

JAERI - M  
84-066

JRR-3改造炉熱水力解析用熱伝達相関式  
の検討

1984年3月

数土 幸夫・井川 博雅・平野 雅司  
大西 信秋

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 いばらき印刷(株)

JRR - 3 改造炉熱水力解析用熱伝達相関式の検討

日本原子力研究所東海研究所研究炉管理部

数 土 幸 夫 ・ 井 川 博 雅

平 野 雅 司<sup>+</sup> ・ 大 西 信 秋

(1984年2月23日受理)

本報告書は、JRR - 3 改造炉の熱水力解析に使用すべき熱伝達相関式を、JRR - 3 改造炉の熱水力特性の特徴を考慮し従来の関連実験と比較検討し、その結果を熱伝達パッケージとしてまとめたものである。

JRR - 3 改造炉は熱出力約 20 MWt の、いわゆる低圧低温の研究用原子炉であって、定常状態では流速約 6 m/s の下向流で炉心冷却が行なわれる。

本報告書で検討し作成した熱伝達パッケージは、定常運転・異常な過渡変化及び事故時の下向流・上昇流の両者に対し狭い間隙の矩形流路での炉心熱水力解析に適用できるものである。

---

+ 安全解析部

Development of Heat Transfer Package  
for JRR-3 Thermohydrodynamic Analysis

Yukio SUDO, Hiromasa IKAWA, Masashi HIRANO<sup>+</sup>  
and Nobuaki OHNISHI

Department of Research Reactor Control,  
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received February 23, 1984)

This report presents a package of heat transfer correlations which were developed for the thermohydrodynamic analysis of the research reactor, JRR-3 at the Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI). The applicability and validity of the heat transfer correlations were investigated through the comparison with available existing experiments under the elaborate considerations for key features of the JRR-3.

The JRR-3 is a research reactor of about 20 MWt at a normal condition, whose core is cooled by the downflow at about 6 m/s under rather low pressure and temperature.

The heat transfer package presented in this report are applicable for both downflow and upflow in a narrow rectangular subchannel at the normal operation, operational transients and accidents in the thermohydrodynamic analysis of the JRR-3.

Keywords: Heat Transfer Package, Thermohydrodynamic Analysis, Research Reactor, JRR-3, Low Pressure-Temperature, Downflow, Up-flow, Normal Operation, Operational Transients, Accidents

---

<sup>+</sup> Department of Nuclear Safety Evaluation, Tokai, JAERI

## 目 次

記号表 .....	V
1. 序 .....	1
2. JRR-3 改造炉熱水力の特徴 .....	1
2.1 熱水力の特徴と安全設計の基本的考え方 .....	1
2.2 解析上の留意点 .....	1
3. 单相流の強制対流・自然対流熱伝達 .....	2
3.1 下向流での強制対流熱伝達 .....	2
3.2 上昇流での強制対流及び自然対流熱伝達 .....	5
4. 核沸騰熱伝達 .....	11
4.1 沸騰開始点 .....	11
4.2 サブクール核沸騰熱伝達 .....	11
4.3 飽和核沸騰熱伝達 .....	13
4.4 自然対流核沸騰熱伝達 .....	14
5. DNB 熱流束 .....	24
5.1 DNB 熱流束評価の際の留意点 .....	24
5.2 検討の対象とした従来の実験 .....	24
(1) 実験内容 .....	24
(2) 実験結果 .....	28
(3) 重要な知見のまとめ .....	31
5.3 上昇及び下向流 DNB 熱流束特性の比較・評価 .....	31
5.4 DNB 熱流束評価のまとめ .....	37
6. Post-DNB 熱伝達 .....	55
6.1 遷移沸騰熱伝達 .....	55
6.2 最小安定膜沸騰温度点 .....	55
6.3 膜沸騰熱伝達 .....	55
6.4 蒸気单相流熱伝達 .....	56
7. JRR-3 改造炉解析用熱伝達相関式のまとめ .....	60
7.1 熱伝達相関式の一覧 .....	60
7.2 熱伝達相関式の選択論理構成 .....	63
8. 結 言 .....	71
謝 辞 .....	71
参考文献 .....	72

## Contents

[Nomenclature]	v
1. Introduction	1
2. Major feature on thermohydrodynamics of JRR-3	1
2.1 Major feature of thermohydrodynamics and basis of safety design	1
2.2 Preliminary consideration for thermohydrodynamic analysis	1
3. Single phase forced-convection and natural-convection heat transfer	2
3.1 Forced-convection heat transfer for downflow	2
3.2 Forced-convection and natural-convection heat transfer for upflow	5
4. Nucleate boiling heat transfer	11
4.1 Onset of nucleate boiling	11
4.2 Subcooled nucleate boiling heat transfer	11
4.3 Saturated nucleate boiling heat transfer	13
4.4 Natural-convection nucleate boiling heat transfer	14
5. DNB heat flux	24
5.1 Key consideration for estimate of DNB heat flux	24
5.2 Existing experiments investigated in present study	24
(1) Schematics of experiments	24
(2) Major test results	28
(3) Summary of test results	31
5.3 Comparison and discussion of DNB heat flux between upflow and downflow	31
5.4 Summary of DNB heat flux	37
6. Post-DNB heat transfer	55
6.1 Transition boiling heat transfer	55
6.2 Minimum stable film boiling temperature	55
6.3 Film boiling heat transfer	55
6.4 Single phase (steam) flow heat transfer	56
7. Summary of heat transfer correlations for JRR-3	60
7.1 Summary of heat transfer correlations	60
7.2 Selection logic of heat transfer correlations	63
8. Concluding remarks	71
Acknowledgements	71
References	72

