

液体金属二相流の熱流動特性に関する基礎研究（Ⅱ）  
—ナトリウムの沸騰伝熱特性—  
(共同研究報告)



2002年3月

京都大学  
核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

本資料は、先行基礎工学分野に関する研究として、京都大学と核燃料サイクル開発機構との共同研究の成果として作成されたものです。

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせ下さい。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49

核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:

Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Toukai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184,  
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
京都大学(The University of Kyoto)  
2002

## 液体金属二相流の熱流動特性に関する基礎研究(II)

### —ナトリウムの沸騰伝熱特性—

(共同研究報告)

堺 公明<sup>1</sup>、塩津正博<sup>2</sup>、畠 幸一<sup>3</sup>、白井康之<sup>2</sup>、濱 勝彦<sup>3</sup>

### 要 旨

本研究では、ナトリウム冷却高速増殖炉の重要なクライテリアの一つである沸騰開始条件を明確化する観点から、ナトリウムの沸騰開始過熱度について、実験及び評価モデルの検討を実施した。

ナトリウムの沸騰開始過熱度は、従来よりデータの分散が大きいと指摘されている。様々な、影響因子のうち、特に重要な影響因子として、ナトリウム中に溶存する酸素濃度及び流速の依存性につき試験を実施した。

その結果、酸素濃度依存性について、比較的低温（液温 863K 及び 923K）の条件においては、沸騰開始過熱度は酸素濃度に依存して変化することを確認した。また、流速の依存性について、流速の増大とともに沸騰開始過熱度は低下し、流速依存性を有することが確認された。さらに、それらの結果に基づき、*un-flooded* キャビティからの発泡形態を想定した流速依存性モデルを導出した。モデルでは、臨界気泡径を代表長さとするレイノルズ数を新たに定義した。従来、水、混合冷媒(R-113)、及び、ナトリウムは異なる流速依存性を示すことが報告されているが、本モデルによれば、それらを統一的に説明可能であることが明らかになった。

---

1)核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター 流体計算工学研究グループ

2)京都大学大学院 エネルギー科学研究所 エネルギー応用科学専攻

3)京都大学 エネルギー理工研究所

Experimental Study on Heat Transfer in the Liquid Metal Two-Phase Flow(II)

— Sodium Boiling Heat Transfer —

(Document on Collaborative Study)

Takaaki SAKAI<sup>1</sup>, Masahiro SHIOTSU<sup>2</sup>, Koichi HATA<sup>3</sup>,

Yasuyuki SHIRAI<sup>2</sup>, Katsuhiko HAMA<sup>3</sup>

**ABSTRACT**

Incipient boiling superheats (IBS) in the sodium coolant have been measured to clarify oxygen impurity and velocity effect on IBS. The oxygen impurity effect on IBS has been observed at relatively lower liquid temperatures of 863K and 923K in a pool condition. In addition, the velocity effect on IBS has been measured in a forced convective condition. The IBS data shows decreasing tendency with increase of the sodium velocity.

The IBS evaluation model to calculate the velocity effect has been proposed with a consideration of the boiling initiation from an un-flooded cavity on the heater surface. Reynolds number for a critical bubble diameter of the un-flooded cavity has been introduced to the IBS evaluation model to include the velocity effect on a vaporization process.

It was become clear that the IBS evaluation model shows the velocity effects, successfully, for not only sodium but also water and R-113.

- 
- 1) Thermal-Hydraulics Research Group, OEC, Japan Nuclear Cycle Development Institute
  - 2) Graduate School of Energy Science, Kyoto Univ.
  - 3) Institute of Advanced Energy, Kyoto Univ.

## 目 次

1. 緒 言 .....	1-1
1.1. はじめに .....	1-1
1.2. ナトリウムの沸騰開始過熱度 .....	1-1
1.3. まとめ .....	1-5
 2. プール条件におけるナトリウムの沸騰開始過熱度と沸騰遷移現象 .....	2-1
2.1. はじめに .....	2-1
2.2. 実験装置 .....	2-2
2.3. 実験結果 .....	2-5
2.4. まとめ .....	2-10
 3. 強制循環条件におけるナトリウムの沸騰開始過熱度 .....	3-1
3.1. はじめに .....	3-1
3.2. 沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の依存性モデルについて .....	3-2
3.3. 実験装置及び実験方法 .....	3-3
3.4. 実験結果 .....	3-4
3.5. 強制循環依存性に関する考察 .....	3-5
3.6. まとめ .....	3-23
 4. 結 論 .....	4-1
参考文献 .....	5-1

## 表リスト

表 2.2-1 プール試験条件（その 1～5）

表 3-1 強制循環条件における沸騰開始過熱度試験条件

## 図リスト

図 1.2-1 沸騰開始過熱度とヒータ材料の関係

図 1.2-2 コールドトラップ温度とナトリウム中酸素濃度の関係

図 1.2-3 ナトリウムのサブクール沸騰（バルク未飽和沸騰）データ

図 1.2-4 水の沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響

図 2.2-1 高温液体ナトリウム熱伝達実験装置（京都大学）

図 2.2-2 プール沸騰試験部(1)

図 2.2-3 高熱流束試験発熱体

図 2.2-4 代表的熱伝達経過

図 2.2-5 沸騰開始過熱度とコールドトラップ温度の関係；系圧力 3kPa

図 2.2-6 沸騰開始過熱度とコールドトラップ温度の関係；系圧力 7kPa

図 2.2-7 沸騰開始過熱度とコールドトラップ温度の関係；系圧力 14kPa

図 2.2-8 沸騰開始過熱度とコールドトラップ温度の関係；系圧力 25.9kPa

図 2.2-9 キャビティモデルによる液体ナトリウム中の種々の大きさの活性キャビティからの沸騰開始過熱度評価、水との比較

図 2.2-10 限界熱流束と発熱体位置の圧力に対するサブクール度の関係；系圧力  
3kPa

図 2.2-11 限界熱流束と発熱体位置の圧力に対するサブクール度の関係；系圧力  
7kPa

図 2.2-12 限界熱流束と発熱体位置の圧力に対するサブクール度の関係；系圧力

14kPa

図 2.2-13 限界熱流束と発熱体位置の圧力に対するサブクール度の関係；系圧力

25.9kPa

図 3.3-1 強制循環条件テスト部と発熱体熱電対位置

図 3.3-2 ヒータ 1 とヒータ 2 の熱電対の取り付け方法の相違

図 3.3-3 Heater Surfaces

図 3.4-1 Typical Experimental Result for 1 m/s

図 3.4-2 Typical Experimental Result for 2 m/s

図 3.4-3 Flow Velocity Effect on the IB Superheat

図 3.5-1 ナトリウムのサブクール沸騰(バルク未飽和沸騰)データ

図 3.5-2 水の沸騰開始条件及び強制対流熱伝達と核沸騰熱伝達の関係

図 3.5-3 水の沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響

図 3.5-4 R-113 の沸騰開始過熱度と沸騰曲線

図 3.5-5 R-113 の沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響

図 3.5-6 ナトリウムの沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響

図 3.5-7 Typical Experimental Result for 1 m/s

図 3.5-8 Typical Experimental Result for 2 m/s

図 3.5-9 Reynolds Number Effects on the Incipient Boiling Superheat

図 3.5-10 Pezzilli モデルによる Re と臨界気泡径の関係

図 3.5-11 Effect of the Maximum Radius of Active Cavity on the Incipient Boiling Superheat

図 3.5-12 強制循環流速依存性モデルと試験結果の比較

図 3.5-13 沸騰開始過熱度と熱流束の関係(滑めらかなヒータ)

図 3.5-14 臨界気泡径を  $4.5 \times 10^{-6}$  とした場合の流速依存性モデルと実験の比較

図 3.5-15 強制循環依存性モデル予測値に対する最大活性キャビティ径の影響

図 3.5-16 R-113 の沸騰開始過熱度に関する強制循環流速依存性モデルと実験の比較

図 3.5-17 種々の流体に関する沸騰開始過熱度と強制循環流速の関係

## 1. 緒 言

### 1.1. はじめに

高速増殖炉の冷却材としてのナトリウムは、大きな熱伝導度等の優れた伝熱特性を有する一方で、化学的活性の大きさから水との分離を慎重に行う必要がある点等の欠点も有している。ナトリウムの融点は 98 度、大気圧条件での飽和温度は 883°C であり、比較的広い温度範囲において液単相での取り扱いが可能である。しかしながら、想定外事故等の何らかの要因によって冷却材沸騰が生じる場合を評価する観点からは、その沸騰伝熱特性を詳細に把握しておくことが重要である。

液体金属に特有な大きな沸騰開始過熱度は、熱流動特性評価の高精度化を図る観点から重要な研究課題として挙げることができる。ナトリウムの沸騰開始過熱度（ここでは、沸騰開始過熱度を壁面温度と飽和温度の差として定義する）は、条件によって 200~300°C に達する場合があり、その実験データは大きな分散を示す傾向がある<sup>[1-3]</sup>。データの大きな分散は、影響因子の解明及び明確な評価手法の構築を困難なものにしている。

以上のような観点から、本研究では、ナトリウムの沸騰開始過熱度について、プール条件及び強制対流条件での実験を行い、それらの特性を評価するとともに、沸騰開始過熱度に対する影響因子解明の一助とする目的としている。

1 章では、まず、既存研究についてレビューを行い、技術的知見の整理を行うとともに、実験における評価項目の明確化を図る。

### 1.2. ナトリウムの沸騰開始過熱度

ナトリウムの沸騰開始過熱度は、前述のように測定データに大きな分散を伴う特徴

があり、データの傾向からその要因を分析することがたいへん困難な現象であると考えられている。これまで、沸騰開始過熱度に関する体系的整理を試みた研究<sup>[1-3]</sup>で挙げられている影響因子のうち、特に、重要と考えられる因子として、以下が挙げられる。

- (1) 不活性ガス
- (2) ナトリウム中酸素濃度
- (3) ナトリウム流速
- (4) 加熱表面粗さ
- (5) 加熱表面材料
- (6) 温度、圧力

まず、不活性ガスの影響については、2つの初期沸騰メカニズムに関して影響が現われることが考えられる。一つは、発熱体近傍の過熱液域を気泡状態の不活性ガスが通過する場合に、通過気泡自体が初期沸騰核となり、それがトリガーとなって沸騰が開始するケースであり、もう一つは不活性ガスが加熱面の材料のくぼみ（キャビティ）に取り残され、そこから初期沸騰が開始する場合である。ただし、気泡の通過に関して、高速炉では、カバーガスからの気泡の巻き込みは、ボイド反応度の観点から慎重に発生の防止策が講じられており、気泡の巻き込みが発生する可能性は低いと考えられる。また、キャビティに取り残された不活性ガスについても、高温条件で一定時間以上運転した場合、それらも徐々に冷却材へ溶出することから、長期的には影響は小さいと考えることができる。

次ぎにナトリウム中の酸素濃度の影響について、Schultheiss<sup>[2]</sup>は、伝熱面に直径0.4mmの人工的なキャビティを設けた実験を実施している。図1.2-1にその結果を示

す。図中の横軸はコールドトラップ温度を示している。コールドトラップとは、ナトリウム中の不純物を取り除くために、純化系を通過するナトリウム温度を融点近傍まで低下させて、金属のデミスターに不純物を析出させて取り除く装置である。コールドトラップ部の温度に依存してナトリウム酸化物が析出することから、ナトリウム中の酸素濃度は、コールドトラップ温度に依存して低下する。コールドトラップ温度と酸素濃度の関係について図 1.2-2 に示す。図(a)は、酸素濃度測定結果と評価式の比較を示しており、図(b)は横軸をコールドトラップ温度とした場合の酸素濃度評価式を示している。ナトリウムループにおいては、コールドトラップ温度を 110°C 程度まで低下させることによって、酸素濃度を 1ppm 以下まで低下させることが可能である。

図 3.1-1 は、伝熱面に人工のキャビティを設けた特殊な条件であるが、酸素濃度に対する依存性を示しており、さらなる研究が重要と考えられる。また、加熱表面材料の依存性についても合わせて示されている。Cr 及びステンレス(図中の 4571 材)を加熱表面とした場合には、ある酸素濃度においてピークを示すような特徴的な沸騰開始過熱度特性を示しているのに対して、他の材料については、酸素濃度の低下に伴って若干沸騰開始過熱度が上昇する傾向がみられるものの、その効果は顕著ではない。このような材料と酸素濃度依存性の効果としては、腐食性あるいは酸化膜形成の影響が想定され、上記の影響因子のうち、(2) の酸素濃度及び(5) の加熱表面材料は、関連した影響因子と判断される。

このような酸化被膜が影響する初期沸騰形態として、*un-flooded* キャビティ(液で満たされていない活性キャビティ)からの発泡を仮定してみる。ナトリウムは水と比較して表面張力が大きく、キャビティの内部を濡らし難く、また、そこからの発泡には大きな蒸気圧が必要となる。一方、酸化被膜を形成した金属表面は、さらに濡れにくく、ナトリウムのキャビティ内への侵入を阻む特性を有していると考えられる。したがって、キャビティからの発泡を仮定した場合、ナトリウム中の酸素濃度の増大は、

キャビティのような加熱表面の微少なくぼみ内に酸化被膜を形成する方向に作用し、その結果として、*un-flooded* キャビティ（液で満たされていない活性キャビティ）を形成し易くなることが推定される。*un-flooded* キャビティが形成され易くなるということは、最大 *un-flooded* キャビティ径の増大を意味しており、沸騰開始過熱度の低下につながる。*un-flooded* キャビティからの発泡を仮定する場合、(4)の過熱表面粗さも同時に影響因子となる。通常の表面仕上げ状態において、加熱表面には数十ミクロンオーダーの凹凸が存在している。それらのオーダーの最大 *un-flooded* キャビティ径を仮定した場合、ナトリウムの高い沸騰開始過熱度は十分に説明可能である。

一方、液体窒素のような低温媒体でしばしば観察される不均質自発核生成<sup>[4]</sup>も初期沸騰の形態として重要である。自発核生成とは、予め気体分子のない状態において、気泡核が形成される現象であり、*Blander*<sup>[5]</sup>によって多くの液体について検証が為されている。不均質自発核生成とは、自発核生成の際に、2成分以上の液体及び固体媒体が存在する場合の現象であり、单一成分液体の場合の均質自発核生成よりも、核生成温度が低下する。加熱表面の場合、固体に接触した気泡の接触角の影響として考慮される。*Schultheiss* は、液で満たされた比較的大きなキャビティからの不均質自発核生成について、キャビティ内の酸化層からの酸化物の溶出等が核生成に影響を及ぼすという仮説を設けている。また、*Kottowski*<sup>[3]</sup>は、様々なキャビティ形状や接触核が不均質自発核生成温度に及ぼす影響を評価しているが、実験との比較にまでは到達していない。したがって、*un-flooded* キャビティからの発泡であるか、不均質自発核生成による発泡であるかについて明確な証左はなく、両方の可能性について考慮が必要である。

はじめに挙げた影響因子のうち、(6)の温度、圧力は、全ての物性値に影響を及ぼすが、評価上、物性値変化を考慮することは自明であることから、特には言及しない。ただし、実験上の条件範囲として考慮する必要がある。

最後に(3)の流速の効果について、図 1.2-3 に示すように、ナトリウムの沸騰開始過熱度は流速の増大に伴って低下する傾向を示している。この傾向は水の沸騰開始過熱度に関する流速の影響と逆の傾向であり興味深い。図 1.2-4 に水に関する *Bergles* の実験結果を示す。横軸に壁面過熱度、縦軸に熱流束を示した場合、徐々に熱流束を増大させた場合、沸騰開始にともなって熱伝達が向上し、破線で示された単相流の対流熱伝達のラインからデータが離れ始める。このような沸騰開始過熱度と熱流束の関係は図中的一点鎖線で示され、この式（図中の Eq. (12)）は蒸気を含んだ *un-flooded* キャビティを仮定することによって導出されている。ここで、注目すべき点は、水の場合、流速が増大して対流熱伝達が向上すると、沸騰開始過熱度は上昇するということである。これは、図 1.2-3 に示したナトリウムの傾向と相反するものであり、その要因については、3 章の評価で説明する。

### 1.3. まとめ

以上のように、既存研究から想定されるいくつかの影響因子について概説した。即ち、沸騰開始過熱度に対する影響因子として特に明らかなものとして、(1)不活性ガス、(2)酸素濃度、(3)流速、(4)表面粗さ、(5)材料、(6)温度、圧力等が挙げられる。それらのうち、実プラントにおいて、特にさらなる研究が必要と考えられる影響因子を考えた場合、(1)の不活性ガス気泡の混入は発生が防止されているという前提から除外し、(5)の材料の影響については、(2)の酸素濃度の影響の 1 因子と考えられることから除外する。また、表面粗さの影響については、*un-flooded* キャビティからの発泡を想定した場合、酸素濃度及び流速の両方の因子に従属すると考えられることから、それらの中で考慮する。以上より、着眼点として、(2)の酸素濃度と(3)流速の影響を評価することを本研究の目的とする。

以下、2 章では、酸素濃度依存性について評価する観点から、プール条件での沸騰

実験を実施した結果について記述する。実験では一般的な表面粗さのヒーターを用い、沸騰開始過熱度の酸素濃度依存性（コールドトラップ温度依存性）を測定するとともに、系圧力を変化させることによって、液温度を変化させて、その影響を調べる。また、3章では、流速の影響を評価する観点から、表面状態の異なる2種のヒーターを用いた試験を実施し、それらの効果を記述するモデリングについて検討する。

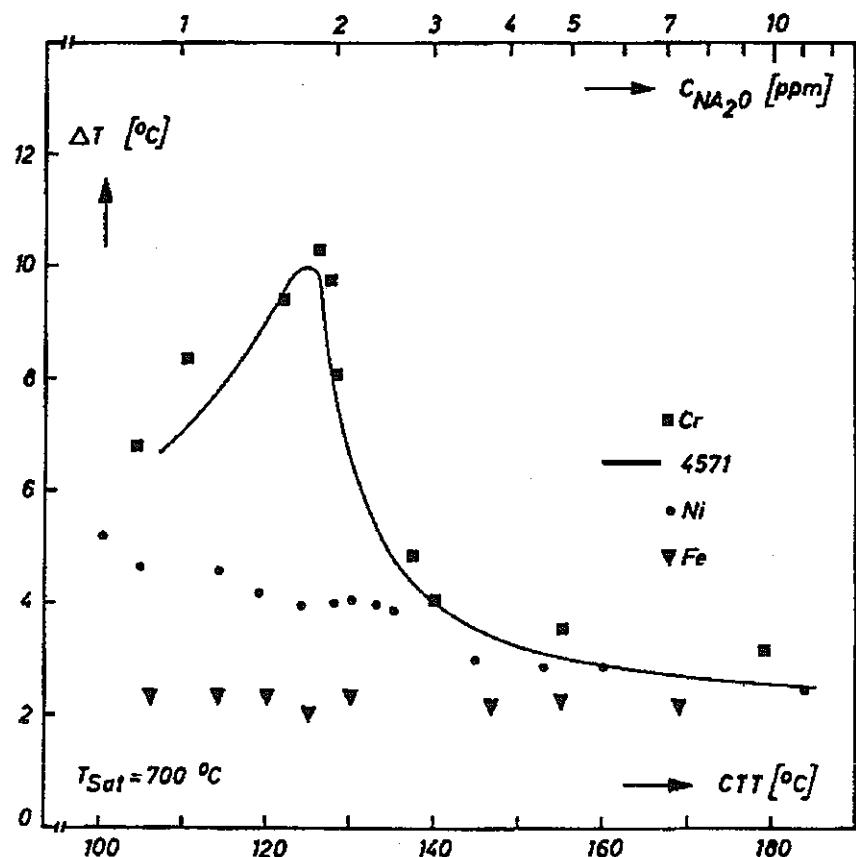
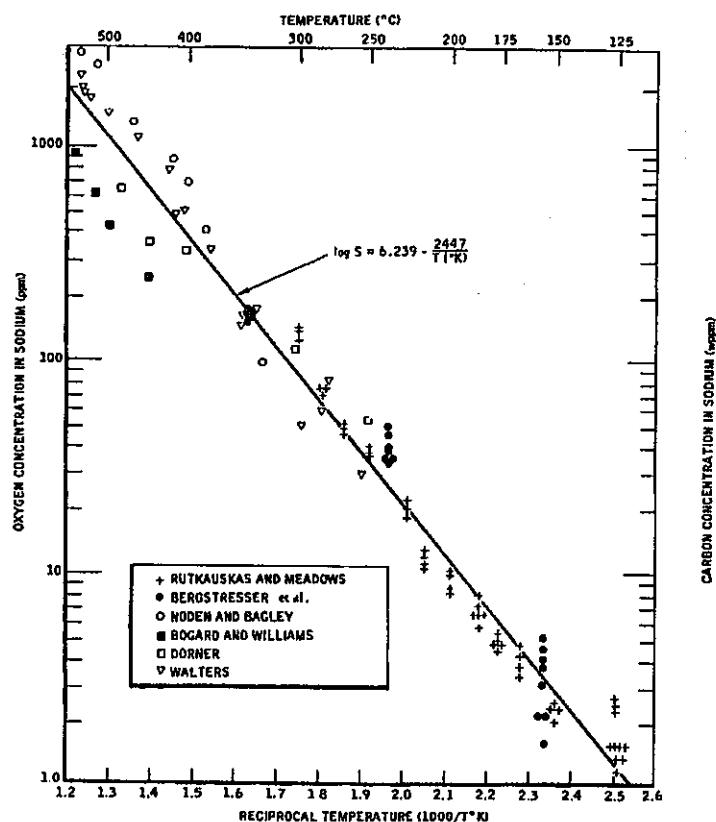
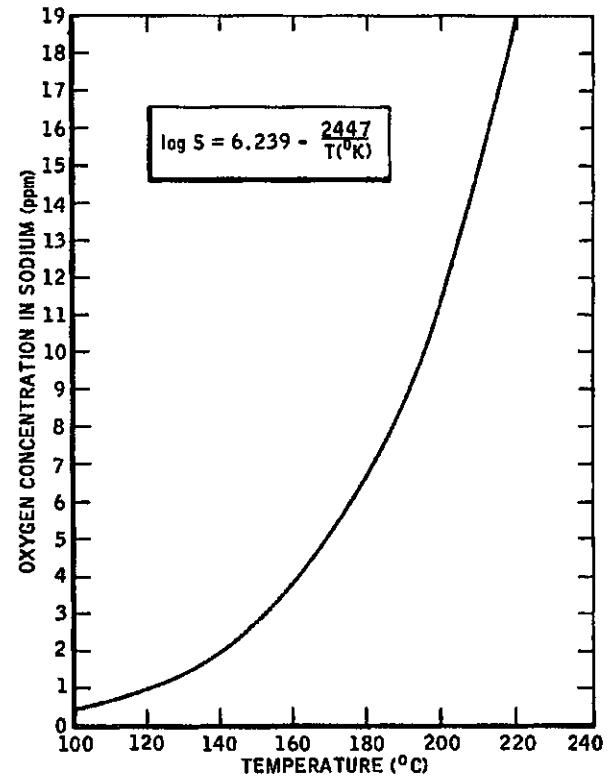


FIG. 5. Incipient-boiling superheat  $\Delta T$  of sodium versus cold trap temperature CTT;  $T_{sat} = \text{const.}$ ,  $D = 0.4$  mm. Test surface materials: stainless steel 4571, Ni, Fe, Cr [1].

図 1.2-1 沸騰開始過熱度とヒータ材料の関係(Schultheiss[2])



(a) Solubility of oxygen in sodium - recommended curve. [Data are from Hall, Perkins and Rutkauskas [340], Bergstresser et al. [43], Noden and Bagley [336], Bogard and Williams [335], Dorner [339], and Walters [334].]



(b) Oxygen solubility in sodium - low-temperature portion, plotted linearly.

図 1.2-2 コールドトラップ温度とナトリウム中酸素濃度の関係<sup>[4]</sup>

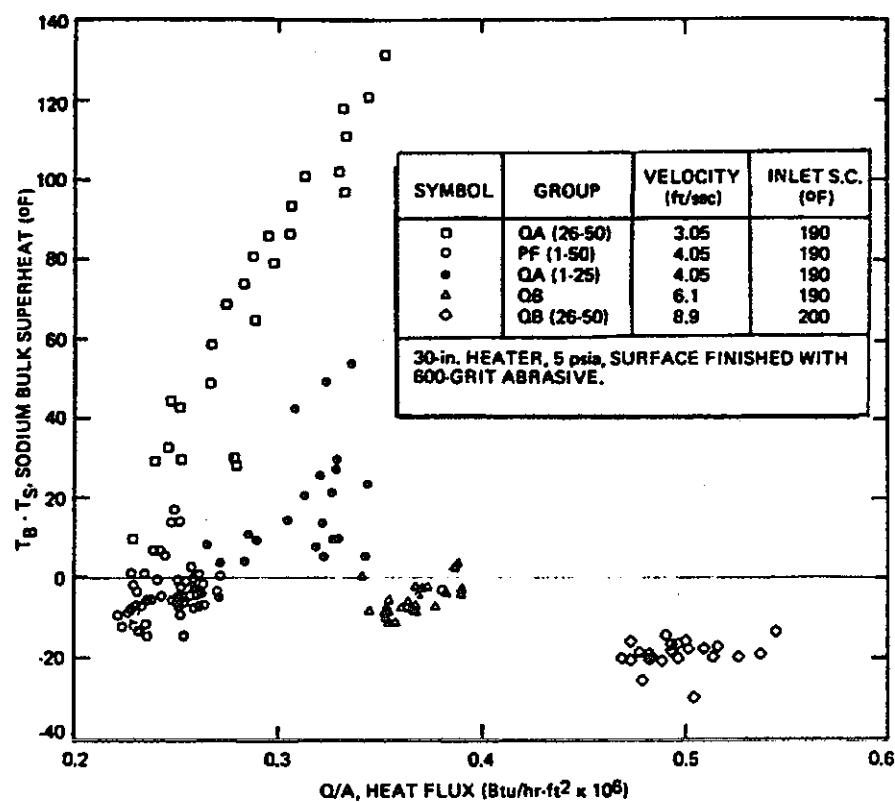
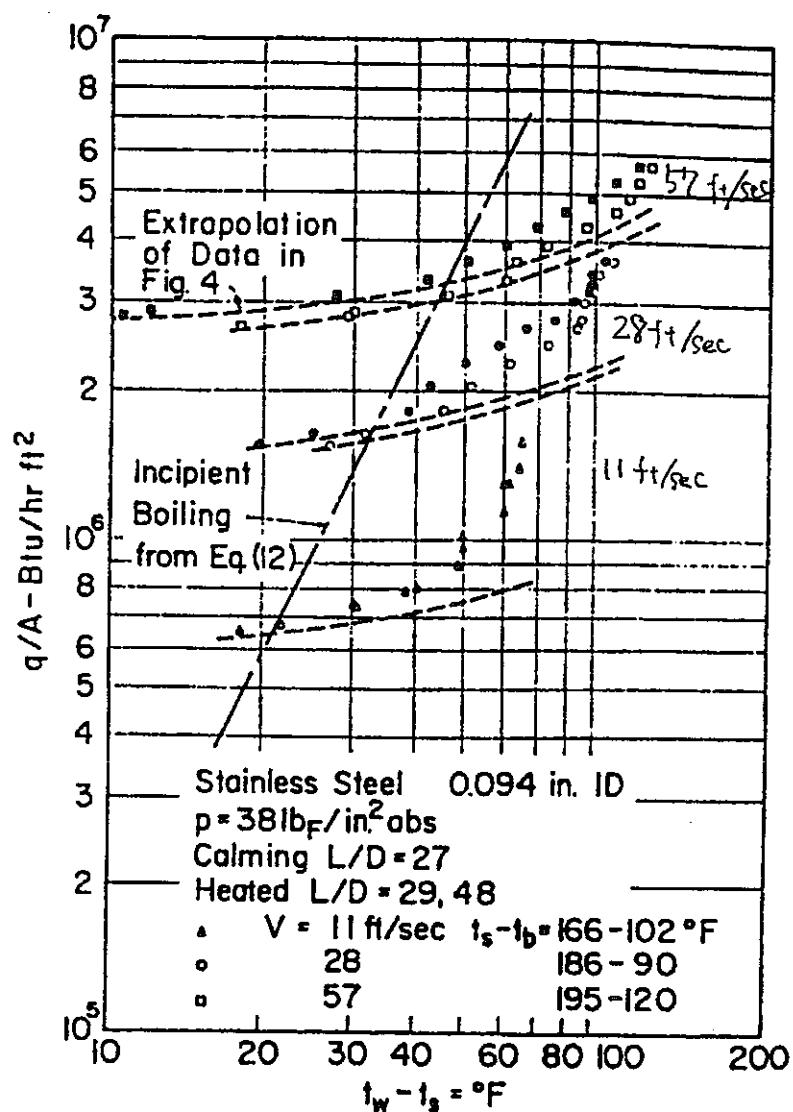


Figure . Sodium-Bulk Superheat vs Heat Flux  
at Varying Velocities

図 1.2-3 ナトリウムのサブクール沸騰(バルク未飽和沸騰)データ(Logan)



