

水素の液化およびスラッシュ化に関する研究

大平, 勝秀

<https://doi.org/10.11501/3175111>

出版情報 : 九州大学, 2000, 博士 (工学), 論文博士
バージョン :
権利関係 :

5.1 緒言

スラッシュ水素の製造技術については、第4章で述べた freeze-thaw 法（間欠減圧法）が、その簡便さから実験室レベルで容易にスラッシュ水素を得る手段として利用されているが、工業規模での大量製造のためには連続的に製造可能なヘリウム冷凍法（オーガ法）による製造技術を確立する必要がある。

ヘリウム冷凍法は極低温のヘリウムと液体水素の熱交換により、伝熱面に生成した固体水素をオーガ(auger)と呼ばれる回転する刃物で削り落として細粒状の固体水素を製造する方法である。極低温ヘリウムと液体水素を連続的に供給すれば、スラッシュ水素を連続的に製造できることから大量製造に適した製造法と言える。

ヘリウム冷凍法によるスラッシュ水素製造法に関しては、これ迄殆んど研究がなされておらず、従来の研究では例えば、Voth,⁽⁴⁵⁾ 八柳ら⁽⁴⁶⁾ が製造実験を実施しているが、製造したスラッシュ水素の密度計測を実施していないため、ヘリウムの寒冷供給量と製造量の比較、オーガ回転数の違いによる製造量の比較、さらには製造した固体水素粒子の性状等について実験による確認はなされていない。また、Daney ら⁽⁹⁾ はオーガと熱交換器の簡単な伝熱モデルを提案し、製造量の計算を試みているが、実験結果による検証はなされていない。

本研究ではヘリウム冷凍法によるスラッシュ水素製造実験を実施し、製造した固体水素粒子の可視観察結果の定性的検討および密度計測等の定量的データの考察から、スラッシュ水素の効率的な大量製造法を確立するための基礎的知見が得られた。⁽⁴¹⁾⁽⁴²⁾

5.2 実験装置と実験方法

5.2.1 実験装置

図5-1にスラッシュ水素製造装置の系統図を示す。実験装置は冷媒となる極低温ヘリウムを製造する極低温ヘリウム発生装置，スラッシュ水素を製造するガラス製デュワー，減圧用の真空ポンプ，計測機器から構成される。図5-2に装置全景とガラス製デュワーの外観を示す。

極低温ヘリウムは図5-1に示すように極低温ヘリウム発生装置に貯蔵した液体ヘリウムを加圧し、ヒータにより温度調節して供給する。常圧付近の液体ヘリウムを冷媒として使用すると配管内，熱交換器内で侵入熱により二相流となり、圧力振動の発生が予想されるため超臨界圧状態で供給した。ヘリウムの供給温度を10~13 K，供給圧力を0.4~0.5 MPaとして低温ガス発生装置を設計，製作した。

図5-3にガラス製デュワーの構造を示す。基本的には第4章で使用したデュワーと同様であり、固体水素粒子の製造状況を目視およびビデオカメラにより側面から観察，記録できる構造となっている。ガラス製デュワーには極低温ヘリウム供給管および排出管，ヘリウムと液体水素の熱交換器，オーガ，オーガ駆動用モータ，静電容量型密度計，攪拌器（プロペラ）を設置している。

図5-4，図5-5は液体水素とヘリウムの熱交換器およびオーガの構造と外観を示す。オーガは直径70 mm，高さ90 mmであり、螺旋状に二つのブレードを取り付けている。ブレードの高さは5 mm、ブレードと熱交換器伝熱面との隙間は50 μm とした。熱交換器は同心円筒状であり、内部の空間にオーガを設置している。熱交換器外筒部は真空断熱構造とした。供給された極低温ヘリウムは図5-4に示すように、まず図の右側の真空断熱配管を通して熱交換器に入り、最下部で上向き通路に反転し、上方へ流れる間に熱交換し、左側の真空断熱配管から出て行く。熱交換器通路の内面は液体水素との伝熱面となっており、ヘリウムとの熱交換を促進するため、螺旋状のフィンを設けている。熱交換器の伝熱壁は熱伝導率の大きな銅(Electrolytic Tough Pitch Copper)を使用して

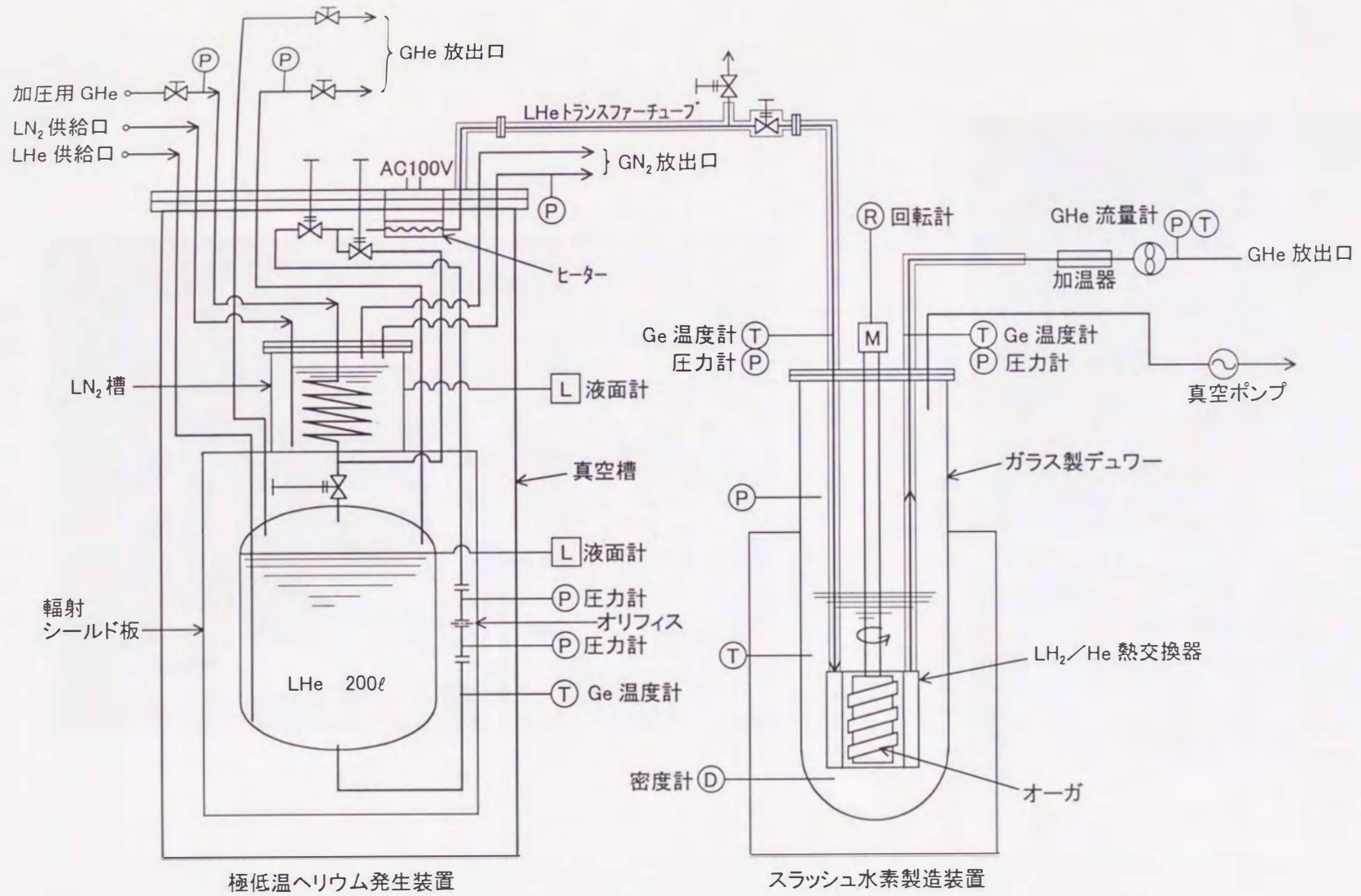
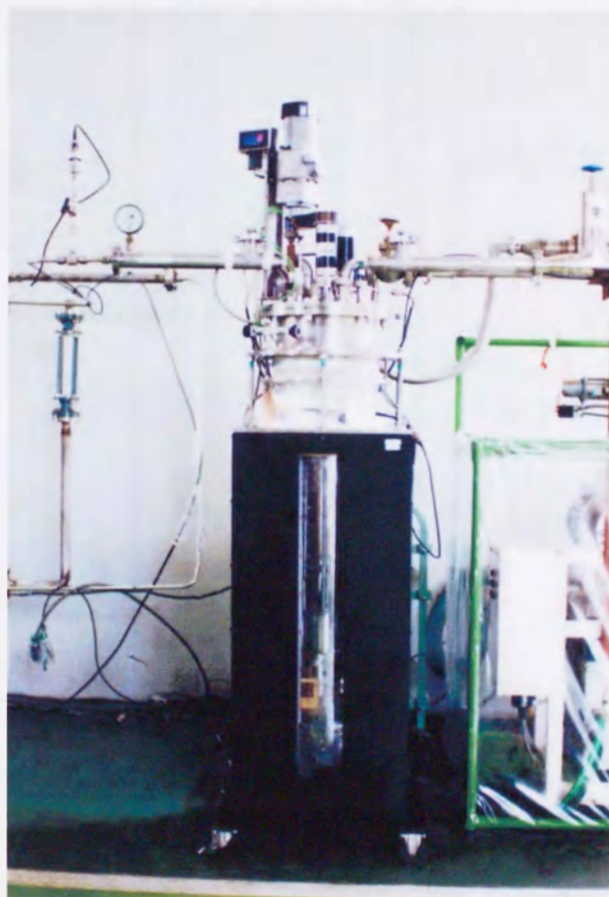


図 5 - 1 スラッシュ水素製造装置

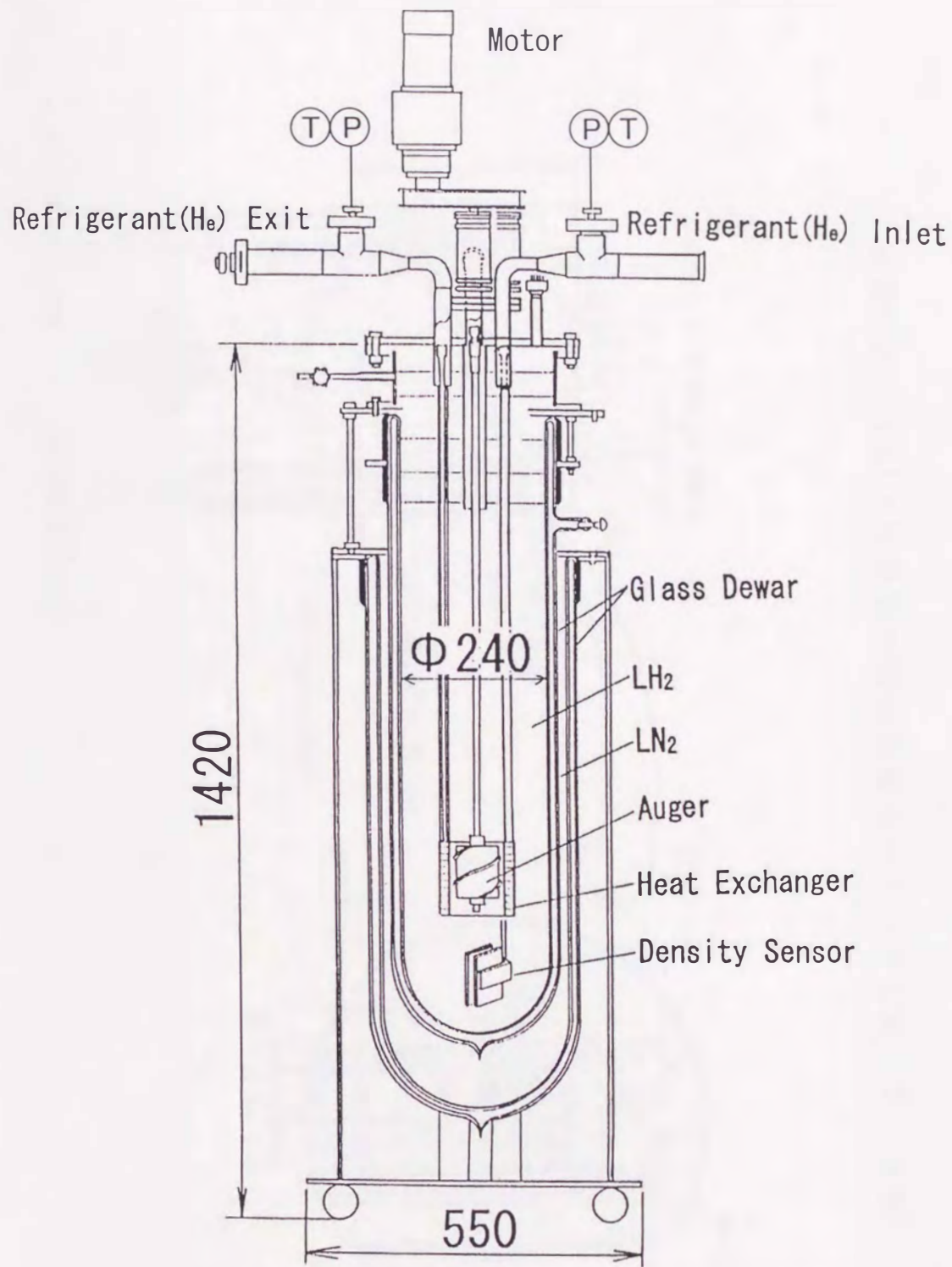


計測装置 ガラス製デュワー 真空ポンプ 極低温 He 発生装置
装置全景



製造用ガラス製デュワー

図 5 - 2 スラッシュ水素製造装置



Dimensions in mm

図 5 - 3 製造用ガラス製デュワー

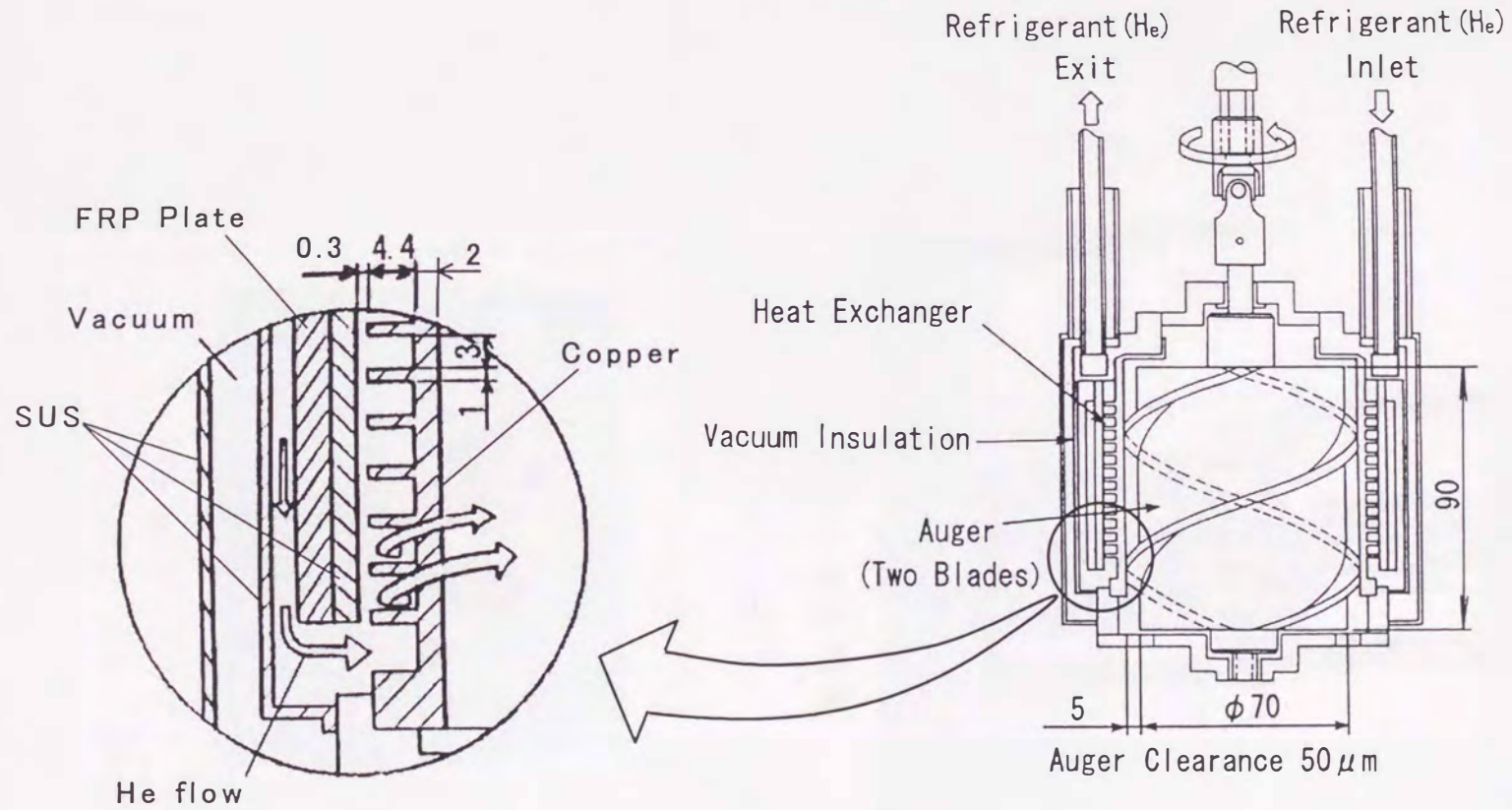


図 5 - 4 スラッシュ水素製造用熱交換器およびオーガの構造



L H₂ / H e 熱交換器



オーガ

図 5 - 5 スラッシュ水素製造用熱交換器およびオーガ

おり、ヘリウム通路と反対側の面に液体水素が固化する。オーガはロッドを介して常温部でモータに接続しており、回転して伝熱面に凝固した固体水素を削り落とす。

熱交換器に供給される極低温ヘリウムの温度、圧力は図5-3に示すようにガラス製デュワーの入口、出口において測定した。使用した温度計はゲルマニウム半導体温度計で、測定精度は ± 0.01 K以内である。圧力計は歪ゲージ式圧力変換器を使用し、測定精度は $\pm 0.5\%$ 以内である。水素およびヘリウムの物性値は米国NIST（旧NBS）より公表されている値を使用した。⁽²⁰⁾⁽²³⁾

5.2.2 実験方法

ヘリウム冷凍法によるスラッシュ水素製造法について述べる。本実験ではヘリウムの消費量等実験の便宜上、液体水素を三重状態まで冷却するのに減圧法を使用した。従って、本実験で使用する液体水素は三重状態（52.8 Torr, 13.8 K）とした。図5-1に示すように極低温ヘリウム発生装置、トランスファーチューブ、ガラス製デュワー、真空ポンプ等をセットアップする。極低温ヘリウム発生装置に液体ヘリウムを充填した後、充填した液体ヘリウムの一部を配管内に流して、トランスファーチューブ、オーガ用熱交換器等の予冷を実施する。予冷が完了したらガラス製デュワー内に液体水素を充填し、真空ポンプを使用して液体水素を減圧する。実験に使用した液体水素はパラ濃度95%以上のパラ水素である。大気圧の液体水素（温度20.3 K）が三重状態（温度13.8 K）付近まで温度、圧力共に低下したら減圧を停止する。この時点では三重状態の液体水素のみが存在し、固体水素は発生していない。次に極低温ヘリウム発生装置から極低温ヘリウムを熱交換器に供給すると伝熱面に固体水素が生成し、オーガを回転するとオーガ下部より細粒状の固体水素が落下し、ガラス製デュワー下部にスラッシュ水素が製造される。スラッシュ水素の製造量は(1)熱交換器伝熱面温度（ヘリウム温度）、(2)オーガ回転数、(3)オーガと伝熱面の隙間に大きく依存するが、本実験ではオーガ回転数を変化させた場合の製造実験を実施することとした。オーガ回

転数は 30, 50, 80 rpm とした。各々の回転数において、デュワー下部に設置した静電容量型密度計にて、製造したスラッシュ水素の密度を攪拌器で一様にした後、平均固化率を測定する。また、ガラス製デュワーの側面に設けた観察用スリットから製造状況および固体水素の粒径等を観察する。

5.3 実験結果と考察

図5-6はスラッシュ水素製造実験時の液体水素の温度、圧力変化である。減圧を開始して約60分後に三重状態圧力、温度に到達する。減圧が完了すると熱交換器に極低温ヘリウムを供給して再度予冷を開始する。予冷時は図5-6に示すように液体水素の圧力、温度が一時上昇するが、予冷が完了すると三重状態圧力、温度に製定する。この時点から熱交換器伝熱面に固体水素が生成され始め、オーガを回転すると細粒状の固体水素がオーガ下部より落下してくる。

図5-7はガラス製デュワー入口での極低温ヘリウムの供給圧力0.44 MPa、供給温度11.4 K、流量1.1 g/sのとき、オーガ回転数を30 rpm、50 rpm、80 rpmに設定したときの製造状況を示す。目視による観察の結果、オーガ回転数が大きいほど固体水素の製造量が多く、製造される固体水素の粒子径については小さくなることが判った。この時の配管等も含めた熱交換器の圧力損失は約0.01 MPa以下であった。ヘリウム冷凍法で製造した固体水素粒子の特徴として大部分が1~3 mm程度の粒径が均一な粒子であった。これに対し、4章の図4-6に示すフリーズ・ソー法にて製造した固体水素粒子は攪拌器で固体を粉砕するため、1~10 mm程度に粒径がばらつき、形状もフレーク状のものが存在し、均一ではない。⁽⁴³⁾⁽⁴⁴⁾