## 記 号 表

A	: 流路断面積	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>H</sub>	: 1 流路当りの加熱面積	[m <sup>2</sup> ]
C	: 定 数	[-]
C <sub>p</sub>	: 定圧比熱	[kcal/kg °C]
D <sub>e</sub>	: 等価水力直径	[m]
F	: 係 数	[-]
G	: 質量流量	[kg・s/m <sup>2</sup> ]
G*	: 無次元質量流量	[-]
g	: 重力加速度	[m <sup>2</sup> /s]
h	: 熱伝達率	[kcal/m <sup>2</sup> h °C]
Δh <sub>i</sub>	: 入口サブクールエンタルピ	[kcal/kg]
h <sub>fg</sub>	: 蒸発潜熱	[kcal/kg]
k	: 熱伝導率	[kcal/mh °C]
Nu	: ヌセルト数 = $\frac{hD_e}{k}$	[-]
P	: 圧 力	[kg/cm <sup>2</sup> ]
Pr	: プラントル数	[-]
q	: 熱流束	[kcal/m <sup>2</sup> h]又は[kcal/m <sup>2</sup> s]
q*	: 無次元熱流束	[-]
Re	: レイノルズ数 = $\frac{uD_e}{\nu}$	[-]
Re'	: 修正レイノルズ数 = Re × 10 <sup>-4</sup>	[-]
S	: 係 数	[-]
T	: 温 度	[°C]
w	: 長手方向流路幅	[m]
X	: クオリティ	[-]
X <sub>e</sub>	: 流路出口クオリティ	[-]
X <sub>tt</sub>	: 二相流パラメータ	[-]
(ギリシャ文字)		
α	: ボイド率	[-]
β	: 膨張率	[1/°C]
γ	: 比重量	[kg/m <sup>3</sup> ]
σ	: 表面張力	[kg/m]
μ	: 粘性係数	[kg・s/m <sup>2</sup> ]
ν	: 動粘性係数	[m <sup>2</sup> /s]
λ	: 臨界波長 = $\sqrt{\sigma/\gamma_l}$	[m]
λ <sub>0</sub>	: 膜沸騰における臨界波長	[m]

(添字)

- f : 飽和水
- g : 蒸気
- l : 水
- s : 飽和
- w : 加熱壁面
- HN : Homogeneous Nucleation
- ONB : 沸騰開始
- MSFB : 最小安定膜沸騰
- b : バルク水



## 1. 序

本報告書は、JRR-3 改造炉における熱水力設計の基礎となる熱伝達相関式を検討し、用いるべき熱伝達相関式をパッケージとして提案したものである。

JRR-3 改造炉は、熱水力の観点から見た時種々の特徴を有している。これらの特徴に的確に対応した熱伝達相関式を選択が必要であると同時に、選択した相関式が充分実験的に裏付のあるものであることが望まれる。

JRR-3 改造炉の熱水力解析は、大別して定常解析、運転時の異常な過渡変化の解析及び事故解析の3つに分けられるが、これらの解析に用いるべき熱伝達相関式を熱伝達様式に着目して分類し、各熱伝達様式で用いるべき熱伝達相関式を系統的に、上記の観点に立って検討したものである。

## 2. JRR-3改造炉熱水力の特徴

### 2.1 熱水力の特徴と安全設計の基本的考え方

JRR-3 改造炉の炉心の特徴を熱水力的観点から見た場合、次の点が挙げられる。

- ① 基本流路は、流路ギャップ約 2.28 mm、流路幅 66.6 mm、長さ 75 cm で、板状燃料で構成される矩形流路である。
- ② 上記の基本流路に対して両面加熱である。
- ③ 定常状態では流速約 6 m/s の下向流である。
- ④ 定常状態で常温であって、圧力は炉心入口で約 1.5 kg/cm<sup>2</sup>abs、炉心出口で約 0.5 kg/cm<sup>2</sup>abs で低圧である。
- ⑤ 運転時の異常な過渡変化及び事故時には、下向き流れの流速が低下し、流速零を経過した後、自然循環冷却によって上昇流となる。すなわち、流れの向きの逆転が生ずる。

以上の熱水力的特徴に対して、重要な安全設計の基本的考え方に次の項目がある。

- ① 定常運転時には、炉心内のいかなる箇所においても沸騰を許さない。
- ② 異常な過渡変化時に、最小 DNBR が 1.5 を下回らない。燃料最高温度が 400℃を越えない。
- ③ 事故時に燃料最高温度が 640℃を越えないこと。

### 2.2 解析上の留意点

JRR-3 改造炉の通常運転時、運転時の異常過渡変化及び事故時の熱水力解析を行うための熱伝達相関式を検討するに当たって次の観点に立って検討した。

- ① 2.1 節に述べた JRR-3 改造炉の熱水力的観点から見た特徴を、的確に反映した熱伝達

## 1. 序

本報告書は、JRR-3 改造炉における熱水力設計の基礎となる熱伝達相関式を検討し、用いるべき熱伝達相関式をパッケージとして提案したものである。

JRR-3 改造炉は、熱水力の観点から見た時種々の特徴を有している。これらの特徴に的確に対応した熱伝達相関式を選択が必要であると同時に、選択した相関式が充分実験的に裏付のあるものであることが望まれる。

JRR-3 改造炉の熱水力解析は、大別して定常解析、運転時の異常な過渡変化の解析及び事故解析の3つに分けられるが、これらの解析に用いるべき熱伝達相関式を熱伝達様式に着目して分類し、各熱伝達様式で用いるべき熱伝達相関式を系統的に、上記の観点に立って検討したものである。

## 2. JRR-3改造炉熱水力の特徴

### 2.1 熱水力の特徴と安全設計の基本的考え方

JRR-3 改造炉の炉心の特徴を熱水力的観点から見た場合、次の点が挙げられる。

- ① 基本流路は、流路ギャップ約 2.28 mm、流路幅 66.6 mm、長さ 75 cm で、板状燃料で構成される矩形流路である。
- ② 上記の基本流路に対して両面加熱である。
- ③ 定常状態では流速約 6 m/s の下向流である。
- ④ 定常状態で常温であって、圧力は炉心入口で約 1.5 kg/cm<sup>2</sup>abs、炉心出口で約 0.5 kg/cm<sup>2</sup>abs で低圧である。
- ⑤ 運転時の異常な過渡変化及び事故時には、下向き流れの流速が低下し、流速零を経過した後、自然循環冷却によって上昇流となる。すなわち、流れの向きが逆転が生ずる。

以上の熱水力的特徴に対して、重要な安全設計の基本的考え方に次の項目がある。

- ① 定常運転時には、炉心内のいかなる箇所においても沸騰を許さない。
- ② 異常な過渡変化時に、最小 DNBR が 1.5 を下回らない。燃料最高温度が 400℃を越えない。
- ③ 事故時に燃料最高温度が 640℃を越えないこと。