Boiling curves showing departure from forced convection

図 1.2-4 水の沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響(Bergles)

## 2. プール条件におけるナトリウムの 沸騰開始過熱度と沸騰遷移現象

### 2.1. はじめに

1章に示した既存研究の分析より、本研究では、酸素濃度依存性の観点からのプール条件及び強制循環条件でのナトリウム沸騰開始過熱度実験を実施することとし、本章においては、プール条件における沸騰開始過熱度試験結果について示す。試験では、加熱表面の凹凸の影響を排除する観点から、試験発熱体の発熱線の温度から発熱体表面温度を算出する新しい表面温度測定方式を確立し、熱電対を用いない試験発熱体（タンタル発熱リボン、BN 電気絶縁、タンタルシース）を作製した。その発熱体を用い、沸騰開始過熱度に対する酸素濃度の影響を明確化する観点から、コールドトラップ温度及び系圧力（液温度）をパラメータとした沸騰開始過熱度を測定するとともに、沸騰から沸騰遷移に至るまでのデータを取得した。

## 2.2. 実験装置

図 2.2-1 に本実験で用いた高温液体ナトリウム熱伝達実験装置のブロック図を示す。本装置は、ナトリウム冷却高速増殖炉における重大事故時の安全性評価に関連する基礎データを集積することを目的としたもので、最高液体ナトリウム温度 900 °C (ナトリウムの沸点は大気圧下で 883 °C) で自然対流及び強制対流下の非沸騰及び沸騰熱伝達実験が可能である。この装置は、プール沸騰試験部 (1) 及びプール沸騰試験部 (2) 、強制対流沸騰試験部、加熱器、エコノマイザー、エアークーラー、主電磁ポンプ、電磁流量計等からなる主ループ系、コールドトラップ、プラグ計、酸素計、精製系用電磁ポンプ、電磁流量計からなるナトリウム精製系、アルゴンガス及び真空ポンプからなるカバーガス調整系よりなっている。同図でエコノマイザーより上の試験部及び配管つまり、エコノマイザー、加熱器、強制対流沸騰試験部、プール沸騰試験部 (1) 及び (2) とそれらを結ぶ配管はハステロイ X 製である。電磁ポンプの最高使用ナトリウム温度は 500 °C であり、図のエコノマイザーより下の部分のナトリウム温度は、それより上の高温部のナトリウム温度が 900°C の場合にもエコノマイザーとエアークーラーによって常に 500 °C 以下に保持される。本実験装置の運転にあたっては、多数のバルブの開閉や圧力調整を正確に順序良く行わなければならず、又、常温から 900 °C 近傍まで広い温度範囲を取り扱う為に、試験部及び配管局所での異常な温度上昇、部分的な凝固、閉塞を起こさぬ様常に監視を行わなければならない。確立したバルブ操作の最適手順をディジタル計算機に記憶させてバルブ操作を間違いなく容易に行える様、又、予熱ヒーターの温度管理を行わせ、それと同時に、試験部及び配管上の 128 点の温度情報を、グラフィックディスプレイに色別で集中表示する様にディジタル計算機による運転管理システムを用いている。また、装置高温部を鋼板製の部屋に収納し窒素ガスで置換するナトリウム漏洩に伴う発火抑止装置が付属している。

### 2.2.1. プール沸騰試験部

本実験に用いたプール沸騰試験部 (1) は、図 2.2-2 に示すように外形 30 cm、高さ 70 cm の円筒形で、フランジを使用して高熱流束試験発熱体が水平に取り付けら

れている。容器上部のフランジを使用すると垂直取り付けも可能である。試験部2本のインダクション型液面計を備えており、1本は精度±10 mmの連続表示型モニターで、他は液位の精密測定に使用する精度±1 mmの上下可動式である。垂直方向液温分布測定が可能な20本の熱電対よりなる液温分布測定計も挿入されている。そして、試験槽内の液の静圧及び動圧を計測する圧力変換器が高熱流束発熱体を水平に取り付けるノズルと反対側のノズルに取り付けてある。試験槽内のナトリウムの昇温及び保温は電気炉で行う。

### 2.2.2. 試験発熱体、加熱装置、バーンアウト検出器、オンラインデータ処理

試験発熱体は図2.2-3に示すように直径7.6 mm、全長550 mmで、発熱部長さ50 mm、発熱線はタンタルリボン、シース材質はタンクルで、シースとの電気絶縁材はボロンナイトライド(BN)、最高熱流束は約500 W/cm<sup>2</sup>である。この発熱体の加熱電力を供給する電力増巾器の入力信号は、発熱体の焼け切れを防止するための保護回路(バーンアウト検出器)を介してデジタル計算機のDA変換インターフェースから供給される。又、発熱体加熱電流と発熱体端子電圧の信号は、絶縁増巾器で増巾された後AD変換されて計算機にとり込まれる。液温、流速等の信号も同様である。AD変換時間は、チャネル当たり10 μsであり、16チャネル使用する五一巡するのに160 μsを要する。バーンアウト検出器の入力信号には、高速アナログ除算器を用いて算出した試験発熱体の発熱リボン電気抵抗信号を用いた。発熱リボンの電気抵抗が約50 °C分急上昇した時点で発熱体の加熱電流を急速遮断して発熱体を実際に焼き切ることなく限界熱流束の計測を行っている。試験発熱体表面温度は、以下に示すように、タンクル発熱リボンの平均温度をその電気抵抗から求め、発熱体中の熱伝導の解から算出した。まず、タンタル発熱リボンの電気抵抗 $r$ と平均温度 $T_m$ の関係を室温及び非通電時の数点のナトリウム温度で測定し、次の1次式で近似した。

$$r(T_m) = r_0(1 + 4.03 \times 10^{-3}T_m) \quad (2.2-1)$$

タンタル発熱リボンの平均温度  $T_m$  をその電気抵抗測定値から予め校正した電気抵抗と温度の関係 (2. 2-1) 式を用いて求め、試験発熱体表面熱流束  $q$  ( $W/m^2$ ) は、ジュール発熱率と試験発熱体加熱部表面積から求めた。発熱リボンを近似的に円筒として扱うと、発熱体表面温度  $T_s$  は、半径方向の熱伝導式から次式で記述される。

$$T_s = T_m - K(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3, d_0, d_1, d_2, d_3)q \quad (2. 2-2)$$

ここで、K は熱伝導率  $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$  と寸法  $d_0, d_1, d_2, d_3$  の関数。ただし、熱伝導率  $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$  はそれぞれ発熱リボン、BN 絶縁材、シースの熱伝導率、 $d_0, d_1, d_2, d_3$  は発熱リボンとシースの内外径である。BN の熱伝導率や内部寸法等に不確定要素があるので、(2. 2-2) 式の q の係数 K を、(2. 2-2) 式を用いて算出した表面温度による自然対流熱伝達実験結果が次に示す自然対流熱伝達の一般的表示式の値と合うよう定めた。

$$Nu=10^2 \quad (2. 2-3)$$

ここで、

$$\begin{aligned} Z &= 0.193 + 0.145 \log R_f + 0.664 \times 10^{-2} (\log R_f)^2 - 0.232 \times 10^{-3} (\log R_f)^3 - 0.239 \times 10^{-4} (\log R_f)^4 \\ R_f &= Gr \cdot Pr^2 / (4 + 9Pr^{1/2} + 10Pr) \end{aligned} \quad (2. 2-4)$$

この一般的表示式は、境界層近似を施さない水平円柱自然対流熱伝達の厳密な数値解を求め、最小自乗法により求めたもので、Pr 数が 0.005, 0.7 及び 10 に対するこれらの数値解を ±4% 以内の誤差で記述することが確かめられている。

## 2.3. 実験結果

### 2.3.1. 実験条件

系圧力  $P_{sys}$  を 3 kPa, 7 kPa, 14 kPa、及び 25.9 kPa と変え、それぞれの圧力の飽和に近い条件で実験を行った。こうした低圧では、系が飽和でも水平円柱上部の液位によって発熱体中心軸位置の圧力  $P_L$  は上昇し、それにともなって発熱体近傍の液は  $P_L$  に対する飽和温度  $T_{sat}(P_L)$  よりサブクールされている。各 Run の実験条件 ( $P_{sys}$ 、液位、 $P_L$ 、 $T_{sat}(P_L)$ ) を Table 2.2-1 に示す。

### 2.3.2. 代表的熱伝達経過

試験発熱体の加熱電流をゆっくり連続的に上昇させて得られた代表的な熱伝達経過は、図 2.2-4 の A～D 及び A'～D' に示すように大きく 2 つに分類される。AB, A', B' は共に自然対流域であり (2.2-3) 式の値と良く一致している。沸騰開始点は、図中 B 及び B' である。経過 BD では、沸騰開始後表面温度が一旦核沸騰曲線上の対応点 C まで下降した後、熱流束が核沸騰曲線上を上昇して限界熱流束点 D に至ると表面温度が膜沸騰域の対応点に向かって急上昇している。一方、B' 点のように沸騰開始過熱度が 70 K 程度より高い場合、沸騰開始以後表面温度が下降することなく膜沸騰へ移行する。この場合には、沸騰開始熱流束が同時に限界熱流束である。沸騰開始過熱度が 100 K の場合、この直接遷移の限界熱流束は同一条件の核沸騰限界熱流束とほぼ同じであり、250 K では約 2.5 倍になる。

### 2.3.3. 沸騰開始過熱度

#### 加熱履歴の影響

液体ナトリウムは、カバーガス (Ar) の溶解度が、水の場合とは逆に温度が高いほど大きく、発熱体表面の沸騰核となるキャビティ内に初期に捕捉されたカバーガスが、発熱体加熱時間の経過と共に少なくなつて、初期沸騰を起こす溶存ガスや蒸気が捕捉された活性なキャビティが少くなり沸騰開始過熱度が高くなる可能性がある。そこで、加熱履歴の影響をみるため、繰り返して実験を行い沸騰開

始過熱度 $\Delta T_i$ を求めた。その結果、実験を繰り返すに従って同一条件でも $\Delta T_i$ が大きくなるといった加熱履歴の明確な影響は認められず 10 °C近傍から 50 °C近傍に到る 1 群と 100 °Cから 250 °C近傍に到る 1 群の大きくばらついた結果が得られた。

### コールドトラップ温度の影響

ナトリウム中の酸素濃度を調節するコールドトラップ (CT) 温度を 378 K から 434 K まで種々変えて沸騰開始過熱度を測定した。コールドトラップの温度は、送風機をインバータ制御することによって、± 1 °C程度の変動幅内で運転が可能である。図 2.2-5 は、系圧力 3 kPa、バルク液温 863 K の場合の沸騰開始過熱度 $\Delta T_i$ と CT 温度の関係を示す。CT 温度が 398 K 以上の場合 $\Delta T_i$ は 3 K から 40 K の範囲であるが、CT 温度が 388 K から 398 K の間では、10 K から 250 K まで大きくばらついている。CT 温度が低くなるに従い $\Delta T_i$ が大きくなる傾向にあり、CT 温度 383 K 以下では殆どのデータが 100 K 以上である。図 2.2-6 は、系圧力 7 kPa、バルク液温 923 K の場合の沸騰開始過熱度 $\Delta T_i$ と CT 温度の関係を示す。この場合も、上述の系圧力 3 kPa の場合と同様、CT 温度が低くなるに従い $\Delta T_i$ が大きくなる傾向にあり、CT 温度 400 K 以下では殆どのデータが 100 K 以上である。図 2.2-7 は、系圧力 14 kPa、バルク液温 973 K の場合の沸騰開始過熱度 $\Delta T_i$ と CT 温度の関係を示す。この場合には上述の系圧力 3 kPa 及び 7 kPa の場合のような系統的な CT 温度の影響は見られず、CT 温度 383 K では $\Delta T_i$ は 140 K から 240 K の範囲、CT 温度 393 K と 403 K では 40 K から 200 K の範囲で 3 kPa、14 kPa の場合とあまり変わらないが CT 温度がそれ以上になっても $\Delta T_i$ は 70 K から 200 K の範囲で、40 K 以下の結果は一つも得られていない。図 2.2-8 は、さらに圧力の高い系圧力 25.9 kPa、バルク液温 1023 K の場合の沸騰開始過熱度 $\Delta T_i$ と CT 温度の関係を示す。この場合も、14 kPa と同様、系統的な CT 温度の影響は見られず、CT 温度 392 K 近傍に 1 点 $\Delta T_i = 35$  K のデータがあるのを除けば全て $\Delta T_i$ が 90 K 以上で沸騰開始と共に膜沸騰へ遷移している。

このようなコールドトラップ温度依存性より、沸騰開始過熱度への影響メカニズ

ムとして、以下のような仮説をおくことができる。

酸素濃度依存性に関する仮説：ヒータ表面に対する液体ナトリウムは、還元材として働き、特に、高温（973 K 及び 1023 K）の条件では、ヒータ表面の酸化物を還元し、滑らかな状態としている。このような表面状態は、ナトリウム中の酸素濃度には依存せずに保たれている。一方、低温（863 K 及び 923 K）の条件では、ナトリウムの還元性は低下し、そのような温度条件においては、ヒータ表面に若干の酸化被膜が形成されており、酸化被膜は、ナトリウム中の酸素濃度と平衡して増減する状態となっている。

このような仮説を立てた場合、沸騰開始過熱度に対する酸素濃度の依存性はキャビティ論の範囲でも明らかである。即ち、

- (a) 高温（973 K 及び 1023 K）の条件では、ヒータ表面は比較的濡れ易く（低温の場合と比較して表面張力も小さく濡れ易い）*unflooded* キャビティが形成され難いことから、沸騰開始過熱度は、酸素濃度に依存せず、全般的に高い過熱度を示す。
- (b) 低温（863 K 及び 923 K）の条件では、酸素濃度が高い（CT 温度が高い）場合は、より多くの酸化被膜が形成され、ヒータ表面は濡れにくくなり、*unflooded* キャビティが多く形成され、沸騰開始過熱度が低下する。一方、酸素濃度が低い（CT 温度が低い）場合は、ヒータ表面の酸化被膜は減少し、ヒータ表面は濡れ易くなり、沸騰開始過熱度が上昇する。

ただし、これらの効果は、不均質自発核生成における接触角への影響とした場合も同様の議論が可能であり、直ちに、メカニズムを確定できる仮設ではない。

### 予圧の影響

キャビティモデルに従えば、沸騰が発熱体表面の気体を捕捉したキャビティから開始しているのであれば、加熱を開始する前に、加熱実験を予定している系圧力より高い圧力で予圧を与えてやると、その圧力で力の釣り合いがとれる特性径以上の大さのキャビティには液が進入してしまうため、以後圧力を下げてから

加熱を行うと $\Delta T_i$  が上昇すると推測される。沸騰開始機構を考察するため、予め大気圧近傍まで加圧して 5 分間保持した後、それぞれ 3 kPa 及び 14 kPa まで減圧してから加熱を開始した実験を行った。実験結果を比較のためそれぞれ図 2.2-5 及び図 2.2-7 上に▲で示す。予圧の影響が全く見られず、バルク液温 863 K の場合の CT 温度の系統的な影響も同様である。こうしたことから、沸騰は活性なキャビティから開始しているのではなく別の機構で開始していることも推測される。ナトリウムの表面張力は、液温 863 K~973 K の場合、大気圧飽和状態の液体窒素の約 20 倍、水の約 2.6 倍大きい。従って、他の液体に比較して伝熱面上のキャビティに気体を捕捉しやすいが、同一の特性半径を持つ活性なキャビティからの沸騰開始にはるかに大きな過熱度を要することが推測される。図 2.2-9 は、沸騰開始過熱度を簡単な式、 $\Delta P = 2\sigma/r_c$  から計算し、水の場合と比較して  $r_c$  に対して示す。図示するように、水と同程度の $\Delta T_i$  となるには、水よりはるかに大きな活性キャビティを必要とすることが解る。このような大きな径のキャビティが伝熱面に存在しないか存在しても気体を捕捉出来ないことが考えられる。

ただし、ヒータ表面酸化物の形態によっては、酸化物内部に空孔を多く有する場合が考えられ、その酸化物内部の空孔に蒸気が保持された場合、単に予圧を与えることによって、それらを不活性化可能か否か明確ではなく、予圧効果の結果からのみで、発泡形態を特定することはできない。

#### 2.3.4. 沸騰開始熱流束と限界熱流束

系圧力 3 kPa, 7 kPa, 14 kPa、及び 25.9 kPa における沸騰開始点の熱流束  $q_i$  を、液温のサブクール度 $\Delta T_{sub}$  ( $P_L$ ) に対して、それぞれ図 2.2-10~図 2.2-13 に□で示す。沸騰開始過熱度 $\Delta T_i$  が約 60 °C 以下の場合には、沸騰開始後、キャビティの活性化にともなって温度が一旦下降して発達した核沸騰が実現し、以後熱流束は核沸騰領域を限界熱流束  $q_{cr}$  迄上昇し、温度が急上昇して膜沸騰に遷移する。発達した核沸騰の限界熱流束データを、比較のため●で示す。サブクール度の実験範囲が一番広く、かつ、核沸騰限界熱流束のデータが多い系圧力 3 kPa の場合（図 2.2-10）を見ると、 $\Delta T_{sub}$  ( $P_L$ ) が大きくなるほど、 $q_{cr}$  が増大する傾向が見られる。

発達した核沸騰の限界熱流束については、塩津等<sup>[2]</sup>が既に系統的な実験を行い、系圧力の低い領域で液体金属のみならず、水等の非金属液体においても、飽和沸騰限界熱流束は従来の理論値より大きい値を示し、蒸発の寄与以外に対流の寄与を含むことを実験的に明らかにした。そして、発熱体表面近傍の二相境界層からの上昇蒸気に伴う過熱液の流出による顯熱輸送により対流の寄与を説明する新しい理論モデルを提案し、系圧力の高い領域より超低圧領域にいたる迄の飽和及びサブクール沸騰限界熱流束を統一した理論式で表示しうることを示した<sup>[2]</sup>。沸騰開始過熱度 $\Delta T_f$ が 60 K 程度以上となると、沸騰開始と同時に表面温度の下降が全く検出されることなく熱流束が下降して直接膜沸騰へ遷移する。この場合には、沸騰開始熱流束がとりもなおさず限界熱流束である。膜沸騰直接遷移の場合の限界熱流束 ( $q_{cr} = q_i$ ) を図 2.2-10～図 2.2-13 に△で示すが、核沸騰限界熱流束より低い値から核沸騰限界熱流束の 2 倍以上迄広範囲に分布している。こうした直接遷移は、伝熱面上に活性なキャビティが無くなつて高い温度まで過熱し、液で満たされたキャビティ中の不均質自発核生成温度に到達すると、不均質自発核生成が一斉に起こり伝熱面近傍の過熱液からエネルギーの供給をうけて瞬時に蒸気膜が生成することによると考えられる。塩津等は、液体窒素、エタノール、高圧で予圧した水等の非金属液体中の加熱固体面で、活性なキャビティが無い場合の不均質自発核生成によると考えられる膜沸騰直接遷移の研究結果を報告しているが、非金属液体の場合には初期沸騰熱流束が発達した核沸騰限界熱流束の数十分の一と低くなっている。ナトリウムの場合には自然対流熱伝達が良いのでこのよう大きな値となる。

前述の高温条件 (973 K 及び 1023 K) の沸騰開始では、ほとんどが核沸騰を経ずに膜沸騰へ直接遷移しており、それらについては、不均質自発核生成の可能性も高いが、CT 温度依存性が現われる低温 (863 K 及び 923 K) の条件では、多くのデータが核沸騰経由で限界熱流束に至っており、それらについては、*unflooded* キャビティからの発泡と考えられる。

## 2.4. まとめ

- 1) 限界熱流束実験に最適な試験発熱体として、発熱リボンとシースと共にタンタルとし、発熱リボンの電気抵抗から表面温度を算出する方式の試験発熱体を開発した。寿命の短い熱電対を止めたこと及びシースを耐熱性の高いタンタルとしたことで、本実験の最も過酷な条件である液温 1023 K、表面過熱度 230 K、熱流束  $5.6 \times 10$

表 2.2-1 プール試験条件(その 1)

Run No.	P <sub>sus</sub> (kPa)	Liquid Head (mm)	P <sub>L</sub> (kPa)	T <sub>sat</sub> (P <sub>L</sub> ) (K)	ΔT <sub>sub</sub> (P <sub>L</sub> ) at q <sub>cr</sub> (K)	Cold Trap Temp. (K)
1	3.01	118	3.95	885.1	16.9	402
2	3.04	123	4.02	886.2	18.0	398
3	2.98	126	3.98	885.6	18.7	411
4	2.98	137	4.07	887	32.6	410
5	2.99	116	3.91	884.5	20.3	408
6	2.98	115	3.89	884.2	17.3	405
7	2.94	112	3.83	883.2	20.5	400
8	3.01	200	4.60	894.9	31.2	398
9	2.93	183	4.38	891.8	22.6	393
10	2.96	194	4.50	893.5	31.7	392
11	2.99	205	4.62	895.1	30.9	378
12	3.00	200	4.59	894.7	31.5	378
13	2.97	197	4.53	894	25.8	378
14	2.95	195	4.50	893.4	37.2	398
15	2.89	177	4.30	890.5	21.8	403
16	2.99	198	4.56	894.4	31.8	400
17	2.98	195	4.53	893.9	27.4	405
18	2.99	99	3.78	882.3	15.8	406
19	3.00	202	4.60	894.9	37.7	388
20	3.06	202	4.66	895.8	36.6	388
21	3.00	204	4.62	895.2	27.0	380
22	2.96	199	4.54	894	27.8	380
23	2.99	205	4.62	895.1	35.9	381
24	2.97	191	4.49	893.3	25.1	384
25	3.01	103	3.83	883.2	15.0	383
26	3.00	98	3.78	882.3	9.1	398
27	3.00	99	3.79	882.6	22.4	413
28	2.96	200	4.55	894.2	29.0	409
29	3.00	198	4.57	894.5	30.3	397
30	2.97	193	4.50	893.5	26.6	395
31	3.02	206	4.66	895.7	31.5	403
32	3.01	210	4.68	896	31.8	403
33	3.01	207	4.66	895.7	32.5	403
34	3.00	206	4.64	895.4	30.2	403
35	3.00	205	4.63	895.3	29.1	403
36	3.00	208	4.66	895.7	37.5	403
37	3.00	213	4.70	896.3	32.1	403
38	3.00	211	4.68	896	32.8	413
39	3.02	212	4.71	896.3	32.1	413

表 2.2-1 プール試験条件(その 2)

40	3.01	211	4.69	896.1	32.9	412
41	3.00	212	4.68	896.1	30.9	412
42	3.01	207	4.66	895.7	33.5	413
43	3.02	209	4.68	896	33.8	413
44	3.00	216	4.72	896.5	31.3	393
45	2.99	216	4.71	896.4	35.2	392
46	3.04	217	4.77	897.2	32.0	392
47	3.04	218	4.77	897.3	33.1	392
48	3.00	212	4.69	896.1	34.9	393
49	3.03	216	4.75	896.9	33.7	392
50	2.99	218	4.72	896.6	35.4	393
51	3.01	212	4.70	896.2	33.0	392
52	3.00	212	4.69	896.1	32.9	392
53	3.00	202	4.60	895		395
54	3.00	201	4.59	894.8	21.6	382
55	3.00	177	4.40	892	26.8	382
56	2.99	203	4.61	895	33.8	399
57	2.93	202	4.54	894	30.8	399
58	3.01	205	4.64	895.4	29.2	397
59	2.99	207	4.64	895.4	32.2	397
60	2.99	209	4.65	895.6	32.4	397
61	3.05	214	4.75	897	31.8	423
62	3.05	213	4.74	896.9	32.7	422
63	3.03	213	4.72	896.6	32.4	422
64	2.99	202	4.60	894.8	33.6	423
65	3.00	200	4.59	894.8	30.6	423

表 2.2-1 プール試験条件(その 3)

Run No.	P <sub>sus</sub> (kPa)	Liquid Head (mm)	P <sub>L</sub> (kPa)	T <sub>sat</sub> (P <sub>L</sub> ) (K)	ΔT <sub>sub</sub> (P <sub>L</sub> ) at ccr (K)	Cold Trap Temp. (K)
66	13.94	215	15.60	981.7	12.5	423
67	13.92	215	15.57	981.6	8.4	422
68	13.89	216	15.55	981.5	11.3	422
69	13.87	216	15.53	981.4	12.2	422
70	13.98	210	15.60	981.7	11.5	423
71	14.01	210	15.63	981.9	15.7	423
72	13.88	219	15.57	981.6	11.4	433
73	13.92	219	15.60	981.8	6.6	433
74	13.92	219	15.61	981.8	12.6	433
75	13.81	215	15.46	981.1	19.8	413
76	13.98	215	15.63	981.9	8.7	412
77	13.88	215	15.53	981.4	6.2	412
78	14.01	206	15.60	981.7	11.5	413
79	13.93	207	15.52	981.4	10.2	413
80	13.98	218	15.61	981.8	9.6	402
81	13.88	217	15.55	981.5	11.3	402
82	13.95	217	15.62	981.9	8.7	402
83	13.88	216	15.54	981.5	9.3	402
84	13.98	205	15.56	981.5	8.3	403
85	13.97	204	15.54	981.5	9.3	403
86	13.97	211	15.60	981.7	15.5	392
87	13.97	211	15.60	981.7	12.5	392
88	14.04	212	15.67	982.1	12.9	392
89	14.12	212	15.75	982.5		
90	13.95	209	15.56	981.5	9.3	393
91	13.91	210	15.53	981.4	12.2	394
92	13.90	211	15.52	981.4	10.2	383
93	13.97	211	15.60	981.7	12.5	383
94	14.00	212	15.63	981.9	19.7	383
95	13.99	212	15.62	981.9	9.7	382
96	13.94	212	15.57	981.6	9.4	381
97	14.02	211	15.64	982.	11.8	381

表 2.2-1 プール試験条件(その4)

Run No.	P <sub>sys</sub> (kPa)	Liquid Head (mm)	P <sub>L</sub> (kPa)	T <sub>sat</sub> (P <sub>L</sub> ) (K)	ΔT <sub>sub</sub> (P <sub>L</sub> ) at qcr (K)	Cold Trap Temp. (K)
98	7.04	196	8.57	937.1		384
99	7.00	186	8.46	936.2	16.0	385
100	7.05	185	8.50	936.5	26.3	385
101	7.03	205	8.63	937.6	16.4	398
102	7.07	204	8.67	937.9	18.7	396
103	6.99	198	8.54	936.8	15.6	407
104	7.03	195	8.56	937	16.8	406
105	7.02	201	8.59	937.2	15.0	413
110	6.94	198	8.49	936.4	28.2	412
111	6.99	200	8.55	937	17.8	411
112	7.00	197	8.54	936.8	14.6	424
113	6.98	197	8.52	936.7	14.5	434
114	6.90	196	8.43	936	15.8	422
115	7.00	198	8.54	936.8		431
116	6.92	197	8.46	936.1	12.9	431
117	6.94	197	8.48	936.3	13.1	432
118	6.93	201	8.51	936.6	16.4	402
119	6.93	200	8.49	936.4	15.2	403
120	7.02	199	8.57	937.1	14.9	402
121	7.05	201	8.62	937.5	15.3	402
122	6.98	200	8.54	936.8	15.6	394
123	7.00	202	8.58	937.2	20.0	398
124	7.08	201	8.56	937.8	15.6	392
125	7.00	202	8.58	937.2	16.0	384
126	7.00	200	8.56	937	14.8	383

表 2.2-1 プール試験条件(その 5)

Run No.	P <sub>sys</sub> (kPa)	Liquid Head (mm)	P <sub>l</sub> (kPa)	T <sub>sat</sub> (P <sub>l</sub> ) (K)	ΔT <sub>sub</sub> (P <sub>l</sub> ) at q <sub>er</sub> (K)	Cold Trap Temp. (K)
127	25.47	201	27.0	1026.6	10.4	430
128	25.91	201	27.4	1028.0	5.8	434
129	25.78	202	27.3	1027.6	5.4	433
130	25.62	200	27.1	1027.1	9.9	423
131	25.96	198	27.5	1028.1	2.9	422
132	25.91	204	27.4	1028.1	2.9	413
133	25.83	201	27.4	1027.8	8.6	413
134	25.89	201	27.4	1027.9	4.7	412
135	25.90	199	27.5	1027.9	5.7	412
136	25.93	206	27.5	1028.2	4.0	403
137	25.98	206	27.5	1028.3	5.1	403
138	25.96	206	27.5	1028.3	5.1	403
139	25.75	207	27.3	1027.6	6.4	394
140	25.86	205	27.4	1027.9	2.7	392
141	25.97	204	27.5	1028.3	3.1	391
142	25.76	204	27.3	1027.6	4.4	384
143	25.91	204	27.5	1028.1	5.9	384
144	25.93	204	27.5	1028.1	4.9	384

