

JAERI-M

8935

JT-60中性粒子入射装置用クライオ
ポンプのクライオパネルへの熱負荷と
これによる温度上昇の評価

1980年7月

柴田 猛順・堀池 寛・栗山 正明・松田慎三郎
桜庭 順二*・白形 弘文

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

J T-60 中性粒子入射装置用クライオポンプのクライオパネル
への熱負荷とこれによる温度上昇の評価

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部

柴田 猛順・堀池 寛・栗山 正明

松田慎三郎・桜庭 順二*・白形 弘文

(1980年6月5日受理)

J T-60 中性粒子入射装置のクライオポンプのクライオパネルとしてキルティング構造のステンレス板にアルミニウムをコーティングしたものを選び、このパネルに対する定常熱負荷とパルス熱負荷を評価し、パルス熱負荷がかかった時のパネル温度の上昇を計算した。パルス熱負荷時の最大温度上昇は約 0.2 K と評価された。

* 外来研究員，住友重機株式会社平塚研究所

JAERI-M 8935

Estimations of Heat Loads to the Cryopanel and Temperature Rise
of Panel Surface of the Cryopump for JT-60 Neutral Beam Injector

Takemasa SHIBATA, Hiroshi HORIIKE, Masaaki KURIYAMA,
Shinzaburo MATSUDA, Junji SAKURABA* and Hirofumi SHIRAKATA

Division of Thermonuclear Fusion Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received June 5, 1980)

We propose to use stainless steel quilted panels with alminum coating as cryopanel of the cryopump for JT-60 neutral beam injector and estimate stationary and pulsed heat loads to the cryopanel and temperature rise of panel surfaces. Maximum temperature rise of the panel surfaces due to pulsed heat loads is evaluated to be 0.2 K.

Keywords: Cryopump, Cryopanel, JT-60 Tokamak, Neutral Beam Injector,
Heat Load

*On leave from Sumitomo Heavy Industries, Ltd.

目 次

1. はじめに.....	1
2. JT-60中性粒子入射装置のクライオポンプの概要.....	2
3. クライオパネルへの定常熱負荷の評価.....	6
3.1 定常放射熱.....	6
3.2 熱伝導による熱負荷.....	6
3.3 凝縮水素とつりあっている水素ガスによる伝導熱.....	8
3.4 定常熱負荷のまとめ.....	9
4. クライオパネルへのパルス熱負荷の評価.....	12
4.1 水素の凝縮熱.....	12
4.2 後方散乱粒子によるもの.....	12
4.3 高温部からの放射熱.....	12
4.4 マイクロ波入射によるもの.....	13
4.5 渦電流によるもの.....	17
4.6 パルス熱負荷のまとめ.....	28
5. 定常熱負荷とパルス熱負荷によるパネル表面温度上昇の評価.....	21
5.1 ビーム入射時のパネル温度上昇.....	21
5.2 渦電流の発熱によるパネル温度上昇.....	23
5.3 液体ヘリウム温度の決定.....	24
5.4 フィン付アルミ管を使用した時の渦電流発熱による温度上昇.....	24
5.5 アルミニウムコーティングのないステンレス板をパネルに使用した時の温度上 昇.....	25
6. 結 論.....	29
謝 辞.....	29
参 考 文 献.....	29
付 録 パルス熱負荷による液体ヘリウム温度上昇の評価.....	32

Contents

1. Introduction
2. Summary of Cryopumps of JT-60 Neutral Beam Injector
3. Estimation of Stationary Heat Loads to the Cryopanel
 - 3.1 Stationary Heat Load Due to Radiation
 - 3.2 Heat Load Due to Thermal Conduction
 - 3.3 Heat Load Due to Hydrogen Gas
 - 3.4 Summary of Stationary Heat Loads
4. Estimation of Pulse Heat Loads to the Cryopanel
 - 4.1 Heat Load Due to Condensation of Hydrogen Gas
 - 4.2 Heat Load Due to Back-Scattered Particles
 - 4.3 Heat Load Due to Pulsed Radiation
 - 4.4 Heat Load Due to Cyclotron Radiation
 - 4.5 Heat Load Due to Eddy Current
 - 4.6 Summary of Pulse Heat Loads
5. Temperature Rise of Panel Surfaces Due to Stationary and Pulsed Heat Loads
 - 5.1 Temperature Rise of Panel Surfaces during Beam Injection
 - 5.2 Temperature Rise of Panel Surfaces Due to Eddy Current
 - 5.3 Determination of Temperature of Liquid Helium
 - 5.4 Temperature Rise of Aluminum Finned Tube Due to Eddy Current
 - 5.5 Temperature Rise of Cryopanel without Aluminum Coating
6. Conclusion

Acknowledgements

References

Appendix Estimation of Temperature Rise of Liquid Helium Due to Pulse Heat Load.

1. はじめに

原研では昭和59年度完成の予定で臨界プラズマ試験装置(JT-60)を建設中である。JT-60では75KeVの高速水素原子ビームの入射による20MWの加熱(中性粒子入射加熱)が予定されている⁽¹⁾。

イオン源から引きだされた水素イオンは中性化セル中で荷電交換して高速水素原子になり、プラズマ閉じ込め用磁場を横切ってプラズマ中に入り、ここで再びイオン化されてプラズマを加熱する。中性化されなかったイオンビームは偏向磁石で曲げられビームダンプにあたり水素ガスになる。この水素ガスと中性化セルより流れだす水素ガスの量は $10\sim 100\text{ Torr}\cdot\ell/\text{sec}$ になる。このガスを効率よく排気して 10^{-5} Torr 以下にしないと、高速水素原子が偏向磁石を通過後、残留ガスと衝突して再イオン化したり、室温の水素ガスがプラズマ中に流れこんでプラズマを冷却することになる。このためビームラインを約 $10^6\ell/\text{sec}$ の排気速度で水素ガスを排気しなければならない。このように大きい排気速度をもちしかも数年以内に確実に実現可能なものとして、原研では液体ヘリウムによる凝縮型クライオポンプを選んだ。

このポンプの開発のため昭和50年度より小型クライオポンプ(排気速度 $12,000\ell/\text{sec}$ ⁽²⁾および $60,000\ell/\text{sec}$ ⁽³⁾)を製作し、その排気特性を調べJT-60中性粒子入射装置のクライオポンプ設計のための基礎資料を得た。また中性粒子入射装置のクライオポンプは大電流の粒子ビームの存在するところで作動することが通常のクライオポンプと異なるところなのでビーム入射試験も行った。100msecのパルスビーム入射では排気性能の低下は見られなかった⁽⁴⁾が、10secの長パルスビーム入射ではパルス熱負荷によるパネル温度上昇に起因すると思われる水素ガス放出により排気速度が約10%低下するのが見られた⁽⁵⁾。JT-60では14個の入射孔に対応して14ユニットのビームラインで中性粒子入射システムが構成されるが、JT-60中性粒子入射装置の製作に先立ってその性能を確認するため1ユニット(JT-60中性粒子入射装置原型ユニット)の建設を始めており、昭和56年に総合テストを行う予定である。

JT-60中性粒子入射装置(原型ユニットも含む)のクライオポンプを設計する上で重要なことは、クライオパネルへの熱負荷とこれによるパネルの温度上昇の評価である。特に、中性粒子入射装置では、ビーム入射時プラズマからのサイクロトロン放射、プラズマ電流の作る変動磁場で生じる渦電流による発熱などのパルス熱負荷がある。このパルス熱負荷によりパネル温度が上昇して水素ガスを放出すればポンプとしての機能がなくなるので、このパルス熱負荷とこれによるパネルの温度上昇の評価は特に重要である。

この報告はJT-60中性粒子入射装置(原型ユニットを含む)のクライオポンプに対する熱負荷とこれによるパネル温度上昇の評価をまとめたものであり、この評価をもとに、クライオパネルとして渦電流熱負荷が小さく、サイクロトロン放射による熱負荷も小さいアルミニウムコーティングしたキルティング構造のステンレス板を選んだ。

2. JT-60 中性粒子入射装置のクライオポンプの概要

図1にJT-60中性粒子入射装置の一ユニット(下ユニット)の図を示す。図2にはタンク内のクライオポンプの配置を示す。タンク内には P_1, P_2, P_3 室の三つに仕切られ、それぞれ一对のクライオポンプで差動排気する。文献1でのタンク内差動排気の解析では、トーラスプラズマへの流入水素ガスを1ユニット当り $0.405 \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s}$ (高速水素原子の15%)以下にするには、 P_1 室、 P_2 室、 P_3 室での排気速度 S_1, S_2, S_3 を

$$S_1 = 4 \times 10^5 \ell / \text{s}$$

$$S_2 = 4 \times 10^5 \ell / \text{s}$$

$$S_3 = 3 \times 10^4 \ell / \text{s}$$

ととればよいとしており、そのときの各室での圧力は

$$P_1 = 3.3 \times 10^{-5} \text{ Torr}$$

$$P_2 = 1.3 \times 10^{-5} \text{ Torr}$$

$$P_3 = 9.2 \times 10^{-6} \text{ Torr}$$

である。文献1では、計算に用いたパラメーターの不確かさを考慮して上記排気速度の少くとも50%以上大きい値を採用することがよいと述べている。これを受けて

$$S_1 = 6.3 \times 10^5 \ell / \text{s}$$

$$S_2 = 6.3 \times 10^5 \ell / \text{s}$$

$$S_3 = 7.5 \times 10^4 \ell / \text{s}$$

とした。 S_3 を $7.5 \times 10^4 \ell / \text{s}$ としたのはドリフト排気部(P_3 室)の空間をできるだけ多く使い、差動排気の効率をあげるためである。

この排気速度を得るために必要なクライオパネル面積は単位面積当りの排気速度を $9 \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ として求めた。この値は $60,000 \ell / \text{s}$ のクライオポンプの実験で求めた値⁽³⁾である。

$$S_1 \text{ に必要な面積} \quad 7 \times 10^4 \text{ cm}^2$$

$$S_2 \text{ に必要な面積} \quad 7 \times 10^4 \text{ cm}^2$$

$$S_3 \text{ に必要な面積} \quad 8.3 \times 10^3 \text{ cm}^2$$

となる。

図2に示したクライオポンプの最終的なクライオパネル面積は、

$$P_1 \text{ 室} \quad 90 \text{ cm} \times 408 \text{ cm} \quad 2 \text{ 枚で} \quad 7.3 \times 10^4 \text{ cm}^2$$

$$P_2 \text{ 室} \quad 90 \text{ cm} \times 408 \text{ cm} \quad 2 \text{ 枚で} \quad 7.3 \times 10^4 \text{ cm}^2$$

$$P_3 \text{ 室} \quad \text{低辺} 86 \text{ cm, 上辺} 27 \text{ cm, 高さ} 83 \text{ cm} \text{ の台形} 2 \text{ 枚で} 9.4 \times 10^3 \text{ cm}^2$$

である。

クライオパネルの候補としてステンレスをキルティング構造にしたものとアルミニウムのフイン付管の二つを考えた。以下の節で述べるようにパネル材料に電気抵抗の小さいアルミニウムを用いると渦電流によるパルス熱負荷でパネル温度が上昇して排気不能になる可能性がある。一方、パネルにステンレスを用いると、プラズマからのサイクロトロン放射の吸収が大きく、

これによる熱負荷で排気不能になる可能性がある。このためパネルとしてキルティング構造のステンレスにアルミニウムをコーティングしたものを採用することにした。コーティングの厚さは390GHzの電磁波に対する表皮厚さの約3倍をとり200Åとする。アルミニウムをコーティングしたステンレス板は、渦電流にも、プラズマからのサイクロトロン放射に対しても強くなる。

キルティング状のクライオパネルの構造を決めるにはステンレス板の板厚、溶接部の形状とピッチを決めなければならない。予冷を容易にし、排気面の温度をできるだけ液体ヘリウムの温度と等しくするには板厚は薄い方がよい。一方十分な構造強度をもたせるには厚くし、溶接部を大きくし、溶接部のピッチを小さくする必要がある。一方、パネルへの熱負荷による溶接部の温度上昇を抑えるには溶接部の大きさは小さい方がよい。ここでは内部圧力が3気圧に耐え、以下の節で述べるように、ビーム入射時のパルス熱負荷による溶接部の温度上昇が0.2 K以下になるものとして厚さ1 mmで溶接部の大きさとピッチが図3に示した構造を選んだ*。クライオパネルの外周の溶接で最も容易なものはシーム溶接であるがこれを用いる場合もパルス熱負荷による温度上昇の評価からその溶接部は7 mmとした。

シェブロンは120°に曲げたアルミニウム板をすだれ状に並べる。表面はシリコン樹脂の黒色塗料により黒化処理をする。

クライオパネルの冷却方式には液体ヘリウムのためこみ方式を選んだ。強制循環方式を選ばなかったのは、ためこみ方式のほうがパルス熱負荷に対し抵抗があり、液体ヘリウムの14ユニットのクライオポンプへの並列供給も容易と考えたためである。シェブロンやシールド板の液体窒素による冷却はポンプ圧送方式を選んだ。この理由はためこみ方式では真空容器内に気液分離器等が必要となって内部配管が複雑になるためである。