### 2.2 解析上の留意点

JRR-3 改造炉の通常運転時、運転時の異常過渡変化及び事故時の熱水力解析を行うための熱伝達相関式を検討するに当たって次の観点に立って検討した。

- ① 2.1 節に述べた JRR-3 改造炉の熱水力的観点から見た特徴を、的確に反映した熱伝達

相関式を採用すること。特に次の2点に留意した。

- (i) 定常炉心流れは下向きであり、運転時の異常な過渡変化及び事故時にはこの下向き流れの流速が低下し流速零を経過した後に自然循環冷却によって上昇流となる。これらの流動様式の遷移に適切に対応できるよう留意した。
  - (ii) 同じ絶対値の速度では、下向流に対する熱伝達率は一般的に言って上昇流に対する熱伝達率よりも低い傾向にある。特に下向流での DNB 熱流束は気泡の挙動との干渉によって上昇流に比べて低下する可能性がある。そこで下向流に対する熱伝達相関式及び DNB 熱流束評価式は、実験的に裏付けのあるものを採用するよう努めた。
- ② 解析に必要な熱伝達様式を考慮し、各熱伝達様式に対して用いるべき熱伝達相関式を検討した。ここで考慮した熱伝達様式の分類は以下の通りである。
- (i) 单相流の強制対流・自然対流熱伝達  
上昇流及び下向流
  - (ii) 核沸騰熱伝達  
サブクール核沸騰、飽和核沸騰及び自然対流沸騰
  - (iii) DNB 熱流束  
上昇流及び下向流
  - (iv) Post-DNB 熱伝達  
遷移沸騰、最小安定膜沸騰温度点、膜沸騰熱伝達及び蒸気单相熱伝達
- ③ 2.1節に述べた安全設計の基本的考え方①～③を的確に判定できる熱伝達相関式を選択すること。

### 3. 单相流の強制対流・自然対流熱伝達

水の单相流の対流熱伝達様式に対して、まず①下向流と上昇流とに大別し、②次いでレイノルズ数範囲を考慮して、適用する熱伝達相関式を考慮した。

#### 3.1 下向流での強制対流熱伝達

従来单相流の強制対流熱伝達相関式として、Sieder-Tate の式<sup>(1)</sup>、Colburn の式<sup>(2)</sup>、Dittus-Boelter の式<sup>(3)</sup>等がある。

狭い間隙の矩形流路断面形状の強制対流熱伝達率を測定した実験に、Gambill と Bundy の実験<sup>(4)</sup>がある。Gambill と Bundy の実験条件は以下の通りである。

Gambill と Bundy の実験条件

- 流路間隙：1.09 ～ 1.45 mm
- 流路幅：27 mm
- 流路長：30 ～ 46 cm
- ヒータ幅：27 mm
- 圧力：1 ～ 39 kg/cm<sup>2</sup> abs
- 流速：3.05 ～ 25.9 m/s
- Re 数範囲： $9 \times 10^3 \sim 2.7 \times 10^5$

相関式を採用すること。特に次の2点に留意した。

- (i) 定常炉心流れは下向きであり、運転時の異常な過渡変化及び事故時にはこの下向き流れの流速が低下し流速零を経過した後に自然循環冷却によって上昇流となる。これらの流動様式の遷移に適切に対応できるよう留意した。
  - (ii) 同じ絶対値の速度では、下向流に対する熱伝達率は一般的に言って上昇流に対する熱伝達率よりも低い傾向にある。特に下向流での DNB 熱流束は気泡の挙動との干渉によって上昇流に比べて低下する可能性がある。そこで下向流に対する熱伝達相関式及び DNB 熱流束評価式は、実験的に裏付けのあるものを採用するよう努めた。
- ② 解析に必要な熱伝達様式を考慮し、各熱伝達様式に対して用いるべき熱伝達相関式を検討した。ここで考慮した熱伝達様式の分類は以下の通りである。
- (i) 単相流の強制対流・自然対流熱伝達  
 上昇流及び下向流
  - (ii) 核沸騰熱伝達  
 サブクール核沸騰、飽和核沸騰及び自然対流沸騰
  - (iii) DNB 熱流束  
 上昇流及び下向流
  - (iv) Post-DNB 熱伝達  
 遷移沸騰、最小安定膜沸騰温度点、膜沸騰熱伝達及び蒸気単相熱伝達
- ③ 2.1節に述べた安全設計の基本的考え方①～③を的確に判定できる熱伝達相関式を選択すること。

### 3. 単相流の強制対流・自然対流熱伝達

水の単相流の対流熱伝達様式に対して、まず①下向流と上昇流とに大別し、②次いでレイノルズ数範囲を考慮して、適用する熱伝達相関式を考慮した。

#### 3.1 下向流での強制対流熱伝達

従来単相流の強制対流熱伝達相関式として、Sieder - Tate の式<sup>(1)</sup>、Colburn の式<sup>(2)</sup>、Dittus - Boelter の式<sup>(3)</sup>等がある。

狭い間隙の矩形流路断面形状の強制対流熱伝達率を測定した実験に、Gambill と Bundy の実験<sup>(4)</sup>がある。Gambill と Bundy の実験条件は以下の通りである。

Gambill と Bundy の実験条件

- |                       |  |
|-----------------------|--|
| • 流路間隙：1.09 ～ 1.45 mm | • 圧力：1 ～ 39 kg/cm <sup>2</sup> abs                   |
| • 流路幅：27 mm           | • 流速：3.05 ～ 25.9 m/s                                 |
| • 流路長：30 ～ 46 cm      | • Re 数範囲：9 × 10 <sup>3</sup> ～ 2.7 × 10 <sup>5</sup> |
| • ヒータ幅：27 mm          |  |

この実験で得られた平均熱伝達率と、次式で示す Sieder - Tate の式との比較を図 3.1 に示す。

$$\text{Nu} = 0.027 \text{Re}_b^{0.8} \text{Pr}_b^{1/3} (\mu_b/\mu_w)^{0.14} \quad (3.1)$$

上式で添字 b はバルク水温で、w は加熱面温度で物性値を評価することを示す。図からわかるように、Sieder - Tate の式は実験データの傾向をよく示している。しかしデータのバラツキが大きいことにもよるが、必ずしも最適評価を示しているとはいえない。

さらに、Griess 等の矩形流路での実験<sup>(5)</sup>がある。この実験は、HFIR (High Flux Isotope Reactor) の流路寸法には、等しい流路形状での熱伝達率の実験である。実験結果と上記 Sieder - Tate の式との比較を図 3.2 に示す。