図5-8は極低温ヘリウムの圧力、温度、流量を前述の条件でほぼ一定に設定して静電容量型密度計にて計測した固体水素の製造量と、極低温ヘリウムのガラス製デュワー入口と出口のエンタルピ差から計算した寒冷供給量である。実験したオーガ回転数の範囲では回転数が高いほど、固体水素の製造量は増加しており、目視での観察結果と一致している。また、製造量の増加につれ、寒冷供給量も増加している。

オーガ回転数が大きい程固体水素の製造量が増加する理由として次のように考えられる。回転数が小さくなるとオーガで削られるまでの時間が長くなり、伝熱面で製造される固体水素の厚さが厚くなるが、固体水素の熱伝導率は図5-9に示すように約0.01 W/cm·K（固体水素の厚さを0.5 mmと仮定した場合、熱コンダクタンスは約0.2 W/cm²·K）と小さいため、厚くなると伝熱性能が大きく低下する。伝熱面に使用した銅（E.T.P.）の熱伝導

率は水素の三重状態温度(13.8 K)において約 $10 \text{ W/cm} \cdot \text{K}$ (伝熱面の厚さ 2 mm) であるので熱コンダクタンスは $50 \text{ W/cm}^2 \cdot \text{K}$ と大きいため、固体水素の熱コンダクタンスは厚さ 0.5 mm と仮定した場合、伝熱面の約 $1/250$ となり、伝熱性能は固体水素の厚さに大きく左右されることになる。図 5-8 において熱交換器の寒冷供給量が低回転数で低下していることから定性的に実験結果とよく一致している。

図 5-8 から熱交換器での寒冷供給量はオーガ回転数 30 rpm~80 rpm のとき、ヘリウムの入口と出口のエンタルピ差から計算した寒冷供給量は 13.0~14.3 W であった。一方、固体水素の製造量から必要な寒冷供給量を計算すると 2.5 W~3.6 W となる。従って、約 10 W の寒冷は損失となっており、損失の内訳として次のことが考えられる。ヘリウムの測定温度は図 5-1 に示すようにガラス製デュワーの入口、出口で測定しているが、図 5-4 に示すように熱交換器の伝熱面上部、下部において、構造上真空断熱が施工できない部分からの固体の熱伝導による侵入熱が存在する。この侵入熱を計算すると約 4 W である。さらに、ガラス製デュワー内への輻射による侵入熱および密度計、攪拌器の常温部からの熱伝導による侵入熱は合計約 3 W であり、その他にオーガ駆動用回転軸、極低温ヘリウム用真空断熱配管(外管)の常温部からの熱伝導による侵入熱、オーガ下部の回転を支持する軸受部の発熱を考慮すると約 10 W の損失はほぼ妥当な値と考えられる。本実験ではオーガの回転数を変化させた時の製造実験を実施したため、冷媒となるヘリウム温度を変化させた場合について、広範囲の製造実験を実施していない。従って本装置での最大製造能力を測定するには到らなかったが、実験範囲ではオーガ回転数 80 rpm の時、単位時間当たりの固体水素製造量は 0.062 g/s が得られ、固体含有率 50 wt% のスラッシュ水素に換算すると 5.5 l/h であった。

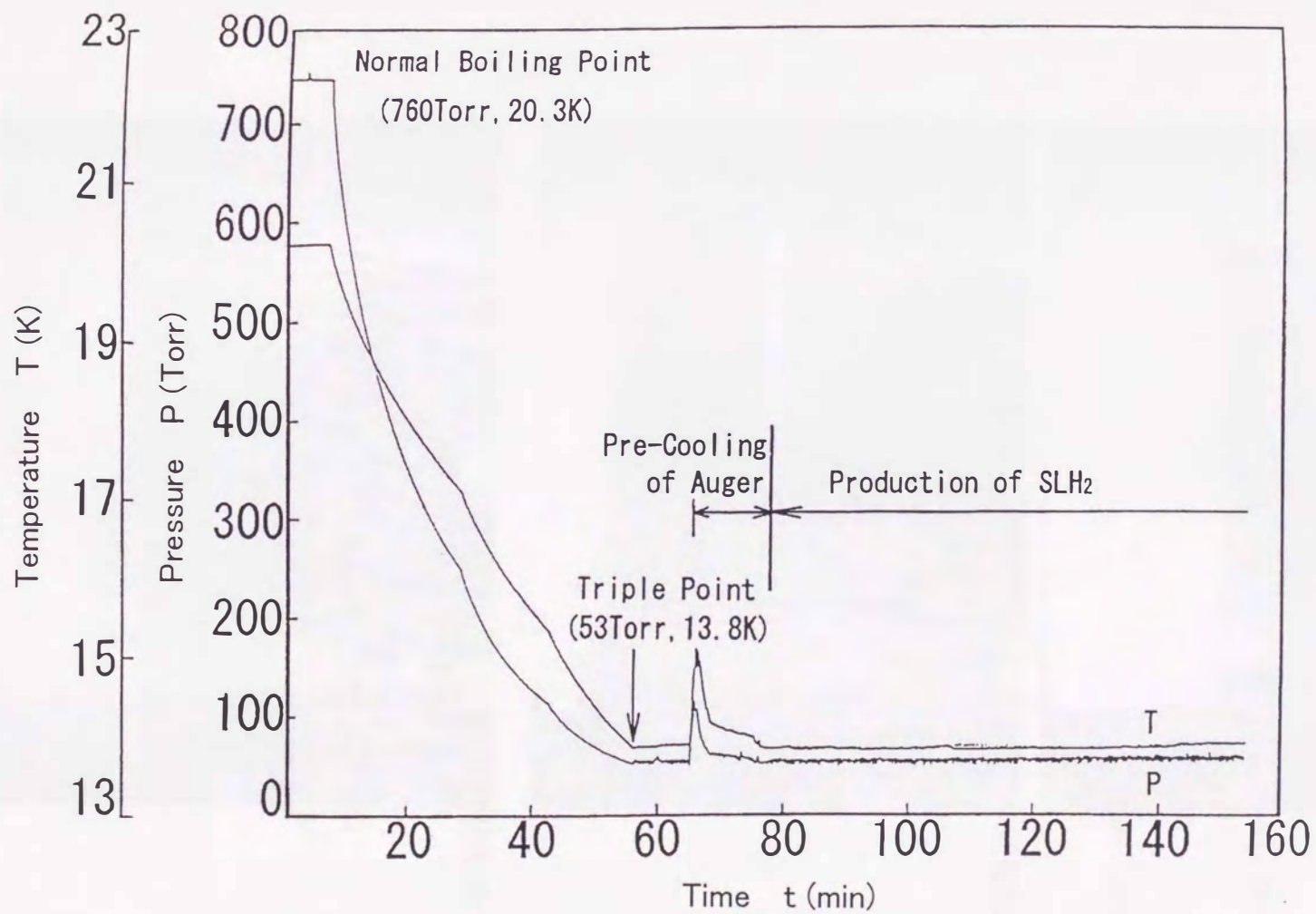


図 5 - 6 スラッシュ水素製造時の時間経過



回転数 30rpm

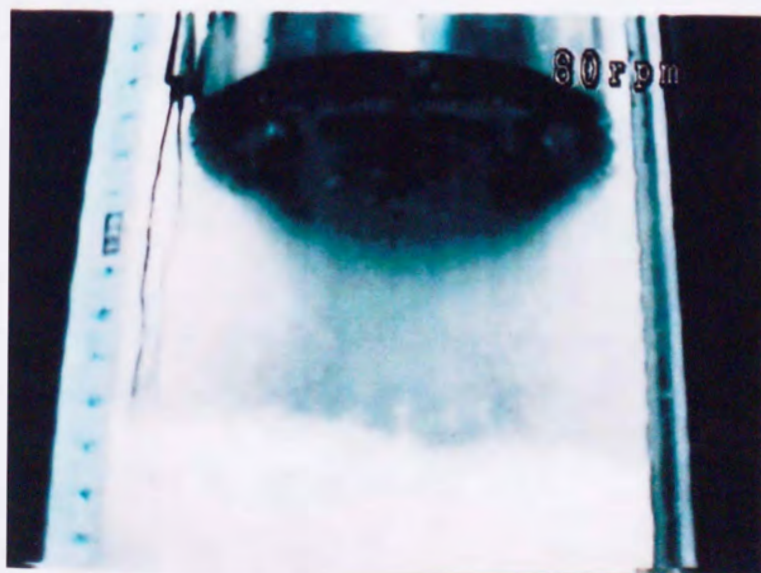
← 熱交換器と
オーガ

← 固体水素粒

← スラッシュ水素



回転数 50rpm



回転数 80rpm

図 5 - 7 スラッシュ水素製造状況

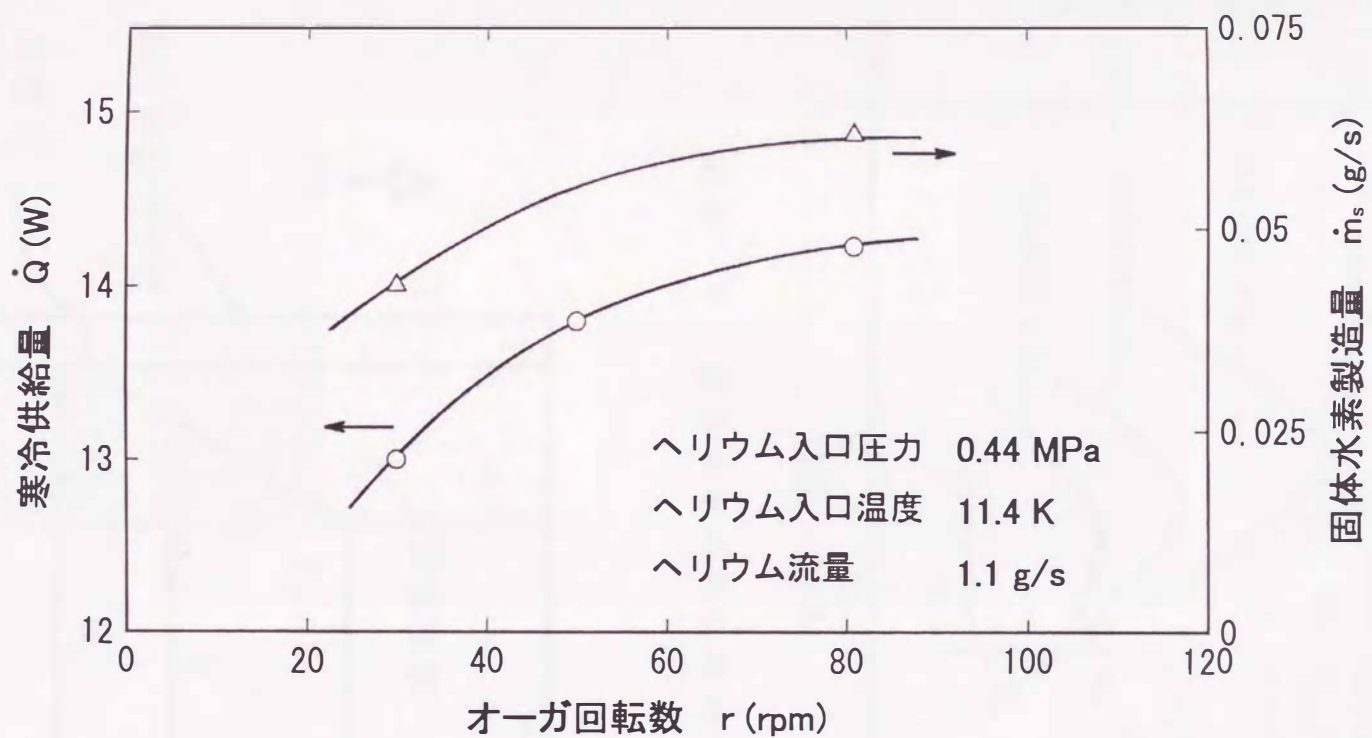


図 5 - 8 ヘリウムからの寒冷供給量と固体水素製造量

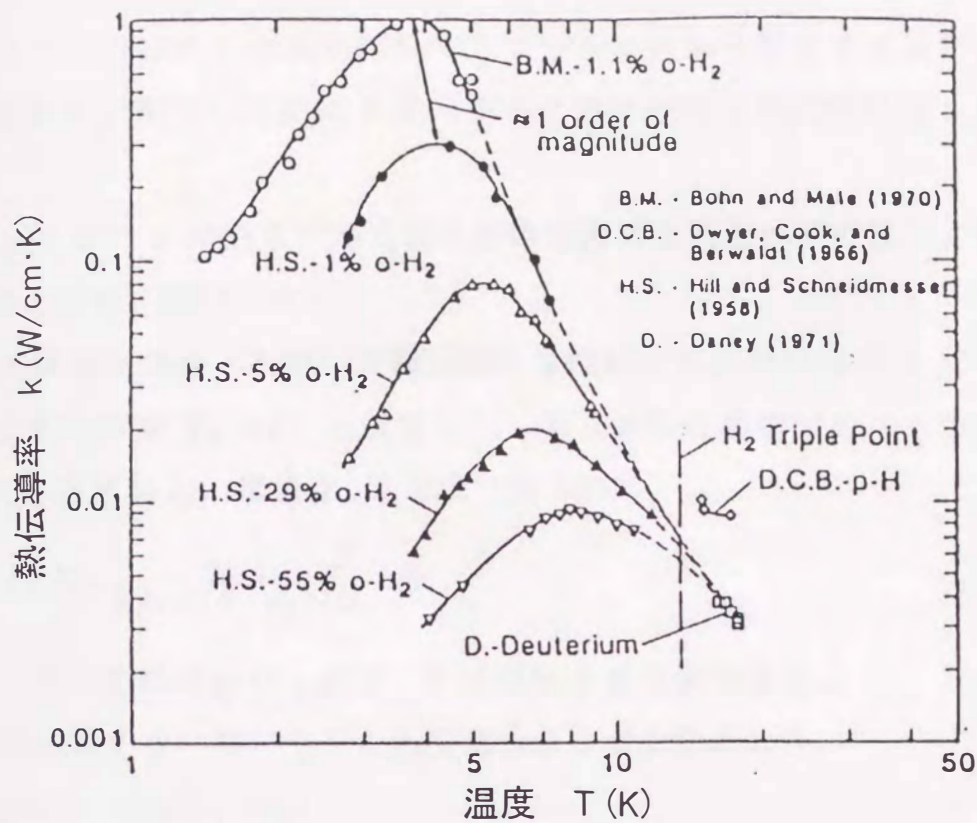


図 5 - 9 固体水素の熱伝導率⁽⁹⁾

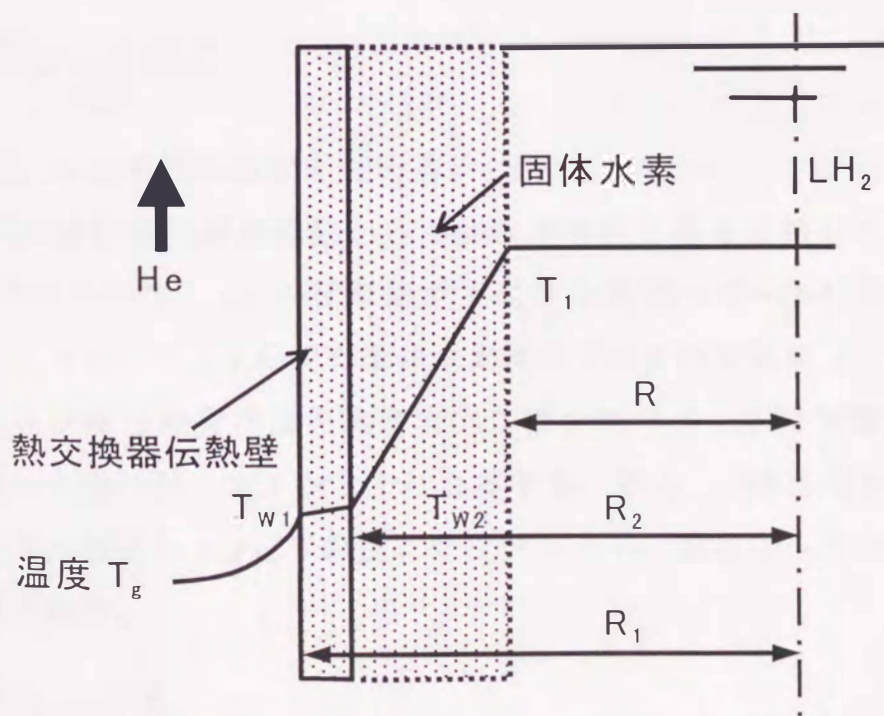


図 5 - 1 0 熱交換器伝熱壁と固体水素の温度分布

5.4 固体水素製造量計算方法

図5-10はヘリウム冷凍法でスラッシュ水素を製造する場合の、熱交換器伝熱面に凝固した固体水素の厚さと温度分布を模式的に示したものである。

Dancy ら⁽⁹⁾ の伝熱モデルを基に固体水素製造量を解析計算し、前節の実験結果と比較、検討した。

熱交換器伝熱壁（銅製）の熱伝導率は固体水素の熱伝導率 k に比べはるかに大きいので $T_{w1} = T_{w2}$ と仮定して、熱交換器伝熱壁でのヘリウムの熱伝達率を h とすると、壁温 T_{w2} は次式で表される。

$$T_{w2} = T_g - \frac{1}{h R_1 \ln(R/R_2)} \int_{T_{w2}}^{T_l} k dt \quad - (5-3)$$

ここで、 T_g はヘリウム温度、 T_l は液体水素温度である。

液体水素からヘリウムへの熱流量 $\Delta \dot{Q}$ は単位長さ当り、

$$\Delta \dot{Q} = 2\pi R_1 h (T_{w1} - T_g) \quad - (5-4)$$

で表わされる。

固体水素が微小厚さ ΔR だけ成長するのに要する時間は次式で表わされる。

$$\Delta t = \frac{2\pi \rho \lambda R_2 \Delta R}{\Delta \dot{Q}} \quad - (5-5)$$

ここで、 λ は水素の凝固熱である。

オーガの回転数と羽根枚数から固体水素が削り落とされるインターバル t は決定されるので、 Δt の積算値が t になるまで(5-3)~(5-5)式を繰り返し計算し、インターバル t の間の固体水素厚さが ΔR の積算値として計算される。以上の計算は熱交換器を高さ方向に微小セグメントに分割して、ヘリウムの流れ方向に沿って下から上に計算する。即ち、 i 番目のセグメントのヘリウムガス温度を $T_{g,i}$ とすれば、セグメント $i+1$ 番目のヘリウム温度は次式で計算される。

$$T_{g,i+1} = T_{g,i} + \frac{\Delta \dot{Q}}{\dot{m}_r C_p} \quad - (5-6)$$

全セグメントの計算が終了するとヘリウム出口温度が求まり、ヘリウム

入口、出口のエンタルピ差と水素の凝固熱から単位時間当たりの固体水素製造量が次式により計算できる。

$$\dot{m}_s = \frac{\dot{m}_r (h_{out} - h_{in}) - P_a}{\lambda} \quad - (5-7)$$

(5-7)式において、 P_a は侵入熱やオーガ回転に起因する熱損失等である。

前節の実験条件にて単位時間当たりの固体水素製造量を計算した。

熱交換器のヘリウムの熱伝達率は計測できないため、図5-4に示すような矩形断面螺旋状通路を流れるヘリウムの強制対流熱伝達として Dittus-Bölder の乱流熱伝達の式より計算すると約 $1200 \text{ W/m}^2\text{K}$ となる。

図5-11にオーガ回転数と固体水素製造量の計算結果を示す。図5-11にはヘリウムの熱伝達率を $800 \text{ W/m}^2\text{K}$ 、 $600 \text{ W/m}^2\text{K}$ として計算した結果も示す。計算結果においても実験結果ほど顕著ではないが、オーガ回転数の上昇とともに固体水素製造量が増加する傾向を示している。実験結果と計算結果を比較すると、ヘリウムの熱伝達率は約 $700 \text{ W/m}^2\text{K}$ と推定される。計算で算出したヘリウムの熱伝達率が実際の熱伝達率より小さくなった原因として、図5-4に示すようにフィン先端部と熱交換器外筒図部の隙間が 0.3 mm と大きく、この隙間を流れてヘリウムが上方に流れ、その結果、熱伝達率が小さくなったと推定される。

以上のように、解析計算結果はスラッシュ水素製造量の実験結果を定性的に良く表わしており、定量的にも熱交換器の熱伝達率を精度良く見積もれば製造量の推定が可能と考えられる。