* パネル構造の決定は昭和53年度に日本酸素(株)に依頼して行った調査の結果に基づいて行われた。

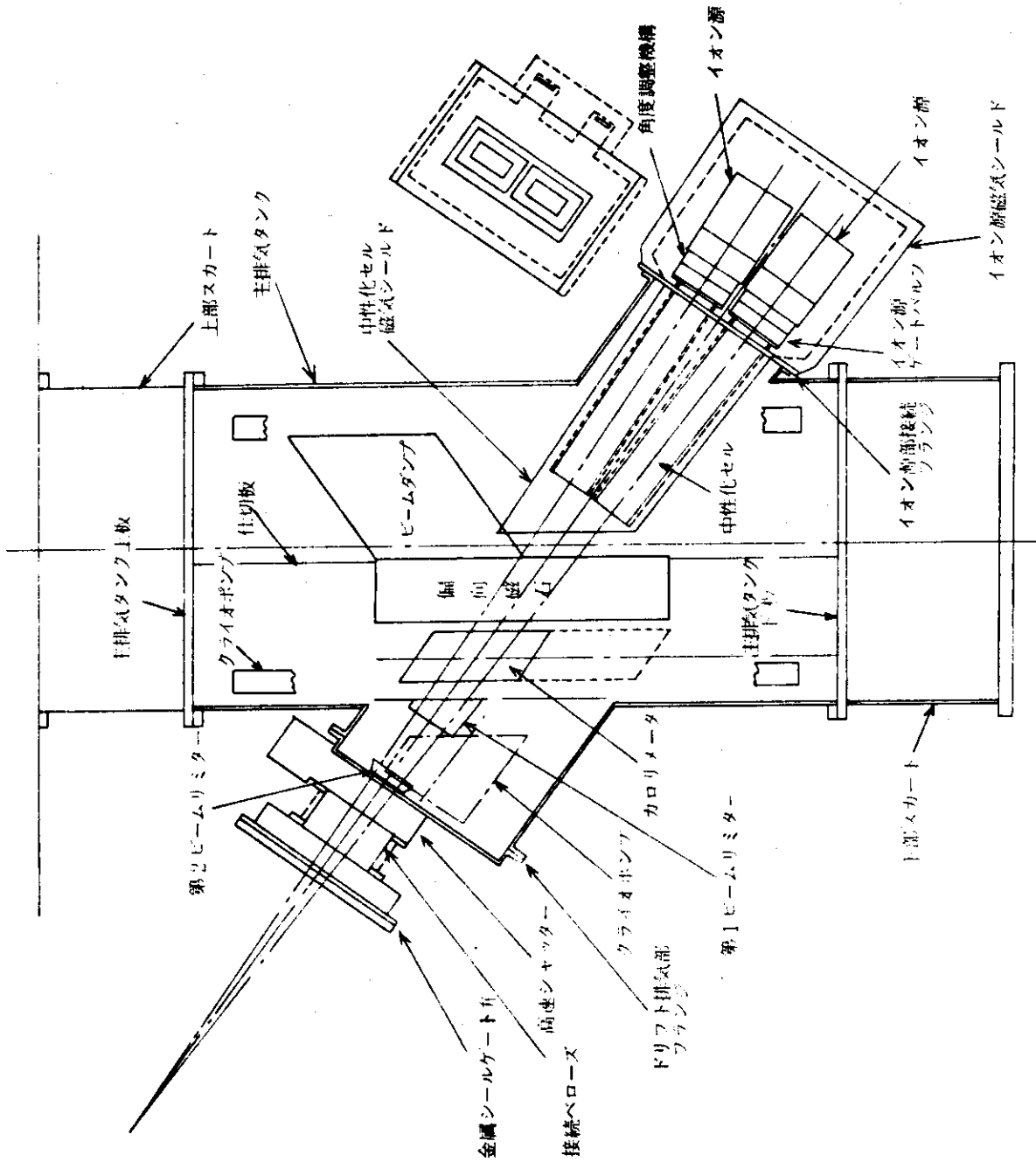


図1 JT-60用中性粒子入射装置（一ユニット）

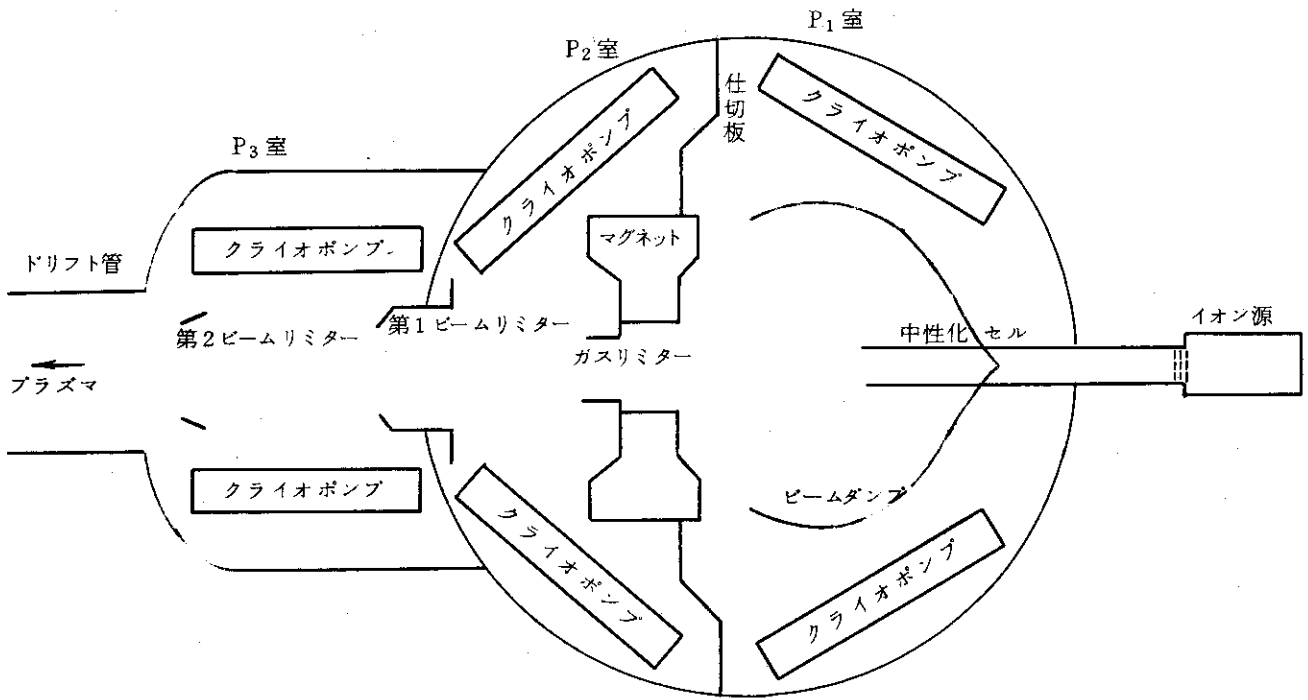


図2 中性粒子入射装置内のクライオポンプの配置

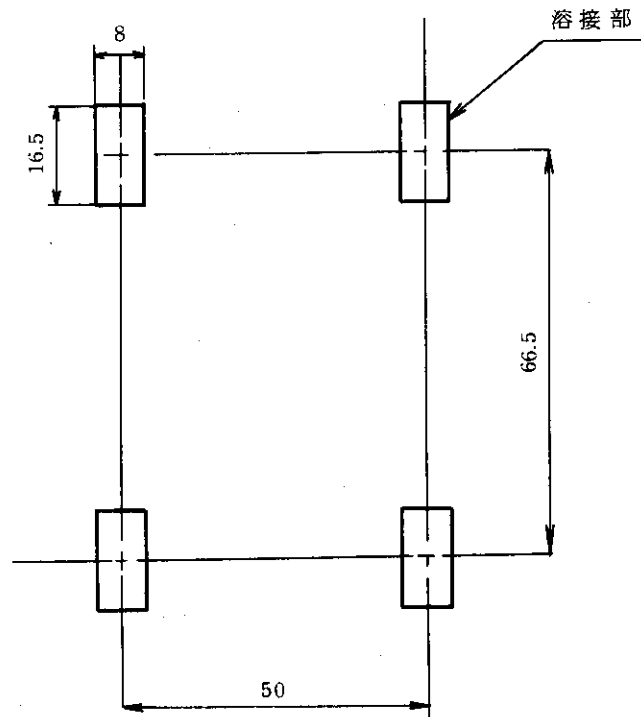


図3 クライオパネルの溶接部の大きさ とピッチ (単位 mm)

3. クライオパネルへの定常熱負荷の評価

クライオパネルへの定常熱負荷としては、放射によるもの、熱伝導、水素ガスによる熱伝導がある。

3.1 定常放射熱の評価

まずパネル単位面積当りの放射熱を図4に示した放射率を仮定して計算する。クライオパネルの放射率を $\epsilon_p = 0.2$ としたのは日本酸素(株)による測定結果⁽⁷⁾すなわち、表面凝縮量が $1 \text{ Torr}\cdot\ell/\text{cm}^2$ のときのパネルの放射率 ϵ は $\epsilon = 0.2$ という結果を用いたものである。

a) 液体窒素シェブロンからの放射熱

$$5.67 \times 10^{-12} \times \left(\frac{1}{\frac{1}{0.9} + \frac{1}{0.2} - 1} \right) \times (100^4 - 4^4) = 1.11 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$$

b) シールド板からの放射熱

$$5.67 \times 10^{-12} \times \left(\frac{1}{\frac{1}{0.1} + \frac{1}{0.2} - 1} \right) \times (100^4 - 4^4) = 4.05 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$$

c) 常温物体からの放射熱

開き角 120° のシェブロンで、 $\epsilon_c = 0.9$ のときの常温の放射の透過率はモンテカルロの計算⁽⁸⁾より0.3%である。

$$5.67 \times 10^{-12} \times 300^4 \times 3 \times 10^{-3} \times \frac{0.2}{1 - 0.8 \times 0.1} = 3 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$$

パネル面積をかけると表1のようになる。

表1 クライオパネルへの放射による定常熱負荷

	単位面積当り熱負荷	全体での熱負荷
シェブロンからの放射熱	$1.11 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$	17.3 W
シールド板からの放射熱	$4.05 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$	6.3 W
常温部からの放射熱	$3 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$	4.7 W
合計	$1.82 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$	28.3 W

3.2 熱伝導による熱負荷の評価

各クライオポンプは上部サポートを振れ止め部で液体窒素温度の枠に支えられているものと

して計算する。なおこの計算は、昭和53年度に原研が日本酸素に依頼した「クライオポンプの調整設計」で行われたものである。この設計時とパラメーターが変わっているものについては、計算をやり直した。

(1) P_1 室, P_2 室

① 上部サポート部

図5に示したサポートを仮定して計算する。サポートは液体窒素冷却面からとり、この温度は100Kとした。ステンレス棒の平均熱伝導率⁽⁹⁾は $\bar{\lambda}=0.045\text{W}/\text{cm}\cdot\text{K}$ (100~4.2K)なので、一本当りの伝導熱は

$$\bar{\lambda} \cdot A \cdot \Delta T / \Delta \ell = 0.045 \times \pi \times 0.5^2 \times (100 - 4) / 55 = 0.061\text{W}$$

クライオパネル1個ではサポートは2本あるので、0.122Wとなる。

P_1, P_2 室でクライオパネルは4個あるので、全体で0.49Wとなる。

② 振れ止め部

振れ止め部からのヒートロス、パネルが垂直で無接触であれば0である。

ここではパネルが10°傾いて2ヶ所の振れ止め部に接触しているとしてヒートロスを計算した。接触面積は求めるのがむずかしいが、1mm巾で図6のようにパネルが振れ止め部に接触しているとした。

$$\text{振れ止め部の荷重} \quad W = (63.1/2) \sin 10^\circ = 5.5 \text{ kg}$$

$$\text{接 触 面 積} \quad A = 0.1 \times 5 = 0.5 \text{ cm}^2$$

$$\text{接 触 面 圧} \quad P = W/A = 11 \text{ kg}/\text{cm}^2$$

図7に接触面圧と熱伝導率の関係を示す⁽¹⁰⁾

これより熱伝導率を少し過大評価して

$$\alpha = 0.01\text{W}/\text{cm}^2 \cdot \text{K} \quad \text{とする。}$$

振れ止め一つ当りの伝導熱をqとすると、

$$\begin{aligned} q &= (0.045) \times (0.3 \times 4) (100 - T_2) \left(\frac{1}{2.5} + 2 \cdot 2.5 + \frac{1}{2.5} + 2 \cdot 2.5 \right) \\ &= (0.01) (0.1 \times 5) (T_2 - T_1) \\ &= (0.045) \times (0.2 \times 5) (T_1 - 4) / 2.5 \end{aligned}$$

