極低温における熱ふく射に関する実験研究*

天 野 俊 之^{*1}, 尾 原 昭 徳^{*2}

An Experimental Study of Thermal Radiation at Cryogenic Temperatures

Toshiyuki AMANO and Akinori OHARA

Heat transfer due to thermal radiation at cryogenic temperatures was experimentally studied. The purpose of the study was to collect practical data and to establish the prediction method for heat transfer. Heat flux between various radiation surfaces was measured by the evaporation loss method. There were two sets of temperatures between radiation surfaces: one was between room temperature and liquid nitrogen temperature, the other was between liquid nitrogen temperature and liquid helium temperature. Effective emissivities obtained by measurements were well explained by using the total hemispherical emissivity of the cold surface at a "warm" temperature in place of that of the cold surface at a "cold" temperature in the "diffuse-gray" approximation.

Key Words: Thermal Radiation, Low Temperature, Heat Transfer, Thermal Radiative Properties, Prediction of Heat Transfer, Cryostat

1. 結 言

超電導機器の実用化および宇宙関連事業の発展に伴い、極低温機器の高性能化つまり高断熱性が強く要求されてきている。この要求を満たすためには、機器における高温部から低温部への熱ふく射による熱侵入量の正確な把握が必要であり、そのためには極低温下で使用している材料の熱ふく射率に関する知見と熱侵入量の確かな予測手法とが必要である。

これまで極低温における熱ふく射の研究はかなり行われている。例えば材料のふく射特性を光学的に測定したもの⁽¹⁾⁽²⁾、熱ふく射率を熱量的に測定したもの⁽³⁾、ふく射特性を理論的に考察したもの^{(4)~(6)}、あるいはこれらを複合的に行ったもの⁽⁷⁾⁽⁸⁾、また一般的な解説⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾などである。ところがこれまでに測定され知られているふく射率を用いて極低温機器を設計しても、設計値より劣った性能しか得られないことをしばしば経験する。これは極低温において信頼のある熱ふく射率の特定が難しいことおよび極低温環境に特有の非灰

色効果の影響によることと言える。具体的には、従来の文献値は非実用的な清浄面あるいは純金属面におけるものであること、またガラス窓を通した光学的な計測により得たものが多いため極低温環境における熱ふく射率への適用に若干無理のあること(光学的測定では20~30 μm あたりに長波長側の測定限界がある)、そして極低温下においては非灰色効果が大きくなり灰色近似がそのままでは成り立たないことが確認されているにもかかわらず、ほかに有効な手段が確立されていないことおよびその簡便さから灰色近似をそのまま用いているためと考えられる。

著者らはこのような状況の克服を目指し、極低温機器の設計に適用しうる熱ふく射率の取得と予測手法の確立とを目的とし表記研究を行った。測定方法は低温流体による蒸発法を採用し、測定対象としては極低温機器に最も頻繁に用いられる材料を選び、測定精度を上げるためにふく射表面積をできる限り大きくして測定を行った。熱ふく射系の温度は極低温機器において一般的な室温-液体窒素温度および液体窒素温度-液体ヘリウム温度に設定して行った。また得られた測定結果から最も良く実測値を再現する予測手法を見だし、その有用性の確認試験を実施した。本論文はこれらの結果について述べるものである。

* 昭和63年6月3日 第25回日本伝熱シンポジウムにおいて講演、原稿受付 平成元年1月23日。

^{*1} 正員、三菱電機(株)中央研究所(〒661 尼崎市塚本町8-1)。

^{*2} 三菱電機(株)中央研究所。

記 号

- A : ふく射面表面積
 E : 実効熱ふく射率
 Q_R : 熱ふく射による熱侵入量(熱伝達量)
 Q_{BG} : 装置固有の熱侵入量(バックグラウンド)
 h_v : 低温流体の蒸発潜熱
 T : ふく射面温度
 m : 蒸発ガス流量
 n : 全半球熱ふく射率に關与する乗数
 $\alpha(T_i, T_j)$: 温度 T_j の黒体ふく射に対する温度 T_i における全半球吸収率
 $\epsilon_i(T_j)$: 材料 i の温度 T_j における全半球熱ふく射率
 σ : Stefan-Boltzmann 定数
 ρ_g : 低温流体飽和ガス密度
 ρ_l : 低温流体飽和液密度
 添字 H : 高温熱ふく射面に関する値
 添字 L : 低温熱ふく射面に関する値