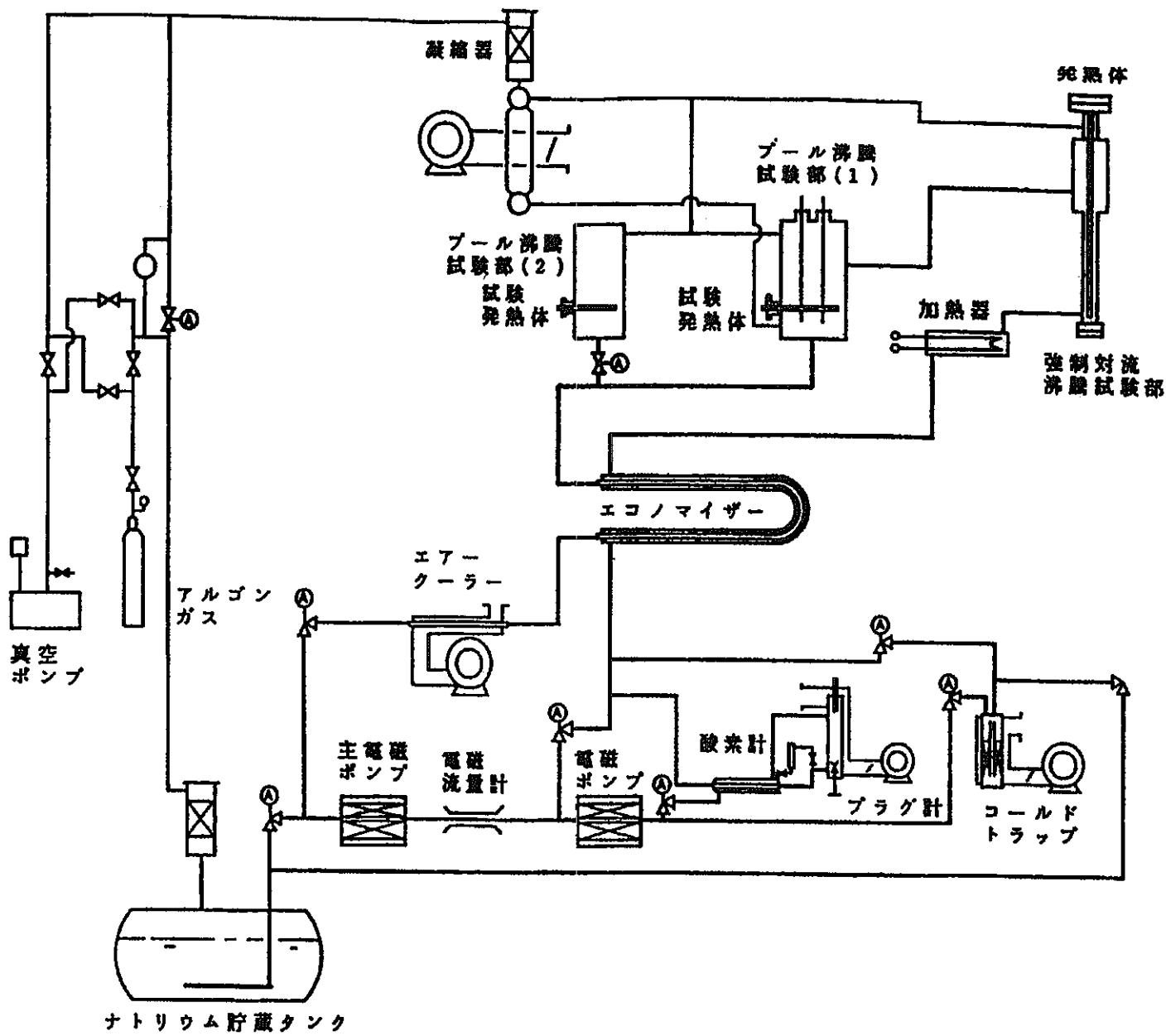


図 2.2-1 高温液体ナトリウム熱伝達実験装置（京都大学）

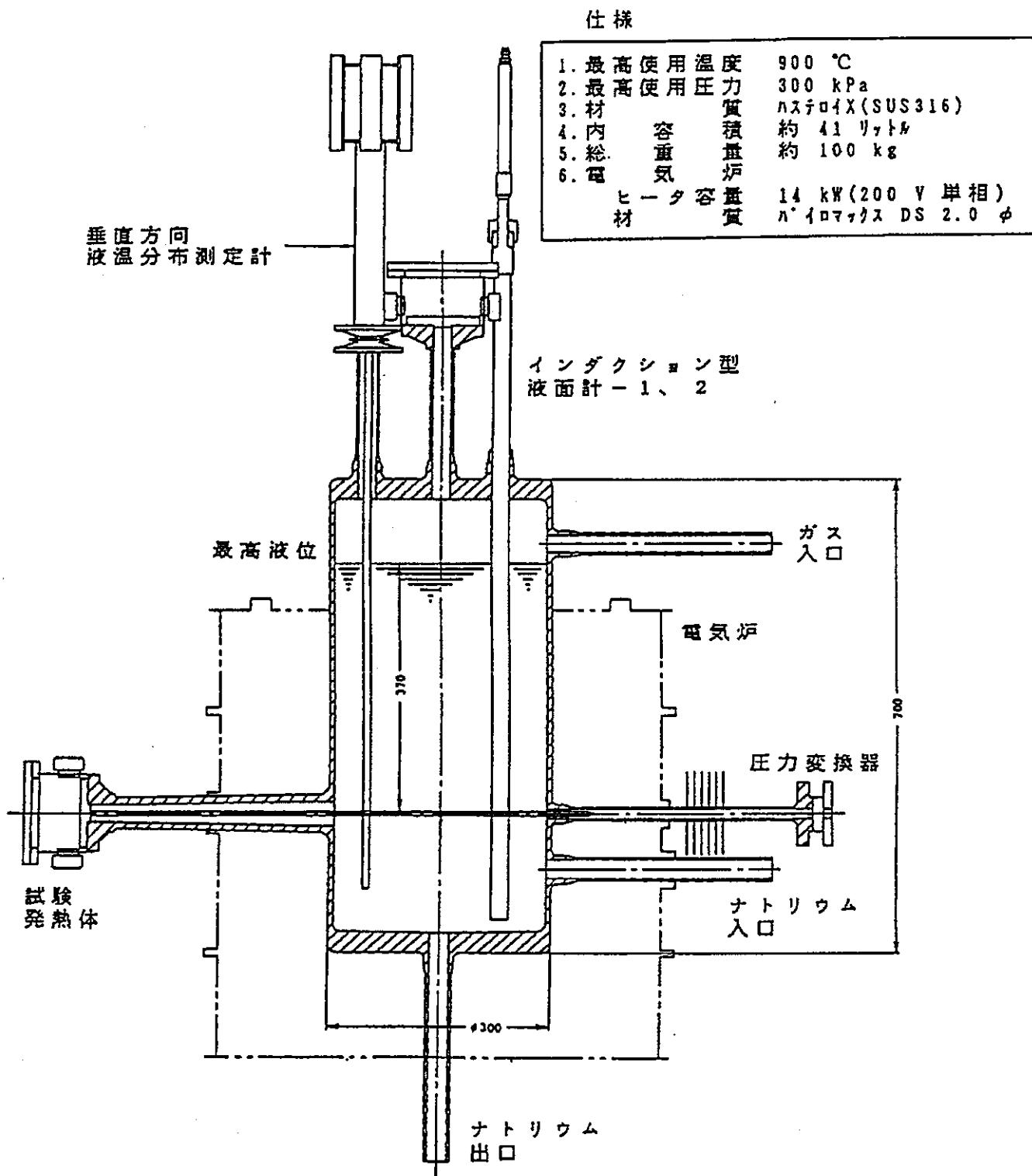


図 2.2-2 プール沸騰試験部(1)

