流路をコイル内に持っているため、コイルの周りにヘリウムの空間を設ける必要はない。コイルの周りには強固な電磁力支持のための部材を置くことができる。このことにより、電気絶縁材を導体内（あるいは巻線内）に隙間なく覆い、耐電圧性能を高めることができる。核融合炉用超電導コイルのような大型コイルでは、その発生電磁力が大きいこと、および高い耐電圧性能が求められることから、この強制冷凍方式が用いられている。

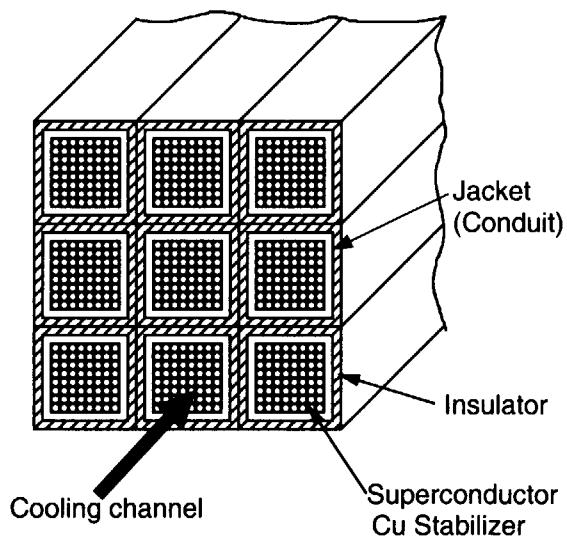


図1.2: 強制冷凍超電導コイルの巻線断面図

強制冷凍超電導コイルでは、冷媒として超臨界ヘリウムと呼ばれる単相のヘリウムを用いる。水や二酸化炭素と同様に、ヘリウムも臨界圧力(227kPa)を越えると沸騰現象のない単相流体となり、これを超臨界ヘリウムと呼んでいます。超臨界ヘリウムは相変化がなく単相であるので、気液二相の液体ヘリウムよりは原理的に扱いやすい。

また近年、超臨界ヘリウムを冷媒として用いた強制冷凍超電導コイルの研究が大きく進

歩し、熱伝達特性の研究[1]、コイルの安定性挙動の研究[2]、圧力上昇特性の研究[3]などの冷媒としての超臨界ヘリウムの諸特性が明らかになっている。またケーブル・イン・コンジット導体を用いた強制冷凍超電導コイルの大電流化に伴い、導体内の電流偏流問題の研究[4]が進展している。このような研究の進展により、全ての ITER 超電導コイルは、超臨界ヘリウムを冷媒とした強制冷凍超電導コイルによって設計されている。

これとは別の浸漬冷却方式は最も歴史が古く、現在でも実験室レベルから大型機器まで幅広く用いられており、超電導コイルを液体ヘリウムに浸して冷却する方法である。コイルの周りには真空断熱されたコイル容器があり、これをクライオスタットと呼んでいる。

浸漬冷却では、超電導コイルの冷却のために超電導導体の表面を、液体ヘリウムに露出しておく必要がある。浸漬冷却超電導コイルでは、導体間にスペーサなどを挿入し、ヘリウムの空間を巻線内に設ける必要がある。従って、巻線内の電磁力支持が粗密になりやすい。また、ヘリウムの電気絶縁耐圧が低いためコイルの絶縁性能は弱くなってしまう。さらに導体からの発熱により、狭いヘリウム空間内にヘリウム・ガスが発生し、これが導体の安定性および電気絶縁を劣化させる原因となり得る。このため浸漬冷却方式は実験室レベルの超電導コイルの冷却に適用され、大型超電導コイルへの適用は少ない。

1.3 極低温ヘリウム循環ポンプによる強制冷凍技術

代表的な 2 つの強制冷凍超電導コイルの冷凍方式を図 1.3 に示す。ひとつは室温に設置されたコンプレッサーによってヘリウムを圧送し、コイルに超臨界ヘリウムを流すもの（室温コンプレッサ方式と呼ぶ）である。もう一つは、極低温ヘリウム循環ポンプによって、コイルにヘリウムを流すものである（極低温循環方式と呼ぶ）。極低温循環方式は、日本原子力研究所（原研）が世界に先駆けて強制冷凍超電導コイルの冷凍方式として提唱し、その開発を行ってきたものである。

極低温循環方式には、室温コンプレッサ方式に較べ以下の利点がある。

- 同一ヘリウム流量に対し、超臨界ヘリウムを強制冷凍超電導コイルに供給するための入力エネルギーが、室温コンプレッサ方式に較べ少ない。
- コイルが常伝導転移（クエンチ）し、急激に熱負荷が増えても、冷凍機の運転には影響が少ない。このため、コイル側でどんな運転が行われていようとも、冷凍機はほぼ定常の運転ができる。
- 冷凍機が吸収できないような予想外の熱負荷がコイル側に発生した場合でも、極低

温ヘリウム循環ポンプを安全に停止させ、冷凍機への過負荷の影響を最小限に押さえることができる。このため、コイルの再運転のための冷凍時間が少なくてすむ。

- 低温循環系のヘリウム温度は、冷凍機と直結したヘリウム貯槽の圧力によって容易に制御できる。ヘリウム貯槽の圧力を、排気ポンプにより減圧することにより、4.2K以下の温度のヘリウムを強制冷凍超電導コイルに流すことができる。

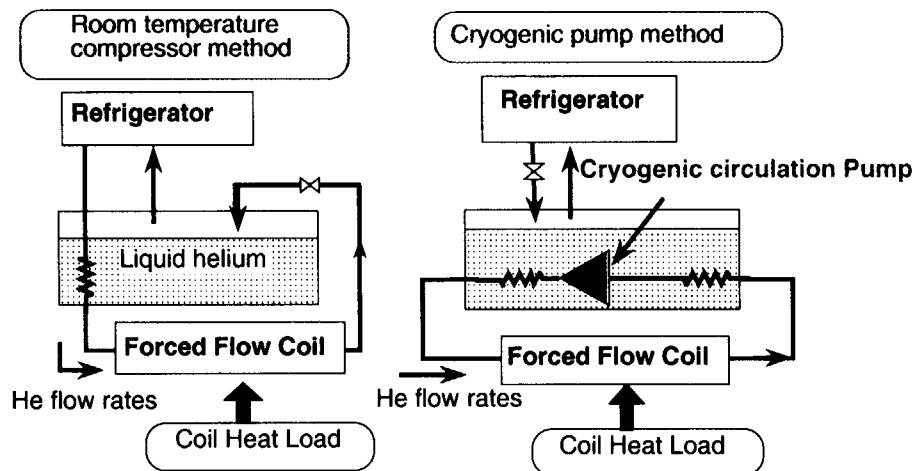


図1.3: 強制冷凍超電導コイルの冷凍技術。室温コンプレッサ方式と極低温循環方式

冷凍機の運転効率を表す指標として性能係数 (Figure of Performance, FOP) を導入する (式(1.1))。

$$FOP = \frac{W_c}{Q_m} \quad (1.1)$$

ここで、 FOP :性能係数 (Figure of Performance: FOP)、 W_c :コンプレッサーの運転電力 (W)、 Q_m :コイル熱負荷 (W)、である。FOP が小さいほど、運転電力は少なくてすみ、冷凍機運転の効率は良いことになる。

加藤ら[5]は次に示す式(1.2)で表すパラメータを用いて、室温コンプレッサ方式および低温循環方式の2つの冷凍方式の効率比較を理論的に行った。

$$X = \frac{\dot{m}_{coil}}{Q_m} \quad (1.2)$$

ここで、 X :加藤変数 (g/s/W)、 \dot{m}_{coil} :コイルのヘリウム流量 (g/s)、である。

図1.4に、加藤変数 (式(1.2)) を用いた、室温コンプレッサ方式および低温循環方式の2つの冷凍方式の効率の比較を示す。ITERでの強制冷凍超電導コイルの運転状態を想定すると、極低温ヘリウム循環ポンプのポンプ効率が60%以上であれば、極低温循環方式の冷

凍方式の方が、室温コンプレッサ方式よりも冷凍機の運転効率がよいことが加藤らによつて理論的に示されている。つまり、極低温循環方式は室温コンプレッサ方式に較べ、コイルを冷却しておくための冷凍機の運転電力が少なくてすむ。

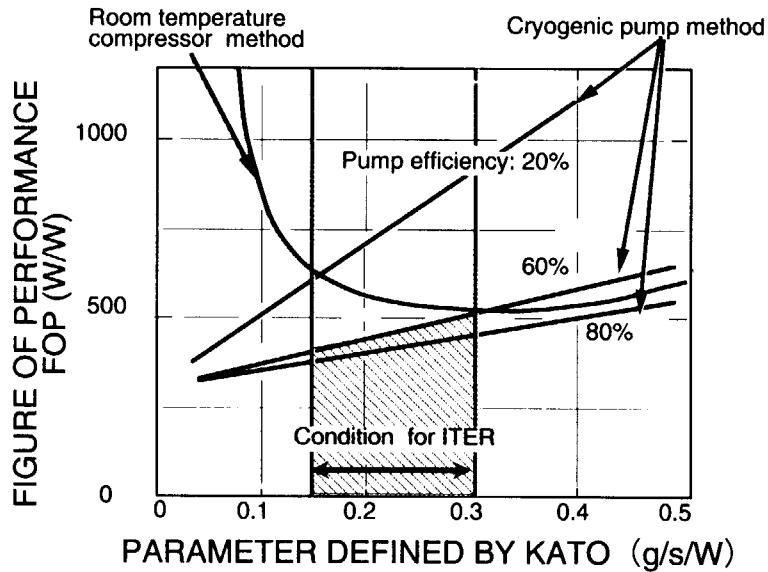


図 1.4: 室温コンプレッサ方式と極低温循環方式の場合の冷凍機の運転効率の比較。加藤らの研究[5]より引用した。極低温ヘリウム循環ポンプのポンプ効率が 60%以上であれば、極低温循環方式の方が、室温コンプレッサ方式よりも冷凍機の運転効率がよい。

現状の極低温ヘリウム循環ポンプのポンプ効率は最低でも 60%以上あり[6]、効率のよい遠心式ポンプの場合はその効率が 80%以上のものも開発されている[7, 8]。ポンプ効率が 60%を越えると、極低温循環方式の方が効率がよいことが理論的に示されている。

上記の理由から ITER での全ての超電導コイルの冷却は、極低温ヘリウム循環ポンプによる強制冷凍方式が全面的に採用されている。

1.4 本研究の目的と概要

1.4.1 本研究の目的

国際熱核融合実験炉中心ソレノイド (ITER-CS) コイルや大電流電力貯蔵用超電導 (SMES) コイルに代表される強制冷凍超電導コイルでは、そのパルス運転により超電導コイルに流れる冷媒の流量が低下する現象を本研究により初めて見出している。これを冷媒

流量低下現象と呼ぶことにする。本研究を始めるまで、強制冷凍超電導コイルの流量低下現象は研究が行われていなかった。

実際にこの冷媒低下現象は、コイルの安定な運転に対して大きな問題となる。特にパルス運転による流量低下現象は、強制冷凍超電導コイルの安定な運転を脅かす重要な問題である。なぜなら、コイルのパルス運転時の発熱が大きくなると、やがてコイルの流量は完全にゼロになり、コイルは安定に運転できなくなるからだ。これまでの研究では、コイルに流れるヘリウムはいつも一定で、それがなくなってしまうことなど想定されていなかった。

本研究において、初めて強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下現象を見出し、その定量的研究を以下の点を目的として行った。

- まず第一に、強制冷凍超電導コイルに発生する冷媒低下現象の普遍性を実験的に検証する。複数の大型強制冷凍超電導コイルのパルス通電試験結果を基に、冷媒流量低下量とパルス通電の因果関係を本論文にまとめる。
- また、強制冷凍超電導コイルに発生する冷媒低下現象に普遍性があるならば、その発生機構を考案する。
- さらに、冷媒低下現象が強制冷凍超電導コイルのパルス運転に与える影響を考察する。仮にそれがコイルの運転に悪影響を及ぼすのなら、その回避方法を考案する。

1.4.2 本研究の概要

パルス運転による流量低下現象は、強制冷凍超電導コイルの安定な運転を脅かす重要な問題であるが、これまで研究がなされていなかった。本研究の対象とする流量低下現象を、コイル内の入発熱（その時間と大きさ）により整理した（図1.5）。

ITER-CSコイルのパルス運転時間は2,000 sであり、これによる変動磁場損失はコイル全長(1km)で発生する。また商用電力貯蔵用超電導コイルのそれも、数時間および数百m程度である。本研究では、これに対し加熱長100 m、加熱時間200 sまでの実験および解析的研究を行った（第2章、第3章および第4章）。ITER-CSコイルや商用電力貯蔵用超電導コイルに代表される強制冷凍超電導コイルの冷媒低下現象を論じる。

一方超電導コイルのクエンチは、コイル保護の観点から数msから数sの間に検出する必要がある。この間のクエンチ（常伝導部）長さは高々1m以内である。このような時間、および発生长さが短いコイルのクエンチによる冷媒低下現象もまた、これまで研究が行われていなかった。

第4章および第5章では、コイルのクエンチ検出のために用いられている非定常流量低下現象の定量化を論じる。具体的には誘導加熱ヒーターによる実験を行い、その解析手法

を提示している。

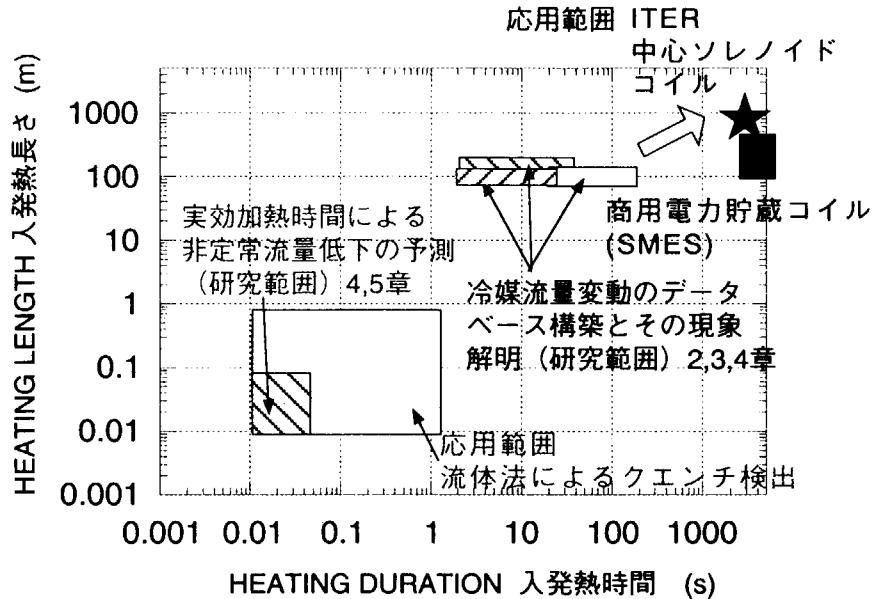


図 1.5: 強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下に関する本研究の位置づけ。本論文の研究範囲とその応用範囲を示す。コイル内の入発熱の長さ、および時間で整理した。

本研究にて行った、これまで未解明であった定常及び非定常流量低下現象の研究の概略を以下に示す。

- 3つの異なる大型強制冷凍超電導コイルを用いたパルス通電実験を行い、コイルの変動磁場損失による冷媒流量低下量を定量的に測定している。冷媒流量低下が起こっても、強制冷凍超電導コイルを安定に運転するためには、それぞれのコイルの内部で発熱量に許容量があることを示している。
- このデータ・ベースをもとに、これまで未解明であったパルス運転による流量低下現象の機構と解析手法を考案している。具体的には冷媒である超臨界ヘリウムに連続の式、運動量の式、エネルギーの式を適用し、更に超電導コイルに冷媒を供給する極低温循環ポンプの性能曲線を考慮する。これにより、実験で得られた流量低下現象を説明することを可能にしている。
- 強制冷凍超電導コイルの安定運転のための条件（安定運転限界）は、コイルそれ自身の性能だけでなく、超電導コイルに冷媒を供給する極低温循環ポンプの流量及びポンプ・ヘッド特性に立脚していることを定量的に示している。

一方超電導コイル・システムの開発において、コイルの安定な運転に必要な最低限の冷

媒流量を、その設計段階であらかじめ予測しておく必要がある。超電導コイルの管摩擦及び極低温循環ポンプの特性を、設計段階では精度よく得られないため、上記の現象解明式で流量低下量をその段階で予見することは難しい。

そこで本研究では、上述した現象解明式とは全く独立に、コイルの安定な運転に必要な最低限の流量をコイル設計段階で決定するための方法を考案している。つまり、超電導コイルの管摩擦及び極低温循環ポンプのポンプ・ヘッド特性なしに、超電導コイルの必要最低限の流量を算出する流量低下式をヘリウム膨張モデルに基づいて考案している。これにより、強制冷凍超電導コイルがパルス運転時に流量がゼロにならず、安定に運転できる必要最小限の初期流量を求める方法を見出した。

また、パルス運転される強制冷凍超電導コイルに最適なクエンチ検出法である「流体法」[9]の実験的・解析的研究を行っている。流体法では、超電導コイルに発生した常伝導部からのジュール発熱により、冷媒である超臨界ヘリウムの圧力上昇、流量低下を検知する。流体法によるクエンチ検出法には、原理的に電気ノイズがないことが、その最大の特徴である。しかし、これまでクエンチ時に発生する流量低下量を解析的に求める研究はなされていなかった。本研究では、クエンチの発熱により発生する非定常流量低下量を解析する手法を考案している。

まず、超電導導体に熱擾乱を加えることのできるヒーターを取り付けたサンプルにより、クエンチ発生を模擬した局所的かつ短時間の加熱による非定常流量低下実験を行っている。次に、この非定常流量低下量を解析的に求めるための流量低下式を考案している。このことによりクエンチによるコイル内部での発熱量を、コイルに流れるヘリウムの非定常流量低下量から直接求めることができる。

これらの強制冷凍超電導コイルに発生する流量低下現象の一連の研究により、定常流量低下現象ではヘリウム物性だけで求まる流量低下式を考案し、コイルのパルス運転に必要な最小流量を定量的に決めることができるようにになった。また非定常流量低下現象では、強制冷凍超電導コイルの保護に不可欠であるクエンチ検出法の研究を行い、流量低下量からコイル内部での発熱量の直接測定が可能になった。これによりクエンチ時の流量低下量により、直接コイル保護回路の動作を可能にした。

これらは核融合炉用超電導コイルばかりでなく、パルス運転が要求される全ての強制冷凍超電導コイル（一例として電力貯蔵用超電導コイル）に適用できる新たな概念である。

引用文献

- [1] W.B.Bloem: Transient Heat Transfer to a Forced Flow of Supercritical Helium at 4.2K, Cryogenics, 1986, **26(5)**, 300-308
- [2] 吉田清: 強制冷却方式による大型超電導磁石の安定性と保護の研究, JAERI-M 92-119, 1992
- [3] 多田栄介: 核融合炉用超臨界圧ヘリウム強制冷却型長尺超電導導体の安定性に関する研究、JAERI-M 87-214, 1988
- [4] 小泉徳潔: 変動磁場中の強制冷却超電導導体の電流偏流現象に関する研究、JAERI-Research 99-076, 2000
- [5] T.Kato, K.Hamada, K.Kawano, T.Shimba, et al.: Study of Supercritical Helium Circulation Pump for a Forced-Flow Cooled Magnet Using CICC, Advances in Cryogenic Engineering, 1998, **43**, 705-712
- [6] 山村秀政、多田栄介、加藤崇、檜山忠雄他: 実証ポロイダルコイル付属冷凍系-大型低温循環ポンプ性能試験結果、低温工学, 1989, **24(1)**, 36-43
- [7] T.Kato, H.Ishida, E.Tada, T.Hiyama, et al.: Development of a Large Centrifugal Cryogenic Pump, Advances in Cryogenic Engineering, 1992, **37**, 845-852
- [8] K.Kawano, T.Kato, T.Shimba, K.Hamada, et al.: Development of a 1-kg/s Scale Supercritical Helium Pump, Proc. of ICEC17, 1998, Bournemouth, UK, Institute of Physics Publishing, 255-258
- [9] 吉田清: 核融合炉用超電導コイルの常電導転移検出法, 低温工学, 1989, **24(5)**, 276-282

This is a blank page.

2. 強制冷凍超電導コイルのパルス運転および核加熱による流量低下の実測

2.1 はじめに

ケーブル・イン・コンジット (CIC) 導体は、導体と冷媒である超臨界ヘリウムの接触面積が大きく、導体に発生する熱を冷媒に素早く伝達できるため、高い安定性を確保しうるという特徴を持っている。一方この特徴を冷媒側から見ると、短時間に大きな熱を受けるため、ヘリウムの温度上昇や圧力上昇が発生しやすくなることになる。このような優れた除熱能力から、CIC 導体は核融合炉用超電導コイルに限らず、先進的な大型超電導コイルに応用されている。

日本原子力研究所（原研）では、CIC 導体の核融合炉用超電導コイルへの適用を目指して、その開発を行っている。特に中心ソレノイド (Central Solenoid:CS) コイルなどのパルス動作が求められる超電導コイルの開発のために、1985 年から 1992 年までの間、実証ポロイダル・コイル (Demo Poloidal Coil:DPC) 計画[1]によるコイル開発を実施した。この計画により、CIC 導体を含め強制冷凍超電導導体を用いた核融合炉用超電導コイルの製作・性能の実証が達成された。

DPC 計画の中で開発・試験した CIC 導体を用いた強制冷凍超電導コイルにおいて、そのパルス通電とともに冷媒流量低下が発生することを初めて観測している[2, 3]。CIC 導体の冷媒流量低下の研究は、それまでなされていなかった。コイルの通電条件によっては、コイルに全くヘリウムが流れなくなってしまうことさえあることを本章で指摘する。

また本章では、冷媒の流量低下によって、コイルが安定に通電できる限界値（安定運転限界）が定まることを実測している。強制冷凍超電導コイルの安定運転限界を決めるコイル内部の発熱量を実験により求めている。

対象とした強制冷凍超電導コイルは、異なる断面構造を有する3つの強制冷凍超電導コイル（DPC-TJ、US-DPC 及び SMES モデル・コイルである）で、いずれも CIC 導体を用いたコイルである。

本章では、3つのコイルを独立に流量低下実験を行っている。3つのコイルの内部発熱量が大きくなると、それに応じて冷媒流量が低下し、やがて冷媒流量が完全にゼロになる。実験の対象とした3つの強制冷凍超電導コイルを含め、その試験設備・試験方法を以下に記載する。

2.2 大型強制冷凍超電導コイル用試験設備

2.2.1 超電導工学試験装置 (Superconducting Engineering Test Facility: SETF)

DPC 計画の中で強制冷凍超電導コイル運転用の試験装置として開発された超電導工学試験装置 (Superconducting Engineering Test Facility: SETF) を用いて、後述する DPC-TJ および US-DPC の2つの強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下実験を行った。超電導工学試験装置は、大別すると DPC 付属冷凍系、電源系、計測系から構成される（図 2.1）。

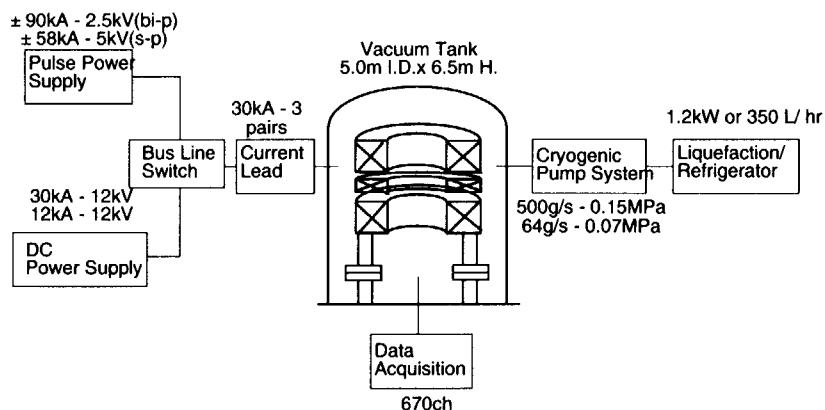


図 2.1: 超電導工学試験装置 (Superconducting Engineering Test Facility: SETF) の構成。実証ポロイダル・コイルは全て中央の断熱真空容器 (Vacuum Tank, 直径 5m) 内に設置して、実験を行った。

強制冷凍超電導コイルの開発のために、試験装置の開発も不可欠である。大型強制冷凍超電導コイルを冷却し、通電するためにはそれを支える冷凍技術、電源技術、真空技術、計測技術を同時に開発を進める必要があった。試験装置開発も広義の超電導磁石開発の一環と位置づけ、その開発を進めてきた。

DPC 付属冷凍系は、1.2kW ヘリウム液化冷凍機、極低温ヘリウム循環ポンプ (350g/s 定格)、低温排気ポンプ (64g/s 定格)、20,000 リットル液体ヘリウム貯層、ガス冷却式 30kA 電流リード（3対）、真空系から構成されている[4, 5, 6, 7]。これにより真空容器内に設置された全ての超電導コイルに超臨界ヘリウムを供給し、コイルを安定に運転状態に保つことができる。また、低温排気ポンプによってサブ・クール状態のヘリウムを作り出すことができるため、コイルには 4.2K より低い温度の超臨界ヘリウムを冷媒として供給することもできる。

電源系は、パルス電源である JT-60 電源[8]および 30kA 直流電源から構成される。超電導工学試験装置に設置された超電導コイルには、パルス通電および直流通電にてコイルの実験を行うことができる。図 2.2 に超電導工学試験装置の全景を示す。

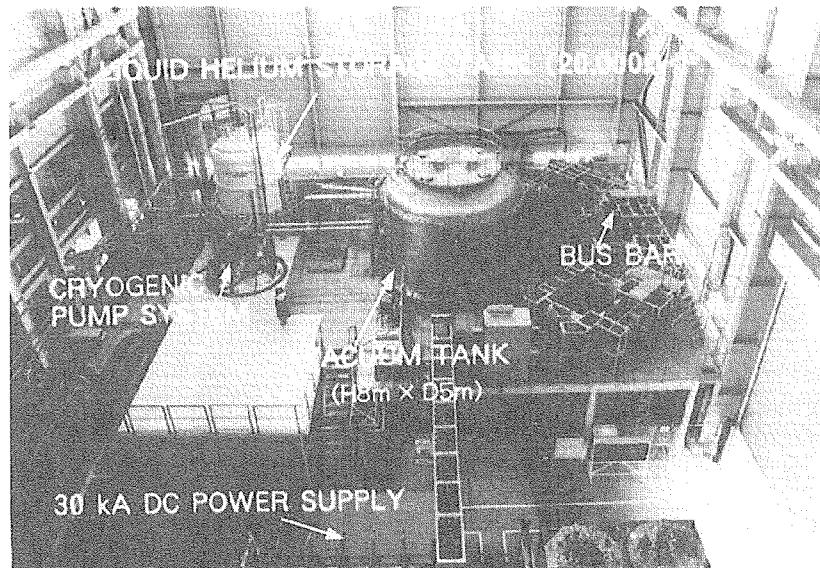


図 2.2: 超電導工学試験装置 (Superconducting Engineering Test Facility: SETF)。DPC-TJ および US-DPC の 2 つの強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下実験を行った。

2.2.2 ITER 国際共通試験装置

原研が ITER-CS モデル・コイルの試験のために開発した ITER 国際共通試験装置[9, 10]に試験コイルのひとつである SMES モデル・コイル（実験結果は後述する）を設置し、1996 年 7 月にその試験を行った。原研の所有する ITER 国際共通試験装置を図 2.3 に示す。

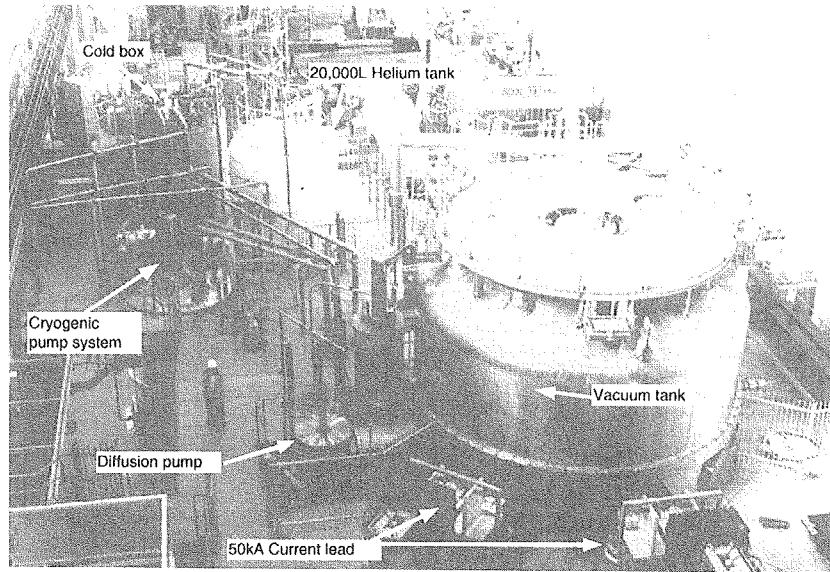


図 2.3: ITER-CS モデル・コイルの試験のために開発した ITER 国際共通試験装置 [9, 10]。SMES モデル・コイルの冷媒流量低下実験を行った。

ITER 国際共通試験装置は、5kW ヘリウム液化冷凍機、極低温ヘリウム循環ポンプ (500g/s 定格)、低温排気ポンプ (150g/s 定格)、20,000 リットル液体ヘリウム貯層、ガス冷却式 50kA 電流リード (2 対)、真空系から構成されている。前項 (2.2.1 項) で示した超電導工学試験装置 (SETF) で開発した基本構成機器を増強し、全く新規に開発を行った試験装置である。冷凍機及び極低温ヘリウム循環ポンプは大幅にその能力を増加させた。コイル通電電流の増加に伴って、電流リードの容量も大きくした。

電源系は、パルス電源である JT-60 電源および 2 種類の直流電源 (60kA 及び 50kA) から構成される。ITER 国際共通試験装置に設置された超電導コイルも、パルス通電および直流通電にてコイルの実験を行うことができる。500g/s の超臨界ヘリウムと 50kA の直流電流、更にパルス通電が行える超電導工学試験施設は、世界でこの試験装置だけである。

2.3 強制冷凍超電導コイルのヘリウム冷却流路

本章では、3 つの強制冷凍超電導コイルの流量低下実験をそれぞれ独立に行っている。これらのコイルは、極低温ヘリウム循環ポンプにより圧送された超臨界ヘリウムによって冷却する。このときのヘリウム冷却流路の模式図を図 2.4 に示す。

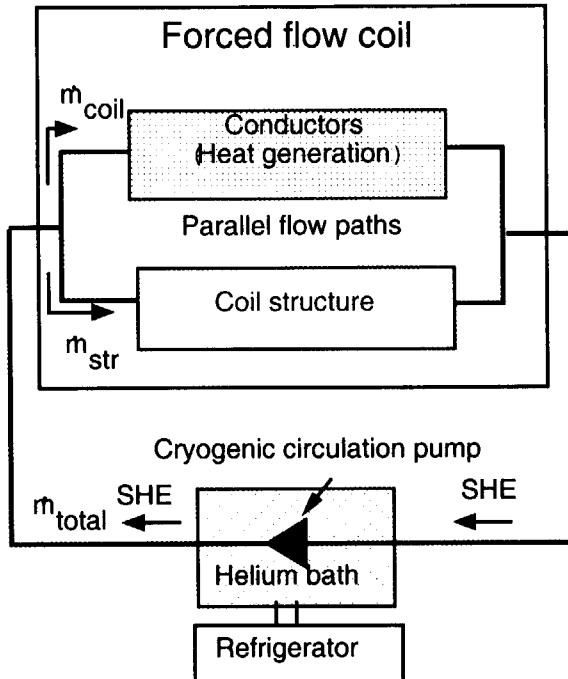


図 2.4: 強制冷凍超電導コイルのヘリウム冷却流路の模式図

強制冷凍超電導コイルは、超電導導体それ自身がヘリウム冷却流路となる。コイルは複数個のパンケーキ巻線から構成される導体と、それを機械的に支持する支持構造物からなる。ヘリウム流路は、コイル導体は複数個の並列流路であり、かつ支持構造物も複数個の並列冷却流路からなる。

つまり、極低温ヘリウム循環ポンプから送り出す超臨界ヘリウムは、強制冷凍超電導コイルの巻線および支持構造物にそれぞれ分配される。また、コイルの巻線は複数個の導体（冷却流路）からなり、支持構造物も複数個の冷却流路で構成されている。

コイル通電時には、変動磁場損失によりコイル巻線（導体）は発熱する。一方、支持構造物は高抵抗層を設置するなどして、変動磁場損失を極力発生させない工夫を行っている。コイル運転時には、複数個の並列流路のなかで、発熱が起こる流路（コイル巻線）と起こらない流路（支持構造物）ができることになる。

流量低下量を測定した3つのコイルは、コイル導体の寸法・構成や支持構造物の流路数はそれ異なっているが、強制冷凍超電導コイル内部には複数個の並列冷却流路を有する点で共通である。またコイル通電時に、発熱する流路と発熱のない流路があることも、これらのコイルで共通している。

2.4 高電流密度実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) の冷媒流量低下の実測

2.4.1 高電流密度実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) の諸元

高電流密度実証ポロイダル・コイル(以下 DPC-TJ と記す)は、DPC 計画にて開発された Nb₃Sn-CIC 導体を用いた超電導コイルである[11, 12]。このコイルの通電試験により、冷媒流量低下量の実測を行った。

図 2.5 に、DPC-TJ コイルの導体断面図を示す。DPC-TJ コイルの最大の特徴は、ヘリウム気密と応力支持の機能を分離したプリフォームド・アーマ (Preformed Armor) 方式と呼ばれるそのジャケット構造にある。

DPC-TJ コイルの主要諸元を表 2.1 にまとめる。超電導素線は直径 0.67 mm の Nb₃Sn である。DPC-TJ コイルは、この超電導素線を 486 本撚りあわせている(撚線構成:3×3×3×3×4)。

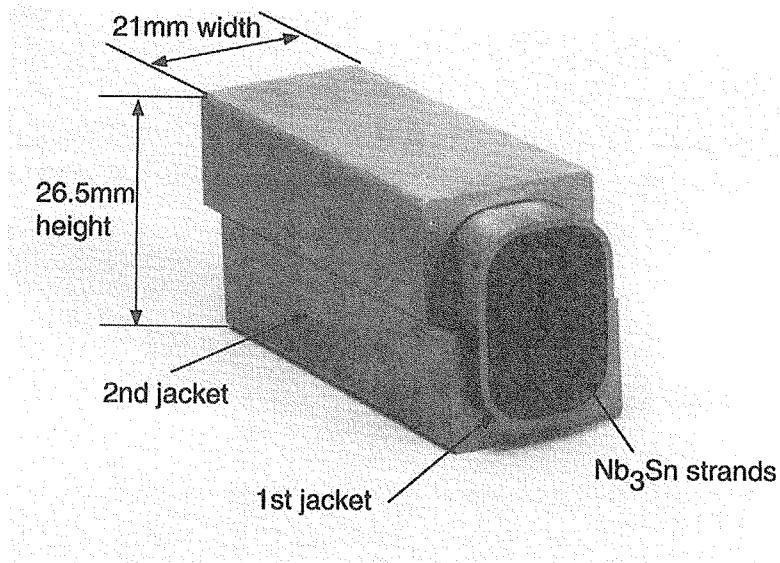


図 2.5: 高電流密度実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) の超電導導体断面図。プリフォームド・アーマ (Preformed Armor) 方式の採用により、それまでにない高電流密度型の大型強制冷凍超電導コイルの実現が可能となった。

表 2.1: 高電流密度実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) の諸元

Coil		
Rated current		24 kA
Max. magnetic flux density		12 T
Stored energy	(with DPC-U coils)	30 MJ
Inner diameter		1000 mm
Outer diameter		1800 mm
Coil height		110 mm
No. of total turns		72 turns
Winding	Pancake winding	2 double pancakes
Cooling type		Forced flow
Coolant		Supercritical helium
Cooling path length		80 m
No. of cooling paths		8
Conductor		
Configuration	Cable-in-conduit	(Preformed Armor)
Width × Height		27.5mm × 22.0 mm
Jacket material	1st	ANSI 316L
	2nd	ANSI 316LN
Jacket thickness	1st	1.0 mm
	2nd	2.0 mm
Void fraction		40 %
No. of strands		486 (3×3×3×3×6)
Strand cross-section		173 mm ²
Helium cross-section		113 mm ²
Wetted perimeter		1098 mm
Hydraulic diameter		0.412 mm
Strand		
Superconducting material		Nb ₃ Sn
Diameter		0.67 mm
Cu/non-Cu ratio		1.16/1
Surface treatment		Non

2.4.2 高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) のパルス通電による冷媒流量低下の測定

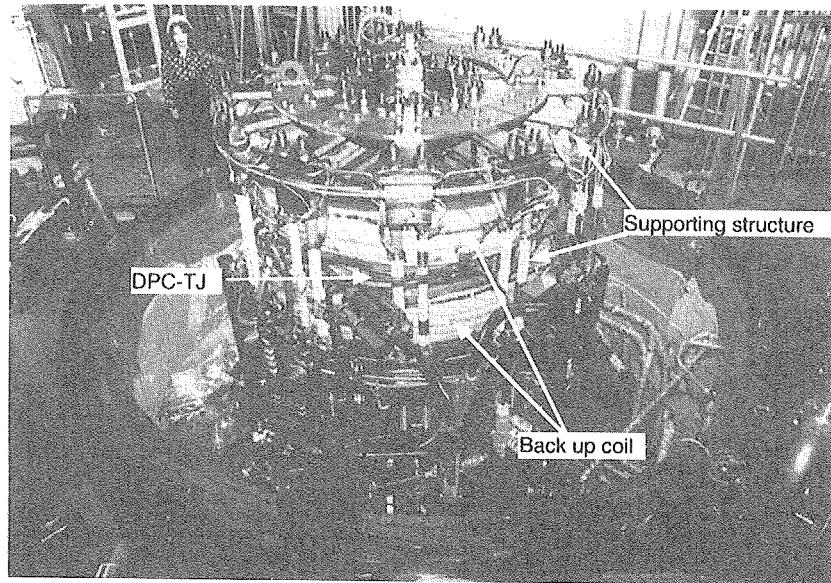


図 2.6: 試験装置に組み込まれた高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ)

