20 T 大口径超電導マグネットの開発 (II)

—冷却系設計—

木 吉 司, 井 上 廉, 伊藤喜久男
竹内 孝夫, 和 田 仁, 前 田 弘
黒石 一夫*, 滝沢 照広, 鈴木 史男*, 森 英 明**

金属材料技術研究所 つくば市千現 1-2-1

* 日立製作所日立工場 日立市幸町 3-1-1

** 日立製作所機械研究所 土浦市神立町 502

(1992 年 8 月 24 日受理)

Development of 20 T Large Bore Superconducting Magnet (II)
—Design for Cooling System—

Tsukasa KIYOSHI, Kiyoshi INOUE, Kikuo ITOH,
Takao TAKEUCHI, Hitoshi WADA, Hiroshi MAEDA,
Kazuo KUROISHI*, Teruhiro TAKIZAWA*, Fumio SUZUKI* and Hideaki MORI**

National Research Institute for Metals, 1-2-1 Sengen, Tsukuba 305

* Hitachi Works, Hitachi, Ltd., 3-1-1 Saiwai-cho, Hitachi 317

** Mechanical Engineering Research Laboratory, Hitachi, Ltd., 502 Kandatsu-cho, Tsuchiura 300

(Received August 24, 1992)

Synopsis:

A 20 T large bore superconducting magnet has been developed at the National Research Institute for Metals. In this paper, design for its cooling system is mainly discussed. As a coolant for this magnet, saturated superfluid helium has been applied. Two separated chambers where two coils are placed, respectively, are evacuated with rotary pumps. A liquid helium tank is equipped with each chamber over the coils. This tank functions as a reservoir of liquid helium and source of cooling gas for power leads. Two outer coils are designed to be cryogenically stabilized in saturated superfluid helium.

1. はじめに

科学技術庁金属材料技術研究所で開発された 20 T 大口径超電導マグネットについては、すでにそのコイル設計に関して報告した¹⁾。本マグネットは、より広い空間に、より高い磁界を発生することを目的として開発されたが、高磁界発生の有力な手法は、液体ヘリウムの沸点である 4.2 K より低い温度で運転し、超電導体の臨界電流特性を向上させることである。超流動ヘリウムにはそのほかに冷却熱流束の増加、気泡を生じないため冷却面積の確保が容易といった利点があり、本マグネットのコイル設計はそれらを積極的に利用している。近年加圧超流動ヘリウムを冷媒として採

用する大型超電導マグネットが増加している²⁾が、本マグネットでは大型のマグネットとしては初めて飽和超流動ヘリウムの採用を試みた。これはクライオスタットの構造が簡単で運転も容易、さらに熱交換器を持たないため排気能力に比例した冷凍能力を持つという点に利点を見いだしたためである。

飽和超流動ヘリウムの採用に関しては気相中での放電耐圧の低さを理由に疑問視する意見が多く、著者らも励磁試験が終了するまで十分な確信を抱くことができなかったのが実情である。確かにヘリウムの 1.8 K での飽和蒸気圧が 12 Torr であることから、Paschen の法則に従えば、同じ放電電圧に対し 63 倍の絶縁距離を必要とすることになる。しかしこれまでの試験結

Fig.1 Helium flow diagram of the 20 T large bore superconducting magnet.

果から判断すると、この点についても解決できたと考えられる。先に述べたように、飽和超流動ヘリウムを大型超電導マグネットの冷媒として本格的に採用した例は、本システムが最初であるため、本論文ではこの飽和超流動ヘリウム冷却を中心として、マグネットの冷却系について報告する。

2. ヘリウム冷却系システム

2.1 ヘリウム冷却系全体フロー

Fig.1 に本マグネットのヘリウム冷却系のフロー図を示す。現在は、ヘリウム液化・冷凍機が設置されていないため、液体窒素で予冷し、置換した後液体ヘリウムをコンテナより供給して運転を行っている。最終的にはヘリウム液化・冷凍機システムに組み込み、閉ループ運転を行う予定である。

本システムでは、飽和超流動ヘリウムの液面は JT 弁の開度で、温度は真空ポンプの上流側に付けられたバルブ (Fig.1 の系統(c)) の開度で、それぞれ制御している。液体ヘリウムはバルブ操作ボックスを経由して、まず各槽のコイル上部に吊り下げられた 4.2 K 槽へ貯液され、この 4.2 K 槽から JT 弁を通ることで等エンタルピー膨張し、減圧された 1.8 K 槽へ供給される。1.8 K 槽は油回転ポンプにより 12 Torr まで減圧