2. 実験装置

2.1 測定装置 熱ふく射率を測定するための装置本体および計測系の概略を図1に示す。本体は二度の改造を経て現在の構造となり、主として真空容器、フランジにつり下げた貯槽部、貯槽部に取付けられた測定試料ふく射系からなる。貯槽部は蒸発タンク・ガ

ードタンク・外周タンクの三つからなる。蒸発タンクは低温温度を規定するための流体を入れるもので、これにはパイプを介して低温側の試料が取付けられている。ガードタンクは蒸発タンクと同じ流体を入れるもので、高温部から蒸発タンクへのふく射による熱侵入を防ぐための熱シールド板が蒸発タンクを覆うように取付けられている。外周タンクは高温温度を規定するための流体を入れるもので、これには高温側試料および真空槽から当高温試料へのふく射による熱侵入を防ぐための熱シールド板が取付けられている。熱ふく射系は plate-in-box であり、低温試料には U 字形パイプがはんだ付けされており、蒸発タンクとは取外しが可能なように低温継手により取付けられている。なお低温試料の標準寸法は 750×1000 である。一方高温試料および熱シールド板は、やはり取外しが可能なようにねじによって取付けられている。高温試料の温度は外周タンクに取付けたヒータあるいはタンク内の流体を加圧・減圧することによって変えることができる。試料の温度は最も適切な位置を数点選び、クロメル-コンスタンタン熱電対および金鉄-クロメル熱電対にて計測した。

2.2 測定方法 上記のように構成すると、高温試料から低温試料への熱ふく射による熱侵入は蒸発タンク内の低温流体の蒸発量となって現れ、熱侵入量と

図1 測定装置および測定系

表1 供試試料および表面状態

	母材	JIS記号	表面状態
a	SUS	SUS304-CP	未仕上
b	↑	↑	未仕上+Alテープ貼付
c	↑	↑	バフ研磨
d	↑	↑	バフ研磨(表面積1/2)
e	↑	↑	バフ研磨+Cuメッキ
f	Cu	C1201	未仕上
g	↑	↑	バフ研磨
h	↑	↑	酸化
i	↑	↑	酸化+Al蒸着ミラー1枚貼付
j	Al	Al050	バフ研磨
k	↑	↑	バフ研磨(表面積1/2)
l	↑	↑	バフ研磨+Al蒸着ミラー1枚貼付

蒸発ガス量とは次の関係が成り立つ。

$$Q_R = \frac{\rho_l}{\rho_l - \rho_g} \cdot m \cdot h_v - Q_{BG} \dots\dots\dots (1)$$

式(1)より、バックグラウンド Q_{BG} を求めておけば蒸発ガス量を測定することにより熱侵入量が求められる。また、熱侵入量と実効熱ふく射率とは次式の関係があることから

$$Q_R = \sigma \cdot E \cdot A_L \cdot (T_H^4 - T_L^4) \dots\dots\dots (2)$$

熱侵入量がわかれば実効熱ふく射率を求めることができる。蒸発ガス量は熱容量タイプの質量流量計を用いて測定した。この測定にはいくつかの工夫が必要である。一つめは、蒸発ガス量の測定時に蒸発ラインを大気開放にしておくと、蒸発ガス量が非常に小さい場合には背圧である大気圧の変動が蒸発ガス量の変化となって現れるため、この影響をなくす工夫が重要となる。著者らは、蒸発ラインの流量計の後にリリーフ弁を介して真空ポンプを取付けることにより解決した。またこのラインと並行に蒸発ラインを準備し、積算流量計により蒸発ガス流量を確認できるようにした。二つめは、蒸発タンクからの蒸発ガスがガードタンク内のポートを通過するときに、再凝縮することのないようガードタンク内を 0.01 atm 程度加圧しておくことである。また測定中は対流による影響をなくすため、ターボ分子ポンプにて真空槽内を 10^{-5} Pa 台に維持した。代表的な測定手順を以下に示しておく。