DPC-TJ コイルを、コイルへの給電線および冷凍配管をつなぎ込み、ヘリウム気密を確認した後にコイルの予冷を開始した(図 2.6)。DPC-TJ コイルの重量は 2.8 ton、支持構造物などを含めると被冷却体の総重量は 23 ton に達する。表 2.2 にその内訳を示す。また、このほかに極低温ヘリウム循環系も冷却する必要がある。

表 2.2: 実証ポロイダル・コイル (DPC) の予冷重量

Item	Weight (ton)	
Coil	U1/U2	4.2×2
	TJ or US	2.8
<hr/>		
Structure		
Supports		7.4
Flames		2.7
Legs		0.35
FRP spacer		1.3
Total		23.0

DPC-TJ コイルの冷却流路と計測素子配置を図 2.7 に示す。電流はコイルの電流端子間に流れ (図 2.7 中の一点鎖線)。冷媒である超臨界ヘリウムは、各ダブル・パンケーキの最内層に置かれた冷媒導入口から導体内に供給する。導体内を通過したヘリウムは、各ダブル・パンケーキの最外層に置かれているパンケーキ間ジョイントを冷却した後、ヘリウム回収配管に戻る。このヘリウムを極低温循環系の熱交換器に戻し、所定の温度まで下げて、極低温ヘリウム循環ポンプにより再びコイル系に供給する。

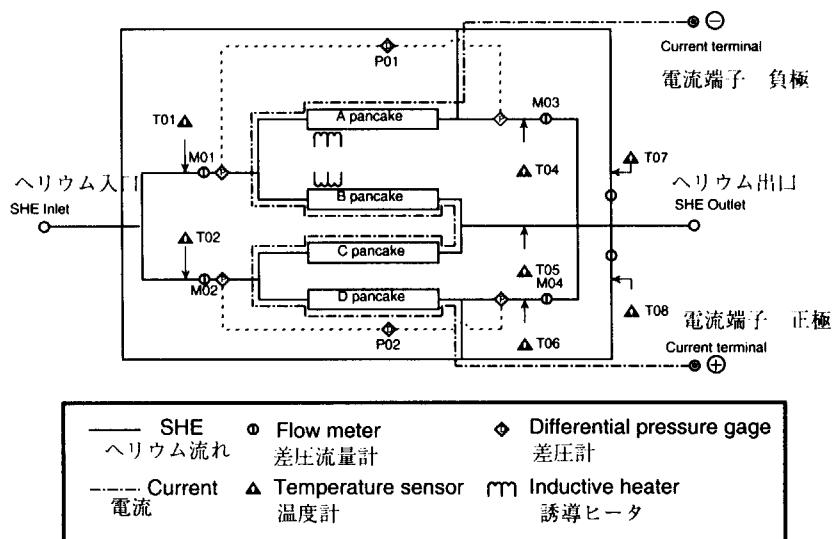


図 2.7: 高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) の冷媒流路と計測素子配置。超臨界ヘリウムはコイル最内層に設置された冷媒入口部によりコイル内に供給される。ヘリウムはコイル内を通り、コイル最外層に置かれた電気接続部を冷却して、回収する。この間コイルの出入口に温度計、圧力計、流量計を設置し、コイルの熱流体特性を測定した。

DPC-TJ コイルの冷媒流路の出入口には、それぞれ温度計 (カーボン・グラファイト抵抗温度計)、差圧流量計 (オリフィス型)、および圧力タップを設置した。流量計および圧力タップは、極低温に置かれた素子から室温に置かれた計測制御装置まで、導圧管を配管し、その計測を行った。温度計によりコイルの出入口の温度差を測定し、コイル内での発熱量を測定する。またあわせて、コイル出入口でのヘリウムの圧力を測定して、ヘリウムのエンタルピー変化等を実測する。更にコイルの出入口の差圧から、コイルの管摩擦を測定している。コイルの通電時には、その変動磁場損失によりコイル内部に発熱が生じる。この発熱時の冷媒流量の変化を、パンケーキ入口に設置した差圧流量計 (オリフィス型) にて測定する。

2.4.3 高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) の変動磁場損失による発熱量

高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) の通電実験では、コイルの変動磁場損失により導体内で発熱が起こる。これにより冷媒であるヘリウムの流量が低下する。変動磁場損失に伴う発熱量はヘリウムの温度上昇から評価する。すなわち、各パンケーキの冷媒流路出口に設けた、温度計、流量計、圧力計の測定値から流量とヘリウムのエンタルピーの時間積分を行うことにより導出する(式(2.1))。これを熱量法と呼んでいる。

$$E_{total} = \int \dot{m} \{ h(p_1, T_1) - h(p_0, T_0) \} dt \quad (2.1)$$

ここで、 E_{total} : コイル全体の発熱量 (J)、 \dot{m} : ヘリウム質量流量 (kg/s)、 $h(p_0, T_0)$: ヘリウムのエンタルピーの初期状態 (J/kg)、 $h(p_1, T_1)$: 入発熱後のヘリウムのエンタルピー (J/kg)、 p_0, p_1 : それぞれ入発熱前、入発熱後のヘリウム圧力 (Pa)、 T_0, T_1 : それぞれ入発熱前、入発熱後のヘリウム温度 (K)、である。

熱量法による DPC-TJ コイルの変動磁場損失の測定結果を図 2.8 に示す。例えば到達電流値 30 kA まで、励磁速度 0.5 kA/s でパルス通電した場合、DPC-TJ コイルに発生する変動磁場損失の実測値は 33 kJ である。

コイル全体の発熱量(式(2.1))を、コイル全体の超電導素線体積で除して、コイル内にある超電導素線の単位体積あたりの発熱量を導入する。

$$E_{strand} = \frac{E_{total}}{n_p \cdot A_{strand} \cdot L_{cp}} \quad (2.2)$$

ここで、 E_{strand} : 超電導素線の単位体積あたりの変動磁場損失による発熱量 (J/m^3)、 n_p : コイルのパンケーキ数、 A_{strand} : 一導体あたりの超電導素線の断面積 (m^2)、 L_{cp} : 冷却流路長 (m)、である。

本論文では、式(2.2)をパルス通電時間 Δt_{charge} で除した値を用いて冷媒流量低下との相関をまとめている。

$$q_{strand} = \frac{E_{strand}}{\Delta t_{charge}} \quad (2.3)$$

ここで、 q_{strand} : 超電導素線の単位体積・単位時間あたりの変動磁場損失による発熱量 ($W/cm^3 - strand$) である。

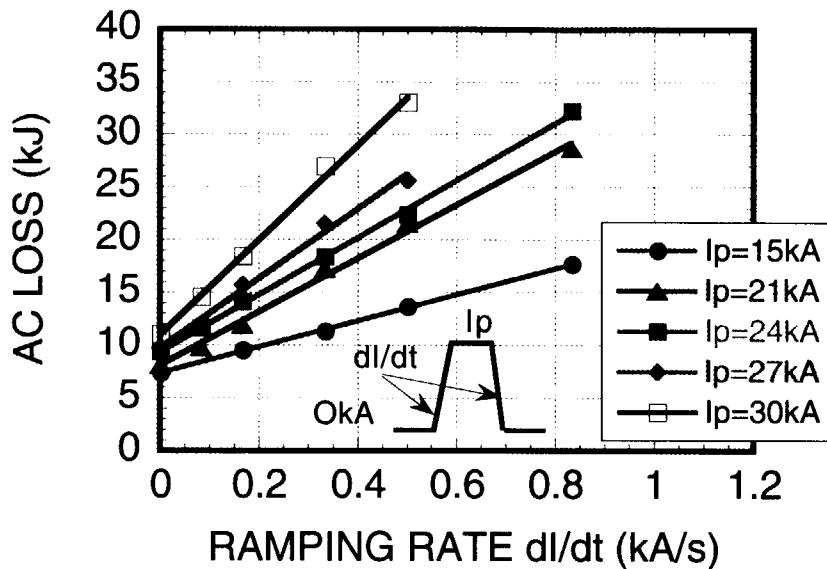


図 2.8: 高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) のパルス通電に伴う変動磁場損失量の測定結果

2.4.4 高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) のパルス通電による流量低下測定結果

DPC-TJ コイルのパルス通電時に発生する冷媒流量低下の一例を図 2.9 に示す。通電は 30kA 直流電源を用いて行った。流量低下量は冷媒流路の入口側に設置された差圧流量計（オリフィス型）で計測している。

当初、コイル通電による冷媒流量の変動はさほど大きくなないと考えていた。ところが、通電が始まると、それまで流れていた流量が低下し始めることを発見した。この場合の初期質量流量は 1 冷却流路あたり 4.2g/s である。図 2.9 では、54s の間に電流を 27kA までゼロから立ち上げている。27kA で電流は一定に保たれると、コイルに発生する変動磁場損失がなくなるため、冷媒流量は初期状態に回復する。その後、再び電流変化によって冷媒流量は低下している。

DPC-TJ コイルの変動磁場損失による発熱量と冷媒流量低下量を図 2.10 に示す。図 2.10 の縦軸は、冷媒流量低下後の流速 u を初期流速で規格化した値（これを流量低下率（Flow reduction rate）と定義する）を示した。またコイル内部での発熱量を超電導素線（ストランド）の体積で除して示し、これを”strand”と表記した。

コイルの変動磁場損失量は、その電流立ち上げ時間に依存するが、コイル内での発熱量

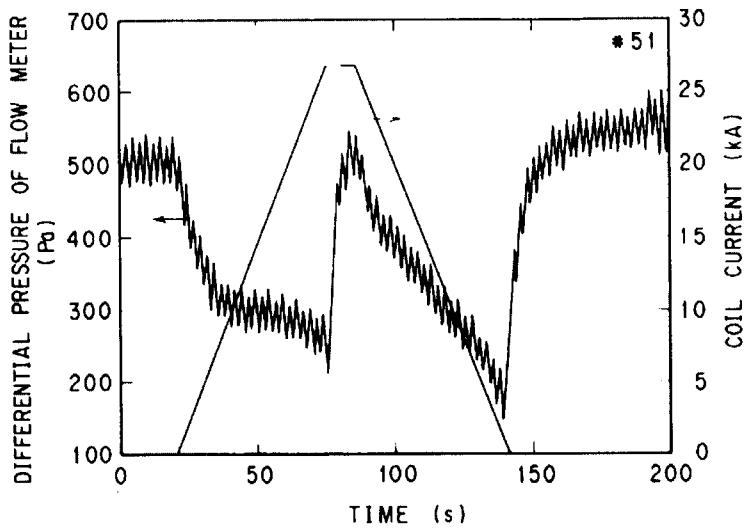


図 2.9: パルス通電に伴う高電流密度型実証プロイダル・コイル (DPC-TJ) の冷媒流量低下現象。初期質量流量は 1 冷却流路あたり 4.2 g/s である。通電中は流量が低下が引起される。

の増加により、冷媒流量は低下している。DPC-TJ コイルの場合では、パルス通電により $10 \text{ mW/cm}^3\text{-strand}$ の発熱が発生すると、冷媒流量は初期状態の 30%程度まで低下してしまうことが図 2.10 より分かる。実験結果から、パルス通電に伴う $20 \text{ mW/cm}^3\text{-strand}$ 程度の発熱により、DPC-TJ コイルの冷媒流量がゼロになることが解る。

この発热量が、DPC-TJ コイルの安定な通電条件を決めてしまう。冷媒流量が完全にゼロになってしまふと、もはやコイルにはその温度を安定に保つための冷媒が流れなくなってしまう。従ってコイルは熱的に不安定な状態となり、やがてコイルはクエンチに至ることになる。

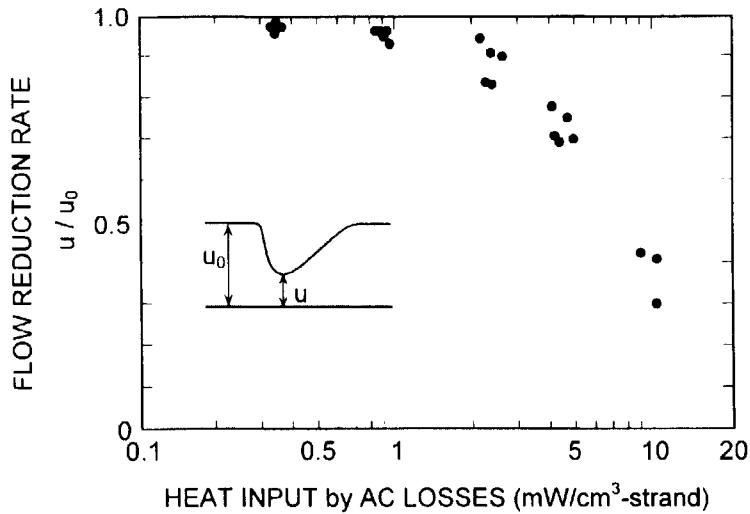


図 2.10: 高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) のパルス通電に伴う発熱による冷媒流量低下量。縦軸は冷媒流量低下後の流速 u を初期流速で規格化した値 (流量低下率) を示した。横軸は超電導素線 (ストランド) の体積あたりの発熱量で示した。

2.5 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の冷媒流量低下の実測

2.5.1 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の諸元

2つ目の試験コイルは、米国実証ポロイダル・コイル (United Sates Demo Poloidal Coil: US-DPC) と呼ばれる強制冷凍超電導コイルである[13]。Nb₃Sn 製 CIC 導体の核融合炉用ポロイダル・コイルへの適用を実証するために、日本・米国の政府間協力に基づいて開発が行われた。日本側の開発実施機関は日本原子力研究所（コイル実験を担当）であり、米国側のそれはマサチューセッツ工科大学 (Massachusetts Insititute of Technology: MIT) (コイル開発を担当) となった。

図 2.11 に US-DPC 用超電導導体を示す。超電導素線は直径 0.78 mm の Nb₃Sn を用いている。超電導素線間の結合損失を低減するため、素線表面には 2 μm 厚さのクロム・メッキ (Cr plating) が施工されている。また US-DPC コイルの主要諸元を表 2.3 に示す。

US-DPC 超電導導体の最大の特徴は、ジャケット材料に鉄・ニッケルの特殊鋼であるインコロイ 908(Incloy908) [14]を用いた点である。インコロイ 908 は、Nb₃Sn 素線とほぼ等しい熱収縮率を有するため、Nb₃Sn 生成熱処理温度 (930K) から運転温度 (4K) までの冷却にともなって発生するひずみを小さくすることができる。これにより Nb₃Sn 素線の

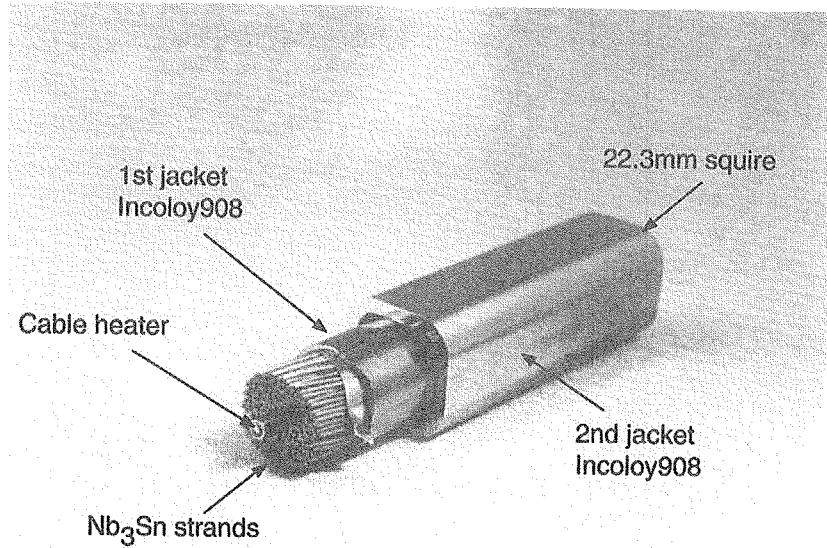


図 2.11: 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の超電導導体断面図。Nb₃Sn とはほぼ同じ熱収縮率を有する Fe-Ni 合金 (Incoloy908) を初めて採用した。

臨界電流性能の劣化を小さく押さえることができる[15]。

超電導素線 225 本 ($3 \times 3 \times 5 \times 5$) を撚線し、超電導撚線を形成する。インコロイ 908 製の第 1 ジャケット (厚さ 1 mm) および第 2 ジャケット (厚さ 2.55 mm) を被せて、超電導導体としている。

3 ダブル・パンケーキのうち真ん中のパンケーキ (No.3, No.4 パンケーキ) の導体内部には、ケーブル・ヒーターと呼ばれるコイル加熱実験用の抵抗ヒーターが設置されている。核融合炉では、プラズマ燃焼により中性子が発生する。これを利用して熱を発生させ、核融合による発電に利用する。また、この中性子により超電導コイルを含むプラズマ周辺の機器は熱が発生する（これを核加熱と呼んでいる）。核加熱はコイル全体で発生する。例えば ITER 概念設計段階 (Conceptual Design Activity: CDA) での設計では、TF コイルには $5 \text{ mW/cm}^3\text{-strand}$ の核加熱が想定されている[16]。

超電導コイルで発生する核加熱が、超電導コイルの安定運転にどのような影響を及ぼすか US-DPC を用いて実験を行った。核加熱は冷媒であるヘリウムによってコイルの外に除去する必要がある。これを実験的に確かめる上で、US-DPC コイルにはケーブル・ヒーターを設置した。ケーブル・ヒーターは、導体内部にパンケーキ全長に渡り設置しており、パンケーキ全体を加熱できる。このヒーターにより、核融合炉用超電導コイルの核加熱を模擬する実験を行った。

表 2.3: 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の諸元

Coil		
Rated current		30 kA
Max. magnetic flux density		10 T
Stored energy	(with DPC-U coils)	48 MJ
Inner diameter		1000 mm
Outer diameter		1820 mm
Coil height		154 mm
No. of total turns		100 turns
Winding	Pancake winding	3 double pancakes
Cooling type		Forced flow
Coolant		Supercritical helium
Cooling path length		75 m
No. of cooling paths	12	Dual path
Conductor		
Configuration		Cable-in-conduit
Width × Height		22.3mm × 22.3 mm
Jacket material		Incoloy908
Jacket thickness	1st × 2nd	1.0 mm × 2.55 mm
Void fraction		38 %
No. of strands		225 (3×3×5×5)
Strand cross-section		112 mm ²
Helium cross-section	Cable area	68.6 mm ²
	Corner area	56 mm ²
Wetted perimeter	Cable area	599 mm
	Corner area	123 mm
Hydraulic diameter	Cable area	0.458 mm
	Corner area	1.82 mm
Strand		
Superconducting material		Nb ₃ Sn
Diameter		0.78 mm
Cu/non-Cu ratio		1.17/1
Surface treatment		Cr plating (2 μm)

2.5.2 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) のパルス通電および核加熱による冷媒流量低下の測定

US-DPC コイルの実験も、2.4.2 項で示した DPC-TJ コイルと同じ予冷手順を踏んだ。表 2.2(20 ページ) に示すとおり、US-DPC コイルの重量は 2.8ton であり、被冷却体の総重量は 23ton に達する。試験装置に設置した US-DPC コイルを図 2.12 に示す。

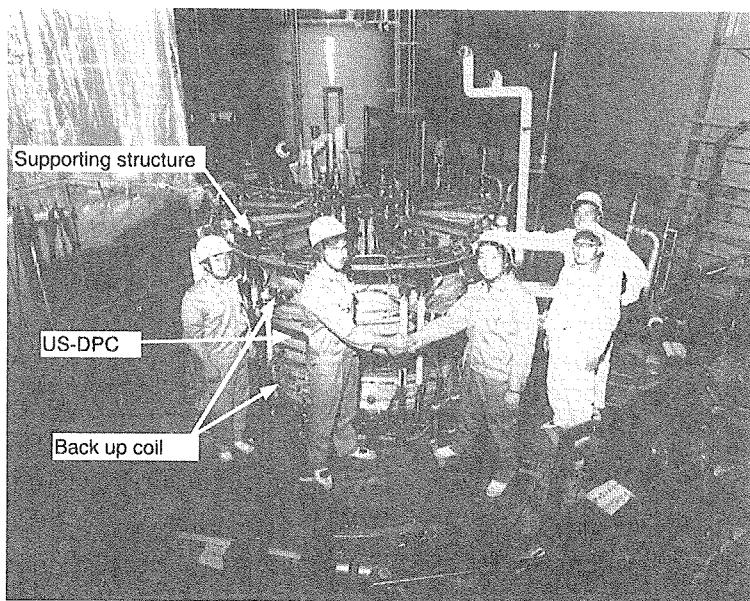


図 2.12: 試験装置に組み込まれた米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC)

US-DPC コイルの冷却流路と計測素子配置を図 2.13 に示す。冷媒である超臨界ヘリウムは、各ダブル・パンケーキの最内層に置かれた冷媒導入口から導体内に供給する。導体内を通過したヘリウムは、各ダブル・パンケーキの最外層に置かれているパンケーキ間ジョイントを冷却した後、ヘリウム回収配管に戻る。

このヘリウムを極低温循環系の熱交換器に戻し、所定の温度まで下げて、極低温ヘリウム循環ポンプにより再びコイル系に供給する。US-DPC の実験で用いた極低温ヘリウム循環ポンプは、前述した DPC-TJ コイルの実験で用いたものと同一のものを用いた。

US-DPC コイルの冷媒流路上の特徴は、導体内に 2 つの独立した冷媒流路を持つ点である。先ず一つ目の流路はその撚線部 (Cable space) であり、これが主たる冷媒流路となる。二つ目に第 1 ジャケットと第 2 ジャケットの隙間 (Corner helium area と呼ばれる) が、ヘリウム冷媒流路となっている。これらの 2 つの冷媒流路は互いに独立で、その間でヘリウムの行き来はない。US-DPC の冷媒流路の出入口にも、温度計 (カーボン・グラファイト

抵抗温度計)、差圧流量計(オリフィス型)、および圧力タップを設置した。

また核加熱を模擬するために、パンケーキ No.3 および No.4 にケーブル・ヒーターと呼ばれる抵抗ヒーターを設置した(図 2.13 中の破線)。

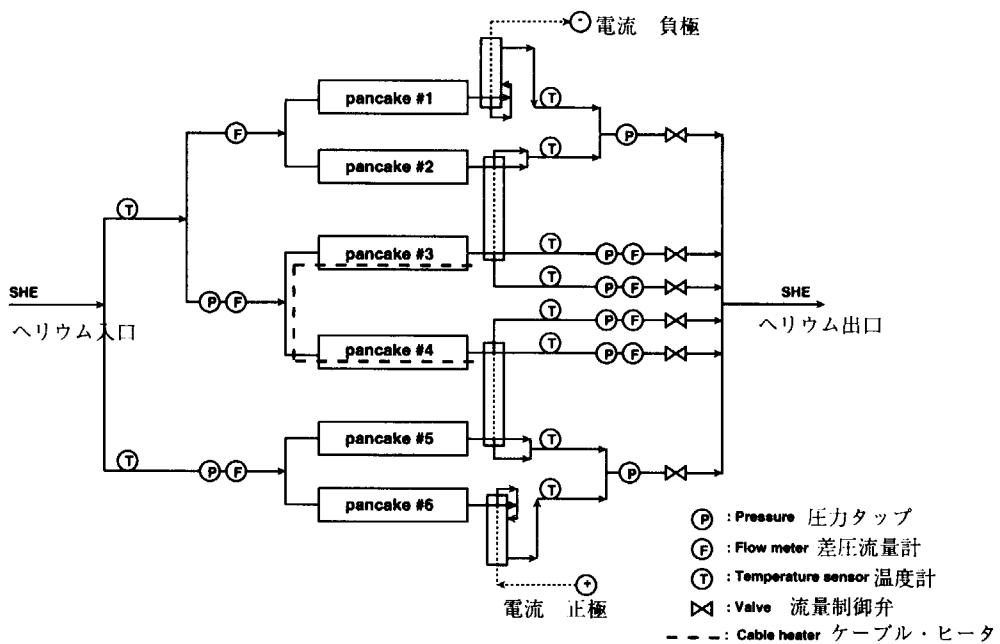


図 2.13: 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の冷媒流路と計測素子配置。超臨界ヘリウムはコイル最内層に設置された冷媒入口部によりコイル内に供給される。ヘリウムはコイル内を通り、コイル最外層に置かれた電気接続部を冷却して、回収する。この間コイルの出入口に温度計、圧力計、流量計を設置し、コイルの熱流体特性を測定した。

2.5.3 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の変動磁場損失による発熱量

米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) のパルス通電による変動磁場損失の測定は熱量法(2.4.3 項、22 ページ参照)により測定した。US-DPC コイルのパルス通電試験による変動磁場損失の実験結果を図 2.14 に示す。

例えば到達電流値 22kA まで、励磁速度 68 kA/s でパルス通電した場合、US-DPC コイルに発生する変動磁場損失の実測値は 7.2 kJ である。

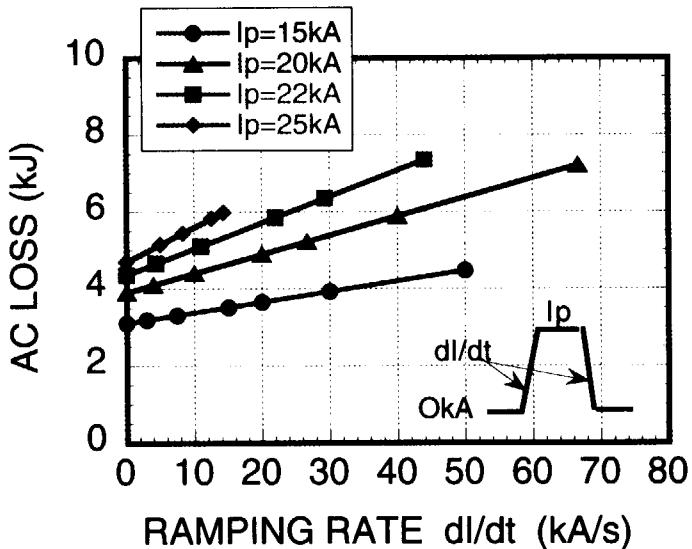


図 2.14: 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) のパルス通電に伴う変動磁場損失量の測定結果

2.5.4 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) 通電・核加熱による冷媒流量低下結果

US-DPC コイルでは、大型パルス電源である JT-60 電源[8]を用いたパルス通電試験により、その冷媒流量低下量を測定した。測定の手法は、DPC-TJ コイルの場合と同じである (2.4.4 項、23 ページ参照)。この場合の初期質量流量は 1 冷却流路あたり 9.8g/s である。

また US-DPC コイルの No.3 および No.4 パンケーキの導体内部にはケーブル・ヒーターが設置されている。このヒーターに通電を行って、コイル内部に入熱することができる。これは、核融合炉で発生する核加熱と呼ばれる現象を模擬するものである。この発熱によっても、コイルの冷媒流量は低下した。

核加熱模擬実験でのケーブル・ヒーターへの入熱は、ITER 概念設計段階のトカマク設計と運転シナリオ[16]に基づいて行った。図 2.15 に、その入熱パターンを示す。

まずヒーターの電流を立ち上げ、20 s にて定常状態とする。次にそれを 200 s 保持する。さらにその後 20 s でヒーター電流を立ち下げ、模擬加熱を終了する。入熱量はヒーターの電流および電圧から求めた。核加熱実験時の初期質量流量もまた 1 冷却流路あたり 9.8g/s としている。

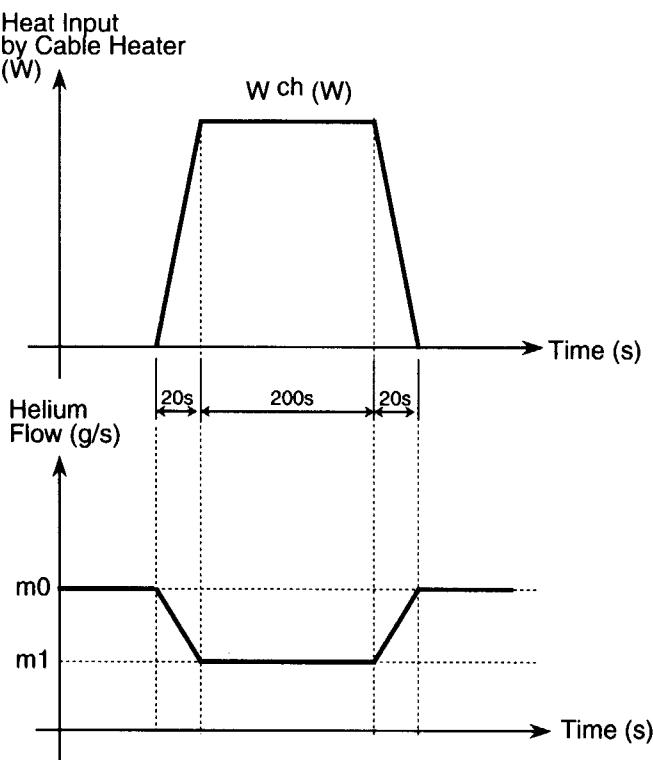


図 2.15: 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の核加熱模擬実験でのケーブル・ヒーターへの入熱と流量の対応。初期質量流量は 1 冷却流路あたり 9.8g/s である。

US-DPC コイルのコイル内部の発熱量と冷媒流量低下量を図 2.16 に示す。図 2.16 には、JT-60 電源によるパルス通電に伴う発熱による流量低下、およびケーブル・ヒーターによる加熱に伴う流量低下をあわせて示した。

US-DPC コイルの変動磁場損失による冷媒流量低下量は定性的には DPC-TJ コイルのそれと一致する。コイル内での変動磁場損失による発熱量が増加していくと、冷媒流量は低下していく。US-DPC コイルの冷媒流量が完全にゼロになる変動磁場損失量は 98 mW/cm³-strand と実測された。これは DPC-TJ コイル場合に較べ約 5 倍大きい。

US-DPC コイルと DPC-TJ コイルのパルス通電時間が大きく異なること、またコイルそのものの発熱量が異なることがその原因である。US-DPC コイルはフライホイール式の大型パルス電源 (JT-60 電源、90kA-5kV 最大) を用いてパルス通電を行ったのに対し、DPC-TJ コイルでは 30kA 直流電源 (30kA-12V 最大) を用いて実験を行った。パルス運転時のコイル電流の掃引速度が、両者では大きく異なっている。

図 2.16 には、ケーブル・ヒーターを熱源とした場合の冷媒流量低下実験の結果をあわせて示した。熱源がヒーターであっても、入熱量の増加と共に、冷媒流量は減少していく。やがて、ヒーターによる入熱が 60 mW/cm³-strand に達すると、コイルに全くヘリウム

が流れなくなってしまった。これは変動磁場損失に較べ約2/3の発熱量である。コイルに全くヘリウムが流れなくなるコイル内部の発熱量は、発熱源によりその値が異なることが分かる。

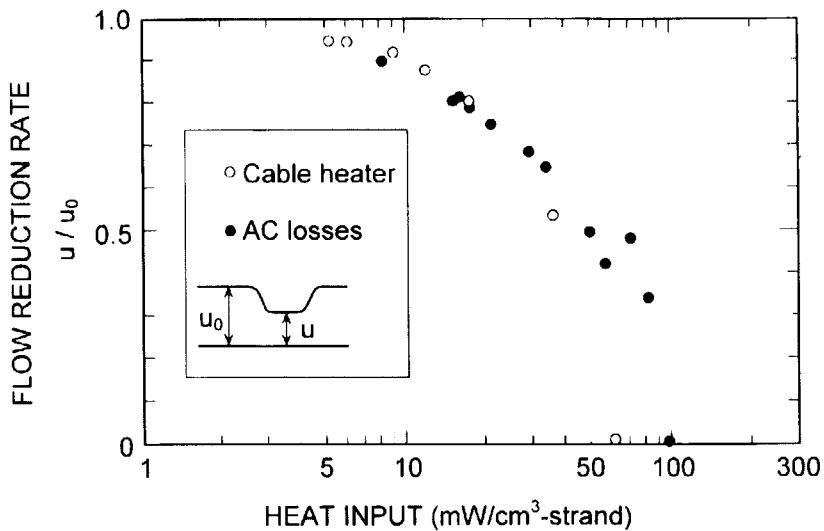


図2.16: 米国実証ポロイダル・コイル(US-DPC)の変動磁場損失及び核加熱による冷媒流量低下量。発熱源は、パルス通電に伴う変動磁場損失、および抵抗(ケーブル)ヒーターである。縦軸は冷媒流量低下後の流速 u を初期流速で規格化した値(流量低下率)で示した。横軸は超電導素線(ストランド)の体積あたりの発熱量で示した。

2.6 電力貯蔵用超電導コイル(SMESモデル・コイル)の冷媒流量低下の実測

2.6.1 電力貯蔵用超電導コイル(SMESモデル・コイル)の諸元

3つ目の試験コイルは、電力貯蔵用超電導コイル(SMESモデル・コイル)と呼ばれるコイルである(図2.17)。

SMESモデル・コイルは電力貯蔵への超電導コイルの応用を目的として製作された、NbTi製のCIC導体により巻線された強制冷凍超電導コイルである[17, 18]。SMESモデル・コイルは、電力貯蔵用超電導コイルへの試作品として、実規模の1/2の大きさで製作されている。SMESモデル・コイルの主要諸元を表2.4に示す。

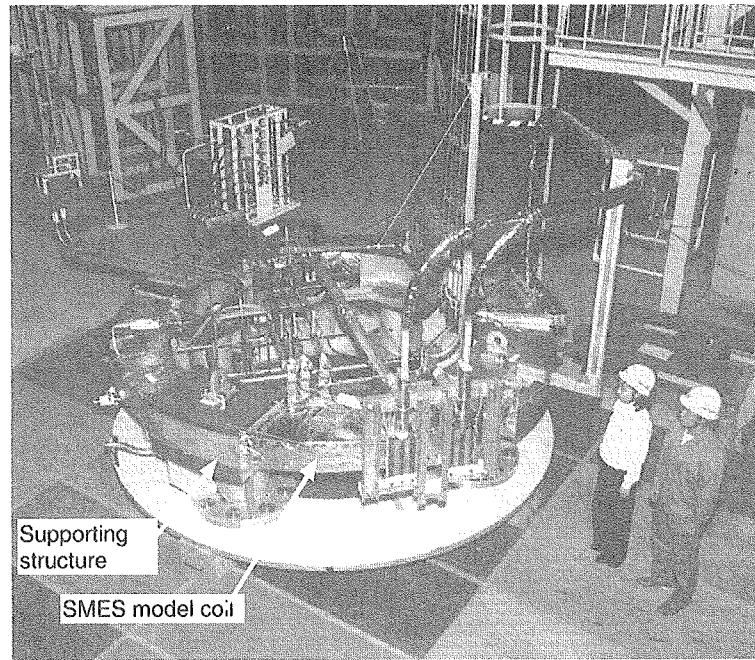


図 2.17: 電力貯蔵用超電導 (SMES) モデル・コイルの外観図

SMES モデル・コイルでは、NbTi 超電導体を超電導素線を用いた CIC 導体で巻線している。ダブル・パンケーキ巻線を 4 つ重ね合わせ、所定の電気磁気特性を発生する。SMES モデル・コイルの導体断面を図 2.18 に示す。

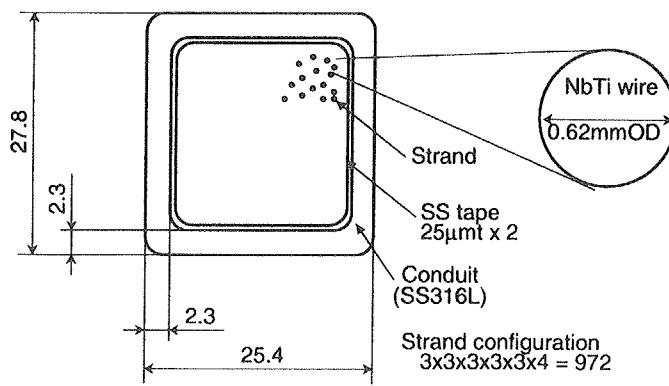


図 2.18: 電力貯蔵用超電導 (SMES) モデル・コイルの導体断面図

表 2.4: 電力貯蔵用超電導(SMES)モデル・コイルの諸元

Coil		
Rated current		20 kA
Max. magnetic flux density		2.8 T
Stored energy		7.9 MJ
Inner diameter		2760 mm
Outer diameter		3340 mm
Coil height		234 mm
No. of total turns		88 turns
Winding	Pancake winding	4 double pancakes
Cooling type		Forced flow
Coolant		Supercritical helium
Cooling path length		105 m
No. of cooling paths		8
Conductor		
Configuration	Squire shape	Cable-in-conduit
Width		25.4 mm
Height		27.8 mm
Jacket material	Stainless steel	ANSI 316L
Thickness of jacket		2.3 mm
Void fraction		37 %
No. of strands		972(3×3×3×3×3×4)
Strand cross-section		298 mm ²
Copper cross-section		223 mm ²
Helium cross-section		175 mm ²
Wetted perimeter		1981 mm
Hydraulic diameter		0.354 mm
Strand		
Superconducting material		NbTi
Diameter		0.62 mm
Cu/CuNi/NbTi		4.9/0.58/1
Surface treatment		Oxidation (200μm)