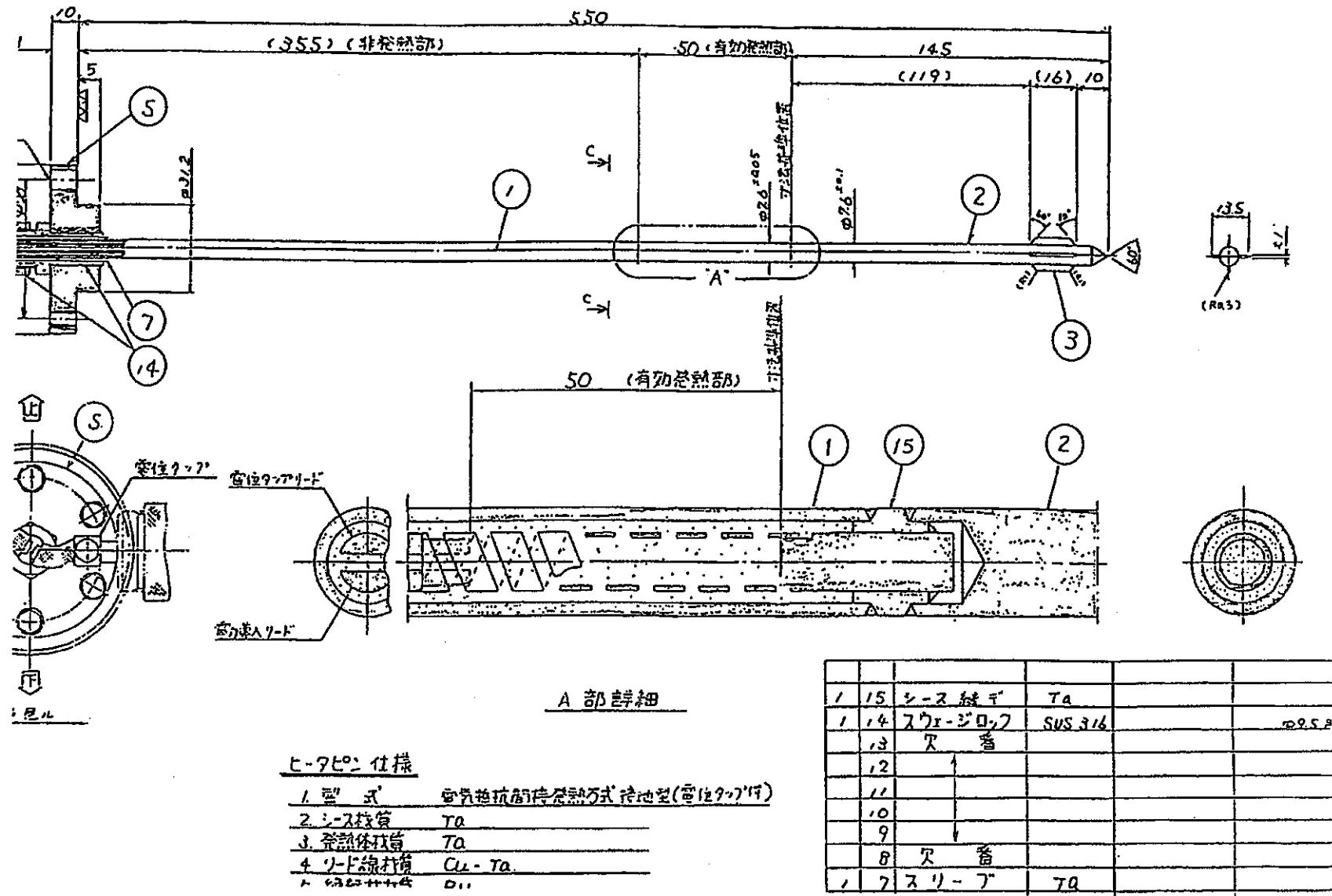


図 2.2-8 高熱流束試験発熱体

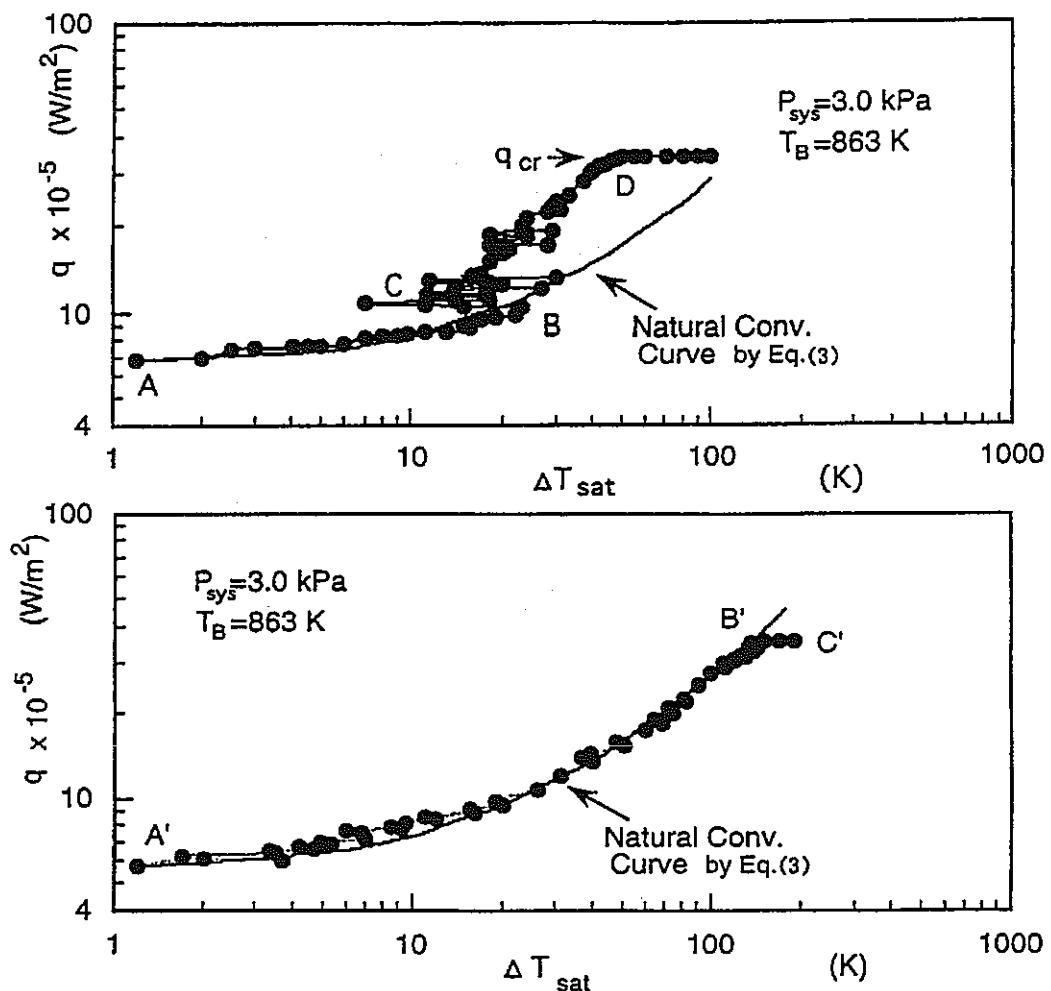


図 2.2-4 代表的熱伝達経過

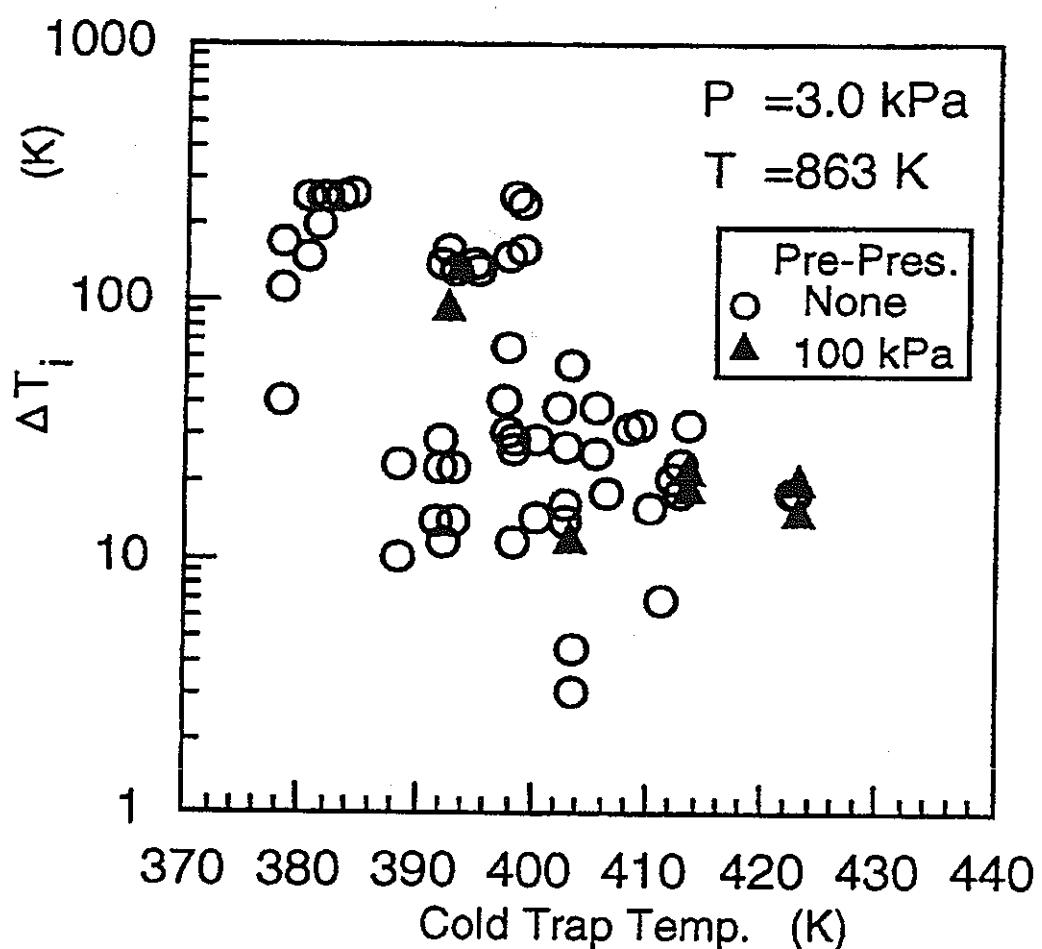


図 2.2-5 沸騰開始過熱度とコールドトラップ温度の関係  
; 系圧力 3kPa

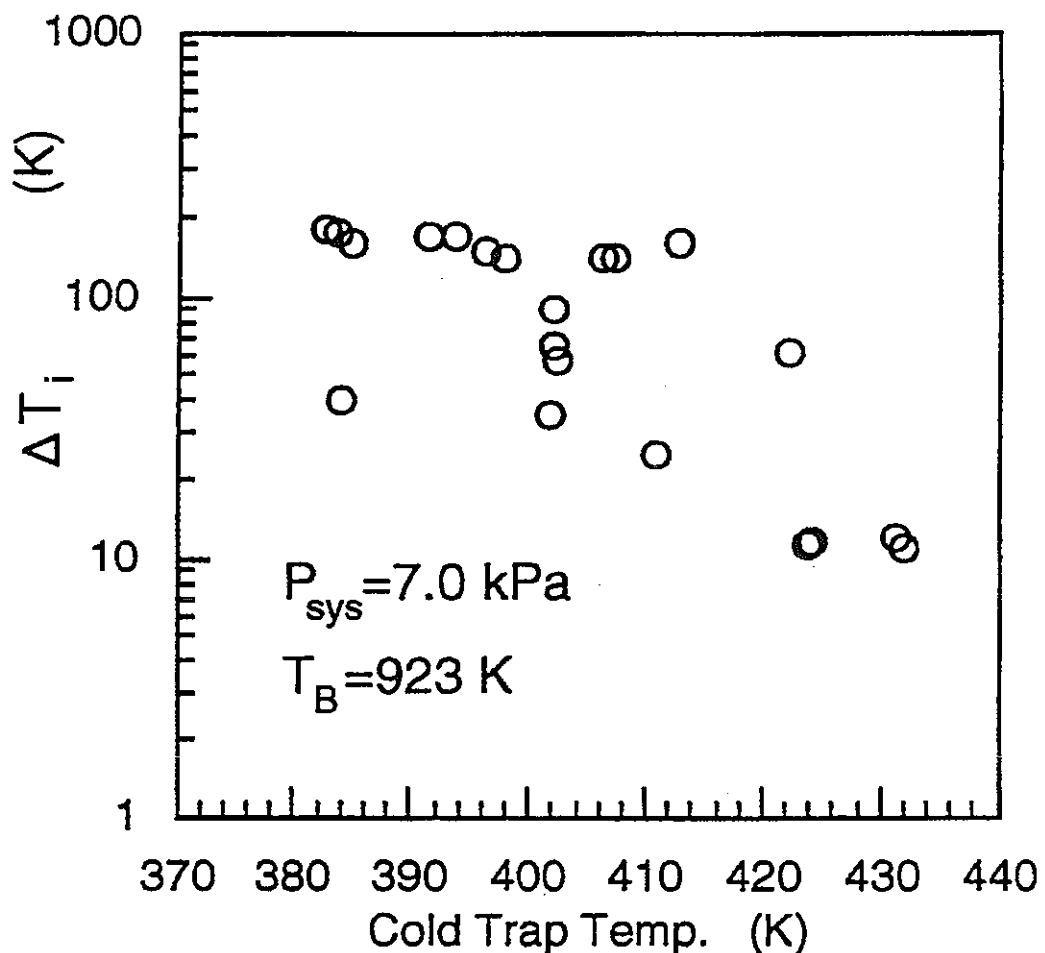


図 2.2-6 沸騰開始過熱度とコールドトラップ温度の関係  
; 系圧力 7kPa

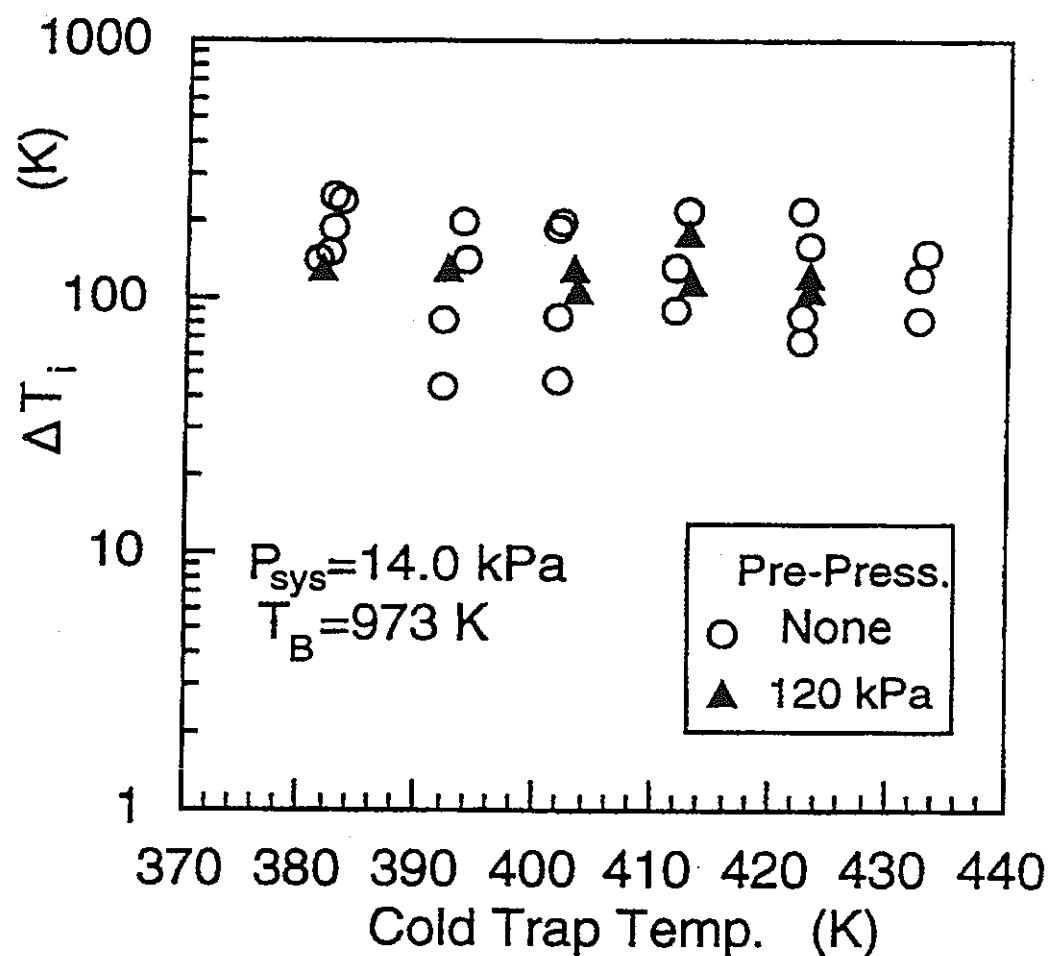


図 2.2-7 沸騰開始過熱度とコールドトラップ温度の関係  
; 系圧力 14kPa

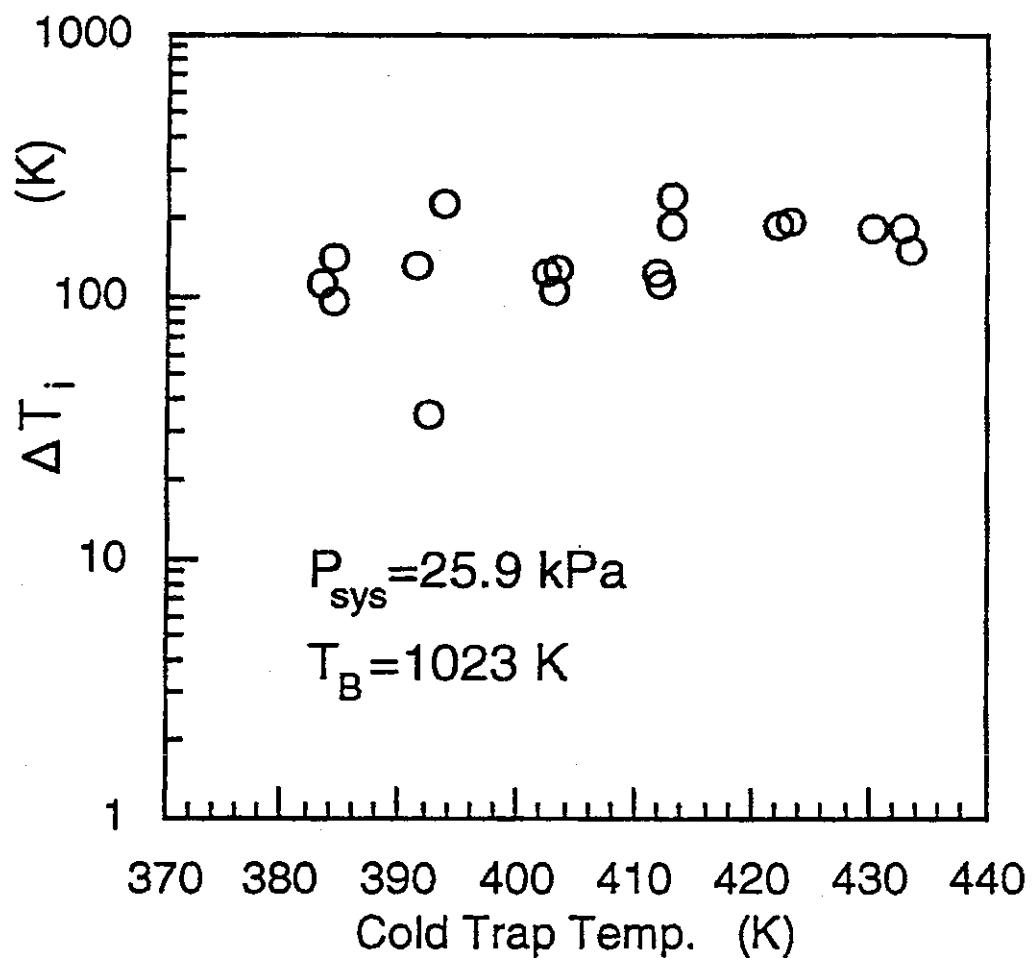


図 2.2-8 沸騰開始過熱度とコールドトラップ温度の関係  
; 系圧力 25.9kPa

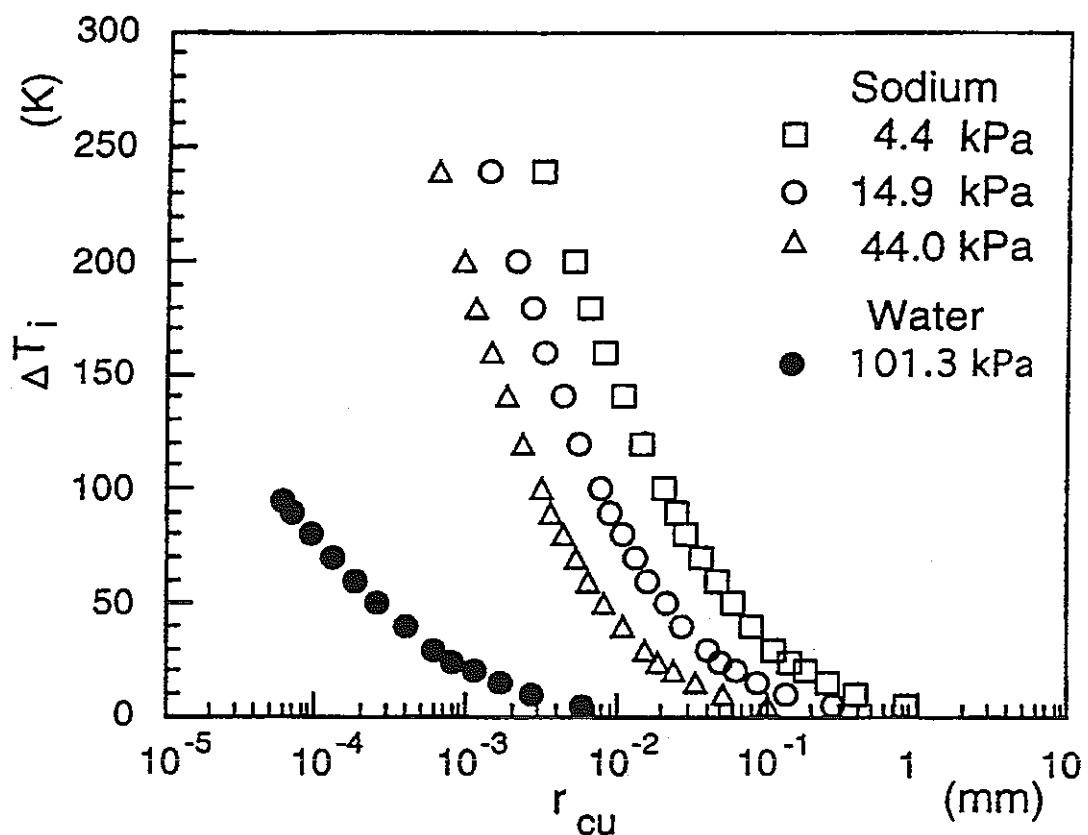


図 2.2-9 キャビティモデルによる液体ナトリウム中の種々の大きさの活性キャビティからの沸騰開始過熱度評価、水との比較

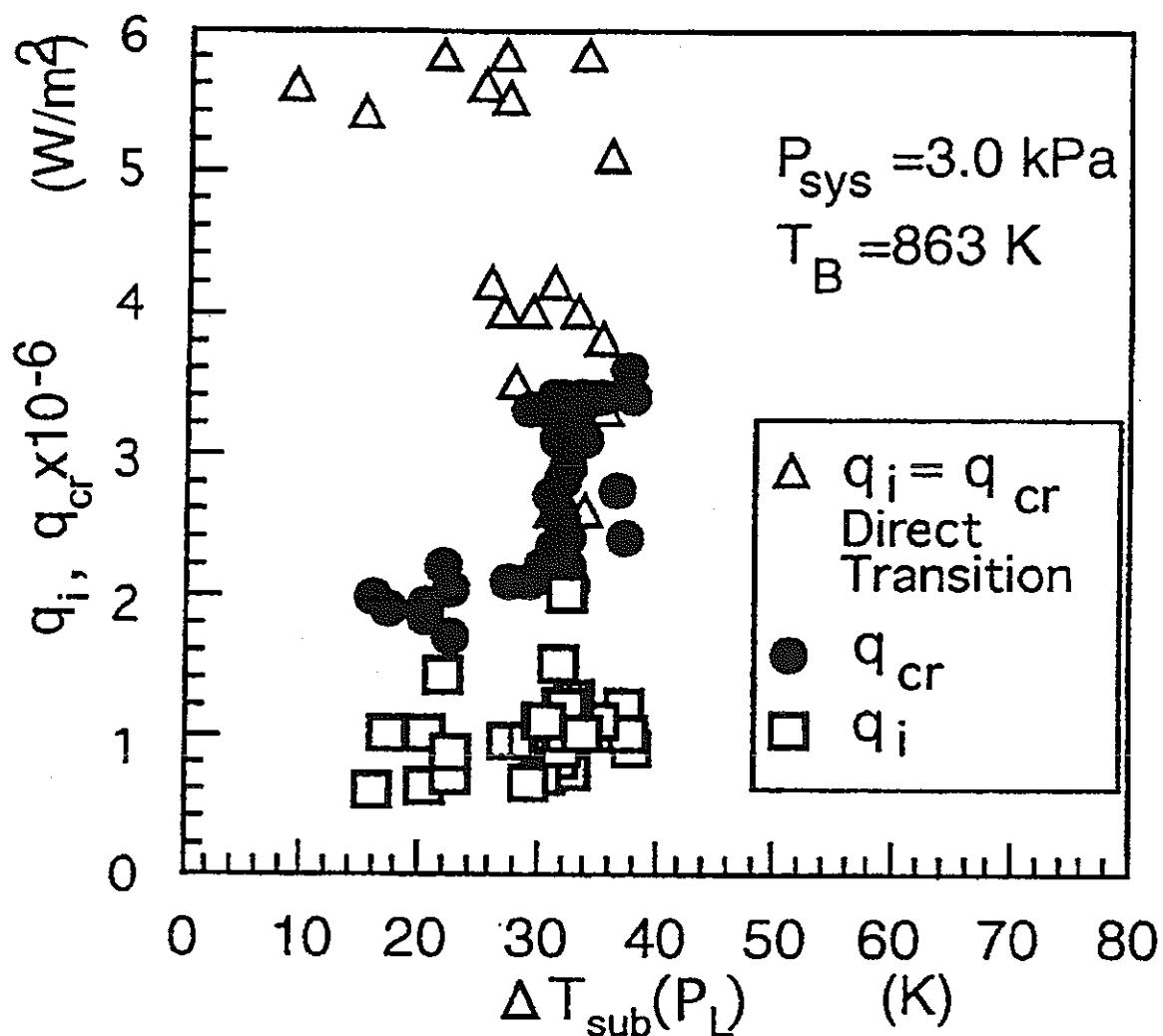


図 2.2-10 限界熱流束と発熱体位置の圧力に対するサブクール度の関係；  
系圧力 3kPa

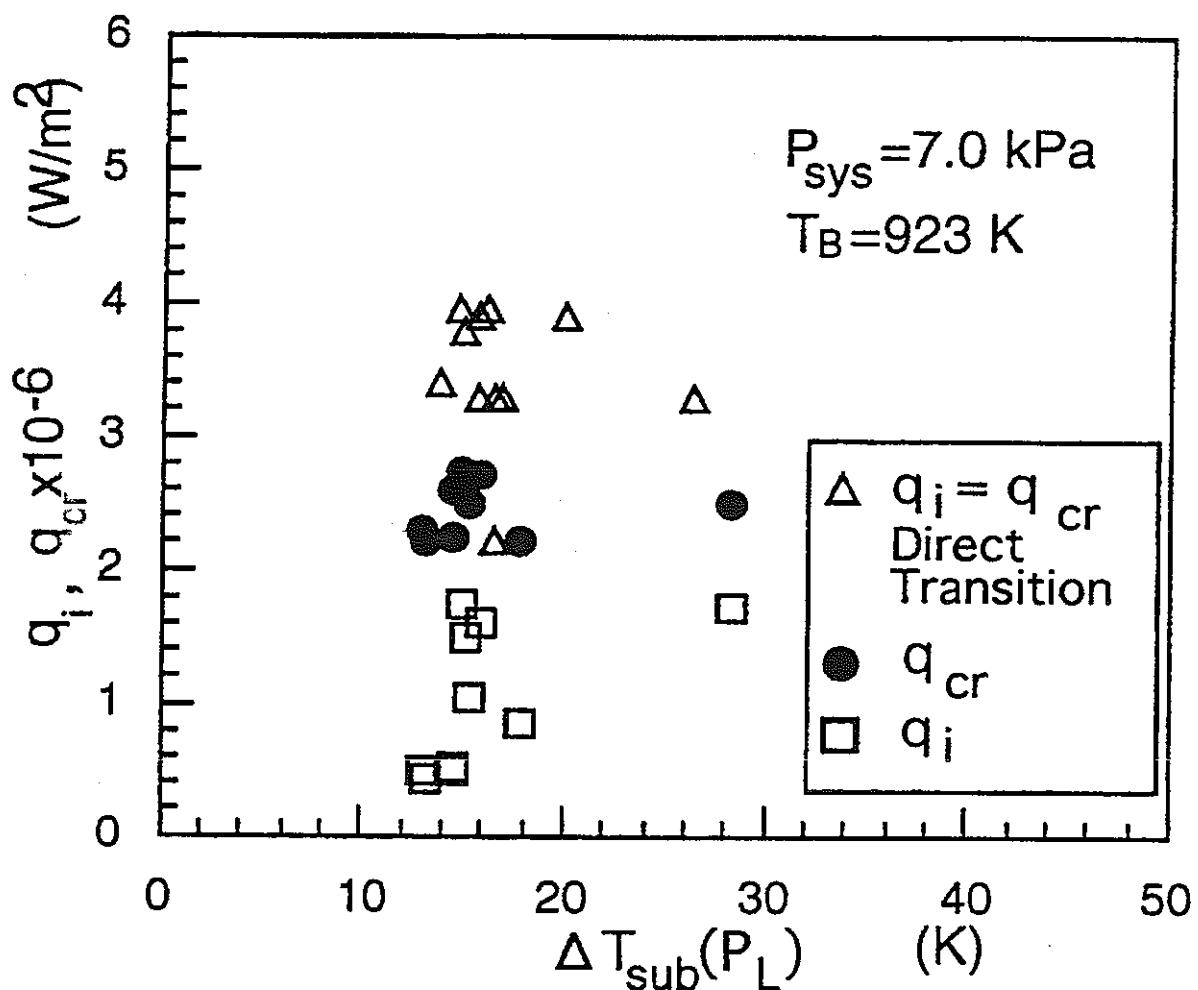
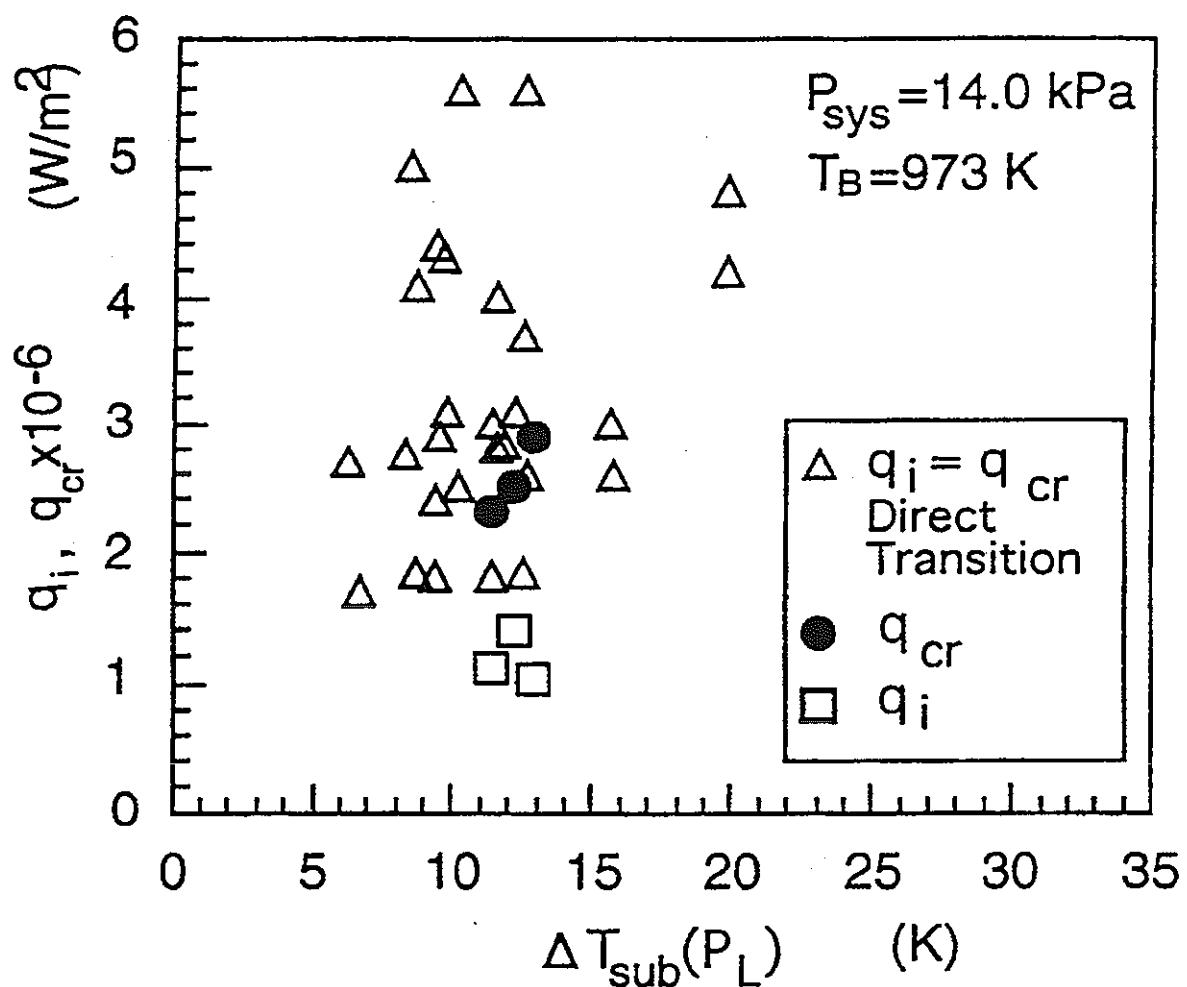


図 2.2-11 限界熱流束と発熱体位置の圧力に対するサブクール度の関係；  
系圧力 7kPa



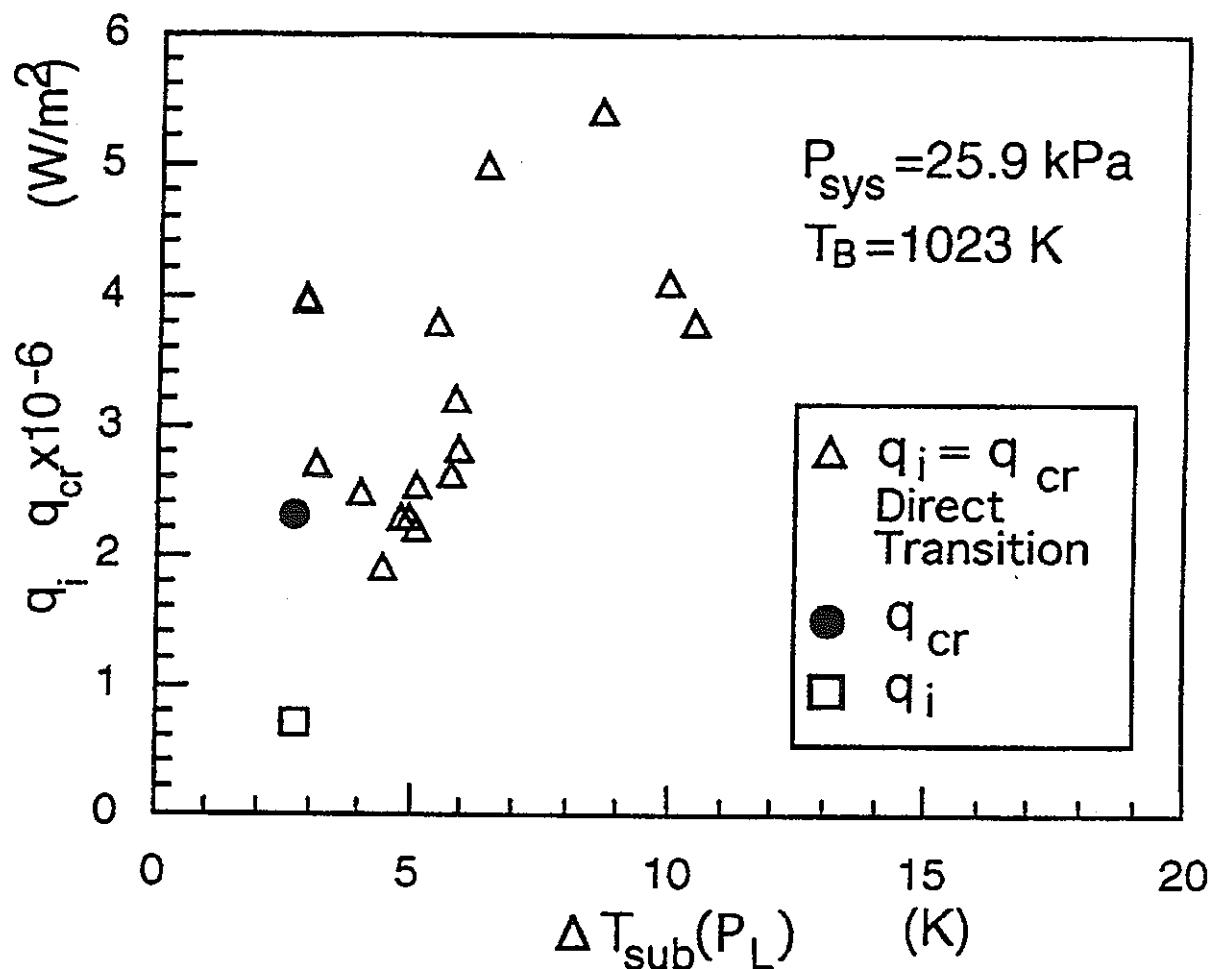


図 2.2-13 限界熱流束と発熱体位置の圧力に対するサブクール度の関係；  
系圧力 25.9kPa

### 3. 強制循環条件におけるナトリウムの 沸騰開始過熱度

#### 3.1. はじめに

1 章に概説したように、液体金属ナトリウムの沸騰開始過熱度データは、比較的大きな分散を有する傾向があり、従来より各国の研究機関によってデータの取得が進められてきた<sup>[1]</sup>。しかしながら、沸騰開始過熱度への影響因子は多く、その物理的な機構解明には至っていない。

2 章では、沸騰開始過熱度についてプール中の水平円柱を用いた実験結果について示した<sup>[2-3]</sup>。それらの実験では系圧力（液温度）とコールドトラップ温度（酸素濃度）をパラメータとして沸騰開始過熱度データを取得し、沸騰開始過熱度は温度条件によって、酸素濃度に依存した傾向を示すことを明らかにした。

本章では、沸騰開始過熱度へ及ぼす強制循環条件の影響とそのメカニズムを調べることを目的として、環状流路（内管加熱）における沸騰実験を実施した結果について示すとともに、流速依存性モデルについて検討した結果について示す。

### 3.2. 沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の依存性モデルについて

佐藤ら<sup>[4]</sup>及びBerglesら<sup>[5]</sup>は、伝熱面にあらゆる径の活性キャビティが存在する場合、水の沸騰開始条件を壁面加熱度と熱流束の関係としてモデル化した。図1.2-4に示したように強制循環条件では、壁面過熱度と熱流束の関係は強制対流熱伝達式で示されるところから、沸騰開始過熱度は沸騰開始条件式と強制対流熱伝達式の交点として示される。この場合、強制循環流速の増大とともに、沸騰開始過熱度は増大する。

一方、液体ナトリウムの沸騰開始過熱度は一般的に強制循環流速の増大とともに低下する。Winterton<sup>[6]</sup>は、そのような液体金属の強制循環流速の依存性モデルとして、不活性ガス循環モデルを提案している。このモデルは、液体金属中に溶存する不活性ガス成分が低温部でガス気泡を形成し、気泡がテスト部を通過する頻度は流速の増大に伴って増大することから、沸騰開始過熱度は低下するとしたモデルである。また、Pezzilli<sup>[7]</sup>は、活性キャビティの気液界面にて、流れの乱流エネルギーが気液界面のポテンシャルエネルギーに影響を及ぼすと仮定し、流れの影響を受ける気泡高さをRe数の関数とするモデルを提案しており、いずれのモデルが支配的であるのか明確になっていない。

本研究では、表面状態の異なる2つのヒータを用いた沸騰開始過熱度測定実験を行い、これらのモデルについて検討するとともに、水等の現象と整合した流速依存性モデルを提案する。

### 3.3. 実験装置及び実験方法

実験は、プール沸騰試験と同じく、京都大学の高温ナトリウム熱伝達実験装置を用いて実施した。試験部は図 3.3-1 に示すように垂直 2 重円管による環状流路であり、内筒の円筒型ヒータによって加熱する。ヒータの発熱長は 50 mm であり、軸方向の 10 mm 每の 4 段に 2 カ所づつ直径 0.5 mm の K 熱電対(以下、T/C)を設置している。図 3.3-2 に示すように、Heater 1 は、表面温度測定用の T/C ラインを通すための溝が、かしめた状態で開口している。一方、Heater 2 は Brazing 加工\*によって、滑らかな表面としている。図 3.3-3 にそれら写真及び見取り図を示す。やや見難いが Heater1 はヒータ表面に沿って溝が開口している一方、Heater2 は Brazing 加工によって熱電対のラインが埋め込まれており、発熱部で滑らかになっていることが分かる。

実験方法は、流量と入口温度を設定し、上部のカバーガス圧力を調整することによって系圧力を設定する。その後、熱流束を徐々に上昇させながら、ピン表面温度及び液体温度等を計測する。試験時には、それら過熱度と熱流束の関係(熱伝達曲線)をモニタし、それらの挙動を観察するとともに、加熱部近傍の系圧力信号の変動等から沸騰開始を判定した。

\*) Brazing 加工：ニッケルクロム合金とバインダーを溝に込め、真空炉中で全体を加熱することによって溶融させて溝を埋める表面加工。

### 3.4. 実験結果

Heater1 における流速 1 m/s と 2 m/s 条件での実験結果例を図 3.4-1～図 3.4-2 に示す。図 3.4-1 に示すように、熱流束の増大に伴い、過熱度は対流熱伝達式に沿って増大するが、沸騰開始とともに急激に低下し、核沸騰熱伝達式に近い過熱度に至っている。その状態から、熱流束を低下させる場合、過熱度は部分沸騰熱伝達式に沿って低下する。部分沸騰熱伝達式は、佐藤らの沸騰開始条件式よりも大きな過熱度範囲において、対流熱伝達式と核沸騰熱伝達式の補間式として与えられている。その部分沸騰熱伝達式と熱流束低下条件での実験データがほぼ一致していることが分かる。

対流熱伝達流速が 2 m/s の図 3.4-2 では、図 3.4-1 のような大きな沸騰開始過熱度には至らず、20 K 程度の過熱度において沸騰を開始する。

図 3.4-3 に沸騰開始過熱度と流速の関係について、Heater 1 と 2 の結果並びにプール実験<sup>(2)</sup>での沸騰開始過熱度を合わせて示す。プール実験データは水平円柱のデータ(25.9 kPa)であり、流量ゼロでの参考値である。強制循環流速の増大とともに、沸騰開始過熱度は明らかに低下する傾向を示している。また、滑らかな表面のヒータは各流量において最高の沸騰開始過熱度を示している一方で、溝付表面のヒータはデータの分散の範囲の中で比較的低温側の沸騰開始過熱度域を占めていることが分かる。

Winterton の不活性ガス気泡循環モデルが支配的な場合、最初の発泡核は流れ中のガス気泡であることから、ヒータ表面状態によらず、同等の沸騰開始過熱度となることが予想されるが、実験結果では、溝付き表面のヒータのほうが明らかに低温側の傾向を示している。また、ガス気泡がヒータの加熱部を通過すると考えた場合、加熱部全域においてほぼ同時に沸騰が発生すると考えられるが、実験では、全て下流側の T/C から沸騰による温度挙動を示している。こうしたことから、Winterton のモデルは支配的ではないことが推論される。また、表面状態の異なるヒータにおいて明らかに沸騰開始過熱度の最高温度に相違が見られたことから、この活性キャビティ径に依存した沸騰が発生している可能性が高く、これらについて、次節においてより詳細な考察を行うこととする。

### 3.5. 強制循環依存性に関する考察

#### 3.5.1. 既往研究調査と本研究の着眼点について

沸騰開始過熱度についての初期の研究は、殆ど水のサブクール沸騰あるいは表面沸騰における沸騰開始条件の研究である<sup>(4)</sup>。沸騰が伝熱面上のキャビティーから開始する場合を考えると、液体の表面張力が極度に小さいと、加熱開始以前に伝熱面上の非常に小さなキャビティー迄液で充たされてしまい、沸騰開始には高い過熱度を必要とする。また、その逆に表面張力が極端に大きいとキャビティーは液で充たされないが、キャビティーからの沸騰開始にはやはり高い過熱度を必要とすることが予測される。水は、適度な大きさの表面張力を持つので、加熱開始以前に大きな圧力を経験する等の特殊な場合を除き加熱面に多くの活性キャビティを有し、沸騰開始に必要な壁面過熱度( $T_{wall}-T_{sat}$ )は一般的に小さい。したがって、強制循環条件の場合、流路平均温度(バルク温度)が飽和温度に達しない条件でも発泡が開始されることから、その現象は、所謂、「サブクール沸騰」として、飽和沸騰とは別の沸騰形態として分類されている<sup>(8)</sup>。

ナトリウムの場合、一般的に沸騰開始過熱度が大きく、条件によっては、データの分散が大きい傾向にある。これまで、その影響因子に関する多くの研究が行われているが、強制循環流速が比較的大きい条件では、サブクール沸騰を生じる場合がある(図3.5-1)<sup>(9)</sup>。

ナトリウムのサブクール沸騰は、管内流の熱的平衡条件を仮定した場合に未飽和条件でボイドが発生することを意味しており、冷却材のボイド発生をクライテリアとする場合がある高速炉の設計において、その現象の正確な把握は、より高い安全性を確保する観点から重要な課題の一つと考えられる。

サブクール沸騰は、伝熱特性の観点からは、図3.5-2に示すように、通常、液単相流による対流熱伝達と十分発達した核沸騰の効果が共存する「部分沸騰領域」にほぼ相当する<sup>(10)</sup>。液単相流時の熱流束と壁面過熱度( $T_{wall}-T_{sat}$ )の関係は、図中の線AB( $q_{FC}$ )に示されるように流速に依存する。また、発達した核沸騰領域では、線CD( $q_{NB}$ )に示されるような流速に依存しない沸騰熱伝達特性を示す。部分沸騰領域とは、これら二つの領域を滑らかにつなぐ線BCの領域を呼ぶ。

管内流において、線AB( $q_{FC}$ )の強制対流熱伝達特性は、水であれば、よく知られたDittus-Boelter式で示すことができる。また、ナトリウムであれば、低プラントル数流体を対象としたSeban-Shimazaki式(あるいはSubbotin式)で強制対流熱伝達特性を

示すことができる。これらは一般的に流速（レイノルズ数）依存性を示すことから、図 3.5-2 中に示すように、流速等の変化は、対流熱伝達曲線 ABC を上下に移動させる。

### (i) 水の沸騰開始過熱度と強制循環流速の関係について

水の場合、特に加熱表面の処理を行わなければ、図 3.5-2 に示すように、壁面過熱度が沸騰熱伝達式（線 CD( $q_{NB}$ )）に到達するよりも低い過熱度 B にて気泡が壁面から離脱を開始する。ここでの壁面過熱度を「沸騰開始過熱度」と定義する。

Bergles-Rohsenow<sup>(11)</sup>は、図 3.5-3 に示すように、円管における水の沸騰開始過熱度の流速依存性を調べ、沸騰開始過熱度と熱流束の関係に関する経験式を提案している。図 3.5-3において、試験データは、熱流束の増大に伴い、沸騰が開始すると破線の単相強制対流熱伝達曲線から徐々に離れ、部分沸騰熱伝達へ移行する。強制対流熱伝達曲線から離脱する過熱度は流速に依存して変化するが、そこでの過熱度と熱流束の関係は、図中的一点鎖線による以下の経験式によって示されるとしている。

$$q_{IB} = 15.60 p^{1.156} (T_{wall} - T_{sat})^{2.30/p^{0.0234}} \quad (3-1)$$

ここで、 $q_{IB}$ : 热流束[BTU/hr ft<sup>2</sup>],  $p$ : 壓力[lb<sub>F</sub>/in<sup>2</sup>], T: 温度[F]である。

一方、佐藤らは、過熱表面近傍の温度分布と過熱層厚さによる現象論的モデルから初期気泡が臨界（キャビティより離脱）となる熱流束を求め、次式で表している。

$$q_{IB} = \frac{\lambda_L H_{fg}}{8\sigma T_{sat} v_{gl}} (T_{wall} - T_{sat})^2 \quad (3-2)$$

ここで、各変数は SI 系であり、 $q_{IB}$ : 热流束[W/m<sup>2</sup>],  $\lambda_L$ : 液相熱伝導率[W/m°C],  $H_{fg}$ : 蒸発潜熱[J/kg °C],  $\sigma$ : 表面張力[N/m],  $\rho$ : 密度[kg/m<sup>3</sup>], T: [K]である。(3-1)と(3-2)式は、ほぼ同等の値を示し、強制対流条件での水の沸騰開始過熱度は、図 3.5-3 に示されるように、対流熱伝達の評価式と(3-1)式あるいは(3-2)式との交点として表すことができる。水の沸騰開始過熱度は、過熱表面に発泡可能なあらゆる径の活性キャビティが存在すると仮定した(3-2)式によって求めることが可能であり、その場合、流速が沸騰開始過熱度へ及ぼす影響は、単相強制対流熱伝達の流速依存性が支配的であると言える。