Griess 等の実験条件は以下の通りである。

#### Griess 等の実験条件

- 流路間隙 : 1.27 mm
- 流路幅 : 12.7 mm
- 流路長 : 165 mm
- ヒータ幅 : 12.7 mm
- 圧力 : 21 ~ 67 kg/cm<sup>2</sup> abs
- 流速 : 9.4 ~ 15.5 m/s
- Re 数範囲 :  $5.2 \times 10^4 \sim 1.02 \times 10^5$

図 3.2 には Griess と Bundy の実験データも併せて示してあるが、Griess 等のデータと Gambill と Bundy のデータの整合性は非常に秀れている。しかし Sieder - Tate の式は、これらのデータの傾向を良く示しているものゝ、最適評価に近く、実験データのバラツキは大きい。

Dittus - Boelter の式は、バルク水温を基準にとっており、熱伝達率を低目に見積る傾向にある。そこで、保守的（熱伝達率を低目に見積り、過熱度が同じ時は熱流束を低目に、熱流束が同じ時には加熱表面温度を高目に見積る）評価としての Dittus - Boelter の式の評価を試みた。

Dittus - Boelter の式は次式で表わされる。

$$\text{Nu} = 0.023 \text{Re}_b^{0.8} \text{Pr}_b^{0.4} \quad (3.2)$$

この Dittus - Boelter の式と Griess 等の実験結果との比較を図 3.3 に示す。図から明らかのように Dittus - Boelter の式は Nu を低目に見積ることがわかる。Griess 等の実験報告書には Nu, Re<sub>b</sub>, Pr<sub>b</sub> を求めるための詳細なデータが記載されており、Dittus - Boelter の式と直接比較できたが Gambill と Bundy の実験報告書には記載されておらず、直接 Gambill と Bundy の実験結果と Dittus - Boelter の式とを比較することができない。しかし図 3.2 で見たように Gambill と Bundy の実験結果は本質的に Griess 等のデータと一致しているので、Gambill と Bundy の実験結果も Dittus と Boelter の評価式で与えられる数値より高い値を示すと考えられる。

図 3.4 に Dittus - Boelter の評価式が保守的評価を与えることを示す他の例として、R - 113 を冷却材に用いた実験結果を示す。この実験は Thorsen 等の実験<sup>(6)</sup>で実験条件は次の通りである。

## Thorsen 等の実験条件

- 流路径 : 12.2 mm
- 流路長 : 183 cm
- 圧力 : 2.4 ~ 7.9 kg/cm<sup>2</sup> abs
- 流量 : ~ 2700 kg/m<sup>2</sup>S
- Re数範囲 : 10<sup>4</sup> ~ 5 × 10<sup>4</sup>

本実験では、上昇流と下向流との違いも検討している。上昇流と下向流の違いは見受けられず、Dittus-Boelter の式はいずれの場合にも充分保守的な評価をしていることがわかる。

さらに図 3.5 に Sani の、冷却材として水を用いた下向流の実験データ<sup>(7)</sup>と、Dittus-Boelter の式との比較が示してある。Sani の実験は円管流路の実験で、実験条件は下記の通りである。

## Sani の実験条件

- 流路径 : 18.3 mm
- 流路長 : 1.7 m
- 圧力 : 1.1 ~ 4.8 kg/cm<sup>2</sup> abs
- 流量 : 274 ~ 1470 kg/m<sup>2</sup>S
- Re数範囲 : 6240 ~ 70900

この図からも、広いレイノルズ数範囲で Dittus-Boelter の式が熱伝達率に対して下限直を与えていることがわかる。

以上の検討から下向流に対する水単相の強制対流熱伝達相関式として、Dittus-Boelter の式が保守的な評価を与えるという意味で推奨でき、本式を採用する。本式は、これまで検討して来たレイノルズ数範囲から考慮して乱流域 ( $Re \geq 2500$ ) に限定する。

層流域では、層流熱伝導解として得られる

$$Nu = 4.0 \quad (3.3)$$

を使用することが妥当と考えられるので、これを用いることにする。層流域は  $Re < 2000$  として、乱流と層流の中間の遷移域では、Dittus-Boelter の式と  $Nu = 4.0$  の関係を内挿することにする。

以上をまとめると下記ようになる。

- 層流域 ( $Re < 2000$ ) :  $Nu \equiv \frac{h D_e}{k} = 4.0 \quad (3.3)$

- 乱流域 ( $Re \geq 2500$ ) :  $Nu = 0.023 Re_b^{0.8} Pr_b^{0.4} \quad (3.2)$

- 遷移域 ( $2000 \leq Re < 2500$ ) : (3.3) 式と (3.2) 式とを内挿

上記の結果を、圧力  $P = 1.0$  kg/cm<sup>2</sup> abs, 加熱面温度  $T_w = 80$  °C, バルク水温  $T_l = 40$  °C, 等価水力直径  $D_e = 4.41 \times 10^{-3}$  m の場合の例を図 3.6 に示す。なお、JRR-3 改造炉の定常運転時の流速は約 6.25 m/s であって、レイノルズ数では、 $Re \approx 4 \times 10^4$  である。

### 3.2 上昇流での強制対流及び自然対流熱伝達

JRR-3 改造炉の通常運転時の異常な過渡変化及び事故では、水単相流の上昇流が出現することが考えられ、この時の強制対流及び自然対流熱伝達相関式が重要な位置を占めることが考えられる。

上昇流の強制対流では、下向流の項で既に検討したように Dittus-Boelter の式が高いレイノルズ数範囲で保守的な評価を与えている。そこで乱流域 ( $Re \geq 2500$ ) では Dittus-Boelter の式を採用することにする。層流域では浮力の項が無視出来なくなって浮力により熱伝達が促進される。そこで下式で与えられる Collier の式<sup>(8)</sup>を適用する。

$$Nu = 0.17 Re_b^{0.33} Pr_b^{0.43} \left\{ \frac{(Pr_1)_b}{(Pr_1)_w} \right\}^{0.25} \left\{ \frac{g \beta D_e^3 (T_w - T_1)}{\nu^2} \right\}_b^{0.1} \quad (3.4)$$

ここに添字 b は、物性値をバルク水温で、w は加熱表面温度で評価することを示す。この式の適用範囲を  $Re < 2000$  とし、 $Re = 2000$  と  $2500$  の遷移域では (3.4) 式と (3.2) 式で内挿する。