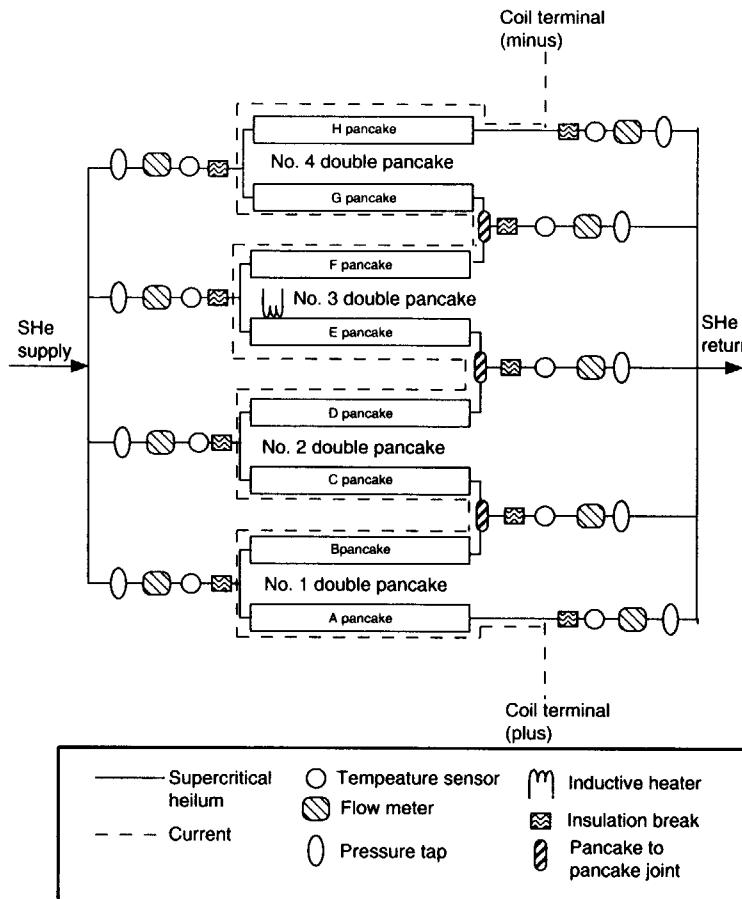


図 2.19: 電力貯蔵用超電導 (SMES) モデル・コイルの素子配置図。超臨界ヘリウムはコイル最内層に設置された冷媒入口部によりコイル内に供給される。ヘリウムはコイル内を通り、コイル最外層に置かれた電気接続部を冷却して、回収する。この間コイルの出入口に温度計、圧力計、流量計を設置し、コイルの熱流体特性を測定した。

2.6.2 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) のパルス通電による流量低下の測定

電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) の素子の配置図を図 2.19 に示す。各ダブル・パンケーキ入口には、差圧流量計 (オリフィス型) を設置している。この流量計により、コイルの流量低下量を測定する。また温度計および圧力計を、各ダブル・パンケーキの入口および出口に設置している。これらの素子で、SMES モデル・コイルに供給するヘリウムの状態を常に管理するとともに、コイルの変動磁場損失量を熱量法により測定する。

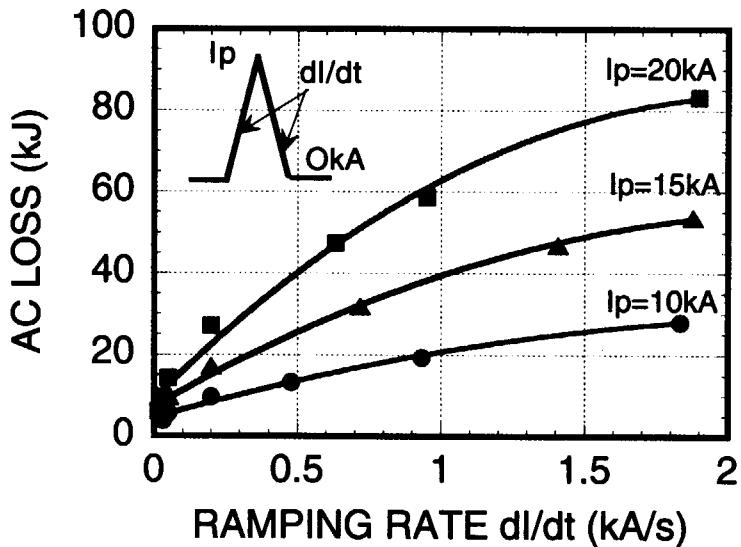


図 2.20: 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) のパルス通電に伴う変動磁場損失量の測定結果

2.6.3 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) のパルス通電に伴う変動磁場損失量

SMES モデル・コイルのパルス通電試験による変動磁場損失は他のコイルと同様に熱量法により測定した (2.4.3 項、22 ページ参照)。実験結果を図 2.20 に示す。

例えば到達電流値 20kA まで、励磁速度 1.9 kA/s でパルス通電した場合、SMES モデル・コイルに発生する変動磁場損失の実測値は 82 kJ である。

2.6.4 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) の流量低下実験結果

電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) の冷媒流量低下現象の一例を、図 2.21 に示す。図 2.21 の例では、電流は 3s 間に 10 kA までパルス通電している。このときの初期冷媒流量は 1 冷却流路あたり 5.6g/s である。

このパルス運転により、流量低下が発生していることが図 2.21 から分かる。その後コイルの電流を 10 kA で 5 s 保持した。このとき変動磁場損失がゼロになるため、冷媒流量はその初期値に戻り始める。そしてコイルは電流値 10 kA から 0 kA へ 3 s の時間で、再びパルス通電され、この際に冷媒流量低下が発生する。コイルのパルス通電が終了すると、冷媒流量は初期値に完全に回復する。

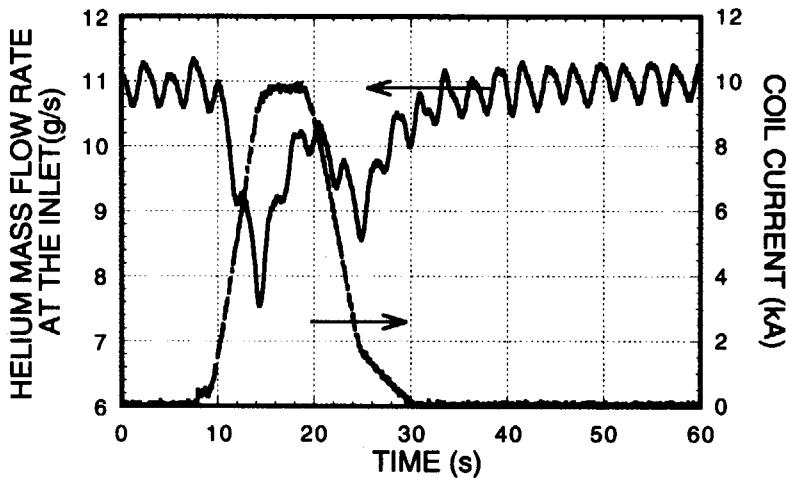


図 2.21: 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) のパルス運転による流量低下現象の一例。電流を 3s 間に 10 kA まで立ち上げ、立ち下げを行った。このときの初期冷媒流量は 1 冷却流路あたり 5.6g/s である。

SMES モデル・コイルの変動磁場損失による流量低下量の測定結果を図 2.22 に示す。変動磁場損失による発熱長さは、冷媒の冷却流路である導体全長（冷却長:105 m）となる。また、このコイルの通電は、JT-60 電源を用いて常に三角波形状の電流波形にて行った。三角波の立ち上げ・立ち下げ時間の和（励磁時間）は 5 s から 30 s であり、これが変動磁場損失による加熱時間となる。

SMES モデル・コイルでは、 $30 \text{ mW/cm}^3\text{-strand}$ の変動磁場損失による発熱により、初期流量の約半分まで流量が低下した。この結果を外挿すると、 $60 \text{ mW/cm}^3\text{-strand}$ 程度の変動磁場損失による発熱で、SMES モデル・コイルの冷媒流量は完全にゼロになることが分かる。この発熱量が SMES モデル・コイルのパルス運転に制限を与えることになる。これ以上の発熱を伴うパルス運転では、このコイルが安定に通電できなくなる。

2.7 コイル安定運転限界を決めるコイル内部の発熱量

強制冷凍超電導コイルのパルス通電では、冷媒流量低下による熱的な安定運転限界を考慮する必要がある。どのコイルにも、冷媒流量がゼロになるコイル内部での発熱量があり、これがコイルの安定なパルス通電条件を制限してしまう。コイル安定運転限界を決める各コイルの内部発熱量を表 2.5 にまとめる。

表 2.5において、変動磁場損失により冷媒流量がゼロとなるコイル発熱量とそれに対応

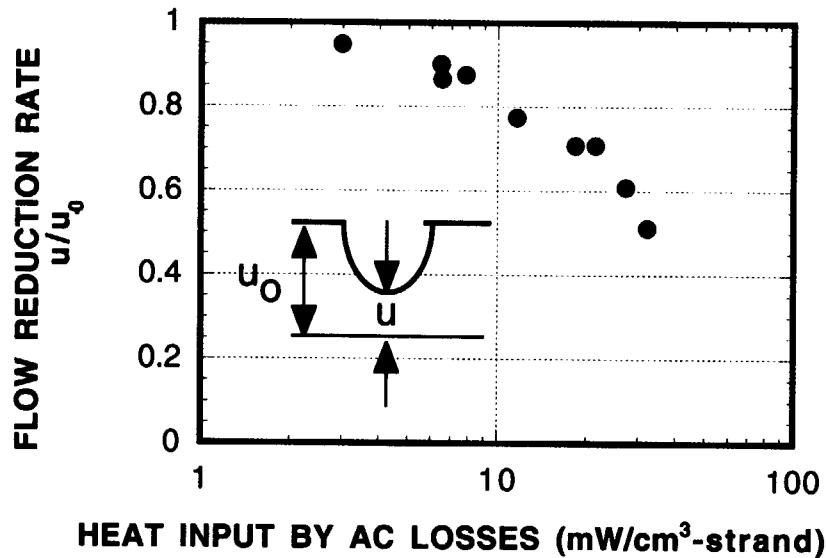


図 2.22: SMES モデル・コイルのパルス運転に伴う交流損失による流量低下の実験結果。加熱長さはコイル冷却長 (105 m) である。初期質量流量は 1 冷却流路あたり 5.6g/s である。縦軸は冷媒流量低下後の流速 u を初期流速で規格化した値 (流量低下率) で示した。またコイル内部での発熱量を、超電導素線 (ストランド) の体積で除して示した。

する磁束密度変化率 (dB/dt) をまとめた。この際 3 つのコイルの 20kA までの通電を仮定して、この値を求めている。

まずコイルの電流掃引速度および磁束密度変化率が 3 つのコイルでは大きく異なる。これは、コイルの開発応用目的がそれぞれ異なることに起因する。例えば 3 つのコイルのうち最も速い磁束密度変化率が求められる US-DPC コイルは、核融合炉用ポロイダル・コイルの実証を目的としており、その超電導素線の表面にはクロム・メッキが施され変動磁場損失量の低減を図っている。他の 2 つのコイルの素線表面には、クロム・メッキは施工されていない。このため US-DPC コイルは、磁束密度変化率あたりの発熱量が他のコイルに較べ格段に小さい。

また表 2.5 に示すように、流量がゼロになるコイル内部の発熱量が 3 つのコイルでは異なる。この理由として第一に考えられるのは、加熱 (発熱) 時間の違いである。DPC-TJ コイルは、直流電源 (最大電圧 12V) を用いて通電試験を行った。一方 US-DPC コイル及び SMES モデル・コイルは、JT-60 電源 (最大電圧 5kV) を用いてパルス通電を行った。電源電圧によって、3 つのコイルの電流の立上げ・立下げ時間 (ramping rate) に差ができる。

表 2.5: 実験を行った 3 つの強制冷凍超電導コイルの安定運転限界の測定結果のまとめ。変動磁場損失により冷媒流量がゼロになるコイル内部での発熱量 (DPC-TJ 及び SMES モデル・コイルは実験データからの外挿値) とそれに対応する磁束密度変化率 (dB/dt)、また各コイルの超電導素線の表面処理を示す。超電導素線へのクロム・メッキにより、磁束密度変化率あたりの発熱量が格段に小さいことが分かる。

Coil	Heat input	Flux changing rate	Surface treatment
	(mW/cm ³ -strand)	dB/dt (T/s)	on SC wires
DPC-TJ	20	0.16	Non
US-DPC	98	6.8	Cr plating
SMES model coil	60	0.40	Oxidation

DPC-TJ コイルの通電試験では、18 s から 360 s の電流立上げ時間での変動磁場損失に基づく、冷媒流量低下を測定した。DPC-TJ コイルの電源電圧の制限により 18 s より短い電流立上げは不可能である。US-DPC コイルでは、0.3 s から 5 s の電流立上げ時間での変動磁場損失による熱量測定を行っている。また、SMES モデル・コイルのそれは 5 s から 30 s である。電流立上げ・立下げ時間が、3 つのコイルの加熱時間となる。実験を行った 3 つのコイルには、この加熱時間に差がある。

ここで加熱時間 (dt) とヘリウム流速 (u) の積で定義するヘリウム移動距離 $L_{Htravel}$ を考えてみる。

$$L_{Htravel} = u \cdot dt$$

コイルの導体内部を流れるヘリウムの流速はどのコイルの場合でも高々 0.2 m/s 程度である。US-DPC コイルの場合、そのパルス通電による電流立ち上げ時間のあいだで、加熱されたヘリウムは冷却流路内を 1 m 程度しか移動しない。SMES モデル・コイルのそれは 6 m 程度である。また DPC-TJ コイルの場合は、電流立ち上げ時間が US-DPC コイルに較べ長いため、ヘリウム移動距離は 10 m 以上になる。DPC-TJ コイルの最も長い電流立ち上げ時間の場合、ヘリウム移動距離はほぼ冷媒流路長と同じになる。

このことから加熱時間に応じたヘリウム移動距離の順に、コイル流量低下に伴う安定運転発熱量が異なっていることが定性的に分かる。3 つの強制冷凍超電導コイルの加熱時間とヘリウム移動距離を表 2.6 にまとめる。

US-DPC コイルでは、核加熱による冷媒流量低下を測定した(図 2.16)。導体全長に超電導素線とともに埋め込まれた抵抗ヒーター(ケーブル・ヒーターと呼んでいる)により、核加熱を模擬した。ITER 概念設計段階(CDA)での設計に基づいて、核加熱量とその履歴を決めている。ITER-CDA では、その TF コイルには 5 mW/cm³-strand の核加熱を規

表 2.6: 実験を行った 3 つの強制冷凍超電導コイルの加熱時間とヘリウム移動距離。加熱時間に応じたヘリウム移動距離により、コイル流量低下量が異なっていることが定性的に分かる。

Coil	Heated by	He velocity	Heating duration	He traveling distance
DPC-TJ	Pulse operation	0.2 m/s	360 s	72 m
SMES model coil	Pulse operation	0.2 m/s	30 s	6 m
US-DPC	Pulse operation	0.2 m/s	5 s	1 m
US-DPC	Nuclear heating	0.2 m/s	200 s	40 m

定していた[16]。この値に対して、US-DPC コイルは、流量低下はほとんど発生せず、安定にパルス通電できることが示された。

また US-DPC コイルの実験を比較すると、変動磁場損失による加熱の場合に較べ、核加熱は少ない加熱量で冷媒流量がゼロになる。これも前述の加熱時間の違いによるヘリウム移動距離の差によって、解釈することができる。つまり、核加熱の加熱時間は 200 s であり、ヘリウム移動距離は 20 m 程度となり、冷却流路長の 1/4 を占めることになる。

これは、US-DPC コイルのパルス通電に伴う変動磁場損失によるヘリウム移動距離と較べて大きい。このため US-DPC コイルの 2 つの異なる発熱源による冷媒流量低下実験では、冷媒流量がゼロになる発熱量に差ができたものと考えられる。

2.8 まとめ

本章では、3 つの大型強制冷凍超電導コイルの流量低下の実測を行い、このデータ・ベースを構築した。本章での結論をまとめると、以下のとおりである。

- 3 つの異なる CIC 導体を用いた強制冷凍超電導コイル (DPC-TJ、US-DPC および SMES モデル・コイル) のパルス通電試験をそれぞれ独立に行い、冷媒流量低下現象を初めて観測した。また冷媒流量低下量が、変動磁場損失によるコイル内部の発熱量に依存することを初めて実験的に明らかにした。
- パルス運転に伴う変動磁場損失による発熱量がある値に達すると、強制冷凍超電導コイルに供給している超臨界ヘリウムの流量がゼロになることが認められた。具体的には、DPC-TJ コイルのそれは $20 \text{ mW/cm}^3\text{-strand}$ 、US-DPC コイルのそれは $98 \text{ mW/cm}^3\text{-strand}$ 、SMES モデル・コイルのそれは $60 \text{ mW/cm}^3\text{-strand}$ で

あった。

- 変動磁場損失による入熱、つまり電流掃引速度あるいは磁束密度変化率がこれ以上速いパルス通電では、強制冷凍超電導コイルには熱的条件により、通電が不可能になってしまう。冷媒流量低下現象は強制冷凍超電導コイルの安定運転を制限している重要な現象であること指摘した。
- 冷媒流量低下量と発熱量の相関は、3つの強制冷凍超電導コイルで異なり、また発熱源によっても異なる。これは、加熱時間(dt)とヘリウム流速(u)の積で定義するヘリウム移動距離 $L_{Htravel} = u \cdot dt$ によって、その大きさを比較することにより定性的に説明がつく。
- トカマク型核融合炉用超電導コイルに発生する核加熱を模擬した、強制冷凍超電導コイル加熱実験を行った。核加熱模擬実験でも、パルス通電と同じ流量低下現象が発生した。発熱源が異なる場合でも、強制冷凍超電導コイル内部での発熱量に流量低下量が依存することを示した。
- ITER の設計をもとにした核加熱模擬実験を実施し、ITER トロイダル磁場(TF)コイルで予測されている核加熱量(5 mW/cm³-strand)では、コイルは安定に通電できることを実験的に初めて示した。

This is a blank page.

引用文献

- [1] H.Tsuji, E.Tada, K.Okuno, T.Ando, et al.: Evolutions of Demo Poloidal Coil Program, Proc. of MT-11, Elsevier, Tsukuba, Japan, 1990, 806–811
- [2] 杉本誠, 加藤崇, 河野勝己, 檜山忠雄他: DPC-TJ 実験結果—熱・流体解析, 低温工学, 1992, **27(3)**, 239–244
- [3] M. Sugimoto, T. Kato, K. Kawano, T. Hiyama, et al.: Test Results of the DPC-TJ: Thermal and Hydraulic Performance, Cryogenics, 1993, **33(6)** 597–602
- [4] 多田栄介、檜山忠雄、加藤崇、高橋修他: 350l/h, 1.2kW ヘリウム液化・冷凍システム、低温工学, 1984, **19(2)**, 139–153
- [5] 多田栄介、加藤崇、檜山忠雄、河野勝己他: 実証ポロイダルコイル付属冷凍系総合性能試験結果、低温工学, 1989, **24(1)**, 21–28
- [6] 山村秀政、多田栄介、加藤崇、檜山忠雄他: 実証ポロイダルコイル付属冷凍系—低温排気ポンプ性能試験結果、低温工学, 1989, **24(1)**, 29–35
- [7] 山村秀政、多田栄介、加藤崇、檜山忠雄他: 実証ポロイダルコイル付属冷凍系—大型低温循環ポンプ性能試験結果、低温工学, 1989, **24(1)**, 36–43
- [8] R.Shimada, M.Tsuneoka, T.Matsukawa, T.Aoyagi, et al.: JT-60 Power Supplies, Fusion Engineering and Design, 1987, **5**, 47–68
- [9] S.Shimamoto, K.Hamada, T.Kato, H.Nakajima, et al.: Construction of ITER Common Test Facility for CS Model Coil, IEEE Transaction on Magnetics, 1996, **32(4)**, 3049–3052
- [10] H.Nakajima, T.Hiyama, T.Kato, K.Kawano, et al.: Construction and Commissioning Test Results of the Test Facility for the ITER CS Model Coil, Fusion Tech., 1996, **30**, 1248–1252
- [11] 西正孝, 安藤俊就, 辻博史, 向博志他: DPC-TJ 計画—核融合用高電流密度大型コイルの開発, 低温工学, 1992, **27(3)**, 207–216
- [12] M. Nishi, T. Ando, H. Tsuji, H. Mukai, et al.: Development of High Current Density, Large Superconducting Coil for Fusion Machines: the DPC-TJ Program,

- Cryogenics, 1993, **33(6)**, 573–580
- [13] M.M. Steeves, T.A. Painter, M. Takayasu, R.N. Randall, et al.: The US Demonstration Poloidal Coil, IEEE Trans. on Magnetics, 1991, **27(2)**, 2369–2372
 - [14] I.S. Hwang, R.G. Ballinger, M.M. Morra, M.M. Steeves: Mechanical Properties of Incoloy 908 – An Update, Advances in Cryogenic Engineering, 1992, **38**, 1–10
 - [15] M.M. Steeves, M.O. Hoenig, C.J. Cyders: Effects of Incoloy 903 and Tantalum Conduiits on Critical Current in Nb₃Sn Cable-in-Conduit Conductors, Advances in Cryogenic Engineering, 1984, **30**, 883–890
 - [16] L. Bottura, M. Hasegawa, J. Heim, V. Kalinin, et al.: ITER Mangets, International Atomic Energy Agency, Vienna, 1991
 - [17] 山本政弘、佐藤隆、塙本修巳、村上吉繁他: SMES プロジェクトの計画概要、低温工学, 1998, **33(7)**, 454–459
 - [18] 花井哲、中本一成、高橋信次、高野広久他: SMES モデル・コイル—製作—、低温工学, 1998, **33(7)**, 460–466

3. パルス運転による流量低下現象—機構の解明と定式化

3.1 はじめに

3つの異なる強制冷凍超電導コイルの冷媒低下現象の実験結果を第2章において記載した。いずれの強制冷凍超電導コイルでも、コイル内部の発熱によって冷媒流量低下現象を生じた。強制冷凍超電導コイルは、導体それ自身が冷却流路であり、かつこの冷却流路が長い。このため流量低下現象は、強制冷凍超電導コイル特有の現象といえる。冷却流路である導体の内部発熱により、導体内に供給されている冷媒の温度が上昇し、導体そのものである冷媒流路の流路抵抗が増加する。この冷媒流量低下現象は、コイルのパルス運転時の安定な運転を規定する非常に重要な現象であるにもかかわらず、これまで研究が行われていなかった。

本章ではパルス運転による変動磁場損失に伴う流量低下現象の機構解明のため、その発生機構を提示する。また強制冷凍超電導コイルに流体の連続の式、運動量の式、エネルギーの式を適用し、これにより流量低下現象の解析を行い、実験結果と比較する。この際コイルの冷媒である超臨界ヘリウムの粘性による効果を管摩擦にて考慮している。さらに、流量低下現象によって強制冷凍超電導コイルの運転が制限されることを指摘し、この安定運転限界について考察を行っている。また国際熱核融合実験炉(ITER)用超電導コイルや商用電力貯蔵用超電導コイルに要求される非常に長いパルス運転下での、コイルの安定運転限界についても本章にて考察を行っている。

本章では変動磁場損失により引き起こされる強制冷凍超電導コイルの流量低下現象の発生機構を解明するため、冷媒流路、冷媒供給のための極低温ヘリウム循環ポンプの水力学

的検討を行っている。これにより冷媒である超臨界ヘリウムの膨張が、流量低下現象を引き起こす圧力損失の増加の主要因であることを示している。

また、パルス運転が要求される強制冷凍超電導コイルの安定運転の条件を、流量低下現象の観点から考察した。流量低下現象があっても強制冷凍超電導コイルの安定にパルス運転を続けるためには、超電導性能の向上だけなく、冷媒である超臨界ヘリウムを供給する極低温循環ポンプ (Cryogenic circulation pump) の性能を向上させる必要がある。つまり、強制冷凍超電導コイルの安定運転のための条件（安定運転限界）は、コイルそれ自身の性能だけでなく、超電導コイルに冷媒を供給する極低温循環ポンプの性能に立脚していくことを指摘することにする。

3.2 変動磁場損失による流量低下現象の解明

パルス運転に伴う変動磁場損失による SMES モデル・コイルの冷媒流量低下実験結果 (2.6.4 項、36 ページ) を一例として、この現象の解明を行う [1]。

3.2.1 極低温ヘリウム循環ポンプ

SMES モデル・コイルの実験では、極低温ヘリウム循環ポンプによりコイルに超臨界ヘリウムを供給した。この実験で用いた極低温循環ポンプはベローズを用いた往復動式のものである [2, 3] (付録 A.1 項 (114 ページ) 参照)。この往復動式ポンプは極低温 (4K) で運転され、その断熱効率は 60% に達する。また最大質量流量と最大ポンプ・ヘッドはそれぞれ 500 g/s、150 kPa である。この往復動式極低温循環ポンプの性能曲線 (質量流量及びポンプ・ヘッド) を図 3.1 に示す。

このポンプのポンプ・ヘッドとヘリウム流量の関係は、一定の流路抵抗のもとでヘリウム流量を変化させる場合は、次式で表される。これを図 3.1 では、Constant flow resistance と記載した。

$$\Delta p_{pump} = c\dot{m}^2 \quad (3.1)$$

ここで、 Δp_{pump} : ポンプ・ヘッド (Pa), c : 冷却流路抵抗 (Pa/(g/s)), \dot{m} : ヘリウム質量流量 (g/s) である。

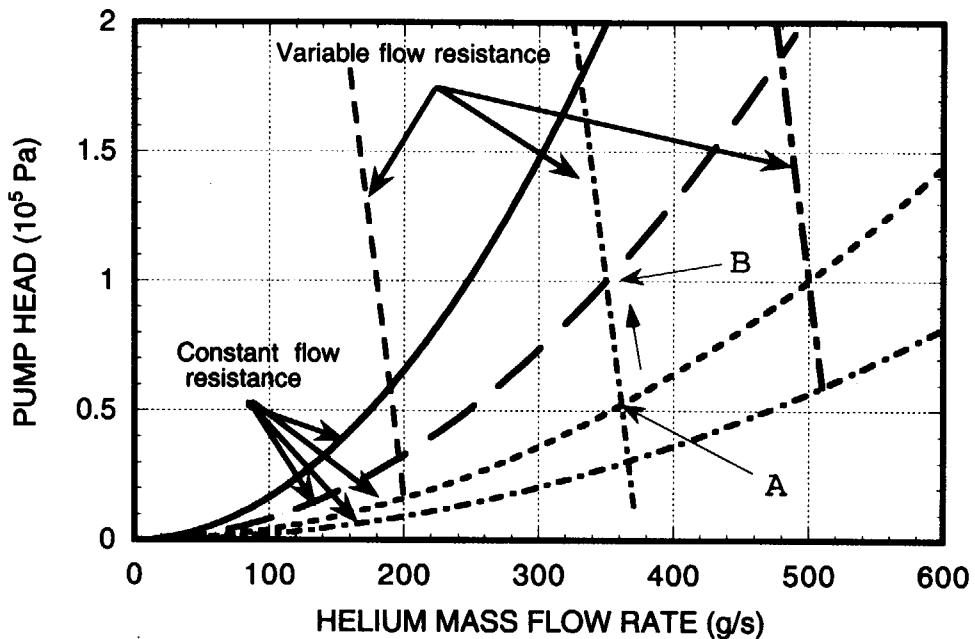


図 3.1: ヘローズ往復動式極低温ヘリウム循環ポンプの動作性能曲線。最大ポンプ・ヘッド及び最大ヘリウム流量はそれぞれ 150 kPa、500 g/s である。図中の Constant flow resistance は管路抵抗が一定のときの動作特性を示す。また Variable flow resistance は管路抵抗が変化する場合の動作特性を示す。

ポンプの運転中に冷却流路抵抗が変化すると、ポンプ・ヘッドと流量もそれに追随する。この時のポンプ・ヘッドと流量は、ポンプ特性曲線（図 3.1）上の直線（Variable flow resistance）で示すとおり変化する。この Variable flow resistance のとき、ポンプ・ヘッドと流量の変化は次式で表される。

$$\Delta p_{pump} = -a\dot{m} + b \quad (3.2)$$

ここで、a: 冷却流路抵抗が変化するときのポンプ・ヘッドと流量の接線係数 4080 ($\text{Pa}/(\text{g/s})$), b: 式 (3.1) = 式 (3.2) から計算される初期ポンプ・ヘッド (Pa) である。

いま、図 3.1 の A 点で示される流量が流れているとする。A 点でのポンプ・ヘッドと流量の関係は $\Delta p_{pump,A} = c_A \dot{m}_A^2$ である。 c_A は A 点での管路抵抗である。この状態から、管路抵抗が増加し c_B になり、図 3.1 の B 点へポンプ・ヘッドと流量の変化したとする。B 点では $\Delta p_{pump,B} = c_B \dot{m}_B^2$ と書ける。このとき式 (3.2) で示される直線に従ってポンプ・ヘッドと流量が変化する。

3.2.2 流量低下モデル

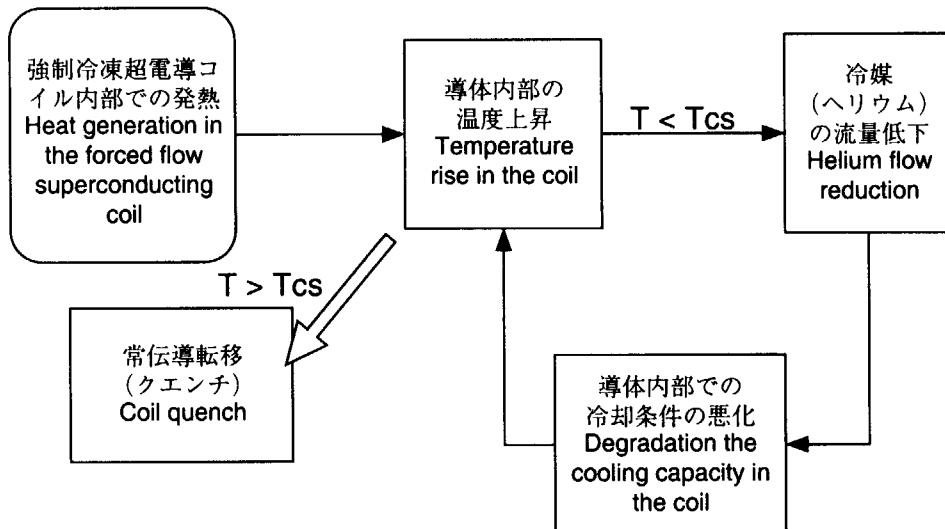


図 3.2: 強制冷凍超電導コイルの流量低下現象と導体内部の発熱の模式図

図 3.2 に流量低下現象とコイルの温度上昇の関係を模式的に示す。

- (1) まず導体内部での発熱（例えばパルス運転に伴う変動磁場損失）が冷媒の流量低下を引き起こす。
- (2) これによりそれまで流れていた冷媒流量の総量が少なくなるため、コイル内部での冷却能力が低下する。
- (3) 冷却能力の劣化により、導体内部の冷媒の温度が上昇し、さらに冷媒の流量低下を引き起こす（(1)へ戻る）。

この流量低下と導体内部の温度上昇の連鎖的な悪循環により、導体内部の温度が上昇しきれ、強制冷凍超電導コイルはやがてクエンチしてしまう。つまり強制冷凍超電導コイルのパルス通電における安定運転限界が、コイルの電気磁気的性能ではなく、冷媒の流量低下による熱的条件により決まってしまう。

次に、考案した流量低下モデルを図 3.3 に示す。まずパルス運転によりコイルに変動磁場損失が発生し、コイル自身つまり冷却流路が発熱する。これによりコイル内部のヘリウ

ムの温度が上昇する。次に、このヘリウムの温度上昇により、冷却流路である導体内でヘリウムが膨張する。このヘリウム膨張が、冷却流路の圧力損失を増加させる。この冷却流路の圧力損失の増加により、極低温循環ポンプのポンプ・ヘッドが増加する。このため、最終的にコイルに流れている冷媒の流量が低下してしまう。

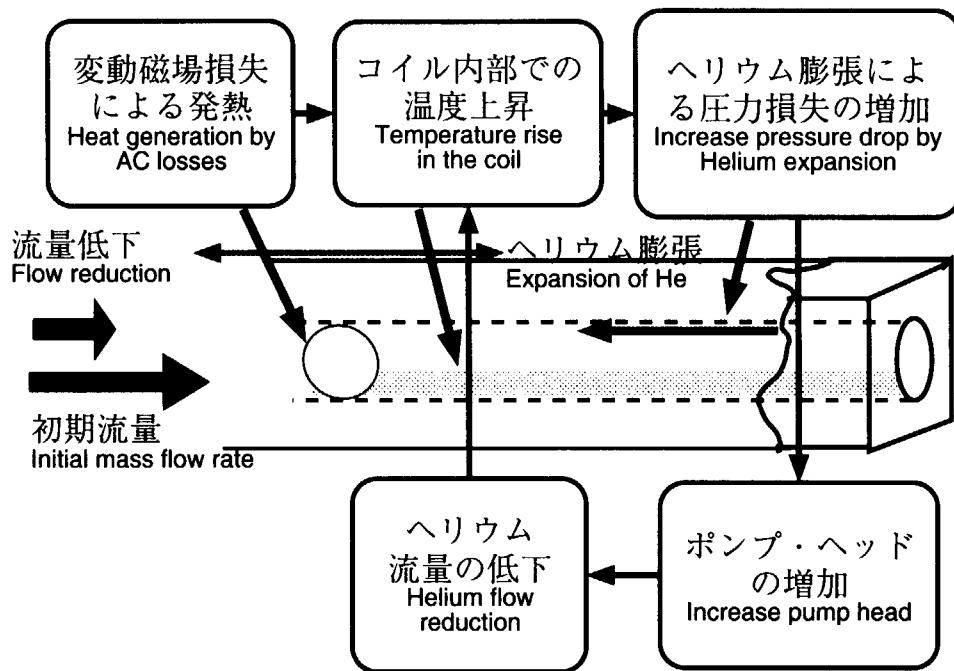


図 3.3: 強制冷凍超電導コイルにおける冷媒流量低下発生モデル。このモデルでは、変動磁場損失にともなう発熱による流量低下の主要因を、冷媒の膨張による圧力損失の増大としている。

3.2.3 極低温循環系の定式化

極低温循環系を流れる超臨界ヘリウムの流れは定常(steady)かつ非圧縮(incompressible)であると仮定する。また極低温循環系の定式化にあたっては、ヘリウムの流れを1次元で取り扱うこととする。

まず、極低温ヘリウム循環ポンプを含む強制冷凍超電導コイルの冷媒流路(極低温循環系)にベルヌーイ(Bernoulli)の定理を適用する。ベルヌーイの定理は、流体と流体機械に適用するエネルギー保存則である。

$$p + \frac{1}{2}\rho v^2 + \rho g z = \text{constant} \quad (3.3)$$

ここで、 p :流体の圧力 (Pa)、 v :流体の流速 (m/s)、 ρ :流体の密度 (kg/m³)、 g :重力加速度 (9.81m/s²)、 z :垂直方向の座標 (m) である。

式(3.3)を極低温ヘリウム循環ポンプを含む管路に適用する。まずポンプの設置位置とコイルの設置位置には差がないものとし、位置エネルギーによるヘッド差を無視する。極低温ヘリウム循環ポンプのポンプ・ヘッドは、冷媒流路の圧力損失に等しいので、次式が示される。

$$\Delta p_{pump} = \Delta p_{coil} \quad (3.4)$$

ここで、 Δp_{coil} : 冷却流路（強制冷凍超電導コイルの導体それ自身）の圧力損失 (Pa) である。

次に極低温循環系のヘリウムに、連続の式 (equation of the continuity) を適用する。

$$\frac{d}{dx}(\rho \cdot u) = 0 \quad (3.5)$$

ここで、 ρ : ヘリウム密度 (kg/m³)、 u : ヘリウム流速 (m/s)、 x : 冷媒流路長手方向の座標 (m) である。

また、極低温循環系のヘリウムに次に示す運動量方程式を適用する。

$$\frac{dp_{coil}}{dx} = \frac{1}{2} \frac{f}{D_h} \rho \cdot u^2 \quad (3.6)$$

ここで、 f : 管摩擦係数 (無次元数)、 D_h : 冷却流路の水力学的直径 (m)、 p_{coil} : ヘリウムの圧力 (Pa) である。

式(3.6)はダルシー・ワイスバッハ (Darcy-Weisbach) の式と呼ばれ、流体の一般的な運動方程式であるナビエ・ストークス (Navier-Stokes) 方程式の定常1次元式において、慣性項を無視し粘性項を管摩擦の式で置き換えたものである。式(3.6)の運動量方程式では慣性項を無視しているが、ここで想定している強制冷凍超電導コイルのヘリウム流速が小さい (<0.3m/s) ため、この仮定は十分妥当なものと考られる。

更に、エネルギー方程式を、極低温循環系を流れるヘリウムに適用する。

$$\frac{dT}{dx} = \frac{A_{strand} \cdot q_{strand}}{A_{he} \cdot C_P \cdot \rho \cdot u} \quad (3.7)$$