その結果、図 3.5-3 から明らかなように、水の場合、沸騰開始過熱度は強制循環流

速の増大とともに増大する傾向を示す。

#### (ii) R113 の沸騰開始過熱度と強制循環流速の関係について

日野・植田<sup>(2)</sup>は、R113 を用いた管内流のサブクール沸騰特性について報告している。

図 3.5-4(a),(b)は強制循環流速が異なる条件での沸騰曲線を示している。図 3.5-4 (a)に熱流束を徐々に増大させた場合の熱流束と過熱度の関係が○印で示されている。熱流束の増大に伴い、過熱度は、単相強制対流熱伝達曲線( $q_{co}$ )にそって増大していくが、(3.3-2)式による沸騰開始条件( $q_{inc}$ )の過熱度を超えて沸騰は開始せずに、核沸騰熱伝達曲線( $q_{bo}$ )以上の過熱度に達したところで沸騰を開始し、部分沸騰領域の過熱度まで低下後、以後は核沸騰熱伝達曲線にしたがって過熱度は上昇している。

最大の熱流束から徐々に熱流束を低下させると、黒の●印で示されるように熱流束上昇時とは同じ経路を取らず、部分沸騰の熱伝達特性を示しながら過熱度は低下し、(2)式による沸騰開始条件と対流熱伝達曲線( $q_{co}$ )が交わる過熱度にて、対流熱伝達曲線に接続する。

同じ入口サブクール度において、強制循環流量を増大させた結果を図 3.5-4 (b)に示す。流速の増大にともなう単相強制対流熱伝達の増大によって、沸騰開始以前の同じ過熱度に対する熱流束は、図 3.5-4 (a)と比較して増大している。しかし、沸騰開始後の発達した核沸騰領域では、流速の相違に依存せず、同じ核沸騰熱伝達曲線に漸近することが分かる。

ここでの沸騰開始過熱度とは、強制対流熱伝達曲線から、部分沸騰曲線へ過熱度が大きく低下する直前の最大の過熱度として定義される。このように、(3-2)式で示される過熱度以上の沸騰開始過熱度を示す要因としては、R113 の場合、表面張力が小さく濡れ性が高いことから、活性キャビティの最大径が限られていることが挙げられる。

(3-2)式は加熱表面にあらゆる径の活性キャビティが存在することを前提としているが、活性キャビティの径が限られている場合の熱流束と沸騰開始過熱度の関係は次式で示される。

$$q_{IB} = \frac{\lambda_l}{r_{\max}}(T_{wall} - T_{sat}) - \frac{2\sigma\lambda_l T_{sat} v_{gl}}{H_{fg} r_{\max}^2} \quad (3-3)$$

図 3.5-5 には、日野らによる異なるサブクール度と強制循環流速条件での沸騰開始過熱度と熱流束がプロットされている。図中に示された  $r_{\max}^*$  値は、(3-3)式の  $r_{\max}$  で

あり、最大活性キャビティをそれぞれの値に仮定した場合の熱流束を示している。また、図中の Eq.(2)は、(3-2)式の値を示しており、(3-2)式は、(3-3)式の  $r_{max}$  を様々に変化させた場合の最大側熱流束に接する。

図 3.5-5 の沸騰開始過熱度は、流速及びサブクール度に依存せず、ほぼ一定の沸騰開始過熱度を示しており、沸騰開始過熱度は、活性キャビティ径が、 $r_{max}=0.22\sim0.34\mu m$  に相当する値を示している。

以上のように、R113 の沸騰開始は、濡れ性の良さによって、径が小さなキャビティからの発泡に限られており、沸騰開始過熱度に対し、活性キャビティ径が支配的な現象となっていることが分かる。活性キャビティ径が限られている場合、(3-3)式の右辺第2項が支配的となって、壁面過熱度にはほとんど依存せずに、いずれの熱流束でも、ほぼ一定の沸騰開始過熱度となる。この場合、強制循環条件での流速及びサブクール度の影響は、沸騰開始時の熱流束に対しては、対流熱伝達式と(3-3)式の交点の変化として現れるものの、沸騰開始過熱度には影響が小さいことが分かる。

その結果、R113 の沸騰開始過熱度は、強制循環流速の影響を受けずに、ほぼ一定値を示す。

### (iii)ナトリウムの沸騰開始過熱度と強制循環流速の関係について

ナトリウムの強制対流沸騰開始過熱度については、1960 年代後半から 1970 年代半ばにかけて、非常に多くの報告がなされている。それらは、高速炉の燃料集合体を主な対象としていることから、比較的大きい L/De(加熱長/等価直径)の試験が多くなっている。加熱長に沿った局所のサブクール度は、出口位置がもっとも小さいので、均一発熱の場合、出口位置にて発泡が開始する。流速を一定とした場合、加熱長が長い場合には、低い熱流束でも出口位置でのサブクール度は小さくなり飽和温度を超えることから、高い熱流束での試験が困難となる。したがって、(流速を相対的に大きくしない限り) 高サブクール度における高熱流束条件のデータを得ることができない。

ナトリウムのバルク液温がサブクールした条件でのサブクール沸騰データが少ないので、上記の理由に拠るものである。

前述したように、高速炉の炉心の熱設計においては、バルク液温が飽和温度を超えないことを設計条件の 1 つとして与えている。実際には、図 3.5-1 に示すように、バルク液温がサブクールされた状態でも沸騰は開始し、ボイドは発生する場合が報告されていることから、ナトリウムのサブクール沸騰について、その現象を解明してお

くことは重要である。表 3-1 に強制循環条件における沸騰開始過熱度を取り扱った実験体系における L/D を示す。

表 3-1 強制循環条件における沸騰開始過熱度試験条件

Investigators	Fluid	Test section	L / De	V [m/s]	Re [-]	
Chen, J.C. <sup>(17)</sup>	K	Tube	19.29	0.06	4,800-5,100	
Pinchera, G. C. <sup>(12)</sup>	Na	Annulus	42.8	0-2.0	0-35,000	
Schleisiek, K. <sup>(13)</sup>	Na	Tube	18.85	0.55-3.66	20,000-130,000	
Henry, R.E., Singer R.M. <sup>(14)</sup>	Na	Annulus (wire wrap)	257	0.64-1.34		
Logan, D. <sup>(9)</sup>	Na	Annulus	30	0.91-2.71	27,000-80,000	
Kikuchi, Y. <sup>(15)</sup>	Na	Annulus	243.8	0.27-2.86	4,000-42,000	
Dwyer, O.E. <sup>(16)</sup>	Na	Annulus	28.03	0.073-0.43	3,900-23,000	
Present Authors	Na	Annulus	7.46	1.0-2.0	30,000-60,000	

表 3-1 の上から 6 つの実験の結果をまとめて示した Kikuchi ら<sup>(15)</sup>のグラフを図 3.5-6 に示す。系圧力、加熱方法、発熱表面等の相違の影響で沸騰開始過熱度の絶対値は、実験者間でばらついているものの、流速依存性は共通しており、流速の増大とともに、沸騰開始過熱度は低下する傾向が示されている。

以上、水、R113、ナトリウムについての沸騰開始過熱度と強制循環流速の関係についてレビューした。その結果、

強制循環流速の増大に伴い、

水 : 沸騰開始過熱度 → 増大

R-113 : 沸騰開始過熱度 → 変化なし

Na : 沸騰開始過熱度 → 減少

という、それぞれ、異なる特性を有することが明らかになった。このような流体の相違に基づく沸騰開始度の変化について、そのメカニズムを明らかにすることが、ナトリウムの沸騰開始過熱度の特性を明らかにする上で重要と考えられる。本研究の着眼点としては、これら強制循環流速に対する相反する特性を統一的に理解することであり、そのため、既存のモデルによって、その要因を考察するとともに、新たな現象論的モデルによる検討を行う。

### 3.5.2. 強制循環条件での沸騰開始過熱度に関する既存のモデルと本試験結果の比較

#### (1) 熱伝達特性に関する既存の相関式との比較

ナトリウムの沸騰開始過熱度研究では、結果として得られた壁面過熱度が 100 °C を超えるような大きな値となることから、過熱度の値に着目した整理が多い。ナトリウムについては、単相流対流熱伝達から部分核沸騰を経て、発達した核沸騰へ至るプロセスに関する分析が示された論文を見出すことはほとんどできない。

そこで、典型的な試験結果について、熱流束の漸増に伴い、単相流から発達した核沸騰へ至るまでの熱伝達特性の変化について、既存の相関式との比較を詳述する。

ナトリウムは、低プラントル数流体であることから、熱伝達相関式は水とは異なる。単相の強制対流熱伝達については、以下の Seban-Shimazaki の式がよく用いられている。

$$Nu = 5 + 0.025(Re \cdot Pr)^{0.8} \quad (3-4)$$

また、発達した核沸騰領域については、例えば、Kovalev<sup>(18)</sup>の式は、

$$\alpha = 0.8 p^{0.25} q^{0.7} \quad (3-5)$$

ここで、 $\alpha$  : 熱伝達係数 [kcal/(m<sup>2</sup>hr°C)]、p:系圧力[mmHg], q:熱流束[kcal/(m<sup>2</sup>hr)]にて示される。

強制対流熱伝達と核沸騰熱伝達が共存した部分核沸騰領域については、最も簡便な方法としては、以下の式がある<sup>(10)</sup>。

$$q_{SB} = q_{FC} + q_{NB} \quad (3-6)$$

ここで、 $q_{SB}$  : 部分核沸騰熱伝達による熱流束[W/m<sup>2</sup>]、 $q_{FC}$  : 強制対流熱伝達による熱流束[W/m<sup>2</sup>]、 $q_{NB}$  : 核沸騰熱伝達による熱流束[W/m<sup>2</sup>]を示す。Bergles,A.E. - Rosenow,W.M.<sup>(11)</sup>は、次式による近似を提案している。

$$q_{SB} = \left\{ q_{FC}^2 + (q_{NB} - q_{IN})^2 \right\}^{1/2} \quad (3-7)$$

ここで、 $q_{IN}$  は、図 3.5-2 における E 点の熱流束で与えられる。

本試験結果の節で示したが、試験結果と各相関式の比較を図 3.5-7 及び 8 に示す。図 3.5-7 は、流速 1 m/s 条件であり、図 3.5-8 は、流速 2 m/s 条件の結果を示している。ここで示した壁面温度は、加熱上端部に最も近い熱電対の値を示している。飽和温度は、系圧力から重力項と摩擦損失項を考慮して算定した局所圧力より評価した。液温は、入口温度の測定値に、測定位置までの加熱量に対するエンタルピ上昇分を加えてそこでのバルク温度を算出し、物性値及びサブクール度を評価した。

図 3.5-7 に示すように、熱流束を徐々に漸増するにしたがって、過熱度は、(3-4) 式で示される強制対流熱伝達曲線に沿って増大するが、核沸騰熱伝達曲線を超えても発泡せず、約 70 K まで過熱度が増大して発泡していることが分かる。沸騰後、熱流束を減少させる過程の過熱度を△でプロットしているが、日野らの R-113 に関する実験と同様に、(3-6)式による部分核沸騰曲線にしたがって過熱度は低下することが分かる。

図 3.5-8 には、流速を 2 m/s とした試験結果を示している。流速を増大した結果、強制対流熱伝達曲線は高熱流束側へシフトしている。また、この場合では、過熱度 30 K 程度で発泡が開始し、沸騰開始過熱度については、ナトリウムは、明らかに流速依存性を示している。沸騰後は試験装置の限界からあまり出力を上昇させていないが、流速の相違に係わらず、図 3.5-7 と同じく発達した核沸騰曲線(3-5)式に近づいていく。

以上の熱伝達特性に関する実験値と既存相関式の比較から、熱伝達に関しては、R-113 と同様のプロセスを経て発達した核沸騰へ遷移していることが分かる。しかしながら、ナトリウムの沸騰開始過熱度のみが流速依存性を有する理由は依然不明である。熱伝達のプロセスについては、R-113 と同様であることから、流速変化に伴う熱伝達の変化以外に要因があると考えられる。

## (2) ナトリウムの強制循環条件における沸騰開始過熱度に関する既存のモデルについて

沸騰開始過熱度の流速依存性については、先に述べたように、大きく分けて 2 つのモデルが提案されている。一つは、Winterton, R.H.S.<sup>(6)</sup> らによる不活性ガス循環モデルであり、もう 1 つは、Pezzilli, M.<sup>(7)</sup> による乱流境界層モデルである。Winterton の不活性ガス循環モデルは、流速の増大に伴って、ループ内を循環する不活性ガス

の微小気泡が過熱領域を通過頻度は増大し、その微小気泡が発泡核となることから、流速の増大に伴って沸騰開始過熱度が低下すると仮定したモデルである。

一方、Pezzilli らのモデルでは、乱流境界層厚さが気泡の高さと等しくなると流れの乱流エネルギーによって気泡が発泡すると仮定したモデルであり、流速が増大して境界層厚さが薄くなると低い過熱度でも発泡するとしている。しかし、Bankoff,S.G.,<sup>(19)</sup>は、乱流の圧力変動は沸騰開始過熱度に関して支配的ではないとしている。

Winterton の不活性ガスモデルについては、先に、本研究の実験結果との比較を行い、発熱体表面状態の影響や沸騰開始が全て加熱域の下流側で起きていることを説明できないことから、支配的ではないと推論した。また、不活性ガス気泡の巻き込みによる小気泡の存在は、実験装置の依存性が大きいと考えられるにも係わらず、あまりにも多くの試験で共通的な流速依存性データが得られている点などにも疑問が残る。

そこで、より多くの実験について共通的に適用可能と考えられる、Pezzilli モデルについて本試験結果との比較検討を実施した。

#### \* Pezzilli モデル

加熱面における最大径の活性キャビティの開口半径 ( $r_{\max}$ ) について、そこで生じる気泡の壁面から高さ  $y$  は、次式にて示される。

$$y = r - \left( r^2 - r_{\max}^2 \right)^{1/2} \quad (3-8)$$

$y = r_{\max}$  となった条件で、気泡の曲率は最大となり、それ以上の気泡高さでは力学的に不安定となり、気泡は発泡する。一方、乱流境界層の粘性底層高さは、通常、次式で示される。

$$y^+ = \frac{yu^*}{v_t} = 5 \quad (3-9)$$

ここで、 $u^*$  は摩擦速度であり、

$$u^* = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho_l}} \quad (3-10)$$

で示される。管内流の場合、摩擦損失は、主流の断面平均流速  $V$  [m/s] で与えることが可能なので、 $\tau_w = \frac{1}{2} f \rho_l V^2$  より、摩擦速度  $u^*$  は、次式で示すことができる。

$$u^* = V \sqrt{\frac{f}{2}} \quad (3-11)$$

乱流の摩擦損失係数  $f$  は、Blasius の式により、 $f = 0.079 \text{Re}^{-1/4}$  で示されるので、(3-8)～(3-11)式より、

$$y = r - (r^2 - r_{max}^2)^{1/2} = 5 \cdot D_e \left[ \frac{2}{0.079} \right]^{1/2} \cdot \text{Re}^{-7/8} \quad (3-12)$$

ここで、 $D_e$  は、流路の水力等価直径である。最大キャビティ径  $r_{max}$  にて発泡するレイノルズ数を  $\text{Re}^*$  とすると、 $\text{Re} = \text{Re}^*$ において、 $y = r = r_{max}$  となるので、以下が成り立つ。

$$r_{max} = 5 \cdot D_e \left[ \frac{2}{0.079} \right]^{1/2} \cdot \text{Re}^{*-7/8} \quad (3-13)$$

(3-12), (3-13)を整理すると、以下で示される。

$$\frac{r}{r_{max}} = \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{\text{Re}^*}{\text{Re}} \right)^{7/8} + \left( \frac{\text{Re}}{\text{Re}^*} \right)^{7/8} \right] \quad (3-14)$$

気泡の蒸気圧と表面張力のバランスは、以下で示される。

$$p_v - p_l = \frac{2\sigma}{r} \quad (3-15)$$

圧力差と温度差の関係は、次の Clausius-Clapeyron 式によって示される。

$$\frac{dp}{dT} = \frac{H_{fg}}{T_{sat} v_{gl}} \quad (3-16)$$

ナトリウムは熱伝導が大きく壁面近傍において、液温  $T_l$  は  $T_{wall}$  に等しいとして、飽和温度を  $T_{sat}$  とすると(3-15),(3-16)より、壁面過熱度( $T_{wall} - T_{sat}$ )は、気泡径に反比例するので、(3-14)式より、

$$T_{wall} - T_{sat} = \frac{2 \cdot (T_{wall} - T_{sat})^*}{\left(\frac{\text{Re}^*}{\text{Re}}\right)^{7/8} + \left(\frac{\text{Re}}{\text{Re}^*}\right)^{7/8}} \quad (3-17)$$

によって示される。ここで、 $(T_{wall} - T_{sat})^*$  は、 $\text{Re}=\text{Re}^*$ での沸騰開始過熱度である。物理的には、強制循環流速を徐々に小さくしていくと、沸騰開始過熱度は、流速ゼロのプール沸騰条件に近づいていくが、強制循環流速の影響を受けなくなるレイノルズ数を  $\text{Re}^*$ とした場合の沸騰開始過熱度を  $(T_{wall} - T_{sat})^*$  としている。この  $\text{Re}^*$  と  $(T_{wall} - T_{sat})^*$  は、実験より定めることとなっている。

以上により、Pezzilli のモデルでは、

$$\text{Re} \leq \text{Re}^* \text{ のとき } T_{wall} - T_{sat} = (T_{wall} - T_{sat})^*$$

$$\text{Re} > \text{Re}^* \text{ のとき } T_{wall} - T_{sat} = (3-17) \text{式}$$

として表される。

本試験結果と比較するためにには、これらの値を決める必要があるが、試験を実施したレイノルズ数は、30,000 及び 60,000 の 2 点であり、 $\text{Re}^*$  と  $(T_{wall} - T_{sat})^*$  を決定することはできない。そのため、概略の比較として、同じループを用いたプール沸騰試験での沸騰開始過熱度の最高温度は、25.9kPa 条件で 250K に達したことから、 $(T_{wall} - T_{sat})^*$  を 250K と仮定し、 $\text{Re}^*$ については、Dwyer<sup>(16)</sup>が Pezzilli 式に対して比較整理した  $\text{Re}^*=2,500 \sim 3,000$  の値を中心にして、感度を比較した。

図 3.5-9 にその結果を示す。 $\text{Re}^*=3,000$  程度とした場合、Pezzilli 式は、本試験結果とほぼ、同様の傾向を示すことが分かった。しかしながら、最高の過熱度とそこでのレイノルズ数を与える方法は、試験結果の指數関数的なレイノルズ数依存性を仮

定して、その絶対値をフィッティングしていることになり、必ずしもモデルの現象論的な正しさを説明するものではないと考えられる。

Pezzilli のモデルでは、臨界気泡高さ  $r_{max}$  と粘性底層厚さ  $y^+=5$  を等しいとおく点に特徴がある。そこで、(3-13)式から求められる粘性底層厚さとレイノルズ数の関係を図 3.5-10 に示した。例えば、 $Re^*=3,000$  と仮定した場合、そこでの粘性底層厚さ  $y$  は、約 0.15mm となる。Pezzilli モデルに拠れば、このような臨界気泡高さを有する活性キャビティが過熱表面上に存在することになるが、ナトリウムの過熱度から概算される臨界径は、大きくとも十数ミクロン程度であり、明らかな相違がある。

図 3.5-11 は、ナトリウムに関する本試験結果について、(3-3)式により、活性キャビティの最大径をパラメータとして、沸騰開始過熱度と熱流束の関係を比較したものである。流速 1m/s 条件においては、最大活性キャビティ半径は  $8 \sim 10 \mu m$  の値に相当している。よって、粘性底層厚さよりも臨界気泡高さは、少なくとも 1 オーダー小さい。

以上の考察から、Pezzilli による乱流境界層厚さモデルは、実験結果の定性的な傾向は説明できるものの、現象的な根拠については更なる検討の余地が残っている。

### 3.5.3. 強制循環依存性モデルの作成と検討

#### (1)強制循環依存性モデルの作成

ナトリウムについて、水及びR-113の報告に示されるような、サブクール沸騰及び部分核沸騰モデルと整合する沸騰開始熱流束モデルを構築するため、キャビティにおける蒸気圧と表面張力のバランスに流速の影響を考慮可能で、また、臨界気泡径も考慮できるモデルを考える。

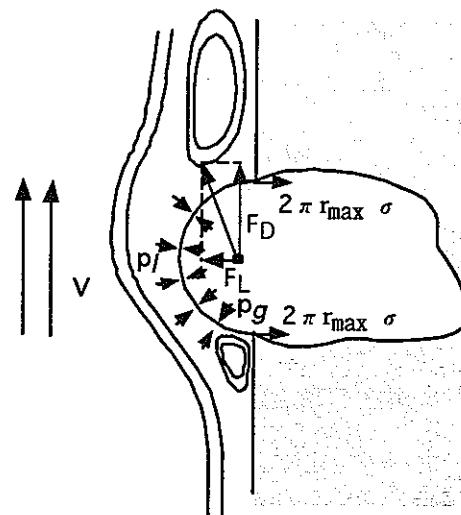
右図に示すように、流れに場に存在する臨界気泡は、流れから受ける流体力の抗力及び揚力を受けながら、表面張力と気泡内の過熱蒸気圧及び液相から受ける圧力がバランスしていると考えられる。流れから気泡が受ける力の方向に関して、流線の前方よどみ点よりも後方離脱点のほうが壁から離れていることから、気泡は流れによって、壁に垂直な揚力を受けている。臨界気泡径に相当する壁近傍では、流れは粘性底層内であり、そこでの物体が受ける力は、乱流境界層外の主流に存在する物体の受ける力とは異なり、摩擦速度に基づく抵抗係数によって評価しなければならない。坂本ら<sup>(21)</sup>は、乱流境界層内におかれた半球に対する抵抗係数を測定し、抵抗係数は、摩擦速度  $u^*$  と物体の高さ  $h$  による摩擦速度レイノルズ数を用いて、

$$f_t = C_1 \left( \frac{hu^*}{v} \right)^{C_2} \quad (3-18)$$

の形で整理できることを示している。ここで、抵抗係数  $f_t$  は、

$$f_t = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho_i u^{*2} A_b} \quad (3-19)$$

により定義され、 $F_D$ :全抗力[N],  $A_b$ :流れに対する投影面積[m<sup>2</sup>]を用いる。



強制循環条件における壁面の気泡に加わる力

また、Kiya<sup>(22)</sup>は、右図に示すように、高さが小さく、粘性底層内に設置された微小物体に対する抵抗係数  $f_t$  を測定しており、粘性底層に埋没する気泡が受けける抗力の(3-18)式による整理が可能である。

例えば、この図から、(3-18)式の係数を読み取ると、横軸の摩擦速度によるレイノルズ数が 1 のときの値から  $C_1 \approx 20$  であり、それより、 $C_2 \approx 3/4$  と近似される。

前述のように、摩擦速度  $u^*$  は、(3-11)式によって管内の断面平均速度と関係づけられる。また、気泡が力学的安定性からキャビティを離脱する際の気泡高さは、活性キャビティの最大径  $r_{max}$  に等しいと考えられるので、気泡が受ける抗力  $F_D$  は、

$$F_D = \frac{1}{2} f_t \rho_l u^{*2} \cdot A_b = \frac{1}{2} \cdot 20 \left( \frac{r_{max} V \sqrt{f/2}}{v_l} \right)^{3/4} \cdot \rho_l \cdot V^2 \cdot \frac{f}{2} \cdot \frac{\pi r_{max}^2}{2} \quad (3-20)$$

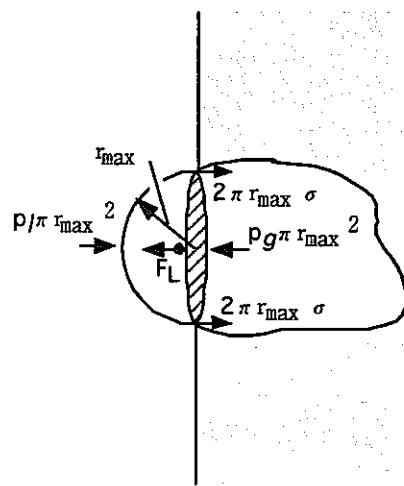
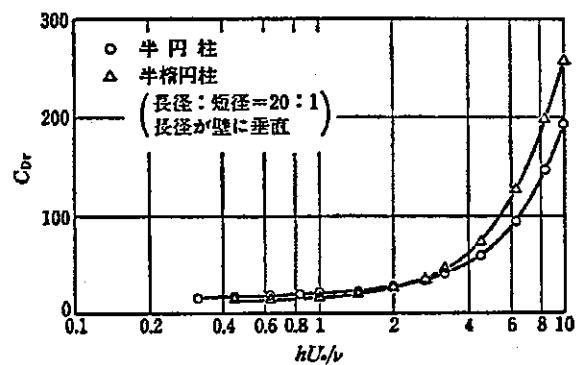
さらに、管水力等価直径  $De$  に基づく乱流摩擦損失係数  $f = 0.079 Re_{De}^{-1/4}$  を代入して整理すると、気泡が抗力によって受ける圧力  $p_D$  は、

$$p_D = F_D / A_b = \frac{1}{2} \cdot 20 \cdot \left( \frac{0.079}{2} \right)^{11/8} \cdot Re_{r_{max}}^{3/4} \cdot Re_{De}^{-11/32} \rho_l \cdot V^2 \quad (3-21)$$

によって示される。ここで、 $Re_{r_{max}}$  は、代表長さを臨界半径  $r_{max}$  として、流速は断面平均流速  $V$  を用いる「臨界気泡レイノルズ数」である。

さて、気泡に加わる力のバランスは、右図によって、

$$(p_g - p_l) \pi r_{max}^2 + F_L = 2 \pi r_{max} \sigma \quad (3-22)$$



壁面に鉛直方向の気泡に加わる力のバランス

ここで、 $F_L$  は、流れから気泡が受ける揚力である。(3-22)式を面積で除して圧力形式で記述すると、

$$p_g - p_l = \frac{2\sigma}{r_{\max}} - p_L \quad (3-23)$$

(3-16)式に示した Clasius-Clapeyron の式によって、液過熱度は以下で示される。

$$\frac{p_g - p_l}{T_l - T_{sat}} = \frac{H_{fg}}{T_{sat} v_{gl}} \quad (3-24)$$

また、揚力に基づく圧力  $p_L$  について、気泡に加わる抗力  $F_D$  と揚力  $F_L$  の合力の方向は、壁に対して一定の方向であると仮定すると、揚力は抗力に比例することから、

$$p_L = C_3 \cdot p_D \quad (3-25)$$

抗力による圧力項  $p_D$  は、(3-21)式によって与えられるので、揚力に基づく圧力  $p_L$  は、定数部をまとめると以下で示される。

$$p_L = C \cdot Re_{r_{\max}}^{3/4} \cdot Re_{De}^{-11/32} \rho_l \cdot V^2 \quad (3-26)$$

気泡に働く力のバランスについて、(3-23)式に、(3-24)式及び(3-26)式を代入すると、液過熱度について次式が得られる。

$$T_L - T_{sat} = \frac{T_{sat} \cdot v_{gl}}{H_{fg}} \left( \frac{2\sigma}{r_{\max}} - C \cdot Re_{r_{\max}}^{3/4} \cdot Re_{De}^{-11/32} \rho_l \cdot V^2 \right) \quad (3-27)$$

ここで、壁面過熱度 ( $T_{wall} - T_{sat}$ ) と液過熱度 ( $T_L - T_{sat}$ ) の取り扱いは、Bergles-Rosenow<sup>(11)</sup>はじめ、多くの文献にて以下にて示されている。

$$T_{wall} - T_{sat} = (T_{wall} - T_L) + (T_L - T_{sat}) \quad (3-28)$$

ここで、( $T_{wall} - T_L$ ) は、壁面近傍の過熱液領域の位置  $r_{max}$  における液温との差で

あり、熱流束と熱伝導率で示すことができるところから、

$$T_{wall} - T_{sat} = \frac{q_w r_{max}}{\lambda_l} + \frac{T_{sat} \cdot v_{gl}}{H_{fg}} \left( \frac{2\sigma}{r_{max}} - C \cdot Re_{r_{max}}^{3/4} \cdot Re_{De}^{-11/32} \rho_l \cdot V^2 \right) \quad (3-29)$$

とすることができる。熱流束に関して整理すると、

$$q_w = \frac{\lambda_l}{r_{max}} (T_{wall} - T_{sat}) - \frac{\lambda_l T_{sat} v_{gl}}{H_{fg} r_{max}} \left( \frac{2\sigma}{r_{max}} - C \cdot Re_{r_{max}}^{3/4} \cdot Re_{De}^{-11/32} \rho_l \cdot V^2 \right) \quad (3-30)$$

が得られる。定数 C には、抗力の定数部並びに、揚力と抗力を関係づける比例定数が含まれているが、ここでは、粘性底層における抗力と揚力を関係づける情報が得られなかつたことから、実験結果との比較によって定めることとする。

(3-30)式が、沸騰開始過熱度と熱流束の関係に関する強制循環による揚力を考慮した新たなモデルである。この式の右辺第2項は、流れによる揚力による圧力項であり、ここで定義した「臨界気泡レイノルズ数」、管内流のレイノルズ数、及び管断面平均流速の関数として与えられている。したがって、流速Vがゼロの場合は、(3-30)式は、水の沸騰開始過熱度を示す式(3-3)に一致する。