されており、蒸発したヘリウムはこのポンプによって排気される。

このように本マグネットシステムでは熱交換器を経由せず、冷媒を直接排気しているため、クライオスタットの構造が加圧超流動ヘリウム冷却システムと比較すると単純であり、熱交換器により冷凍能力を低下されないという利点を有する。さらに、クエンチ発生時等のヘリウム放出用安全弁も室温安全弁で良いという利点を有している。Table 1 に飽和、加圧それぞれの超流動ヘリウム冷却システムの比較を示す。加圧超流動ヘリウム冷却では通常、排気したヘリウムを液体ヘリウム中で積極的に熱交換しているが、本マグネットのような大規模な装置では、冷凍能力を犠牲とせず十分な効率を持つ熱交換器を設置することは困難であり、またクライオスタットが複雑となる。さらに場合によっては低温安全弁の必要が生ずる。このように飽和超流動ヘリウム冷却の利点を失うため、液体ヘリウムとの間で積極的な熱交換は行わず、4.2 K 槽の底部に取り付けた輻射シールド板の材質を銅とし、その冷却を期待するだけとした。

2.2 ヘリウム供給系

本マグネットは内槽、外槽の 2 槽に分かれているが、それぞれに冷凍機からトランスファーチューブを

Table 1 Comparison between cooling system with saturated superfluid helium and that with pressurized superfluid helium.

	Saturated	Pressurized
Structure of cryostat	<ul style="list-style-type: none"> • Simple Liquid helium tank 	<ul style="list-style-type: none"> • Complicated Heat exchanger Insulating separator Safety valve in low temperature region
Cooling heat flux	<ul style="list-style-type: none"> • Large 	<ul style="list-style-type: none"> • Very large 2-3 times better than saturated superfluid helium
Discharge problem	<ul style="list-style-type: none"> • Severe Solvable with design 	<ul style="list-style-type: none"> • Ordinary attention
Ratio of cooling power to pumping power	<ul style="list-style-type: none"> • Large 	<ul style="list-style-type: none"> • Small Limited with heat exchanger
Cool-down operation from 4.2 K to 1.8 K	<ul style="list-style-type: none"> • Easy 	<ul style="list-style-type: none"> • Difficult Requirement of controlling temperature balance through heat exchanger
Response to energy input	<ul style="list-style-type: none"> • Good Increase of cooling power with chamber pressure 	<ul style="list-style-type: none"> • Bad Constant cooling power
Pressure release	<ul style="list-style-type: none"> • Safety valve in room temperature region 	<ul style="list-style-type: none"> • Safety valve in low temperature region

持続するのは不合理と判断し、バルブ操作ボックスを設置した。このバルブ操作ボックス内で液体ヘリウム、予冷用ガス、置換用室温ガスの切替えを行っている。

バルブ操作ボックスで分配された液体ヘリウムは内槽、外槽それぞれの 4.2 K 槽へ供給される。トランスファーチューブの両端および 4.2 K 槽の液体ヘリウムの出口にはフィルターを装着し、JT 弁の目詰まりを防止している。

4.2 K 槽と 1.8 K 槽の間には 2 本のヘリウム供給管を設けている。1 本は予冷および液体ヘリウムの貯液用で、開口部は 1.8 K 槽の底部とした。この供給管は多量の流体を流す必要があるため、4.2 K 槽直下に取り付けた自動開閉バルブの C_v 値 (流量係数) は外槽、内槽用それぞれ 9.0、6.0 と大きくした。

もう 1 本は JT 弁が組み込まれた供給管であるが、弁自体はやはり 4.2 K 槽直下に取り付け、開口部を超流動ヘリウムの制御液面の上とした。液面がコイルフランジ面より 20 cm 以上高いため、液面の変動より熱侵入の低減を優先させている。JT 弁は流量調節弁であり、補給に必要な C_v 値が外槽で 0.025、内槽で

0.0063 となるのでそれぞれ余裕を取り 0.035、0.007 とした。JT 弁の周囲にはヒータを巻き付け、目詰まりを加熱除去できるようにしている。

4.2 K 槽の下に組み込んだ自動バルブを開閉するスピンドルの長さは 2 m に達し、極低温用の長軸バルブとしては前例のないものであるが、現在のところ順調に作動している。

2.3 飽和超流動ヘリウム槽 (1.8 K 槽)