- (1) 試料を貯槽部に取付け、真空槽に組み込む。
- (2) 真空槽内の真空引きを行う。大体 2 日程度。
- (3) タンクに流体を入れ、試料温度を規定する。
- (4) 試料温度一定を確認のうえ、測定を開始する。
- (5) 高温試料の温度を変化させ、測定する。
- (6) 測定終了後、昇温する。

2.3 供試試料 測定熱ふく射系に用いた材料および表面状態を表 1 に示す。材料として、SUS・Al・Cu を用いているのは、これが極低温機器において最も一般的に用いられる材料のためである。高温試料については、今回は Al と SUS の 2 種類とした。また表面状態に関しても、極低温機器において通常用いられているレベルの仕上げとしている。参考のため、いくつかの表面における粗さの測定データ例を図 2 に示しておく。

3. 実験結果

3.1 バックグラウンド 実効熱ふく射率を精度良く求めるうえで、測定装置固有の熱侵入量であるバックグラウンドを正確に求めておくことが必要であ

る。そこでまず、バックグラウンドの測定を実施した。方法は低温試料のみを外し、低温継手の部分を盲とし、この状態で蒸発量を測定することにより求めた。バックグラウンドは高温試料の材種により変化するため、Al・SUS おのおのについて測定した。Al の場合の測定結果例を図 3 に示す。本装置において、バックグラウンドは次式で与えられると考えられる。

$$Q_{BG} = Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4 + Q_5 \dots\dots\dots (3)$$

ここで右辺の名項は

- Q_1 : 低温試料つり下げ用パイプ部への高温部からの熱ふく射による熱侵入
- Q_2 : 蒸発タンクの低温流体出入ポートからの熱伝導による熱侵入
- Q_3 : 低温流体出入ポート内高温面からの熱ふく射による熱侵入
- Q_4 : 温度モニタ用熱電対からの熱伝導による熱侵入
- Q_5 : 蒸発タンク内液面計リード線からの熱伝導による熱侵入

である。このうち Q_2 については、蒸発タンクとガードタンクとの間にあるポート部分の温度をモニタした結果、蒸発タンク、ポート、ガードタンク間に温度差がなかったことから無視できる大きさであることが判明した。また Q_3 および Q_4 については理論的に見積もった結果、オーダ的に他項に比べ 2～3 けた小さく、問題とならないことが判明した。したがって本装置のバックグラウンドは $(Q_1 + Q_5)$ で与えられることになる。ただし、室温-液体窒素温度間で測定する場合、 Q_5 は Q_1 に比べオーダ的に無視できる。以上によりバックグラウンドの測定結果を整理したのが図 3 中の数式および実線である。

図 2 表面粗さ測定例

3.2 実効熱ふく射率 高温試料をAl磨き材とし表1にある低温試料を取付けたときの実効熱ふく射率の測定値を表2に示す。これらの結果から実効熱ふく射率に関して次のことが言える。

(1) 室温-液体窒素温度間、液体窒素温度-液体ヘリウム温度間における傾向は同じである。

(2) SUS・Cuの未仕上げ(ただし冷間圧延材)とSUS・Cuのパフ研磨では、ともにほとんど差がない。

(3) SUS母材に対してCuめっきあるいはAlテープてん付を施すことにより半分程度の値にできる。

(4) Cu磨き板およびAl磨き板はSUS磨き板に比べ、半分あるいはそれ以下の値になる。

(5) Cu酸化面はSUS未仕上板と同程度かそれ以上の高い値となる。

(6) Al蒸着マイラー1枚てん付は熱ふく射率の低減に大きく寄与し、少なくとも6 μ mの厚さのAl蒸着マイラーを用いることにより母材の影響を無くすることができる。

以上のことから、超電導機器などにSUSあるいはCuを用いる場合は冷間圧延材であれば手間を掛けて磨く必要がないこと、熱ふく射板としてはAl板がよいこと、Cuの酸化面は熱ふく射面として不適なこと、またどのような面であってもAl蒸着マイラーを1枚てん付することで低熱ふく射面を形成できることが判明した。

4. 予測法の検討

4.1 極低温における熱ふく射率 3章にてAl磨きBOXと各種平板間における実効熱ふく射率の測定結果を述べたが、この実効熱ふく射率は本実験熱ふ

く射系に限られた値であり、より広範囲な熱ふく射系への適用を図るためには全半球熱ふく射率を知らなければならない。全半球熱ふく射率がわかれば、種々の熱ふく射系の実効熱ふく射率を求めることができる。