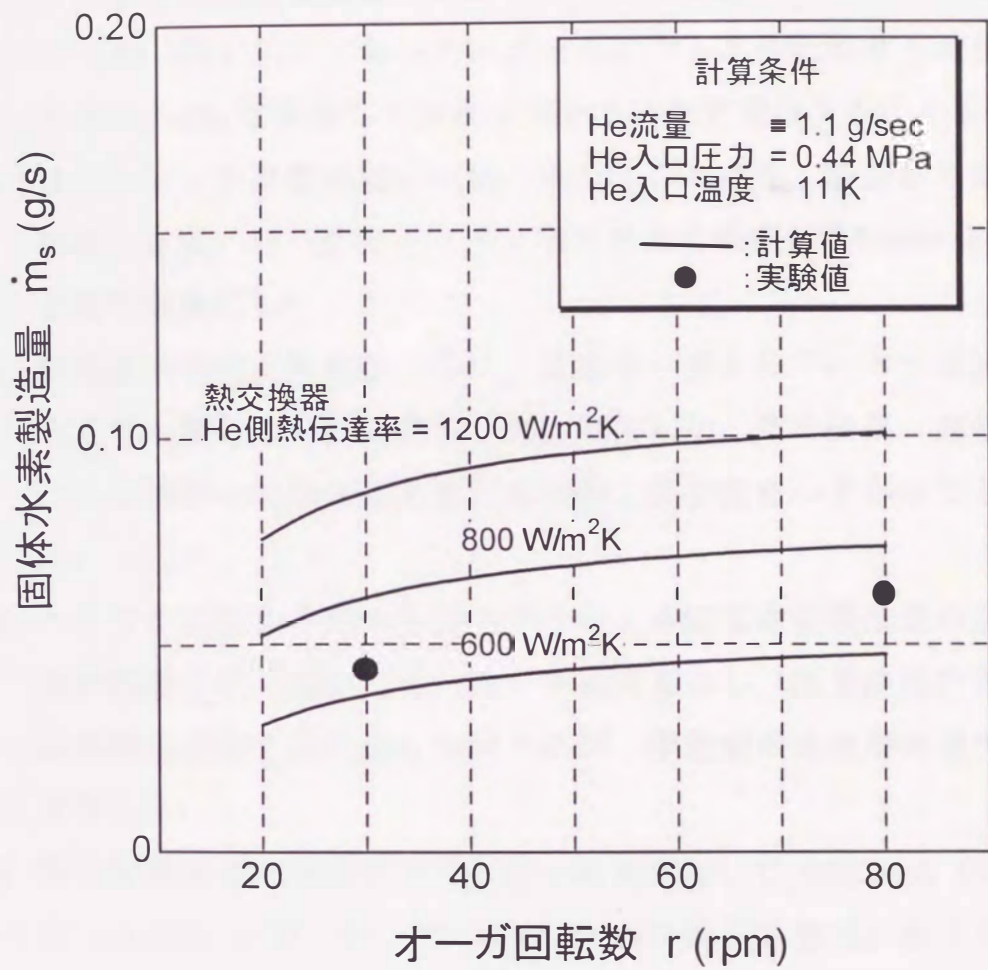


図 5 - 1 1 固体水素製造量計算結果

5.5 結 論

スラッシュ水素の大量製造法として注目されているヘリウム冷凍法による製造実験と観察を実施し、実験結果と伝熱モデルによる解析計算結果により以下の結論を得た。

- (1) ヘリウム熱交換器およびオーガを組み合わせたヘリウム冷凍法にてスラッシュ水素の連続製造を確認した。熱交換器の圧力損失は配管等も含め 0.01 MPa 以下であった。オーガについては伝熱面とのクリアランスを 50 μm に保持して液体水素中で正常に機能することを確認した。
- (2) スラッシュ水素製造時の状況、製造メカニズム、製造した固体粒子の形状、粒径、均一性等をビデオカメラにて観察し、freeze-thaw 法との差異を明確にした。
- (3) 極低温ヘリウムの温度、圧力、流量を一定として、オーガ回転数を変化させた場合の固体水素製造量を測定した。その結果、回転数変化による伝熱面上の固体水素厚さが伝熱性能を左右していることが判明した。
- (4) ヘリウムと液体水素の伝熱モデルによる固体水素製造量の計算結果は実験結果と定性的に良く一致した傾向を示し、熱交換器内部のヘリウムの熱伝達率を精度良く見積もれば、製造量の推定が可能であることを示した。
- (5) 本実験装置での固体水素製造量の最大値として 0.062 g/s (体積換算にて 2.6 l/h) が得られ、50%固体-50%液体 (重量比) のスラッシュ水素製造量に換算すると 5.5 l/h の製造能力を確認した。

第6章 スラッシュ水素の核沸騰熱伝達に関する研究

6.1 緒言

スラッシュ水素をロケット燃料として利用する場合、保有する寒冷を回収して最終的にはガス水素の状態では燃焼器にて酸化剤と燃焼して推力を得ることになる。保有する寒冷をエンジン冷却や空力加熱の冷却等、有効に活用するためには、スラッシュ水素の熱伝達特性を実験的に取得することが実用上重要な課題となっている。

従来、液体水素の伝熱特性については、Coeling らの実験報告があるが⁽¹¹⁾⁽¹²⁾⁽⁴⁷⁾、スラッシュ水素の熱伝達特性に関する実験報告は筆者が調査した範囲では Sindt の報告 1 例のみであり⁽¹³⁾、三重状態液体水素の熱伝達特性も含め殆んど解明されていないのが現状である。また、観測衛星に搭載された計測機器の精度向上を図るため、従来、機器の冷却剤として固体窒素が使用された例があるが、三重状態液体窒素、スラッシュ窒素の熱伝達特性についても殆んど解明されていない。

Sindt の実験では伝熱面としてステンレス鋼で製作した直径 0.0254 m の円型平板を使用しており、伝熱面が上向き、横向き、下向きの場合について、自然対流領域から核沸騰領域まで熱流束が比較的小さい領域での熱伝達特性を取得しており、実用上重要となる熱流束が大きい領域から限界熱流束点（バーンアウト点）までの特性が確認されていない。

本研究では、Sindt と同様、核沸騰領域で伝熱面の向きを変えて、スラッシュ水素、液体水素、三重状態液体水素について熱伝達特性を詳細に測定すると共に、各々について限界熱流束点の確認を行った。伝熱面は Sindt とほぼ同様の形状としたが、伝熱面の材質は電解銅とした。更に、スラッシュ水素で使用した同一伝熱面を使用して水素の場合と同様、スラッシュ窒素、液体窒素、三重状態液体窒素の熱伝達特性を測定し、スラッシュ窒素とスラッシュ水素の核沸騰熱伝達特性を伝熱面の向きによる違いも含め本研究で初めて系統的に検討した。また、スラッシュ水素、液体水素、スラッシュ窒素、液体窒素の各々について、熱伝達特性を Rohsenow の核沸騰熱伝達率の式と、限界熱流束値を Kutateladze の式と比較検討した。⁽⁴⁸⁾⁽⁴⁹⁾

6.2 実験装置と実験方法

6.2.1 実験装置

図6-1に実験装置の系統図を示す。実験装置は伝熱試験部、スラッシュ水素用ガラス製デュワー、ガラス製デュワー内圧力制御装置、計測及びデータ処理装置、ヒータ電流／電圧測定装置、スラッシュ水素密度測定装置から構成される。スラッシュ水素用ガラス製デュワーは三重のガラス製デュワーで構成され、外槽は液体窒素容器、中間槽は液体水素容器、内槽は液体水素またはスラッシュ水素容器となっており、外槽、中間槽は内槽への侵入熱を低減するのが目的である。3つの容器は各々パイレックスガラス製の真空断熱二重構造となっており、真空部の内面は輻射による侵入熱防止のため銀蒸着されている。また、ガラス製デュワーの高さ方向に銀蒸着を施工しないスリット状の観測窓を設けており、実験時に伝熱面とスラッシュ水素の挙動が観測できる。内槽容量は約14lで、内槽に液体水素を充填した場合、液体水素への侵入熱は実験時と同じ状況で測定した結果、約1.2Wであった。

スラッシュ水素の製造にはフリーズ・ソー (freeze-thaw, 間欠減圧) 法を採用した。液体水素を入れた内槽を真空ポンプで三重状態まで減圧した後、更に真空引きを行うと液表面に固体水素が生成する。この時真空引きを一時停止し、生成した固体水素を攪拌器 (プロペラ) で細粒化する。この操作を周期的に繰り返して三重状態スラッシュ水素を製造する。攪拌器は容器内2箇所 (上部, 下部) に設置され、デュワー上部に設置したモータで駆動される。液体水素を減圧するための排気速度 10,000 l/min の真空ポンプ、減圧を周期的に繰り返すために必要となる圧力計、圧力制御装置、電磁弁が減圧用配管に設置されている。また、沸騰実験中に蒸発ガスが発生するが、内槽内の圧力は圧力計の出力信号に基づき、真空ポンプと圧力制御装置等により ± 0.5 Torr 以内の誤差で一定に保持できる。

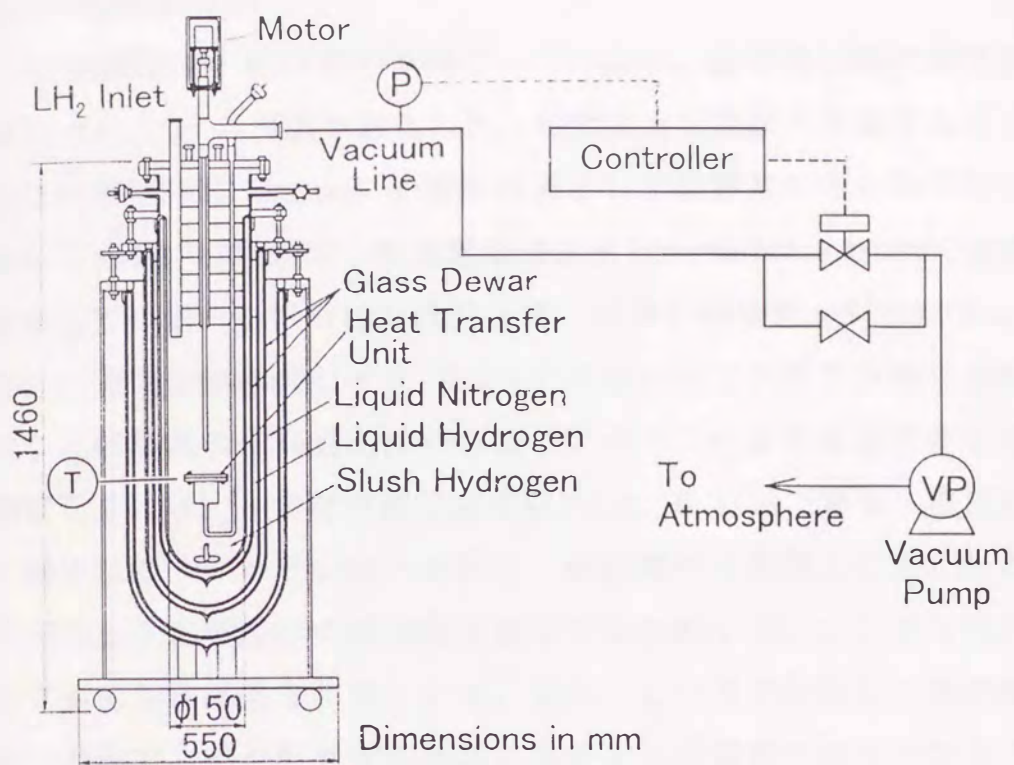


図 6 - 1 スラッシュ水素実験装置

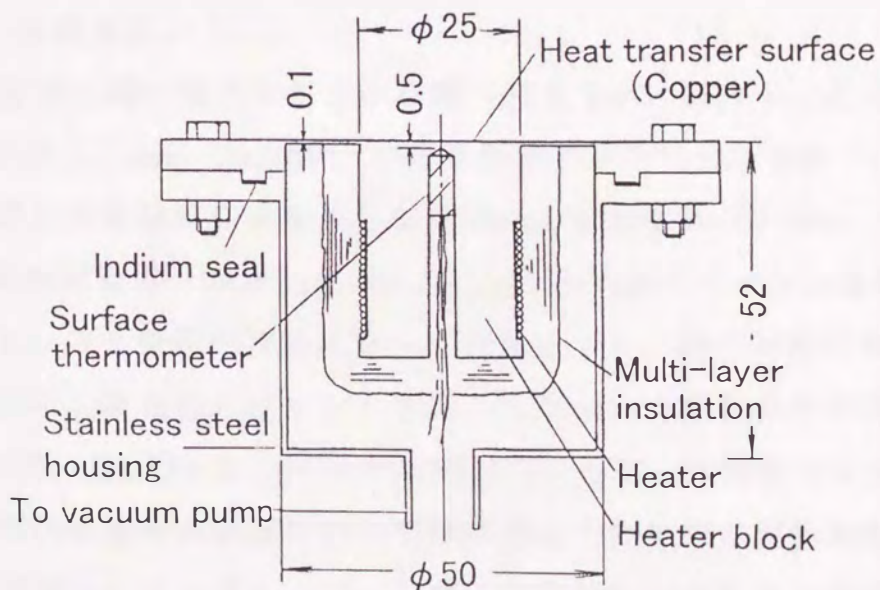


図 6 - 2 伝熱試験部

6.2.2 伝熱試験部

伝熱試験部の詳細構造を図6-2に示す。伝熱面は電解銅で製作した直径0.025 mの円型平面とした。伝熱面と伝熱面を保持するフランジ部の接続部は厚さ0.1 mmの薄板構造として伝熱面からの熱損失を極力低減している。伝熱面は、各実験毎にエメリーペーパー(#1000)で仕上げ、洗浄している。伝熱面の表面粗さは、計測した結果、 $R_a=0.2\mu\text{m}$ であった。伝熱面の加熱はヒータブロックに巻いたマンガニン線(50 Ω)を使用し、伝熱面の壁面温度は中心部にゲルマニウム抵抗温度計を挿入して測定している。温度計の測定精度は $\pm 0.01\text{ K}$ 以内であり、温度計のリード線にはサーマルアンカーを取り、伝熱面への熱侵入を防止した。ヒータブロックと温度計の熱伝導を良くするためアピエゾングリースを使用して温度測定誤差を小さくした。また、ヒータで発生した熱が伝熱面以外へ漏洩するのを低減するため、ステンレス鋼製セルケーシング内部は真空ポンプで真空引きを行っており、ヒータブロック外周は輻射による熱損失を防止するため多層断熱材を施工している。ヒータへの供給電力は、常温部に設置した標準抵抗器を流れる電流とマンガニン線の両端で測定した電圧から算出し、ヒータの発熱量としている。

6.2.3 実験方法

実験は三重状態スラッシュ水素(52.8 Torr, 13.8 K)の他に大気圧の液体水素(1 atm, 20.3 K)、三重状態液体水素(52.8 Torr, 13.8 K)さらには同じ伝熱試験部を使用して大気圧の液体窒素(1 atm, 77.4 K)、三重状態液体窒素(94.0 Torr, 63.2 K)、三重状態スラッシュ窒素(94.0 Torr, 63.2 K)の6種類の流体について実施した。一連の実験において、実験開始時の三重状態スラッシュ水素、スラッシュ窒素の平均固体重量率は20~35%、終了時は10~20%の範囲であった。本実験では固体重量率による熱伝達特性の影響については考慮していない。実験開始時の平均固体重量率はガラス製デュワー内槽に設置した静電容量型密度計による測定とスラッシュ製造時の減液量から計算した値の両方から求め、終了時は静電容量型密度計にて測定した⁽⁴¹⁾⁽⁴³⁾⁽⁴⁴⁾。また、実験時の伝熱面の傾き

は各々、水平上向き ($\phi = 0^\circ$)、横向き (90°)、水平下向き (180°) の3種類とした。

スラッシュ水素の実験方法について以下に述べる。液体水素を入れた内槽を真空ポンプで三重状態まで減圧した後、前述のフリーズ・ソー法により三重状態スラッシュ水素を製造する。所定の固体重量率になったらスラッシュ水素の製造を停止する。内槽内のスラッシュ水素が整定するのを確認後、伝熱試験部内部のヒータにより伝熱面を加熱、ヒータ電流、電圧により加熱量を制御する。伝熱面の温度が定常状態になった時点で温度、圧力、ヒータ電流、電圧等のデータを測定する。限界熱流束の決定は伝熱面がバーンアウトする直前の電力値を用いて算出した。

伝熱面加熱度 $\Delta T = T_w - T_s$ は、測定した壁面温度 T_w と飽和温度 T_s から求めるが、実験毎に、また実験中に蒸発により伝熱面の液面深さ（静水圧）が変化し、飽和温度も変化する。特に液体窒素の場合は密度が大きいため静水圧による温度変化が大きい。このため実験中に伝熱面の液面深さを観測窓から測定し、飽和温度を補正した。液面深さの測定誤差は最大 ± 1 mm であるので、液体窒素の飽和温度算出誤差に換算すると最大 ± 0.005 K である。また、デュワー内槽の伝熱面と同じ高さにゲルマニウム抵抗温度計を設置して実験中の液体温度を測定しており、測定値から求めた伝熱面加熱度と上述の飽和温度から算出した伝熱面加熱度との差は核沸騰領域において5%以内であった。

スラッシュ窒素の実験の場合、中間槽、内槽に液体窒素を充填し、フリーズ・ソー法で内槽に三重状態スラッシュ窒素を製造する。その後の実験方法はスラッシュ水素の場合と同様である。

6.2.4 スラッシュ水素、スラッシュ窒素の物性値

実験に使用した液体水素はパラ濃度95%以上のパラ水素で、水素、窒素の物性値は米国NIST（旧NBS）より公表されている値を使用した。⁽²⁰⁾⁽²¹⁾

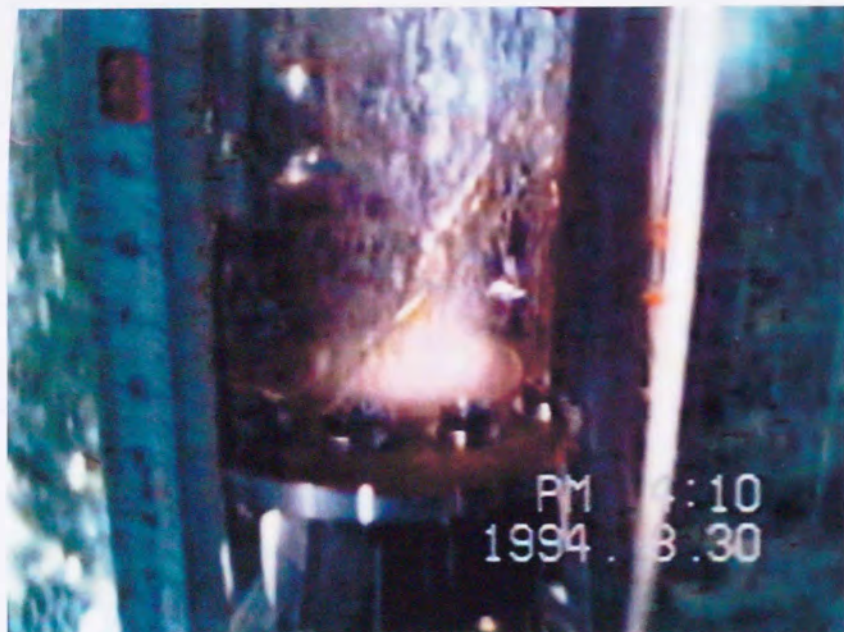
6.3 実験結果と考察

6.3.1 液体水素およびスラッシュ水素の核沸騰熱伝達特性

液体水素および三重状態スラッシュ水素の伝熱実験状況を図6-3に示す。図6-4～図6-9は大気圧および三重状態液体水素と三重状態スラッシュ水素の実験結果である。各々の図において縦軸に熱流束 q 、横軸に過熱度 ΔT をとり、実験点の白抜きは熱流束を増加させた場合、黒塗りは熱流束を減少させた場合である。実験中に伝熱面を観察し、熱流束を増加させて自然対流領域から核沸騰領域に遷移する際、伝熱面より発泡開始した点を Initial Vapor、一旦増加した熱流束を減少させた際、伝熱面からの発泡が最後に観察された点を Last Vapor と明記した。スラッシュは固体粒により液体が白濁しているため、実際には発生していても発泡の開始、停止が目視で確認できなかった場合がある。従来核沸騰領域で限界熱流束の推定によく使用される Kutateladze の式⁽¹²⁾ から算出した限界熱流束 q^* と過熱度 ΔT^* を図6-4と図6-7に示した。 $(q^*$ は後出の(6-3)式にて $K=0.16$ で計算)

図6-4～図6-6は伝熱面の傾きが上向き (0°)、横向き (90°)、下向き (180°) の場合について、それぞれ大気圧液体水素、三重状態液体水素、スラッシュ水素の熱伝達特性をまとめた。また、図6-7～図6-9は大気圧液体水素、三重状態液体水素、スラッシュ水素について、それぞれ伝熱面の向き (0° , 90° , 180°) による熱伝達特性が良く判るように図6-4～図6-6の実験結果を整理し直した図である。

図6-4と図6-7には Coeling ら⁽¹¹⁾ が液体水素中で直径 0.0254 m の平板伝熱面 ($R_n=0.13\mu\text{m}$) で得た結果を、伝熱面が銅とステンレス鋼の場合について図示している。また、図6-4～図6-9には Sindt⁽¹³⁾ が直径 0.0254 m のステンレス鋼製伝熱面で得た結果を示している。(伝熱面の粗さは不明) 本実験で得られた大気圧液体水素の核沸騰領域での結果は Coeling らの銅製伝熱面の結果と同じ傾向を示しており、Sindt の沸騰曲線の傾向についても本実験結果とよく似ており、右にずれているのは、伝熱面の材質と表面性状の違いによるものと考えられる。



Liquid Hydrogen at NBP
(1atm, 20.3K)
 $\Delta T=1.15K,$
 $q=1.5 \times 10^4 \text{ W/m}^2$



Slush Hydrogen at TP
(52.8Torr, 13.8K)
 $\Delta T=1.88K,$
 $q=0.68 \times 10^4 \text{ W/m}^2$