コイルが置かれる飽和超流動ヘリウム槽 (1.8 K 槽) には、外槽、内槽それぞれ 800 l、86 l のヘリウムが貯液される。ヘリウム貯液量を低減するため、外槽についてはコイルの下にポリウレタンフォームの充填物を取り付けた。

液面の監視は通常のヘリウム液面計を使用し、バックアップとしてカーボン抵抗を液面計 100 % の位置からコイル上部フランジ面までの 5 カ所に取り付けている。Fig. 2 にクライオスタットに取り付けた計測素子を示す。運転の結果によると、ラムダ点でヘリウム液面計の指示値が 20 % 程度変化する現象が生じており、この克服が今後の課題である。

飽和超流動ヘリウムの温度は外層-2 および中層コ

Fig. 2 Sensors in the cryostat.

イルの上下フランジに取り付けたカーボングラス抵抗で測定している。これらは最初の運転において、ゲルマニウム抵抗温度計を用いて校正した。

2.4 ヘリウム排気系

2.4.1 真空ポンプ

超流動ヘリウムの生成に使用する真空ポンプは油回転ポンプのみとした。動作圧力に上限があるメカニカルブースターポンプを購入するよりも、10 Torr 程度までは著しい排気速度の低下が生じない油回転ポンプの台数を増加するほうが得策と判断したためである。

必要な排気速度は、以下の二つの条件より決定した。一つは 1.8 K における冷凍能力である。熱侵入、コイルの接続部での発熱等の槽内の発熱量の合計が 1.8 K での冷凍能力と最低釣り合う必要がある。もう一つは 4.2 K (760 Torr) から 1.8 K (12 Torr) へ冷却する所要時間であり、著者らは 12 時間以内を目標とした。

実際には伝導および輻射による熱侵入の設計値（外槽 5.2 W, 内槽 0.7 W）の約 2 倍の値を 1.8 K での冷凍能力として確保すると、外槽が 12 時間、内槽が 2 時間で冷却できる計算となったため、逆に接続部等の発熱がその範囲に収まるように設計した。

ヘリウムに対する油回転ポンプの排気速度は空気に比べ減少するため、外槽については公称値 7,000 l/min のポンプを 6 台、内槽については公称値 7,500 l/min と 3,000 l/min のポンプを各 1 台とし、それぞれのヘリウムに対する実行排気速度を 15,500 l/min, 4,000 l/min と見積もった。本システムではヘリウム間の熱交換を行わないので、ヘリウムの蒸発潜熱の値として

14.4 J/g を用いると、1.8 K での冷凍能力は外槽 9.9 W, 内槽 2.6 W となる。この見積もりの妥当性については次報の試験結果において報告するが、かなり安全サイドにシフトしていた。

なお励磁試験の結果、中層コイルを設計電流値以上に通電できることが判明した。そのときの発熱（分流が一部生じていると予想される）に対応できるよう、内槽については現在 3,000 l/min のポンプを 7,000 l/min のものへ交換している。

2.4.2 排気系統

油回転ポンプは Fig. 1 に示すように、それぞれ吸気側入口に自動開閉バルブを有し、ポンプの台数制御が可能である。その上流側は各槽とも 3 系統に分岐している。系統(a)は細い配管に電磁弁とニードル弁を直列に組み込んでいる。これは冷凍機と接続したときに圧縮機へ送るヘリウムの量を調節するための系統である。系統(b)は配管径に応じた自力開閉弁を組み込んでおり、圧損をつけず排気する場合に使用する。系統(c)は自動開閉弁の下流側に自動圧力調整弁が組み込まれている。この圧力調整弁はカメラのシャッターのような構造のバルブで非常にリニアリティ良くコンダクタンスを制御することが可能である。しかし圧力差に弱いので、20 Torr 以下で作動する。本システムでは、目標圧力の 12 Torr に到達した時点で系統(b)から系統(c)へ排気ラインを切り替え、圧力の自動制御を行っている。

これら 3 系統の上流側には循環水による加温器を設け、低温のヘリウムガスが油回転ポンプに直接吸入されることを防いでいる。槽内の圧力は加温器の下流側に取り付けた 2 台の隔膜式真空計（圧力範囲 0~100 Torr および 0~1,000 Torr）で測定しているが、ラムダ点に対応する圧力から判断して、現在の排気管径（外槽 6 B, 内槽 4 B）および長さ（約 25 m）では、排気系統の圧力損失は無視できる値である。