なお、 $Re < 2000$  で (3.4) 式で与えられる Nu 数が 4.0 以下になる時は層流の熱伝導解で与えられる  $Nu = 4.0$  をとることとする。

以上をまとめると次の様になる。

- 層流域 ( $Re < 2000$ ) :  $Nu = \text{Max}(4.0, (3.4) \text{式})$
- 乱流域 ( $Re \geq 2500$ ) :  $Nu = 0.023 Re_b^{0.8} Pr_b^{0.4}$
- 遷移域 ( $2000 \leq Re < 2500$ ) : (3.4) 式と (3.2) 式とを内挿

上記の結果を、圧力  $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ , 加熱面温度  $T_w = 80^\circ\text{C}$ , バルク水温  $T_1 = 40^\circ\text{C}$ , 等価水力直径  $D_e = 4.41 \times 10^{-3} \text{ m}$  の場合の Nu と Re 数の関係を図 3.7 に例示する。

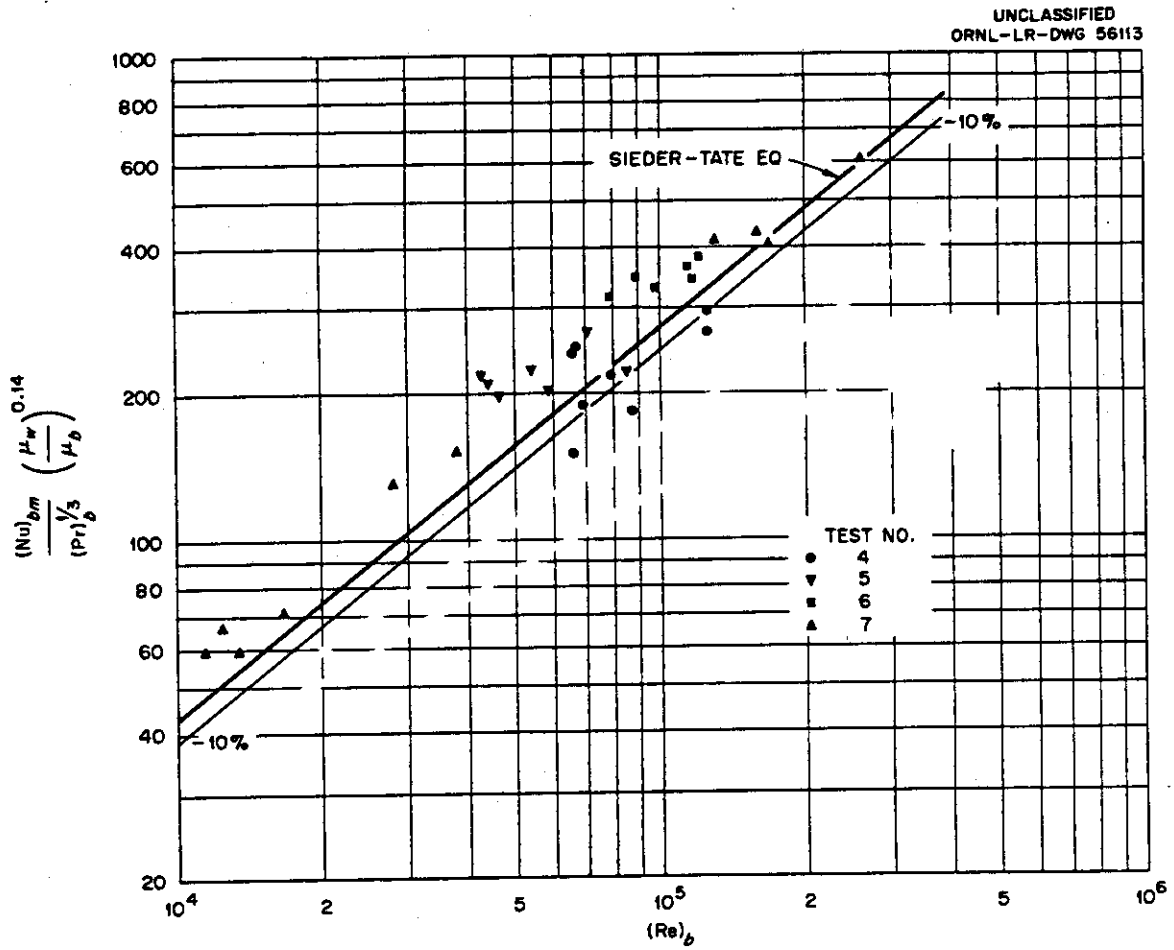


図 3.1 Gambill&Bundy の実験結果<sup>(4)</sup>と Sieder-Tate の式との比較



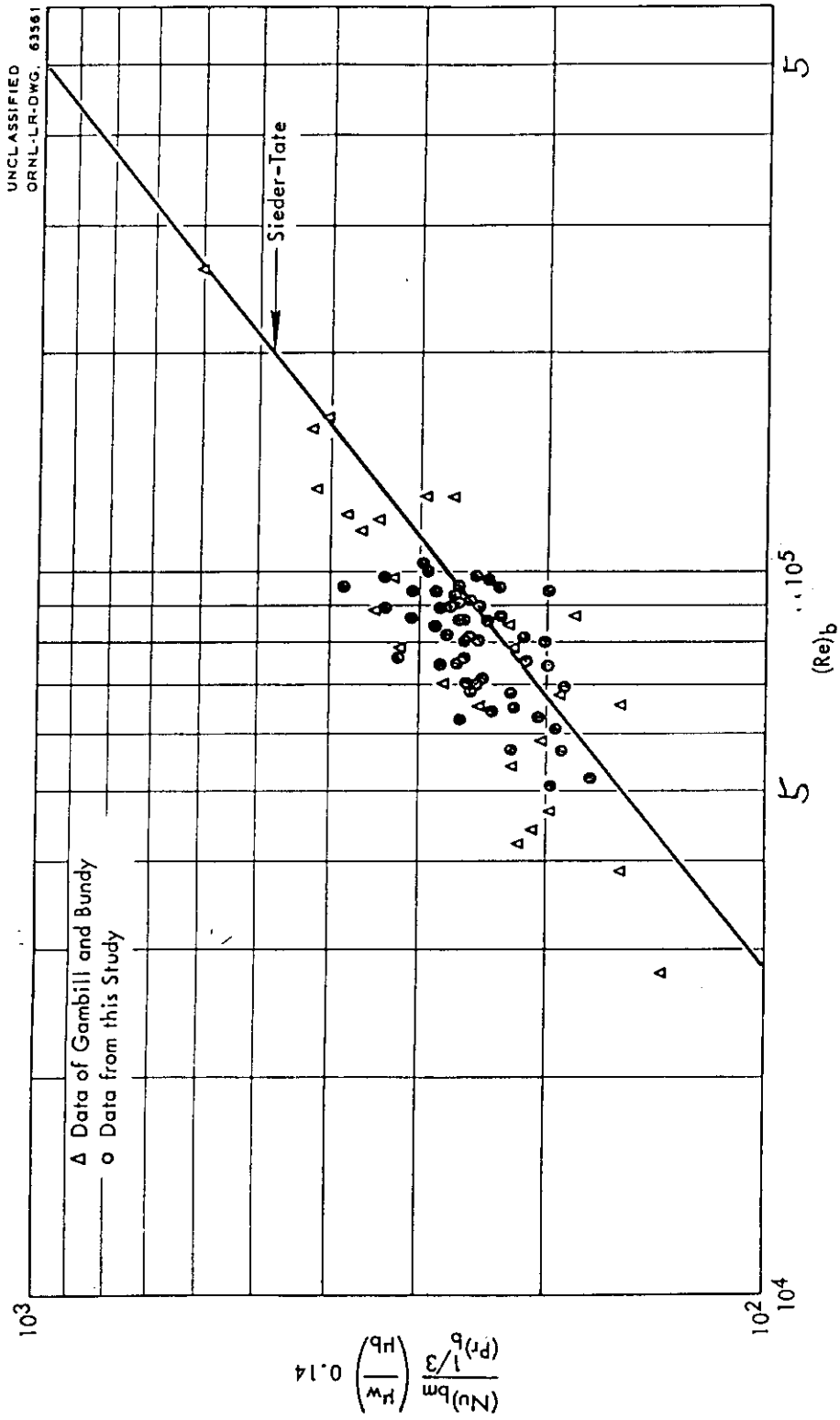


図 3.2 Griess et al<sup>5)</sup>の実験と Sieder-Tate の式との比較

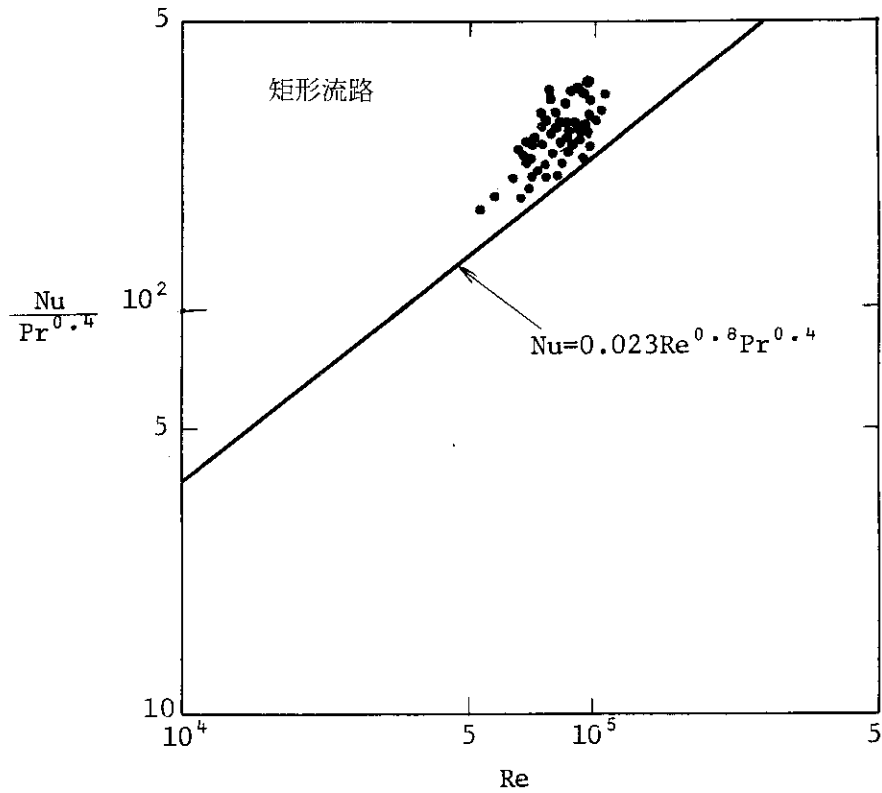
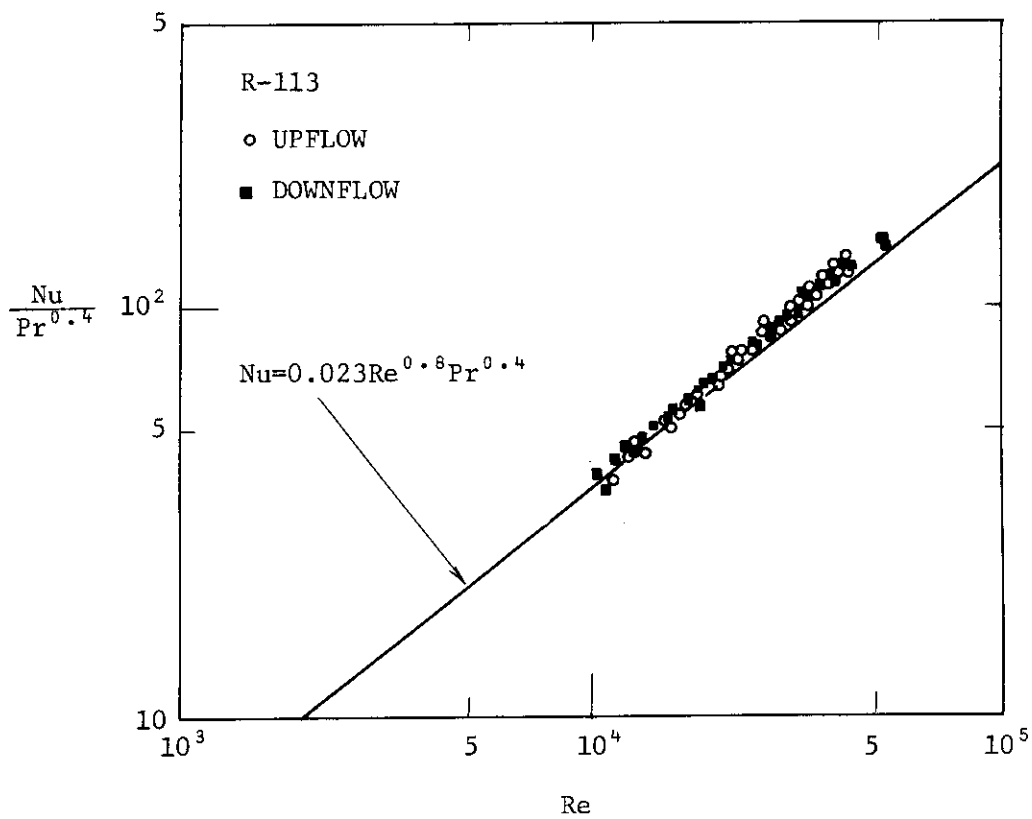