図 6 - 3 液体水素およびスラッシュ水素伝熱実験状況

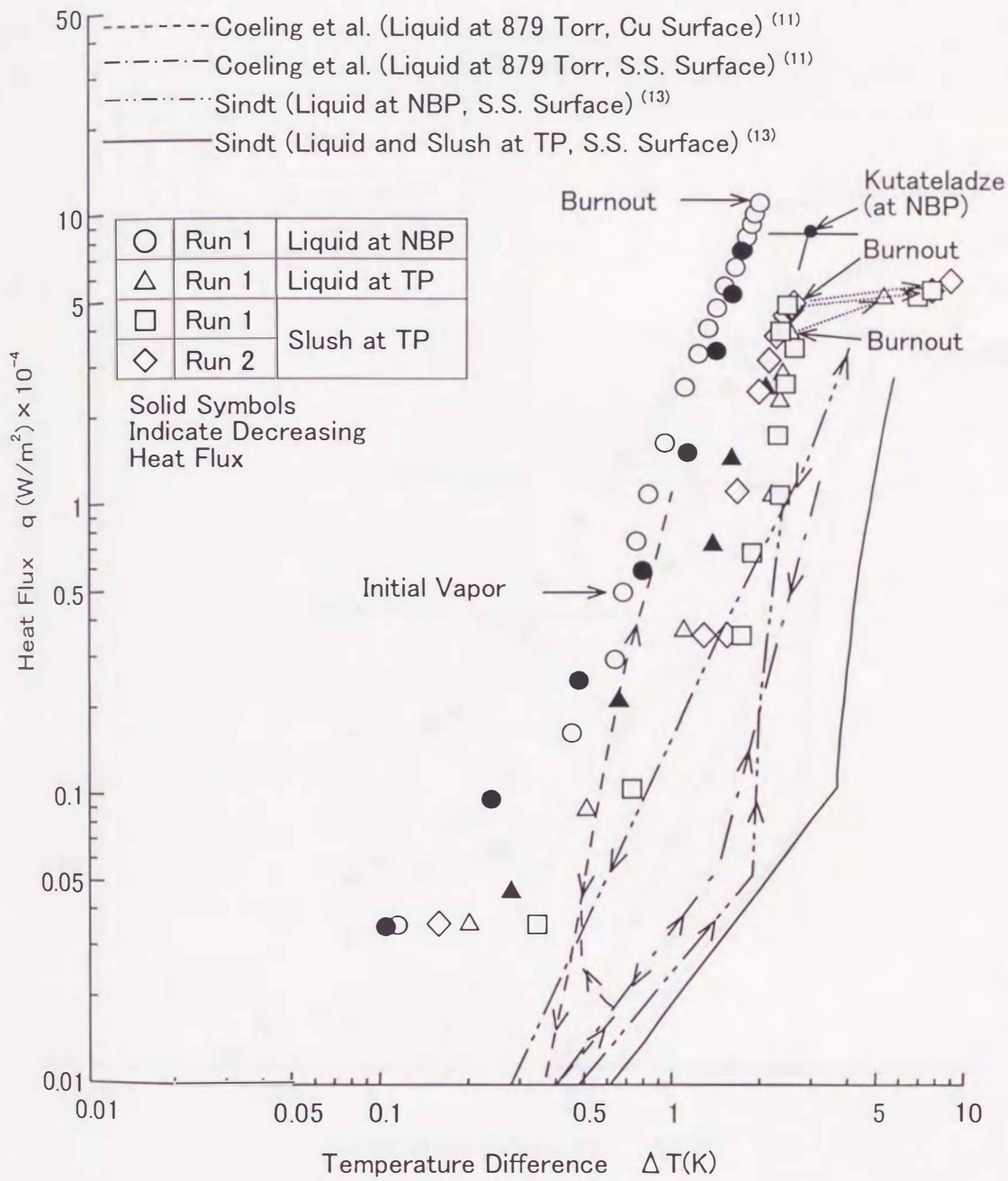


図 6 - 4 液体水素の核沸騰熱伝達 (水平上向き伝熱面)

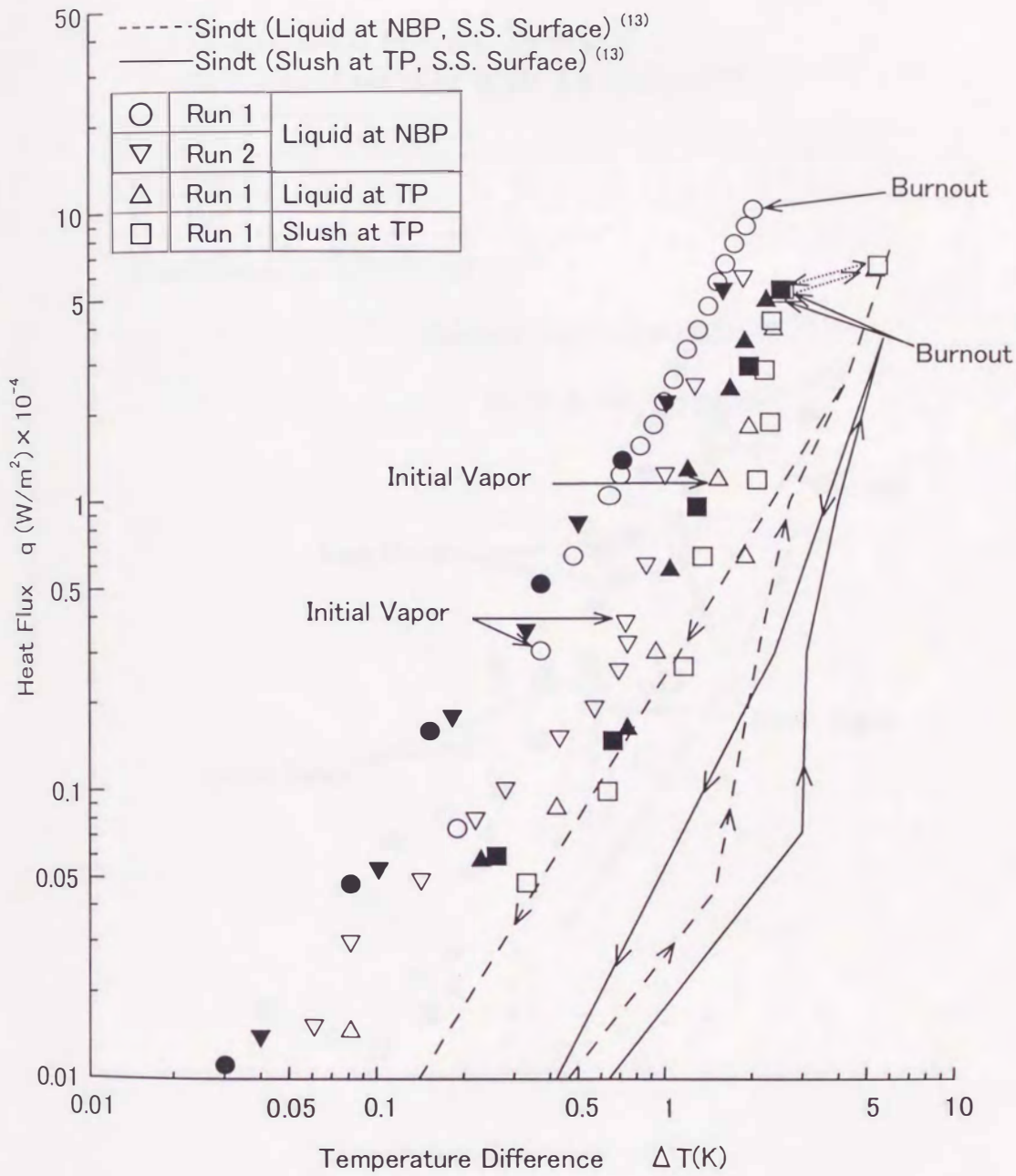


図 6 - 5 液体水素の核沸騰熱伝達 (垂直伝熱面)

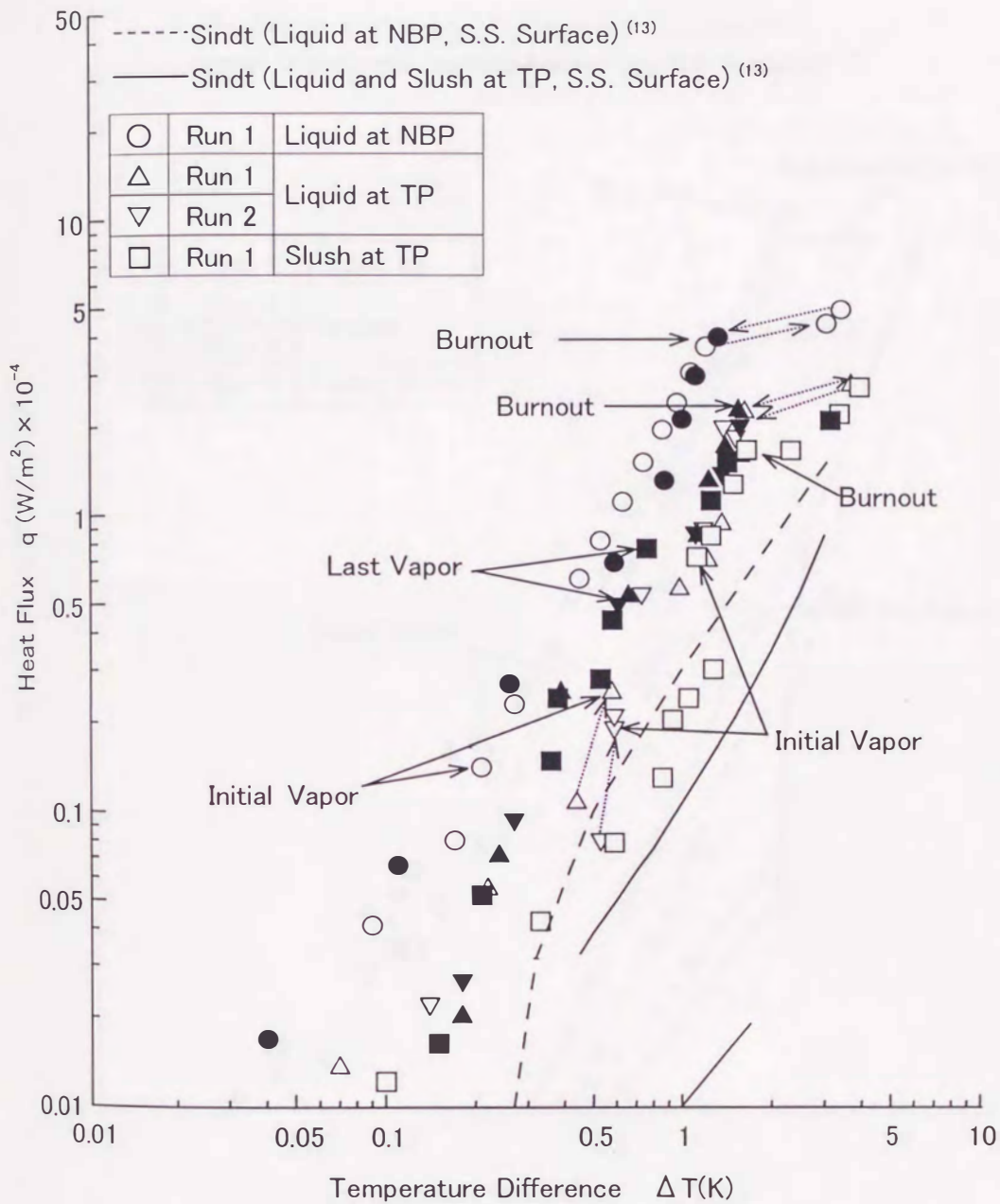


図 6 - 6 液体水素の核沸騰熱伝達 (水平下向き伝熱面)

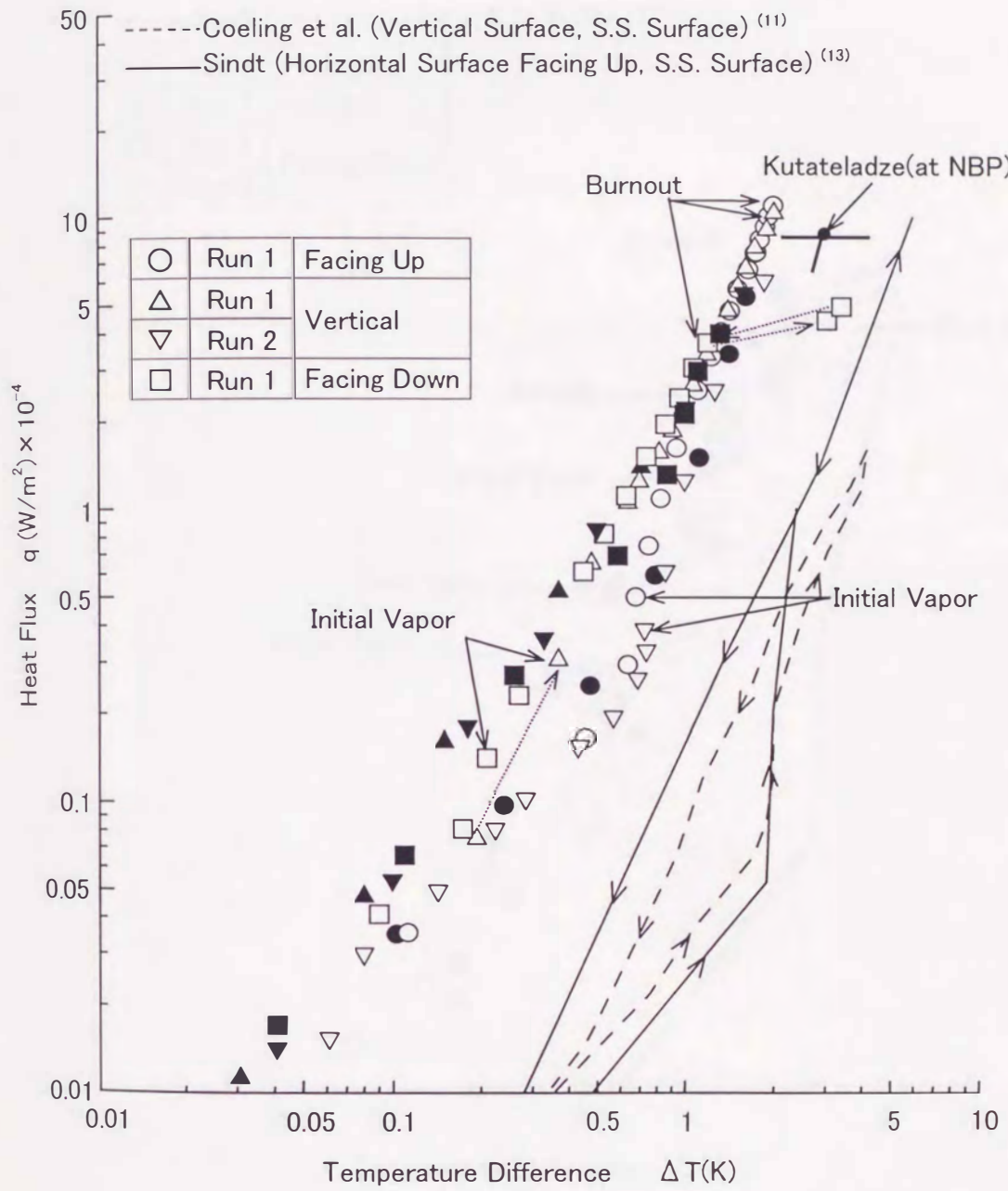


図 6 - 7 液体水素の核沸騰熱伝達 (大気圧沸点)

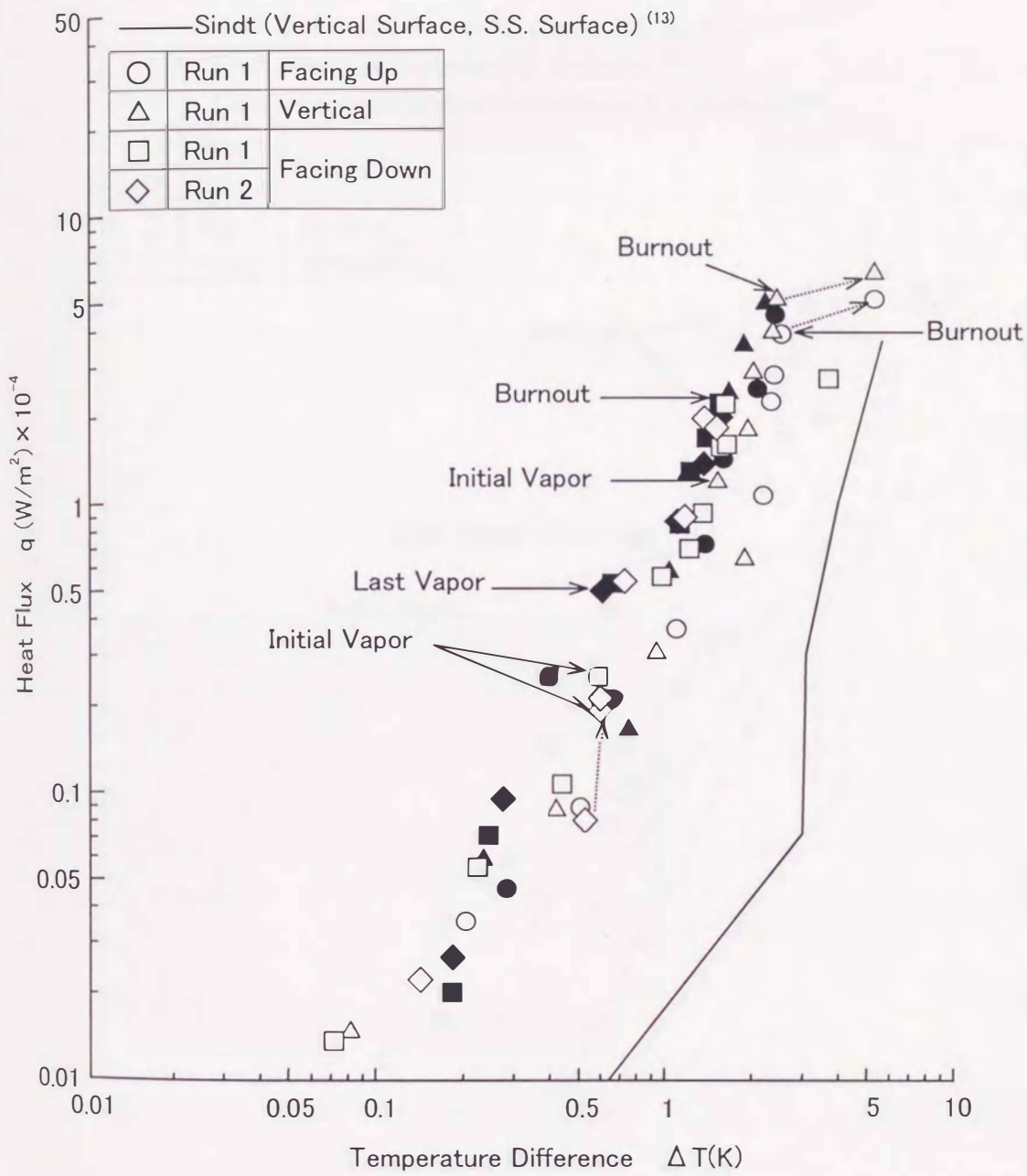


図 6 - 8 液体水素の核沸騰熱伝達 (三重状態)

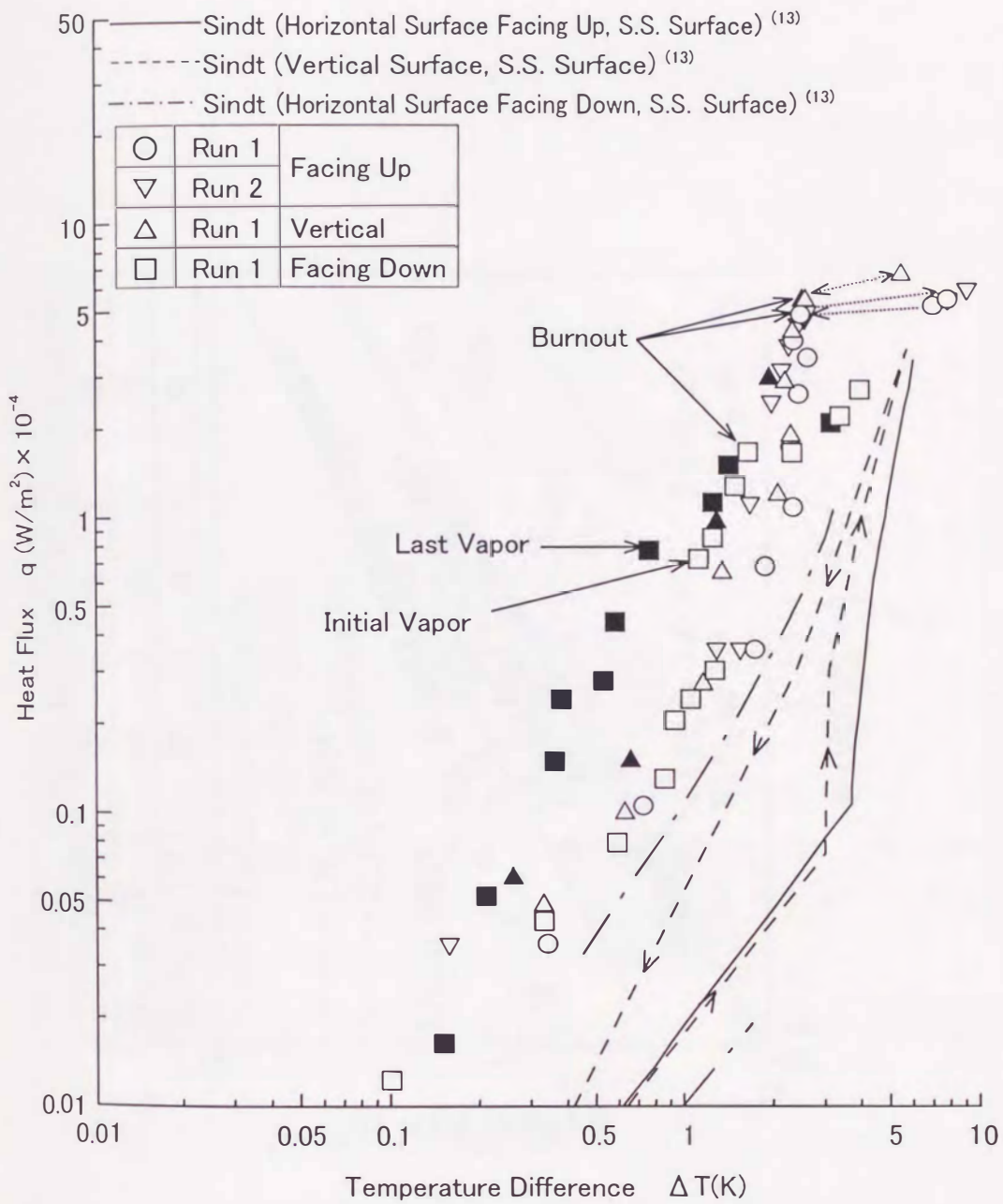


図 6-9 スラッシュ水素の核沸騰熱伝達 (三重状態)