3. コイルの冷却安定性

飽和超流動ヘリウムの冷却熱流束は、加圧超流動ヘリウムには劣るが、4.2 K の液体ヘリウムと比べると大きな値である。また臨界電流特性の向上と超流動状態への移行に伴う気泡の消滅のため、コイルの冷却安定性の向上が期待できる。本マグネットのダブルパンケーキは、剛性確保のため軸方向にクーリングチャンネルを設けておらず、液体ヘリウムではパンケーキ下面に気泡が蓄積する可能性がある。超流動ヘリウムを

Table 2 Experimental results of heat flux in a cooling channel in saturated superfluid helium at 1.8 K. Length and thickness of the cooling channel are 13.0 cm and 0.2 cm, respectively. Length of a heater is 0.5 cm. Measurement was carried out at the depth of 26 cm.

Nucleate boiling										
ΔT [K]	0.12	0.2	0.31	0.49	0.64	0.82	0.86	1.04	1.22	1.76
Heat flux [W/cm ²]	0.1	0.17	0.28	0.45	0.68	0.98	1.08	1.43	1.90	3.50
Film boiling										
ΔT [K]	4.00	4.80	5.80	6.50	9.80	12.8	17.5	30.0	40.0	
Heat flux [W/cm ²]	0.88	0.95	1.15	1.35	1.54	1.61	1.75	2.55	3.50	

生成することで冷却面積の確保を行っている。

外層の二つのコイルについては、安定なバックアップ磁界を発生する方針に従い、Maddock の等面積則³⁾に基づく完全安定化の条件を満足する設計とした。

飽和超流動ヘリウムの熱伝達率の実測データは極めて少ない⁴⁻⁶⁾。そこで飽和超流動ヘリウムのクーリングチャンネル内での熱流束について実測を行い、そのデータに基づき設計を行った。

Table 2 に 1.8 K の飽和超流動ヘリウム中での熱流束の測定結果を示している。クーリングチャンネルは長さ 13 cm, 発熱体の幅 0.5 cm, スペーサの高さ 0.2 cm の形状である。飽和超流動ヘリウムの特性はその自重による圧力のため、液面の高さに依存する⁶⁾。液面が高いほど冷却特性は向上し、加圧超流動ヘリウムの特性に近づく。測定は液面より 26 cm 下の位置で行われたため、実際のマグネットの液面は巻線部より 26 cm 以上とし、液面のヘッドによる特性向上は設計マージンとした。また限界熱流束が 3.5 W/cm² を越えた場合は開放空間での実測値が 3.5~5 W/cm² であることから、 $\Delta T=1.76$ K で 3.5 W/cm² を最高の値とした。

液温および液面高さが決まれば、クーリングチャンネル中のヘリウムが超流動状態を維持できるヘリウム自身の熱流束は、クーリングチャンネルの長さによって決定される。したがって発熱体の限界熱流束は、発熱体とクーリングチャンネルの面積比によって変化する。本マグネットの場合、次式で限界熱流束を評価した。

$$q_{w2} = q_{w1} \cdot (l_{w1}/l_{w2}) \cdot (h_{c2}/h_{c1}) \cdot (L_1/L_2)^{1/3}$$

ここで q_w は限界熱流束 [W/cm²], l_w は発熱体の幅 [cm], h_c はスペーサの高さ [cm], L はクーリングチャンネルの長さ [cm] である。添字 1 は測定を行っ

Fig. 3 Cryogenic stabilities of the double-pancake coils. Solid line (thick): heat generation, solid line (thin): cooling curve of saturated superfluid helium, broken line: cooling curve transformed from the thin solid line with Maddock's equal-area theorem.³⁾

たクーリングチャンネルでの値、添字 2 はコイルでの値である。また核沸騰領域から膜沸騰領域への遷移領域については実験結果が明確でないため、限界熱流束点から極小熱流束点へ直線で遷移するとして処理し

た。

Fig. 3 に中層, 外層-1, 2 コイルそれぞれの冷却安定性の検討結果を示す。導体の発熱は最も経験磁界が高いコイル赤道面の内周側について検討した。外層-1, 2 コイルについては Maddock の等面積則で計算される等価熱流束が, 導体の常電導転移時の発生熱流束を上回り, 冷却安定性を満足している。

4. 4.2 K 槽

通電電流が 1,000 A を越える大型超電導 マグネットに飽和超流動ヘリウム冷却の採用が見送られた理由の一つは, 1.8 K 槽の蒸発ガスを電流リードの冷却に使用できないためであった。著者らはこの点について, 4.2 K 槽をクライオスタット内に組み込むことで解決した。