一般に実効熱ふく射率と全半球熱ふく射率は、灰色近似にしたがえば次の関係がある。

$$E = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_L(T_L)} + \frac{A_L}{A_H} \left\{ \frac{1}{\epsilon_H(T_H)} - 1 \right\}} \quad \text{.....(4)}$$

ところが熱ふく射系が低温環境にあり、両熱ふく射面の温度差が大きい場合には非灰色効果により灰色近似からのずれが大きくなり、式(4)がそのままでは成り立たなくなることが知られている⁽⁵⁾⁽¹⁰⁾。このことは著者らが取得した実効熱ふく射率のデータにおいても確認している。それは、両熱ふく射面の材料を固定し、表面積比が異なる場合と熱ふく射系の温度が異なる場合とのデータを式(4)に代入し、連立させることにより全半球熱ふく射率を算出するという操作を行ってみると、あるケースでは妥当な値が得られても、他のケースでは1以上の値となったり、あるいは負の値となったりするという矛盾が生じるのである。そこで、これらの矛盾(ずれ)を抑える計算手法の導入を試みた。

4.2 計算手法の導入 灰色近似からのずれを抑

表2 実効熱ふく射率(Al-Box)

	低温試料 (母材と表面状態)	300k-80k	80k-4.2k
a	SUS未仕上 (冷間圧延材)	-----	0.028~0.036
b	SUS未仕上+Alテープ貼付	-----	0.019~0.021
c	SUSパフ研磨	-----	0.027~0.035
d	SUSパフ研磨 (表面積1/2)	0.059~0.062	0.041~0.050
e	SUSパフ研磨+Cuメッキ	-----	0.021~0.024
f	Cu未仕上	0.032~0.034	-----
g	Cuパフ研磨	0.031~0.033	0.018~0.025
h	Cu酸化 ¹⁾	0.052~0.056	0.031~0.038
i	Cu酸化+Al蒸着マイラー1枚貼付 ²⁾	0.015~0.016	-----
j	Alパフ研磨	0.019~0.021	0.015~0.018
k	Alパフ研磨 (表面積1/2)	0.025~0.028	-----
l	Alパフ研磨+Al蒸着マイラー1枚貼付 ²⁾	0.015~0.016	-----

1) 戸外に一月放置、2) マイラー厚さ6 μ m

図3 バックグラウンド(Al-Box)

えるために、いくつかの提案がなされている。Domoto-Tien らは⁽⁵⁾低温測の全半球熱ふく射率を高温側温度での黒体熱ふく射に対する低温温度での全半球吸収率で置き換えることを提案している。つまり、 $\epsilon_L(T_L) \rightarrow \alpha(T_L, T_H)$ とするのである。また辻本・国友らは⁽¹⁴⁾多層断熱材施工時の熱計算に関する報告の中で、測定の結果として高温側温度の表面における熱ふく射に関連する波長領域においては単色吸収率(単色ふく射率)の温度依存性が全半球熱ふく射率の温度依存性に比較して小さいと言い、全半球吸収率を高温側温度における全半球熱ふく射率で置き換えることができるとしている。これらの提案と著者らの得た実効熱ふく射率のデータを検討した結果、低温環境下にあり両熱ふく射面の温度差が大きい場合には、低温面の全半球熱ふく射率を高温側温度における全半球熱ふく射率に置き換えること、つまり $\epsilon_L(T_L) \rightarrow \epsilon_L(T_H)$ とすることにより非灰色効果によるずれを抑えられる可能性が示唆された。

5章において、この置換えによる計算法の有効性について調べた結果を述べる。

5. 予 測 法 の 有 効 性

5.1 全半球熱ふく射率 実験により得られた実効熱ふく射率から全半球熱ふく射率を求めてみる。5章で述べた置換えが可能とすると次式が成り立つ。

$$E = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_L(T_H)} + \frac{A_L}{A_H} \left\{ \frac{1}{\epsilon_H(T_H)} - 1 \right\}} \quad \text{.....(5)}$$

ここで、高温側試料と低温側試料とが同一材料の場合には高温側温度における全半球熱ふく射率 $\epsilon_{L=H}(T_H)$ が、式(5)を変形した次式により一意に求められる。

$$\epsilon_{L=H}(T_H) = \frac{1 + (A_L/A_H)}{(1/E) + (A_L/A_H)} \quad \text{.....(6)}$$