ここで、 T : ヘリウム温度 (K)、 q_{strand} : 超電導素線の単位体積・単位時間あたりの発熱熱 (W/m³)、 A_{strand} : 一導体あたりの超電導素線の断面積 (m²)、 A_{he} : 一導体あたりのヘリウムの断面積 (m²)、 C_P : ヘリウムの定圧比熱 (J/(kg · K)) である。

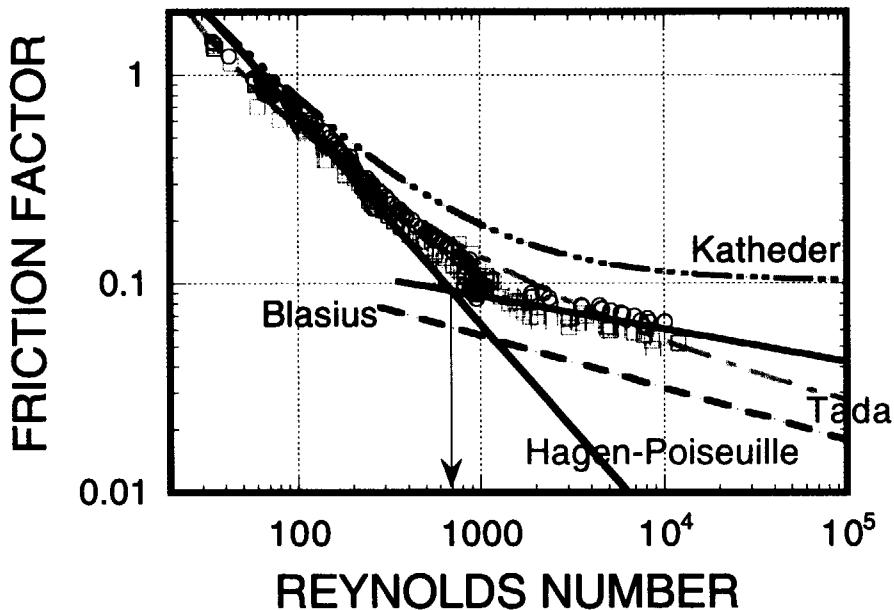


図 3.4: SMES モデル・コイルの流量低下量の予測に用いた管摩擦係数の実験式 (3.8) を実線で示す。この実験式は DPC-U コイルの実験結果（測定点で示す）を基に提案されたが、SMES モデル・コイルの管摩擦係数の測定結果と DPC-U のそれは一致した[5]ため、この実験式を SMES モデル・コイルにも適用した。またブラジウスの式、カテーダの式および多田の式をあわせて示した。

式 (3.7) では、冷却流路である超電導導体のなかで発生する熱は、全てその冷却流路内にあるヘリウムの温度上昇に用いられるものとする。またヘリウムの温度上昇があっても、その流れは定常流を維持しているものと仮定した。

式 (3.6) で用いる SMES モデル・コイルの管摩擦係数を図 3.4 に示す。SMES モデル・コイルの管摩擦係数は次式で表すことができる[4]。

$$f = \begin{cases} \frac{64}{R_e} & (R_e \leq 700) \\ \frac{0.257}{R_e^{0.157}} & (R_e > 700) \end{cases} \quad (3.8)$$

ここで、 R_e はレイノルズ数 (Reynolds number) である。

SMES モデル・コイルの管摩擦係数の測定結果は、NbTi 超電導素線を用いた CIC 導体で巻線された DPC-U コイルのそれと同じであった[5]。このため、本来 DPC-U コイルの実験結果を基に提案された上式を SMES モデル・コイルにも適用することにする。

式 (3.8) の第一式で表される管摩擦係数は、層流域にある流体に適用される一般的な管

摩擦係数でハーゲン・ポアズイユ (Hagen-Poiseuille) の式と呼ばれている。これをここでは、一般的な層流域よりも流れの遅い範囲でも適用している。また遷移域、乱流域では式 (3.8) の第二式に示す実験式を適用している。

強制冷凍超電導コイルの冷却流路である超電導導体を、微小分割し微小長さ ($\Delta L = L_1 - L_0$) に式 (3.5), (3.6) および (3.7) を適用する。式 (3.5) から、 $\rho \cdot u = M = constant$ が求まる。また、式 (3.7) は境界条件 $T = T_0$ at $x = L_0$ のもとで以下のとおり積分する。

$$\Delta T|_{\Delta L} = \int_{L_0}^{L_1} dT = \frac{A_{strand} \cdot q_{strand}}{A_{he} \cdot M} \int_{L_0}^{L_1} \frac{1}{C_P} dx + T_0 \quad (3.9)$$

式 (3.6) を用いて、超電導導体の微小長さの圧力損失は次式のとおり導出される。

$$\Delta P|_{\Delta L} = \frac{1}{2} \frac{M^2}{D_h} \int_{L_0}^{L_1} \frac{f(R_e)}{\rho(T)} dx \quad (3.10)$$

強制冷凍超電導コイルの冷却流路（超電導導体）全長にわたる圧力損失と温度上昇は、微小長さに適用した式 (3.9) および式 (3.10) を冷却流路全長にわたって積分することにより求めることができる。

3.2.4 冷媒流量低下量の導出

強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下量を、コイルの冷却流路に水力学的な検討を行うことにより求める。強制冷凍超電導コイルは、導体それ自身と支持構造物からなる並列冷却流路にヘリウムを流している (2.3 項、16 ページ)。複数の並列冷却流路を持つ強制冷凍超電導コイル中を流れる超臨界ヘリウムの流量は、その通電前には次式で表すことができる。

$$\dot{m}_{0,total} = \sum_{k=1}^{n_p} \dot{m}_{0,pan,k} + \dot{m}_{0,str} \quad (3.11)$$

ここで、 \dot{m} : ヘリウム質量流量 (g/s)、下付添字 “total”、“pan,k” および “str” はそれぞれ “コイル全部”、“k 番目のパンケーキ” および “支持構造物” の流量を表す。また下付添字 “0” は入熱（通電）前を表している。

パルス運転中に変動磁場損失によって熱が発生している間、強制冷凍超電導コイルに流れる超臨界ヘリウムの流量は次式と書ける。

$$\begin{aligned}\dot{m}_{1,total} &= \sum_{k=1}^{n_p} \dot{m}_{1,pan,k} + \dot{m}_{1,str} \\ &= \sum_{k=1}^{n_p} \dot{m}_{0,pan,k} - \sum_{k=1}^{n_p} \Delta \dot{m}_{pan,k} + \dot{m}_{1,str}\end{aligned}\quad (3.12)$$

ここで、 $\Delta \dot{m}_{pan,k}$: 入熱中と入熱前での流量の変化量 (g/s) である。また下付添字 “₁” は入熱中であることを表す。

強制冷凍超電導コイルに流れる超臨界ヘリウムの全流量は、式 (3.2) に示す極低温ヘリウム循環ポンプの動作性能曲線により定まる。一方、変動磁場損失による入熱がある場合とない場合のヘリウム流量の差は、実験に用いた往復動式ポンプの動作特性曲線に対応した圧力損失を用いて算出できる。

$$\begin{aligned}\Delta P_{1,pump} - \Delta P_{0,pump} &= \Delta P_{1,coil} - \Delta P_{0,coil} \\ &= a(\dot{m}_{1,total} - \dot{m}_{0,total}) = a\Delta \dot{m}_{total}\end{aligned}\quad (3.13)$$

ここで、 ΔP_{pump} : ポンプ・ヘッド (Pa)、 ΔP_{coil} : コイルの圧力損失 (Pa) である。

支持構造物の冷却流路は、超電導導体そのものである冷却流路と並列に設置されている。従って、支持構造物の冷却流路に発生する圧力損失は、他のコイル巻線（冷却流路）のそれと等しい。また、支持構造物の冷却流路には変動磁場損失が発生しないため、パルス通電中と通電前ではその管路抵抗は変化しないことから、コイルの支持構造物に流れるヘリウムの流量の入熱中と入熱前の差は次式で求まる。ここで、支持構造物の冷却流路の管路抵抗を c_{str} と表記する。

$$\begin{aligned}\Delta P_{0,coil} &= c_{str} \dot{m}_{0,str}^2 \\ \Delta P_{1,coil} &= c_{str} \dot{m}_{1,str}^2 \\ \dot{m}_{1,str} &= \dot{m}_{0,str} \sqrt{\frac{\Delta P_{1,coil}}{\Delta P_{0,coil}}} \\ \Delta \dot{m}_{str} &= \dot{m}_{1,str} - \dot{m}_{0,str} \\ &= \left(\sqrt{\frac{\Delta P_{1,coil}}{\Delta P_{0,coil}}} - 1 \right) \dot{m}_{0,str}\end{aligned}\quad (3.14)$$

入熱中と入熱前の全コイルのヘリウム流量の差は次式で表される。

$$\Delta \dot{m}_{total} = \sum_{k=1}^{n_p} \Delta \dot{m}_{pan,k} - \Delta \dot{m}_{str} \quad (3.15)$$

式(3.15)に、式(3.13)および(3.14)を代入することにより、コイルの全てのパンケーキでのヘリウム流量の入熱中と入熱前の差が求まる。

$$\sum_{k=1}^{n_p} \Delta \dot{m}_{pan,k} = \frac{\Delta P_{1,coil} - \Delta P_{0,coil}}{a} + \dot{m}_{0,str} \left(\sqrt{\frac{\Delta P_{1,coil}}{\Delta P_{0,coil}}} - 1 \right) \quad (3.16)$$

コイルの全パンケーキのヘリウム流量は等しいものと仮定することにより、全パンケーキのヘリウム流量の和は次式のとおり書ける。

$$\sum_{k=1}^{n_p} \Delta \dot{m}_{pan,k} = n_p \Delta \dot{m}_{pan,k} \quad (3.17)$$

入熱中と入熱前のヘリウム質量流量の商で定義した流量低下率(flow reduction rate)は、式(3.16)、(3.17)を用いて次式で表すことができる。

$$\begin{aligned} \frac{\dot{m}_{1,pan,k}}{\dot{m}_{0,pan,k}} &= 1 - \frac{\Delta \dot{m}_{pan,k}}{\dot{m}_{0,pan,k}} \\ &= 1 - \frac{1}{n_p \cdot \dot{m}_{0,pan,k}} \sum_{k=1}^{n_p} \Delta \dot{m}_{pan,k} \\ &= 1 - \left(\frac{\Delta P_{1,coil} - \Delta P_{0,coil}}{a \cdot n_p \cdot \dot{m}_{0,pan,k}} \right) + \frac{\dot{m}_{0,str}}{n_p \cdot \dot{m}_{0,pan,k}} \left(\sqrt{\frac{\Delta P_{1,coil}}{\Delta P_{0,coil}}} - 1 \right) \end{aligned} \quad (3.18)$$

ここで、コイルの冷却流路の圧力損失は式(3.10)から求めるものとする。また a は、式(3.2)で定義された極低温ヘリウム循環ポンプの性能を表す接線係数である。

次に実験との対比を行うため、パンケーキ入口側に設置した流量計によって測定した流量低下率を、流速の表示で求める。入熱前および入熱中のヘリウム質量流量と流速の関係は、次式で表される。

$$\dot{m}_0 = \frac{\rho_0 \cdot u_0}{A_{he}} \quad (3.19)$$

$$\dot{m}_1 = \frac{\rho_1 \cdot u}{A_{he}} \quad (3.20)$$

ここで、 ρ_0, ρ_1 : 入熱前、入熱中のヘリウム密度(kg/m^3)、 u_0, u : 入熱前、入熱中のヘリウム流速(m/s)、 A_{he} : ヘリウム断面積である。

実験では、パンケーキ入口(コイルの冷媒入口)に設置された流量計により、流速の変化量を測定している。パンケーキ入口では、入熱源がないので、入熱中と入熱前では、温

度、圧力は変化しない。つまり、パンケーキ入口での入熱中の密度は、入熱前のそれと変わらない（パンケーキ入口において、 $\rho_1 = \rho_0$ ）。従って、パンケーキ入口での流速表示での流量変化率は、式(3.18)、式(3.19)および式(3.20)から、次式で表わすことができる。

$$\begin{aligned} \frac{u}{u_0} &= \frac{\rho_0 \cdot \dot{m}_1}{\rho_1 \cdot \dot{m}_0} = \frac{\dot{m}_1}{\dot{m}_0} \\ &= 1 - \left(\frac{\Delta P_{1,coil} - \Delta P_{0,coil}}{a \cdot n_p \cdot \dot{m}_{0,pan,k}} \right) + \frac{\dot{m}_{0,str}}{n_p \cdot \dot{m}_{0,pan,k}} \left(\sqrt{\frac{\Delta P_{1,coil}}{\Delta P_{0,coil}}} - 1 \right) \end{aligned} \quad (3.21)$$

3.3 電力貯蔵用超電導コイル（SMES モデル・コイル）の実験結果との比較

SMES モデル・コイルの冷媒流量低下量の解析値を図 3.5 中の実線で示す。解析ではまず SMES モデル・コイルに流れる初期質量流量から、式(3.9)によりコイルの温度分布を求める。

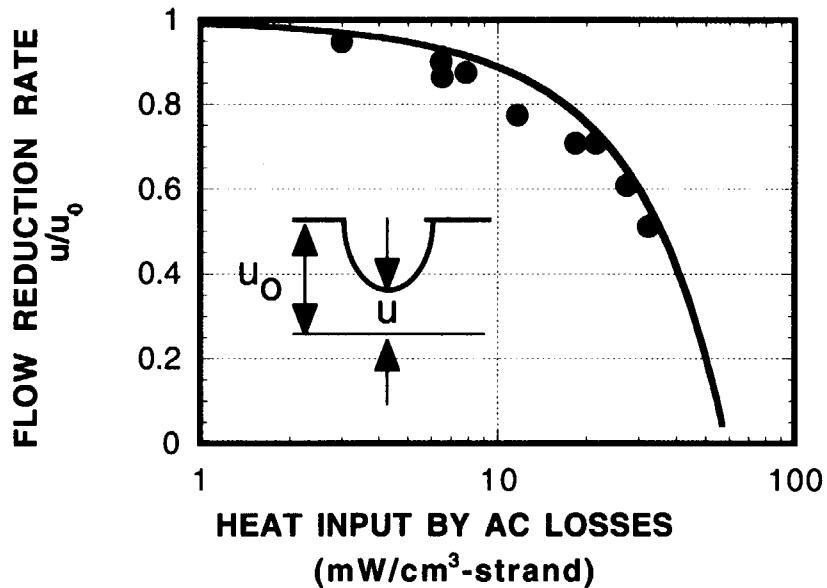


図 3.5: SMES モデル・コイルの冷媒流量低下現象の実験値および解析値。点は実験値を示し、コイル内層側の冷媒導入部（パンケーキ入口）に設置された流量計により測定した。実線は解析結果を示す。

このときコイル全長を微小区間に分け、コイルの温度分布を数値的に求めている。コイ

ルのパルス運転（電流の立ち上げ・立ち上げ）時間は 30 s と仮定し、入熱量 (q_{strand}) を与えて、式 (3.9) からコイルの温度分布を求めている。

次に、求めたコイル内の温度分布から、連続の式 (3.5) を用いて、コイル内の全ての微小区間のヘリウム流速を数値的に求める。微小区間のヘリウム温度、流速を計算し、それらの値から式 (3.10) を用いて、微小区間での圧力損失を求める。最終的に、この微小区間での圧力損失を冷却流路全長にわたり積分し、コイルの全体の圧力損失量を求める。この圧力損失量と極低温ヘリウム循環ポンプの特性から、式 (3.21) によりパンケーキ入口での流量低下量が求まる。

SMES モデル・コイルの冷媒流量低下実験結果（2.6.4 項、36 ページ）と解析結果を比較する。SMES モデル・コイルの変動磁場損失による流量低下量の実験結果と、上記の解析結果を図 3.5 とともに示す。図 3.5 の横軸は、コイルのパルス運転にともなう変動磁場損失による発熱量を示す。図中では実験値は点（ソリッド）で示した。変動磁場損失による発熱量を用いて、パンケーキ入口での流量低下量は実験と解析でよく一致している。

3.4 圧力損失増加の支配要因

SMES モデル・コイルのパルス運転にともなう変動磁場損失の発熱による流量低下では、その解析値と実験値はよく一致した。強制冷凍超電導コイルの内部発熱による圧力損失増加の支配要因は、膨張すなわち密度減少による流速増加である。つまり冷媒である超臨界ヘリウムの膨張により、圧力損失の増加が引き起こされている。コイルの圧力損失は式 (3.10) をコイル全長に渡り積分することにより求まる。

$$\Delta P_{coil} = \frac{1}{2} \frac{M^2}{D_h} \int_0^L \frac{f(R_e)}{\rho(T)} dx \quad (3.22)$$

圧力損失は管摩擦係数に比例し、ヘリウム密度に反比例することが式 (3.22) から分かる。SMES モデル・コイルについて、ヘリウムが温度上昇した場合の具体例を表 3.1 に示す。ヘリウムの温度上昇と共に管摩擦係数およびヘリウム密度は共に減少することが表 3.1 から分かる。このうちヘリウム密度の減少が、管摩擦係数の減少を上回っており、圧力損失に対し支配要因となっている。

表 3.1: 電力貯蔵用超電導 (SMES) モデル・コイルにおける密度、管摩擦係数および圧力損失の温度変化 (入口圧力:0.68MPa, 初期質量流量:5.5g/s, コイル全体が一様に温度上昇したと仮定して圧力損失を計算した。)

Temperature	4.5K	5.5K
Helium density	0.142 g/cm ³	0.127 g/cm ³
Reynolds number	2650	3060
Friction factor	0.0746	0.0729
Pressure drop	0.0730 MPa	0.0798 MPa

3.5 変動磁場損失の発熱による導体内部のヘリウムの温度上昇

パルス通電によるコイルの安定運転限界を考えるために、まずコイル内の最大温度を検討する。SMES モデル・コイルの導体内のヘリウムの最大温度の解析結果を図 3.6 に示す。

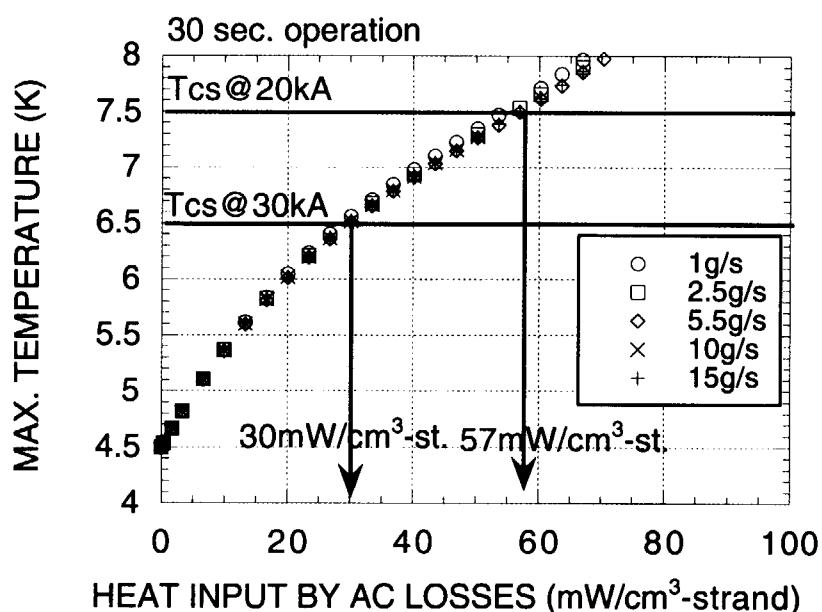


図 3.6: SMES モデル・コイルの変動磁場損失の発熱による導体 (冷却流路) 内の最大温度の式 (3.9) から求めた解析値。パルス通電時間を 30 s と仮定した。80mW/cm³-strand までの入熱量では、コイル内の最大温度は変化しない。

図 3.6 では、ヘリウムの初期質量流量をパラメーターとして、変動磁場損失による発熱による導体内部のヘリウムの最大温度を計算している。パルス通電時間 (電流の立ち上げ・

立ち下げ時間を含んで)を30 sとして、計算を行った。ヘリウム移動距離が冷却流路長の10%以下であり、冷却流路内で周期的に温度上昇が発生するため、導体(冷却流路)内のヘリウムの最大温度は初期質量流量に依らない。SMESモデル・コイルの具体的条件の下では、流量によるヘリウム最大温度の差は高々0.1 K程度と計算された。

図3.6には、SMESモデル・コイルの分流開始温度(T_{cs})も併せて示した。SMESモデル・コイルの分流開始温度は、30 kA通電時6.5 K、20 kA通電時7.5 Kと設計されている(表3.2を参照)。導体(冷却流路)内の最大温度が分流開始温度に達すれば、この部分から常伝導転移がはじまる。これによりSMESモデル・コイルは超電導状態を維持できなくなり、コイルに通電することはできなくなってしまう。30 kAおよび20 kA通電では、変動磁場損失によるコイルの発熱がそれぞれ30 mW/cm³-strandsおよび57 mW/cm³-strandsに達すると分流開始温度を越えてしまう。換言すると、SMESモデル・コイルでは、30 mW/cm³-strandsまでの変動磁場損失による発熱量では、コイルは30 kAまで安定に通電できることが分かる。

表3.2: 電力貯蔵用超電導(SMES)モデル・コイルの分流開始温度(T_{cs})。超電導素線の実験結果から、超電導導体の分流開始温度を外挿した。

$$T_{cs} = T_C(B) - \frac{I}{I_C(B, T_b)} [T_C(B) - T_b]$$

$$T_C(B) = 8.56 \left[1 - \left(\frac{B}{14.7} \right) \right]^{1/2}$$

$$I_C(B, T_b) = I_C(B, T_b|_{4.5K}) \times \left[1 - \left\{ \frac{T-4.5}{T_C(B)-4.5} \right\} \right]$$

$$I_C(B, T_b|_{4.5K}) = 178400 - 20990 \cdot B$$

T_{cs} : 分流開始温度 (current sharing temperature: T_{cs})(K)

$T_C(B)$: 臨界温度 (critical temperature)(K)

T_b : ヘリウム初期温度 (bath temperature of the helium)(K)

$I_C(B, T_b)$: ヘリウム初期温度 T_b における臨界電流値 (A)

I : 通電電流値 (A)

B : 磁束密度 (T)

3.6 パルス通電による安定運転限界

次に圧力損失について検討する。コイルの圧力損失が、極低温ヘリウム循環ポンプの容量以上に大きくなると、ヘリウムを流すことができなくなる。これが、コイル内の最大温度とは別にコイルの安定な運転を決めてしまう。

冷却流路の圧力損失はヘリウム質量流量の2乗に依存する ($\Delta P_{coil} = c \cdot \dot{m}^2$)。またヘリウムの温度上昇によりヘリウムが膨張するため、変動磁場損失により冷却流路の圧力損失は増加する。SMES モデル・コイルの導体（冷却流路）の圧力損失と最大温度上昇の関係を図 3.7 に示す。SMES モデル・コイルの安定運転限界は、図 3.7 において分流開始温度 (Tcs) と極低温ヘリウム循環ポンプの最大ポンプ・ヘッドで囲まれた領域で定義できる。

この実験で使用した往復動式のベローズ式ポンプは、150 kPa の最大ポンプ・ヘッドを有する。この最大ポンプ・ヘッドにより、SMES モデル・コイルの流量低下による安定運転限界が定まる。パルス運転にともなう変動磁場損失によって、コイルの運転中に導体（冷却流路）の圧力損失が増大する。この圧力損失が極低温ヘリウム循環ポンプの最大ポンプ・ヘッドに達すると、ヘリウムの流れが止まる。このことから一般に、強制冷凍超電導コイルは極低温ヘリウム循環ポンプの最大ポンプ・ヘッドによる安定運転の限界があるといえる。

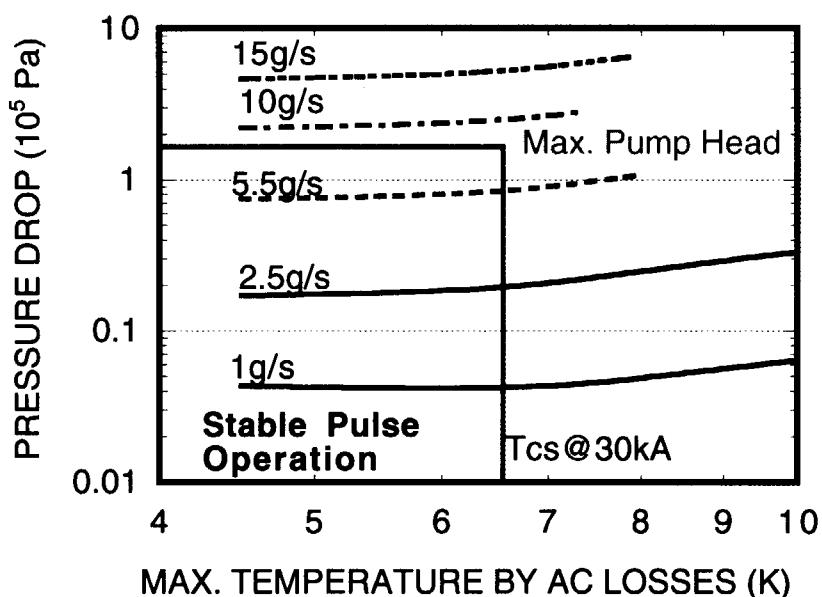


図 3.7: 式 (3.9) および式 (3.10) から求まる SMES モデル・コイルの導体（冷却流路）内の最大温度と圧力損失。パルス運転時の安定運転限界は、コイルにヘリウムを供給する極低温ヘリウム循環ポンプの最大ポンプ・ヘッドとコイルの分流開始温度で定義できる。

一方、超電導コイルには分流開始温度 (Tcs) で定まるコイルの超電導特性の限界がある。導体内部の最大温度が、その運転条件下での分流開始温度を越えてしまえば、その部分で常伝導転移が始まる。従って、一般にはコイルの運転条件下でコイルが達しうる最大温度は、必ず分流開始温度を下回るように設計を行う。これが超電導状態を保つために必要な

超電導コイルの一般的な安定運転のための条件である。

強制冷凍超電導コイルでは、その超電導特性を保つために必要な条件だけでなく、コイルにヘリウムを供給する極低温ヘリウム循環ポンプの性能によって安定なパルス運転の条件が定まることを意味している。つまり強制冷凍超電導コイルの安定運転限界は、コイル単体の超電導特性のみばかりでなく、コイルに冷媒を供給する冷凍システムを考慮に入れることにより初めて定量的に求められるのである。従って強制冷凍超電導コイルの開発では、超電導磁石システム全体の開発が必要である。

3.7 長パルス運転に向けて

強制冷凍超電導コイルの大型機器への応用では、常に長パルス運転が要求されている。ITER-CS コイルや PF コイルは、長パルス運転が要求される強制冷凍超電導コイルの一例である。これらのコイルは、プラズマ燃焼のため約 2,000 s までのパルス運転を行うよう設計されている[6]。また電力貯蔵用超電導コイル (SMES) の商用プラントでも、その貯蔵電力の放電・充電のために、電流の立ち上げ・立ち下げ時間が数時間におよぶ長パルス運転が求められている[7]。

SMES モデル・コイルでは、実験に使用した電源の制限により、その立ち上げ・立ち下げ時間は 30 s までのパルス運転での流量低下実験を行った。このパルス運転にともなう変動磁場損失による加熱でも、コイルの冷却流路長に比べヘリウム移動距離 ($u \cdot dt$) が短いため、導体内の温度分布は完全に発達していない。しかし ITER 実機や SMES 商用プラントでは、パルス運転時間が長く、ヘリウムの移動距離がコイルの冷却流路長より大きくなるため、導体内の温度分布は完全に発達してしまう。このような場合では、SMES モデル・コイルの実験結果よりも、さらに小さいパルス運転による発熱量で同じ流量低下量を発生することになる。このため長パルス運転が求められる強制冷凍超電導コイルでは、冷媒流量低下現象によるコイル安定運転限界は、本章で示した結果よりさらに小さくなる。本研究で提案した解析手法は、コイル内の温度が完全に発達した場合でも、冷媒流量低下量を求めることができる。しかしながら、長パルス運転に向けて最も重要なことは極低温ヘリウム循環ポンプの性能を向上させることである。

1992 年から開始している ITER-EDA に代表される大型プロジェクトでは、超電導素線の性能向上が求められてきた。具体的には、低変動磁場損失化 (<200mJ/cm³-strand @±3T) と高電流密度化 (>550 A/mm² @12T) をバランスさせた Nb₃Sn 超電導素線の開発が求められていた。本研究で指摘したように、強制冷凍超電導コイルのパルス運転の安

定運転限界は、その超電導性能ばかりではなく極低温ヘリウム循環ポンプの性能にも立脚している。つまり、強制冷凍超電導パルス・コイルの開発の上で、超電導素線の高性能化と極低温ヘリウム循環ポンプの高性能化は等価であるといえる。さらに強制冷凍超電導コイルの長パルス運転を考えた場合、大容量（大流量・高ポンプ・ヘッド）の極低温ヘリウム循環ポンプを開発する必要がある。

3.8 まとめ

本章で記述した強制冷凍超電導コイルのパルス運転時に発生する冷媒流量低下現象について、以下のとおりまとめる。

- 第2章の実験結果をもとに、パルス運転にともなう変動磁場損失による冷媒流量低下現象の定式化を行った。変動磁場損失による冷媒の温度上昇が、導体（冷媒流路）を流れるヘリウムの膨張を引き起こし、これによりコイルの圧力損失が増加する。これが流量低下現象の主要因であることを見出し、それに基づいて流量低下現象の発生機構を提案した。
- 冷媒であるヘリウムに水力学的手法を適用し、強制冷凍超電導コイルの流量低下現象を解析した。強制冷凍超電導コイルを流れる冷媒に連続の式、運動量の式、エネルギーの式を適用し、コイルに発生する冷媒流量低下量を解析可能にした（式(3.21)）。解析結果は実験結果とよく一致し、定式化の妥当性を確認した。
- 解析結果では、SMES モデル・コイルの導体内の発熱によるヘリウムの最大温度は、初期流量の変化による差は小さい。これはコイルのパルス運転時間とヘリウム流速の積で決まるヘリウムの移動距離 ($u \cdot dt$) が、コイルの冷却流路長に比べ十分小さい (< 10%) ためである。
- 強制冷凍超電導コイルのパルス運転に対する安定運転限界は、コイルの超電導性能（分流開始温度）ばかりでなく、コイルにヘリウムを供給する極低温ヘリウム循環ポンプの性能（最大ポンプ・ヘッド）にも立脚していることを指摘した。
- ITER 超電導コイルや商用 SMES コイルなどの長パルス運転が求められる強制冷凍超電導コイルの開発に向けて、最も重要なことは極低温ヘリウム循環ポンプの性能を向上させることである。
- また、パルス運転時間が長くなり、コイル内でのヘリウム温度が十分発達した場合でも、本章で考案した手法により冷媒流量低下現象を解析することができる。

This is a blank page.

引用文献

- [1] M. Sugimoto, T. Kato, T. Isono, K. Yoshida, et al.: Flow reduction by AC losses for forced flow superconducting coil with a cable-in-conduit conductor, *Cryogenics*, 1999, **39(4)**, 323–330
- [2] E. Tada, T. Hiyama, K. Kawano, M. Hoshino, et al.: Performance Test Results of Cryogenic Pump System for Demonstration Poloidal Coil, *IEEE Trans. on Magnetics*, 1988, **24(2)**, 1003–1006
- [3] 山村秀政、多田栄介、加藤崇、檜山忠雄他: 実証ポロイダルコイル付属冷凍系-大型低温循環ポンプ性能試験結果、*低温工学*, 1989, **24(1)**, 36–43
- [4] N. Koizumi, Y. Takahashi, M. Sugimoto, K. Hamada, et al.: Pressure Drop Characteristic in a Cable-in-Conduit Conductor, *JAERI-Research 95-062*, 1995
- [5] 濱田一弥、加藤崇、河野勝己、本田忠明他: SMES モデルコイル-初期冷凍・熱特性-, *低温工学*, 1998, **33(7)**, 467–478
- [6] M. Huguet: ITER Magnets and Plasma Control, *Fusion Energy 1996*, IAEA, 779–793
- [7] 山本政弘、佐藤隆、塚本修巳、村上吉繁他: SMES プロジェクトの計画概要、*低温工学*, 1998, **33(7)**, 454–459

This is a blank page.