この 4.2 K 槽はマグネットを運転するために必須の構成要素であり, 常電導電流リード冷却に必要な常圧ヘリウムガスの供給源以外にも, 液体ヘリウムのリザーバー (上槽 240 l, 内 30 l), 1.8 K 領域への熱侵入に対するサーマルアンカーの機能を持たせる設計とした。

4.2 K 槽自体は内, 外槽とも SUS 304 の中空円筒タンクであり, 上から吊り下げている。外部から 4.2 K 槽へのすべての配管・配線はステンレス管で 1.8 K 槽に対し, 気密を保つ構造とした。4.2 K 槽の底部には, 1.8 K 槽外胴との間に真空排気管と同じ面積のクリアランスを確保して, 銅の輻射シールドを取り付けた。

5. 電流リード

5.1 常電導電流リード

本マグネットは飽和流動ヘリウム冷却方式の採用に伴い, 電流リードについて通常とは異なった設計を行っている。

常温端から 4.2 K 槽までは通常の常電導電流リードで, 外層コイル用は銅のパイプ, 中, 内層コイル用は銅の中実棒にそれぞれ銅線を螺旋状に巻き付け, その上に絶縁シートを巻くことでヘリウムガスの冷却流路を形成した。飽和超流動ヘリウム冷却で問題となる放電耐圧の低い減圧雰囲気中ではなく, 大気圧のヘリウム中を通過する設計としたことが特徴である。

本マグネットは常温端からコイルに至る電流リードが長く, 低温での熱応力の発生が大きな問題となる。そこで 4.2 K 槽内の常電導電流リードと超電導リードの接続部に可撓リードを使用した。

Fig. 4 A schematic drawing of the power lead for the outer coils and the liquid helium tank.

5.2 超電導電流リード

4.2 K 槽とコイル口出しの間については, 超電導線を組み込んだ電流リードを採用した。超電導線としては, 外層-2 コイル導体に使用した NbTi ストランド線を使用し, 外層, 中層, 内層コイル用電流リードにそれぞれ 19, 7, 3 本を撚線して, 安全化銅の内部に組み込んだ。

4.2 K 槽の下端から 1.8 K の液面までは電流リードが減圧されたヘリウムガス中を通過する。この部分は, 設計において最も注意を払った箇所である。まず放電対策のため十分な電気絶縁を施した。超電導電流リードの安定性と熱侵入は相反する関係であるため, 以下の条件で設計を行った。

すなわち, 定格通電時に電流リードが常電導状態へ転移しても, 両端での熱伝導により, 最高温度が経験磁界中での臨界温度を越えない条件で銅の断面積を最適化した。このように最適化した場合, 電流リードの断面積と長さの比は一定となり, 熱侵入量が電流リードの長さに依存しない。熱侵入量が同じであれば, 気相を通過する電流リードは短いほうが望ましい。そこ

で 4.2 K 槽の下部に電流リード用の円筒を設け、超流動ヘリウムの制御液面より 20 cm の位置まで、4.2 K の液体ヘリウムに浸漬できる構造とした。Fig. 4 に外層コイル用の電流リードの断面模式図を示す。超電導電流リードの採用により、例えば外層コイル 2 本の熱侵入量は通電、非通電時に関わらず 2.46 W となった。これに対し銅の常電導リードの場合は、通電時 5.85 W、非通電時が 2.93 W となり改善されている。

4.2 K 槽内および 1.8 K 槽の制御液面下については、冷却重量の増加以外に不都合がないため、銅量を大幅に増加した。中層、内層コイル用電流リードはさらに 1.8 K 制御液面下で中層コイル用 (Nb, Ti)₃Sn 超导体 2 本を半田付けし、内側に埋めこんだ NbTi 線から転流できるようにしている。

電流リードの 4.2 K 槽出口の部分は、機械的強度に難点があるハーメチックシールで気密と電気絶縁を行っている。そこで熱応力がハーメチックシールに集中することを防ぐため、Fig. 4 に示すように円筒の一部をベローズとした。このベローズと上部の可撓リードにより電流リードは高さ方向にフリーとなっている。

内槽、外槽とも飽和超流動ヘリウムの制御液面は等しく外層-2 コイルのフランジ面より 21 cm の位置とした。内槽の場合、中層コイルのフランジより 67 cm も上となるが、電流リードが気相を通過する部分を短くする方針を優先した。