図 3.3 Griess et alのデータ<sup>(5)</sup>と Dittus-Boelter の式と比較



3.4 Thorsen et al<sup>(6)</sup>のデータと Dittus-Boelterの式との比較

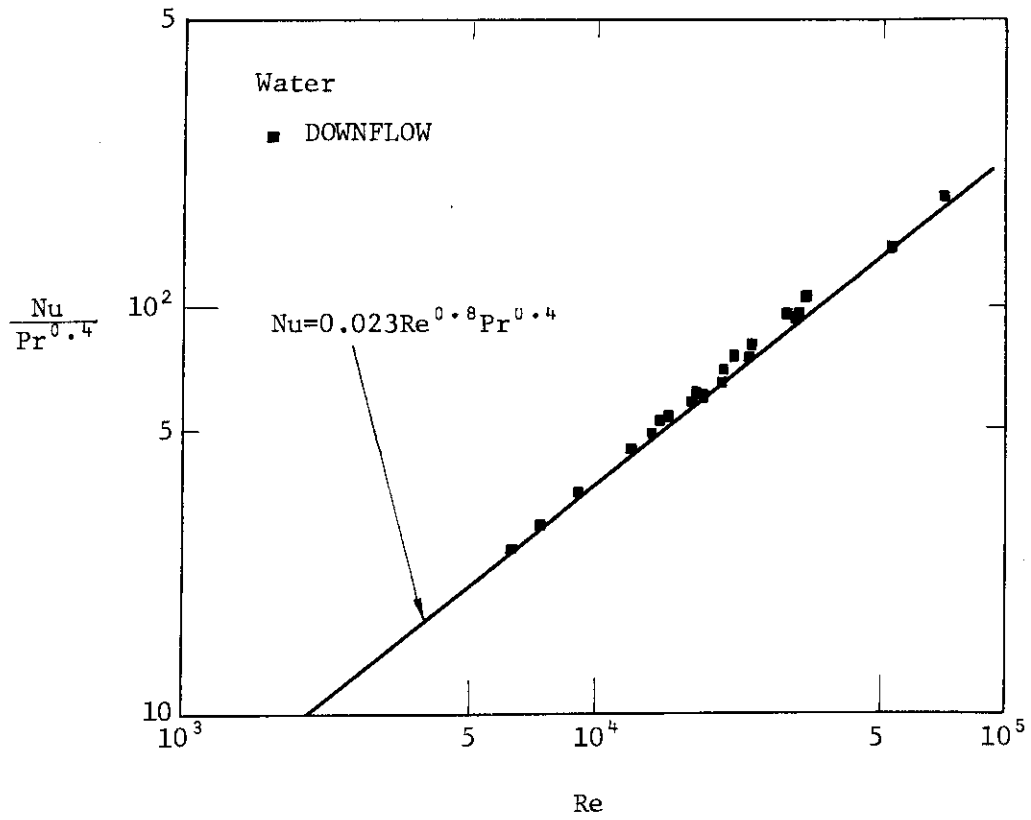


図 3.5 Sani<sup>(7)</sup>のデータと Dittus-Boelter の式との比較

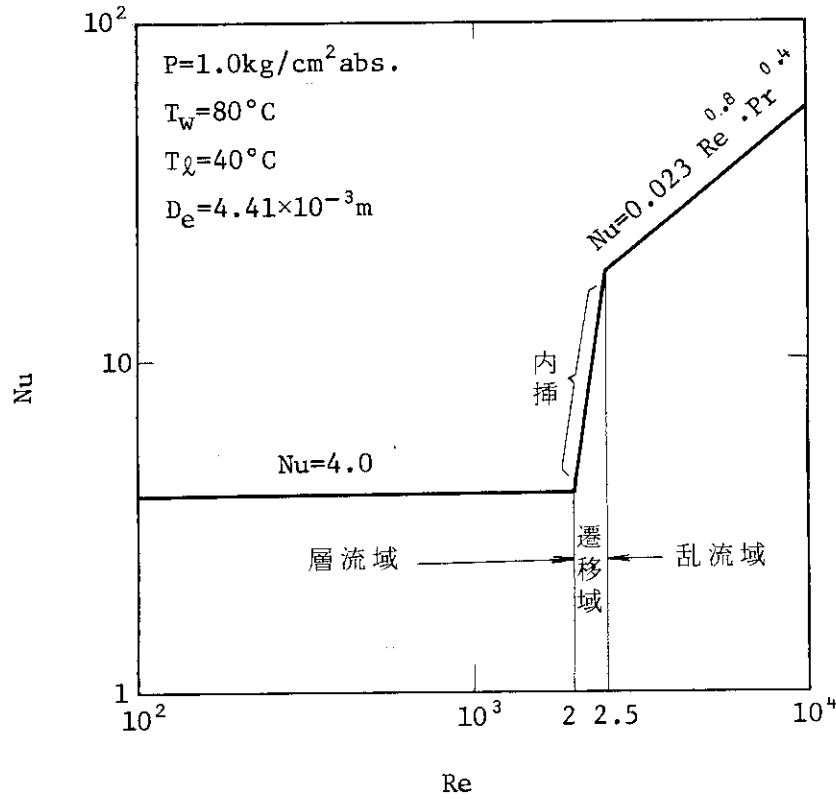


図 3.6 下向流における单相強制対流熱伝達相関式

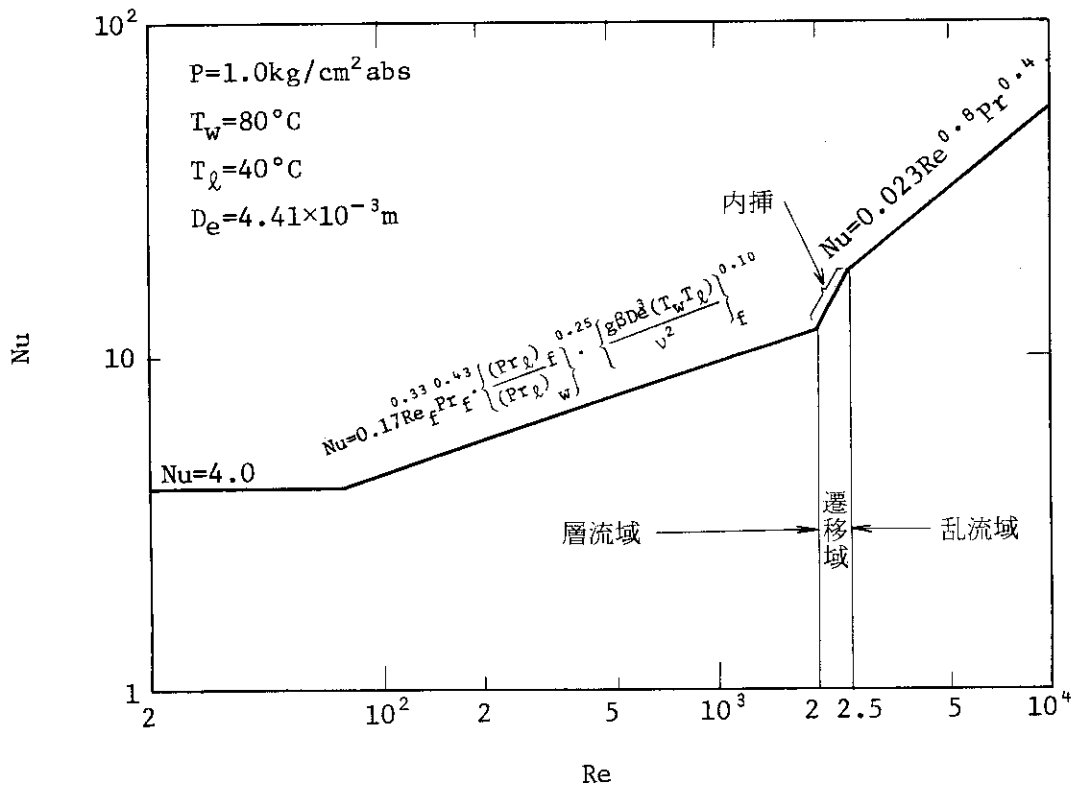


図 3.7 上昇流における単相対流熱伝達

## 4. 核沸騰熱伝達

### 4.1 沸騰開始点

JRR-3 改造炉の安全設計の重要な指針の1つに、通常運転時に炉心内のいかなる場所においても沸騰を許さない、という項目がある。この沸騰を生じさせないという判定のために、判断基準が必要であるが、その判断基準として Bergles-Rohsenow の沸騰開始点での熱流束と過熱度との関係を適用する。

Bergles-Rohsenow の式は<sup>(9)</sup>、圧力をパラメータとして次式で表される。

$$q = 911 P^{1.156} \left\{ \frac{9}{5} (T_w - T_s) \right\}^{\frac{2.16}{P^{0.0234}}} \quad (4.1)$$

沸騰開始点の加熱表面温度  $T_w$  は、上式と強制対流熱伝達関係式 (3.2) 式を変形した下式との解として求めることができる。

$$q = 0.023 \operatorname{Re}_b^{0.8} \operatorname{Pr}_b^{0.4} \frac{k}{D_e} (T_w - T_s + T_s - T_1) \quad (4.2)$$

すなわち、等価水力直径  $D_e$ 、局所のバルク水温  $T_1$ 、流速  $u$ 、圧力  $P$  が求めれば (4.1)、(4.2) 式から  $T_w - T_s$  が得られ、従って沸騰開始点の加熱表面温度  $T_{ONB}$  が求まる。

そこで、表面熱流束  $q$  が与えられると (4.2) 式から求まる加熱表面温度  $T_w$  が  $T_{ONB}$  より高い時沸騰が生じ、低い時には沸騰が生じないと判断することができる。