これにより、ある材料の高温側温度における全半球熱ふく射率が得られれば、それと対向して設置された低温側試料の全半球熱ふく射率を次式により求めることができる。

$$\epsilon_L(T_H) = \frac{1}{\frac{1}{E} - \frac{A_L}{A_H} \left\{ \frac{1}{\epsilon_H(T_H)} - 1 \right\}} \quad \text{.....(7)}$$

ただしここで得られた値は低温面温度におけるものではなく、高温面温度における値であることを強調しておく。このような手続きにより、測定に供した試料すべての全半球熱ふく射率を求めることができる。高温試料を Al 磨き BOX とした場合の実効熱ふく射率の測定結果から求めた研磨面の全半球熱ふく射率を図4に示す。Domoto らは⁽⁴⁾金属表面のふく射率を工学的

に便利な形で現すことを試み、次式で与えられるとしている。

$$\epsilon_{L,H}(T) = (\text{CONSTANT}) \cdot T^n \quad \text{.....(8)}$$

そこで、式(8)にしたがって、得られた全半球熱ふく射率を整理したのが図4中の実線である。SUS・Cu・Al それぞれの場合の表示式を表3に示しておくが、これらの式により全半球熱ふく射率が与えられることになる。

5.2 計算手法の有効性 式(5)を見てみると、実効熱ふく射率に影響を及ぼすのは両熱ふく射面の面積、両熱ふく射面の全半球熱ふく射率、高温面の温度であることがわかる。そこで、次の三つのケースについて式(5)の妥当性を調べることにした。

- (1) 両熱ふく射面の表面積比を変えた場合
- (2) 低温側と高温側の材質を入れ換えた場合
- (3) 高温温度を固定し低温温度を大きく変えた場合

5.2.1 両熱ふく射面の表面積比を変えた場合 確認の方法は、ある熱ふく射系において測定した実効熱ふく射率から式(5)により求めた全半球熱ふく射率と、同じ熱ふく射系において低温試料の表面積を変えて測定した実効熱ふく射率から同様の方法で求めた全半球熱ふく射率とを比較する方法である。測定は Al 磨き BOX-Al 磨き板および Al 磨き BOX-SUS 磨き板の二つの熱ふく射系に関して行い、それぞれ Al 磨き材と SUS 磨き材の全半球熱ふく射率について比較を行った。その結果を示したものが図5である。Al, SUS のどちらについても全半球熱ふく射率は良く一致しており、熱ふく射系の表面積比を変えた場合の影響をうまく現していると言える。したがって両熱ふく射面の表面積比が異なる場合について、式(5)の有効性が確認できた。

5.2.2 低温側と高温側の材質を入れ換えた場合 これについては先に測定した Al 磨き BOX-SUS 磨き板に対して SUS 磨き BOX-Al 磨き板における測定を行い、得られた実効熱ふく射率と式(5)により求めた値との比較により行った。その結果を図6に示す。図6中の○印が実測値であり、実線が表3の値を用い式(5)により計算した予測値である。実測値と予測値とは良く一致しており、この場合についても式(5)の有効性が確認できた。

5.2.3 高温温度を固定し低温温度を大きく変えた場合 これについては常温-液体窒素温度間の実効熱ふく射率の測定値と常温-液体ヘリウム温度間の実効熱ふく射率の測定値との比較により行った。この結果も図6に載せてあり、□印が常温-液体ヘリウム温

度間の値である。これと常温-液体窒素温度間の値とを比較すると、前者のほうが後者に比べ若干大きい。これは常温-液体ヘリウム温度間のほうが常温-液体窒素温度間よりもふく射熱流束が大きい⁽¹⁴⁾ことの証明でもあり妥当な結果と言えるが、実用上はほぼ一致していると言える。極低温環境下にある熱ふく射系の実効熱ふく射率が高温側温度における全半球熱ふく射率だけで与えられるという本手法の有効性が確認できている。もちろん実際の現象としては、高温面からのふく射に対する低温面の吸収率によると考えるべきである。