4. 強制冷凍超電導コイルの安定パルス運転 のための最小必要流量の決定法

4.1 はじめに

強制冷凍超電導コイルのパルス運転により発生する冷媒流量低下は、第3章で導出した流量低下式(式(3.21))を用いて解析できることを示した[1]。しかし、この解析手法には次のような問題が残る。強制冷凍超電導コイル・システムの開発では、一般にその計画立案段階でコイル自身および試験装置の概略を検討しておく必要がある。この時点では冷媒流量低下量の算出に必要な超電導コイルの管摩擦係数および極低温ヘリウム循環ポンプの性能曲線は十分な精度で予知できない。現状では、最終的に開発した超電導コイルおよび極低温ヘリウム循環ポンプを実際に運転し、試験を行わない限りこれらの値を得ることはできない。つまり強制冷凍超電導コイルの計画立案・設計段階で、必要なコイルの冷媒流量の算出及び総ヘリウム循環量を決められないことが問題点として残る。そこでこの問題を解決するために本章では、第3章で導出した流量低下式とは全く独立に、ヘリウム物性だけで流量低下を予測可能にするモデルの考案を行い[2][3]、超電導コイルのパルス運転に必要最小限の冷媒流量の算出方法の提案を行う[4]。

コイルのパルス運転時の発熱が大きくなると、コイルに流れる冷媒の流量は完全にゼロになり、コイル内部に冷媒が流れなくなる。この状態が続ければ、コイルは熱的条件により安定に運転できなくなる。そこでこれを回避するための必要最小限のヘリウム流量を決める方法を見出すことが本研究のねらいである。

この最小必要流量を求める方法は、ヘリウム物性だけで求められるようにしてある。前述の問題点を解決するために、あえてヘリウム物性だけで求められる流量低下式を考案し

ている。超電導コイルの設計者は、この流量低下式を用いて超電導コイルが安定に運転できる流量を決めることができる。ここで提案する方法により、計画立案・設計段階で、コイルの安定運転に必要な最小限の流量を見積もることができるのである。

4.2 ヘリウム膨張モデル

ヘリウム物性だけで求まる流量低下のヘリウム膨張モデルを図 4.1 に示す。このヘリウム膨張モデルはヘリウムの膨張だけを考慮したモデルであり、これが前章で提案したモデル（3.2.2 項、48 ページ）との大きな違いである。ヘリウム膨張モデルを以下に示す。

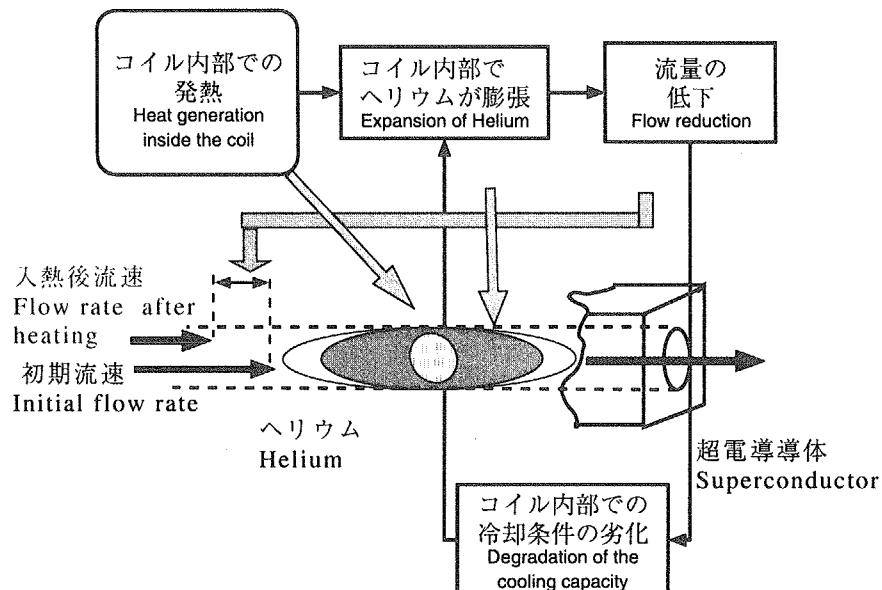


図 4.1: ヘリウム物性だけから求まる強制冷凍超電導コイルの流量低下現象のモデル（ヘリウム膨張モデル）。ヘリウム膨張だけをモデル化した点が、図 3.3 (49 ページ) で示したモデルとの違いである。

- (1) 強制冷凍超電導コイルの冷却流路である超電導導体内に、コイルのパルス運転により熱が発生、コイル内部の温度が上昇する。
- (2) この温度上昇により、冷媒であるヘリウムが膨張してコイル冷媒流量が低下する。
- (3) この流量低下により、コイルの冷却効率が低下し、さらに温度上昇を引き起こす（(1) に戻る）。

第3章で論じたように、流量低下量の解析には本来は超電導導体の管摩擦を考慮する必要がある。しかし、ここではヘリウム物性だけで解析を行うために、これを考慮していない。これにより、強制冷凍超電導コイルの実験からのみ求まる管摩擦係数や極低温ヘリウム循環ポンプの特性曲線を用いずに、冷媒流量低下量を求めるできる。コイルの変動磁場損失により引き起こされる冷媒流量低下の解析方法を、このモデルを使い次項(4.3項)に示す。

4.3 ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下現象の定式化

まずコイル内のヘリウムの温度上昇を、コイルの発熱量に対応させて求める。

$$E_{strand} = \frac{A_{he}}{A_{strand}} \int_{T_0}^{T_1} \rho \cdot C_P dT \quad (4.1)$$

ここで、 E_{strand} : 超電導素線の単位体積あたりの発熱量 (J/m^3)、 A_{he} : 一導体あたりのヘリウム流路断面積 (m^2)、 A_{strand} : 一導体あたりの超電導素線の断面積 (m^2)、 ρ : ヘリウム密度 (kg/m^3)、 C_P : ヘリウム定圧比熱 ($J/(kg \cdot K)$)、 T : ヘリウム温度 (K)、 T_0 : ヘリウム初期温度 (K)、 T_1 : ヘリウム入熱後温度 (K) である。

次にヘリウムの流量低下量を、流体の連続の式(1次元)をもとに求める。ここではヘリウム膨張だけをモデル化することにする。連続の式は式(4.2)と書ける。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + u \frac{\partial \rho}{\partial x} + \rho \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (4.2)$$

ここで、 x :導体長手方向座標、 u :導体長手方向のヘリウム流速である。

入熱部の長さを L 、入熱時間を Δt とし、簡単のために入熱部全長にわたりヘリウムの密度が均一であると仮定する。これにより、式(4.2)の第2項を無視し、 x について解く。

$$u(x=L) - u(x=0) = \frac{L}{\Delta t} (\ln \rho_0 - \ln \rho_1) \quad (4.3)$$

ρ_0 、 ρ_1 はそれぞれ温度 T_0 および T_1 におけるヘリウム密度とし、またヘリウムの流速の変化量が入口と出口では変わらないものと仮定して、ヘリウムの流速を $u(x=L) = u_0 + \Delta u$ 、 $u(x=0) = u_0 - \Delta u$ とする。

これにより、パンケーキ入口での流速低下量を初期流速の比(流量低下率)で表すと式(4.4)となる。このパンケーキ入口での流量低下率を、常に実験では計測している。

$$\frac{u}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot \Delta t \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_1) \quad (4.4)$$

ここで、 u_0 :初期ヘリウム流速、 Δu :入熱によるヘリウム流速の変化量、 u :入熱後の(低下した)ヘリウム流速($u = u_0 - \Delta u$)である。

式(4.1)および式(4.4)で表される、ヘリウム膨張モデルに基づく強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下式の概略図を図4.2に示す。

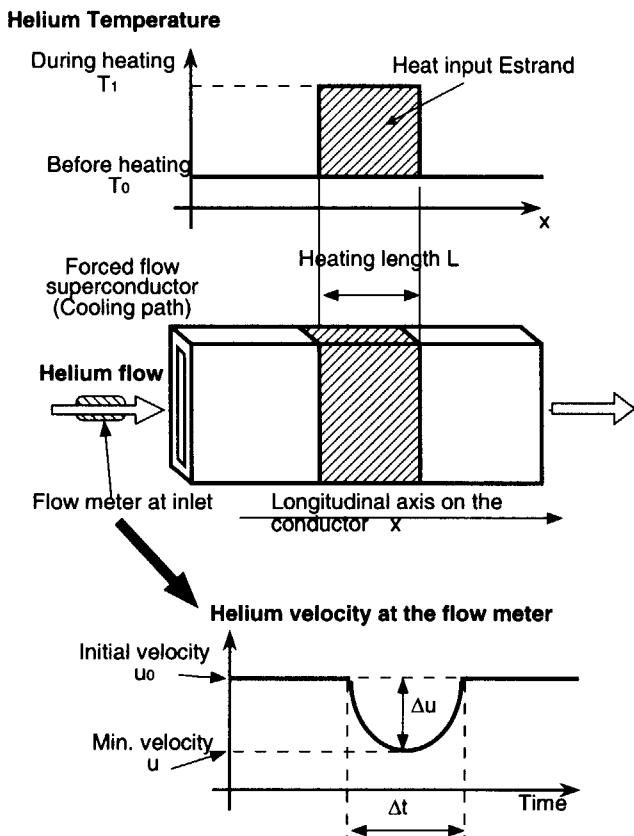


図4.2: ヘリウム膨張モデル(式(4.1)および式(4.4))に基づく、強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下現象の解析手法の概略図。これによりパルス運転に伴うコイルの流量低下量が、ヘリウム物性からだけで予測できるようになった。

いま入熱がない時のヘリウム温度と密度はそれぞれ T_0, ρ_0 であり、これらは既知量である。次に入熱時間 Δt の間に、入熱量 E_{st} を与えることによりヘリウム温度が T_0 から T_1 に上昇する。このヘリウム入熱後温度 T_1 は、式(4.1)から求める。次にこの温度 T_1 と実験条件でのヘリウム圧力のもとでのヘリウム密度 ρ_1 を求め、式(4.4)に代入することにより流量低下量を求めることができる。変動磁場損失による流量低下量を求める場合、入熱時間 Δt はパルス通電時間(電流の立ち上げ・立ち下げ時間)になる。これにより初期ヘリウム流量 u_0 が、パンケーキ入口に設置された流量計で u まで低下し、その位置での流量低下率が式(4.4)から求まることになる。これによりパルス運転に伴うコイルに流れる

冷媒流量の低下量が、ヘリウム物性からだけで求めることができるようになった。

4.4 ヘリウム膨張モデルによる冷媒流量低下量と実験値との比較

4.4.1 変動磁場損失による冷媒流量低下

ヘリウム物性だけから求まるヘリウム膨張モデル（式(4.1)および式(4.4)）による流量低下量と、実験値の比較を以下に示す。

高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) [5][6]の流量低下実験結果（2.4.4 項、25 ページ）とヘリウム膨張モデルに基づく流量低下式の比較を図 4.3 に示す。図 4.3 は、パルス運転での変動磁場損失による冷媒流量低下率を示す。図 4.3 の横軸の入熱量の単位が Joule 表示であることが 2.4.4 項（23 ページ）との差異である。この流量低下率はパンケーキ入口に設置した流量計による測定したものである。

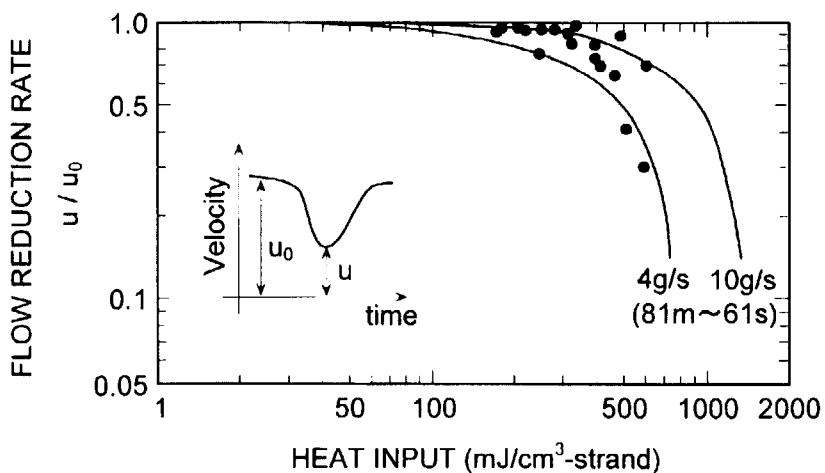


図 4.3: 高電流密度型実証ポロイダル・コイル (DPC-TJ) のパルス運転に伴う変動磁場損失による流量低下率。実験値を点で示し、ヘリウム膨張モデルから求めた流量低下量（式(4.1)、(4.4)）を実線で示す。入熱長さはコイル冷却長 (81m) であり、電流の立ち上げ・立ち下げを含むパルス通電時間（入熱時間）は 60s から 720s である。横軸の入熱量の単位が Joule 表示であることが図 2.10 (25 ページ) との差異である。

図 4.3 に示すように、ヘリウム膨張モデルによる流量低下式 (4.1) 及び (4.4) は、変動磁場損失による流量低下の実験値と比較的よく一致する。変動磁場損失による発熱がコイルの冷媒流路全長にわたり発生しつつ比較的長い時間それが持続するため、実験値との一致

を見ると考えられる。

次に電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) [7][8]の冷媒流量低下実験結果 (2.6.4 項、36 ページ) とヘリウム膨張モデルによる流量低下式の比較を図 4.4 に示す。DPC-TJ コイルと異なり、SMES モデル・コイルは電力の出し入れを短時間に要求されるパルス・コイルである。図 4.4 はパルス運転での変動磁場損失による流量低下率を示す。

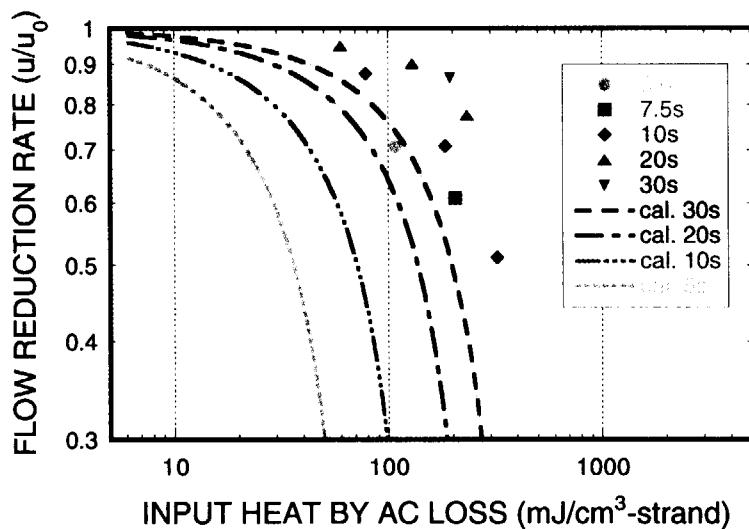


図 4.4: 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) のパルス運転に伴う変動磁場損失による流量低下率。シンボルは実験値を示し、ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下 (式 (4.1)、式 (4.4)) を実線で示す。入熱長さはコイル冷却長 (105m) であり、電流の立ち上げ・立ち下げによる三角波の通電時間 (入熱時間) は 5s から 30s である。

SMES モデル・コイルの場合でも、冷媒流量低下の実験値とヘリウム膨張モデルに基づく流量低下式 (4.1) 及び (4.4) の相関は、変動磁場損失による流量低下の実験値と比較的よく一致する。変動磁場損失による加熱の場合、ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下は、実験値より少ない入熱量で実験値と同じ流量低下を発生することが分かる。これは 4.6 項で示す強制冷凍超電導コイルのパルス運転に必要な最小必要流量を求める際に設計上安全側の見積りとなる。

以上のように 4.3 項で導いたヘリウム膨張モデルによる流量低下式 (4.1) 及び (4.4) は、パルス運転に伴う変動磁場損失による流量低下にはよい近似を示す。

4.4.2 誘導加熱ヒーターによる冷媒流量低下

誘導加熱ヒーターは、パンケーキ入口側のコイルの最内層に設置している。コイルを局所的かつ短時間に加熱し、超電導導体の諸特性を評価することを目的として設置している。このため誘導加熱ヒーターによる冷媒流量低下は、局所的かつ短時間の加熱により引き起こされる。この点が変動磁場損失による冷媒流量低下との大きな違いである。

図4.5に、DPC-TJの誘導加熱ヒーターによる冷媒流量低下率を示す。実験では誘導ヒーターによる加熱時間を10msに固定して、流量低下量を測定した。

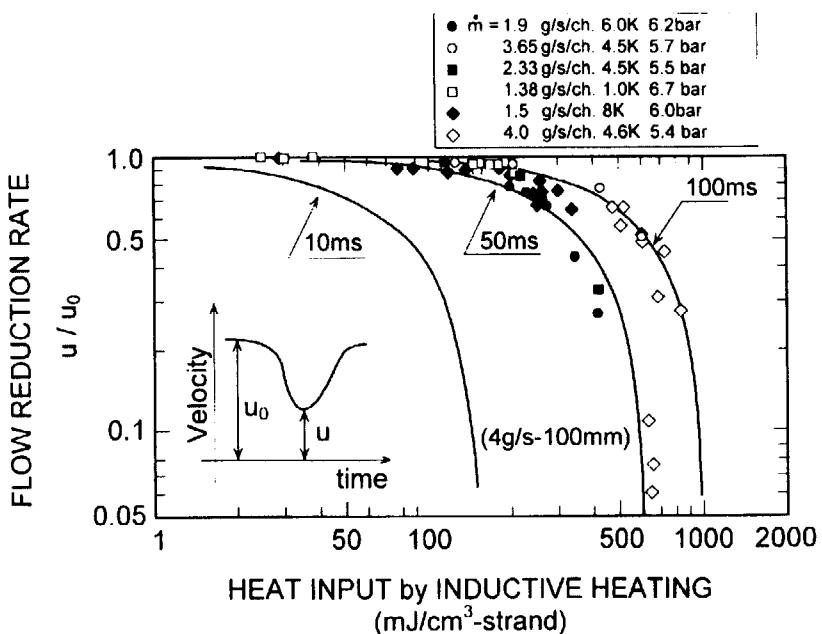


図4.5: 高電流密度型実証ポロイダル・コイル(DPC-TJ)の誘導ヒータの加熱(急速加熱実験)による流量低下率。誘導加熱ヒータによる流量低下は、局所的かつ短時間の加熱により引き起こされる。誘導加熱ヒータによる入熱長さは100mm、入熱時間は10msであり、これが変動磁場損失による流量低下との大きな違いである。実験値を点で示し、ヘリウム膨張モデルから求めた流量低下量(式(4.1)、(4.4))を10msと表記された実線で示す。また、入熱時間を50ms、100msと実際の入熱時間の5倍および10倍の値を用いた試算値を併せて示す。

ヘリウム膨張モデルによる流量低下式の値は、この場合実験値と大きくずれる結果となった。図4.5中の10msと表記された実線が、流量低下量の解析結果である。図から分かるように、ここで考案したヘリウム膨張モデルには、実験値と大きな差がある。誘導加熱ヒーターによる加熱は、局所的かつ短時間にヘリウムへの入熱が加えられることが特

徴である。ここで、この入熱時間が、何らかの理由でもっと長くなっているとしてみる。それが図 4.5 中の 50ms, 100ms と表記された実線である。

この入熱時間 50ms, 100ms (実際の入熱時間の 5 倍および 10 倍の値) で解析を行った流量低下量は、この試算値は実験値に近い結果となった。このことは導体からヘリウムへの熱交換が比較的長い時間を要していることを示している。誘導ヒーターによる局所的かつ短時間の入熱による冷媒流量低下現象については 5 章で詳しく論ずる。

次に SMES モデル・コイルの誘導加熱ヒーターによる冷媒流量低下量を図 4.6 に示す。ヘリウム膨張モデルによる流量低下式の値は、SMES モデル・コイルでもやはり実験値と大きくずれる結果となった。図 4.6 中の実線が、流量低下量の計算値である。この場合も誘導加熱ヒーターによる加熱は、局所的でかつ短時間の加熱が加えられることにより大きな差が発生するものと考えられる。

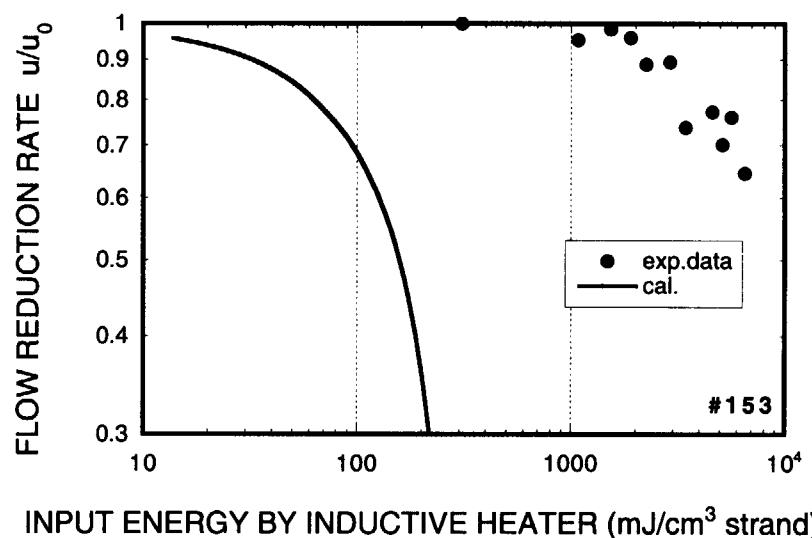


図 4.6: SMES モデル・コイルの誘導ヒータの加熱 (急速加熱実験) による流量低下率。シンボルは実験値を示し、ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下 (式 (4.1)、式 (4.4)) を実線で示す。誘導ヒーターの実験では、入熱長さ 76mm、入熱時間 20ms である。

4.5 パルス運転時の強制冷凍超電導コイルの必要最小流量の決定法

パルス運転による変動磁場損失が、コイルの流量低下を引き起こす実例をこれまで記述してきた。この冷媒流量低下が、コイルの安定運転を制限することも指摘した。そこで、冷媒流量低下が発生しても、強制冷凍超電導コイルを安定に運転するためにはどんな条件を満たせばよいのかを以下に記述することにする。パルス運転に伴う変動磁場損失による発熱があっても、冷媒流量低下によりコイルが常伝導転移（クエンチ）しないためには何が必要であるのか考えてみることにする。

まず第一に安定な通電のためには、超電導コイルにはヘリウムが流れている必要がある。コイルにヘリウムが流れていなければ、コイルは熱的にクエンチしてしまう。これを初期ヘリウム流速 u_0 と流量低下後のヘリウム流速 u の商（流量低下率 u/u_0 ）を用いて次式のように記述する。

$$\frac{u}{u_0} \geq 0 \quad (4.5)$$

上式の特別な場合として、超電導コイルのヘリウム流量がゼロになる条件を考える。流量低下後のヘリウム流速がゼロ ($u = 0$) だから、流量低下率もゼロとなる。

$$\frac{u}{u_0} = 0 \quad (4.6)$$

次に、式 (4.6) にヘリウム膨張モデルによる流量低下式 (4.4) を代入すると、

$$\frac{u}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot \Delta t \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_1) = 0 \quad (4.7)$$

と書ける。ここで、入熱長さ L はコイルの導体長から、入熱時間 Δt はパルス通電時間（電流の立ち上げ・立ち下げ時間）から決まる。コイルの幾何学的寸法とパルス通電条件から、これらの値は定まる。ヘリウム初期流速 u_0 と初期ヘリウム密度 ρ_0 は、コイルへ流れるヘリウムの条件（圧力、温度、流量）により定まる。ここでパルス通電による変動磁場損失量を与えることにより、式 (4.1) から入熱後のヘリウム温度 T_1 が求まる。この温度 T_1 とヘリウム圧力から、入熱後のヘリウム密度 ρ_1 を求めることができる。

いま、流量がゼロになるとき（つまり式 (4.7) を満たす）の入熱後のヘリウム密度を考えてみる。このときヘリウム温度は T_1 であって、同時にヘリウム流量がゼロである。そこで、このときの温度 T_1 を、特別にゼロ流量温度 (Zero flow temperature:Tzf) と名付ける

ことにする。ゼロ流量温度 T_{zf} は、ヘリウム流量がゼロになるときのコイル内のヘリウム温度であり、変動磁場損失量を与えることにより式(4.1)から定まる。

ヘリウム温度が T_{zf} に達したときのヘリウム密度を $\rho_{T_{zf}}$ と記すると、式(4.7)は次のように書ける。

$$\frac{u}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot \Delta t \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_{T_{zf}}) = 0 \quad (4.8)$$

強制冷凍超電導コイルがパルス通電され、変動磁場損失が発生し、これによりヘリウム温度が上昇する。このヘリウム温度がゼロ流量温度 T_{zf} に達すると、コイルへ冷媒が流れなくなる。つまりゼロ流量温度 T_{zf} よりコイル内のヘリウム温度が大きくなると、コイルは熱的に不安定となりクエンチしてしまうことになる。

一方超電導コイルの設計では、分流開始温度 (T_{cs}) と呼ばれる値を重要な設計パラメータとして用いている。分流開始温度よりコイル内のヘリウム温度が大きくなると、コイルには常伝導が発生しクエンチしてしまう。

ここで、式(4.8)から求めたゼロ流量温度 T_{zf} と、分流開始温度 T_{cs} を比較することにする。ゼロ流量温度が分流開始温度より大きい場合 ($T_{zf} > T_{cs}$) を想定してみる。この場合コイルに流れるヘリウムがゼロになる前に、コイル内のヘリウム温度が分流開始温度に達し、コイルが必ず常伝導に転移することになる。反対にゼロ流量温度が分流開始温度より小さい場合 ($T_{zf} < T_{cs}$) は、コイル内のヘリウム温度が分流開始温度に達する前に、流量低下によりコイルにヘリウムが流れなくなる。つまりこの場合、超電導コイルが常伝導転移する前に、流量低下によりコイルが熱的に不安定になり、安定運転できなくなってしまう。

従って、コイルの安定通電の条件は分流開始温度 (T_{cs}) とゼロ流量温度 (T_{zf}) を使って次のように書ける。

$$T_{zf} > T_{cs} \quad (4.9)$$

$$1 - \frac{L}{2 \cdot \Delta t \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_{T_{cs}}) > 0 \quad (4.10)$$

ここで、 T_{cs} :分流開始温度、 $\rho_{T_{cs}}$:分流開始温度におけるヘリウム密度である。

強制冷凍超電導コイルのパルス運転に必要な最小ヘリウム流量は、式(4.10)により算出することができる。式(4.10)は初期流量 u_0 の関数であるので、 $T_{zf} > T_{cs}$ を満たすように初期流量 u_0 を決定すればよい。

入熱長さ L はコイルの導体長であり、入熱時間 Δt はパルス通電時間（電流の立ち上げ・立ち下げ時間）から決まる。入熱前の（初期）ヘリウム密度 ρ_0 は、コイルへ流れるヘリウ

ムの条件（圧力、温度）により定まる。また、分流開始温度 (T_{cs}) はコイルの設計条件と運転条件から決まる。従って、ヘリウム密度 $\rho_{T_{cs}}$ も T_{cs} とヘリウム圧力から求まる。分流開始温度までヘリウム温度が上昇しても、そのときの流量がゼロにならないように式(4.10)を用いてヘリウム初期流速 u_0 を決めることができる。SMES モデル・コイルを対象にして、その具体的な算出方法を次項(4.6 項)に示す。

4.6 電力貯蔵用超電導コイルのパルス運転での必要最小流量の具体例

パルス運転に必要な最小ヘリウム流量の算出法を、実際に電力貯蔵用超電導コイル(SMES モデル・コイル)に適用してみよう。SMES モデル・コイルの諸元は 2.6.1 項(32 ページ)に示す。SMES モデル・コイルの 20s の電流の立ち上げ・立ち下げを含むパルス通電時間で発生する変動磁場損失による発熱と流量低下の割合を図 4.7 に示す。ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下式(4.1)及び(4.4)を用いた予測では、コイル発熱量が全て冷媒の温度上昇に用いられるとして、冷媒の温度を求め、また流体の連続の式から冷媒の温度上昇と入口流量低下を求めている。

ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下量は、図 4.7 に示すとおり、実験結果の約 1/3 の熱量で、実験結果と同じ流量低下が発生することが分かる。これは以下に述べるコイル最小必要流量を求める上で安全側の見積りとなる。

コイルの冷媒流量がゼロより小さくなると（流量低下率 $u/u_0 \leq 0$ ）、コイルを安定に通電することはできる。換言すると流量低下率 $u/u_0 = 0$ のときの発熱量が、パルス運転時のコイル内部の最大許容発熱量となる。

式(4.8)によるゼロ流量温度を図 4.8 に示す。ゼロ流量温度は初期流量 u_0 に依存し、初期流量が大きくなるほどゼロ流量温度も大きくなる。例えば 5.6g/s の初期流量の場合、SMES モデル・コイルのゼロ流量温度は 5.75K と計算される。また、30g/s の初期流量の場合のそれは 7.6K と求まる。

次に SMES モデル・コイルのパルス通電時の安定通電条件を具体的に検討してみる。SMES モデル・コイルの分流開始温度 (T_{cs}) は表 3.2(58 ページ)にて設計している。また SMES モデル・コイルの、ヘリウム供給温度 4.5 K と自己磁場から求めた分流開始温度とゼロ流量温度を図 4.9 に示す。図中の実線が SMES モデル・コイルの分流開始温度であり、他の線がゼロ流量温度である。

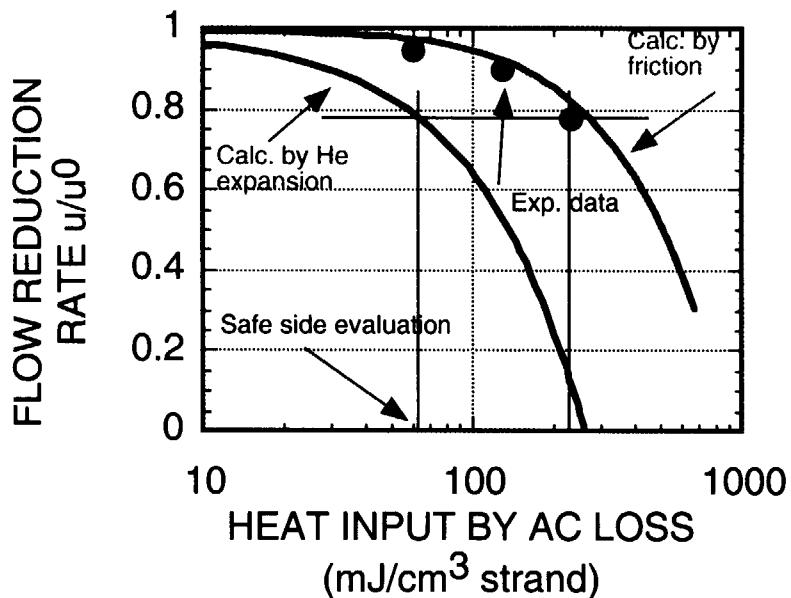


図 4.7: 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) の 20s の電流の立ち上げ・立ち下げを含むパルス通電時の流量低下量の実験値とヘリウム膨張モデルによる流量低下式 (4.1) 及び (4.4) の比較。ヘリウム膨張モデルによる流量低下式は、コイル最小必要流量を求める上で安全側評価となっている。また、図中には 3.3 項に記載した管摩擦を考慮した流量低下式 (3.21) による計算結果も併せて示した。

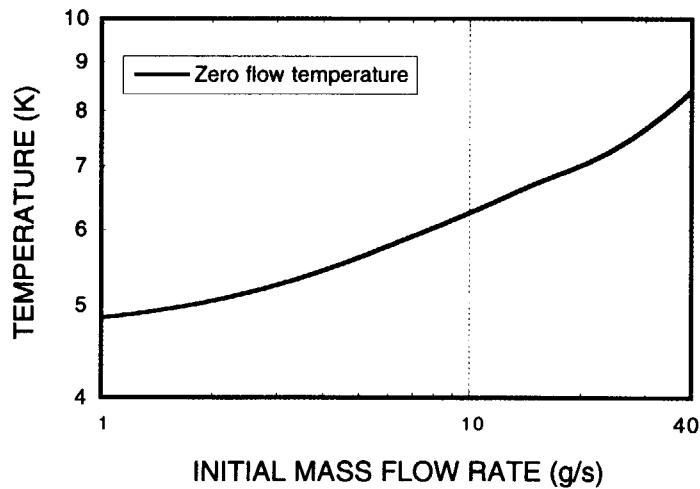


図 4.8: 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) のゼロ流量温度 (式 (4.8) による計算値)。入熱時間 (電流の立ち上げ・立ち下げ時間) を 30s と仮定し計算した。コイルのゼロ流量温度は初期流量 u_0 に大きく依存する。

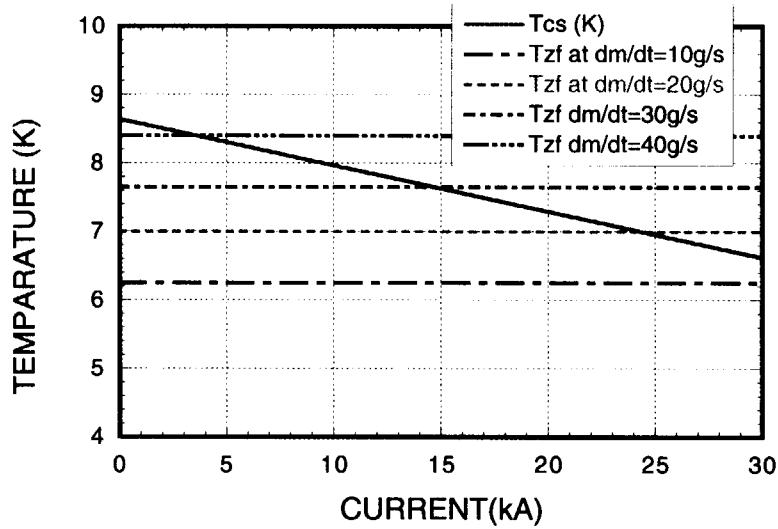


図 4.9: 電力貯蔵用超電導コイル (SMES モデル・コイル) の分流開始温度と式 (4.8) から求めたゼロ流量温度。例えば 20kA のパルス通電では、30g/s がコイル安定運転のための最小必要流量となる。これより小さい流量では $T_{zf} < T_{cs}$ となるため、コイルが熱的にクエンチしてしまう。

SMES モデル・コイルの 20 kA 通電では、その分流開始温度は 7.3 K と設計されている。一方ゼロ流量温度は、初期流量 5.6 g/s の場合 5.75 K と計算される。この場合パルス安定通電の条件 $T_{zf} > T_{cs}$ を満たしていない。つまり変動磁場損失によるコイルの発熱によって、冷媒が流れなくなってしまう。このためコイル内部の温度が分流開始温度に容易に達してしまい、やがてコイルは常伝導転移 (クエンチ) してしまう。

初期流量を 30g/s とすると、SMES モデル・コイルのゼロ流量温度は 7.6K となる。この場合、 $T_{zf} > T_{cs}$ を満たすことができる。30g/s の初期流量がコイルに供給されていれば、30kA における分流開始温度までコイルの温度上昇が発生しても、ヘリウム流量はゼロになることはない。つまり冷媒流量低下によってコイルの常伝導転移は引き起こされることはない。従ってパルス通電における冷媒流量低下に対して、 $T_{zf} > T_{cs}$ であれば、コイルは安定であるといえる。

別の観点から、流量低下によるコイルの安定運転限界について検討してみよう。式 (4.1) 及び (4.4) から計算される SMES モデル・コイルの冷媒流量低下量とコイル内部の温度上昇の関係を図 4.10 に示す。

図 4.10 では、SMES モデル・コイルを 20 s にて 20 kA まで通電する運転を想定している。このコイルの 20 kA での分流開始温度は 7.3 K である。コイルの超電導性能は、この

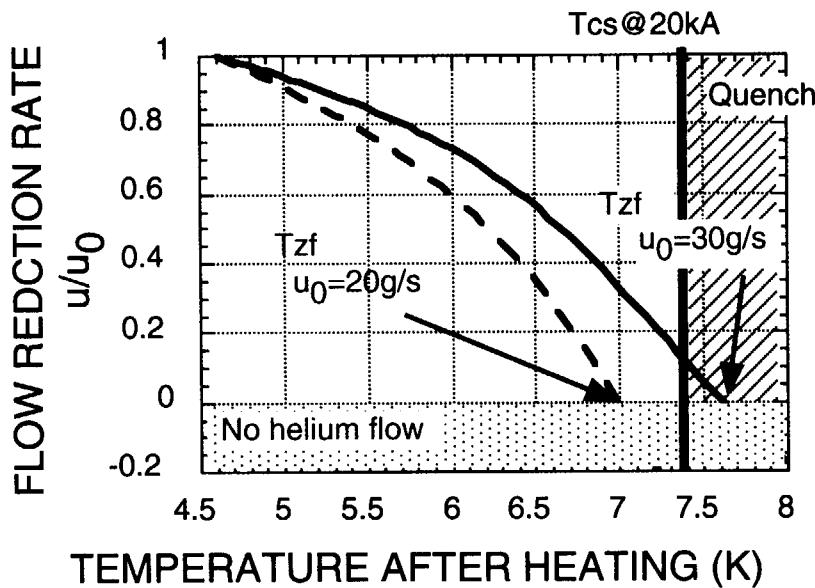


図 4.10: SMES モデル・コイル内部の温度上昇と流量低下の関係。20 kA-20 s のパルス通電を想定し、式 (4.1) 及び (4.4) から計算した。流量低下率 $u/u_0 \leq 0$ の領域では、コイルに冷媒が供給されず、熱的に不安定になる。流量低下率 $u/u_0 = 0$ のときの温度をゼロ流量温度 T_{zf} と定義する。一方、分流開始温度 T_{cs} より高い温度では、コイルはクエンチし安定通電することはできない。従って、 $T_{zf} > T_{cs}$ を満たす流量がパルス運転をするための最小必要流量（この場合 30g/s）となる。

分流開始温度で規定される。パルス運転が要求される強制冷凍コイルでは更にもう一つの量、冷媒流量低下量によりコイル安定運転限界が規定される。

ヘリウム膨張による流量低下式 (4.1) 及び (4.4) にて計算される初期流量 20 g/s での流量低下率を図 4.10 の破線で示す。変動磁場損失によってコイルの内部の温度が上がっていくが、はじめ 20g/s あった冷媒流量がコイルの温度上昇とともに低下していく。やがて冷媒流量がゼロになり、このときコイルの温度は 7.0 K となる（このときの入熱量は $1,000mJ/cm^3 - strand$ である）。ここで冷媒が供給されなくなるため、コイルは熱的に不安定な状態になる。本来超電導状態を安定に保つことができる温度 (< 分流開始温度 ($T_{cs}=7.3$ K)) であっても、冷媒流量低下により熱的にコイルは不安定になってしまう。換言すると設計している分流開始温度に達する前に、流量低下による熱的な不安定性により、コイルがクエンチしてしまう。

初期流量を 30 g/s の場合の流量低下率を図 4.10 の実線で示す。この場合、ゼロ流量温度は $T_{zf}=7.6$ K と計算される（このときの入熱量は $1,300mJ/cm^3 - strand$ である）。コイルの温度上昇とともに、はじめ 30 g/s あった冷媒流量が低下していく。しかしこの場

合ヘリウム流量がゼロになる前に、コイルの温度は必ず分流開始温度に達してしまう。つまり冷媒流量低下によってコイルが熱的に不安定になる前に、必ずコイルは分流開始温度に達している。この場合冷媒流量低下現象が、コイルの安定運転限界を決めるとはない。あくまで当初の設計限界である分流開始温度までコイルの超電導性能を発揮することができる。従って SMES モデル・コイルの 20kA パルス通電において、ヘリウム質量流量 30g/s がコイル安定運転に最低限必要な初期流量といえる。

4.7 まとめ

本章では、超電導コイルの開発計画立案・設計段階で、超電導コイルのパルス損失に見合った冷媒流量の算出及び総ヘリウム循環量の精度の良い予測を行うことを目的に、新たにヘリウム膨張モデルによる流量低下式を考案した。これにより、超電導コイルの管摩擦係数や極低温ヘリウム循環ポンプの性能曲線が未知であっても、パルス運転時に発生する変動磁場損失から冷媒流量低下量を決定することができるようになった。更にヘリウム膨張モデルによる流量低下式を拡張し、パルス運転時にコイルが安定に動作するために必要な最小ヘリウム流量を求められるようにした。

本章での結論を以下にまとめる。

- コイル設計段階で設計者がヘリウム物性だけから求めることができる、ヘリウム膨張モデルによる流量低下式を考案した。

$$E_{st} = \frac{A_{he}}{A_{st}} \int_{T_0}^{T_1} \rho \cdot C_P dT$$

$$\frac{u}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot \Delta t \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_1)$$

- 大型超電導コイルのパルス通電による流量低下実験値とヘリウム膨張モデルによる流量低下式を比較し、コイルの設計上この流量低下式が安全側評価を与えることを示した。
- ヘリウム膨張モデルによる流量低下式を拡張し、パルス運転時にコイルが安定に動作するために必要な条件を示した。パルス運転時の発熱により、コイル内のヘリウム温度が上昇し同時にヘリウム流量が低下するが、流量がゼロになるときのヘリウム温度を新たにゼロ流量温度 T_{zf} と定義した。このゼロ流量温度 T_{zf} が常にコイルの分流開始温度 T_{cs} より大きいことが強制冷凍超電導コイルの安定なパルス動作のための条件となる。

$$T_{zf} > T_{cs}$$

$$\frac{u(T_1 = T_{zf})}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot \Delta t \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_{T_{zf}})$$

$$= 0$$

- さらに、強制冷凍超電導コイルの安定なパルス動作のための最小必要なヘリウム流量は以下の式にて算出できることを示した。

$$1 - \frac{L}{2 \cdot \Delta t \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_{T_{cs}}) > 0$$

- これらの流量設計基準を SMES モデル・コイルに具体的に適用し、通電電流値 20 kA での安定なパルス通電のためには、30 g/s の初期流量が必要であることを示した。

引用文献

- [1] M. Sugimoto, T.Kato, T. Isono, K. Yoshida, et al.: Flow reduction by AC Losses for a Force Flow Superconducting Coil with a Cable-in-Conduit Conductor, Cryogenics, 1999, **39(4)**, 323–330
- [2] 杉本誠, 加藤崇, 河野勝己, 檜山忠雄他: DPC-TJ 実験結果—熱・流体解析, 低温工学, 1992, **27(3)**, 239–244
- [3] M. Sugimoto, T. Kato, K. Kawano, T. Hiyama, et al.: Test Results of the DPC-TJ: Thermal and Hydraulic Performance, Cryogenics, 1993, **33(6)**, 597–602
- [4] M. Sugimoto, T. Isono, K. Yoshida, H. Tsuji, et al.: An Evaluation of the Inlet Flow Reduction for a Cable-in-Conduit Conductor in Pulsed Operation, Cryogenics, 1998, **38(10)**, 989–994
- [5] 西正孝, 安藤俊就, 辻博史, 向博志他: DPC-TJ 計画—核融合用高電流密度大型コイルの開発, 低温工学, 1992, **27(3)**, 207–216
- [6] M. Nishi, T. Ando, H. Tsuji, H. Mukai, et al.: Development of High Current Density, Large Superconducting Coil for Fusion Machines: the DPC-TJ Program, Cryogenics, 1993, **33(6)**, 573–580
- [7] Y. Murakami, O.Tsukamoto, T.Satow, E.Masada , et al.: Progress of 480 MJ/40 MW SMES Component Development Project, Proc. of ICEC16/ICMC, Kitakyushu, Japan, 1996, 1041–1044
- [8] 山本政弘, 佐藤隆, 塚本修巳, 村上吉繁他: SMES プロジェクトの計画概要, 低温工学, 1998, **33(7)**, 454–459

This is a blank page.