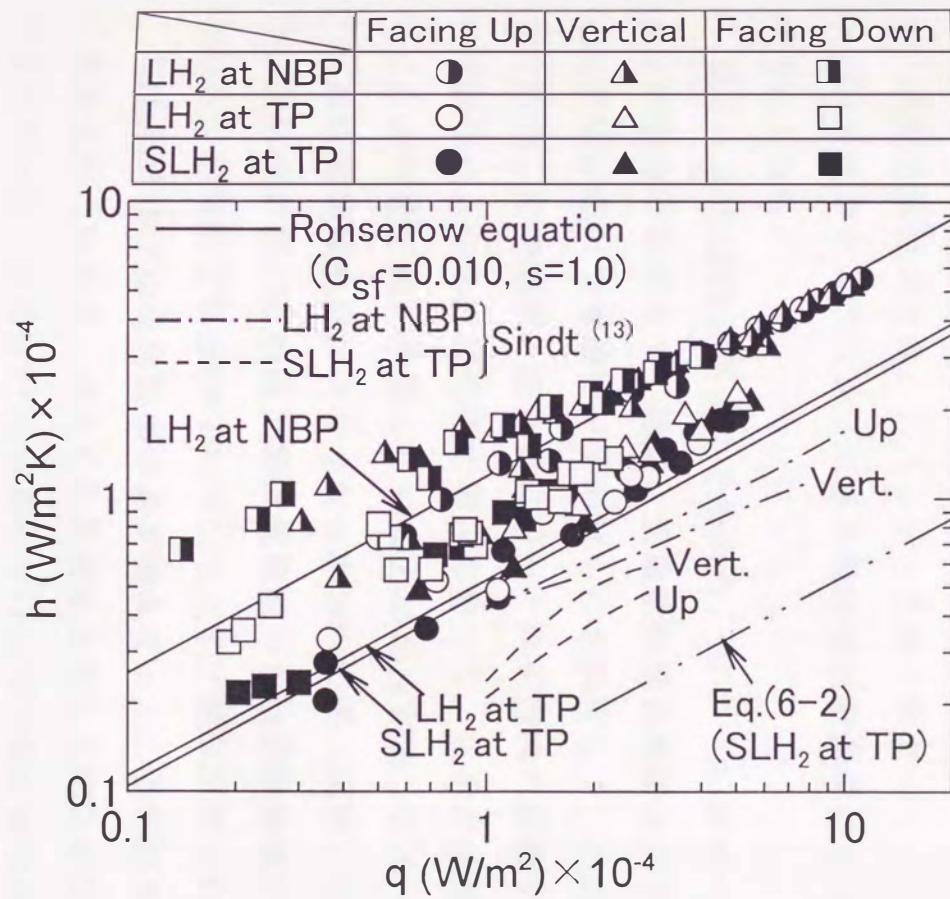


図 6 - 1 0 水素の熱流束と熱伝達率の関係 (Rohsenow 式との比較)

また、水素の実験結果から核沸騰領域での熱流束 q と熱伝達率 h の関係を示したのが図 6-10 である。

図 6-4 ~ 図 6-9 および図 6-10 に示す実験結果から次のことが判る。

Sindt の実験では、核沸騰領域において伝熱面の向きが同じであれば、同じ過熱度 ΔT に対応する熱流束 q の値は液体水素が一番大きく、三重状態液体水素とスラッシュ水素は同じ熱流束値との結果を得ている。一方、本実験では、同じ過熱度 ΔT に対し、熱流束 q の値は大気圧液体水素、三重状態液体水素、スラッシュ水素の順で小さくなっており、三重状態液体水素とスラッシュ水素の熱流束値の差は小さいが、明らかに差が認められる。

図 6-6 の伝熱面が下向きの場合、図 6-4, 図 6-5 の上向き、横向きの場合と比較して、特に、三重状態液体水素とスラッシュ水素の高熱流束域において実験データのばらつきが目立つ。この原因として伝熱面で発生した気泡が、伝熱面に沿って外周方向へ移動することが観測されており、上向き、横向きの場合と異なり、気泡が伝熱面の間近を移動することが熱伝達に影響していると考えられる。図 6-6 に示す Sindt の三重状態液体水素、スラッシュ水素の結果（実線）では熱伝達特性に跳び見られるが、これは自然対流領域から核沸騰領域への遷移が原因と思われる、本実験でも $\Delta T=1$ K 付近で小さな跳びが見られる。

極低温流体では伝熱面傾き角が増大すると、低熱流束核沸騰域において熱伝達率（熱流束）が高くなる場合と殆んど変化が無い場合が従来報告されている。西尾ら⁽⁵⁰⁾の液体ヘリウムでの測定値は傾き角が増大すると（ $\phi=0^\circ \rightarrow 175^\circ$ ）熱伝達率が高くなると報告されており、Lyon⁽⁵¹⁾の測定値では $\phi=90^\circ$ で増大しているが、 $\phi=0^\circ$ と 180° の間ではわずかの差が見られるだけである。Class ら⁽⁴⁷⁾の液体水素での測定値は伝熱面の傾き角が増大（ $\phi=0^\circ \rightarrow 90^\circ$ ）しても熱伝達率は殆んど変化していない。図 6-7 ~ 図 6-9 および図 6-10 の実験結果を見ると、大気圧液体水素、三重状態液体水素では $\phi=90^\circ$ と 180° の間では殆んど差が無いが、 $\phi=0^\circ$ よりも明らかに高い値を示している。スラッシュ水素で

は実験データのばらつきが大きい、液体水素と三重状態液体水素の場合と同様、低熱流束域において $\phi = 90^\circ$ と 180° では $\phi = 0^\circ$ よりも高い傾向を示している。

Sindt の結果では熱流束を増加した場合と減少した場合で顕著なヒステリシスが報告されている。本実験では大気圧液体水素中の横向き伝熱面とスラッシュ水素中の下向き伝熱面の場合にヒステリシスが観測されている。スラッシュ水素中の下向き伝熱面のヒステリシスは、熱流束減少中に得られた自然対流領域のデータ（図6-9の■印）が三重状態液体のデータ（図6-8）とよく似ており、固体水素の重量率が減少したと相俟って、伝熱面が下向きのため伝熱面近くに十分な固体水素が供給されなかったのが原因と思われる。

6.3.2 液体窒素およびスラッシュ窒素の核沸騰熱伝達特性

水素の場合と同様、図6-11～図6-16に窒素の実験結果を示す。図中の説明等は水素の場合と同じである。図6-14には Marto ら⁽⁵²⁾ が直径 0.0252 m の銅製平板伝熱面（鏡面仕上げ）で取得した結果を示している。また、窒素の実験結果から核沸騰領域での熱流束 q と熱伝達率 h の関係を示したのが図6-17である。

図6-11～図6-13および図6-17に示す実験結果から、次のことが判る。水素の場合に比べ、顕著なヒステリシスが存在する。また、自然対流領域での熱伝達特性は、伝熱面の向きおよび流体の如何に拘らず、ほぼ同じである。遷移後の核沸騰領域では伝熱面の向きが同じであれば、大気圧液体窒素の熱伝達率が一番大きく、三重状態液体窒素と三重状態スラッシュ窒素の熱伝達率はほぼ同じもしくはスラッシュ窒素の熱伝達率の方がやや低い値を示している。

低熱流束核沸騰域での伝熱面傾き角による熱伝達率変化については、実験データが少ないが、図6-14～図6-16および図6-17に示す実験結果を見ると、水素の場合と異り殆んど変化が無い。大気圧液体窒素では自然対流領域から核沸騰領域への遷移が過熱度 $\Delta T = 3 \sim 7$ K で発生するのに対し、三重状態液体窒素、スラッシュ窒素では $\Delta T = 5 \sim 30$ K

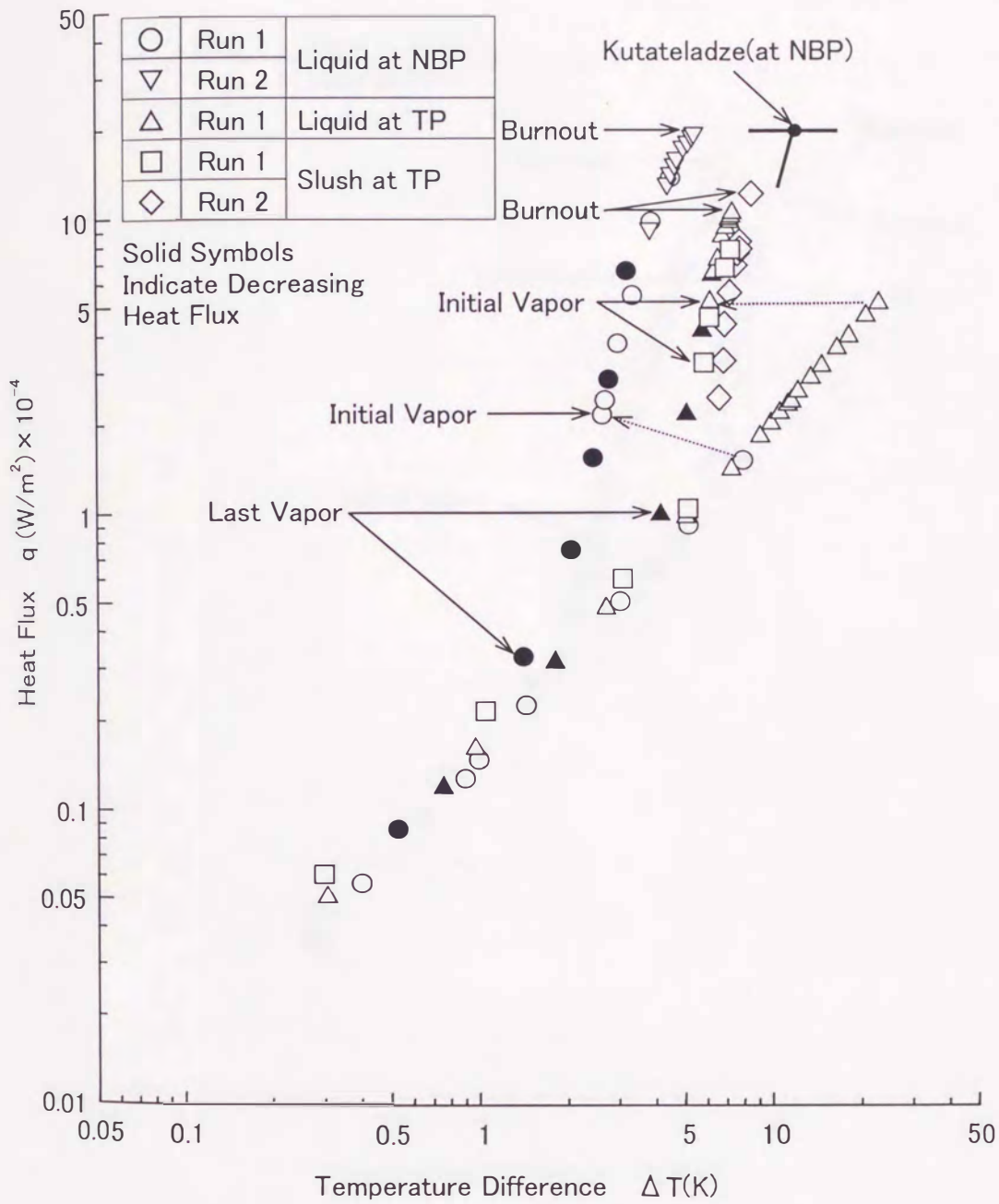


図 6 - 1 1 液体窒素の核沸騰熱伝達 (水平上向き伝熱面)

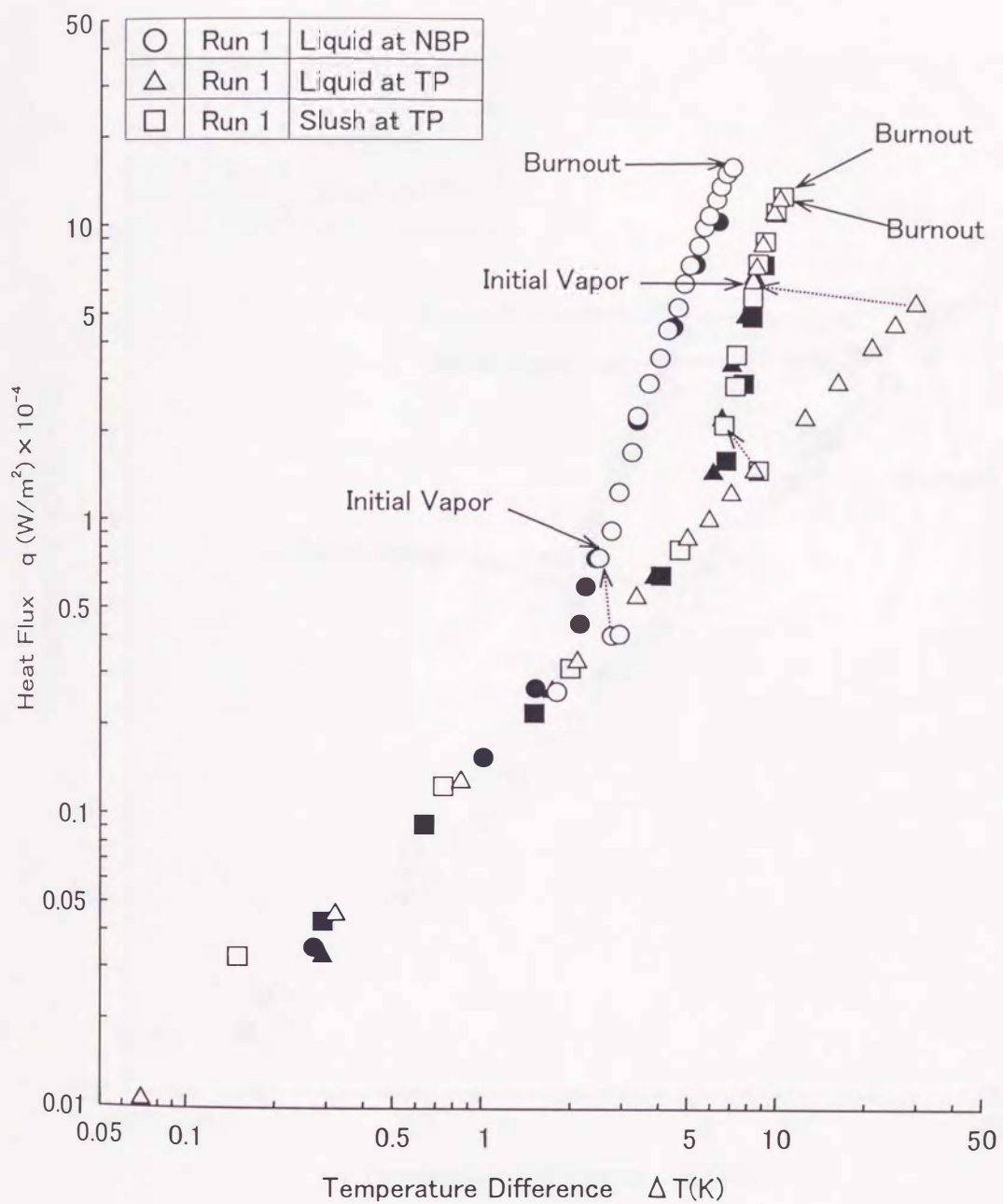


図 6 - 1 2 液体窒素の核沸騰熱伝達 (垂直伝熱面)

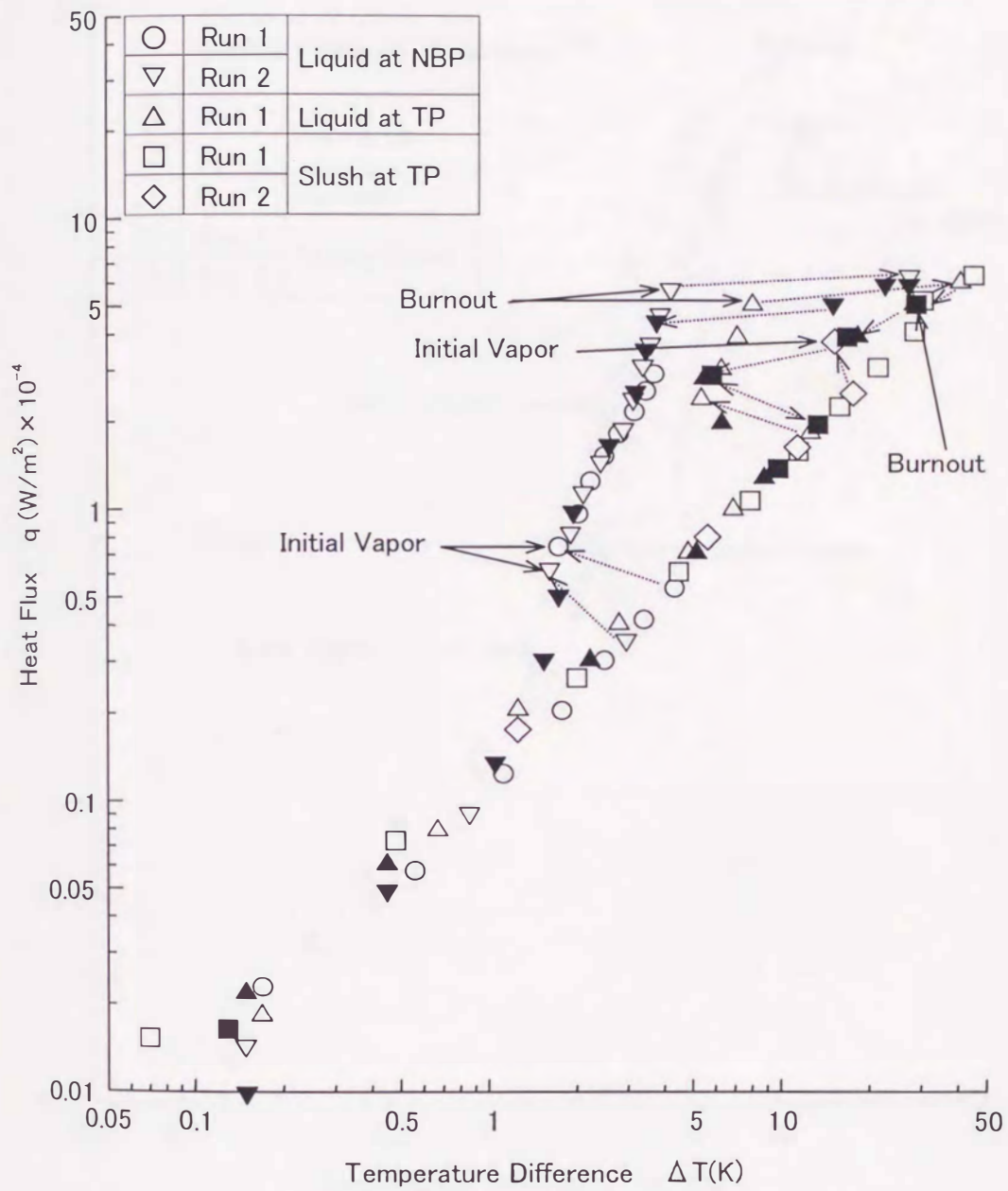


図 6 - 1 3 液体窒素の核沸騰熱伝達 (水平下向き伝熱面)