これより、 $T_1 = 15.0\text{K}$, $T_2 = 54.5\text{K}$, $q = 0.20\text{W}$ 各パネルに2個の振れ止めがあるので、4個のパネルでは

$$0.2\text{W} \times 8 = 1.6\text{W}$$

の熱負荷になる。

(2) P_3 室

図8のように P_3 室のクライオパネルが下部の受け台2個と側面の振れ止めの2個の計4個で荷重を受ける。荷重を均等に受けると仮定する。

① 下部受け台部

$$W = 2.2 \text{ kg}, \quad A = 0.3 \text{ cm}^2 \quad P = 7.3 \text{ kg}/\text{cm}^2$$

$$\alpha = 5 \times 10^{-3} \text{ W}/\text{cm}^2 \cdot \text{K}$$

$$q = 0.045 \times 1 \times 3 \times (100 - T_1) / 4$$

$$= 5 \times 10^{-3} \times 0.3 \times (T_1 - 4)$$

これより $T_1 = 95.9$, $q = 0.138 \text{ W/個}$

各パネルに受け台は2個あり P_3 室にはパネルが2枚あるから全体で 0.552 W となる。

② 側面振れ止め部

図9のような振れ止め部とする。

$$W = 2.2 \text{ kg}, \quad A = 0.5 \text{ cm}^2 \quad P = 4.4 \text{ kg/cm}^2$$

$$\alpha = 3 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2 \cdot \text{K}$$

$$q = 0.045 \times (0.3 \times 4) \times (100 - T_2) \left(\frac{1}{4} + 7.5 + \frac{1}{4} + 7.5 \right)$$

$$= (3 \times 10^{-3}) \times (0.1 \times 5) \times (T_2 - T_1)$$

$$= 0.045 \times (0.2 \times 5) \times (T_1 - 4) / 2.5$$

$$T_1 = 10.8 \text{ K}, \quad T_2 = 87.7 \text{ K}, \quad q = 0.115 \text{ W}$$

2枚のパネルでは4個の振れ止めがあるので、 0.46 W となる。

以上の結果をまとめると表2のようになる。

表2 熱伝導によるパネルへの熱負荷

	P_1 室, P_2 室	P_3 室
上部サポート	0.49 W	
下部受け台		0.55 W
振れ止め部	1.6 W	0.46 W
計	2.09 W	1.01 W
計	3.1 W	

3.3 凝縮水素とつりあっている水素ガスによる伝導熱

凝縮水素の平衡蒸気圧とつりあって、シェブロンやシールド板とクライオパネルの間には水素分子が存在するのでこの水素ガスによる熱伝導がある。クライオパネルに凝縮する分子数と脱離する分子数は等しいから、熱負荷の計算は圧力が低い時の真空壁間の残留ガスによる熱伝導と同じように行うことができる。単位面積当りの熱伝導量を q とすると

$$q = \frac{1}{2} \left(\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \right) \sqrt{\frac{R}{2\pi M}} \frac{2}{\sqrt{T_1} + \sqrt{T_2}} P (T_1 - T_2)$$

である。ここで γ は比熱比, R は気体定数, M は分子量, T_1, T_2 は壁の温度, P は圧力で, T_1, T_2 の気体のそれぞれの分圧の和である。なおこの式では壁の熱適応係数を1としている。計算では $\gamma = 5/3$ とした。これは水素分子は二原子分子であるが液体窒素温度でも比熱への回転運動の寄与は小さいので無視したことによる。 $M = 2$, $T_1 = 100 \text{ K}$, $T_2 = 3.7 \text{ K}, 3.9 \text{ K}, 4.2 \text{ K}$ の場合について計算した。なお P_2 (単位は Torr) は

$$\log_{10} P_2 = 3.85 - 4.16/T_2$$

の式⁽¹¹⁾より求め、 $P_1 = P_2 \sqrt{T_1/T_2}$ とした。

結果を表3に示す。

表3 残留ガスによる熱伝導

パネルの温度	3.7 K	3.9 K	4.2 K
単位面積当りの熱負荷	$0.238 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$	$0.502 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$	$2.46 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$
全体での熱負荷 ($3.14 \times 10^5 \text{ cm}^2$)	0.75 W	1.57 W	7.73 W

3.4 定常熱負荷のまとめ

以上三つの定常熱負荷を表4に示す。残留ガスによる伝導熱はパネルが3.7 Kのときの値をとる。

表4 クライオパネルへの定常熱負荷の評価

放射熱	28.3 W
伝導熱	3.1 W
気体水素によるもの	0.8 W
計	32.2 W

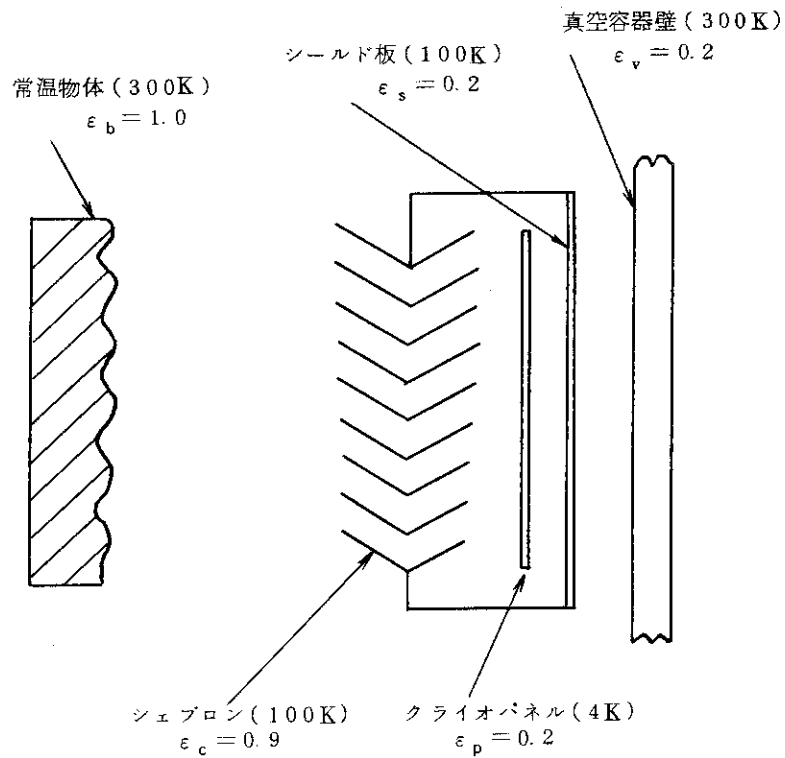


図4 クライオパネルへの放射熱の評価に用いた放射率

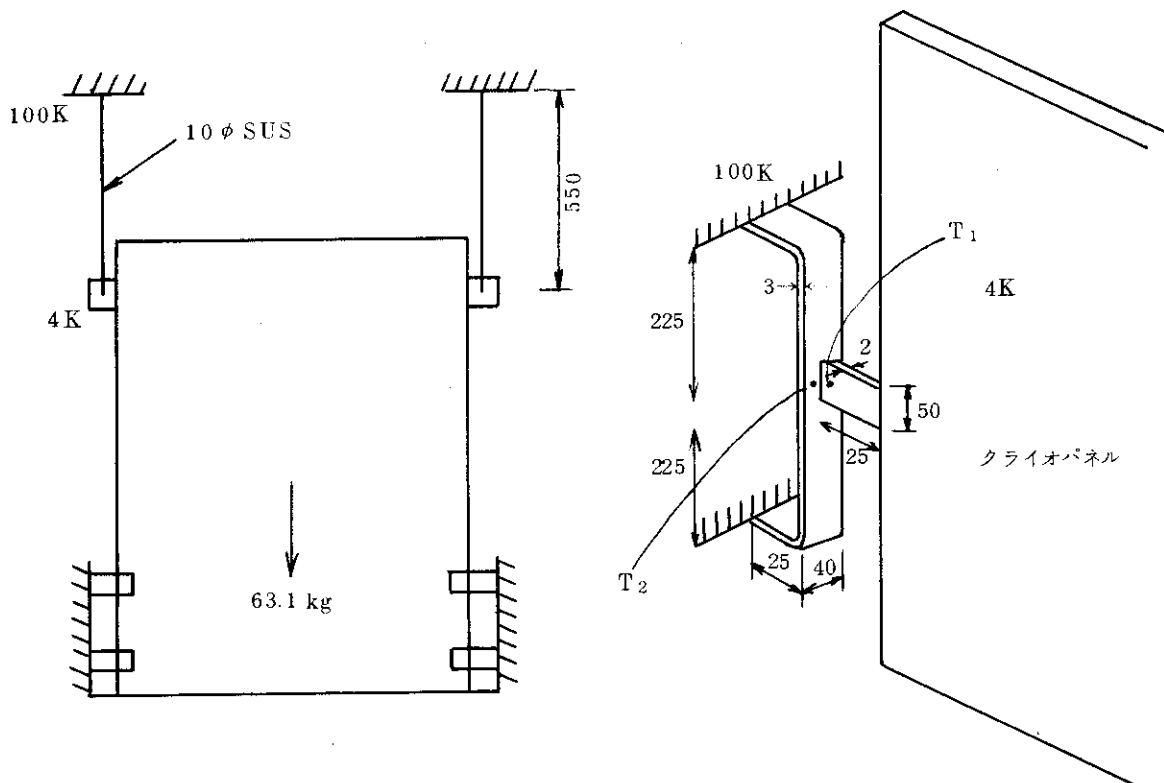


図5 熱伝導熱負荷を計算するのに仮定した
パネルサポート (P_1 , P_2 室)
(長さの単位は mm)

図6 熱伝導熱負荷を計算するのに仮定した
パネルの振れ止め部
(P_1 , P_2 室) (長さの単位は mm)

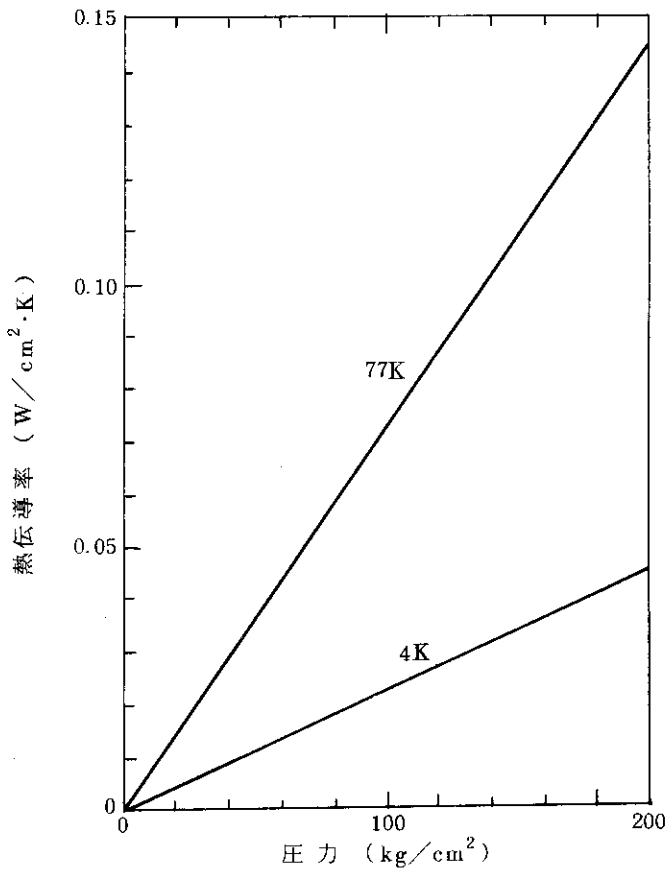


図7 接触面圧と熱伝導率

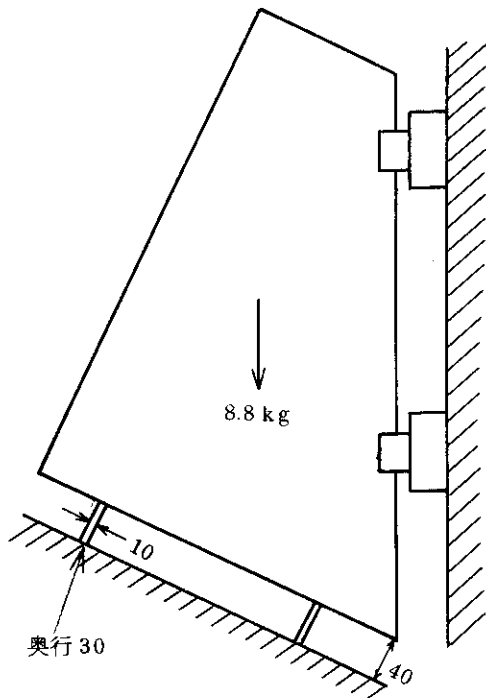


図8 熱伝導熱負荷を計算するのに仮定した
パネルサポート
(P₃室) (長さの単位はmm)

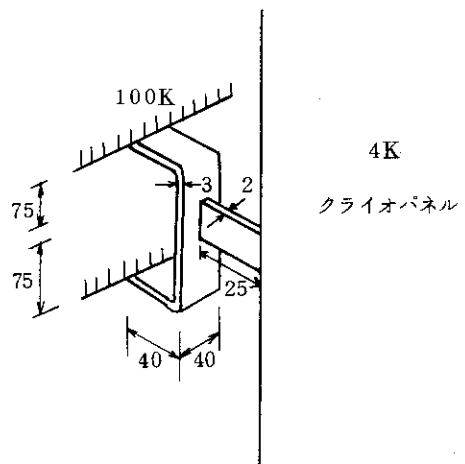


図9 熱伝導熱負荷を計算するのに仮定した
パネルの振れ止め部
(P₃室) (長さの単位はmm)