5. 急速加熱による非定常流量低下現象の予測法

5.1 はじめに

第3章および第4章では、パルス運転にともなう変動磁場損失による強制冷凍超電導コイルの定常流量低下現象を記述した。本章ではもっと加熱時間の短い場合(急速加熱)に発生する非定常流量低下現象についての研究を記述する。急速加熱の場合、流量低下現象は非定常流れとなる点が、前章までの流量低下現象との大きな違いである。

一方この非定常流量低下現象は、コイルの保護ためのクエンチ検出法として用られている。これは「流体法」と呼ばれ、大型強制冷凍超電導コイルの保護のための必須の技術として実用化されている[1, 2]。流体法では、超電導コイルに発生した常伝導部からのジュール熱により、冷媒である超臨界ヘリウムの圧力上昇、流量低下を検知する。流体法によるクエンチ検出には、原理的に電気ノイズがない。クエンチ検出のうえで、この点が流体法の優れた特性である。このため電圧を測定しクエンチを検出する従来の方法(電圧法)に較べ、特にパルス運転される強制冷凍超電導コイルには最適なクエンチ検出法である。

流体法と電圧法のクエンチ検出感度を具体的に比較してみる。これらを吉田の研究[1, 2]に従って記載する。まず電圧法によるクエンチ検出の具体例を図5.1に示す。電圧法ではコイル電圧からインダクタンスによる電圧を差引いて、クエンチによる電圧を計測する必要がある。図5.1ではコイルは30kAまで0.75sにてパルス通電され、30kAにて0.5s電流を保持した後、同じ電流掃引速度でコイル電流をゼロにした。この電流掃引時には、このコイルに発生する電圧は1kVに達する。このコイルには補正コイルが超電導導体と共に巻線されており、これによりインダクタンスによる電圧の差引きが行えるように工夫さ

れている。しかし、補正コイルによって電圧の差引きを行った場合でも、インダクタンスによる電圧分が完全に差引きできず、最大 0.2V 程度の電圧を生じていることが図 5.1 から分かる。この電圧はコイルの変動磁場損失に起因するもので、インダクタンスの非線形性により生じている。パルス運転時に生じる差引きできない電圧が、電圧法によるクエンチ検出の感度を規定する。つまりこのコイルでは、コイルがクエンチし常伝導を発生しても、その電圧が 200mV 以上にならないとクエンチ検出ができないのである。

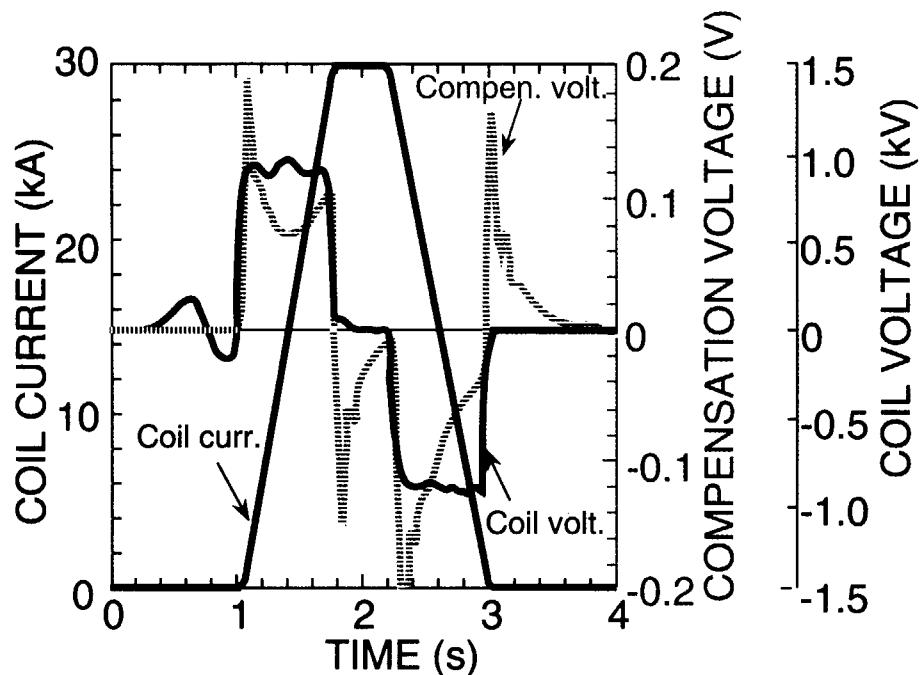


図 5.1: 電圧法によるクエンチ検出の具体例。吉田の研究による例[1, 2]。電圧法ではコイル電圧からインダクタンスによる電圧を差し引いて、クエンチによる電圧を計測する必要がある。しかしインダクタンスによる電圧分をコイル発生電圧から完全に取りきれず、残った電圧が電圧法によるクエンチ検出感度を規定する。このコイルの場合のクエンチ検出感度は 200mV である。

次に流体法によるクエンチ検出の具体例を図 5.2 に示す。図 5.1 と同じコイルにてこの実験を行っている。図 5.2 では、電圧法によるクエンチ検出の比較を行っている。コイル電流を 15kA にて保持したまま、コイルにヒーターを使ってクエンチ（常伝導部）を強制的に発生させる。このときコイルは一定電流で保持されているので、インダクタンスによる電圧は完全にゼロとなっている。このためヒーター投入後、コイル内部の常伝導部が成長していく様子が図 5.2 から分かる。コイルの冷媒流量は、ヒーター投入後から低下はじめ、やがてゼロとなる。このときコイルを電源から切り離し、コイル保護動作に入るよ

うにコイルの遮断管理をしている。冷媒流量がゼロとなりコイルの遮断が行われたとき、コイル発生電圧はわずか 15mV (コイル内部の常伝導による) である。この電圧はこのコイルの電圧法によるクエンチ検出感度 (200mV) よりずっと小さい。流体法によるクエンチ検出では、コイル内部の常伝導発生が直接測定されるため、電圧法に較べその検出感度がよい。

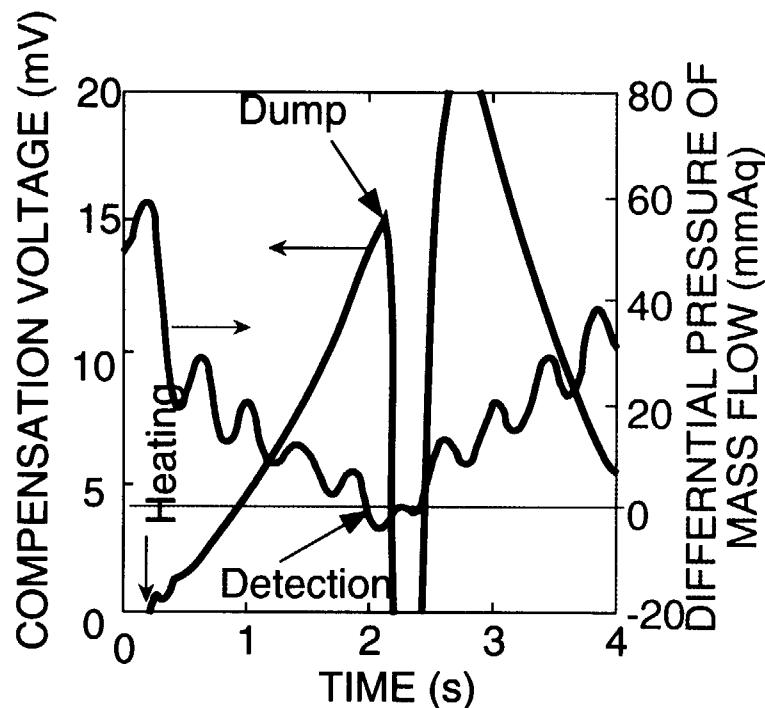


図 5.2: 流体法によるクエンチ検出の具体例。吉田の研究による例[1, 2]。図 5.1 と同じコイルでの実験結果である。流体法ではコイル内部で発生するクエンチ (常伝導部) を直接測定することができる。図 5.1 に示したとおり、このコイルの電圧法によるクエンチ検出感度は 200mV である。流体法によるクエンチ検出は、電圧法よりも早い。

このように、電圧法に比べ流体法によるクエンチ検出感度が優れていることを提示し、これを実際にコイルに適用したのは原研のグループが世界で初めてであった。本研究は、この研究を更に進展させるもので、クエンチ発生時の流量低下量からコイル内部での発熱量を直接予測可能にするものである。これまでの研究では、流体法によってクエンチ検出を行っても、一体どの流量低下量でコイルの保護動作に入ればよいかを定量的に決められていなかった。従来ではコイルの保護動作を行うべき流量低下量を、コイルの運転経験に基づいて決めていた。本章で述べる急速加熱による非定常流量低下現象の研究の目的は、

クエンチ発生時の流量低下量からコイル内部での発熱量を解析的に求めることである。

一方、本研究でこれまで考案した2つの流量低下発生モデルでは、いずれのモデルでも非定常流量低下現象に対して精度のよい解析はできていない。特にヘリウム膨張モデル(4.2項、66ページ参照)では、実験値と大きくずれる(図4.5、71ページ及び図4.6、72ページ)。コイル内部での発熱が急速に行われる場合の流量低下モデルを新たに考案し、非定常流量低下量を精度よく求めることも、本章で述べる非定常流量低下現象の研究のねらいである。

急速加熱による強制冷凍超電導コイルの非定常流量低下現象を検討するために、本章では次の方法に基づいて行っている。まず、超電導導体に熱擾乱を加えることのできるヒーターを取り付けたサンプルにより、クエンチ発生を模擬した局所的かつ短時間の加熱による冷媒流量低下実験を行った。この冷媒流量低下実験の結果とヘリウム膨張モデルに基づいた流量低下式(4.4)との比較を行う。この比較から、流量低下式(4.4)をさらに拡張することにより、急速加熱の場合の冷媒流量低下量から直接コイル内部の発熱量を予測できることを示している。これによりコイル内部に発生するクエンチ(常伝導部)によるエネルギー消費量を、冷媒流量低下量から直接測定し、コイルの保護動作管理を行うことができる。

5.2 試験サンプル用超電導導体—Nb₃Al 超電導導体

試験サンプルに用いた導体断面を図5.3に示す。Nb₃Al超電導素線を用いたITER-TFコイル用導体[3]を用いて試験サンプルを作成した。このサンプルの導体諸元を表5.1に示す。

Nb₃Al超電導素線の直径は0.81mmである。素線間の結合損失を低下させるために、素線表面にクロム(Cr)メッキを2μm厚さで施工してある[4]。このNb₃Al超電導素線を1152本撚線し、超電導撚線を構成する。また、冷媒である超臨界ヘリウムの圧力損失低減とヘリウム断面積の確保の観点から、撚線の中央にはセンター・チャンネル(外径12mm、内径10mm)と呼ばれるヘリウム流路を設けている。冷媒であるヘリウムがセンター・チャンネルと超電導撚線部分(ケーブル・スペース)を行き来することができるようになっている。

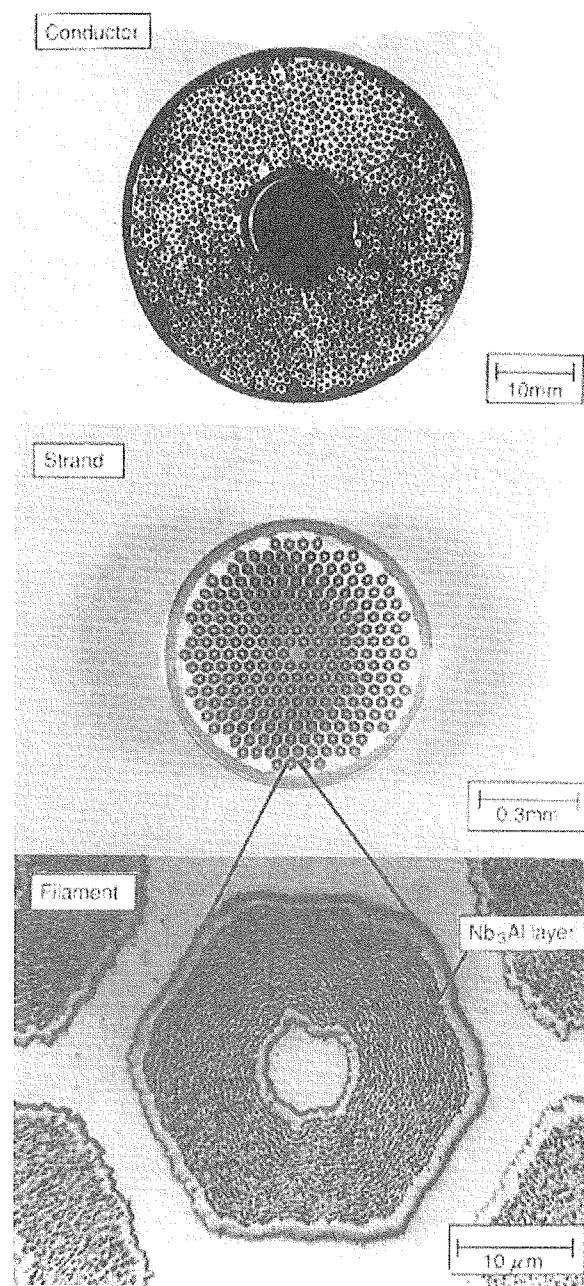


図 5.3: 試験サンプル用超電導導体断面図。Nb₃Al 超電導導体を用いてサンプルを製作した。素線直径は 0.81mm、導体外径は 42.5mm である。

表 5.1: 試験サンプルに用いた Nb₃Al 超電導導体の諸元

Strand	
Diameter	0.81 mm
Cu/Non Cu ratio	1.5
RRR	120
Surface	2 μm Cr plating
Critical current density (Non-Cu)	600~680 A/mm ² at 12T Average 620 A/mm ²
Conductor	
Number of strands	1152
Configuration	3×4×4×4×6
Outer diameter	42.5 mm
Inner diameter	38.5 mm
Outer diameter of center channel	12 mm
Inner diameter of center channel	10 mm
Strands cross-section	594 mm ²
Helium cross-section	554 mm ²
Void fraction	36 % at cable space
Wet perimeter	3100 mm
Hydraulic diameter	0.72 mm
Jacket material	Stainless steel JN1HR

5.3 試験サンプル

図 5.4 に試験サンプルを示す。前項（5.2 項）で示した Nb₃Al 超電導導体を用いて、試験サンプルを製作した。試験サンプルは 2 本の直状導体からの構成され、その長さは 3.6 m である。また試験サンプルの下部ジョイント部 (Lower joint) にて 2 本の導体を電気的に接続している。また上部ターミナル部 (Upper terminal) を、試験装置側の強制冷凍型電流リードに接続して、サンプルへの通電を行う。

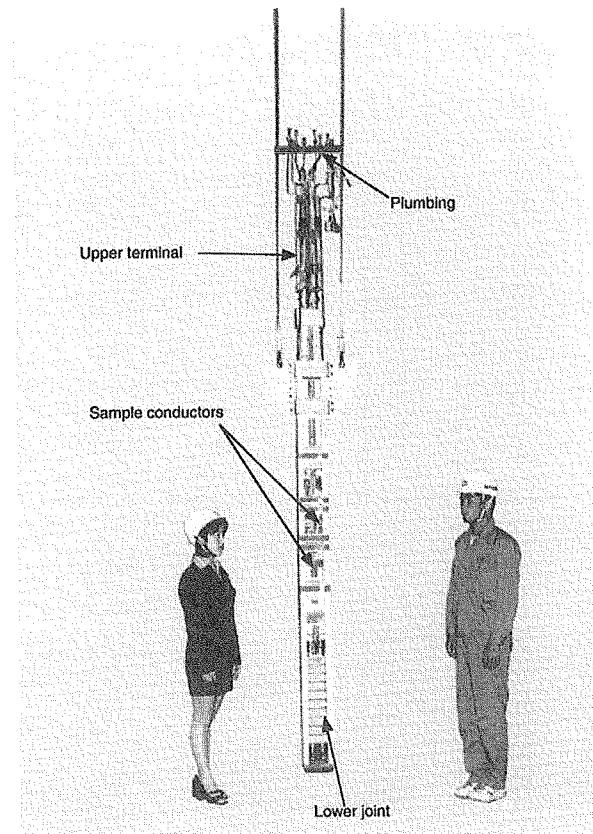


図 5.4: 試験サンプル。長さ 3.6m の 2 本の超電導導体から構成される。

サンプルには、熱擾乱を模擬するために、長さ 88 mm の誘導加熱ヒーターが取り付けられている。この誘導加熱ヒーターに数十 ms 程度の通電を行い発振させ、サンプルに熱擾乱を与えることができる。

5.4 素子配置

サンプルの素子配置を図 5.5 に示す。試験導体の上部ターミナル側から冷媒である超臨界ヘリウムを供給する。この供給側の冷凍配管に、オリフィス型の流量計、温度計（カーボン・グラス抵抗温度計）、および圧力タップを設置している。この流量計により急速加熱による流量低下量を測定している。

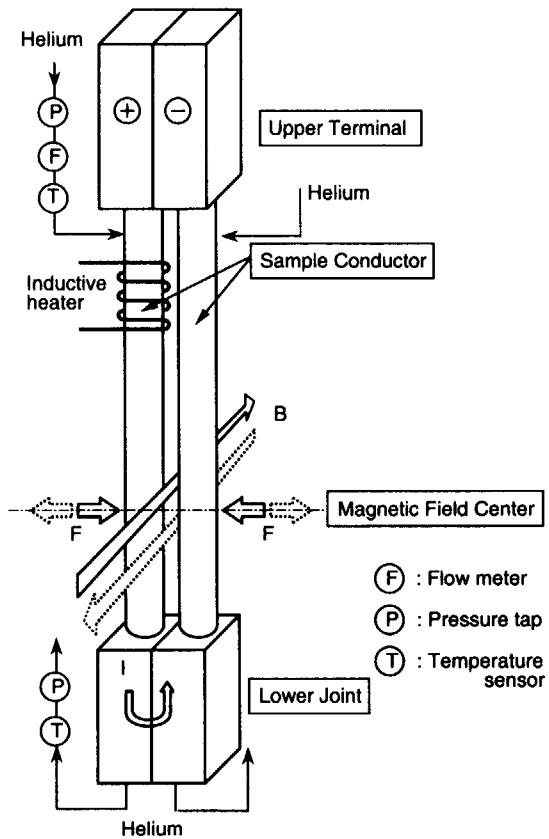


図 5.5: 試験サンプルの素子配置図。冷媒流量低下実験は正極側導体の誘導ヒーターを用いて行った。流量低下実験時にはサンプルへの通電電流および外部磁界はゼロを行った。

また、試験導体中を通過したヘリウムは下部ジョイント部から回収側冷凍配管へ流れ出していく。回収側冷凍配管には、ヘリウムの状態変化を測定するために温度計と圧力タップを設置している。

5.5 試験装置

本試験サンプルの急速加熱による冷媒流量低下実験は、原研が開発した核融合装置用大電流超電導導体の性能評価試験装置（Ic テスト・スタンド）[5]を用いて行った。Ic テスト・スタンドの構成を図 5.6 に示す。

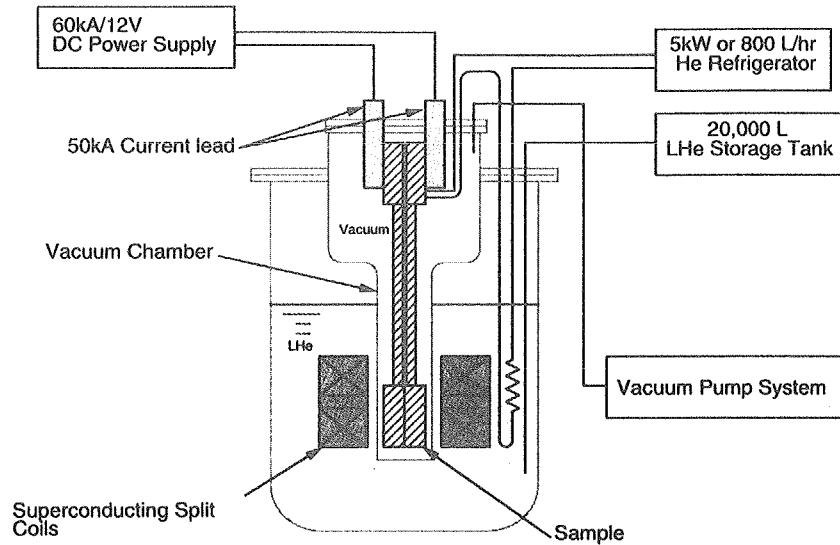


図 5.6: 核融合措置用大電流超電導導体の性能評価試験装置（Ic テスト・スタンド）の概略構成図

5.3 項で示した試験サンプルを、Ic テスト・スタンドの真空層に設置する。サンプルには、50kA 強制冷凍型電流リード[6]を介して 60kA 直流電源から電流を供給することができる。サンプルを、その上部ターミナル部と電流リードの低温端をボルト締結し、電気的および機械的に接続する。

サンプルには超臨界ヘリウムを供給する。Ic テスト・スタンドの冷凍系の配置を図 5.7 に示す。冷媒は 5 kW ヘリウム液化・冷凍機および 20,000 リットル・ヘリウム貯槽から供給する。サンプルに供給できる冷媒の条件は、圧力 0.3~1.0 MPa、温度 5~16 K、流量 $\leq 10 \text{ g/s}$ である。

超臨界ヘリウムは 5kW 冷凍機から供給される。サンプルの外層に置かれたヘリウム貯層と熱交換機により、ヘリウムを冷却し供給する。またサンプルの直前に設置された抵抗ヒーターでヘリウムを加熱することにより、サンプルへの冷媒供給温度を制御することができる。サンプルを通過したヘリウムは、上部端子および電流リードを冷却し、ガス・バックへ回収する。

Ic テスト・スタンドの真空層の外側には、サンプルに外部磁場を供給するための超電導コイル（バック・アップ・コイル）が置かれている。バック・アップ・コイルは 2 組のスプリット型コイルで構成され、液体ヘリウムで冷却される。またバック・アップ・コイルは、サンプルを挟み込むように配置している。

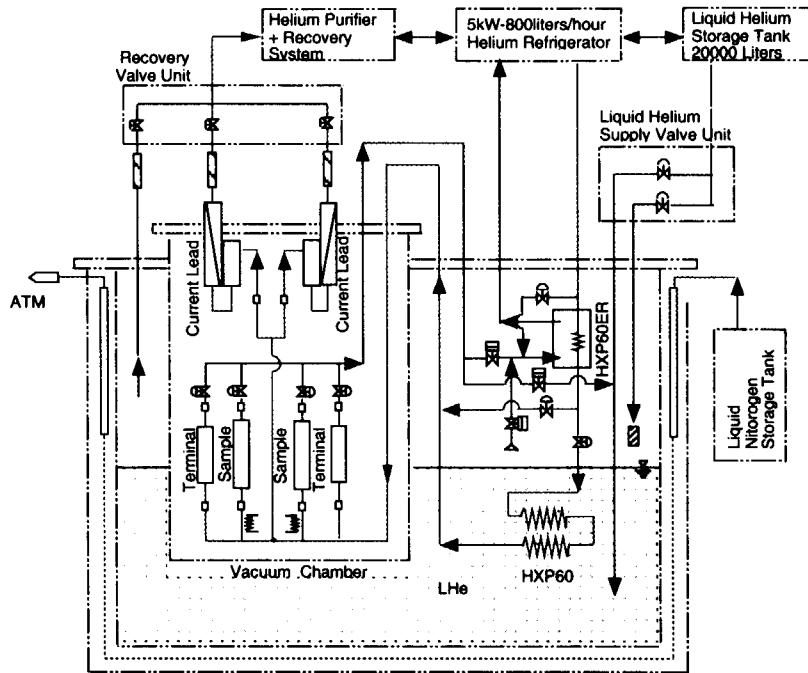


図 5.7: I_c テスト・スタンドの冷凍系。冷媒は 5kW 冷凍機から直接供給される。サンプルの外層に置かれたヘリウム貯層と熱交換機により、冷凍機から供給されたヘリウムを冷却しサンプルに供給する。サンプルの直前に設置された抵抗ヒーターによりヘリウムを加熱し、サンプルへの供給温度を制御し試験を行った。サンプルを通過したヘリウムは、上部端子および電流リードを冷却しガス・バックへ回収する。

5.6 急速加熱による非定常流量低下量の実測

5.6.1 热量較正実験

まず、加熱源である誘導加熱ヒーターの較正実験を行った。誘導加熱ヒーターは、インダクタンス・キャパシタンス回路による発振現象により、導体を加熱する。図 5.8 にその電流波形の一例を示す。誘導加熱ヒーターの投入エネルギーは、その発振電流の 2 乗に比例する。従って誘導ヒーターの電流の波形を測定し、その発振電流の 2 乗の時間積分値で、ヒーター側の投入エネルギーを表すことができる（式 (5.1)）。

$$E_{sphy} = \int I_{ih}^2 dt \quad (5.1)$$

ここで、 E_{sphy} :誘導ヒーターの投入熱量 ($A^2 \cdot s$)、 I_{ih} :誘導ヒーターの電流 (A)、 t :時間 (s) である。

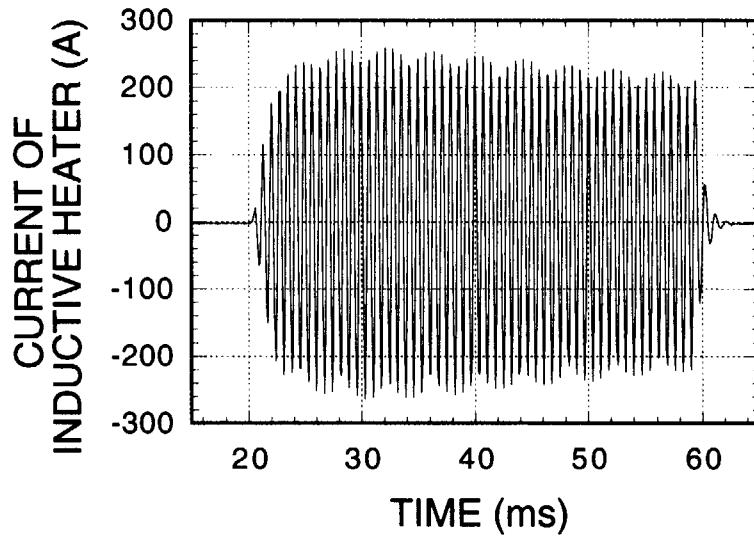


図 5.8: 誘導加熱ヒーターの電流波形の一例

つぎに、誘導ヒーターの投入エネルギーに対する、サンプル側の入熱量を以下に示す熱量法により測定する。熱量法では、冷媒である超臨界ヘリウムのエンタルピー変化により、サンプルへの入熱量を測定することができる。図 5.9 に誘導ヒーターによる加熱後の、サンプル出口での温度変化の模式図を示す。この温度変化を測定し、ヘリウムのエンタルピー変化の時間積分を求めることによりサンプル側の入熱量を求めることができる(式(5.2))。

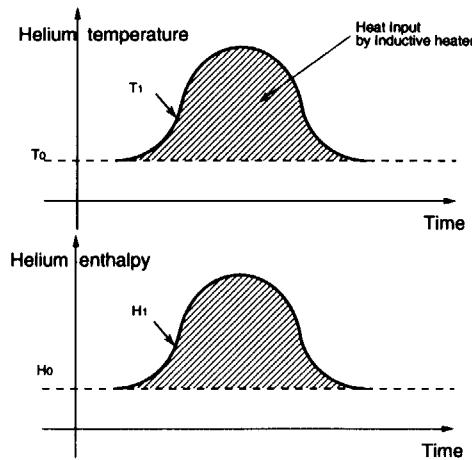


図 5.9: 誘導ヒーターによる加熱後のサンプル出口での冷媒である超臨界ヘリウムの温度上昇。ヘリウム温度および圧力によりヘリウム・エンタルピーを算出し、サンプルへの入熱量を求めた。

$$E_{input} = \int \dot{m}_1 \{ h_1(p_1, T_1) - h_0(p_0, T_0) \} dt \quad (5.2)$$

ここで、 E_{input} :誘導加熱によるサンプルへの熱量 (J)、 \dot{m}_1 :加熱後のヘリウム流量 (g/s)、 h :ヘリウム・エンタルピー (J/g)、 p :ヘリウム圧力 (Pa)、 T :ヘリウム温度 (K) である。下付添字”₀”、”₁”はそれぞれ加熱前、および加熱後を表している。

また、式 (5.2) 中の \dot{m}_1 (加熱後のヘリウム流量 (g/s)) は次式により求めた。

$$\dot{m}_1 = 2 \cdot \dot{m}_0 - \dot{m}_1 |_{inlet} \quad (5.3)$$

ここで、 $\dot{m}_1 |_{inlet}$:誘導加熱後のサンプル冷媒入口側のヘリウム流量 (g/s) である。

この熱量法によるサンプル側への入熱量と、誘導ヒーターの投入エネルギーの相関を図 5.10 に示す。誘導ヒーターの発振電流の 2 乗の時間積分 (E_{sphy} 単位 ($A^2 \cdot s$)) と、サンプルへの入熱量は (E_{input} 、単位 (J)) は次式 (式 (5.4)) で表すことができる。

$$E_{input}(J) = 9.31 \times 10^{-3} \cdot E_{sphy}^{1.44}(A^2 \cdot s) \quad (5.4)$$

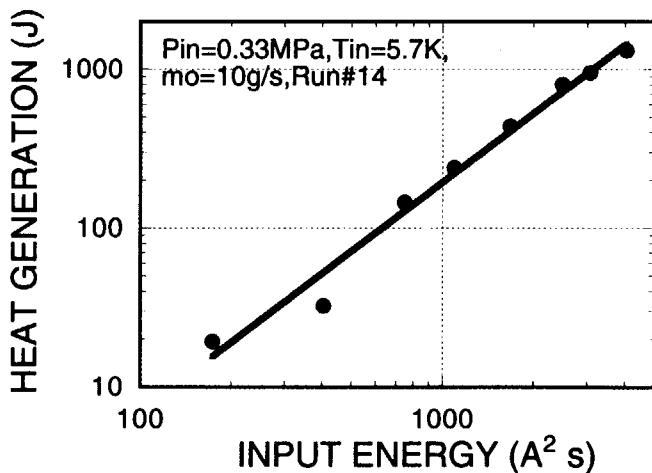


図 5.10: 誘導加熱ヒーターの較正実験結果。これにより誘導加熱ヒーターの発振電流の 2 乗の時間積分を求ることにより、サンプル側の入熱量を較正した。

5.6.2 急速加熱による冷媒流量低下実験結果

図 5.11 に、急速加熱による冷媒流量低下実験結果を示す。誘導ヒーターによる加熱時間は 40 ms とした。冷媒の圧力、流量をパラメータとして、流量低下量とサンプル入熱量を

測定した。冷媒流量低下実験では、サンプルへの通電電流はゼロで、かつ外部磁場もゼロとしている。

流量低下量はサンプル入口側に設置されたオリフィス型の流量計により測定した。また、サンプルへの入熱量は誘導加熱ヒーターの電流波形から較正式(5.4)により求めた。

実験結果から入熱量に対する流量低下量は、ヘリウム圧力よりもヘリウム初期流量に依存する。つまり、ヘリウム初期流量が大きいほど、流量低下が起こりにくい。ヘリウム圧力は、流量低下に対して大きく影響していない。

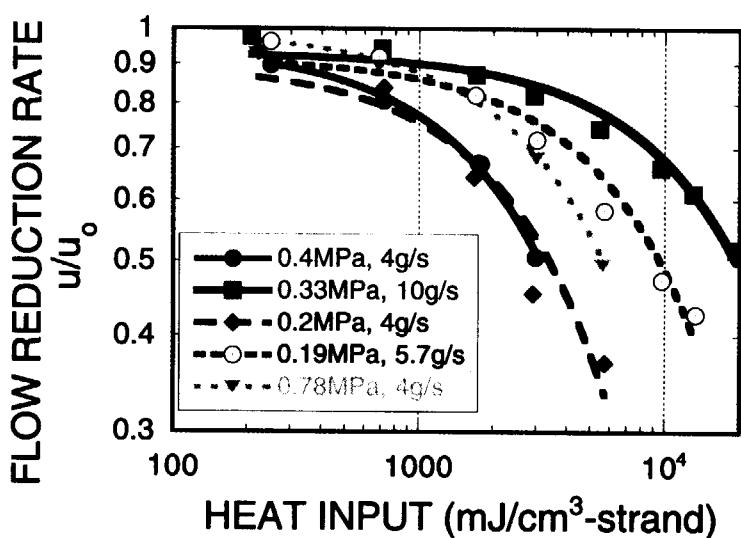


図 5.11: 急速加熱による冷媒流量低下実験結果。点印は実験データを示し、線は表 5.2 に示す近似式を表す。冷媒である超臨界ヘリウムの流量、圧力パラメータとして測定を行った。誘導ヒーターにより、サンプルを加熱した。加熱時間はいずれの場合も 40 ms とした。

サンプル入熱量と流量低下量には、自然対数の底(e)による指數関数がよい近似(式 5.5)を与えることが実験結果から分かる。各冷媒条件でのサンプル入熱量と流量低下量の近似式(5.5)の係数 f 、 g の具体的な数値は表 5.2 に示す。

$$\frac{u}{u_0} = f \cdot e^{g \cdot E_{\text{input}}(J)} \quad (5.5)$$

表 5.2: 急速加熱による流量低下の実験近似式 (5.5) の係数 $\frac{u}{u_0} = f \cdot e^{g \cdot E_{input}(J)}$

Exp. Condition		Correlation		
Pressure (MPa)	Flow rate (g/s)	f	g	Residual
0.40	4.0	0.946	-2.05×10^{-4}	0.99
0.33	10	0.930	-3.20×10^{-5}	0.98
0.20	4.0	0.898	-1.73×10^{-4}	0.97
0.19	5.7	0.916	-6.33×10^{-5}	0.98
0.78	4.0	0.990	-1.21×10^{-4}	0.98

5.7 実効加熱時間の導入

4.3 項 (67 ページ) で導出した、ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下式を拡張する。まず、加熱部におけるヘリウムの温度上昇とコイルの発熱量は次式により求めることができた。

$$E_{strand} = \frac{A_{he}}{A_{strand}} \int_{T_0}^{T_1} \rho C_P dT \quad (5.6)$$

ここで、 E_{strand} : 超電導素線の単位体積あたりの発熱量 (J/m^3)、 A_{he} : ヘリウムの流路断面積 (m^2)、 A_{strand} : 超電導素線の断面積 (m^2)、 ρ : ヘリウム密度 (kg/m^3)、 C_P : ヘリウム定圧比熱 ($J/(kg \cdot K)$)、 T : ヘリウム温度 (K)、 T_0 : ヘリウム初期温度 (K)、 T_1 : ヘリウム入熱後温度 (K) である。

ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下式は、流体の連続の式 (1 次元) をもとに求め、最終的には次式 (5.7) で表すことができた。

$$\frac{u}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot \Delta t \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_1) \quad (5.7)$$

ここで、 u_0 : 初期ヘリウム流速、 Δu : 入熱によるヘリウム流速の変化量、 u : 入熱後の (低下した) ヘリウム流速 ($u = u_0 - \Delta u$)、入熱部の長さを L 、入熱時間を Δt 、 ρ_0 、 ρ_1 はそれぞれ温度 T_0 および T_1 におけるヘリウム密度である。

式 (5.7) 中の、入熱時間 (Δt) を以下に詳しく検討してみる。図 5.12 に示すように、強制冷凍超電導コイルの冷媒流路である導体は、それと水力学的に等価な水力直径 (D_h) を

有する管路と見なすことができる。実際には、誘導加熱により導体内の超電導素線が加熱されて、この熱がその周りのヘリウムに伝わっていく。管路モデルでは、これを管路の壁が加熱され、これが管路内のヘリウムに伝わっていくものと考えることができる。

ここで熱伝導方程式により、導体断面内のヘリウムの熱の移動を考えることにする。冷却管路の断面内に1次元熱伝導方程式を適用する。

$$\rho \cdot C_P \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (5.8)$$

ここで、 t :時間(s)、 λ :ヘリウムの熱伝導率(W/(m·K))、 y :管路断面内の座標(m)である。

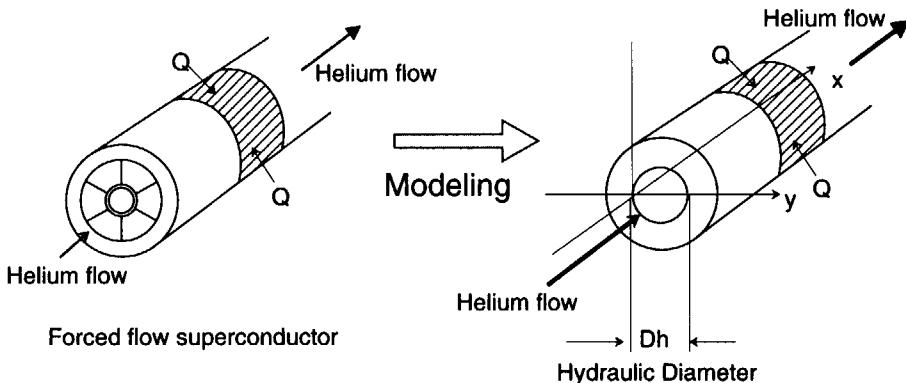


図 5.12: 強制冷凍超電導導体の冷却流路モデル。水力直径 D_h による管路でモデル化した。

式(5.8)を定物性とし、デルタ関数を初期条件として解く。

$$T(y, 0) = f(y)$$

$$f(y) = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \delta_\varepsilon(y) = 0 \quad (5.9)$$

$$\delta_\varepsilon(y) = \begin{cases} 1/\varepsilon & (|y| < \varepsilon/2) \\ 0 & (|y| > \varepsilon/2) \end{cases}$$