5・3 ほかのケースへの適用 式(5)による予測法の有効性を調べた結果、式(5)から考えられる三つのケースすべてについて有効であることが確認できた。ここではそのほかのケースにおける本予測法の有効性を見える。まず、SUS 磨き BOX-SUS 磨き板について予測値と実測値との比較を行った。その結果を図7に示す。結果は誤差 10% 以内で合っており、充分予測できていると言える。次に別の場合として、本測定装置とは違う装置における測定を行った。その装置

の概略を図8に示す。この装置の熱ふく射系は cylinder-in-cylinder で構成され、高温側(外側)を SUS とし低温側(内側)を Cu としている。この場合の結果を図9に示す。これを見ても予測値と実測値とは良く一致しており、予測法の妥当性が追確認できている。

5・4 まとめ 式(5)による予測値と実測値との比較を行い、予測法の有効性が十分に確認できたが、この予測法をどのようにとらえるべきであろうか。もとを正せば、灰色近似そのものに問題があるのであるが、灰色近似式は扱いやすく、熱関連技術者にとっては便利な式であるため、極低温環境であるから使用できないというのでは大変不便である。また厳密で手間のかかる方法は時間とコストの面で受け入れがたいのが実状であり、技術者は簡便であり精度の良い予測法を望んでいる。その意味から低温試料の全半球熱ふく射率として高温側温度における値を用いる本予測法は、非常に利用価値のある方法である。

この予測法の課題は、式(5)に用いるべき全半球熱ふく射率の値をデータとして用意しておく必要があることである。そこでこれを求める方法であるが、辻本らは⁽⁸⁾低温における遷移金属の熱ふく射率について、表面層において伝導電子に付加的な散乱が起きるとしその付加的散乱の緩和時間を導入することにより熱ふく射率を求める方法を提案し、その有効性を検証している。この方法は物性値として電気伝導率のみ低温で、そのほかはすべて常温における値を用いて低温におけるふく射率が得られるという大きな利点を持つ有力な方法であるが、計算過程がいかにも複雑であり、計算に用いる物性値にしても未知の場合も多い。したがってやはり、本測定装置などによって種々の試料につい

表 3 全半球熱ふく射率表示式

	$\varepsilon = (\text{constant}) \cdot T^n$
SUSバフ研磨面	$\varepsilon \sim 0.019T^{0.353}$
Cuバフ研磨面	$\varepsilon \sim 0.0080T^{0.356}$
Alバフ研磨面	$\varepsilon \sim 0.0084T^{0.255}$

図 4 全半球熱ふく射率

図 5 両熱ふく射面表面積比の異なる場合における全半球熱ふく射率の比較

て熱ふく射率を直接調べる方法が、少なくとも極低温機器の設計のための熱侵入量予測を前提とした場合、最も良い方法と言える。

もう一つ、今回の方法により求めた全半球熱ふく射率をどのようにとらえるかという問題がある。ここで求めた全半球熱ふく射率はあくまで低温下における表面間の熱ふく射に関して適用される置換えにより導き出されたものであり、少なくとも極低温下においてふく射熱流束を評価する場合には、この全半球熱ふく射率を用いることでうまく説明できるということである。しかしながら、ふく射熱流束をうまく評価できる以上、この全半球熱ふく射率は熱ふく射物性値として信頼できるものと考えられる。

最後に、本論文において導入した予測方法に対する考え方を記しておく。それは、“極低温熱ふく射系において温度差が大きい場合のふく射熱流束は高温面からのふく射に対する低温面の吸収率で決まるが、常温以

下においては吸収率の温度依存性が小さく、低温面の吸収率は高温面温度における吸収率に置き換えることができる。そしてこの置き換えた吸収率に対しキルヒホッフの法則が適用できるとすると、結果としてふく射熱流束は低温面の高温面温度におけるふく射率により決定される。”ということである。

6. 結 論

極低温環境下にある熱ふく射系において、実効熱ふく射率の予測法を実験的に研究し、灰色近似によるずれをほぼなくせる簡便な方法を確認した。それは灰色近似により実効熱ふく射率を求める式において、低温面の全半球熱ふく射率として対向する高温面温度における値を用いるものである。この方法を用いることに

図 6 実効熱ふく射率の実測値と予測値の比較

図 8 Cylinder-in-Cylinder タイプ測定装置

図 7 実効熱ふく射率(SUS-in-SUS)