4. クライオパネルへのパルス熱負荷の評価

パネルへのパルス熱負荷としては、水素ガスの凝縮熱、ビームダンプなどの高温部からの放射熱、水素イオンビームの後方散乱粒子によるもの、トラスプラズマからのマイクロ波入射によるもの、変動磁場による渦電流発熱がある。これらの熱負荷の評価について述べる。

4.1 水素の凝縮熱

水素の凝縮熱は実験によると $0.12 \text{ J/Torr}\cdot\ell$ である⁽³⁾。水素のガス流量を $30 \text{ Torr}\cdot\ell/\text{sec}$ とすると

$$0.12 \text{ J/Torr}\cdot\ell \times 30 \text{ Torr}\cdot\ell/\text{sec} = 3.6 \text{ W}$$

となる。

4.2 後方散乱粒子によるもの

ビームダンプ、カロリメーターから反射した粒子が直接クライオポンプのシェブロンにあたると無視できない熱負荷になるが⁽⁸⁾、ビームダンプ、カロリメーターからスパッターした粒子が、シェブロンに付着してシェブロンの放射率を低下させないようにスパッターシールドを設ける。このためビームダンプ、カロリメーターからの反射粒子はスパッターシールドとの衝突のあとシェブロンに入るので、クライオパネルへの熱負荷は非常に小さく 0.1 W と見積もられている⁽¹⁾。詳細は文献 1 (JAERI-M 7655) に述べられている。

4.3 高温部からの放射熱

ビーム入射時に高温になるのはビームダンプ、カロリメーターである。偏向磁石についているウォータージャケットも高温になるがクライオポンプからはほとんど見えないので無視する。

ビームダンプ、カロリメーターの概略寸法を図 10 のようにとり、高温面のクライオポンプ側にある面から放射率 1 で光がでて、これがすべてポンプのシェブロンに入るとして熱負荷を求めた。高温面の温度はビームダンプが、 300°C 、カロリメーターが 238°C とした。光のシェブロン透過率はモンテカルロによる計算結果⁽⁶⁾ を用いシェブロンの放射率 $\epsilon_s = 0.9$ で透過率 0.3% とした。パネルの放射率も 3 節と同様に 0.2 として計算した。

① P₁ 室クライオパネルへの熱負荷

ビームダンプの表面積は $2.1 \times 10^4 \text{ cm}^2$ であるので、

$$\begin{aligned} & 5.67 \times 10^{-12} \times (5.73 \times 10^2)^4 \times 1 \times 2.1 \times 10^4 \times 3 \times 10^{-3} \times \frac{0.2}{1 - 0.8 \times 0.1} \\ & = 8.37 \text{ W} \end{aligned}$$

単位面積当りの熱負荷は、 $1.14 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$ である。

② P_2 室クライオパネルへの熱負荷

カロリメーターの面積は $6.73 \times 10^3 \text{ cm}^2$ であるので、

$$5.67 \times 10^{-12} \times (5.11 \times 10^2)^4 \times 1 \times 6.73 \times 10^3 \times 3 \times 10^{-3} \times \frac{0.2}{1 - 0.8 \times 0.1}$$

$$= 1.7 \text{ W}$$

単位面積当りの熱負荷は、 $2.33 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$ である。

プラズマへのビーム入射時、カロリメーターは引き抜かれビームはあたらないので、このときの熱負荷はない。

以上のようにビーム入射時の高温部からの放射による熱負荷は P_1 室のクライオパネルにのみあり、 8.4 W である。

4.4 マイクロ波入射によるもの

JT-60のプラズマからのサイクロトロン放射は、周波数 ν が、サイクロトロン周波数 ν_{ce} の1~7倍のマイクロ波で、その強度はプラズマ面からの黒体放射の強度に近い⁽¹²⁾中性粒子入射口へのサイクロトロン放射の流入量は1ユニット当たり約6 kWと見積られている⁽¹²⁾。JT-60の場合、 $\nu_{ce} \sim 130 \text{ GHz}$ であり、サイクロトロン放射のマイクロ波の波長は2.3~0.33 mmである。この波長領域はマイクロ波と遠赤外の境界領域であり、熱負荷の評価にも波と考える方法と光子の散乱を考えて評価する方法がある。波と考える方法では、中性粒子入射口から入ってきた放射はすみずみまで到達するので入射装置の真空容器全体を一つのキャビティと考えその中のエネルギー散逸を評価してパネルへの熱負荷を評価する方法である。一方、光子の散乱の考えでは、壁面で光子が散乱や吸収されながら直進するとして、パネルへの熱負荷を評価するものである。

昭和52年度に行った評価(JAERI-M 7655⁽¹¹⁾)では前者の方法で行った。この方法では、細いドリフト管での入射波の散乱を過小評価すること、真空容器内は P_1 室、 P_2 室、 P_3 室に分けられており、各室で放射の強さが異なり、 P_3 室が最も強く、 P_1 室が最も弱いと考えられるのに、すべて一様の強さと考えていることなど短所がある。ここではまずドリフト管部を通過して P_3 室内に到達する放射量を光子の散乱、吸収の考えで求めた。つぎに P_3 室の空間内が放射でうめつくされているとして、パネルへの熱負荷を求めた。 P_3 室と P_2 室とを結ぶ穴(第一ビームリミター)を通して P_2 室に放射が入っていくものと考えた。また、 P_2 室と P_1 室とを結ぶ穴(ガスリミター)を通して P_1 室に放射が入っていくと考え、各室内の空間が放射でうめつくされるとしてパネルへの熱負荷を求めた。このとき、 P_1 室から P_2 室への、 P_2 室から P_3 室への、 P_3 室からドリフト管への放射の流れはないとして計算した。

電磁波が、真空中から、電気伝導率 σ の金属面に垂直に入射した時の吸収係数 k は

$$k = \frac{4\eta}{1 + 2\eta + 2\eta^2}$$

である。ここで $\eta = \sqrt{\frac{\epsilon_0 \omega}{2\sigma}} = \sqrt{\frac{\epsilon_0 \omega \rho}{2}}$, ϵ_0 は真空の誘電率, $\rho = 1/\sigma$ である。 $\omega = 3\omega_{ce}$ について入射装置の材質の吸収率を表5に示す。この計算で材質の電気伝導率は付表の値を用いた。

表5 $\omega = 3\omega_{ce}$ (390GHz) のマイクロ波に対する金属材料の吸収率

	SUS316	OFHC銅	Al	1100
300 K	1.15×10^{-2}	1.7×10^{-3}		
80 K				8.9×10^{-4}
4 K	9.55×10^{-3}		1.0×10^{-4}	

(1) サイクロトロン放射のドリフト管透過率

ドリフト管は細長く、内部にはビームリミターがある。また、ドリフト管とP₃室の間にはベロー、高速シャッター、ゲートバルブがある。ビーム入射口から入ってくるサイクロトロン放射は、壁面で反射、吸収されながらP₃室に入るものと考えられる。ドリフト管全体をキャビティのように考えるよりも、細長いので光と同じように反射、吸収を考え、モンテカルロ法で透過率を見積った。図11に、ドリフト管のモデル化したものを示す。ポート断面は非円形であるが、直径700cmの円で考える。7個のビームリミター、ゲートバルブ、ベローズ、および高速シャッターを接続した構造とし、図11に示す通りである。それぞれの壁での反射条件、反射率(1-吸収率)を次のようにとった。(表5参照)

	反射形式	反射率
ポート壁	鏡面反射	0.99
リミター	余弦則に従って再放出	0.99
ゲートバルブ	余弦則に従って再放出	0.99
ベローズ	余弦則に従って再放出	0.46
高速シャッター	余弦則に従って再放出	0.99

ポート壁の材質はインコネルなので反射率はステンレスと同じとし、光の方向はランダムになる理由はないので鏡面反射とした。その他の部分は、いろいろの形をしているので反射時に光の方向が変わるので余弦則に従うものとした。反射率は、ゲートバルブ、高速シャッターはステンレス鋼なので0.99とした。リミターはモリブデンであるが、0.99とした。ベローズの反射率は、ベローズ山の開き角度を10°とし谷の部分に入る粒子についてモンテカルロ法で求めたもので0.46である。

計算結果より、P₃室に入るマイクロ波の割合は25%である。この計算の詳細は別の報告⁽¹³⁾に述べられている。

(2) P₃室でのマイクロ波の挙動

P₃室に入ったマイクロ波は室内に広がり、一部はP₃室内の金属に吸収され、残りはP₂

室へ入っていくものとする。P₃ 室内の金属面の面積 A と、そのマイクロ波吸収率 ε を表 6 に示す。なお表 6 には P₂ 室、P₁ 室内の金属面の面積、吸収率も示す。

(a) クライオパネルに入る割合と熱負荷

クライオパネルに入る割合は、

$$\frac{1.0 \times 10^{-4} \times 0.94}{\sum \varepsilon A} = 5.6 \times 10^{-4}$$

なので、クライオパネルへの熱負荷は、

$$6 \text{ kW} \times 0.25 \times 5.6 \times 10^{-4} = 0.84 \text{ W}$$

である。

(b) P₂ 室に入る割合とエネルギー

P₂ 室に入る割合は

$$\frac{1.0 \times 0.097}{\sum \varepsilon A} = 0.578$$

なので P₂ 室内に入るマイクロ波のエネルギーは

$$6 \text{ kW} \times 0.25 \times 0.578 = 867 \text{ W}$$

である。

(c) クライオパネルが Al コーティングされていない時のパネルへの熱負荷

コーティングがされていない時のパネルの吸収率は、 9.55×10^{-3} なので、パネルに入るマイクロ波の割合は

$$\frac{9.55 \times 10^{-3} \times 0.94}{\sum \varepsilon A} = 5.1 \times 10^{-2}$$

となりパネルへの熱負荷は

$$6 \text{ kW} \times 0.25 \times 5.1 \times 10^{-2} = 76.5 \text{ W}$$

となる。5.1 節で述べるようにアルミニウムのコーティングをした場合でもビーム入射時のパネルの最大温度上昇は 0.2 K になる。一方 Al コーティングしない場合のパネル温度上昇は、最大 4.7 K と予想され、この時パネルは排気作用をするのではなく、水素ガスの放出源になってしまう。

(3) P₂ 室でのマイクロ波の挙動

P₂ 室内の金属面の吸収率 ε と面積 A を表 6 に示す。

(a) クライオパネルへの熱負荷

クライオパネルに入るマイクロ波の割合は

$$\frac{1.0 \times 10^{-4} \times 7.34}{\sum \varepsilon A} = 1.29 \times 10^{-3}$$

なので、パネルへの熱負荷は

$$867 \text{ W} \times 1.29 \times 10^{-3} = 1.12 \text{ W}$$

である。

(b) P₁ 室に入るマイクロ波エネルギー

P₁ 室に入る割合は

$$\frac{1 \times 0.226}{\sum \epsilon A} = 0.397$$

なので、P₁ 室に入るマイクロ波のエネルギーは

$$867 \text{ W} \times 0.397 = 344 \text{ W}$$

である。

(4) P₁ 室内でのマイクロ波の挙動

P₁ 室内の金属面の吸収率 ϵ と面積 A を表 6 に示す。

(a) クライオパネルへの熱負荷

クライオパネルに入る割合は

$$\frac{1.0 \times 10^{-4} \times 7.34}{\sum \epsilon A} = 1.07 \times 10^{-3}$$

なのでパネルへの熱負荷は、

$$344 \text{ W} \times 1.07 \times 10^{-3} = 0.37 \text{ W}$$

となる。

(5) 以上の結果をまとめて表 7 に示す。(3), (4)では P₁ 室, P₂ 室のクライオパネルとも A ℓ コーティングしたものについて計算したが, 表 7 にはマイクロ波の最も強い P₃ 室のパネルのみを A ℓ コーティングし, マイクロ波の弱い P₁, P₂ 室のパネルは A ℓ コーティングしてない場合についても示す。

表 6 中性粒子入射装置内の金属面のマイクロ波 (390GHz) 吸収率と面積

		材 料	吸 収 率	面 積 (m ²)
P ₃ 室	クライオパネル	A ℓ *	1.0×10^{-4}	0.94
	シェブロン	A1100**	8.9×10^{-4}	9.26
	シールド板	A1100	8.9×10^{-4}	3.17
	ドリフト部側壁	SUS304	1.15×10^{-2} ****	4.9
	第1, 2ビームリミター	OFHCCu	1.7×10^{-3}	1.84
	P ₃ 室から P ₂ 室への穴	1		0.097
P ₂ 室	クライオパネル	A ℓ *	1.0×10^{-4}	7.34
	シェブロン	A1100**	8.9×10^{-4}	67
	シールド板	A1100	8.9×10^{-4}	12.9
	主排気タンク壁***	SUS304	1.15×10^{-2} ****	23.1
	カロリメーター	OFHCCu	1.7×10^{-3}	3.44
	P ₂ 室から P ₁ 室への穴	1		0.226
P ₁ 室	クライオパネル	A ℓ *	1.0×10^{-4}	7.34
	シェブロン	A1100**	8.9×10^{-4}	67
	シールド板	A1100	8.9×10^{-4}	12.9
	主排気タンク壁***	SUS304	1.15×10^{-2} ****	48.7
	ビームダンプ	OFHCCu	1.7×10^{-3}	31