Pezzilli 式と比較した場合の特徴としては、水の沸騰開始過熱度式と整合している点、気泡に対する揚力を考慮するため、流速及び臨界気泡レイノルズ数を導入した点などが挙げられる。

## (2) 強制循環依存性モデルの実験との比較

新たに作成した沸騰開始過熱度に関する強制循環依存性モデルについて、ナトリウムに関する本試験結果との比較を実施した。キャビティ径の依存性が一定していることから、まず、ヒータ表面に溝のあるヒータ 2 の結果を用いて比較を実施した。図 3.5-12 に試験結果と(3-30)式の比較を示す。パラメトリックな検討から、活性キャビティ半径  $r_{max}=6.3 \mu m$ 、 $C=21$  とした場合が試験結果と比較的一致することが分かった。この場合、沸騰開始時の熱流束は、各流速に対する(3-4)式の Seban-Shimazaki による強制対流熱伝達式と、(3-30)式の交点として求めることができる。このとき、計算で求めた流速ゼロに相当する沸騰過熱度は約 100K である。プール沸騰試験結果

をプロットした、図 3.4-3 を参照すると、100K は、流速ゼロでの沸騰開始過熱度データの下限近傍に相当する。溝つきのヒーターの場合、比較的大きな径の活性キャビティが存在していると考えられ、計算で求めた流速ゼロでの沸騰過熱度は概ね妥当であると考えられる。

次ぎに、滑らかな表面のヒータ 1 による試験結果との比較を試みる。滑らかな表面のヒーターによる沸騰開始過熱度と熱流束の関係を図 3.5-13 に示す。滑らかな表面のヒータの場合、同じ流速であっても、沸騰開始過熱度データのはらつきが大きく、流速 1.5m/s の場合は、沸騰開始過熱度が約 50~95K まで分散している。これは活性キャビティの臨界径がケース毎に確率的に変化しているためと推定される。即ち、実験開始時にナトリウムで満たされたキャビティの径がばらつくことによって、沸騰開始過熱度がばらついていると考えられる。

そこで、強制循環依存性モデルとの比較を行う観点から、各流速条件において、最大の沸騰開始過熱度となったデータに着目して比較を実施することとした。最大の沸騰開始過熱度は、ばらつきの範囲の中で最も小さな臨界径の活性キャビティから発泡開始する場合に測定されたと考えられる。したがって、最大の沸騰開始過熱度に相当する臨界径よりも小さなキャビティは、流速に依存せずナトリウムによって濡らされないと仮定することができる。図 3.5-14 に各流速条件での最大の沸騰開始過熱度と強制循環依存性モデルによって求めた沸騰開始条件の比較を示す。溝つきのヒータの場合よりも、やや小さい臨界径( $r_{max}=4.5 \times 10^{-6}$ )とした場合、モデルは、1m/s から 2m/s の流速範囲での沸騰開始過熱度をほぼ妥当に予測していることが分かる。溝つきヒータによる図 3.5-12 と比較した場合、滑らかな表面のヒータは、全般的に沸騰開始過熱度が上昇するとともに、流速依存性が小さくなっている（1m/s と 2m/s の過熱度の差が、滑らかなヒータのほうが小さくなっている）ことが分かる。これは、活性キャビティの臨界径が小さくなつたため、流速依存性が相対的に小さくなつたためと考えられる。

以上によって、本試験結果について、新たに作成した強制循環依存性モデルは、ナトリウム沸騰開始過熱度に関する強制循環依存性を再現することが明らかになった。

### (3) 強制循環流速依存性と最大活性キャビティ径の関係

沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響は、ナトリウムでは流速の増大とと

もに低下するが、R-113 では流速の影響を受けないことに関して検討を実施した。

図 3.5-5 に示したように、R-113 は、マスフラックスを変化させても、ほぼ同じ壁面過熱度において沸騰を開始している。沸騰を開始する熱流束には流速の影響が現れているが、これは、強制対流熱伝達の流速依存性によるものである。図 3.5-5 中に(3-3)式による最大活性キャビティ半径に対する沸騰開始条件が示されている。それによると、沸騰開始過熱度はキャビティ半径  $r_{max}=0.22\sim0.34 \mu m$  に相当しており、ナトリウムの場合よりも小さなキャビティ径であることが分かる。

そこで、最大活性キャビティ半径  $r_{max}$  を変化させた場合の流速依存性について検討するため、図 3.5-15 に、ナトリウムについて、式(3-30)による沸騰開始条件を 3 種類の  $r_{max}$  について記入した。

$r_{max}=2.0 \mu m$  とした場合、沸騰開始過熱度に対する流速依存性は相対的に小さくなり、あまり影響を及ぼさなくなることが分かった。また、 $r_{max}=100 \mu m$  とすると、それ以上の流速では、あらゆるキャビティ径を想定した場合の(3-2)式以下の壁面過熱度となり、流速の影響は潜在化する。

強制循環依存性モデルを R-113 に適用した結果を図 3.5-16 に示す。日野ら<sup>(8)</sup>の実験データと比較して示している。日野らの実験では、流速は 0.1m/s から 1.0m/s までの範囲によって測定が実施されている。 $r_{max}=0.22\times10^{-6}$  として強制循環依存性モデルによって計算した場合、臨界径が小さく、流速依存性はほとんど現われない。また、 $r_{max}=1.0\times10^{-6}$  とした場合は、若干の流速依存性が現われるが、過熱度としての差は 0.5K 程度であり、無視できることが分かる。

したがって、R-113 の沸騰開始過熱度が流速依存性を示さないことについて、最大活性キャビティ径が非常に小さく、その結果、気泡が流れから受ける揚力も小さくなり、流速依存性を示さなくなったということが考察される。

以上をまとめると、図 3.5-17 に示すように、水、R-113、ナトリウムに関する 3 つの相反する沸騰開始過熱度に関する強制循環流速の影響は、1 つのモデルによつて説明することができる。すなわち、

水については、加熱面上にあらゆる大きさの活性キャビティが存在すると仮定した場合の(3-2)式と強制対流熱伝達曲線が交わる過熱度で発泡を開始するため、流速の増大に伴って交点が高過熱度側へ移動し、沸騰開始過熱度が増大する。

R-113 については、過熱表面の最大活性キャビティ径が小さく、気泡が流れから受ける揚力が小さいため、強制循環流速の影響をほとんど受けず、流速が増大して

も沸騰開始過熱度は変化しない。

ナトリウムについては、過熱表面の最大活性キャビティ径が、流速の影響を受ける程度に大きく、流速の増大とともに気泡にはたらく揚力が増大する。したがって、流速の増大とともに沸騰開始過熱度は低下する。

以上により、水、R-113、ナトリウムの沸騰開始過熱度について、それらの異なる流速依存性を統一したモデルによって説明可能であることが明らかになった。

### 3.6. まとめ

ナトリウムの強制循環条件における沸騰開始過熱度について、表面状態の異なる2種のヒータを用いて、沸騰実験を実施した。その結果、

- (1) 溝付き表面のヒータは平滑面に比して沸騰開始過熱度が小さくなる。
- (2) いずれのヒータについても、強制循環流速の増大に伴って沸騰開始過熱度が低下する。
- (3) Winterton の不活性ガス循環モデルは、上記項目（1）の発熱体表面状態の影響や沸騰開始が全て加熱域の下流側で起きていることを説明できないこと、また、不活性ガス気泡の巻き込みによる小気泡の存在は、実験装置の依存性が大きいと考えられるにも係わらず、あまりにも多くの試験で共通的な流速依存性データが得られている点などから、流速依存性に対して支配的ではないと推論される。
- (4) 気泡が流れから受ける揚力に基づく強制循環依存性沸騰開始モデルを提示した。本モデルは沸騰開始過熱度について、水、R-113、ナトリウムの相反する流速依存性を一つのモデルで説明可能である。

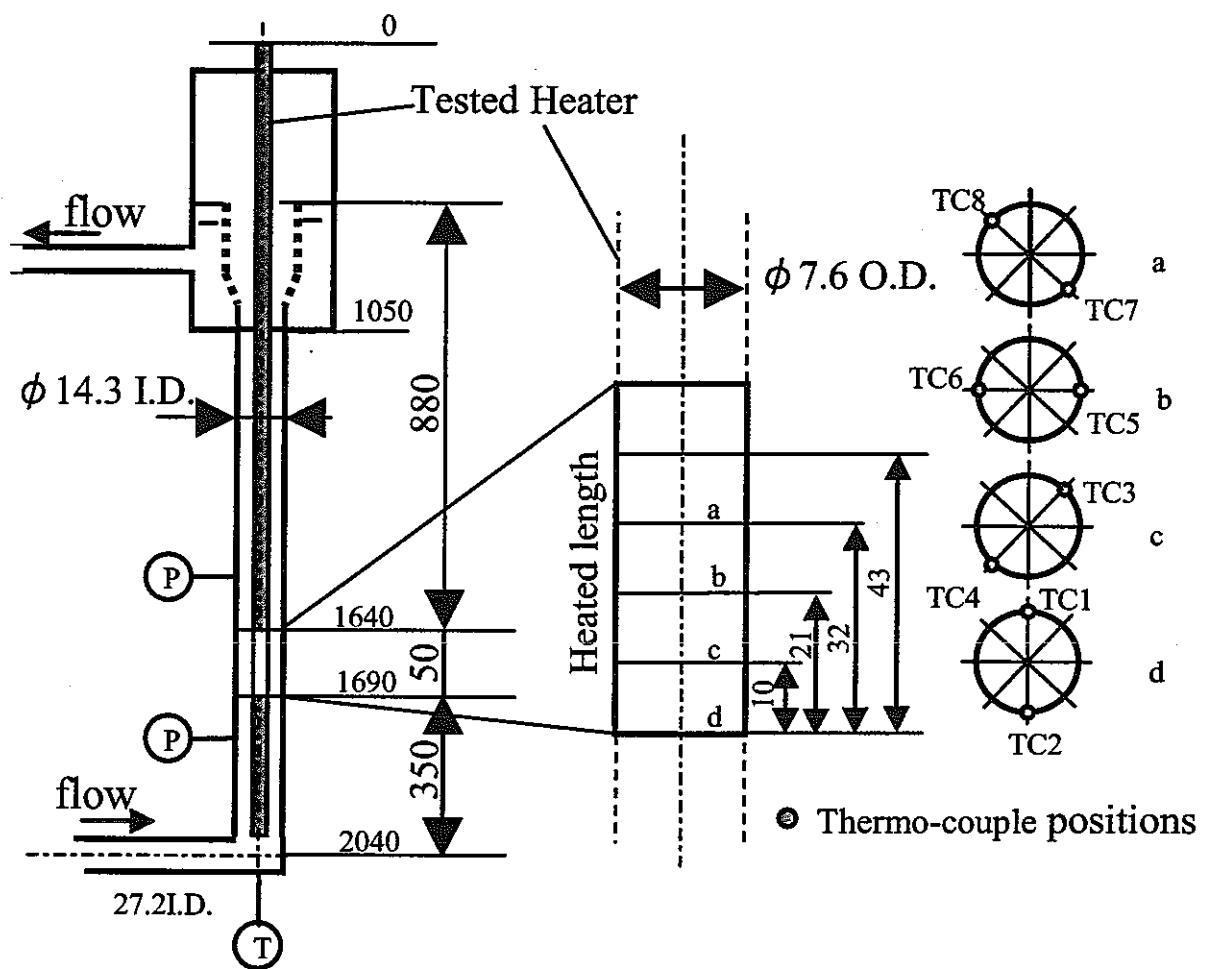


図 3.3-1 強制循環条件テスト部と発熱体熱電対位置

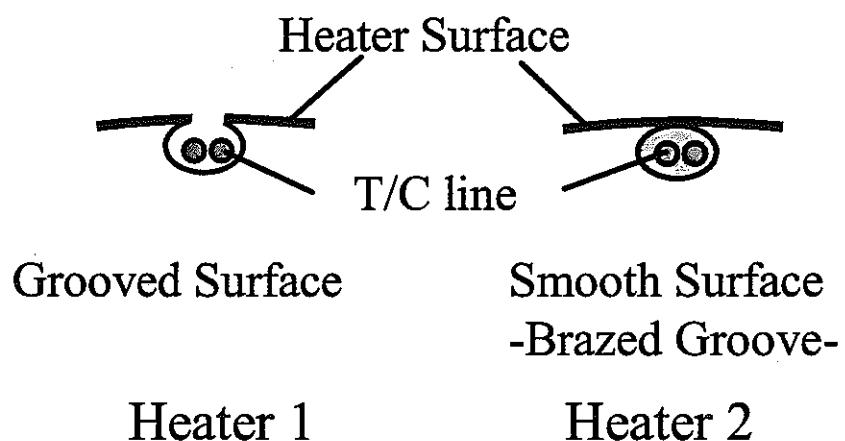


図 3.3-2 ヒータ 1 とヒータ 2 の熱電対取り付け方法の相違  
(表面状態の相違)

Heater1: Grooved Surface



Heater2: Smooth Surface (Brazed)

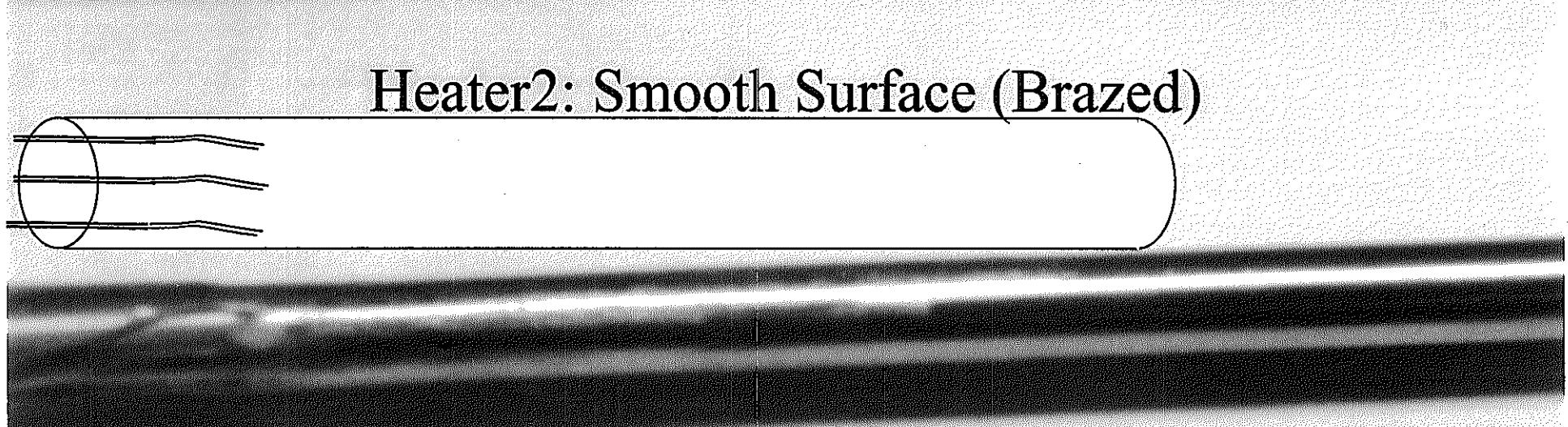


Fig.3.3-3 Heater Surfaces

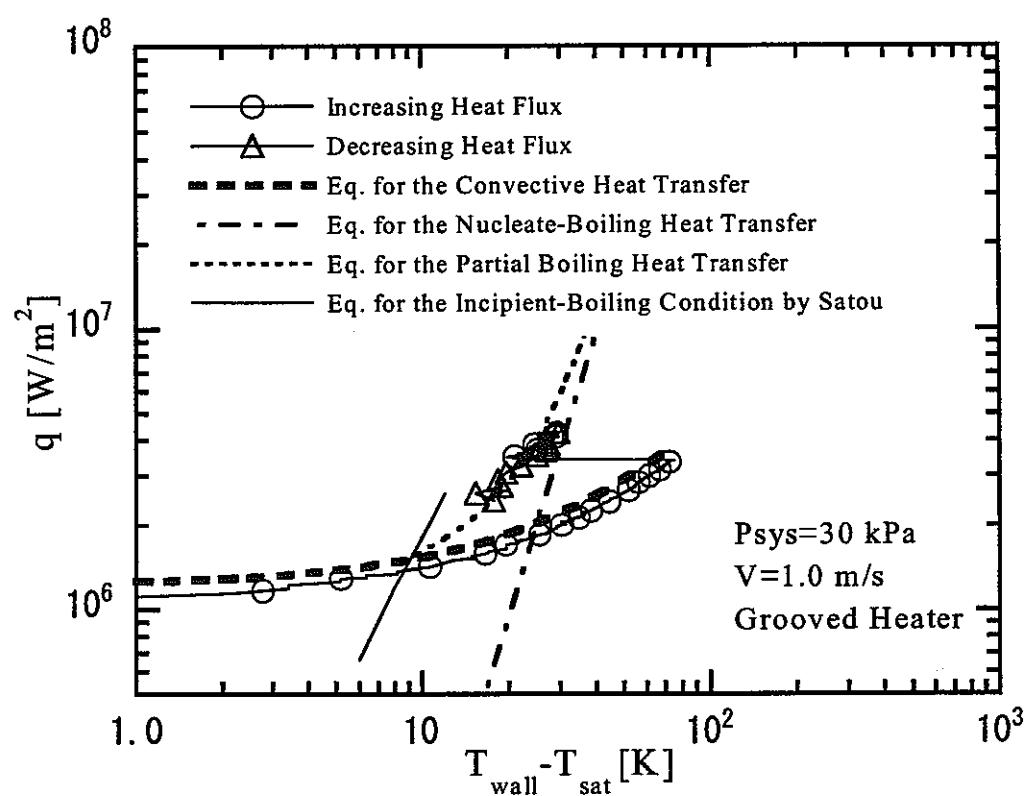


Fig.3.4-1 Typical Experimental Result for 1 m/s

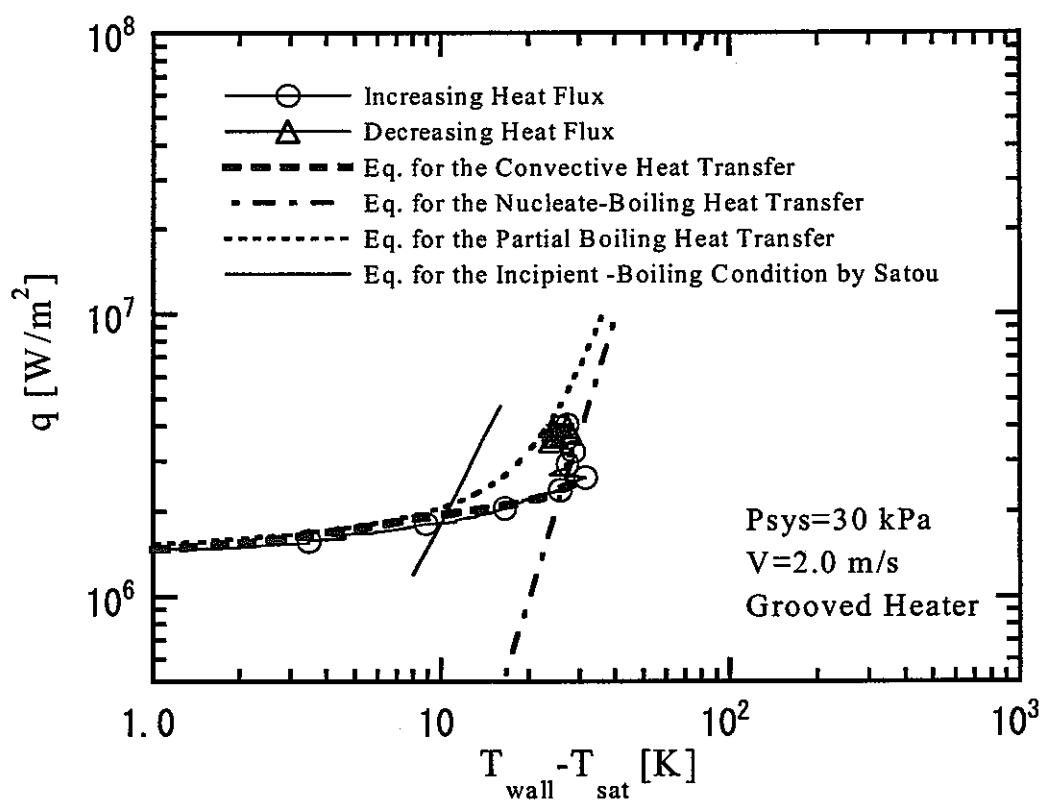


Fig.3.4-2 Typical Experimental Result for 2 m/s

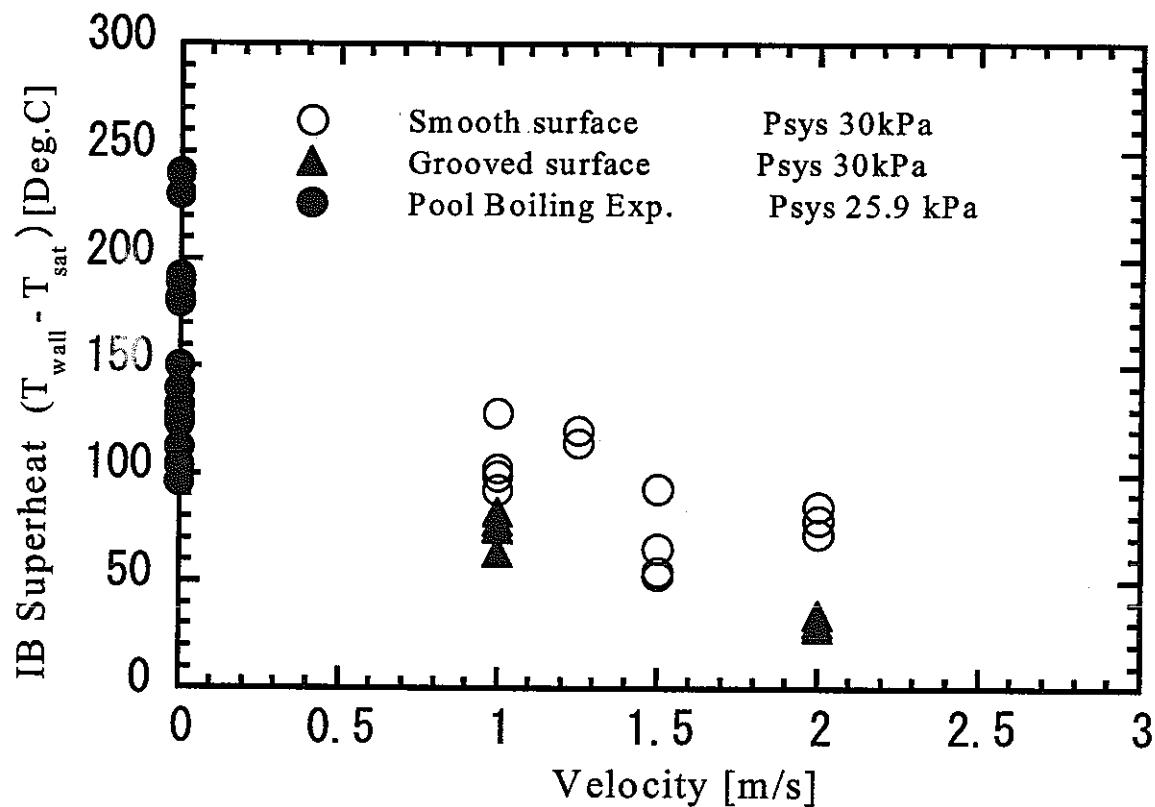


Fig. 3.4-3 Flow Velocity Effect on the IB Superheat

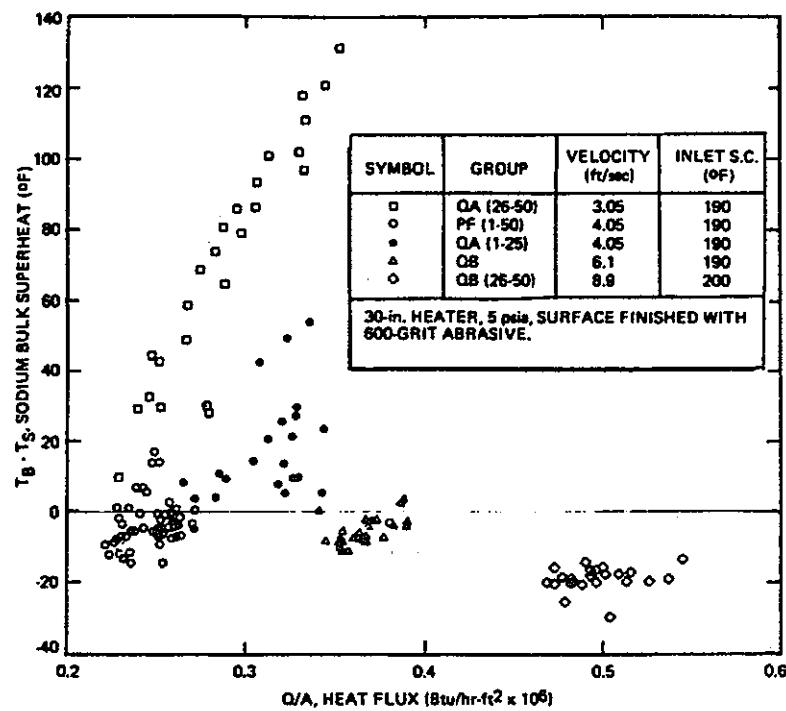


Figure . Sodium-Bulk Superheat vs Heat Flux at Varying Velocities

図 3.5-1 ナトリウムのサブクール沸騰(バルク未飽和沸騰)データ(Logan)

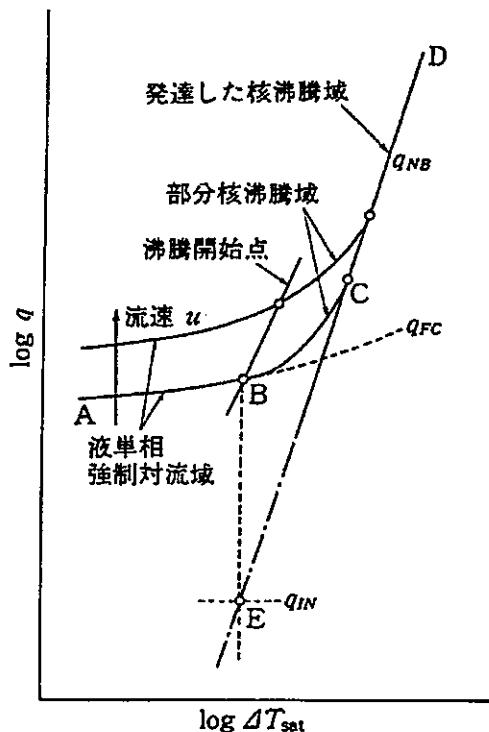
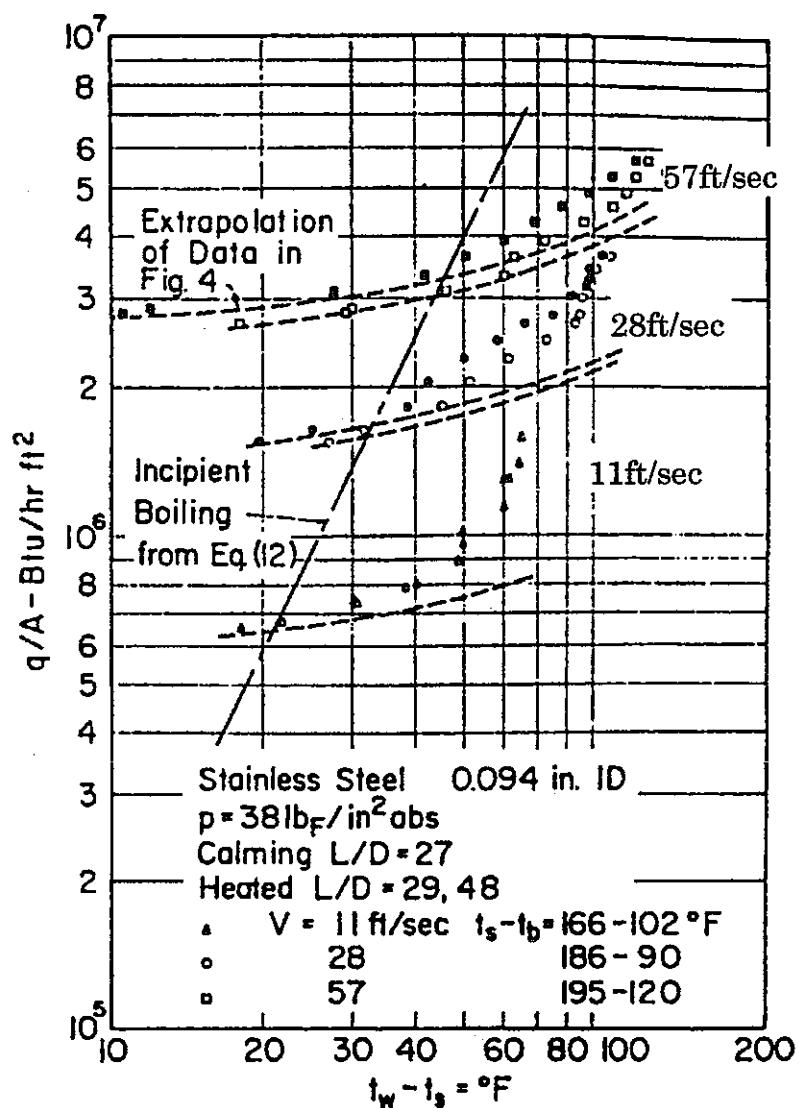