図 9 実効熱ふく射率(Cu-in-SUS)

より、極低温における熱ふく射系の熱侵入量を簡単に精度良く予測できる。

また熱ふく射面として、金属は冷間圧延材であれば磨き仕上げの効果は小さいこと、材質・表面状態によらず厚さ 6 μm の Al 蒸着マイラーをてん付することにより低熱ふく射面が実現できることが判明した。

文 献

- (1) 山本, 低温工学, **16**-3(1981), 137.
- (2) 辻本・国友, 機論, **49**-437, B(1983), 215.
- (3) Obert, W., ほか 4 名, *Adv. Cryogen. Eng.* **27**(1981), 293.
- (4) Domoto, G. A., Boehm, R. F. and Tien, C. L., *Adv. Cryogen. Eng.* **14**(1969), 230.
- (5) Domoto, G. A. and Tien, C. L., *Trans. ASME, J. Heat*

- Transf.*, **92**-3(1970), 399.
- (6) Boehm, R. F. and Tien, C. L., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **92**-3(1970), 405.
- (7) Domoto, G. A., Boehm, R. F. and Tien, C. L., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **92**-3(1970), 412.
- (8) 辻本・ほか 2 名, 機論, **48**-427, B(1982), 545.
- (9) Tien, B. L. and Cravalho, E. G., *Adv. Cryogen Heat Transf., Chem. Eng. Prog. Symp. Ser.*, **64**(1968), 56.
- (10) 稲井, 低温工学, **13**-2(1978), 53.
- (11) 黒崎, ぶく射による伝熱, 機械の研究, **34**-1(1983); **35**-10(1984).
- (12) Scott, R. B., *Cryogenic Engineering*, (1959), 346, D. Van Nostrand Company, Inc.
- (13) 信貴・平井, 低温工学ハンドブック, (1982), 247, 303, 内田老鶴園新社.
- (14) 辻本・国友, 機論, **50**-450, B(1984), 415.

討 論

〔質問〕 黒崎 晏夫・山田 純

〔東京工業大学〕

困難な極低温におけるぶく射物性値の測定を行われたことに敬意を表す。

図 1 の測定装置および測定系をみる限り、高温側試料は高温の外周タンクから主に熱伝導によって暖められているようである。このため、高温側試料には温度分布が生じると考えられる。また、低温試料についても同様に温度分布ができてしまうと予測されるが、この温度分布が、測定される実効熱ふく射率に悪影響を及ぼさないのかどうかを、お尋ねする。

〔回答〕 確かに、高温試料・低温試料とも熱伝導により冷却しているため温度分布が存在する。高温試料については、その影響を極小にするため、外側に熱シールド板(上部と底部で最高 5 K の温度差が存在)を設けること、そして SUS-BOX においては SUS と Cu とのクラッド構造として冷却性能の向上を図っている。また低温試料については、できるだけ熱伝導距離の均一化を図るため U 字形パイプの取付寸法を工夫している。このような構造としたうえで、それぞれの試料において付図 1 の各点の温度をモニタした結果、ほとんどの場合において最大温度差を 0.5 K 以内に抑えられることを確認している。したがって、これらの状況下ではご指摘の悪影響はない。

ただ、低温試料に関して SUS 系の場合に限り大きな温度差が生じる。液体ヘリウム温度レベルでは最大温度差は 3 K 程度であり問題はないと思われる。しかし、液体窒素温度レベルにおいては 20~30 K 程度となり、実効熱ふく射率に対して若干の影響が考えられ

る。温度差は低温試料の上下で付くものではなく、U 字形パイプからの遠近で付くものであり、この場合の低温側温度としては平均的な温度を採用することになる。しかしながらこのような場合であっても、高温試料温度における熱ふく射に対する割合を見ると $(\Delta E/E) = 1 - (300^4 - 110^4)/(300^4 - 80^4) \approx 0.013$ 程度となること、低温試料は一枚平板ゆえ低温試料同志間の熱ふく射がないこと(形態係数 $F_{ii} = 0$)、熱的にバランスしているため高温面から低温面への熱ふく射量はすべて蒸発ガス量となって現れることなどから、ご指摘の悪影響は小さいと考えられる。