注 *) SUS316LにA ℓ をコーティングしたもの
 **) A1100に塗料による黒化処理がなされているが, その吸収率がわからないのでA1100の吸収率で計算する
 ***) P₂室, P₁室とも側面, 下板, しきり板の他マグネットや中性化セル, 磁気シールドの表面積も含む。
 ****) SUS316の電気抵抗を用いて計算

表7 サイクロトロン放射によるクライオパネルへの熱負荷

	全部のパネルをA ℓ コーティングしたとき	P ₃ 室のパネルだけをA ℓ コーティングしたとき
P ₁ 室	0.37 W (0.50 × 10 ⁻⁵ W/cm ²)*	28.3 W (3.86 × 10 ⁻⁴ W/cm ²)*
P ₂ 室	1.12 W (1.53 × 10 ⁻⁵ W/cm ²)*	95.0 W (1.29 × 10 ⁻³ W/cm ²)*
P ₃ 室	0.84 W (8.94 × 10 ⁻⁵ W/cm ²)*	0.84 W (8.94 × 10 ⁻⁵ W/cm ²)*
計	2.3 W	124.1 W

* ()内の値はパネルへの単位面積当りの熱負荷の値を示す。

4.5 渦電流による熱負荷

時間的に変動する磁場のためクライオパネル面に渦電流が流れ、そのジュール損失のため熱が発生する。変動磁場の主成分はプラズマ電流とOHコイル電流により生ずる磁場で図12にその時間変化を示す。厚さ d 、巾 w 、長さ ℓ の長い平板に流れる渦電流による発熱 Q は磁場が平板内に十分浸透していれば

$$Q = \frac{1}{12} \frac{\ell d}{\rho} w^3 \left(\frac{dB_z}{dt} \right)^2$$

である。ここで ρ は平板の抵抗、 B_z は B の平板に垂直な成分である。

磁場が図12のような時間変化する時、十分平板内に浸透していることをみるために、表皮深さ δ を計算した。

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \sigma}} = \sqrt{\frac{2 \times 53 \times 10^{-8}}{\frac{1}{0.1} \times 4 \pi \times 10^{-7}}} = 0.27 \text{ m}$$

ここで ω として立下りの時間の逆数をとった。クライオパネルの厚さは両面で2 mmなので、磁場は十分パネル内に浸透していることがわかる。

磁場の方向は各クライオパネルで異っているが、最も垂直に近い時で4.44°なのでこの時の発熱量を計算する。P₁、P₂室の各パネルは、 $\ell = 4.08 \text{ m}$ 、 $d = 2 \times 10^{-3} \text{ m}$ 、 $w = 0.9 \text{ m}$ 、 $\rho = 5.3 \times 10^{-7} \Omega \cdot \text{m}$ 、磁場の垂直な成分は $200 \times \cos 4.44^\circ = 143 \text{ G}$ として

$$\text{立上り時} \quad Q = 0.77 \text{ W}$$

$$\text{立下り時} \quad Q = 1.93 \text{ W}$$

となる。4枚のパネルでは、

$$\text{立上り時} \quad 4Q = 3.1 \text{ W}, \quad 0.5 \text{ sで} 1.55 \text{ J}$$

$$\text{立下り時} \quad 4Q = 7.72 \text{ W}, \quad 0.1 \text{ sで} 7.72 \text{ J}$$

の発熱がある。立上り時と立下り時の合計では、9.27 Jの発熱で10 sで平均すれば0.9 Wである。

P₃ 室のクライオパネルの面と磁場の方向のなす角は 5° で磁場の垂直成分は 17.5G と小さく、パネルも小さいので、渦電流による発熱は無視できる。

2 節で述べたようにクライオパネルの候補として、アルミニウムのフィン付管を考えたがこの場合の渦電流発熱を見積る。この発熱によるパネルの温度上昇については次節で述べる。図 13 のようなフィン付管を 18 本、真空容器内に並べれば必要な排気速度が得られる。図 13 のフィン付き管を w=20 cm, d=0.3 cm, ℓ=400 cm の平板と考え、材質は A1100 とする。磁場の方向は、キルティング構造のステンレスの場合と同じと仮定して一枚当りの発熱 Q を計算すると、

$$\text{立上り時 } Q = \frac{1}{12} \frac{4 \times 3 \times 10^{-3} \times (0.2)^3}{0.2 \times 10^{-8}} \left(\frac{0.02 \cos 44.4^\circ}{0.5} \right)^2 = 3.27 \text{ W}$$

$$\text{立下り時 } Q = 81.7 \text{ W}$$

18 本のフィン付管では

$$\text{立上り時 } 18Q = 58.8 \text{ W, } 0.5 \text{ s で } 29.4 \text{ J の発熱}$$

$$\text{立下り時 } 18Q = 1470 \text{ W, } 0.1 \text{ s で } 147 \text{ J の発熱}$$

になる。以上の検討はクライオパネル一枚の中に発生する熱であるが、液体ヘリウム配管や支持構造が大きなループを作ればもっと大きい発熱があるので、ループを作らないようにする必要があるので、アルミニウムのフィン付管をクライオパネルに用いると支持、配管方式にも注意を払わなければならない。

4.6 パルス熱負荷のまとめ

表 8 に以上の結果をまとめる。

表 8 クライオパネルへのパルス熱負荷

	熱負荷	備考
水素の凝縮熱	3.6 W	ほとんど P ₁ 室
後方散乱粒子によるもの	0.1 W	ほとんど P ₁ 室
高温部からの放射熱	8.4 W	P ₁ 室
	1.7 W*	P ₂ 室
サイクロトロン放射	0.4 W	P ₁ 室
	1.1 W	P ₂ 室
	0.8 W	P ₃ 室
渦電流によるもの	3.1 W	立上りの 0.5 秒間
	77.2 W	立下りの 0.1 秒間

* ビーム入射時は 0 W

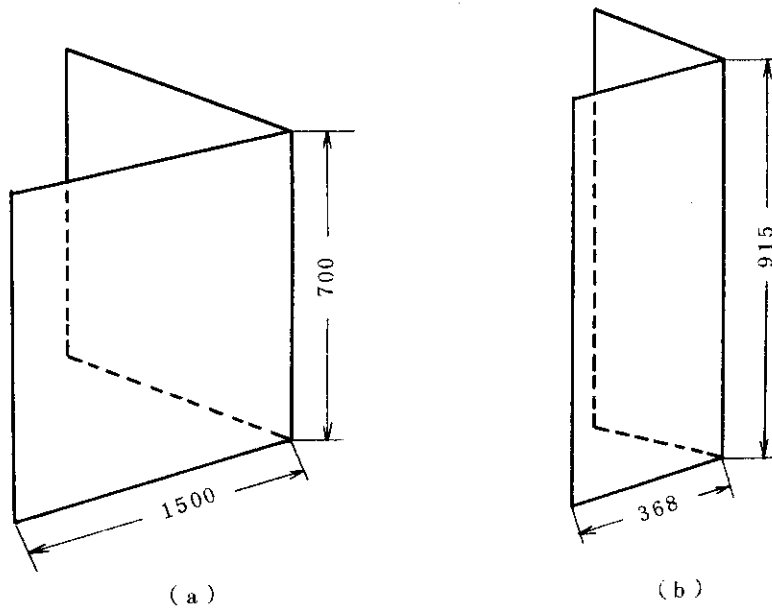


図10 ビームダンプ(a)とカロリメーター(b)の概略寸法 (単位mm)

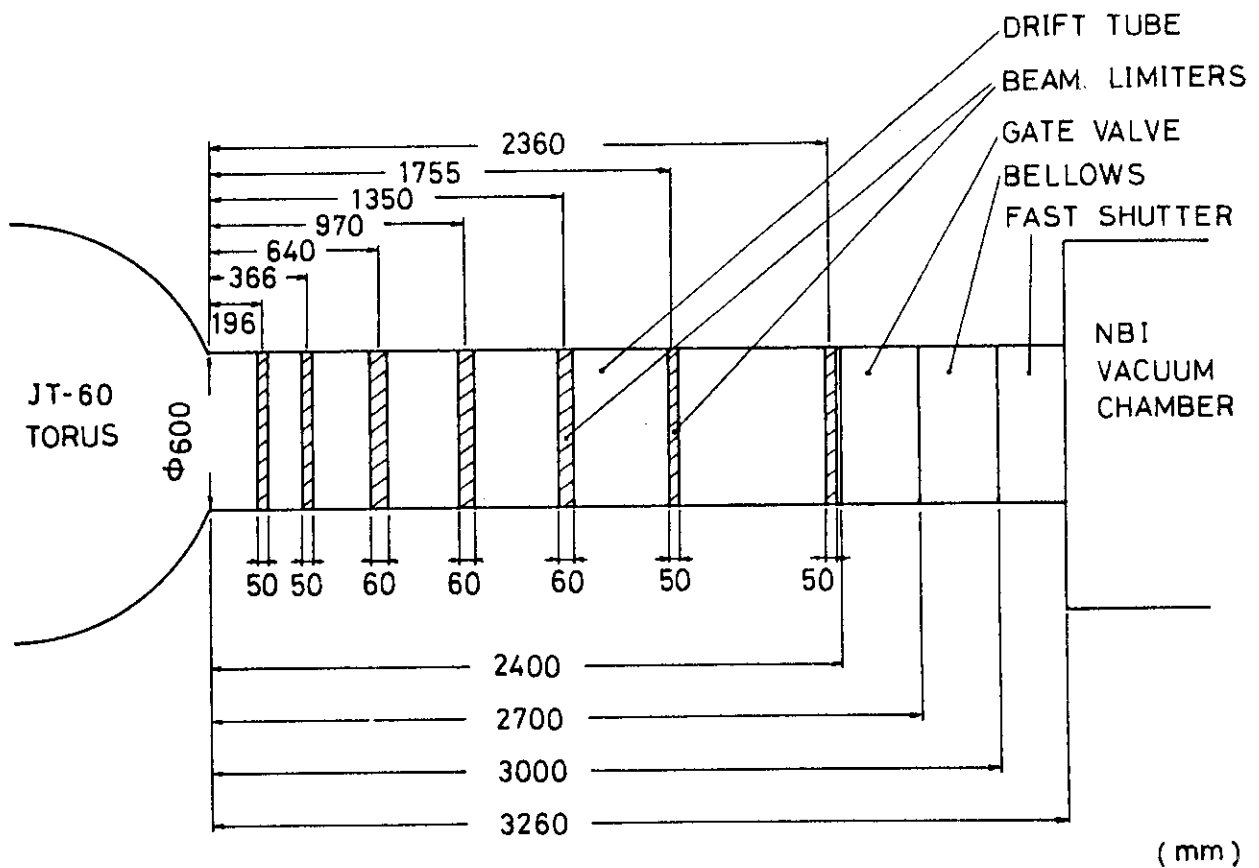


図11 サイクロトロン放射のドリフト管透過率を計算するのに用いたモデル

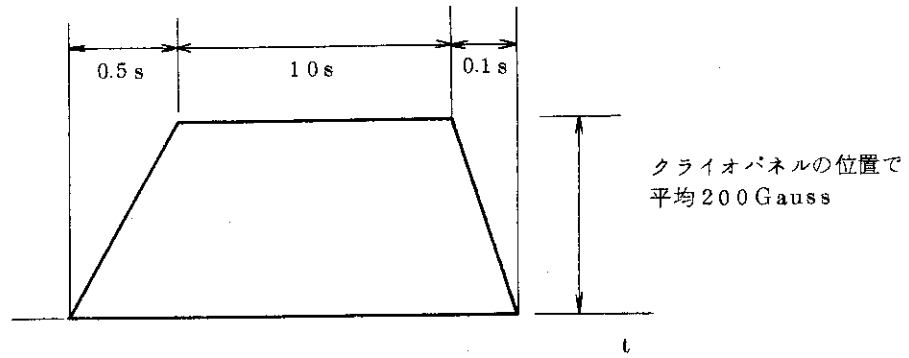


図 12 トーラスコイル群からの漏洩磁場の時間変化

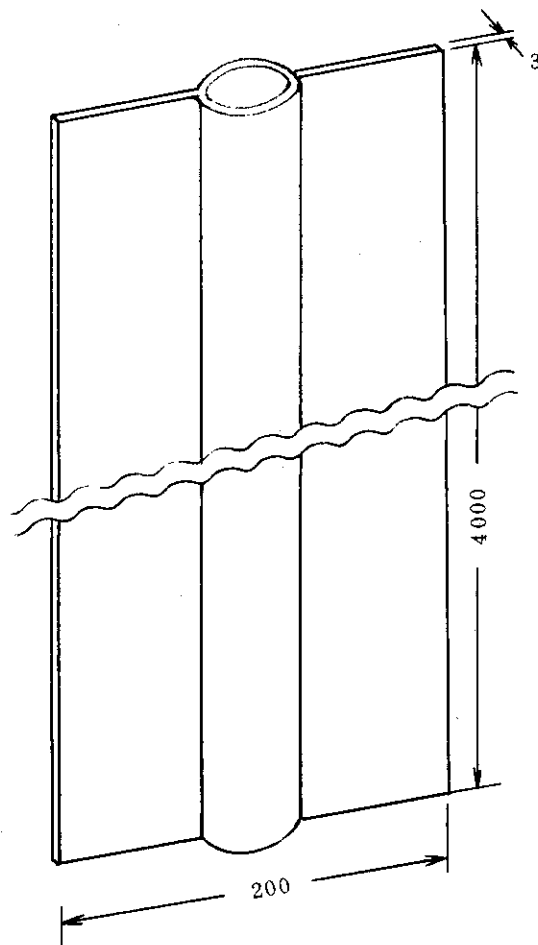


図 13 フィン付管 (単位mm.)