ここで、 $f(y)$ はディラックのデルタ関数である。

熱伝導方程式(5.8)の初期条件(式(5.9))での理論解は、次式で示される[7]。

$$T(y, t) = \frac{1}{2\sqrt{\pi\kappa t}} e^{-y^2/(4\kappa t)} \quad (5.10)$$

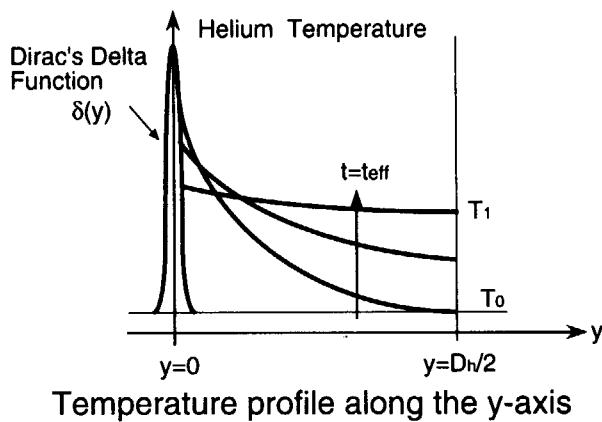
$$\kappa = \frac{\lambda}{C_P \cdot \rho}$$

管路内の中心、つまり最も加熱源から離れた位置($y = D_h/2$)でのヘリウム温度は、式(5.10)から次のとおり求まる。

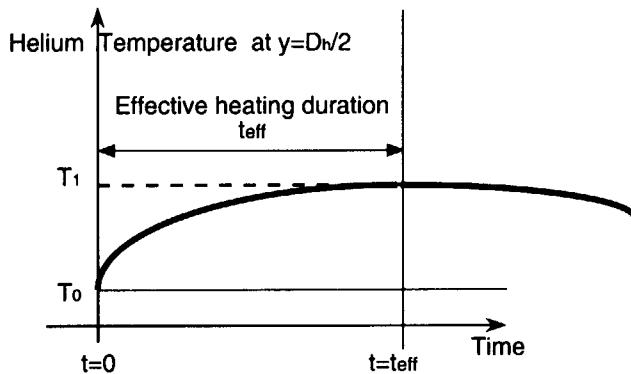
$$T(D_h/2, t) = \frac{1}{2\sqrt{\pi\kappa t}} e^{-D_h^2/(16\kappa t)} \quad (5.11)$$

加熱部から最も離れた位置 $y = D_h/2$ で、ヘリウム温度が一定になるまでの時間を、式 (5.11) から求める。

$$\begin{aligned} \frac{\partial T(D_h/2, t)}{\partial t} &= \frac{\pi(-2\kappa t + (D_h/2)^2)}{8e^{D_h^2/(16\kappa t)} t (\kappa\pi t)^{(3/2)}} = 0 \\ t_{eff} &= \frac{D_h^2}{8\kappa} = \frac{D_h^2 \cdot C_P \cdot \rho}{8\lambda} \end{aligned} \quad (5.12)$$



Temperature profile along the y-axis



Temperature profile at the position of $y=D_h/2$

図 5.13: 式 (5.12) で定義した実効加熱時間のモデル。加熱部からもっと遠い位置 $y = D_h/2$ まで、熱が移動する時間を表す。

式 (5.12) で表される t_{eff} を実効加熱時間 (Effective heating duration) と定義する。実効加熱時間の物理的なモデルを図 5.13 に示す。加熱部 ($y = 0$) が加熱され、熱が導体断面

内に伝わっていく。このとき、加熱部から最も遠い位置 ($y = D_h/2$) にあるヘリウムへ熱が伝わり、その値が極大値になるまでの時間が実効加熱時間である。つまり、実効加熱時間は加熱部から導体断面内で最も遠い位置にあるヘリウムへの熱の移動時間を見ている。

この実効加熱時間を、式(5.7)中の入熱時間に代入し ($\Delta t = t_{eff}$)、流量低下式の拡張を行ふことにする。

$$\frac{u}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot t_{eff} \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_1) \quad (5.13)$$

5.8 実効加熱時間による流量低下式と実測値との比較

まず式(5.12)で表される実効加熱時間を、実験条件(5.6.2項、94ページ)に合わせて求めてみる。実効加熱時間は、ヘリウムの定圧比熱(C_P)に比例する。

付録Bに示すとおり、温度4K近傍では、ヘリウムの定圧比熱は極大値を持つ(図B.3、129ページ参照)。このため実効加熱時間も、この温度領域で極大値を持つことになる(図5.14)。

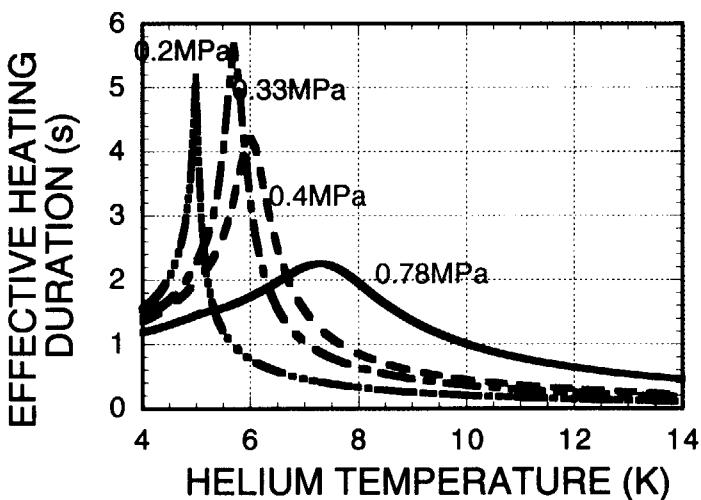


図 5.14: 実効加熱時間の温度、圧力依存性。ヘリウムの比熱、密度、熱伝導率を式(5.12)に代入して求めた。

式(5.12)で定義した実効加熱時間は、いずれの場合も秒オーダの数値となっている。実験での加熱時間は40 msであるにも関わらず、発熱部である超電導素線からヘリウムへの

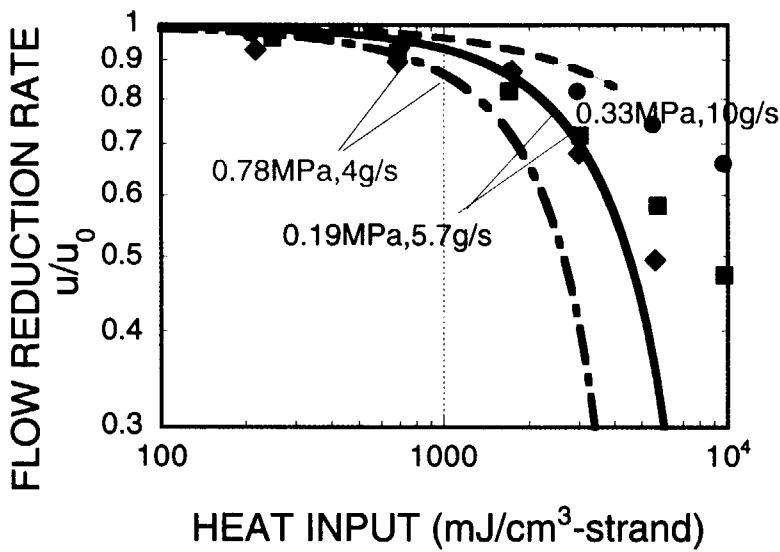


図 5.15: 実効加熱時間導入し、拡張を行った流量低下式(式(5.14))と実験値の比較。
拡張を行った流量低下式を線で示し、実験値を点印で示す。

熱移動はその数百倍の時間を要していることになる。

ヘリウムの定圧比熱は、例えば 0.33MPa の圧力では $25.5\text{J}/(\text{g}\cdot\text{K})$ の最大値を 5.7K で有する。また 0.33MPa では、 4.5K での定圧比熱は $4.4\text{J}/(\text{g}\cdot\text{K})$ である。これに応じて実効加熱時間は、 4.5K で 1.7s であるものが、 5.7K で極大値となり、その値は 5.7s になる。この温度領域では僅かの温度変化で、ヘリウムの定圧比熱と実効加熱時間が大きく変化する。加熱によってヘリウム温度は上昇し、流量低下が起こる。このため、その極大値付近の実効加熱時間が冷媒流量低下に対して支配的であると考えられる。そこで式(5.13)中の実効加熱時間にその最大値を代入するものとし、次式(5.14)で流量低下量を表すことが妥当であろう。

$$\frac{u}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot t_{eff}(max) \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_1) \quad (5.14)$$

ここで、 $t_{eff}(max)$ は実効加熱時間の最大値である。

実験結果(5.6.2 項、94 ページ)と、流量低下式(5.14)から求まる解析結果を以下に比較する。実験結果から冷媒流量低下量はその初期流量に依存するため、初期流量の異なる 3 つの冷媒条件と比較した。図 5.15 に、流量低下式(5.14)による解析結果とその実験値を示す。

ヘリウム初期流量が大きいほど、流量低下式(5.14)による解析値は実験値と一致する。

また、入熱量が小さい ($< 3000 \text{ mJ/cm}^3\text{-strand}$) ほど、両者はよく一致する。このことから、実効加熱時間の定義とそれによる冷媒流量低下式の拡張は妥当であると判断できる。実際に発熱部である超電導素線から冷媒であるヘリウムへの熱移動は、実効加熱時間に支配され、いずれの場合も秒オーダの時間を要していると考えられる。

5.9 まとめ

本章では、局所的かつ短時間の加熱により強制冷凍超電導コイルに発生する非定常流量低下現象を実験および解析面から議論した。この非定常流量低下現象は、大型強制冷凍超電導コイルの緊急エネルギー放出のための必須の技術として、流体法と呼ばれるクエンチ検出法として用られている。流体法は、電気ノイズなしで直接コイル内部のエネルギー消費を測定できるため、パルス運転される強制冷凍超電導コイルには最適なクエンチ検出法である。

しかし、クエンチ発生時の流量低下量と内部発熱量の研究がこれまでなされていなかった。本章で議論した急速加熱による非定常流量低下現象の研究の目的は、これまで未解明であったクエンチ発生時の流量低下量と内部発熱量の定量分析を行うことである。

本章での結論を以下にまとめる。

- Nb_3Al 超電導導体を用いて、超電導導体に熱擾乱を加えることのできるヒーターを取り付けた試験サンプルを製作し、供給冷媒条件をパラメータとして非定常流量低下量を実測した。冷媒流量低下量は初期流速に大きく依存することが、実験的に得られた。
- 第4章で考案したヘリウム膨張モデルに基づく流量低下式を実験値と比較・検討し、コイルの内部発熱量から非定常流量低下量を求めるために、実効加熱時間 (t_{eff}) を定義した。

$$\frac{\partial T(D_h/2, t)}{\partial t} = 0$$

$$t_{eff} = \frac{D_h^2}{8\kappa} = \frac{D_h^2 \cdot C_P}{8\lambda}$$

- 定義した実効加熱時間 (t_{eff}) の最大値をヘリウム膨張モデルに基づく流量低下式の入熱時間として適用することにより、非定常流量低下量からコイル内部の発熱量を比較的よく推定できることを示した。

$$\frac{u}{u_0} = 1 - \frac{L}{2 \cdot t_{eff}(max) \cdot u_0} (\ln \rho_0 - \ln \rho_1)$$

- 拡張した冷媒流量低下式が、非定常流量低下実験結果と比較的よく一致したことから、発熱部である超電導素線から冷媒であるヘリウムへの熱移動は、実効加熱時間に支配され、いずれの場合も秒オーダの時間を要していると考えられる。
- 急速加熱による非定常流量低下現象の実験および解析面からの研究により、これまで未解明であったクエンチ発生時の冷媒流量低下量を求めることが可能になった。これにより、クエンチ時のコイル内部でエネルギー消費量を、冷媒流量低下量から直接測定することができる。また非定常流量低下現象を利用した流体法と呼ばれるクエンチ検出法において、緊急エネルギー放出のための保護回路の動作開始時間を定量的に示すことが可能になった。これにより大型強制冷凍超電導コイルの保護のために用いられている流体法によるクエンチ検出技術の信頼性向上に貢献できた。

引用文献

- [1] 吉田清: 核融合炉用超電導コイルの常電導転移検出法, 低温工学, 1989, **24**(5), 276-282
- [2] 吉田清: 強制冷却方式による大型超電導磁石の安定性と保護の研究, JAERI-M 92-119, 1992
- [3] N. Koizumi, T. Ito, H. Ogata, Y. Takahashi, et al.: Design of the Nb₃Al Insert to be Tested in ITER Central Solenoid Model Coil, Development of the CS insert coil, IEEE Trans. on Magnetics, 1996, **32**(4), 2236-2239
- [4] N. Koizumi, T. Ando, M. Sugimoto, Y. Takahashi, et al.: Development of a 13T and 40kA Nb₃Al Conductors for Tofoidal Coils of Fusion Reactors, Fusion Engi. and Design, 1998, **41**, 277-281
- [5] 高橋良和、押切雅幸、河野勝己、塙博美: 核融合装置用大電流超電導導体の性能評価試験装置、低温工学, 1998, **33**(5), 323-333
- [6] Y. Takahashi, M. Sugimoto, K. Matsui, K. Takano, et al.: Experimental Results and Design of 50kA Forced-cooled Current Leads for Fusion Machine, Proc. of ICEC16/ICMC, Kitakyushu, Japan, 1996, 795-798
- [7] 和達三樹: 物理のための数学、1983、岩波書店、216-218
- [8] V.D. Arp, R.D. McCarty: Thermophysical properties of Helium-4 from 0.8 to 1500 K with pressures to 2000 MPa, NIST Technical Note 1334, 1989, US Government printing office

This is a blank page.

6. 結論

強制冷凍超電導コイルは、超電導導体内部に冷媒である超臨界ヘリウムを圧送し、これを冷却する方式である。強制冷凍超電導コイルが機械的、電気的に浸漬冷却より優れてい るため、核融合炉用超電導コイルに代表される大型の超電導コイルの冷却方法として用いられている。また近年の研究の進歩に伴い、国際熱核融合実験炉 (ITER) の超電導コイルは、超臨界ヘリウムを冷媒としたこの強制冷凍方式によって設計されている。

本研究では、強制冷凍超電導コイルの運転条件によって、冷媒の供給流量が低下することを初めて見出した（これを冷媒流量低下現象と呼ぶ）。コイルのパルス運転時の発熱が大きくなると、冷媒流量は完全にゼロになり、コイル内部に冷媒が流れなくなる。このためこの状態が続ければ、コイルは安定に運転できなくなる。パルス運転による冷媒流量低下現象は、強制冷凍超電導コイルの安定な運転を脅かす重要な問題であるが、これまで全く着目されていなかった。これまでの研究では、強制冷凍超電導コイルの損失や不安定性等が議論される時は、冷媒である超臨界ヘリウムは無限の泉から湧き出ているとの想定のもとに行われている。

強制冷凍超電導コイルの定常及び非定常流量低下現象を、実験および解析面から研究を行った。以下にその結論をまとめる。

(1) 強制冷凍超電導コイルの冷媒流量変動の実測によるデータベースの構築

冷媒流量低下現象が、変動磁場損失や核加熱により強制冷凍超電導コイルに発生することを示した。本研究では3つの異なる大型超電導コイル (DPC-TJ、US-DPC および SMES モデル・コイル) を用いてパルス通電実験を行い、パルス運転による変動磁場損失と冷媒流量低下を定量的に求めた。冷媒流量低下により、電気磁気的性能ではなく熱的に

強制冷凍超電導コイルの安定運転限界が定まることを見出した。

3つのコイルのパルス通電実験では、それぞれのコイルで冷媒流量低下量が変動磁場損失によるコイル内部の発熱量 (W) に依存することを初めて実験的に明らかにした。また、パルス運転に伴う変動磁場損失による発熱量がある値に達すると、強制冷凍超電導コイルにそれまで流れていた超臨界ヘリウムが流れなくなってしまう。コイルの入発熱がこれより大きくなると、ヘリウムがコイルに流れず冷凍できなくなるので、コイルのパルス通電が不可能になる。このように冷媒流量低下現象は強制冷凍超電導コイルの安定運転限界を決めている重要な現象であること指摘した。

さらに、トカマク型核融合炉用超電導コイルに発生する核加熱を模擬した加熱実験を行い、核加熱模擬実験でもパルス通電と同じ冷媒流量低下現象が発生することを見出した。発熱源が異なる場合でも、強制冷凍超電導コイル内部での発熱量に冷媒流量低下量が依存することを示した。

(2) 冷媒流量低下現象の解明

次にこの冷媒流量低下量のデータベースをもとに、これまで未解明であったパルス運転による冷媒流量低下現象を解明し、その機構を明らかにした。冷媒であるヘリウムに水力学的手法を適用し、強制冷凍超電導コイルに冷媒を供給する極低温循環ポンプの性能曲線とコイルの管摩擦を考慮してこの現象を解明する流量低下式を考案した。この現象解明式により、実験で得られた冷媒流量低下現象を説明すること、および冷媒流量低下量を解析することができるようになった。

冷媒流量低下現象はコイル冷媒流路の圧力損失の増加により発生するが、この主要因は冷媒である超臨界ヘリウムの膨張であることを突き止めた。この冷媒流量低下現象の解明により強制冷凍超電導コイルの安定運転のための条件（安定運転限界）は、コイルそれ自身の性能だけでなく、超電導コイルに冷媒を供給する極低温循環ポンプの流量及びポンプ・ヘッド特性に立脚していることを指摘した。

つまり極低温ヘリウム循環ポンプの特性は超電導特性と同等に重要であり、長パルス運転が求められる強制冷凍超電導コイルの開発において、極低温ヘリウム循環ポンプの性能を向上させることが必要である。

(3) 強制冷凍超電導コイルの安定パルス運転のための最小必要流量の決定法

更に、現象解明のための流量低下式とは独立に、ヘリウム膨張モデルに基づいた流量低下式を考案した。ヘリウム膨張による流量低下式は、超電導コイルの開発計画立案・設計

段階で、超電導コイルのパルス損失に見合った冷媒流量の算出及び総ヘリウム循環量の精度の良い予測を行うことを目的としている。

本来なら現象解明式から流量低下量を求めるためには、超電導コイルの管摩擦係数および極低温ヘリウム循環ポンプの性能曲線を先に把握しておく必要がある。しかしこれらの値はコイル開発計画立案・設計段階では得ることができない。ここで考案したヘリウム膨張モデルによる流量低下式を用いることにより、これらの値が分からなくても、パルス運転時に発生する変動磁場損失と冷媒流量低下を安全側の評価で求めることが可能になった。

更にこのヘリウム膨張モデルによる流量低下式を拡張し、パルス運転時にコイルが安定に動作するために必要な最小流量を求める手法を考案した。コイル内の発熱により、コイル内のヘリウムが膨張し、流量低下が引き起こされるが、発熱量の増加とともにやがてヘリウムが流れなくなってしまう。流量がゼロになるときのコイル内のヘリウム温度を、ヘリウム膨張モデルによる流量低下式より求め（これをゼロ流量温度:Tzfと定義した）、これが超電導コイルの設計条件として一般的に用いられている分流開始温度(Tcs)より大きいこと($Tzf > Tcs$)が、コイルの安定な動作を決めることを導出した。

(4) コイル内部のエネルギー消費の直接測定によるコイル保護動作管理への適用—非定常流量低下量の解析手法

強制冷凍超電導コイルに発生する非定常流量低下現象は、大型強制冷凍超電導コイルの保護のための必須の技術として、「流体法」(図5.2、85ページ参照)と呼ばれる常伝導転移(クエンチ)検出技術として応用されている。流体法は、原理的に電気ノイズがないため、パルス運転される強制冷凍超電導コイルには最適なクエンチ検出法である。しかし、クエンチ検出時の冷媒流量低下量と内部エネルギー消費量の定量的な研究は、これまでなされていなかった。

本章では、これまで未解明であったクエンチ発生時の冷媒流量低下量と内部エネルギー消費量の定量化を目的として、実験的・解析的研究を行った。本章で取扱ったクエンチ時に発生する冷媒流量低下現象は、局所的かつ短時間で発生する非定常流れである点が前章まで記述した冷媒流量低下現象と大きく異なる。

ケーブル・イン・コンジット(CIC)導体を用いて、冷媒条件をパラメータとして非定常冷媒流量低下量を実験的に測定した。この冷媒流量低下実験の結果を、ヘリウム膨張モデルに基づく流量低下式に、新たに考案した実効加熱時間を導入することにより、急速加熱の場合の冷媒流量低下量を解析できることを示した。考案した実効加熱時間は、CIC導体の断面内のヘリウムへの熱の移動時間を表す量といえる。

実効加熱時間を導入したことにより、これまで未解明であったクエンチ発生時のコイル

内部でのエネルギー消費量が、冷媒流量低下量から直接測定することが可能になった。このことにより非定常流量低下現象を利用したクエンチ検出法（流体法）において、保護動作開始時間を定量的に示すことが可能になった。つまり大型強制冷凍超電導コイルの保護に必須の技術であるクエンチ検出技術の信頼性向上に貢献できた。

(5) 本研究成果の意義

本研究では、強制冷凍超電導コイルの安定運転のための条件（安定運転限界）は、コイルそれ自身の性能だけでなく、超電導コイルに冷媒を供給する極低温循環ポンプの流量及びポンプ・ヘッド特性に立脚していることを指摘した。これらの関係を図 6.1 に示す。

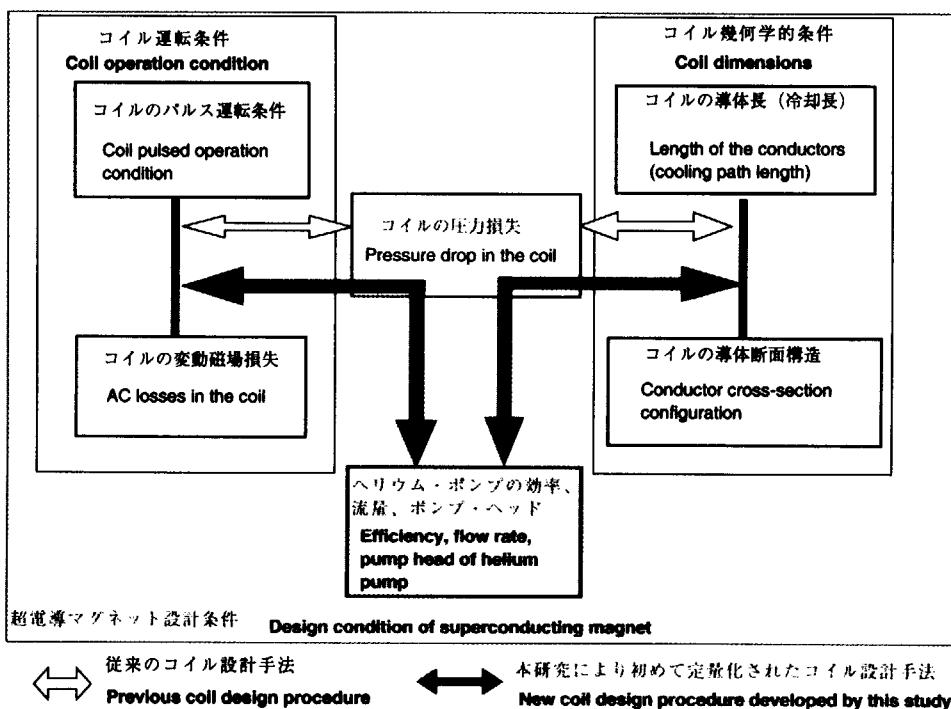


図 6.1: 本研究により初めて定量化された超電導コイルの超電導特性と冷媒の同等性。強制冷凍超電導コイルの安定運転のための条件（安定運転限界）は、コイルそれ自身の性能だけでなく、超電導コイルに冷媒を供給する極低温循環ポンプの流量及びポンプ・ヘッド特性に立脚している。

例えば、極低温ヘリウム循環ポンプの性能が決まると、それに応じて安定な運転ができるためのコイルの導体長（冷却長）、導体断面構造あるいはコイルの運転条件が定まる。また反対にコイルの運転条件、コイルの冷却長や導体断面などのコイルの幾何学的条件が決まると、それに必要なポンプ性能が定まる。これらの関係を本研究で初めて定量的に取り

扱うことに成功した。

図 6.2 にその具体例を示す。まず極低温ヘリウム循環ポンプのポンプ・ヘッドが例えば 0.1 MPa であるとする。この場合コイル内の発熱量に応じて、コイルの導体長（冷却長）を定めることができる。例えば、発熱量が 10 mW/cm^3 である強制冷凍超電導コイルでは、コイル導体長は 120m がその限界であることが分かる。

また、これとは反対に強制冷凍超電導コイルの導体長が 1km 必要であるとする。この場合は極低温ヘリウム循環ポンプのポンプ・ヘッドに応じて、許容できるコイル内の発熱量が定まる。例えばこの 1km の導体長を有するコイルに、0.3 MPa のポンプ・ヘッドを有するポンプが冷媒を供給しているものとする。この場合、コイル内での発熱量を 0.7 mW/cm^3 以下に押さえる必要がある。

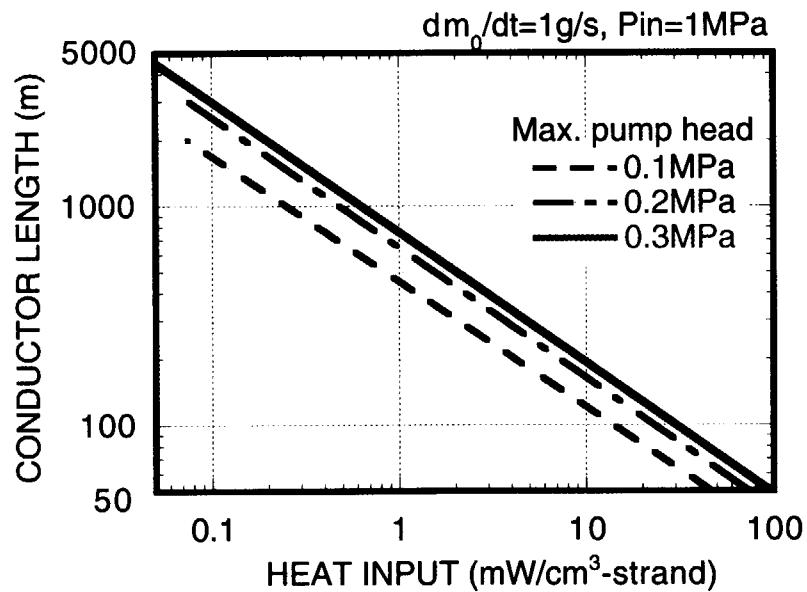


図 6.2: 本研究により初めて定量化された超電導コイルの設計手法。コイルの性能と運転条件で定まる発熱量とコイル導体長を定めると、その冷却に必要な極低温ヘリウム循環ポンプのポンプ・ヘッドが決まる。反対に、ポンプ・ヘッドを始めに決めると、必要なコイル導体長とコイルの性能・運転条件が定まる。

国際熱核融合実験炉 (ITER) 中心ソレノイド (CS) コイルやポロイダル磁場 (PF) コイルは、長パルス運転が要求される強制冷凍超電導コイルの一例である。これらのコイルは、プラズマ燃焼のため約 2,000 s までのパルス運転を行うよう設計されている。また ITER に限らず、電力貯蔵用超電導コイルの商用プラントでも数時間という長パルス運転が、そ

の貯蔵電力の放電・充電のために求められている。パルス運転にともなう変動磁場損失によって、コイルの運転中に導体（冷却流路）の圧力損失が増大する。この圧力損失が極低温ヘリウム循環ポンプの最大ポンプ・ヘッドに達すると、もはやヘリウムが流れなくなってしまう。このように強制冷凍超電導コイルは、極低温ヘリウム循環ポンプの最大ポンプ・ヘッドによる安定運転の限界を有する。パルス運転を求められる強制冷凍超電導コイルが、コイル自身の性能だけでなく、コイルに冷媒を供給する極低温ヘリウム循環ポンプの性能によっても安定運転限界が定まる所以である。

一方超電導コイルには、分流開始温度 (T_{cs}) によって定まるコイルの超電導性能の限界がある。導体内部の最大温度が、その運転条件下での分流開始温度を越えてしまえば、その部分で常伝導転移が始まる。従って、一般にはコイルの運転条件下でコイルが達し得る最大温度は、必ず分流開始温度を下回るように設計されている。これは超電導コイルがその超電導状態を保つために必要な一般的な安定運転のための条件である。

強制冷凍超電導コイルでは、この超電導状態を保つために必要な条件だけでなく、コイルにヘリウムを供給する極低温ヘリウム循環ポンプの性能によって安定なパルス運転の条件が定まることを本研究により指摘した。つまりパルス運転が要求される強制冷凍超電導コイルの安定運転限界は、コイル自身の超電導性能だけでなく、コイルに冷媒を供給する冷凍システムを考慮に入れることにより初めて定量的に予見できるのである。従って、強制冷凍超電導コイルの開発では、コイル自身の開発ではなく、それを支える技術を含めた本当の意味での超電導磁石のシステム開発が問われているのである。

1992年から開始しているITER工学設計段階 (Engineering Design Activity, EDA) に代表される大型プロジェクトでは、超電導素線の性能向上が常に求められている。例えば、低変動磁場損失化 ($<200\text{mJ/cm}^3\text{-strand } @ \pm 3\text{T}$) と高電流密度化 ($>550\text{ A/mm}^2 @ 12\text{T}$) をバランスさせた Nb_3Sn 超電導素線の開発が求められ、多大な試行錯誤の結果、その開発目標を達成することができた。ITER-EDAに限らず世界中の多くのプロジェクトでは常にこのような高性能超電導素線の開発が求められている。

しかし、本論文で指摘したように強制冷凍超電導コイルのパルス運転での安定運転限界は、コイルに冷媒を供給する極低温ヘリウム循環ポンプの性能に立脚しているため、超電導素線の高性能化と極低温ヘリウム循環ポンプの高性能化は等価であるといえる。さらに強制冷凍超電導コイルの長パルス運転を考えた場合、大容量（大流量・高ポンプ・ヘッド）極低温ヘリウム循環ポンプの開発の重要性は大きい。

ともすれば超電導性能そのものの開発に注力しがちになるが、コイル周辺機器を含めた技術の集大成である超電導磁石システムの更なる開発が必要であることが本研究により明らかになった。

本研究成果により、核融合炉用超電導磁石の開発には、極低温ヘリウム循環ポンプに代表される極低温用水力機械 (Cryogenic fluid machinery) の性能向上が不可欠であり、極低温水力学 (Cryogenic hydraulics) が、超電導磁石の設計・開発に不可欠であること示した。本研究に基づくコイル内部の発熱による冷媒流量低下の考え方は、今後の強制冷凍超電導磁石のシステム設計に大きく貢献するものと思う。

This is a blank page.

謝辞

本研究は、日本原子力研究所超電導磁石研究室において、実証ポロイダル・コイル、超電導工学試験装置、ITER 国際共通試験装置、および Ic テスト・スタンドを用いて行ったものです。

本研究の遂行にあたりご指導、ご鞭撻をいただいた島本進元所長（現東北大学教授）、太田充前所長（現日本アドバンストテクノロジー（株）社長）、松田慎三郎所長、関昌弘部長、関省吾次長の各位に感謝致します。また、超電導磁石研究室辻博史室長には、終始ご助言をいただきました。ここに記して感謝いたします。

試験コイル、試験装置、サンプルの設計と開発およびそれらの試験にあたり、共同で研究を行った超電導磁石研究室の室員、安藤俊就、高橋良和、檜山忠雄、多田栄介（現 ITER 開発室安全評価グループ・リーダー）、西正孝（現トリチウム工学研究室長）、奥野清（現 ITER 中央チーム・グループ・リーダー）、吉田清（現 ITER 中央チーム）、小泉興一（現炉構造研究室長）、中嶋秀夫、加藤崇、磯野高明、小泉徳潔、濱田一弥、布谷嘉彦、松井邦浩、三浦友史（現 JT-60 第 1 試験室）、河野勝己、塙博美、押切雅幸、西島元（現東北大学金属材料研究所）、土屋佳則、各位によるこれまでの研究の蓄積、日々の協力、および討論に感謝の意を表します。

This is a blank page.