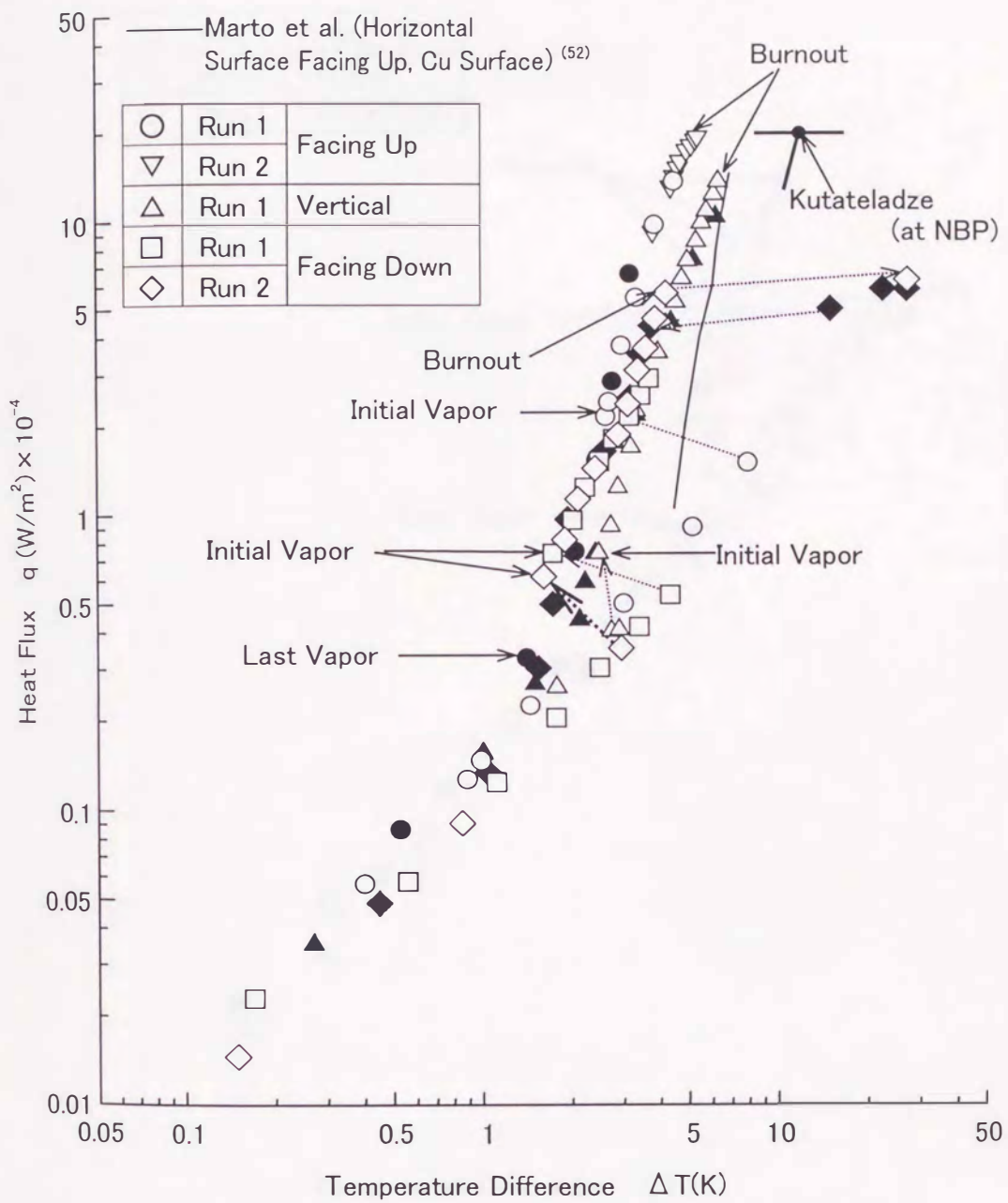


図 6 - 1 4 液体窒素の核沸騰熱伝達 (大気圧沸点)

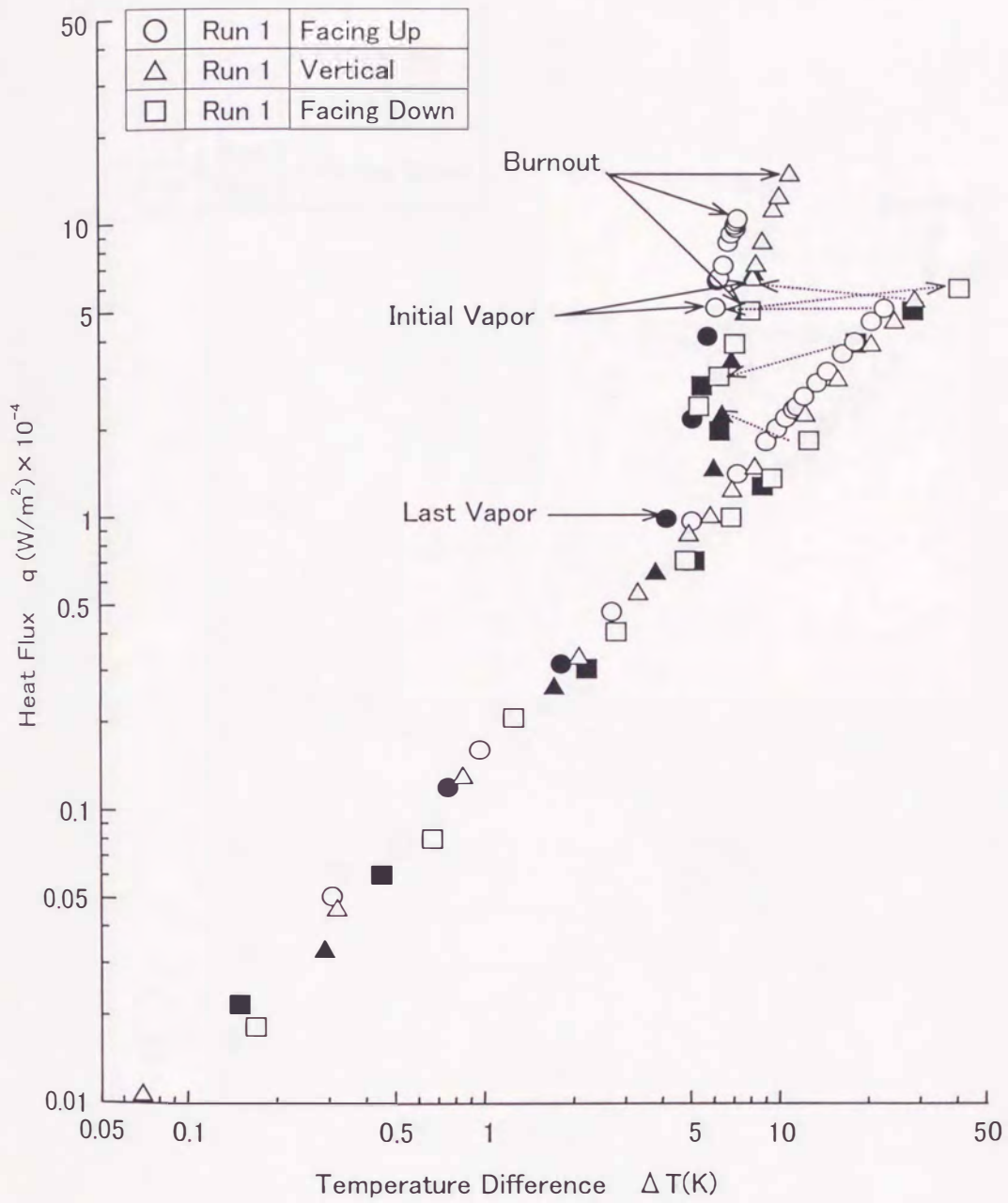


図 6 - 1 5 液体窒素の核沸騰熱伝達 (三重状態)

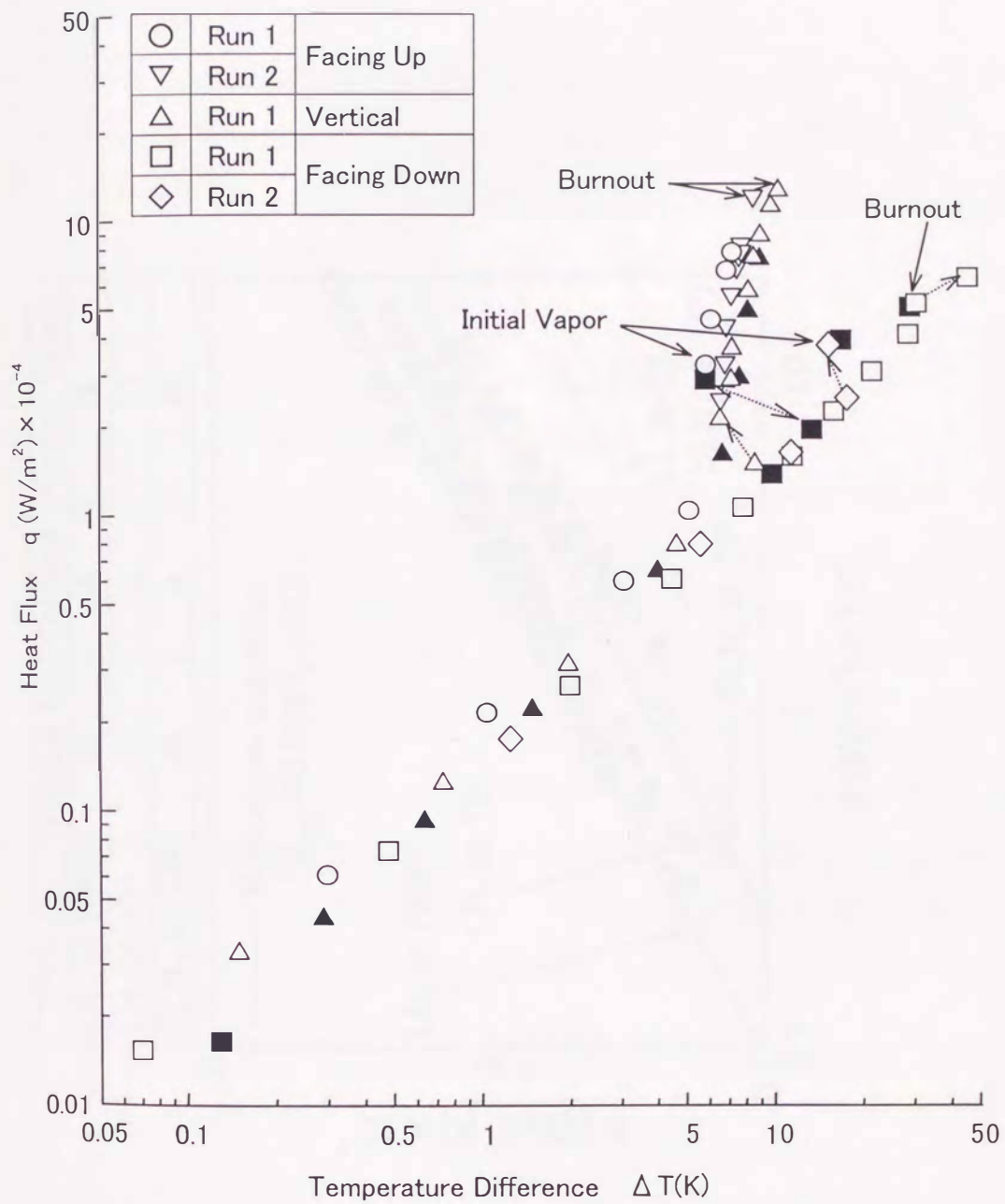


図 6-16 スラッシュ窒素の核沸騰熱伝達 (三重状態)

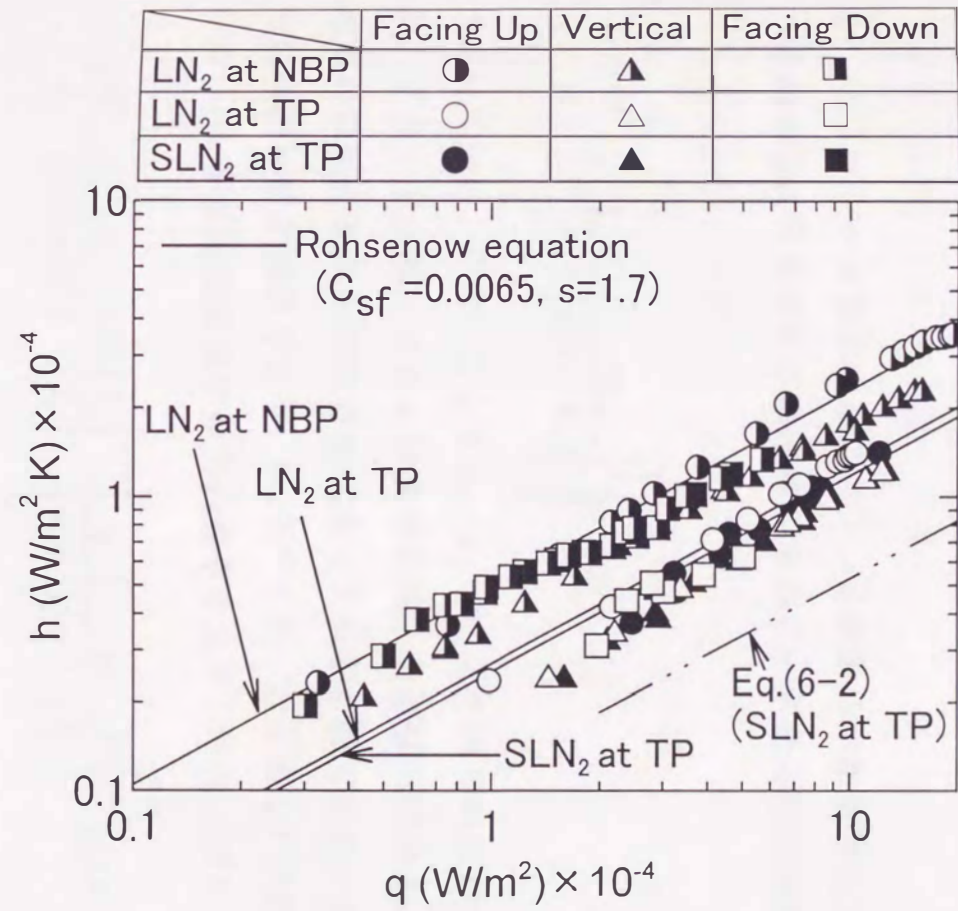


図 6 - 1 7 窒素の熱流束と熱伝達率の関係 (Rohsenow 式との比較)

で発生している。核沸騰状態で生成する気泡核の臨界半径は $r_c = 2\sigma / \Delta P$ で与えられる。 ΔP は気泡内部と外部の圧力差であり、 σ は表面張力である。大気圧液体窒素、三重状態液体（スラッシュ）窒素の臨界半径を過熱度 $\Delta T = 5\text{K}$, 18K として見積ると、それぞれ $r_c = 0.25\ \mu\text{m}$, $0.17\ \mu\text{m}$ と計算される。伝熱面の表面状態がほぼ同じであるため、臨界半径がほぼ同じとなる過熱度で核沸騰領域へ遷移していると思われる。また、図 6-16 で伝熱面が下向きのスラッシュ窒素（□印）の場合、自然対流領域から直接バーンアウト状態に入っている。

6.3.3 スラッシュ水素およびスラッシュ窒素の核沸騰熱伝達率の検討

Rohsenow は水等の常温液体の実験データから核沸騰熱伝達率の式として

$$\frac{c_l \Delta T}{\lambda} = C_{sf} \left\{ \frac{q}{\mu_l \lambda} \left[\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}^{0.33} Pr_l^s \quad - (6-1)$$

を導いている。⁽⁵³⁾⁽⁵⁴⁾ ここで c_l , μ_l , Pr_l はそれぞれ液体の比熱、粘性係数、プラントル数、 λ と σ は蒸発潜熱と表面張力である。係数 C_{sf} は伝熱面の材質と液体との組合せによって決まる値であり、圧力が異なる場合にも同じ値が適用できる。 Pr_l のべき乗 s は通常 1.7 が使用されている。一方、Clark は極低温流体の熱伝達率の式として(6-1)式を変形した

$$\frac{c_l \Delta T}{\lambda} = \left(\frac{1}{3.25 \times 10^5} \right)^{\frac{1}{2.89}} \left(\frac{T}{T_c} \right)^{-1.18} \left\{ \frac{q}{\mu_l \lambda} \left[\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}^{0.33} Pr_l^{1.18} \quad - (6-2)$$

を提案している。⁽⁵³⁾ (6-1)式と異なるのは圧力の影響を考慮した T/T_c の項を付加し、 C_{sf} の値、 Pr_l のべき乗値を決めている点である。(6-2)式はメタンの場合によく一致すると報告されている。⁽⁵⁵⁾

実験で得られた結果を(6-1)式、(6-2)式と比較、検討した。物性値は大気圧飽和温度、三重状態における値を用いた。

(6-1)式の場合、べき乗 s の値として 1.0, 1.18, 1.7 を選定し、大気圧液体の実験結果を良く表すように C_{sf} と s を決定した。圧力が異なっても

伝熱面と液体の組合せが同じであれば、 C_{sf} と s は同じ値であるので、大気圧液体の実験結果を用いて三重状態液体、スラッシュの熱伝達率が予測できる。スラッシュの熱伝達率が予測できることは実験の難しさを考えると実用上重要である。スラッシュの場合、蒸発潜熱 λ に固体の融解熱を含めた値を用いた。図6-10, 図6-17に計算結果を実線で示す。

(6-2)式で計算した熱伝達率は水素、窒素いずれの場合も図6-10, 図6-17に示すように実験結果よりかなり低い値を得た。また、図6-10には Sindt の実験結果から算出した熱伝達率(上向き Up, 横向き Vert.)を示している。図6-10, 図6-17より、大気圧液体の実験結果から三重状態液体、スラッシュの熱伝達率を(6-1)式にて推定した結果、水素では実験値より低い値が得られたが、この結果は Sindt の実験結果とも一致している。(べき乗 s が1.7の場合、計算値はさらに低い値が得られる。)一方、窒素では計算値は三重状態液体、スラッシュの実験値と良く一致する。

6.3.4 スラッシュ水素およびスラッシュ窒素の限界熱流束の検討

Kutateladze は水平伝熱面の核沸騰熱伝達における限界熱流束 q^* の式を次の形で与えている。⁽⁵³⁾

$$\frac{q^*}{\lambda \rho_g} = K \left[\frac{\sigma g (\rho_l - \rho_g)}{\rho_g^2} \right]^{\frac{1}{4}} \quad - (6-3)$$

伝熱の状況等によって係数 K の値は異なるが($0.095 \leq K \leq 0.20$)、一般には Kutateladze が提案した $K=0.16$ が実験値と良く合う平均的な値として推奨されている。

図6-18, 図6-19は本実験から得られた大気圧液体、三重状態液体、三重状態スラッシュの限界熱流束 q^* から(6-3)式の右辺 X , 左辺 Y の値をプロットした図である。(6-3)式の係数 K の値が0.16と0.20, 0.095の場合を実線と破線で図中に示している。限界熱流束は水素と窒素共に同じ傾向を示していることが判る。図中◇印はスラッシュ中の上向き伝