5. 定常熱負荷とパルス熱負荷によるパネル表面温度上昇の評価

ここでは、パネルへの熱負荷により、パネル表面が液体ヘリウム温度よりどれだけ高い温度になるかについて評価する。大きいパルス熱負荷によりパネル内の液体ヘリウムの温度自身も上昇することが考えられる。昭和53年に行われた日本酸素(株)による解析では、定常熱負荷55Wがかかった状態でパルス熱負荷215W、10秒が重畳された時でも液体ヘリウムの温度上昇は0.02Kという結果が得られており、この節で評価される温度上昇に比べて非常に小さく無視できる。またここでの評価はパルス熱負荷時も渦電流による発熱以外は熱伝達が定常状態に達しているとして行った。これはステンレス板中での熱伝導の特性時間 τ は、ビーム入射時間の10sよりもずっと短いからである。図14に示すようにクライオパネルの三つの部分、(a)液面と接する排気面、(b)溶接部、(c)外縁のシーム溶接部、について特性時間 τ を計算すると次のようになる。ステンレスの比熱は4Kで $4.68 \times 10^{-4} \text{ J/g} \cdot \text{K}^{(9)}$ 、伝導率は $2.2 \times 10^{-3} \text{ W/cm} \cdot \text{K}$ 、 $\tau \sim \ell^2 C_v \rho / \lambda$ なので、a部は $\ell = 0.1 \text{ cm}$ 、b部は $\ell = 0.4 \text{ cm}$ 、c部は $\ell = 0.7 \text{ cm}$ とすると、a部は $\tau \sim 17 \text{ msec}$ 、b部は $\tau \sim 0.27 \text{ sec}$ 、c部は $\tau \sim 0.82 \text{ sec}$ となる。ビーム入射時のパルス熱負荷は10sec持続するので、a、b、cの各部とも定常状態に達していると考えてよい。一方、渦電流による発熱は立上り時で0.5sなので、a、b部は定常状態に、c部はパネルの熱容量による温度上昇状態と考えられる。立下り時は0.1sなのでa部は定常状態に、b、c部はパネルの熱容量による温度上昇状態と考えられる。

5.1 ビーム入射時のパネル温度上昇

パルス熱負荷の中で渦電流による発熱はプラズマ電流の立上げ、立下げのときだけなので、これによる温度上昇は次節で評価する。

パネル表面が液体ヘリウム温度より高くなる原因としては、ステンレス板内で熱伝導が生ずるための温度差と、ステンレス板から液体ヘリウムに熱伝達が起こるための温度差がある。これを P_1 、 P_2 、 P_3 室のクライオパネルそれぞれについてa. 排気面、b. 溶接部、c. シーム溶接部について見積もる。

(1) P_1 室クライオパネルの温度上昇

P_1 室でのパルス熱負荷は、表8にあるように水素の凝縮熱、後方散乱粒子、高温部からの放射熱、サイクロトロン放射によるものがあり全体で12.5Wで単位面積当りでは $1.70 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$ である。一方、定常熱負荷は表1に示した通りで、排気面にはシェブロンと常温部からの放射熱、 $1.41 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$ 、シールド側の面には $4.05 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$ の熱負荷がある。この様子を図15に示す。

(1.1) 排気面

ビーム入射中の排気面には、定常熱負荷とパルス熱負荷とを合わせて $3.11 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$ の熱負荷がある。排気面と液体ヘリウムに接する面の間には温度差 ΔT ができる。熱負荷 q 、

ステンレス板の厚さ, t , 熱伝導率 λ とすると

$$q = \lambda \Delta T' / t,$$

$$\Delta T' = q t / \lambda = (3.11 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2) \times (0.1 \text{ cm}) / (2.2 \times 10^{-3} \text{ W/cm} \cdot \text{K})$$

$$= 1.41 \times 10^{-2} \text{ K}$$

液体ヘリウムに接する面と液体ヘリウムの熱伝達はここでの熱負荷では非沸騰自然対流によるものと思われる。⁽¹⁴⁾ 文献 15 に 4 K の液体ヘリウム中に鉛直にたてた板の熱伝達のデータがあり, 熱伝達係数 $0.02 \text{ W/cm}^2 \cdot \text{K}$ の値が得られている。この実験は自然対流の熱伝達であるが, クライオパネル中では二相流で気液がかなり動いていると思われるので, 熱伝達は文献 15 の実験よりもっとよいと考えられる。ここでは温度差 $\Delta T''$ を過大評価してこの熱伝達係数を用いると,

$$\Delta T'' = (3.11 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2) / 0.02 = 1.56 \times 10^{-2} \text{ K}$$

である。よって, 排気面の温度上昇 ΔT は

$$\Delta T = \Delta T' + \Delta T'' = 3.0 \times 10^{-2} \text{ K}$$

(1.2) 溶接部の中心の温度上昇

溶接部への熱負荷は図 15 のようにシェブロン側からとシールド板からの熱負荷をあわせると $3.52 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$ である。この熱負荷による温度上昇を図 16 a のように考えると熱伝導による溶接部中心の温度上昇は

$$\Delta T' = \ell^2 q / 2 \lambda t$$

$$= (0.4)^2 \times 3.52 \times 10^{-4} / 2 \times 2.2 \times 10^{-3} \times 0.2$$

$$= 0.064 \text{ K}$$

である。次に液面での温度差 $\Delta T''$ は (1.1) の場合と同様に考えるが, 液面との熱伝達面は, 溶接部断面積の倍と考え

$$\Delta T'' = (3.52 \times 10^{-4} \times 0.4 / 0.4) / 0.02 = 1.76 \times 10^{-2} \text{ K}$$

である。

$$\Delta T = \Delta T' + \Delta T'' = 0.082 \text{ K}$$

となる。

(1.3) シーム溶接部の最も外側の部分

図 16 b のように考えて (1.2) と同様に計算すると

$$\Delta T' = (0.7)^2 \times 3.52 \times 10^{-4} / 2 \times 2.2 \times 10^{-3} \times 0.2$$

$$= 0.196 \text{ K}$$

$$\Delta T'' = (3.52 \times 10^{-4} \times 0.7 / 0.4) / 0.02$$

$$= 3.1 \times 10^{-2} \text{ K}$$

$$\Delta T' + \Delta T'' = 0.227 \text{ K}$$

となる。

(2) P_2 室と P_3 室のクライオパネルの温度上昇

P_1 室の場合と同様に各パネルへの熱負荷からパネル表面の温度上昇を評価する。定常熱負荷は P_1 室のパネルと同じであるが, パルス熱負荷はビーム入射時には, サイクロトロン放射だけで P_2 室のパネルに 1.1 W , 単位面積当たり $1.53 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$, P_3 室のパネルに 3.2 W

単位面積当り $8.94 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$ である。計算結果を表 9 に示す。

表 9 ビーム入射時のクライオパネル表面と液体ヘリウムの温度差の評価値

	P ₁ 室パネル	P ₂ 室パネル	P ₃ 室パネル
排 気 面	0.03 K	0.02 K	0.02 K
溶 接 部 の 中 心	0.08 K	0.05 K	0.06 K
シーム溶接部の外縁	0.23 K	0.13 K	0.17 K

5.2 渦電流の発熱によるパネル温度上昇

渦電流はパネル全体で一様でなく、最も発熱するのはパネルの外側で、パネル全体の平均の3倍なのでこの部分の温度上昇を評価する。プラズマ電流の立上りの0.5 sec, 立下りの0.1 secでの発熱はクライオパネル全体で3.1W, 7.72Wなのでパネル周辺の単位面積当り熱負荷は $6.34 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2$, $1.58 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2$ である。渦電流によるパルス熱負荷がある時はビーム入射時のパルス熱負荷はないのでこの時のパネル温度上昇を求める。本節の最初に述べたように、a部は立上り、立下り時とも定常状態に達しているとして、b部は立上り時は定常状態、立下り時は熱容量による温度上昇中、c部は立上り、立下りとも熱容量による温度上昇中として、評価する。

シェブロン側の排気面への熱負荷は定常熱負荷の分を加えると、立上り時、立下り時にそれぞれ

$$1.41 \times 10^{-4} + 6.34 \times 10^{-5} / 2 = 1.73 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$$

$$1.41 \times 10^{-4} + 1.58 \times 10^{-3} / 2 = 9.30 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$$

である。5.1節と同様にして温度上昇を求めた結果を表10に示す。

溶接部(b部)の熱負荷はシェブロン側とシールド側からの熱負荷の合計なので立上り時には

$$1.41 \times 10^{-4} + 4.05 \times 10^{-5} + 6.34 \times 10^{-5} = 2.45 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$$

である。5.1節での計算と同様にして温度上昇を評価した。溶接部(b部)の立下り時とシーム溶接部(c部)については、定常熱負荷による温度上昇分(b部で0.038K, c部で0.105K)に、パネルがその熱容量でパルス熱負荷を吸収して温度上昇する分を加えればよい。立上り時の温度上昇は

$$\frac{6.34 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^2 \times 0.5 \text{ s}}{0.2 \text{ cm} \times 7.91 \text{ g/cm}^3 \times 4.68 \times 10^{-4} \text{ J/g} \cdot \text{K}} = 0.04 \text{ K}$$

立下り時の温度上昇は

$$\frac{1.578 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2 \times 0.1 \text{ s}}{0.2 \text{ cm} \times 7.91 \text{ g/cm}^3 \times 4.68 \times 10^{-4} \text{ J/g} \cdot \text{K}} = 0.213 \text{ K}$$

となる。定常熱負荷による温度上昇分も加えて表10に示す。

表 10 渦電流発熱時のクライオパネル (P₁ 室, P₂ 室のみ) 周辺部と液体ヘリウムの温度差の評価

	立上り時 (0.5 秒)	立下り時 (0.1 秒)
排 気 面	0.0 1 K	0.0 9 K
溶 接 部 の 中 心	0.0 5 K	0.2 5 K
シーム溶接部の外縁	0.1 5 K	0.3 2 K

5.3 液体ヘリウム温度の決定

表 9, 表 10 に示したように, パルス熱負荷がかかった時, プラズマ電流立下り時を除いて液体ヘリウム温度とパネル温度の差の最も大きいのはシーム溶接の外縁部で 0.23 K である。一方, 図 17 にクライオポンプの単位面積当りの排気速度を示すが, この装置では 1×10^{-5} Torr 付近で十分な排気速度をもつことが要求されるが, パネル温度は 3.9 K なら, 1×10^{-5} Torr 付近で, $7.8 \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ の排気速度があるのでほぼ十分といえる。3.9 K をパネル温度の上限とすれば, 液体ヘリウムの温度は $3.9 - 0.22 = 3.68 \text{ K} \sim 3.7 \text{ K}$ にすればよい。プラズマ電流立下り時, シーム溶接部の外縁は液体ヘリウム温度より 0.32 K 高くなり, 液体ヘリウム温度が 3.7 K なら 4.02 K になるが, ビーム入射は終わったあとであり, しかも平衡蒸気圧は 3×10^{-6} Torr なので水素ガスはほとんど放出されない。

5.4 フィン付アルミ管を使用した時の渦電流発熱による温度上昇

4 節でフィン付アルミ管 (A1100) 一枚当りの発熱を求めた。この発熱があった時のフィンの端部の温度上昇を求める。フィン付管の熱伝導の特性時間 τ を求めると,

$$\tau \sim \ell^2 C_v \rho / \lambda = \frac{(10 \text{ cm})^2 \times (2.6 \times 10^{-4} \text{ J/g} \cdot \text{K}) \times (2.70 \text{ g/cm}^3)}{0.455 \text{ W/cm} \cdot \text{K}}$$

$$= 0.154 \text{ sec}$$

なので 0.5 sec の立上り時はほぼ定常に達しており, 0.1 sec の立下り時には, アルミの熱容量による温度上昇中と考えられる。

立上り時をまず計算する。単位面積当りの熱負荷は,

$$3.27 \text{ W} / 2 \times 10 \times 4 \times 10^2 \text{ cm}^2 = 4.1 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$$