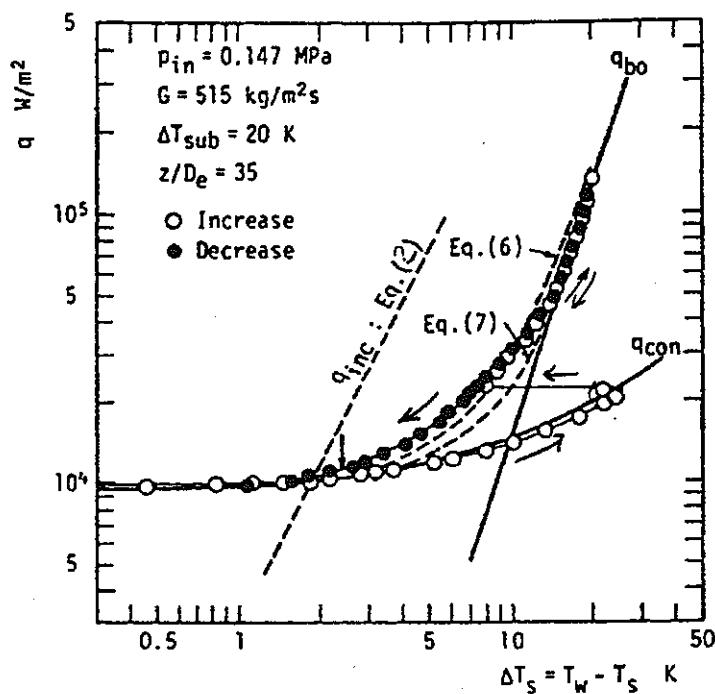
図 過冷域および低クオリティ域の核沸騰熱伝達

図 3.5-2 水の沸騰開始条件及び強制対流熱伝達と核沸騰熱伝達の関係 (10)

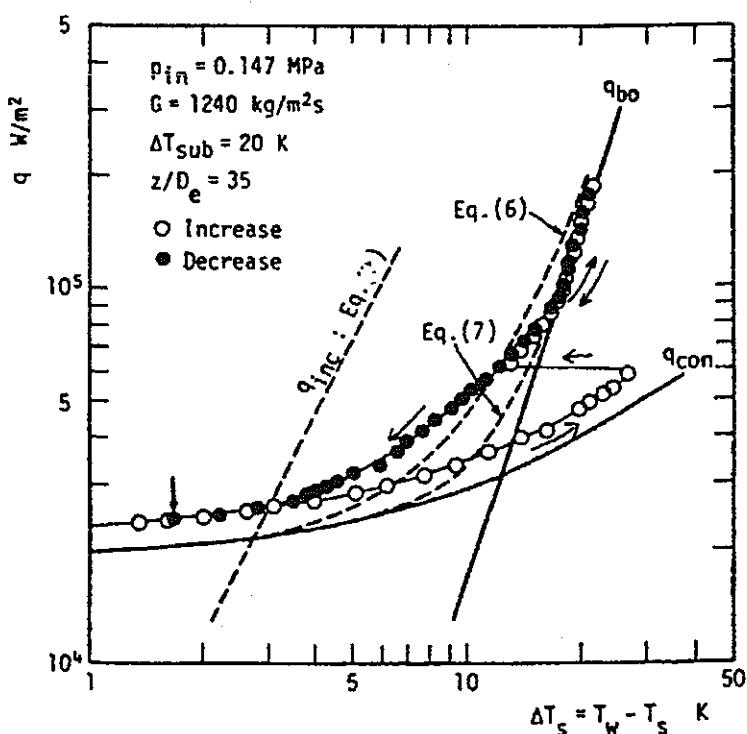


Boiling curves showing departure from forced convection

図 3.5-3 水の沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響(Bergles)



(a) 図 沸騰曲線のヒステリシス



(b) 図 沸騰曲線のヒステリシス

図 3.5-4 R-113 の沸騰開始過熱度と沸騰曲線(日野)

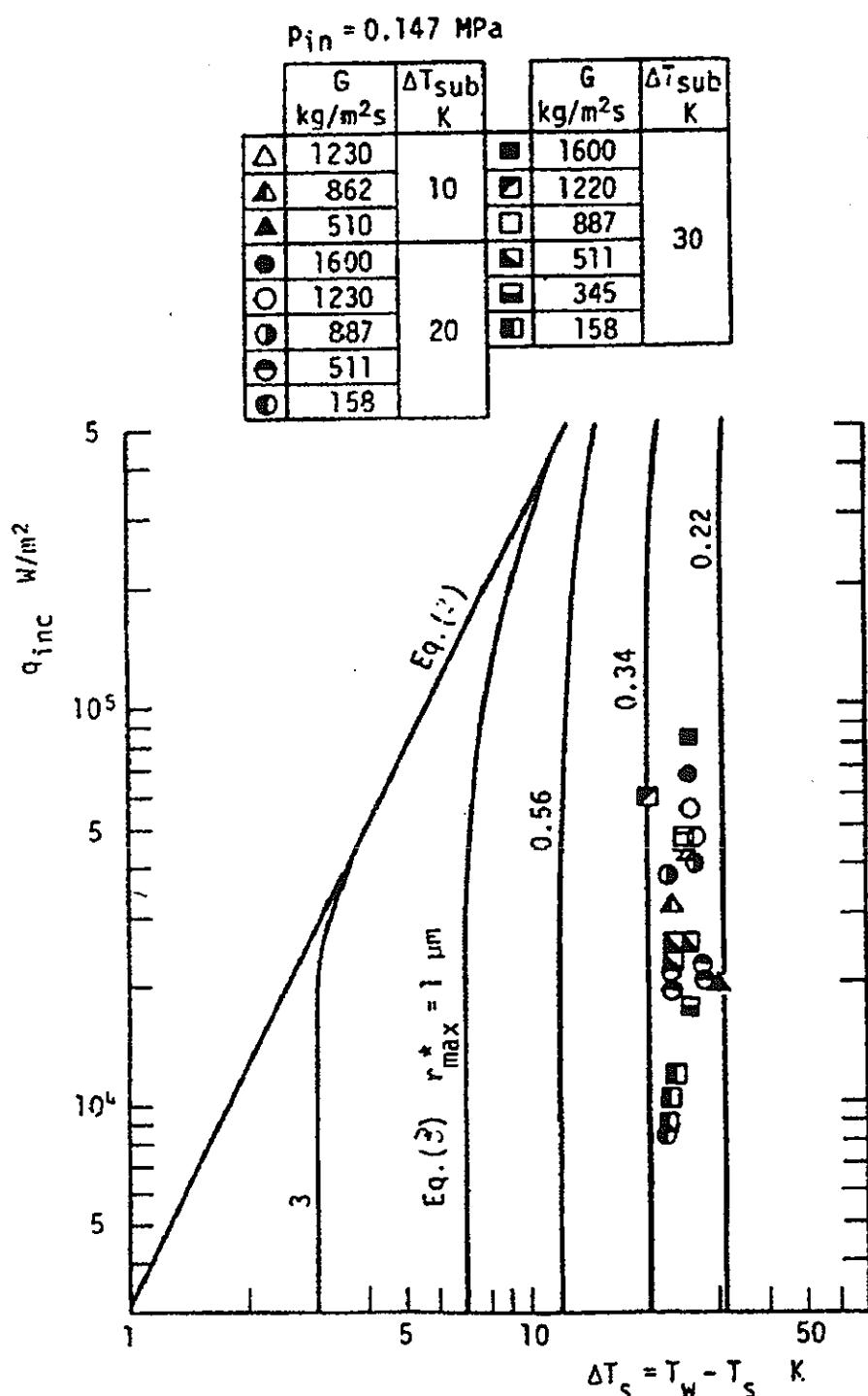
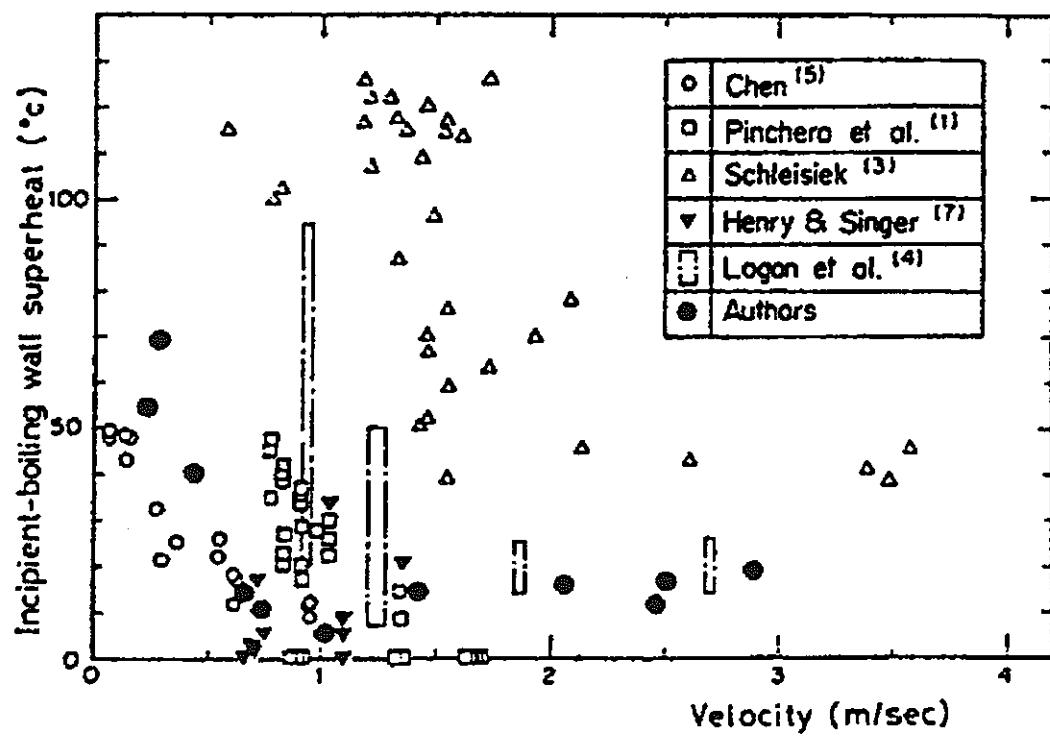


図 沸騰開始条件

図 3.5-5 R-113 の沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響(日野)



Effect of flow rate  
on IB wall superheat

図 3.5-6 ナトリウムの沸騰開始過熱度に対する強制循環流速の影響  
(Kikuchi)

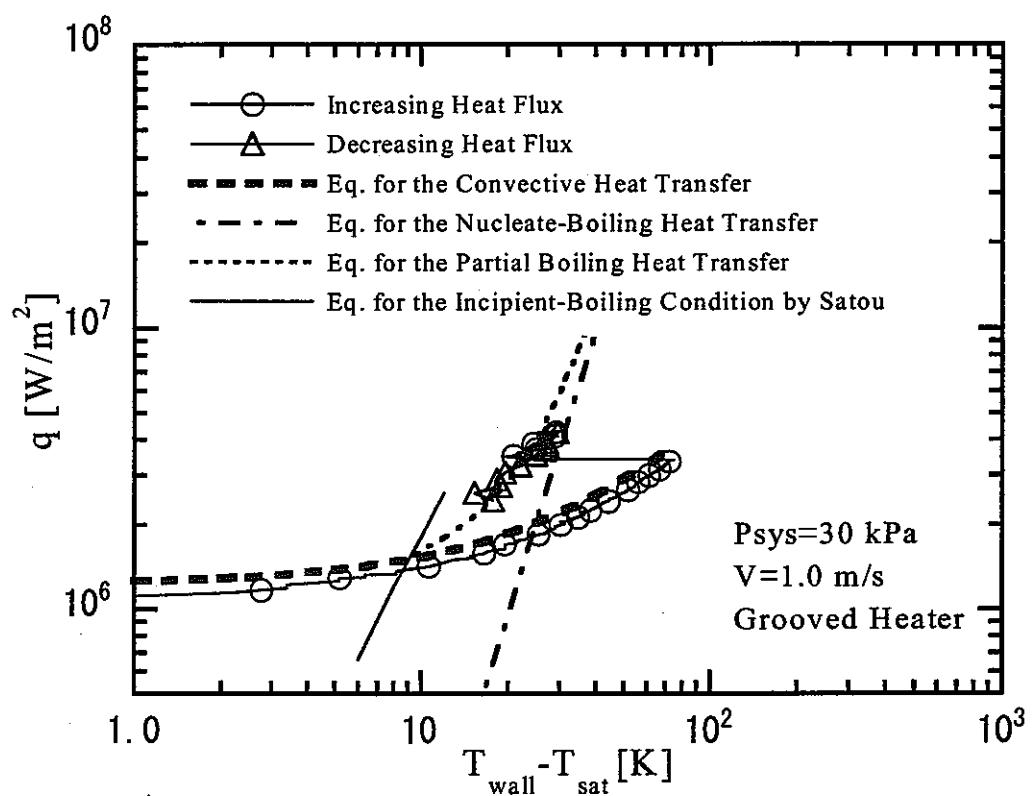


Fig.3.5-7 Typical Experimental Result for 1 m/s

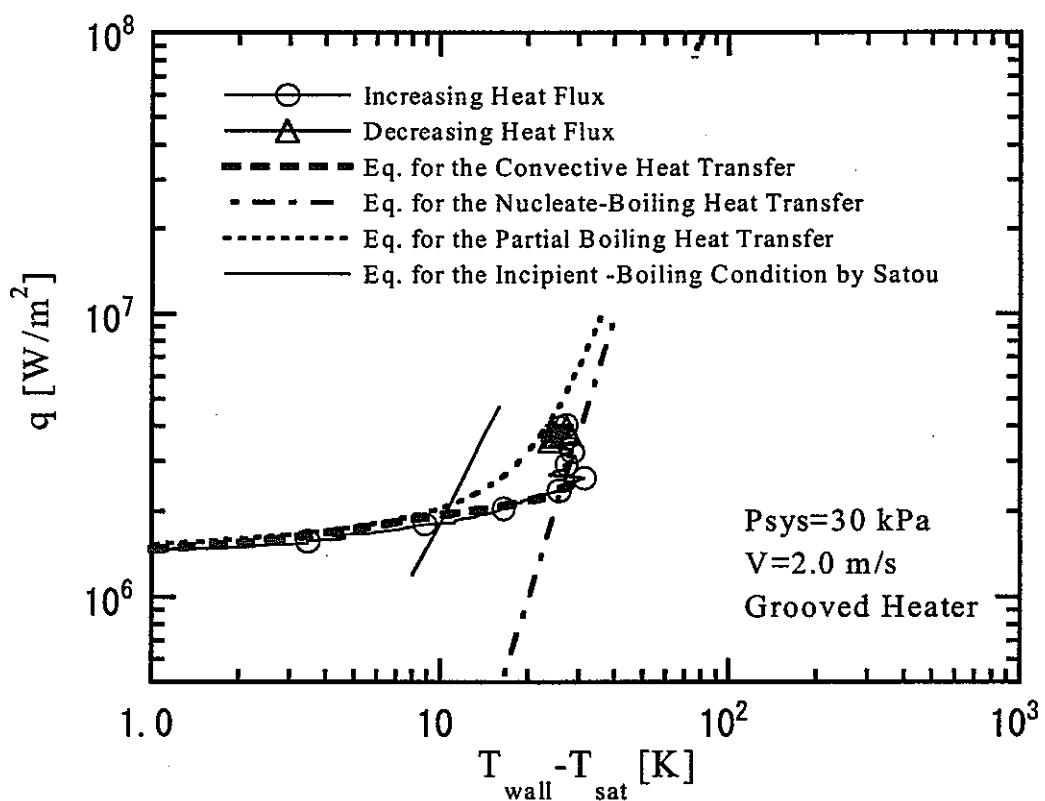


Fig.3.5-8 Typical Experimental Result for 2 m/s

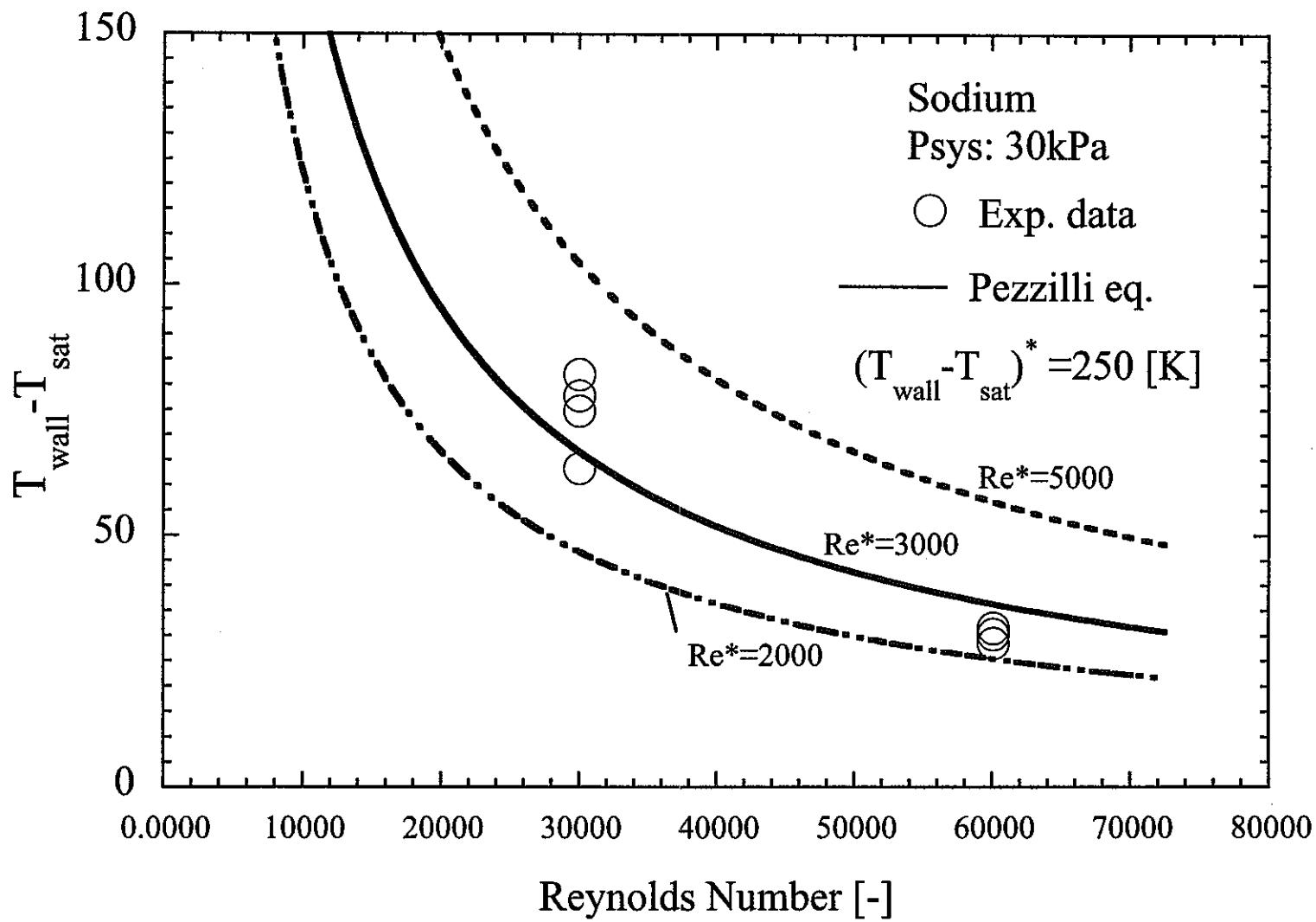


Fig.3.5-9 Reynolds Number effects on the Incipient Boiling Superheat

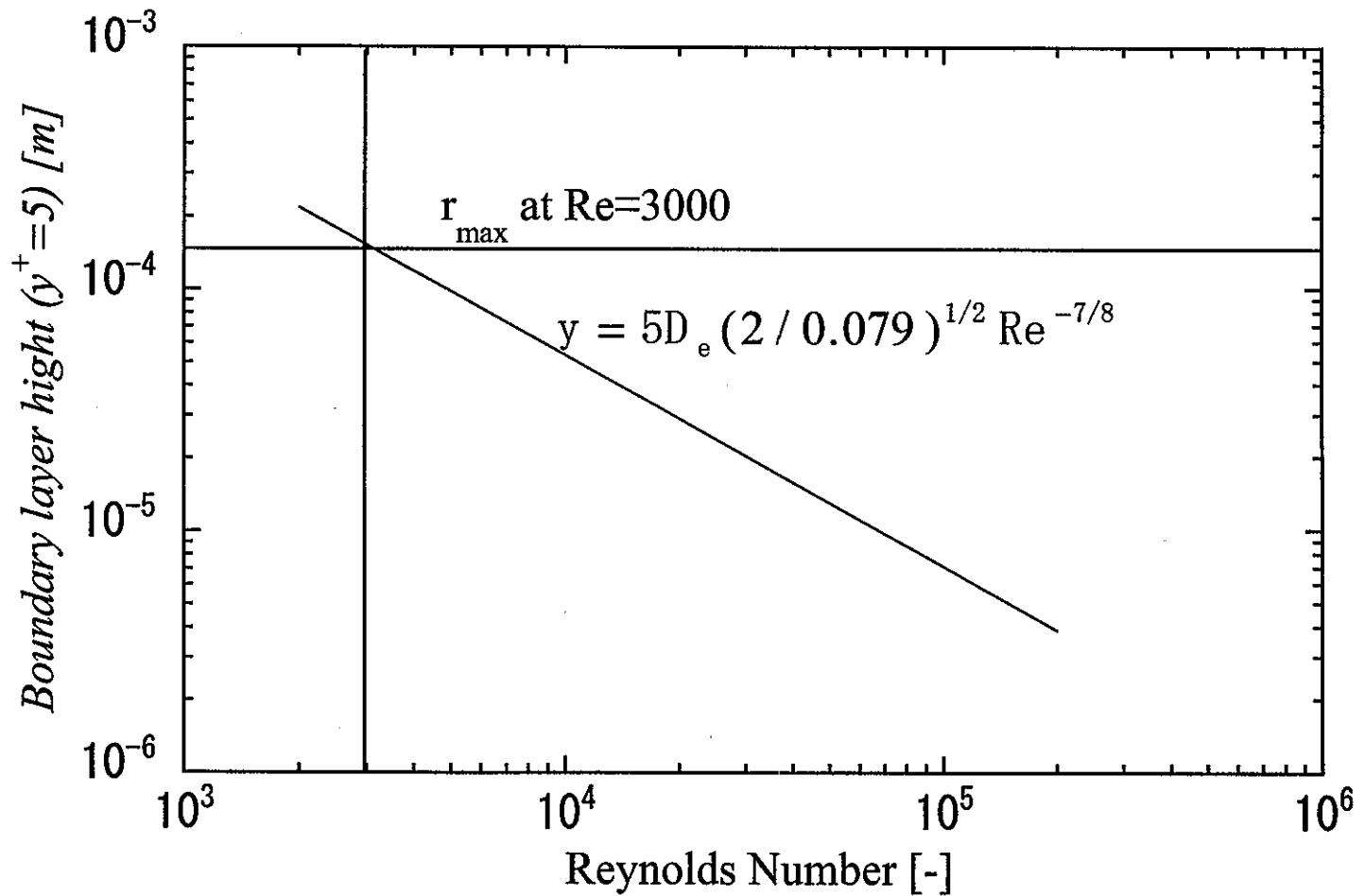


図3.5-10 PezzilliモデルによるReと臨界気泡径の関係

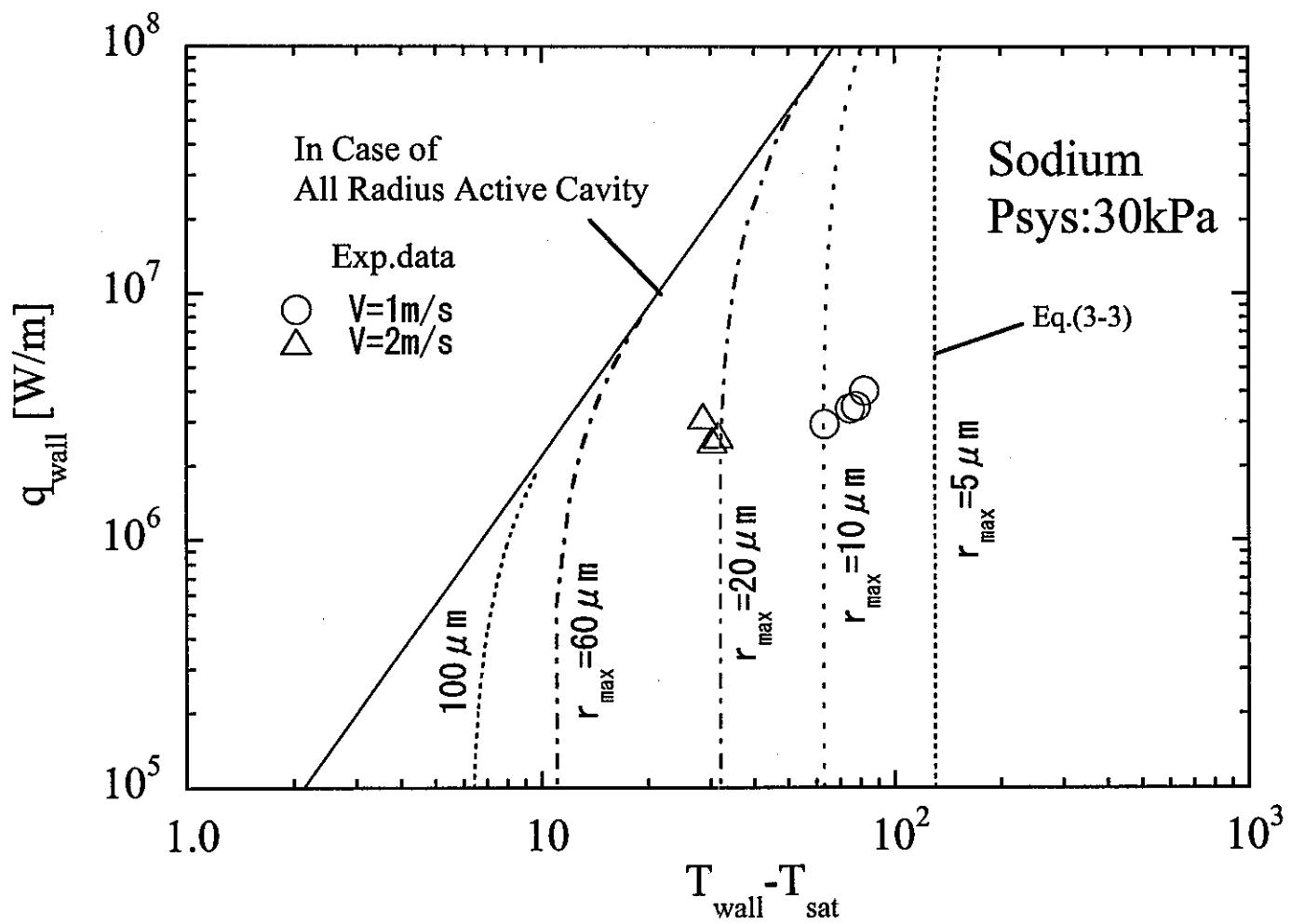


Fig. 3.5-11 Effect of the Maximum Radius of Active Cavity on the Incipient Boiling Superheat