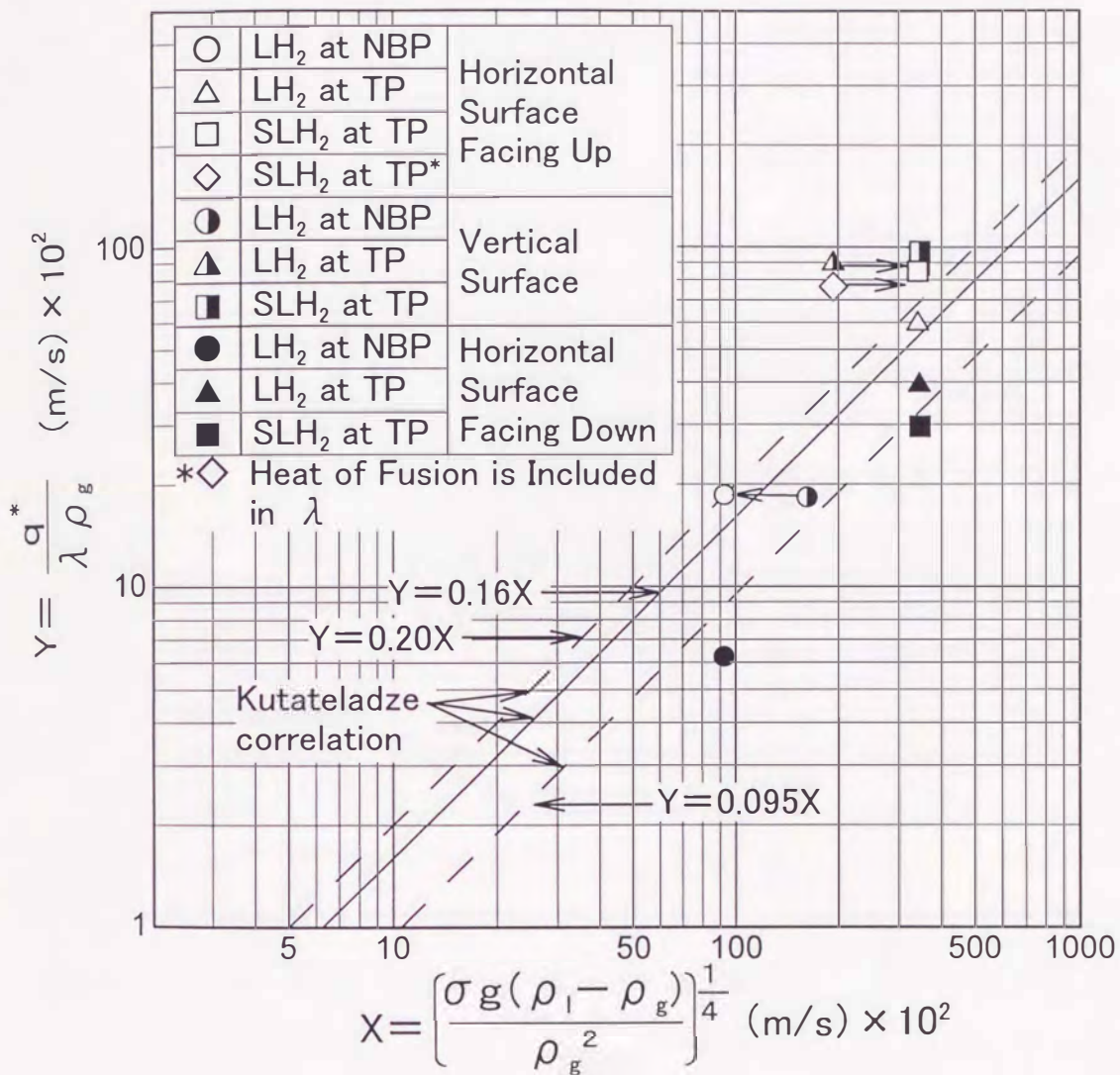


図 6 - 1 8 水素の限界熱流束と Kutateladze の式

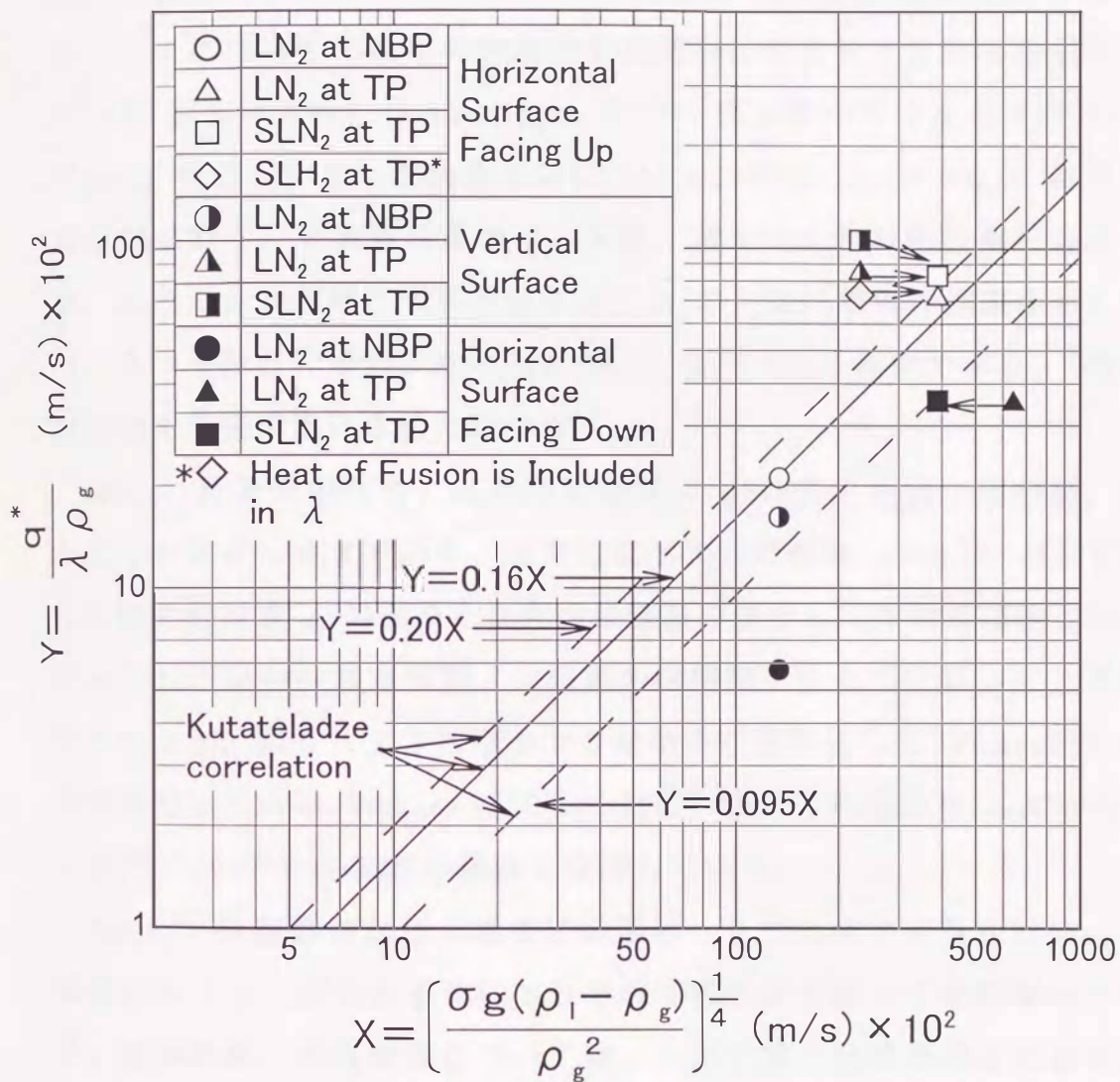


図 6 - 1 9 窒素の限界熱流束と Kutateladze の式

熱面について蒸発潜熱 λ に固体の融解熱を含めて計算した結果である。

大気圧液体，三重状態液体，スラッシュの場合について(6-3)式の係数 K を上向き伝熱面の限界熱流束値から計算した結果を図6-20に示す。横軸には各々の流体の圧力と臨界圧力の比(P/P_c)をとっている。スラッシュについては固体の融解熱を蒸発潜熱に含めて計算した値も示している。図6-20には Bewilogua ら⁽⁵⁶⁾⁽⁵⁷⁾が液体ヘリウムの λ 点($P/P_c=0.02$)付近で測定した結果も示している。従来、 $P/P_c=0.02$ 以下での測定例は無く、本実験結果では、水素，窒素いずれの場合も三重状態液体，スラッシュの順に大気圧液体よりも K の値は増加の傾向を示しており、スラッシュの場合、 $K=0.23$ (H_2)， 0.19 (N_2) 程度である。(固体の融解熱を蒸発潜熱に含めた時の値)

次に、伝熱面の傾きによる限界熱流束 q^* の変化を示したのが、図6-21と図6-22である。図中には(6-3)式の係数 $K=0.16$ として計算した限界熱流束 q^* の結果を上向き伝熱面の値として参考迄に示した。スラッシュの場合は蒸発潜熱 λ に固体の融解熱を含めて計算した。また、図6-21，図6-22には上向き伝熱面を基準にして Vishnev⁽⁵⁷⁾の関係式を示している。Vishnevの式は(6-3)式の係数 K の代わりに、 $K'=K(190-\phi)^{0.5}/190^{0.5}$ を(6-3)式の係数に使用している。

Lyon⁽⁵¹⁾は臨界点から λ 点までの液体ヘリウム中で実験を行い、伝熱面傾き角(ϕ)が増大するにつれて限界熱流束が減少する結果を得ている。液体水素，液体窒素については、三重状態で伝熱面傾きによる限界熱流束の変化を系統的に実験した報告例は無いが、Classら⁽⁴⁷⁾が 0.82 atmの液体水素中で傾き角 $\phi=0^\circ$ ， 45° ， 90° で実施した例では、3種類の傾き角に対し、限界熱流束は殆んど差がない結果が得られている。本実験結果では、三重状態液体およびスラッシュでは横向きの場合に上向きの場合より若干高い値を示している。また、Vishnevの関係式と比較すると横向き，下向きいずれも実験値の方が高い値を示している。スラッシュ水素，スラッシュ窒素の限界熱流束値は上向き伝熱面の場合、大気圧液体の 0.45 倍， 0.62 倍に低下している。下向き伝熱面の場合、それぞれ上向きスラッシュの 0.33 倍， 0.43 倍に低下している。

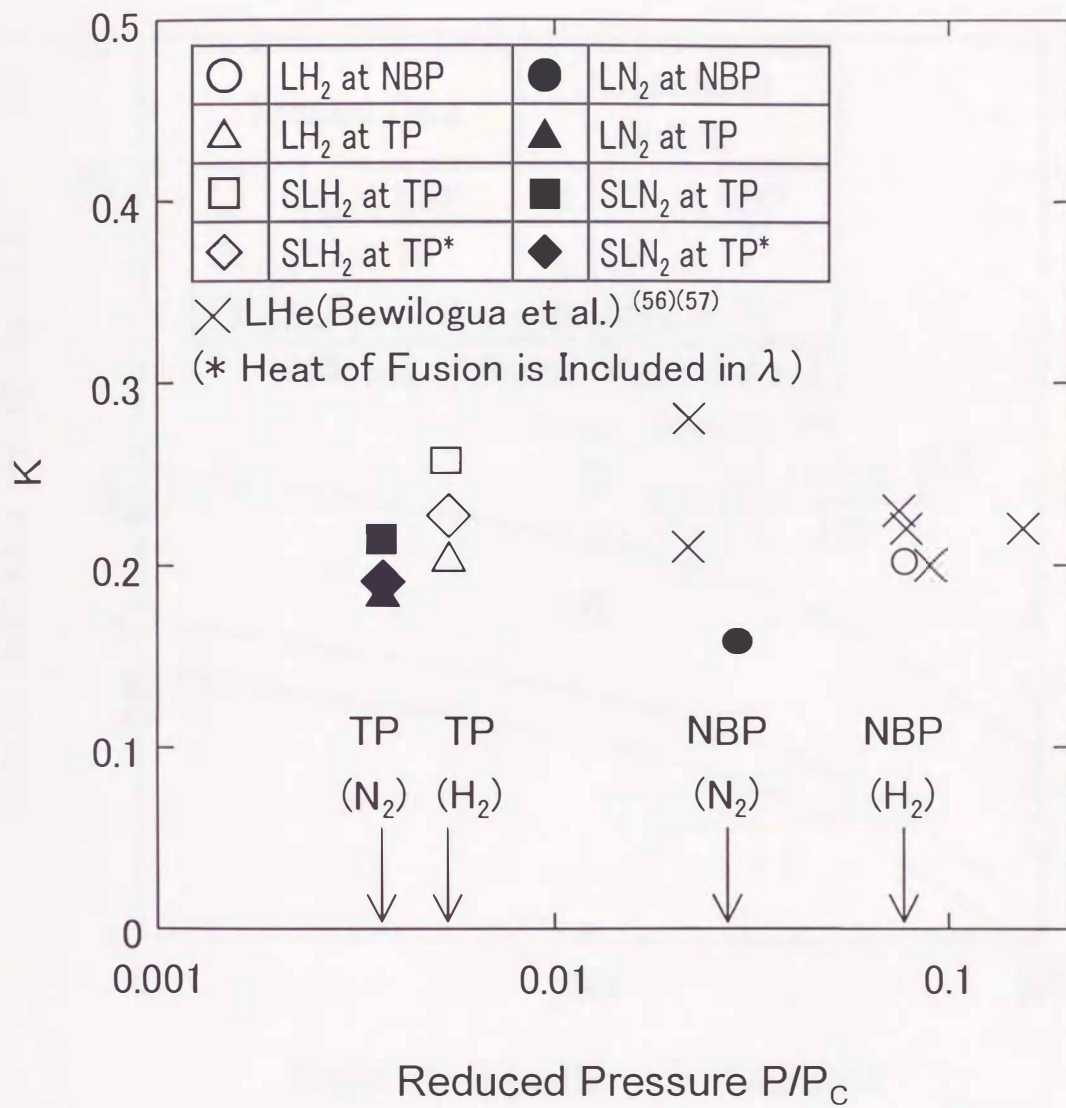


図 6-20 圧力比 (P/P_c) と Kutateladze 式の係数 (K) の関係 (水平上向き伝熱面)

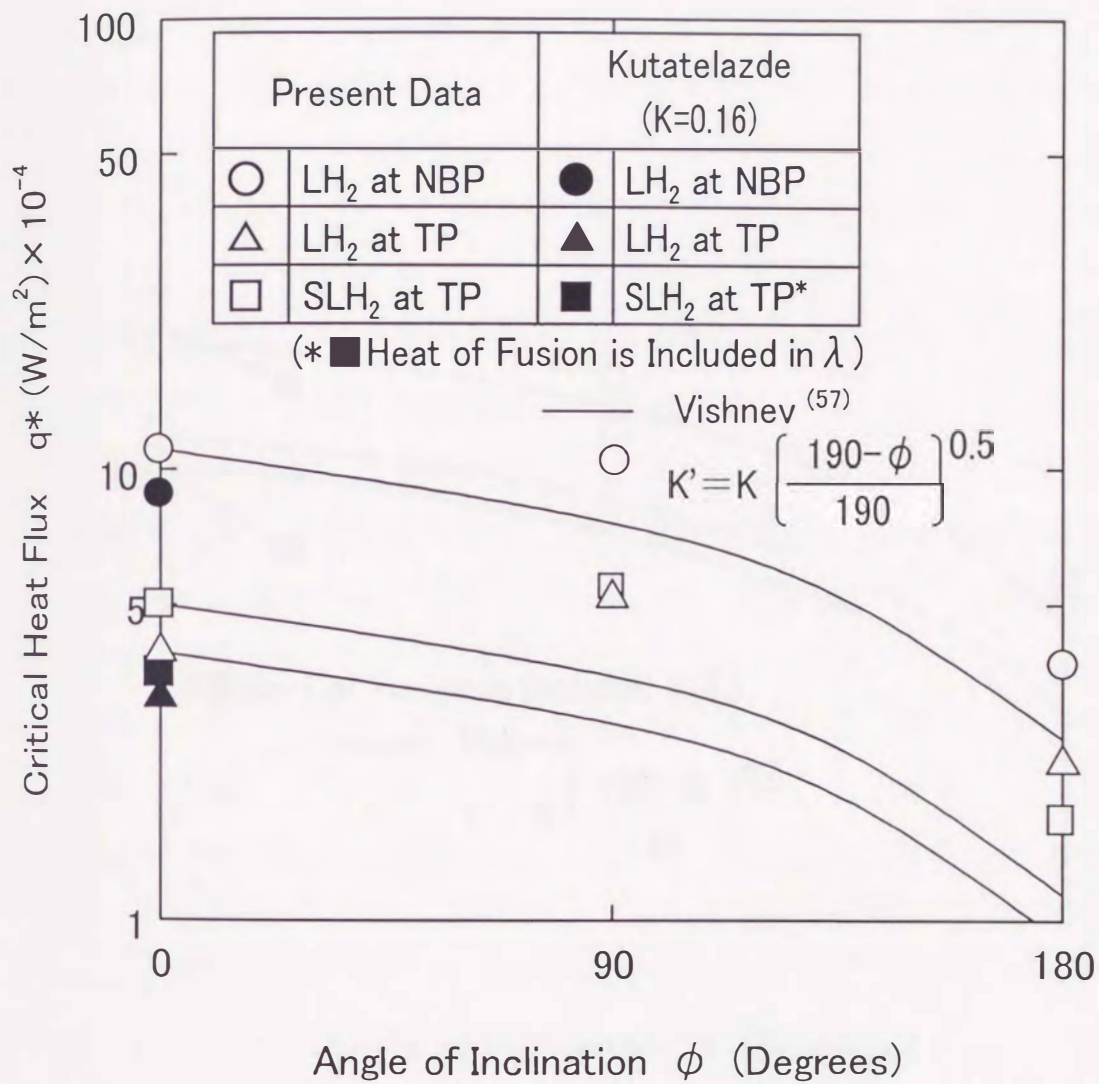


図 6 - 2 1 伝熱面傾き角と限界熱流束の関係 (水素)

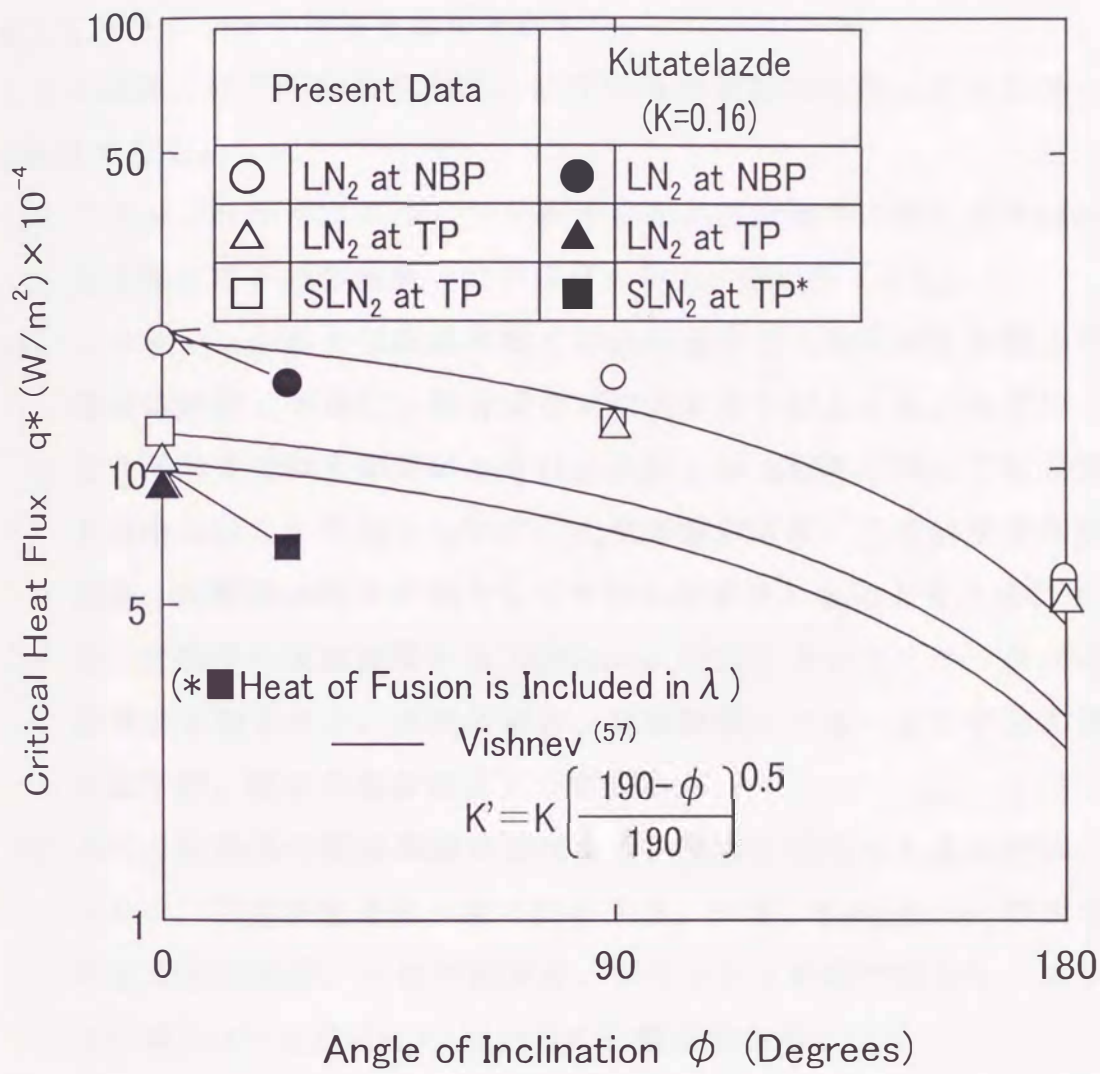


図 6 - 2 2 伝熱面傾き角と限界熱流束の関係 (窒素)

6.4 結 論

三重状態でのスラッシュ水素，スラッシュ窒素の核沸騰熱伝達特性を伝熱面傾きの影響も含めて、実験的に検討した。また、同一伝熱面を使用して大気圧および三重状態での液体水素，液体窒素の核沸騰熱伝達特性を測定してスラッシュの特性と比較検討した。

その結果、以下の結論を得た。いずれも今回初めて得られたスラッシュの特性である。

- (1) スラッシュ水素，スラッシュ窒素の高熱流束域での熱伝達率はいずれも大気圧での液体水素，液体窒素の約 0.5 倍に低下する。
- (2) スラッシュ水素の低熱流束域での熱伝達率は大気圧液体水素，三重状態液体水素と同様に伝熱面傾きが増大すると向上する。ただし、横向きと下向きではその差は小さい。スラッシュ窒素については実験データが少ないため明確でないが、大気圧液体窒素，三重状態液体窒素と同様、伝熱面の傾きが増大しても殆んど変化しないと考えられる。
- (3) 大気圧液体の実験結果から Rohsenow の式を用いてスラッシュの熱伝達率を予測すると、水素の場合、実験結果より低い値を予測することになるが、窒素の場合はよく一致する。
- (4) 上向き伝熱面の限界熱流束値は水素，窒素いずれも大気圧液体，スラッシュ，三重状態液体の順で減少する。一方、Kutateladze の式の係数 K は大気圧液体，三重状態液体，スラッシュの順で増大し、スラッシュの場合 $K=0.23$ (H_2)， 0.19 (N_2) 程度である。
- (5) スラッシュ水素，スラッシュ窒素の限界熱流束値は上向き伝熱面の場合、大気圧液体の 0.45 倍，0.62 倍に低下する。下向き伝熱面の場合、スラッシュ水素，スラッシュ窒素の限界熱流束値は上向きスラッシュの場合の 0.33 倍，0.43 倍に低下する。

第7章 総括

液体水素はクリーンな二次エネルギー源として、近い将来広範な用途が期待されている。また、スラッシュ水素は液体水素の効率的な輸送手段として、特にスペースプレーン等の燃料として採用が検討されている。液体水素、スラッシュ水素は極低温流体であること、さらには取扱い技術、安全性の面から実用化技術の開発が遅れており、特に伝熱、物性面での各種実験データ、機器の設計手法が殆んど明らかにされていない。

本研究は水素の経済的な液化、スラッシュ化技術を実用化する上での伝熱、物性面での実験データの整備、機器の設計手法を明らかにすると共にスラッシュ水素の密度計測法、伝熱特性を明らかにした。

本章では本論文の各章で得られた結果を以下に総括する。

第1章は序論である。地球環境問題、宇宙開発などから液体水素、スラッシュ水素技術開発の重要性とこれ迄の研究の発展課程をたどり、現在の問題点を踏まえて、本研究を行う意義と目的を明らかにした。本研究の主要な目的を第2章から第6章に述べた5項目に定めた。