である。渦電流はフィンの端のはうで発熱が大きいがここでは一様と考える。定常熱負荷はステンレスのパネルと同じと考えるとシェブロン側とシールド側からの熱負荷を合わせて $1.8 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$ である。プラズマ電流立上げ時の熱負荷は $5.9 \times 10^{-4} \text{ W/cm}^2$ となる。このとき熱伝導による温度差 $\Delta T'$ は

$$\Delta T' = \ell^2 q / 2 \lambda t$$

$$= 10^2 \times 5.9 \times 10^{-4} / 2 \times 0.455 \times 0.3 = 2.2 \times 10^{-1} \text{ K}$$

管壁と液体ヘリウムとの温度差 $\Delta T''$ は図18のように考えて求める。界面での移動熱は

$$5.9 \times 10^{-4} \times 10 / 1 = 5.9 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2$$

となる。この熱負荷の領域では核沸騰領域である⁽¹⁴⁾

$$q = 1.4 \Delta T''^{2.5} \quad (q: \text{W/cm}^2, \Delta T'': \text{K})$$

の関係があるのでこれより $\Delta T''$ を求めると

$$\Delta T'' = 0.11 \text{ K}$$

となる。よって ΔT は

$$\Delta T = \Delta T' + \Delta T'' = 0.33 \text{ K}$$

となる。液体ヘリウムの温度が3.7Kのときパネル表面では4.03Kとなりこの時の平衡蒸気圧は 3×10^{-6} Torrで、水素ガスの放出はほとんどないので、ビーム入射は可能である。プラズマ立下時の温度上昇はアルミニウムパネルの熱容量による温度上昇なので、

$$\int_4^T C_v \times 0.3 \text{ cm} \times 2.69 \text{ g/cm}^2 dT = (8.17 \text{ W} / 20 \times 400 \text{ cm}^2) \times 0.1 \text{ s}$$

となり、これを満たすTをアルミニウムの比熱⁽¹⁶⁾のデータより求めると $T = 6.9 \text{ K}$ となる。パネル温度が6.9Kになると凝縮していた水素はほとんど離脱するのでビーム入射後でもこのような大きいパネル温度上昇は許されない。以上の計算よりアルミニウムのフィン付管をクライオパネルに用いることは不適当なことがわかる。

5.5 アルミニウムコーティングのないステンレス板をパネルに使用した時の温度上昇

4.4節では、 P_3 室のクライオパネルのみをアルミニウムコーティングした時のサイクロトロン放射による熱負荷も評価している。この時の P_2 室クライオパネルの温度上昇を5.1と同様の方法で評価する。

(1) 排気面の温度上昇

パネルへの熱負荷は定常熱負荷と合わせて $1.43 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2$ である。

$$\Delta T' = 6.5 \times 10^{-2} \text{ K}$$

液体ヘリウムに接する面と液体ヘリウムの熱伝達は、 $1 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2$ を越えているので核沸騰領域と考えられる⁽¹⁴⁾

$$\Delta T'' = (1.43 \times 10^{-3} / 1.4)^{1/2.5} = 0.064 \text{ K}$$

$$\Delta T = \Delta T' + \Delta T'' = 0.13 \text{ K}$$

(2) 溶接部の中心の温度上昇

シェブロン側からとシールド板側からの熱負荷を合わせると $1.47 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2$ になる。

$$\Delta T' = (0.4)^2 \times 1.47 \times 10^{-3} / 2 \times 2.2 \times 10^{-3} \times 0.2 = 0.267 \text{ K}$$

$$\Delta T'' = \{ (1.47 \times 10^{-3} \times 0.4 / 0.4) / 1.4 \}^{1/2.5} = 0.064 \text{ K}$$

$$\Delta T = 0.33 \text{ K}$$

(3) シーム溶接部の最も外側の部分

$$\Delta T' = (0.7)^2 \times 1.47 \times 10^{-3} / 2 \times 2.2 \times 10^{-3} \times 0.2 = 0.819 \text{ K}$$

$$\Delta T'' = \{ (1.47 \times 10^{-3} \times 0.7 / 0.4) / 1.4 \}^{1/2.5} = 0.080 \text{ K}$$

$$\Delta T = 0.90 \text{ K}$$

以上のように、 P_2 室のパネルをアルミニウムコーティングを行わないとパネル温度は、液体ヘリウム温度に比べ、最大 0.90 K もビーム入射中に上昇する。液体ヘリウムの温度が 3.7 K のとき、パネルの外縁では 4.6 K にもなり、このときの水素の蒸気圧は常温部で 5×10^{-5} Torr になる。このように高温になるのはパネルのシーム溶接部だけであるが、この部分からかなりの量の水素ガスが放出されるので排気能力が落ちると予想される。このためサイクロトロン放射の最も強い P_3 室のパネルだけでなく、 P_1 、 P_2 室のパネルもアルミニウムコーティングしたほうがよいことがわかる。

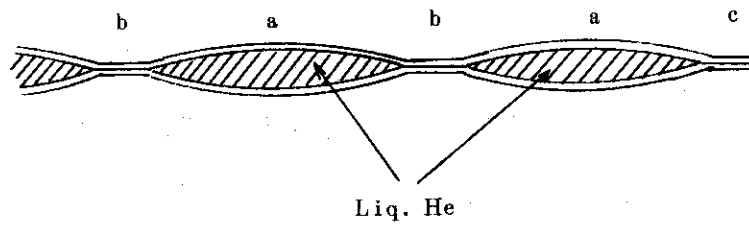


図 14 クライオパネルの三つの部分
 a. 液面と接する排気面, b. 溶接部, c. シーム溶接部
 シェブロン側

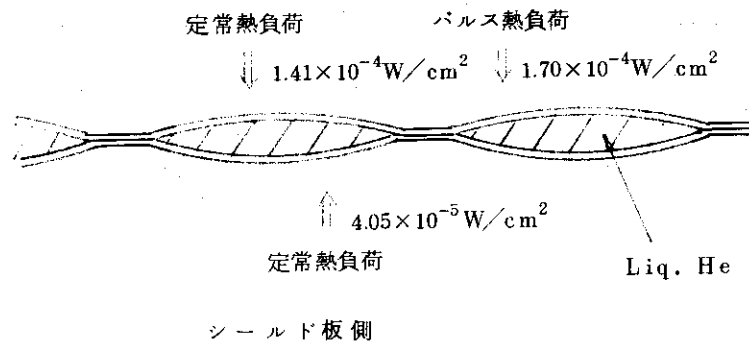


図 15 P₁室クライオパネルのビーム入射時の熱負荷

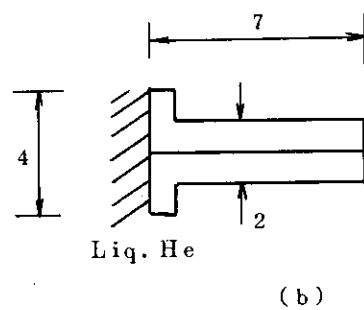
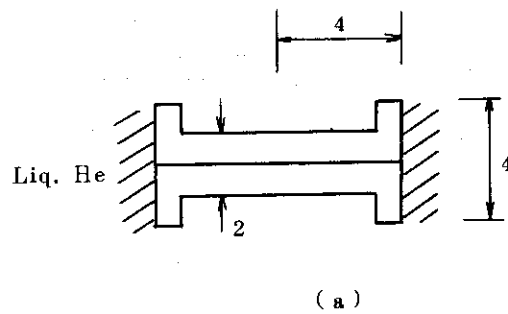


図 16 溶接部 (a 図) とシーム溶接部 (b 図) の温度上昇
 評価のモデル (単位 mm)

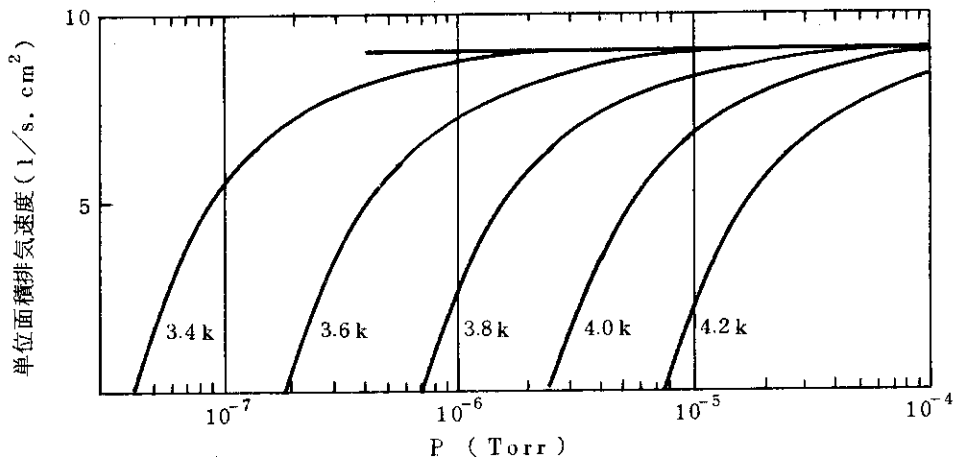


図 17 シェブロンを有するクライオポンプの単位面積当りの排気特性

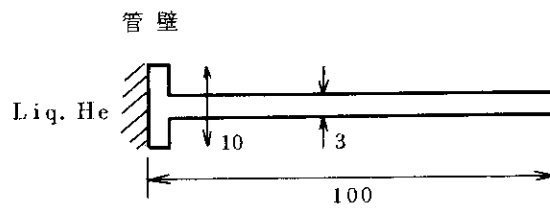


図 18 アルミフィン付管パネルの渦電流による熱負荷による温度上昇評価のモデル (単位 mm)

6. 結 論

J T-60 中性粒子入射装置のクライオポンプのクライオパネルとしてキルティング構造のステンレス板にアルミニウムをコーティングしたものを選び、このパネルに対する定常熱負荷とパネル熱負荷を評価し、パルス熱負荷がかかった時のパネル温度上昇を求めた。パルス熱負荷による最大温度上昇はパネルの端部で0.2 Kであり水素ガスを十分に排気するためのパネル温度の上限を3.9 Kとするため、パネル内液体ヘリウム温度は3.7 Kとした。クライオパネルとしてアルミニウムフィン付管を用いると渦電流による発熱で、またアルミニウムコーティングのないステンレス板ではプラズマからのサイクロトロン放射による発熱で、クライオパネルの温度上昇が大きく、水素を排気できなくなるのでこれを採用できないことがわかった。

謝 辞

クライオパネルにアルミニウムなどの電気伝導度のよい金属をコーティングして、サイクロトロン放射による熱負荷を小さくするということを示唆して下さった理化学研究所の坂本雄一氏に感謝致します。また、榊原正二氏をはじめとする日本酸素株式会社の方々には、53年度に原型ユニット用クライオポンプについての有益な調査をやっていただいたことに感謝致します。この仕事をやっていく上で多くの有益な議論をしていただいた加熱工学研究室の諸氏に感謝致します。最後に終始御指導と激励をいただいた森茂核融合研究開発推進センター長と小幡行雄核融合研究部長に感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 松田慎三郎他, JAERI-M 7655 (1978)
- 2) 柴田猛順, 松田慎三郎, 白形弘文, 斉藤正樹, 水野正保, 小宮宗治, JAERI-M 7792 (1978)
- 3) 柴田猛順, 奥村義和, 桜庭順二, JAERI-M 7869 (1978)
- 4) 桜庭順二, 大賀徳道, 柴田猛順, JAERI-M 8013 (1978)
- 5) 柴田猛順, 水谷泰彦, 奥村義和, 桜庭順二, JAERI-M 投稿予定
- 6) S. Isobe, T. Uede, T. Shibata, H. Shirakata, and S. Matsuda, Proc. 8th Symp. on Engineering Problems of Fusion Research, 09-12 (San Francisco, Nov, 1979)
- 7) 榊原正二他, 私信
- 8) 桜庭順二, 柴田猛順, JAERI-M 7611 (1978)
- 9) 田沼静一編「低温」共立出版 (1969)
- 10) R. J. Berman, Poys, 27, 318 (1956)
- 11) C. Benvenuti, R. S. Calder, and G. Passardi, J. Vac. Sci. Technol., 13, 1172 (1976)

6. 結 論

JT-60 中性粒子入射装置のクライオポンプのクライオパネルとしてキルティング構造のステンレス板にアルミニウムをコーティングしたものを選び、このパネルに対する定常熱負荷とパネル熱負荷を評価し、パルス熱負荷がかかった時のパネル温度上昇を求めた。パルス熱負荷による最大温度上昇はパネルの端部で0.2 Kであり水素ガスを十分に排気するためのパネル温度の上限を3.9 Kとするため、パネル内液体ヘリウム温度は3.7 Kとした。クライオパネルとしてアルミニウムフィン付管を用いると渦電流による発熱で、またアルミニウムコーティングのないステンレス板ではプラズマからのサイクロトロン放射による発熱で、クライオパネルの温度上昇が大きく、水素を排気できなくなるのでこれを採用できないことがわかった。