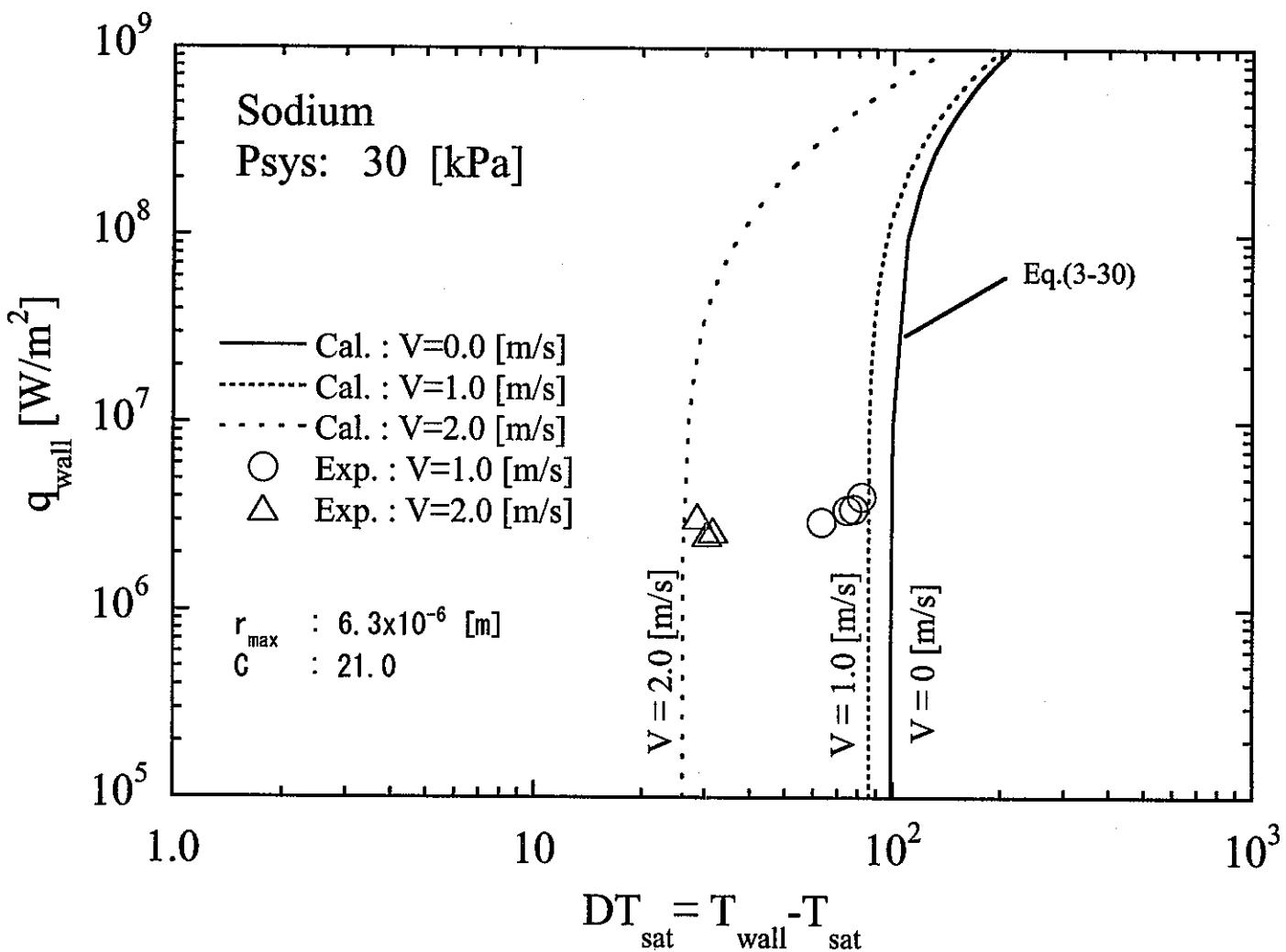


図3.5-12 強制循環流速依存性モデルと試験結果の比較

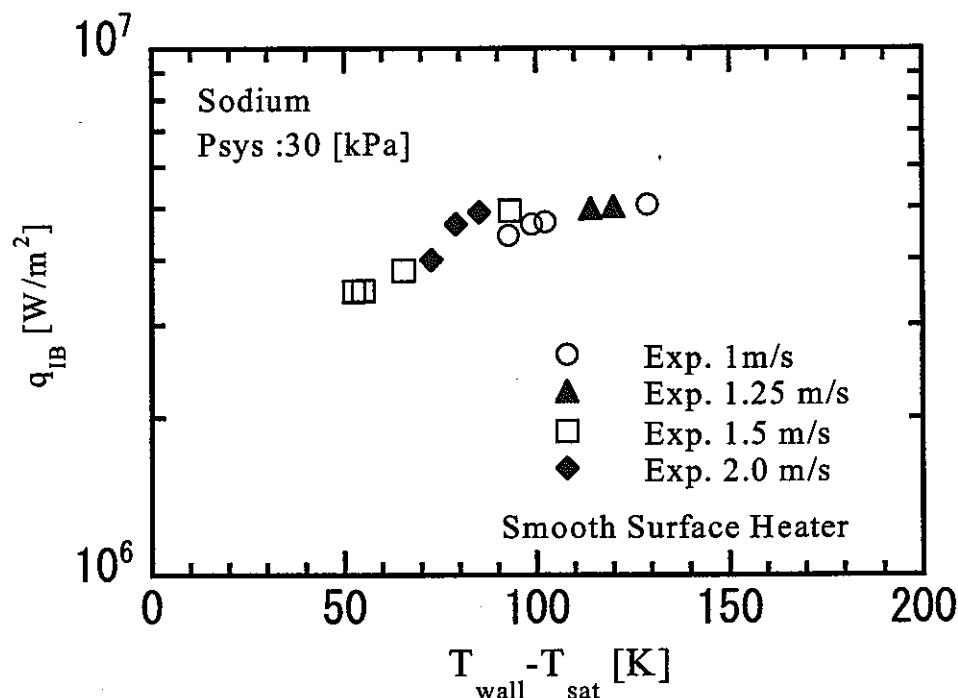
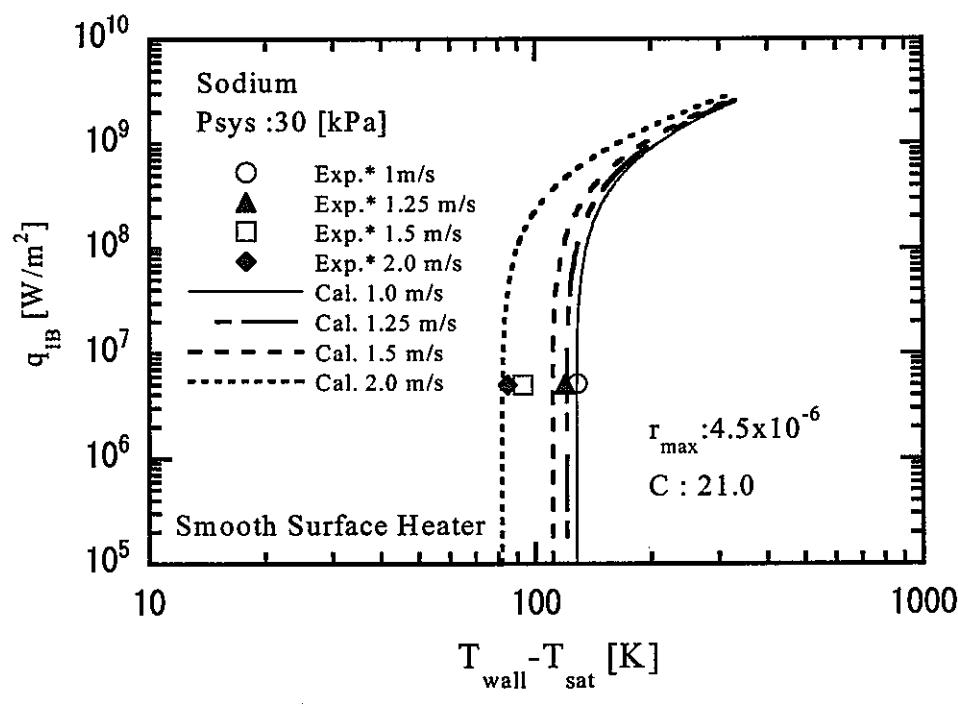


図 3.5-13 沸騰開始過熱度と熱流束の関係（滑めらかなヒータ）



\*Maximum superheat data at respective velocity conditions

図 3.5-14 臨界気泡径を  $4.5 \times 10^{-6}$  とした場合の流速依存性モデルと実験の比較

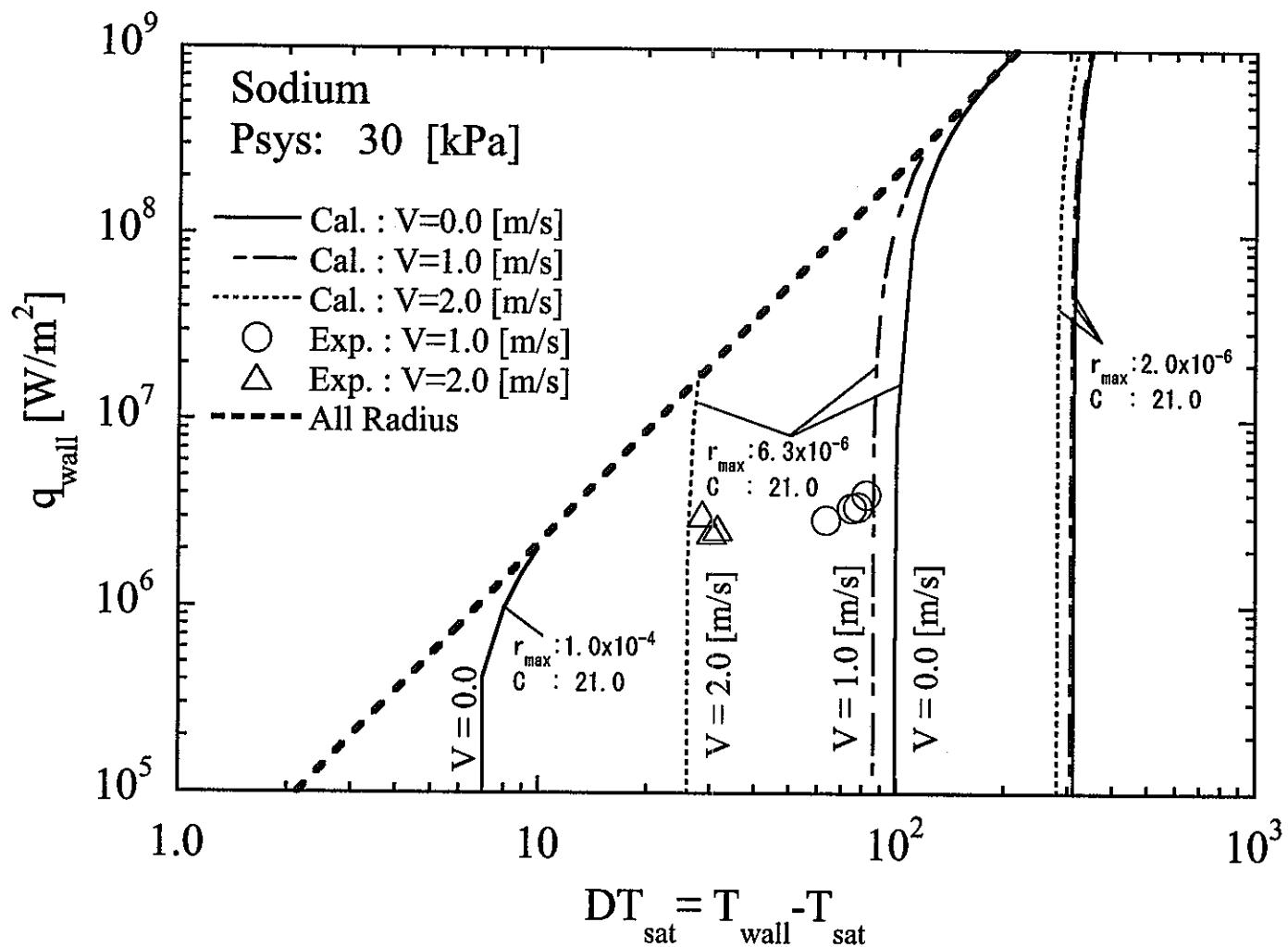
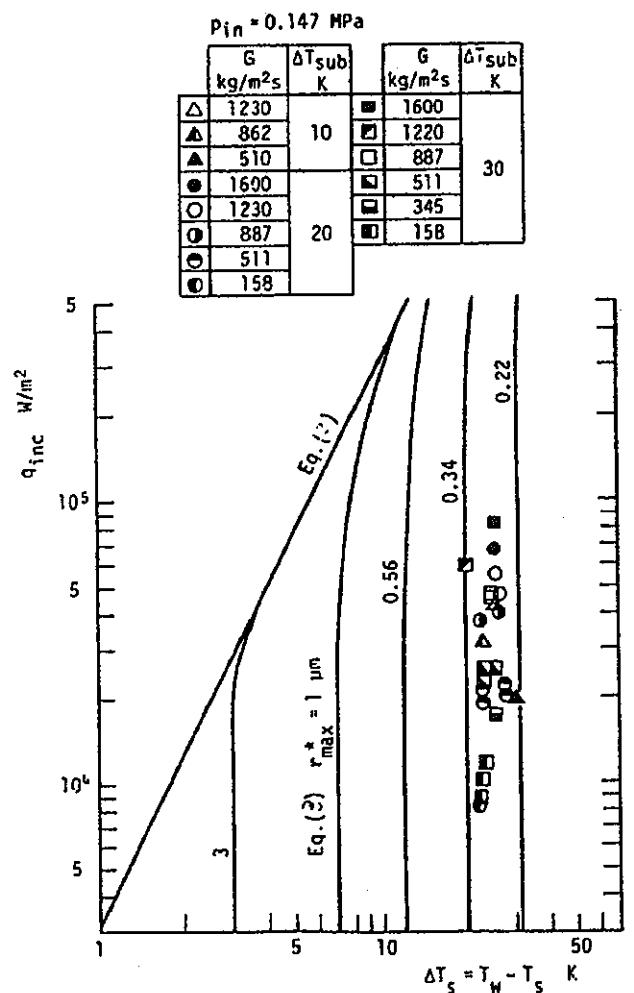
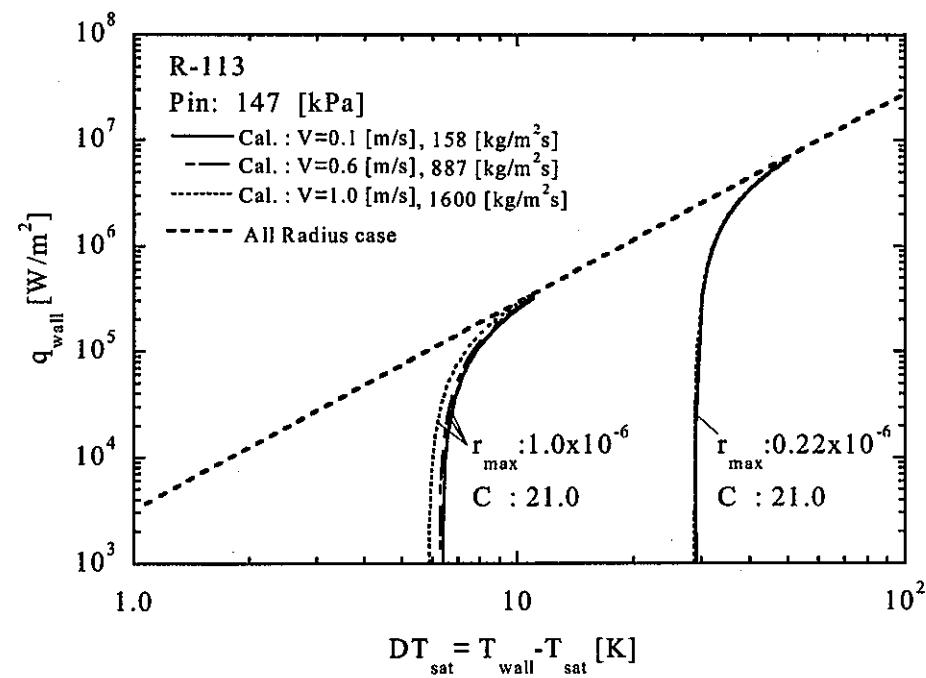


図3.5-15 強制循環依存性モデル予測値に対する最大活性キャビティ径の影響



(a) R-113 の沸騰開始過熱度に関する実験データ<sup>(8)</sup>  
(図中の実線は、日野らによる沸騰開始条件の計算結果)



(b) R-113 に対する流速依存性モデル (3.3-30) 式の計算結果

図 3.5-16 R-113 の沸騰開始過熱度に関する強制循環流速依存性モデルと実験の比較

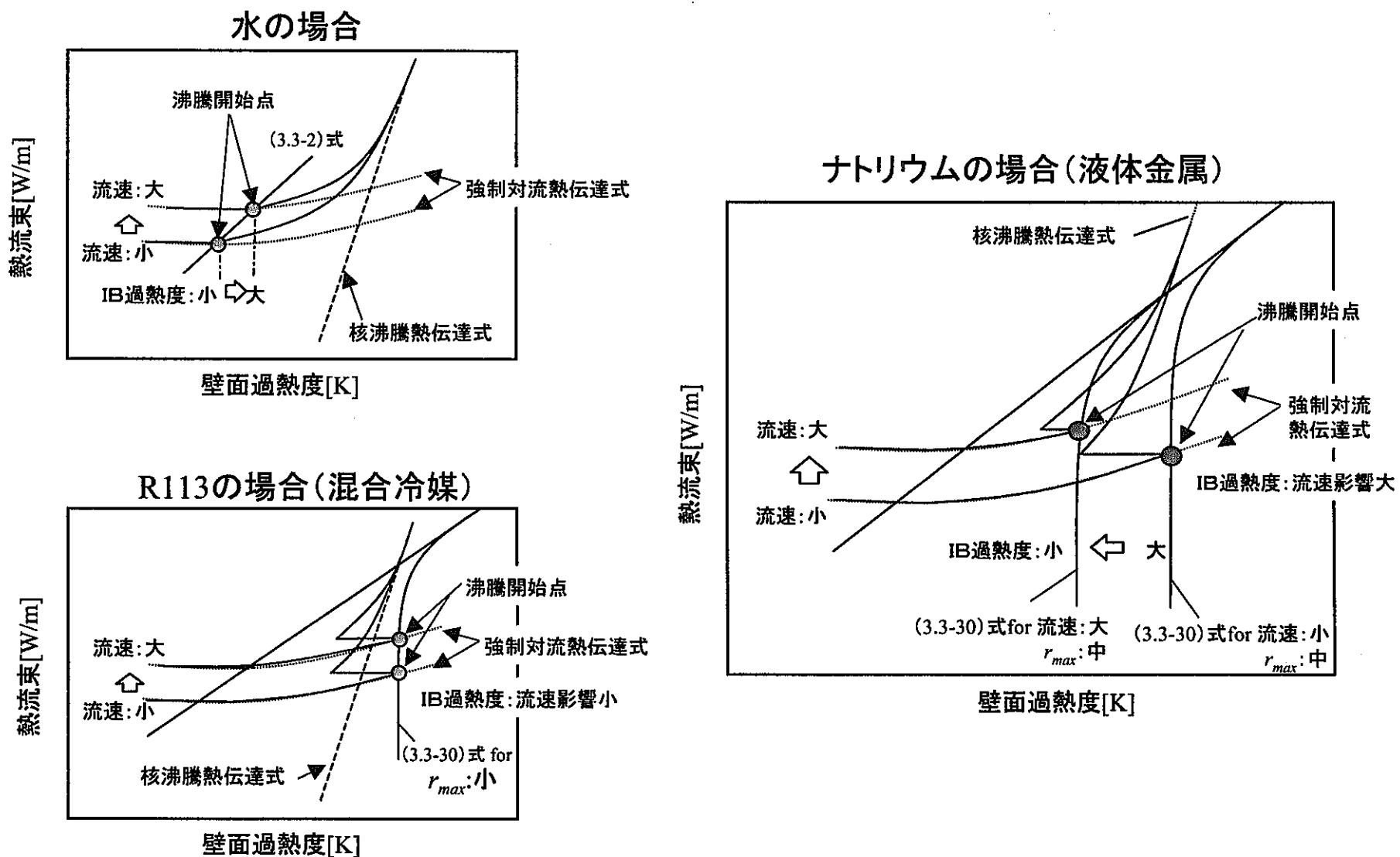


図3.5-17 種々の流体に関する沸騰開始過熱度と強制循環流速の関係

## 4. 結 論

本研究では、ナトリウム冷却高速増殖炉の重要なクライテリアの一つである沸騰開始条件を明確化する観点から、ナトリウムの沸騰開始過熱度について、実験的研究及び評価モデルの検討を実施した。

ナトリウムの沸騰開始過熱度は、従来よりデータの分散が大きいと指摘されている。様々な、影響因子のうち、特に重要な影響因子として、ナトリウム中に溶存する酸素濃度と、流速に着目し試験を実施した。酸素濃度依存性については、プール条件での試験を実施し、流速依存性については、強制循環条件での試験を実施した。

酸素濃度依存性について、コールドトラップ（純化系）温度を高精度で制御した条件下で測定を実施し、比較的低温（液温 863K 及び 923K）の条件においては、酸素濃度に対する依存性が現われることを確認した。一方、高温条件（液温 973K 及び 1023K）においては、全般的に高い沸騰開始過熱度（最高 250K 以上）を示し、酸素濃度依存性は観察されなかった。沸騰開始過熱度に対する酸素濃度依存性は、ヒータ表面の酸化被膜形成が溶存酸素濃度に依存するためと考えられ、酸化被膜形成に伴う濡れ性の変化が影響していることを推論した。

流速の依存性については、表面状態の異なる 2 つヒータを用いた実験を実施し、それらの比較から、依存性メカニズムについて検討した。いずれのヒータについても流速の増大とともに沸騰開始過熱度は低下し、同様な流速依存性が観察されたものの、加熱表面に溝を有するヒータの場合、ばらつきの範囲の中で低温側の沸騰開始過熱度を示す傾向が現われ、沸騰開始過熱

度は、表面の溝の有無に影響を受けることが明らかになった。

その結果に基づき、*unflooded* キャビティからの発泡形態を想定した流速依存性モデルの検討を実施した。モデルでは、臨界気泡径を代表長さとするレイノルズ数を新たに定義し、流れから受ける揚力によって流速の依存性を考慮することとした。

検討の結果、提案した流速依存性モデルは、流速の増大とともに沸騰開始過熱度が増大する水、及び、流速依存性を示さない R-113、そして、流速増大とともに沸騰開始過熱度が低下するナトリウムを統一的に記述可能であることが明らかになった。

参考文献(1章)

- [1] Dwyer, O.E., "Boiling Liquid-Metal Heat Transfer", Published by American Nuclear Society, (1976)
- [2] Schultheiss, G.F. , "Aspects of Liquid-Metal Superheat and the effects on Dynamic Boiling", Progress in Heat and Mass Transfer Vol.7, (1973) pp.279-298
- [3] Kottowski, H.M., "Liquid Metal Thermal-Hydraulics", Inforum Verlags in Germany, ISBN-3-926956-22-4,(1994) pp.12-65
- [4] Shiotsu, M., Hata, K. and Sakurai, A., "Heterogeneous Spontaneous Nucleation Temperature on Solid Surface in Liquid Nitrogen", Advances in Cryogenic Eng., vol.35, pp.437-445, Plenum Press, New York, (1990).
- [5] Blander, M. and Kats,L., "Bubble Nucleation in Liquids", AiChE Journal, vol.21, No.5(1975) pp.833-848.
- [6] Bergles, A. E., "The determination of forced-convection surface-boiling heat transfer", Trans. ASME J. Heat Transfer, Aug. (1964) pp.365-373.

参考文献(2章)

- [1] A.Sakurai, M.Shiotsu, I.Kataoka, and K.Hata, Heat Transfer 1978, Vol.1, Hemisphere Pub. Co., Washington D.C. (1978)
- [2] A.Sakurai, M.Shiotsu, and K.Hata, Heat Transfer 1982, Vol.4, Hemisphere Pub. Co., Washington D.C. (1978) pp.345
- [3] A.Sakurai, M.Shiotsu, and K.Hata, Instability in Two-phase Flow Systems, ed. by J.H.Kim, ASME HTD Vol.260 (1993)
- [4] 「先行基礎工学分野に関する平成7年度研究協力概要報告」, PNC TN1430 97-001 (1997)
- [5] 「先行基礎工学分野に関する平成8年度研究協力概要報告」, PNC TN1430 97-004 (1997)
- [6] 塩津正博, 畑幸一, 竹内右人, 濱勝彦, 堀公明, 「ナトリウムの沸騰開始過熱度と限界熱流束」, 京都大学エネルギー理工学研究所附属エネルギー複合機構研究センター共同研究報告書, (1997. 5)
- [7] 塩津正博, 畑幸一, 竹内右人, 濱勝彦, 堀公明, 「ナトリウムの沸騰開始過熱度と限界熱流束」, 動力炉・核燃料開発事業団, 成果報告書, PNC TY9604 97-003 (1997)
- [8] 塩津正博, 畑幸一, 竹内右人, 白井康之, 濱勝彦, 堀公明, 「ナトリウムの沸騰開始過熱度と限界熱流束」, 京都大学エネルギー理工学研究所附属エネルギー複合機構研究センター共同研究報告書, (1998. 4)
- [9] 塩津正博, 畑幸一, 竹内右人, 白井康之, 濱勝彦, 堀公明, 「液体ナトリウム中の水平円柱における沸騰開始過熱度」, 第35回日本伝熱シンポジウム講演論文集 (1998. 5)
- [10] M.Shiotsu, K.Hata, Y. Takeuchi, K.Hama and T. Sakai, "Incipient Boiling Superheat in

Liquid Sodium”, Proc. of 11<sup>th</sup>-International Heat Transfer Conference, Taylor & Francis, USA, (1998) pp.401-412

[11] 「先行基礎工学分野に関する平成 9 年度研究協力概要報告」, PNC TN1430 98-001(1998)

[12] 塩津正博, 白井康之, 畑幸一, 竹内右人, 濱勝彦, 堀公明, 「ナトリウムの沸騰開始過熱度と限界熱流束」, 動力炉・核燃料開発事業団, 成果報告書, PNC TY9604 98-002(1998)

参考文献（3章）

- [1] Dwyer, O.E., Strickland, G., et. al., Int. J. Heat and Mass Transfer, vol.16 (1973) pp.971-984.
- [2] Shiotsu, M., Hata, K., Takeuchi, Y., Hama, H., Sakai,T., "Incipient boiling superheat in liquid sodium", Proc. of 11<sup>th</sup> IHTC, vol.2, Kyongju, Korea, (1998) pp.407-412.
- [3] 塩津正博, 畑幸一, 竹内右人, 白井康之, 濱勝彦, 堺公明, 「液体ナトリウム中の水平円柱における沸騰開始過熱度」, 第35回伝熱シンポ, 熊本, vol. I (1998) pp. 197-198.
- [4] 佐藤俊, 松村博久, 機論第2部, 29巻204号, (1963) pp. 1367-1373.
- [5] Bergles, A.E., "The determination of forced-convection surface-boiling heat transfer", Trans. ASME J. Heat Transfer, Aug. (1964) pp.365-372.
- [6] Winterton, R.H.S., "Liquid metal superheat in forced convection", Int. J. Heat and Mass Transfer, vol.18, (1975) pp.205-212.
- [7] Pezzilli,M., Sacco,A., et.al., "The NEMI model for sodium boiling and its experimental basis", The annual winter meeting of the ASME, New York, Nov.30 (1970)pp.153-161.
- [8] 日野竜太郎,植田辰洋,「サブクール沸騰流における伝熱及び流動特性について」, 機論, 50巻, 458号(1984)pp.2401-2408
- [9] Logan, D., Baroczy, J., et al., "Effects of velocity, oxide level, and flow transients on boiling initiation in sodium", The symposium of Liquid-metal heat transfer and fluid dynamics, The annual winter meeting of the ASME, New York, Nov.30 (1970)
- [10] 日本機械学会, 「伝熱ハンドブック」, 日本機械学会発行(1993)
- [11] Bergles, A.E., Rosenow, W.M., "The determination of forced-convection surface boiling heat transfer", Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer, vol.86 (1964) pp.365-372
- [12] Pinchera, G.C., Tomassetti, G., Falzetti, L., Fornari, G., "Sodium boiling researches related to fast reactor safety", Transactions of ASME, vol. 11 (1968) pp.691-692
- [13] Shleisiek, K., "Heat transfer and boiling during forced convection of sodium in an induction-heated tube", Nuclear Engineering and Design, vol. 14 (1970) pp.60-68
- [14] Henry, R.E., Singer, R.M., "Forced-convection sodium superheat", Transactions of ANS, vol.14[2] (1972)PP.723-724
- [15] Kikuchi, Y., Takahashi, T., "Incipient boiling of sodium flowing in a single-pin annular

- channel”, Journal of Nuclear Science and Technology, vol.11[5] (1974) pp.172-186
- [16] Dwyer,O.E., Strickland, G., Kalish, S., Hlavac, P., Schoener, G.A., “Incipient-boiling superheat for sodium in turbulent channel flow: Effects of heat flux and flow rate”, Int. J. Heat and Mass Transfer, Vol.16 (1973) pp.971-984
- [17] Chen,J.C., “An experimental investigation of Incipient vaporization of potassium in convective flow”, The symposium of Liquid-metal heat transfer and fluid dynamics, The annual winter meeting of the ASME, New York, Nov.30 (1970)pp.129-134
- [18] Kovalev, S.A., Zhukov, V.M., “Experimental study of heat transfer during sodium boiling under conditions of low pressure and natural convection”, Progress in heat and mass transfer vol.7, Edited by Dwyer, O.D., Pergamon Press (1973) pp.347-362
- [19] Bankoff,S.G., “Random-walk theory for the inception of bubble growth in flowing liquid metals at a heated wall”, Progress in heat and mass transfer vol.7, Edited by Dwyer, O.D., Pergamon Press (1973) pp.325-335
- [20] Winterton, R.H.S., “Liquid metal superheat in forced convection”, Int. J. Heat and Mass Transfer, vol. 18 (1975) pp.205-212
- [21] 坂本弘志, 木谷勝, 有江幹男, 「乱流境界層内におかれたにぶい物体周辺の流れに関する研究」, 機論, vol.42 (1976) pp.3224-3232
- [22] Kiya,M., Arie,M., “Viscus shear flow past small bluff bodies attached to a plane wall”, J. Fluid Mechanics, vol.69 (1975) pp.803-823