付録 A

極低温ヘリウム循環ポンプ開発およびヘリウム流量計の開発の経緯

本論文では冷媒流量低下現象を研究主題として、大型強制冷凍超電導コイルのヘリウム流量計測を行っている。また、極低温ヘリウム循環ポンプが冷媒である超臨界ヘリウムをコイルに供給している。

そもそも、強制冷凍超電導コイルへ適用する極低温ヘリウム循環ポンプの開発とヘリウム流量測定技術それ自身も大きな研究課題である。20年来の日本原子力研究所（原研）での自主的開発により、これらの技術は着実な進展を見せている[1]。

これらの研究成果を基盤として、強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下現象の諸問題を見出し、本研究にてこれを解明した。そこで本研究の基盤である極低温ヘリウム循環ポンプの開発とヘリウム流量測定技術の開発が、これまでどのように推進されてきたかを以下に記述する。

強制冷凍超電導コイルの冷凍方式には室温コンプレッサ方式と極低温循環方式と呼ばれる2つの方法がある（図1.3、6ページ参照）。極低温循環方式は室温コンプレッサ方式に較べ、運転のための電力が少なくてすむため、大型強制冷凍超電導コイルの冷凍方式として用いられている。極低温循環方式では、ヘリウム冷凍機に直結されたヘリウム熱交換器と、その中に置かれた極低温ヘリウム循環ポンプにより、コイルにヘリウムを供給する。

この極低温循環方式の冷凍方式において、最も重要な機器が極低温ヘリウム循環ポンプである。極低温ヘリウム循環ポンプの効率が悪いと運転のための電力が大きくなり、その採用のメリットがなくなってしまう。このため効率の高い極低温ヘリウム循環ポンプの開発が求められ、原研では1983年以来その開発を精力的に続けてきた。極低温ヘリウム循

環ポンプ開発の経緯を図 A.1 に示す。

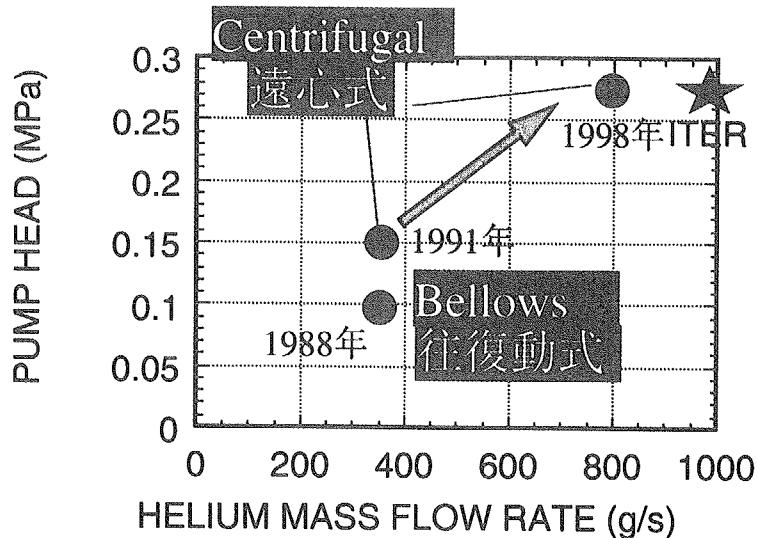


図 A.1: 極低温ヘリウム循環ポンプ性能の進展。丸印は達成された性能（実験値）であり、西暦はその達成年を示す。星印は、国際熱核融合実験炉 (ITER) の超電導コイルの冷凍に必要なポンプの性能（開発目標）を示す。

一方、低温循環式の冷凍方式では、極低温側に設置されたヘリウム貯槽の圧力により強制冷凍超電導コイルの供給温度を制御することができる。ヘリウム貯槽内の圧力を減圧すればヘリウムの飽和温度がこれに応じて低くなり、4.2K より低い温度を作り出すことができる。この温度が、強制冷凍超電導コイルへの冷媒供給温度となる。

強制冷凍超電導コイルの超電導性能の点から、冷媒の供給温度がより低いことは望ましい。分流開始温度 (T_{cs}) までの運転裕度 (T_{cs} margin) が大きく取れるためである。

ヘリウム貯槽内の圧力を減圧する目的で、低温排気ポンプ (Cold compressor) と呼ばれる機器が必要となり、その開発も別途行う必要があった。低温排気ポンプの運転条件は、極低温ヘリウム循環ポンプのそれに較べ一定といえる。冷凍機から見ると、大きな熱負荷の発生源は超電導コイルそれ自身であるため、その通電条件により熱負荷が大きく変動する。低温排気ポンプは、これに直接接続されていない分、その運転負荷は定常といえる。

A.1 往復動式ベローズ型ポンプの開発

極低温ヘリウム循環ポンプの開発は、往復動式のベローズ型ポンプ（アコーディオン型）から開発がスタートした。これは、往復動式のベローズ型ポンプが比較的構造が簡単であ

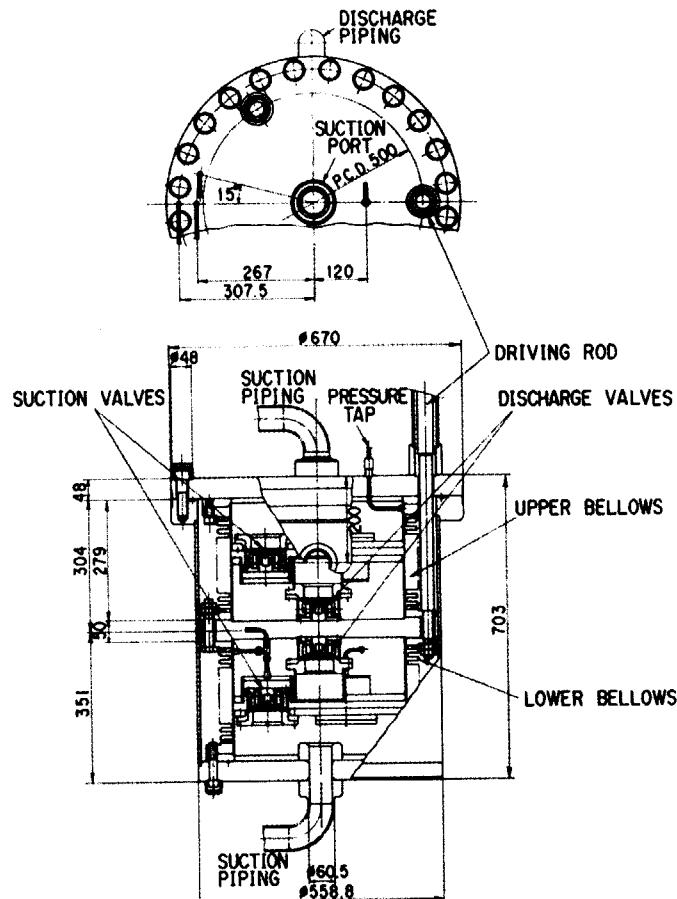


図 A.2: 実証ポロイダル・コイル (DPC) 用極低温ヘリウム循環ポンプの断面図[2]。
往復動式のベローズ型ポンプ（アコードイオン型）の開発に成功した。

り各種の流体に対応できること、ピストンとシリンダー間のシール性の問題及び摺動摩擦による発熱が避けられる点からこのような選択がなされた。一方その開発課題として、往復動式のベローズ型ポンプに採用するベローズの極低温での耐久性を開発・検証する必要があった。

まず、開発の第一段階として、ポンプ・ヘッド 100kPa、ヘリウム流量 100g/s のポンプが試作された。その後ポンプ・ヘッド 80kPa、ヘリウム流量 300g/s の極低温ヘリウム循環ポンプが試作された。最終的には、実証ポロイダル・コイル (Demo Poloidal Coil: DPC) 用の極低温ヘリウム循環ポンプの開発に成功した[2]。

DPC 用の極低温ヘリウム循環ポンプの断面図を図 A.2 に、また外観図を図 A.3 に示す。この極低温ヘリウム循環ポンプにより第 2 章に示した 3 つの強制冷凍超電導コイルの実験

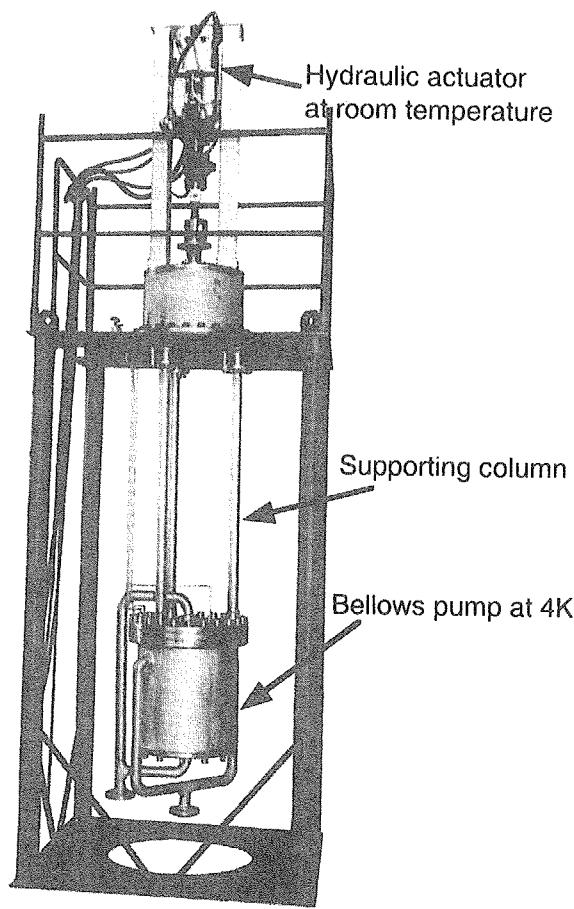


図 A.3: 往復動式極低温ヘリウム・ポンプ（ベローズ型、アコーディオン・タイプ）の外観図。上部が室温部に置かれたポンプ駆動装置であり、推力 3 トン（約 30kN）まで発生できる。この駆動装置から 3 本のコラムで、ポンプ本体（下部）が連結されている。ポンプ本体は断熱真空中に設置され、内部はヘリウムで満たされる。この極低温ヘリウム循環ポンプにより第 2 章に示した 3 つの強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下実験は行われた。

は行われた。また、この極低温ヘリウム循環ポンプの性能曲線は第 3 章、図 3.1(47 ページ)に記載した。

このポンプの特徴は、次のとおりである。

- 大口径ベローズの適用: 大流量を確保し脈流の発生を押さえるために、大口径のベローズを上下対向に設置した。
- ベローズの耐久性: ポンプの耐久性は、駆動部すなわちベローズの耐久性に依存する。本ポンプのベローズは肉厚 0.33mm のステンレス鋼 (SUS304L) のシート材を 5 枚積層し成型したものを用いている。このベローズの耐久性の確認のために、製

品と同じベローズを用いて液体ヘリウム温度(4K)における疲労試験(10^7 回以上)を行い、異常がないことを確認している。

- バネ式吸入・吐出弁の採用: ポンプに組み込まれる吸入および吐出弁の構造は、ポンプ性能に大きな影響を及ぼす。吸入および吐出弁の全閉時の流動抵抗、また弁の動作時間と開閉のタイミングのズレによりポンプ効率が決まってしまう。各種試験を行った結果、最も流動抵抗が少なく、開閉のタイミングのズレにくい弁構造が得られた組み合わせ(弁体:チタン合金、弁座:ステンレス鋼(SUS316L))を用いたバネ式吸入・吐出弁を採用している。

A.2 遠心式極低温ヘリウム循環ポンプの開発

強制冷凍超電導コイルが大型化し、供給する超臨界ヘリウムの大流量化が常に要請され、大流量の極低温ヘリウム循環ポンプ開発が常に求められている。A.1項で示した往復動式の極低温ヘリウム循環ポンプでは、駆動装置の推力の限界からそれ以上の流量の供給は難しい。往復動式の極低温ヘリウム循環ポンプの大流量化はそれまでの原研での開発により達成され、これ以上の流量供給には別のタイプの極低温ヘリウム循環ポンプ開発が必要となった。

大流量かつ高効率での超臨界ヘリウムの供給のため、遠心式極低温ヘリウム循環ポンプ(Centrifugal cryogenic pump)の開発に着手した。

まず、低温排気ポンプに遠心式を採用し、その開発を1984年から行った。この遠心式低温排気ポンプの開発の成功により、実際の強制冷凍超電導コイル(実証ポロイダル・コイル)へ4.2Kより温度の低い超臨界ヘリウムが初めて安定的に供給できるようになった[3]。

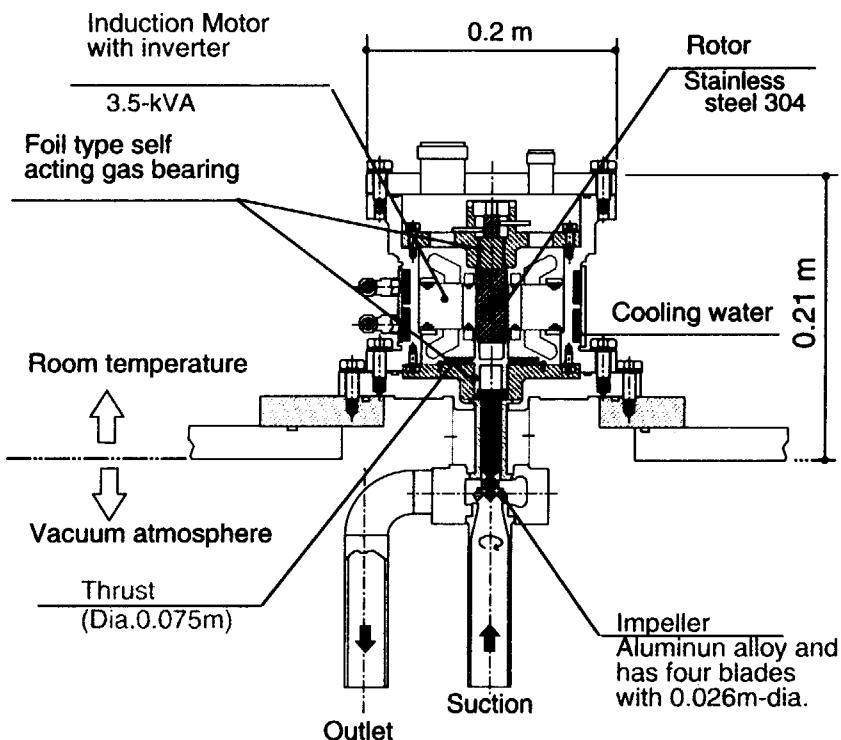
極低温ヘリウム循環ポンプと低温排気ポンプは、その使用目的は異なるが、共に極低温(4K)で動作するヘリウム用遠心式ポンプである。このため低温排気ポンプで培われた技術を更に発展させることにより、遠心式極低温ヘリウム循環ポンプの開発が始まった。

1991年に遠心式極低温ヘリウム循環ポンプの第一段階として、流量350g/s、ポンプ・ヘッド0.15MPaの開発に成功した[4]。インペラー(Impeller)はアルミ精密鋳造により製作し、シェラウド(Shroud cover)付きの4枚の翼(Blade)を採用した。ジャーナル(Journal bearing)およびスラスト(Thrust bearing)軸受にはガス動圧軸受を採用した。またスラスト荷重増強のため、永久磁石によりロータを下支えしている。この遠心式極低温ヘリウム循環ポンプは、原研所有の試験装置にてその特性を評価した。定格の流量350g/s、ポンプ・ヘッド0.15MPaを27,000rpmにて達成し、断熱効率は86%に達した。この遠心式極

低温ヘリウム循環ポンプの開発成功を期に、強制冷凍超電導コイル用の遠心式ポンプの開発が注力されるようになった。

1998年には流量800g/s、ポンプ・ヘッド0.275MPaの開発に成功した[5]。インペラは直径26mmである。大流量化に伴う周速度の増加のため、比強度の大きいアルミ合金をインペラ採用した。ジャーナルおよびスラスト軸受は動圧ガス方式を用いている。本極低温ヘリウム循環ポンプの断面図を図A.4に示す。また、本ポンプのローターを図A.5に示す。

本ポンプは、原研所有のITER国際共通試験装置（2.2.2項、15ページ参照）[6, 7]に組み込んで、性能評価試験を行った。本ポンプの性能を図A.6に示す。最大1.1kg/sのヘリウム流量を供給することができ、その断熱効率は80%を越える。これにより、ITER実機用極低温ヘリウム循環ポンプの開発が完了したと言える。



図A.4: 開発した世界最大の強制冷凍超電導コイル用極低温ヘリウム循環ポンプ。流量800g/s、ポンプ・ヘッド0.275MPaの定格を有する[5]

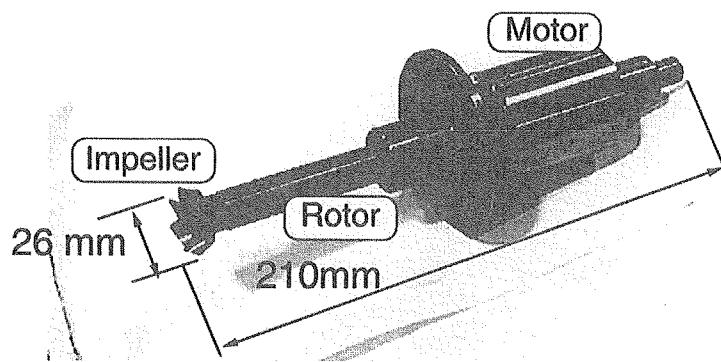


図 A.5: 開発した世界最大の強制冷凍超電導コイル用極低温ヘリウム循環ポンプのローター。インペラーには、比強度の大きいアルミ合金を採用した。

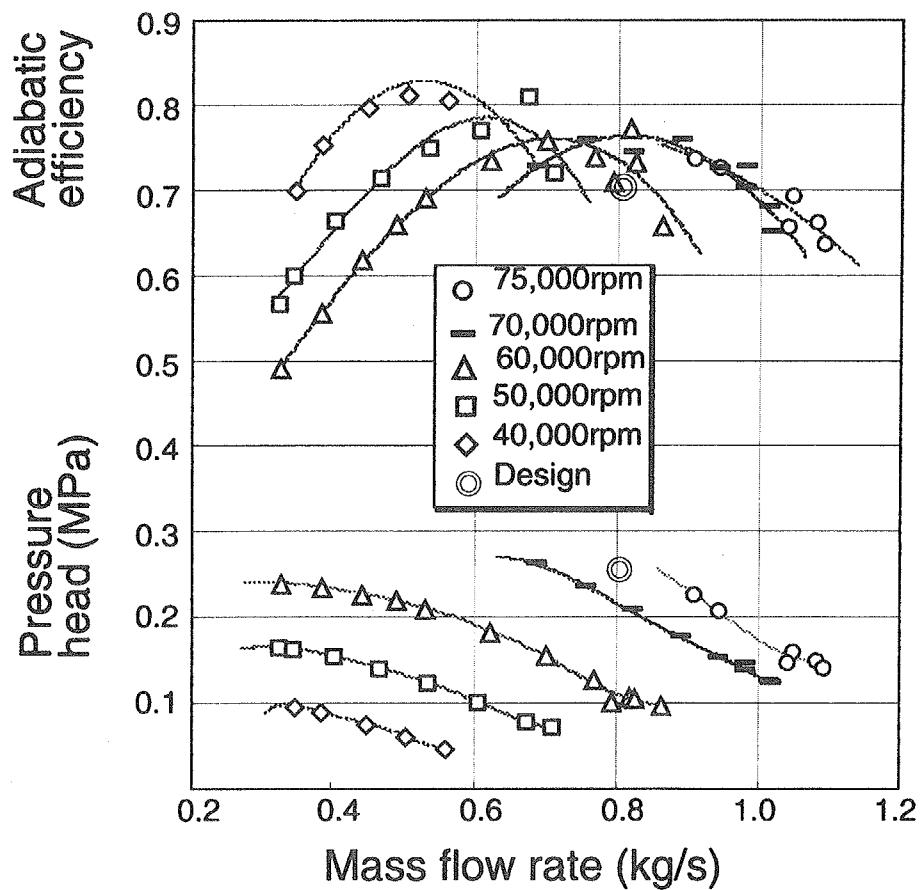


図 A.6: 開発した世界最大の強制冷凍超電導コイル用極低温ヘリウム循環ポンプの性能曲線

A.3 オリフィス型ヘリウム流量計の開発

強制冷凍超電導コイルの流量制御のためには、そのヘリウム流量計測技術の開発が不可欠である。またコイルの予冷段階での流量のアンバランスを避ける意味でも、冷媒の流量計測は不可欠である。このために原研では 1980 年からヘリウム流量測定の技術開発を行ってきた。

オリフィスを用いたヘリウム流量計測に着目し、これを遂行してきたが、その出発点は次の利点を勘案したことによる。

- 動作原理の簡易性: 動作原理が単純で、これにより取扱も容易と考えられたこと。
- 常温流体での実績: 常温流体（例えば水）の流量計測では、既に確立された技術であり。これを技術開発することにより 4K でのヘリウムの流量計測に適用可能と考えた。
- コンパクトな構造: 計測部がコンパクトで、この計測のために多くの空間を必要としないこと。強制冷凍超電導コイルの冷凍配管中に組み込みが可能であり、真空断熱容器中に配置できること。このためコイルのきわめて近くで流量の測定が可能であること。

試作の末、完成したオリフィスを用いた差圧流量計を図 A.7 に示す。強制冷凍超電導コイルへの冷凍配管中にオリフィス板を置き、その前後から圧力タップを取り出す。これらの差圧を測定することにより、ヘリウムの流量を求めることができるようになった。

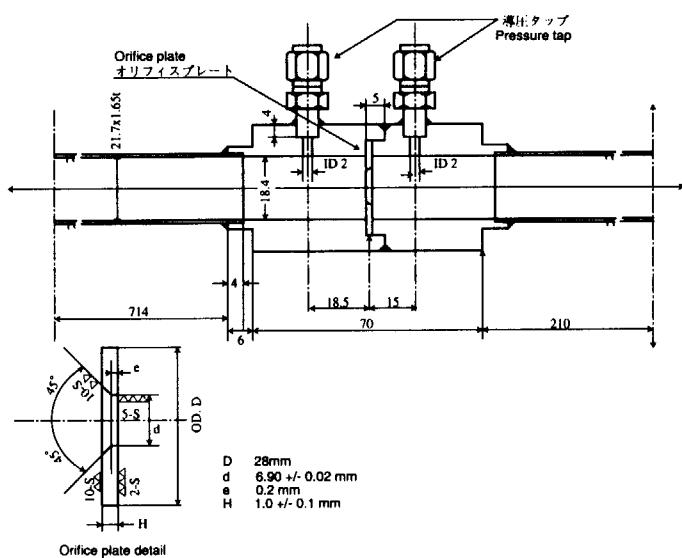


図 A.7: 開発したオリフィスを用いた差圧流量計

オリフィスを用いた差圧流量計の計測の全容を図 A.8 に示す。測定部は強制冷凍超電導コイルと共に真空断熱容器内に置く。オリフィス板は強制冷凍超電導コイルの近傍の冷凍配管に設置している。この前後から導圧管を取り出し、断熱真空容器の外部に導出し、差圧を室温で測定する。あわせて温度計を組み込み、ヘリウム温度を計測する。

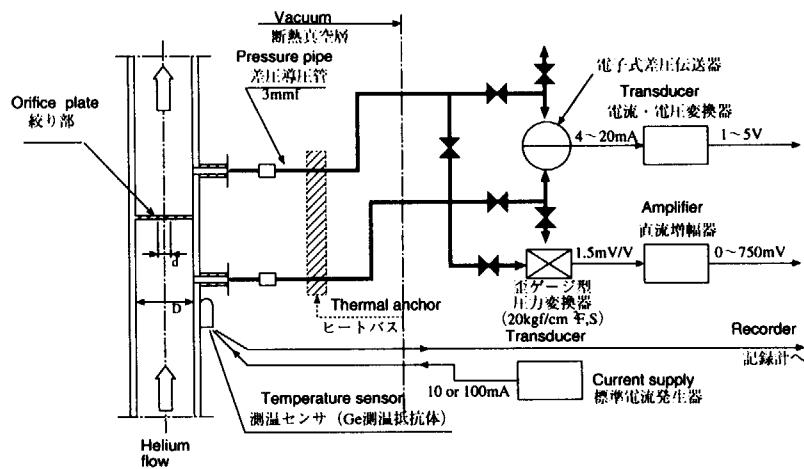


図 A.8: オリフィスを用いた差圧流量計によるヘリウム流量計測の全容

オリフィスを用いた差圧流量計の開発の過程で、次に示す較正実験を行ってその流量計測の精度を実証している。図 A.9 にヘリウム流量較正実験の概要を示す。開発したオリフィスを用いた差圧流量計を図 A.9 に示す真空断熱層に設置する。併せて真空断熱層にはヘリウム貯槽を置き、差圧流量計を通してヘリウムを常温中に送れる構造にした。このヘリウムを差圧流量計を通して、常温中に送る。ヘリウム貯槽にはヒータを設置しており、これにより貯槽内の圧力を制御する。これにより超臨界ヘリウムを生成することができる。極低温の液体あるいは超臨界ヘリウムは、熱交換器により加温されながら、温度を上げていく。常温側には基準流量計を置き、室温でのヘリウム・ガスの流量を測定する。差圧流量計による流量と室温での基準流量計による流量測定結果を比較している。

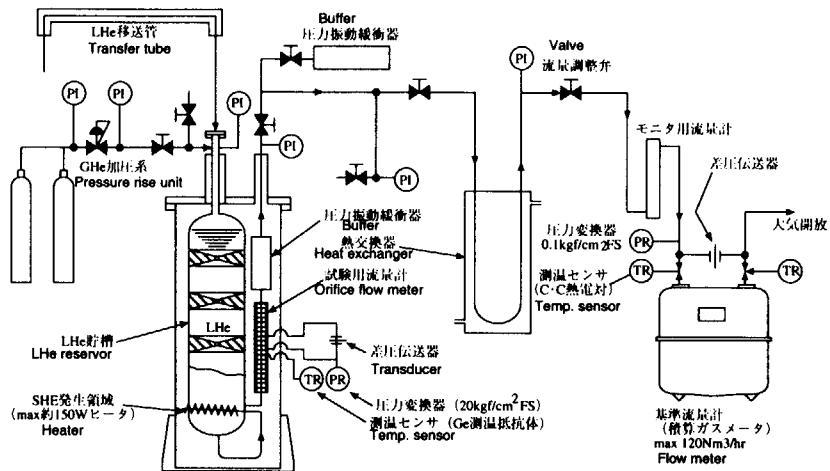


図 A.9: オリフィスを用いた差圧流量計の較正実験。液体ヘリウムをトランスファ・チューブによりヘリウム貯槽に移送する。ヘリウム貯槽内の圧力は、貯槽内に設置したヒーターにより制御し、超臨界ヘリウムを生成する。ヘリウムを較正する差圧流量計に流す。差圧流量計を通ったヘリウムは熱交換機により加温し、室温空間に置かれた基準流量計に送られる。

差圧流量計による流量と室温での基準流量計による流量測定結果を図 A.10 に示す。この実験時のヘリウム圧力は 0.01MP から 0.13MPa まで、温度は 4.2K から 300K であった。本較正実験の実験の偏差（Deviation）を次のように定義した。

$$e = \left\{ \frac{E_M}{E_S} - 1 \right\} \times 100(\%) \quad (\text{A.1})$$

ここで、 E_M :オリフィスによる差圧流量計の流量、 E_S :基準流量計による流量である。偏差は $3\pm\%$ 以内であり、十分実用に耐えることがこの実験により確かめられた。

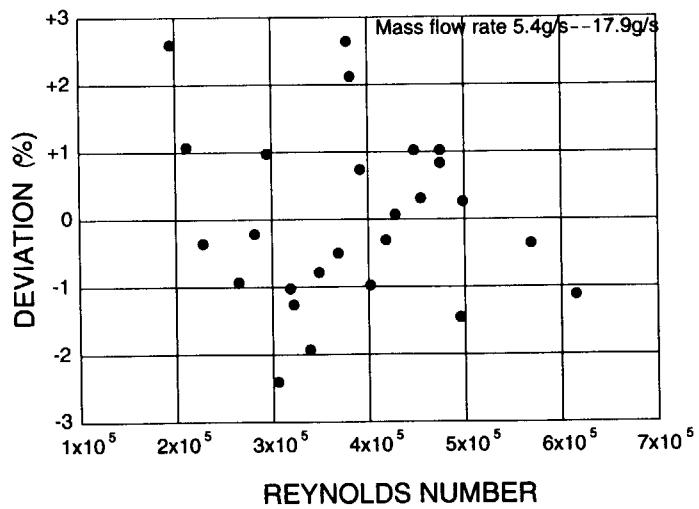


図 A.10: オリフィスを用いた差圧流量計の較正実験結果。開発した差圧流量計の精度は ±3%以内である。

This is a blank page.

引用文献

- [1] 加藤崇: 超臨界圧ヘリウム・ポンプ、ターボ機械, 2000, **28(9)**, 536–545
- [2] 山村秀政、多田栄介、加藤崇、檜山忠雄他: 実証ロイダルコイル付属冷凍系-大型低温循環ポンプ性能試験結果、低温工学, 1989, **24(1)**, 36–43
- [3] 佐藤昌彦、河野勝己、多田栄介、加藤崇、檜山忠雄他: 実証ロイダルコイル付属冷凍系-低温排気ポンプ性能試験結果、低温工学, 1989, **24(1)**, 29–35
- [4] T.Kato, H.Ishida, E.Tada, T.Hiyama, et al.: Development of a Large Centrifugal Cryogenic Pump, Advances in Cryogenic Engineering, 1992, **37**, 845–852
- [5] K.Kawano, T.Kato, T.Shimba, K.Hamada, et al.: Development of a 1-kg/s Scale Supercritical Helium Pump, Proc. of ICEC17, 1998, Bournemouth, UK, Institute of Physics Publishing, 255–258
- [6] S.Shimamoto, K.Hamada, T.Kato, H.Nakajima, et al.: Construction of ITER Common Test Facility for CS Model Coil, IEEE Transaction on Magnetics, 1996, **32(4)**, 3049–3052
- [7] H.Nakajima, T.Hiyama, T.Kato, K.Kawano, et al.: Construction and Commissioning Test Results of the Test Facility for the ITER CS Model Coil, Fusion Tech., 1996, **30**, 1248–1252

This is a blank page.

付録 B

極低温でのヘリウム物性

本研究では、超臨界ヘリウムを冷媒とした強制冷凍超電導コイルの冷媒流量低下現象を実験的及び解析的に取扱った。このため冷媒であるヘリウムの使用温度（4K 近傍）での物性値は、本研究において必要不可欠なものである。一方、ヘリウムの温度 4K 近傍での物性は、大きく変化することが一般的に知られている。このためここに本論文で使用したヘリウムの物性値を明記しておく。

温度 4K 近傍でのヘリウムの密度、粘度、および定圧比熱をそれぞれ図 B.1、図 B.2、および図 B.3 に示す。これらの物性は以下の文献より引用した。

V.D. Arp, R.D. McCarty: Thermophysical properties of Helium-4 from 0.8 to 1500 K with pressures to 2000 MPa, NIST Technical Note 1334, 1989, US Government printing office.

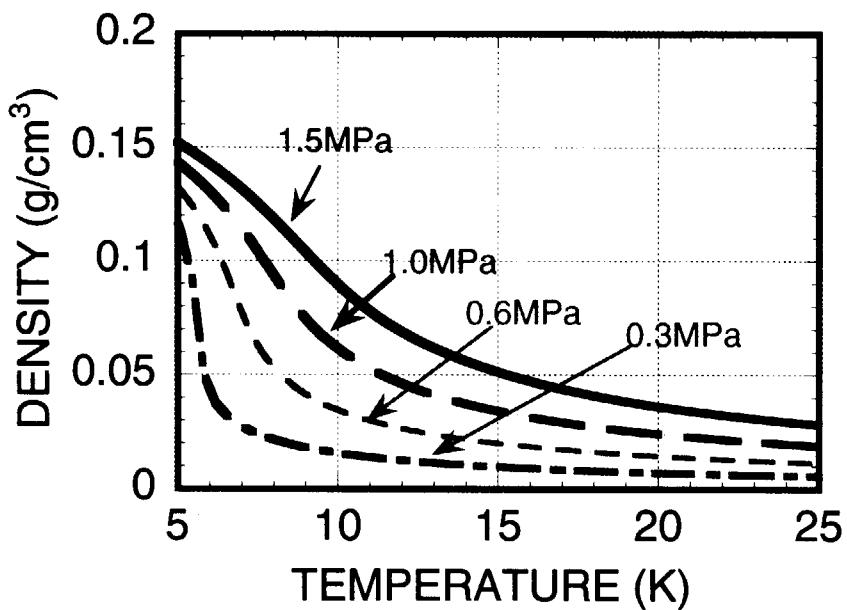


図 B.1: 温度 4K 近傍のヘリウム密度。強制冷凍超電導コイルの運転条件である 1MPa 以下の圧力では、ヘリウム密度は急激に小さくなる。

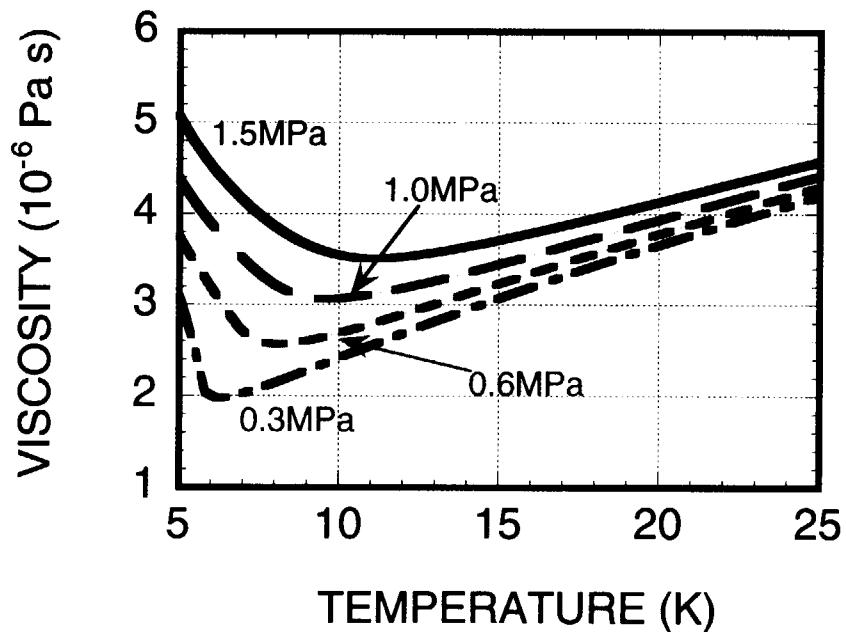


図 B.2: 温度 4K 近傍のヘリウム粘度。ヘリウム粘度は 10K 以下で極小値を持ち、その後温度に応じて大きくなる。

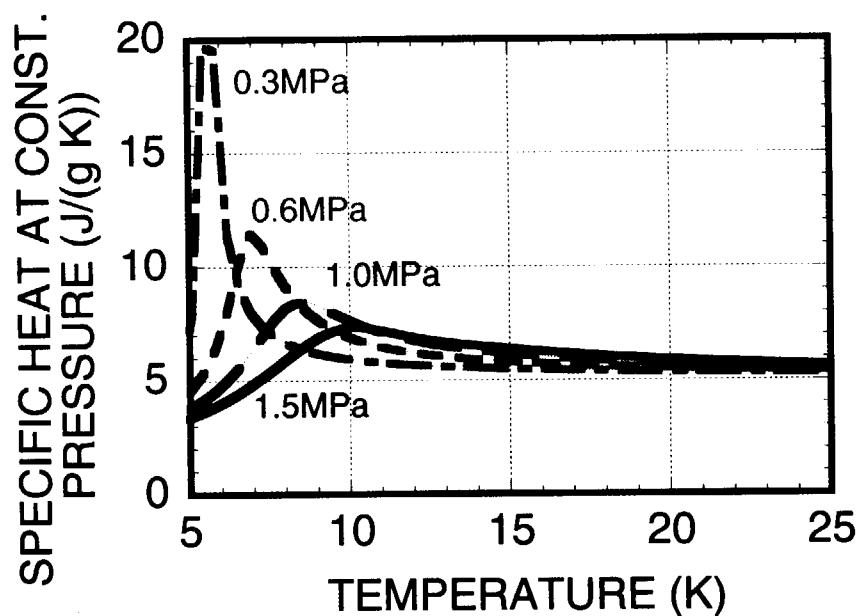


図 B.3: 温度 4K 近傍のヘリウム定圧比熱。ヘリウム定圧比熱は、4K 近傍で著しい極大値を有する。

This is a blank page.

索引

ア

- 安定運転限界 9, 13, 46, 59
 インペラ 119
 運動量方程式 50
 エネルギー方程式 50
 FOP, Figure of Performance 6
 オリフィス 122
- カ
- 核加熱 26
 カテーダの式 51
 加藤変数 6
 管摩擦係数 51
 管路モデル 97
 急速加熱 83
 強制冷凍 4
 ケーブル・イン・コンジット導体 13, 33
 コイル安定通電条件 74
 コイル保護 83
 極低温循環系 49
 極低温循環方式 5, 115
 極低温循環ポンプ 46
 遠心式 119
 -特性曲線 47
 ベローズ型 117
 -接線係数 47, 54
- サ
- 差圧流量計 122

- サブ・クール 15
 CIC 導体 13, 33
 室温コンプレッサ方式 5, 115
 実効加熱時間 98
 実証ポロイダル・コイル計画 13
 浸漬冷却 5
 スプリット型コイル 91
 SMES モデル・コイル 33
 性能係数 6
 ゼロ流量温度 73
 層流域 52
- タ
- 多田の式 51
 ダルシー・ワイスバッハの式 50
 中心ソレノイド・コイル 3
 超電導燃線 86
 長パルス運転 109
 超臨界ヘリウム 4
 低温排気ポンプ 15, 116
 定常運転 3
 定常流 49
- DPC 計画
- DPC-TJ 18
 US-DPC 25
 トロイダル磁場コイル 3
- ナ
- 熱伝導方程式 97

熱量法 22, 93

ハ

ハーゲン・ポアズイユの式 52
 パルス運転 3
 非圧縮流 49
 ブラジウスの式 51
 分流開始温度 74
 ヘリウム移動距離 40, 60
 ヘリウム定圧比熱 99
 ベルヌーイの定理 49
 ボロイダル磁場コイル 3

ラ

乱流域 52
 流体法 83
 流量低下モデル 48
 ヘリウム膨張による— 66
 流量低下率 23, 54, 67
 流路抵抗 45
 臨界圧力 4
 冷媒流量低下現象 8, 13, 45
 急速加熱による— 94
 非定常— 83
 連続の式 50, 67

国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N·m
工率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	A·s
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m ²
放射能	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名 称	記 号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名 称	記 号
オングストローム	Å
バーン	b
バール	bar
ガル	Gal
キュリ	Ci
レンントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

$$1 \text{ Å} = 0.1 \text{ nm} = 10^{-10} \text{ m}$$

$$1 \text{ b} = 100 \text{ fm}^2 = 10^{-28} \text{ m}^2$$

$$1 \text{ bar} = 0.1 \text{ MPa} = 10^5 \text{ Pa}$$

$$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm/s}^2 = 10^{-2} \text{ m/s}^2$$

$$1 \text{ Ci} = 3.7 \times 10^{10} \text{ Bq}$$

$$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{ C/kg}$$

$$1 \text{ rad} = 1 \text{ cGy} = 10^{-2} \text{ Gy}$$

$$1 \text{ rem} = 1 \text{ cSv} = 10^{-2} \text{ Sv}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10^{18}	エクサ	E
10^{15}	ペタ	P
10^{12}	テラ	T
10^9	ギガ	G
10^6	メガ	M
10^3	キロ	k
10^2	ヘクト	h
10^1	デカ	da
10^{-1}	デシ	d
10^{-2}	センチ	c
10^{-3}	ミリ	m
10^{-6}	マイクロ	μ
10^{-9}	ナノ	n
10^{-12}	ピコ	p
10^{-15}	フェムト	f
10^{-18}	アト	a

(注)

- 表1～5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換 算 表

力	N(=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
1	0.101972	0.224809	
9.80665	1	2.20462	
4.4822	0.453592	1	

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa}\cdot\text{s} (\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2) = 10 \text{ P(ボアズ)} (\text{g}/(\text{cm}\cdot\text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St(ストークス)} (\text{cm}^2/\text{s})$$

圧	MPa(=10 bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
力	1	10.1972	9.86923	7.50062×10^3	145.038
0.0980665	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
0.101325	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322×10^{-4}	1.35951×10^{-3}	1.31579×10^{-3}	1	1.93368×10^{-2}
	6.89476×10^{-3}	7.03070×10^{-2}	6.80460×10^{-2}	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft · lbf	eV	1 cal = 4.18605 J(計量法)
	1	0.101972	2.77778×10^{-7}	0.238889	9.47813×10^{-4}	0.737562	6.24150×10^{-8}	= 4.184 J(熱化学)
9.80665	1	2.72407	10^{-6}	2.34270	9.29487×10^{-3}	7.23301	6.12082×10^{-9}	= 4.1855 J(15 °C)
3.6×10^6	3.67098×10^5	1	8.59999×10^5	3412.13	2.65522×10^6	2.24694×10^{25}		= 4.1868 J(国際蒸気表)
4.18605	0.426858	1.16279×10^{-6}	1	3.96759×10^{-3}	3.08747	2.61272×10^{19}	仕事率 1 PS(仏馬力)	
1055.06	107.586	2.93072×10^{-4}	252.042	1	778.172	6.58515×10^{21}	$= 75 \text{ kgf}\cdot\text{m/s}$	
1.35582	0.138255	3.76616×10^{-7}	0.323890	1.28506×10^{-3}	1	8.46233×10^{18}	= 735.499 W	
1.60218×10^{-19}	1.63377×10^{-20}	4.45050×10^{-26}	3.82743×10^{-20}	1.51857×10^{-22}	1.18171×10^{-19}	1		

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad
	1	2.70270×10^{-11}		100	
	3.7×10^{10}	1	0.01	1	

照 射 線 量	C/kg	R
	1	3876
	2.58×10^{-4}	1

線 量 当 量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

強制冷凍超電導コイルの流量低下現象とコイル安定運転限界に関する研究