謝 辞

クライオパネルにアルミニウムなどの電気伝導度のよい金属をコーティングして、サイクロトロン放射による熱負荷を小さくするというを示唆して下さった理化学研究所の坂本雄一氏に感謝致します。また、榊原正二氏をはじめとする日本酸素株式会社の方々には、53年度に原型ユニット用クライオポンプについての有益な調査をやっていただいたことに感謝致します。この仕事をやっていく上で多くの有益な議論をしていただいた加熱工学研究室の諸氏に感謝致します。最後に終始御指導と激励をいただいた森茂核融合研究開発推進センター長と小幡行雄核融合研究部長に感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 松田慎三郎他, JAERI-M 7655 (1978)
- 2) 柴田猛順, 松田慎三郎, 白形弘文, 斉藤正樹, 水野正保, 小宮宗治, JAERI-M 7792 (1978)
- 3) 柴田猛順, 奥村義和, 桜庭順二, JAERI-M 7869 (1978)
- 4) 桜庭順二, 大賀徳道, 柴田猛順, JAERI-M 8013 (1978)
- 5) 柴田猛順, 水谷泰彦, 奥村義和, 桜庭順二, JAERI-M 投稿予定
- 6) S. Isobe, T. Uede, T. Shibata, H. Shirakata, and S. Matsuda, Proc. 8th Symp. on Engineering Problems of Fusion Research, 09-12 (San Francisco, Nov, 1979)
- 7) 榊原正二他, 私信
- 8) 桜庭順二, 柴田猛順, JAERI-M 7611 (1978)
- 9) 田沼静一編「低温」共立出版 (1969)
- 10) R. J. Berman, Poys, 27, 318 (1956)
- 11) C. Benvenuti, R. S. Calder, and G. Passardi, J. Vac. Sci. Technol., 13, 1172 (1976)

6. 結 論

JT-60 中性粒子入射装置のクライオポンプのクライオパネルとしてキルティング構造のステンレス板にアルミニウムをコーティングしたものを選び、このパネルに対する定常熱負荷とパネル熱負荷を評価し、パルス熱負荷がかかった時のパネル温度上昇を求めた。パルス熱負荷による最大温度上昇はパネルの端部で0.2 Kであり水素ガスを十分に排気するためのパネル温度の上限を3.9 Kとするため、パネル内液体ヘリウム温度は3.7 Kとした。クライオパネルとしてアルミニウムフィン付管を用いると渦電流による発熱で、またアルミニウムコーティングのないステンレス板ではプラズマからのサイクロトロン放射による発熱で、クライオパネルの温度上昇が大きく、水素を排気できなくなるのでこれを採用できないことがわかった。

謝 辞

クライオパネルにアルミニウムなどの電気伝導度のよい金属をコーティングして、サイクロトロン放射による熱負荷を小さくするということを示唆して下さった理化学研究所の坂本雄一氏に感謝致します。また、榊原正二氏をはじめとする日本酸素株式会社の方々には、53年度に原型ユニット用クライオポンプについての有益な調査をやっていただいたことに感謝致します。この仕事をやっていく上で多くの有益な議論をしていただいた加熱工学研究室の諸氏に感謝致します。最後に終始御指導と激励をいただいた森茂核融合研究開発推進センター長と小幡行雄核融合研究部長に感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 松田慎三郎他, JAERI-M 7655 (1978)
- 2) 柴田猛順, 松田慎三郎, 白形弘文, 斉藤正樹, 水野正保, 小宮宗治, JAERI-M 7792 (1978)
- 3) 柴田猛順, 奥村義和, 桜庭順二, JAERI-M 7869 (1978)
- 4) 桜庭順二, 大賀徳道, 柴田猛順, JAERI-M 8013 (1978)
- 5) 柴田猛順, 水谷泰彦, 奥村義和, 桜庭順二, JAERI-M 投稿予定
- 6) S. Isobe, T. Uede, T. Shibata, H. Shirakata, and S. Matsuda, Proc. 8th Symp. on Engineering Problems of Fusion Research, 09-12 (San Francisco, Nov, 1979)
- 7) 榊原正二他, 私信
- 8) 桜庭順二, 柴田猛順, JAERI-M 7611 (1978)
- 9) 田沼静一編「低温」共立出版 (1969)
- 10) R. J. Berman, Poys, 27, 318 (1956)
- 11) C. Benvenuti, R. S. Calder, and G. Passardi, J. Vac. Sci. Technol., 13, 1172 (1976)

- 12) 長島 章, 吉川允二, 私信
- 13) 桜庭順二, 松田慎三郎, 柴田猛順, JAERI-M 8936
- 14) 佐藤新太郎, 尾形久直, 低温工学, 12, 2 (1977)
- 15) M.D. Reeber, J. Appl, Phys., 34, 481 (1963)
- 16) 小林俊一, 「低温技術」 p. 41 (東大出版会, 1977)

付表 本報告で用いた材料物性値

材	料	密度 (g/cm ³)	熱伝導率 (mW/cm·K)			電気抵抗 (μΩ·cm)		
			4 K	80 K	300 K	4 K	80 K	300 K
アルミニウム	(高純度)	2.699				0.0056	0.22	
アルミニウム合金	(A1100)	2.699	455	2550	2070	0.2	0.46	
OFC	銅	8.96						1.65
SUS	316	7.91	2.2	83	153	53	58	77

(1) 熱伝導率と電気抵抗: Handbook on Materials for Superconducting Machinery (NBS)

(1974, 1975, 1977)

(2) 密度: 機械工学便覧 (日本機械学会)

付録 パルス熱負荷による液体ヘリウムの温度上昇の評価*

J T-60用中性粒子入射装置原型ユニット用クライオポンプの場合について付録表1に示す熱負荷があるとき、変動熱負荷による液体ヘリウムの温度上昇を評価した。変動熱負荷は、持続時間10秒、パルス間隔10分として、パルス熱負荷が加わった時の冷凍機、減圧ポンプ等の変化を検討した。

定常時、冷凍機は55Wの熱負荷で運転されており、液体ヘリウム貯槽からはこの熱負荷に相当する液体ヘリウムがクライオパネルに送られ、蒸発ガスもこの液体ヘリウム量に等しい。減圧ポンプでは、定常時、変動時にかかわらず処理ガス量は不変であり、(200-55)Wに相当するヘリウムガスは低圧ラインから供給されている。この様子は付録図1に示されている。

パルス熱負荷の持続時間は10秒であり、制御系の応答時間もほぼこの程度と考えられるので、ここではパルス熱負荷が加わっても制御系は応答しないものとして、まず、3.5Kのヘリウムが存在する部分だけを取り出して圧力、温度等の変化を検討してみる。

次の条件を仮定する。

- (1) 液体ヘリウム貯槽から供給される液体ヘリウム量は55W相当分=2.63g/sで不変
- (2) 気液分離器から減圧ポンプに引かれるヘリウムガス量は2.63g/sで不変
- (3) 定常時の液体ヘリウム、ヘリウムガス量

液体ヘリウム量	主排気タンク; 98.53ℓ
	トラス模擬容器; 78.53ℓ
ヘリウムガス量	気液分離器; 8.73ℓ×2
	配管; 40.7ℓ

- (4) パルス熱負荷を270Wとする

マスバランス、ヒートバランスより次の3式が得られる。

$$(a) \quad V_L + V_G = (8.73 \times 2 + 98.53 + 78.53 + 40.7) \times 10^3 \\ = 2.35 \times 10^5 \text{ cm}^3$$

V_L ; 液体ヘリウム部の容積 (cm^3)

V_G ; ヘリウムガス部の容積 (cm^3)

$$(b) \quad \rho_G \cdot V_G + \rho_L \cdot V_L = 2.48 \times 10^4 \text{ g}$$

ρ_G ; ヘリウムガス密度 (g/cm^3)

ρ_L ; 液体ヘリウム密度 (g/cm^3)

$$(c) \quad i_{G1} \rho_{G1} V_{G1} + i_{L1} \rho_{L1} V_{L1} + 270 \Delta t$$

$$= \lambda \times 2.63 \times 0.91 \Delta t + i_{G2} \rho_{G2} V_{G2} + i_{L2} \rho_{L2} V_{L2}$$

i ; エンタルピー (J/g)

Δt ; $= t_2 - t_1$, 熱負荷の加わった時間 (sec)

* この検討は昭和53年度に実施した日本酸素(株)による依託調査で行われたものである。

添字L ; 液体ヘリウム

添字G ; ヘリウムガス

添字1 ; 初期状態

添字2 ; 終状態

λ ; 蒸発潜熱 (J / g)

パルス熱負荷 ; 270 W

液体ヘリウム供給量 ; 2.63 g / s

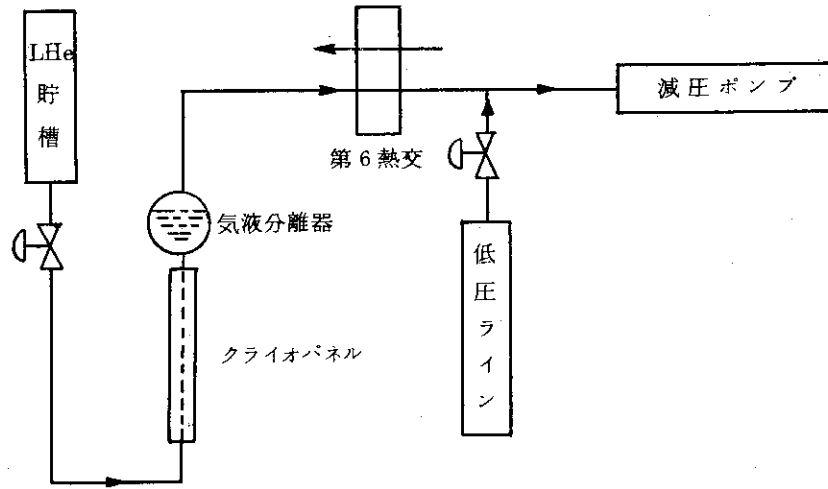
気液比 ; 0.91

i , ρ , V , λ を圧力の関数として表わせば、クライオパネルの圧力変化を求めることができる。結果を付録図2に示す。

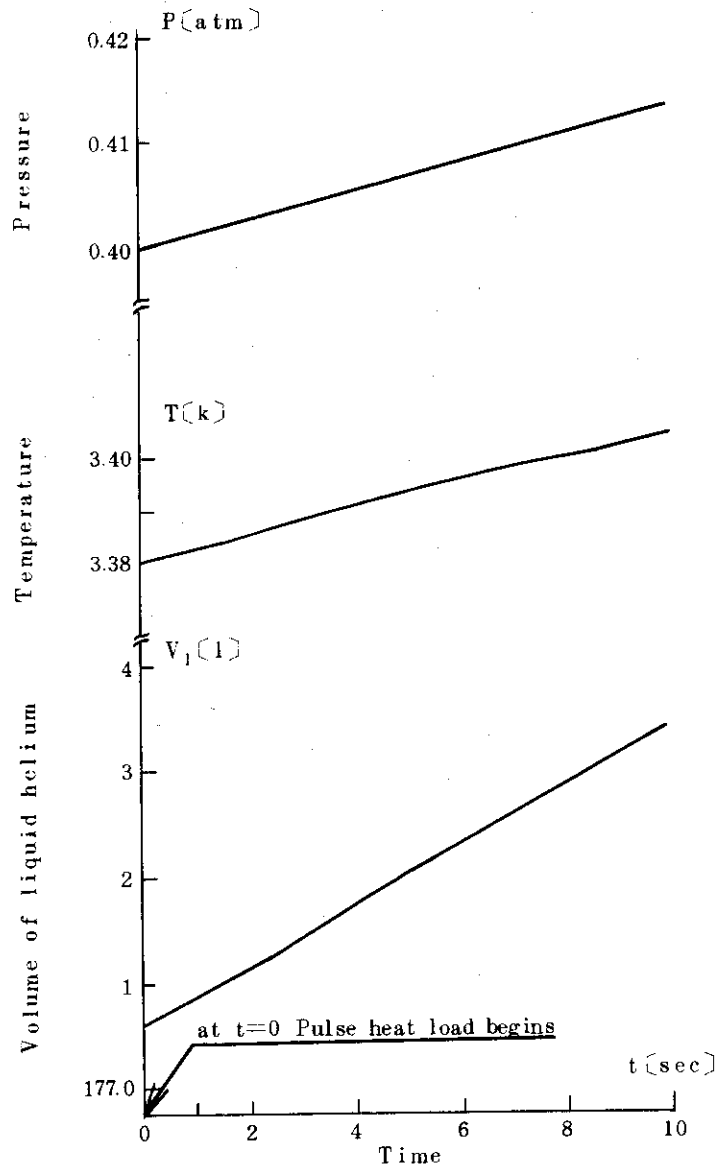
制御系が10秒間の応答遅れがあるとした場合、最終圧力は0.413 atmとなり、定常状態からの変化量は0.013 atmである。圧力調整計のフルスケールを2 atmとすれば、この変化量は0.66%に当り、工業計器の最高感度とほぼ同程度であるので、パルス熱負荷が加わっても減圧ポンプには急激な変化は起りにくいと言える。

付録表1 パルス熱負荷による液体ヘリウム温度上昇の
評価に用いた熱負荷

	定常熱負荷W	変動熱負荷W	合計 W
主排気タンク	31.0	206.2	237.2
トラス模擬容器	23.4	7.3	30.7
計	54.4	213.5	267.9



付録図1 減圧ヘリウムの流れ



付録図2 パルス熱負荷による変化