〔質問〕 稲井 信彦

〔(株)東芝原子力技術研究所〕

(1) 図 1 において Warm Box, Shield Box には長手方向に温度分布があると思うがチェックされているか。Cold Plate は温度の低い Warm Box 天井部と高い底部を見ており、2 枚の平行平板条件が成り立っていないと思うがどうであろうか。

(2) にもかかわらず、式(1)と 2 枚の無限平行平板間の伝熱式を等値した式(4)から ε を定義したり、 A_L/A_H を変えた実験などを行っているが、角関係(形態係数)による補正が必要であると思う。また、常温-液体ヘリウム温度間の実験を行ったと記されているが、これは不可能であると思う。どのようなことを行ったのであろうか。

(3) 表 3 の表示 $\varepsilon = CT^n$ における n , C の値は Armaly, Cunningham, Domoto, Tien らの実験値と相当異なっている。これは上記の実験上の問題、データのまとめ方の問題に起因していると思う。このよう

な大形実験を遂行するのであれば、電気加熱で W (ワット) オーダの加熱ができ、精度良く熱流束の測定ができると思う。ここであえて boil-off-calorimetry で行った理由は何であろうか。

(4) 全半球放射率を $\epsilon = CT^n$ と表してこれを $T \rightarrow 0$ 近くへ適用すると $\epsilon \rightarrow 0$ となり、伝熱量の計算値が極端に小さくなる(灰色、非灰色効果の差が低温において特に大きく現われるという印象を与えるのはこのことによる)。ASE 理論 (Anomalous Skin Effect Theory) によると ϵ は $T \rightarrow 0$ で $\epsilon \rightarrow 0$ にならずある大きさの値になるので、実用上の便法として $\epsilon(T_2)$ に $\epsilon(T_1)$ ($T_2 < T_1$) を代用するとよいというのが本文の内容であると思

う。しかし、上に記した実験上の種々の問題から考えて、図5～8のデータのまとまりの良さが、上記の方法に一般性があるということを支持しているわけではないと思う。本文の内容は実用上便利の一つの know-how 集であるという注記が必要であると思うがいかなものであろうか。

〔回答〕 (1) 前半部については、先の回答をご参照願うこととするが、温度モニタの結果から Warm box は均一温度とみなせ、Cold Plate も特別な場合を除き均一温度とみなせる。また、Warm box の天井の一部に U 字形パイプ用の穴 ($\phi 50$) があるが、角関係的には無視できるオーダであることを確認している。以上のことから、本熱ふく射系は均一温度 2 面間の完全密閉熱ふく射系とみなし得る。

(2) (1) で述べた理由により、2 面からなる密閉空間における熱ふく射の関係式において形態係数を 1 とおくことで式(4)が得られている。したがって、面積比を変えたデータが意味を持つてくると考えている。

常温-液体ヘリウム温度間の測定は不可能ではない。大量の液体ヘリウムを必要とするだけである。ただ、完全に高温側を常温に保っておくのは厄介であり、そのため、この場合の高温側温度が 260 K 弱となっている。

付図 1 温度モニタ位置

(3) 上記(1)、(2)で述べた理由からデータの整理法に問題があるとは考えていない。本文・緒言においても述べたが、従来の熱ふく射物性値を実際の極低温機器の設計に用いた場合に要求仕様・性能をなかなか実現できず、少なくとも、今回の結果を用いたほうが実機の性能をうまく再現できることを確認している。しかしながら、 C および n の値についてはさらなる検討が必要であろう。

質問の後半部の真意がいま一つつかみかねるが、このような温度レベルの熱ふく射系は超電導機器・宇宙関連機器・プラント機器などにおいて生ずることがほとんどである。その場合、熱侵入の結果は寒剤の消費量(蒸発量)となって現れる。したがって、端的に蒸発量を測定する方法が最も良いと考えた。加えて、できるだけ実際の機器に則した系が良いと考えた。

(4) まさしく、質問者のご意見が著者らのねらいそのものである。極低温機器の設計上、有用なノウハウの取得が本研究の目的であり、研究を始めた動機である。本論文は実験研究の成果を報告したものであり、普遍性の検証や理論的な検討が十分とは言えない。

実際の現象を説明できない理論は画餅と言わざるをえず、今後理論的な研究にも取り組みたいと考えているので、さらなるご指導よろしく願いたい。