第2章は鉛直管内での水素の層流膜状凝縮熱伝達について、平均凝縮熱伝達率を測定し、Nusseltの層流理論式との比較を行なった。実験で得られた水素の平均凝縮熱伝達率はNusseltの層流理論式と±20%以内でほぼ一致することを確認した。また、窒素についても同様の結果が得られた。本実験結果と従来報告されている極低温流体の実験結果を膜レイノルズ数と凝縮数で整理し、Nusseltの層流理論式と常温流体での波状流の実験式と比較、検討し、液膜の流動状態についても知見が得られた。本実験で得られた結果は重水素、ヘリウムの平均凝縮熱伝達率についてもNusseltの層流理論式から予測できることを示唆しており、その意義は大きい。

第3章は磁気冷凍法による水素液化技術の実用化を狙い、超伝導マグネット用電源装置の小型化、経済性を目的として超伝導変圧器の製作および性能評価実験を初めて実施した。その結果、超伝導変圧器を介することにより電源駆動モードだけでなく、永久電流モードでの運転が可能であることが確認された。また、電流増幅率についてもほぼ理論値通りであること

が判った。超伝導マグネットの永久電流モード運転時の発生磁場について時間依存性（減衰量）を測定した結果、マグネットの接続を超伝導接続とすることにより、必要な磁場の時間安定性について見通しを得た。

次に磁気冷凍法による水素液化を目的として、磁気冷凍装置を設計し、水素液化実験を初めて実施した。まず、磁性体 G G G の液体水素温度付近でのエントロピー特性を測定し、分子場近似理論による計算値との比較から計算値が実用上問題のないことが判った。次に、水素液化に使用する熱サイフォン型ヒートパイプの設計において、フラッディング発生限界と磁性体の熱容量損失を考慮して凝縮部隙間を決定する最適化手法を提案し、実験にて確認した。ヒートパイプ方式にて水素の連続的な液化（液化量 50 cc/h）を確認すると共に、液化サイクルをシミュレートする計算方法についても実験結果と定量的によく一致することを確認した。

第4章はスラッシュ水素の実用面で最も重要な技術の一つである密度計測について、平板・円筒型の構造をもつ高精度なスラッシュ水素用静電容量型密度計を提案、試作し密度計測実験を実施した。平板・円筒型密度計にてスラッシュ水素の密度を測定した結果、大部分の測定値は $\pm 0.5\%$ 以内で計算値と一致することを確認した。最大でも $\pm 0.7\%$ 以内であった。同時に実施した電極間距離 10 mm の平行平板型は電極内部に固体粒が充分侵入できず、精度が劣ることを確認した。一方、平板・円筒型は電極間最短距離が 3 mm でも測定精度はおよそ $\pm 0.5\%$ 以内であり、スラッシュ水素用高精度密度計としての実用性を確認すると共に密度計を設計、開発する上での工学的手法、実験手法を具体的に示した。

また、スラッシュ水素を円管内（内径 6 mm）にて流動させ圧力損失を測定した結果、管摩擦係数は单相液体より大きな値を示し、固化率が大きくなると管摩擦係数は大きくなることを確認した。

第5章はスラッシュ水素の大量製造法として期待されているヘリウム冷凍法について、スラッシュ水素製造装置の設計、製作と製造実験を実施した。その結果、スラッシュ水素の連続製造を確認し、固体水素粒子の形状、粒径、均一性を観察してフリーズ・ソー法との差異を明確にした。また、冷媒である極低温ヘリウムの条件を一定にして、オーガ回転数を変化させ

た場合の固体水素製造量を測定し、50%固体（重量比）のスラッシュ水素換算にて最大 5.5 l/h の製造を確認した。極低温ヘリウムと液体水素の熱交換器では伝熱面上の固体水素厚さが伝熱特性を左右していることを実験的に確認した。また、簡単な伝熱モデルを基にした固体水素製造計算法では、ヘリウムの熱伝達率を精度良く見積ることにより製造量の推定が可能であることを示した。

第6章はスラッシュ水素の寒冷回収等で重要な要素技術である核沸騰熱伝達率を測定し、実用上重要となる限界熱流束点（バーンアウト点）近傍での伝熱特性を初めて明らかにした。三重状態スラッシュ水素の他に大気圧液体水素，三重状態液体水素，大気圧液体窒素，三重状態液体窒素，三重状態スラッシュ窒素についても伝熱特性を測定し、スラッシュ水素の特性が明確となった。

スラッシュ水素，スラッシュ窒素の高熱流束域での熱伝達率はいずれも大気圧での液体水素，液体窒素の 0.5 倍に低下する。スラッシュ水素の低熱流束域での熱伝達率は大気圧液体水素，三重状態液体水素と同様に伝熱面傾きが増大すると向上する。ただし、横向きと下向きではその差は小さいことが判った。次に、本実験では全て同一伝熱面を使用していることから、大気圧液体の実験結果から Rohsenow の式を用いてスラッシュの熱伝達率を予測すると、水素の場合、スラッシュの実験結果より低い値を予測することになるが、窒素の場合は良く一致することが判った。

限界熱流束値については上向き伝熱面の場合、水素，窒素いずれも大気圧液体，スラッシュ，三重状態液体の順で減少する結果を得た。また、スラッシュ水素，スラッシュ窒素の限界熱流束値は上向き伝熱面の場合、大気圧液体の 0.45 倍，0.62 倍に低下する。下向き伝熱面の場合、スラッシュ水素，スラッシュ窒素の限界熱流束値は上向きスラッシュの場合の 0.33 倍，0.43 倍に低下することが判った。

以上のことから、本研究では水素の層流膜状凝縮熱伝達特性，磁気冷凍法による水素液化法，スラッシュ水素の高精度密度測定法，ヘリウム冷凍法によるスラッシュ水素製造法，スラッシュ水素の核沸騰熱伝達特性について工学上の知見が得られた。液体水素，スラッシュ水素をクリーンな二

次エネルギー源として、またスペースプレーンの燃料として、今後、実用と普及を図る上で重要となる工学上の技術課題を解決するための実験データを提供すると共に機器の設計手法を明らかにした。

謝 辞

本論文は九州大学大学院工学研究院 航空宇宙工学部門 麻生 茂教授のもとでまとめられたものであり、同教授には多大な御指導並びに御鞭撻を賜りました。ここに深く感謝いたします。

論文の査読にあたりましては、九州大学大学院工学研究院 航空宇宙工学部門 西田迪雄教授，大田治彦教授，機械科学部門 伊藤猛宏教授に貴重な御意見並びに有益な御助言を頂きました。厚く御礼申し上げます。

また、論文をまとめることをお進め頂いた、三菱重工業(株) 長崎研究所 永山猛彦次長（現在、西日本工業大学教授），斎藤 通次長に心から感謝申し上げます。

実験に際しましては、三菱重工業(株) 長崎研究所 古本 仁主務（現在、長菱エンジニアリング(株)）に、実験装置の製作にあたりましては(株)ジェック東理社 青木五男取締役に多くの御助言を頂き、厚く御礼申し上げます。

その他にもターボ機械研究室，第二実験課，長菱エンジニアリング(株)の方々の御協力を得て本論文をまとめることができました。ここに謹んで感謝の意を表します。

2000年6月 自宅にて

参考文献

- (1) 大平勝秀, “液体水素の製造と利用技術”, 配管技術, Vol.33, No.12 (1991-10), 68-74
- (2) 大平勝秀, “極低温冷凍機・液化機”, 配管技術, Vol.33, No.12 (1991-10), 75-80
- (3) Dewitt,R.L.et al., “Slush Hydrogen (SLH₂) Technology Development for Application to the National Aerospace Plane (NASP)”, Advances in Cryogenic Engineering, Vol.35 (1990), 1741-1754
- (4) Ewald,R.and Perroud, P., “Measurements of Film-Condensation Heat Transfer on Vertical Tubes for Nitrogen, Hydrogen and Deutrium”, Advances in Cryogenic Engineering, Vol.16 (1971), 475-481
- (5) Drayer,D.E. and Timmerhaus, K.D., “An Experimental Investigation of the Individual Boiling and Condensing Heat-Transfer Coefficients for Hydrogen”, Advances in Cryogenic Engineering, Vol.7 (1962), 401-412
- (6) Frost,W.ed., “Heat Transfer at Low Temperatures”, (1975), 203-212, Plenum Press
- (7) 橋本巍州, “磁気冷凍開発の展開”, 低温工学, Vol.20, No.5 (1985), 255-261
- (8) Weitzel,D.H.et al., “Instrumentation for Storage and Transfer of Hydrogen Slush”, Advances in Cryogenic Engineering, Vol.16 (1971), 230-240
- (9) Daney,D.E.et al., “Hydrogen Slush Production with a Large Auger”, Advances in Cryogenic Engineering, Vol.35 (1990), 1767-1776
- (10) Waynert,L.A.et al., “Production of Slush Hydrogen using Magnetic Refrigeration”, Cryog. Process Equip. (1989), 9-13
- (11) Coeling,K.J., “Incipient and Nucleate Boiling of Liquid Hydrogen”, J.Eng. Indus., Vol.91 (1969), 513-520
- (12) Brentari,E.G.et al., “Boiling Heat Transfer for Oxygen, Nitrogen, Hydrogen and Helium”, NBS Technical Note 317 (1965)
- (13) Sindt,C.F., “Heat Transfer to Slush Hydrogen”, Advances in Cryogenic Engineering, Vol.19 (1974), 427-436

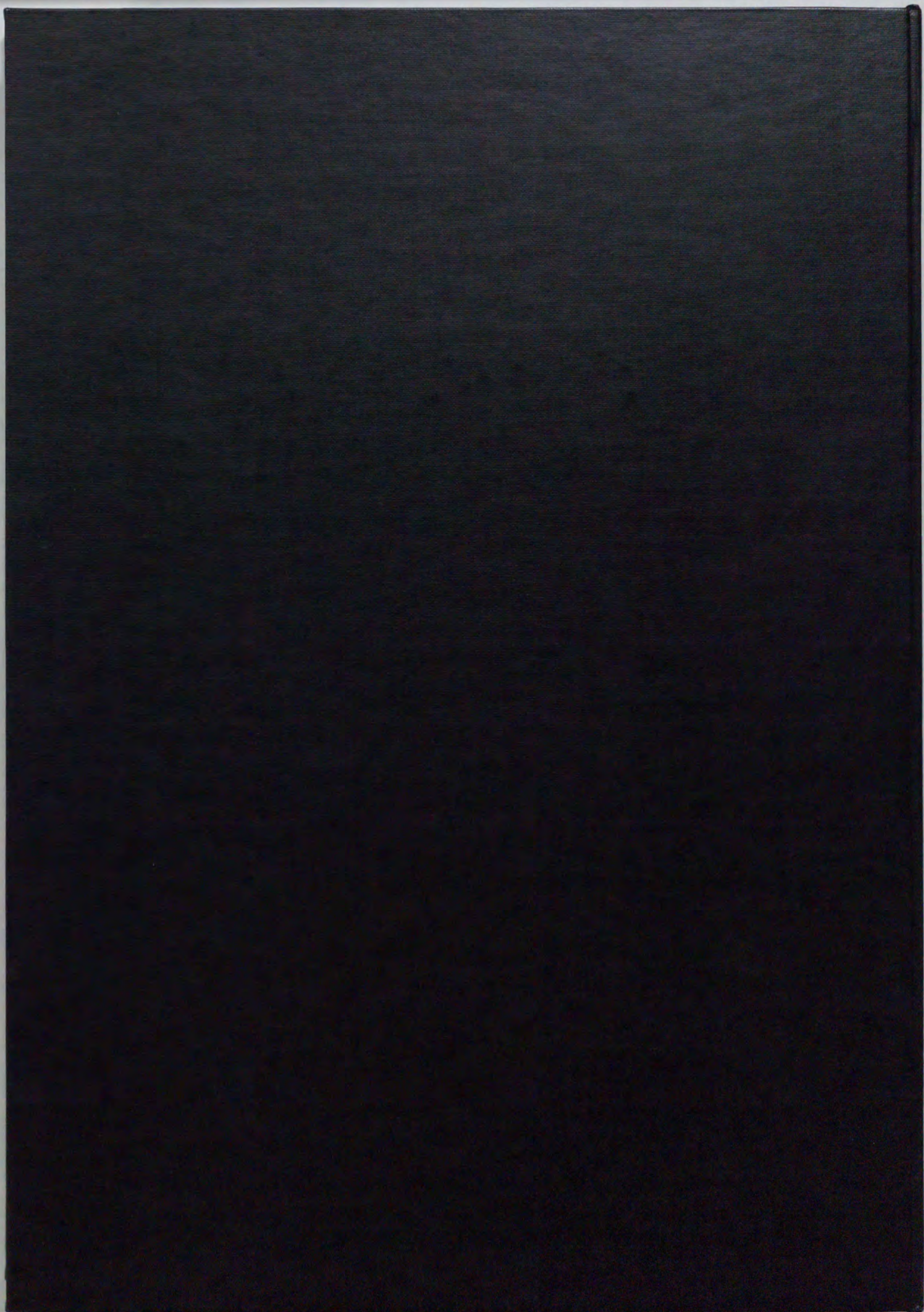
- (14) Haselden, G.G. and Prosad, S., "Heat Transfer from Condensing Oxygen and Nitrogen Vapors", Trans. Inst. Chem. Eng. (London), Vol.27 (1949), 195-200
- (15) Leonard, R.J. and Timmerhaus, K.D., "Condensation Studies of Saturated Nitrogen Vapors", Advances in Cryogenic Engineering, Vol.15 (1970), 308-315
- (16) 佐藤新太郎, 尾形久直, "垂直管内におけるヘリウムの凝縮熱伝達", 低温工学, Vol.10, No.5 (1975), 180-184
- (17) 日本機械学会, 伝熱工学資料, 改訂第4版 (1986), 216
- (18) Ohira, K., Furumoto, H. and Shimakita, M., "An Experimental Investigation of Film-Condensation Heat Transfer of Hydrogen in a Vertical Tube", Advances in Cryogenic Engineering, Vol.35 (1990), 421-428
- (19) 大平勝秀, "鉛直管内での水素および窒素の層流膜状凝縮熱伝達に関する研究", 日本機械学会論文集 (B編), 66-641 (2000-1), 174-181
- (20) McCarty, R.D., "Hydrogen Technological Survey - Thermophysical Properties", NASA-SP-3089 (1975)
- (21) Jacobsen, R.T. et al., "Thermophysical Properties of Nitrogen from the Fusion Line to 3500R (1944K) for Pressures to 150000psia ($10342 \times 10^5 \text{N/m}^2$)", NBS TN-648 (1973)
- (22) Roder, H.M. et al., "ASRDI Oxygen Technology Survey. Volume 1 : Thermophysical Properties", NASA SP-3071 (1972)
- (23) McCarty, R.D., "Thermophysical Properties of Helium-4 from 2 to 1500K with Pressures to 1000 Atmospheres", NBS TN-631 (1972)
- (24) Barron, R., "Cryogenic Systems", (1966), 60-63, McGraw-Hill
- (25) 藤井哲, 上原春男, "伝熱工学の進展", Vol.1 (1973), 1-107, 養賢堂
- (26) Nusselt, W., "Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes", Z. ver. deut. Ing., Vol.60 (1916), 541-546
- (27) Rohsenow, W.M. and Hartnett, J.P. ed., "Handbook of Heat Transfer", (1973), Section 12, McGraw-Hill
- (28) 上原春男, 楠田久男, 中岡勉, 山田実, "鉛直面上の乱流膜状凝縮", 日

- 本機械学会論文集 (B 編), 48-435 (1982-9), 2278-2283
- (29) 石松征弘, 野底武浩, 長田孝志, “鉛直壁面を流下する液膜の流動特性”, 日本機械学会論文集 (B 編), 55-510 (1989-2), 469-474
- (30) 上原春男, 中岡勉, 村田和博, 江頭真二, “鉛直面上の体積力対流凝縮 (第 1 報流動状態と局所熱伝達係数)”, 日本機械学会論文集 (B 編), 54-505 (1988-9), 2537-2544
- (31) 上原春男, 木下英二, “鉛直面上の体積力対流の波流および乱流膜状凝縮 (局所熱伝達係数の整理式)”, 日本機械学会論文集 (B 編), 60-577 (1994-9), 3109-3111
- (32) Numazawa,T., Hashimoto,T. and Nakagome,H., “Improvement of Liquefaction Efficiency of the Heat Pipe Type Magnetic Refrigerator”, *Advances in Cryogenic Engineering*, Vol.31 (1986), 771-777
- (33) Ohira,K., Nakamichi,K. and Furumoto,H., “Experimental Study on Magnetic Refrigeration for the Liquefaction of Hydrogen”, *Advances in Cryogenic Engineering*, Vol.45 (2000), 1747-1754
- (34) 大平勝秀, 中道憲治, 吉田裕宣, “液体水素温度における磁気冷凍技術の開発”, 三菱重工技報, Vol.36, No.6 (1999-11), 324-327
- (35) Leung,E.M.W. et al., “Short Sample Critical Current Measurements using a Superconducting Transformer”, *Advances in Cryogenic Engineering*, Vol.33 (1988), 219-226
- (36) ten Kate,H.H.J. et al., “Critical Current Measurements of Prototype Cables for the CERN LHC up to 50 kA and between 7 and 13 tesla using a Superconducting Transformer Circuit”, 11th International Conference on Magnet Technology, MT-11, Japan (1989), Vol.1, 60-65
- (37) Ohira,K. et al., “Study on the Reduction of Current for a High Field Superconducting Magnet by using a Superconducting Transformer”, *Cryogenics*, Vol.36 (1996), 167-170
- (38) Barclay,J.A. and Steyert,W.A., “Materials for Magnetic Refrigeration between 2 K and 20 K”, *Cryogenics*, Feb. (1982), 73-80
- (39) Ohira,K., Matsuo,S. and Furumoto,H., “The Characteristics of Magnetic

- Refrigeration operating at the Temperature of 20K”, Proceedings of the 16th International Cryogenic Engineering Conference (1997), 403-406
- (40) 門出政則, 光武雄一, 栗原成計, “二相熱サイフォンの限界熱流束の解析的研究 (最大流下液量と限界熱流束の関連について)”, 日本機械学会論文集 (B編), 61-591 (1995-11), 4101-4108
- (41) Ohira, K., Matsuo, S. and Furumoto, H., “An Experimental Investigation of Production and Density Measurement of Slush Hydrogen”, Cryogenics, Vol.34 (1994), 397-400
- (42) 大平勝秀, 吉田裕宣, “極低温流体技術の宇宙機器への応用開発”, 三菱重工技報, Vol.33, No.3 (1996-5), 190-193
- (43) 大平勝秀, 中道憲治, “スラッシュ水素用静電容量型高精度密度計の開発研究”, 日本機械学会論文集 (B編), 65-632 (1999-4), 1438-1445
- (44) Ohira, K. and Nakamichi, K., “Development of a High-Accuracy Capacitance-Type Densimeter for Slush Hydrogen”, JSME International Journal, Series B, Vol.43, No.2 (2000-5), 162-170
- (45) Voth, R.O., “Producing Liquid-Solid Mixtures of Hydrogen Using an Auger”, NBSIR 78-875 (1978), National Bureau of Standards
- (46) 八柳信之ほか, “スラッシュ水素製造試験”, 第36回宇宙科学技術連合講演会 (1992), 473-474
- (47) Class, C.R. et al., “Boiling Heat Transfer to Liquid Hydrogen from Flat Surfaces”, Advances in Cryogenic Engineering, Vol.5 (1960), 254-261
- (48) Ohira, K. and Furumoto, H., “Nucleate Pool Boiling Heat Transfer to Slush Hydrogen”, Proceedings of the 16th International Cryogenic Engineering Conference (1997), 601-604
- (49) 大平勝秀, “スラッシュ水素およびスラッシュ窒素の核沸騰熱伝達に関する研究”, 日本機械学会論文集 (B編), 65-640 (1999-12), 4055-4062
- (50) 西尾茂文, Chandratilleke, R., “大気圧飽和液体ヘリウムの定常プール沸騰熱伝達”, 日本機械学会論文集 (B編), 54-501 (1988-5), 1104-1109
- (51) Lyon, D.N., “Boiling Heat Transfer and Peak Nucleate Boiling Fluxes in Saturated Liquid Helium between the λ and Critical Temperatures”, Advances in Cryogenic

Engineering, Vol.10 (1965), 371-379

- (52) Marto,P.J., Moulson,J.A. and Maynard,M.D., "Nucleate Pool Boiling of Nitrogen with Different Surface Conditions", Trans. Journal of Heat Transfer, Vol.90 (1968), 437-444
- (53) Frost,W. ed., "Heat Transfer at Low Temperatures", (1975), 143-175, Plenum Press, New York
- (54) 日本機械学会, 伝熱工学資料, 改訂第3版 (1975), 55-59
- (55) Sciance,C.T., Colver,C.P. and Sliepcevich,C.M., "Pool Boiling of Methane between Atmospheric Pressure and the Critical Pressure", Advances in Cryogenic Engineering, Vol.12 (1967), 395-408
- (56) Deev,V.I. et al., "Nucleate and Film Pool Boiling Heat Transfer to Saturated Liquid Helium", Cryogenics, Vol.17 (1977), 557-562
- (57) Bewilogua,L., et al., "Heat Transfer in Cryogenic Liquids under Pressure", Cryogenics, Vol.15 (1975), 121-125



Inches 1 2 3 4 5 6 7 8
cm 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19

Kodak Color Control Patches

Blue Cyan Green Yellow Red Magenta White 3/Color Black



Kodak Gray Scale

A 1 2 3 4 5 6 **M** 8 9 10 11 12 13 14 15 **B** 17 18 19



© Kodak, 2007 TM: Kodak