6. 放電対策

飽和超流動ヘリウムを冷媒として採用するにあたり、著者らにとって最後まで十分な確信を持てなかった問題点は、飽和超流動ヘリウム雰囲気での放電耐圧である。気相および液相中での 1.4 K から 4.2 K までのヘリウムの放電耐圧の測定については Hwang によって行われているが⁷⁾、気相中での放電耐圧は温度とともに減少している。

最も懸念されたのは、コイル内放電である。エポキシ樹脂を含浸する内層コイルを除いた他のコイルは冷却面で導体が露出したダブルパンケーキ巻であり、絶縁は困難である。放電耐圧の実験は Hwang の実験も含めて、球状の電極を使用し、電界の評価が容易な場合について通常行われている。しかしその結果を現実のダブルパンケーキコイルに当てはめるには電界分布および沿面放電の可能性に関して曖昧さが残る。そこで各ダブルパンケーキコイルの模擬試験体を作製し、

ターン間およびパンケーキの間の放電耐圧を測定した。実験は 1.8 K の気相・液相中、4.2 K の液相中で行い、室温の気相中でも圧力依存性を測定した。その結果についてはすべて報告しているため⁸⁾、ここでは詳細を省く。中層および外層コイルの直流遮断で発生する端子間電圧はそれぞれ 273 V と 943 V であり、中層コイルの場合、パンケーキ数で単純に割ると 4.4 V である。外層コイルについてもインダクタンスで比例配分し、同様にパンケーキ数で割ると、外層-1, 2 コイルそれぞれ 2.9 V, 8.7 V となる。これに対し、実験で得られた最も低い放電電圧は 190 V であり、しかもターン間での値であるため、十分な耐圧があると判断した。

導体とコイルボビン間はすでに報告しているように¹⁾ 十分な厚さの絶縁材を挟んでいるが、ボビンの締付け用ボルト、液体ヘリウム注液管等巻線部の近くを通過するものはすべて絶縁材を巻き付け、金属面の露出を避けた。また、コイルの口出し等も、原則として導体表面が露出しないよう絶縁を施している。

7. おわりに

本マグネットで採用した飽和超流動ヘリウム冷却は非常に評判の芳しくない方法であった。確かに歴史的に見れば、飽和から加圧超流動ヘリウム冷却に移行した経緯があるが、技術の進展とともに、もう一度見直すことも必要である。著者らも飽和超流動ヘリウム冷却がすべての面で加圧方式に対して優れていると主張するつもりはない。しかし本システムで採用したようなインダクタンスの小さなコイルには適した冷却方法と考えられる。

飽和超流動ヘリウム冷却は、もちろん著者らにとっても初めての試みであり、最後まで不安を抱いていたのが実情である。著者らが確信を抱いたのは皮肉にも外層コイル用常電導電流リードの溶断という最悪のトラブルに対し、コイルが全くダメージを受けず、その後の運転でも正常に励磁できたという事実のためである。本マグネットの経験がマグネットの冷却法に関して、新しい選択肢を加えたと考えていただけると著者らにとって望外の喜びである。

最後に、本論文で記述した内容について助言およびご尽力をいただいた方々に感謝の意を表します。フランスグルノーブル強磁場研究所の Vallier 博士には、JT 弁のフィルター構造と飽和超流動ヘリウム雰囲気

での放電の可能性について貴重なお意見をいただきました。㈱日立製作所機械研究所（現㈱超電導センサ研究所）の尾形久直博士には冷却システム全体について貴重なお意見をいただきました。低温用バブルの製作は㈱フジキン、真空装置の製作については日本真空技術㈱の方々にご尽力いただきました。

参 考 文 献

- 1) 木吉 司ら：低温工学 **28** (1993) 253
- 2) 渡辺和雄，能登宏七，武藤芳雄：低温 工学 **27** (1992) 2
- 3) B.J. Maddock, G.B. James and W.T. Norris: Cryogenics **9** (1969) 261
- 4) S. W. Van Sciver: Cryogenics **18** (1978) 521
- 5) D. Gentile and M. X. François: Cryogenics **21** (1981) 234
- 6) R. L. Haben, et al.: Adv. Cryog. Eng. **17** (1970-1971) 323
- 7) K. F. Hwang: Adv. Cryog. Eng. **23** (1978) 110
- 8) T. Kiyoshi, et al.: IEEE Trans. Magn. **28** (1992) 497