図 4.1 に  $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ ,  $u = 0.25 \text{ m/s}$ ,  $T_1 = 40^\circ \text{C}$ ,  $De = 4.41 \times 10^{-3} \text{ m}$  の場合を例にとり沸騰開始温度  $T_{ONB}$  の求め方を例示する。

### 4.2 サブクール核沸騰熱伝達

核沸騰熱伝達評価式として Thom の式<sup>(10)</sup>、Jens-Lottes の式<sup>(11)</sup> 等が有名であるが、これらは流速やサブクールの効果が考慮に入っていない。そこで、本検討ではこれらの効果が考慮されている Chen の式<sup>(12)(8)</sup> を取り上げ、まずサブクール核沸騰熱伝達について実験値と比較検討した。

サブクール核沸騰熱伝達相関式として、Chen の式は次式で与えられる。

$$q = 0.023 \operatorname{Re}_b^{0.8} \operatorname{Pr}_b^{0.4} \frac{k}{D_e} (T_w - T_1) + S \cdot 0.00122 \left\{ \frac{\left( \frac{k_f}{0.86} \right)^{0.79} \cdot (4186 C_{p_f})^{0.45} \cdot \gamma_f^{0.49}}{(9.8 \sigma)^{0.5} (9.8 \mu_f)^{0.29} (4186 h_{fg})^{0.24} \gamma_g^{0.24}} \right\} \cdot (T_w - T_s)^{1.24} \{ 9.8 \times 10^4 (P_w - P) \}^{0.75}$$

$$= 0.023 \operatorname{Re}_b^{0.8} \operatorname{Pr}_b^{0.4} \frac{k}{D_c} (T_w - T_i) + S \cdot 7.228 \frac{k_f^{0.79} C_{pf}^{0.45} \gamma_f^{0.49} (T_w - T_s)^{1.24} \cdot (P_w - P)^{0.75}}{\sigma^{0.5} \mu_f^{0.29} h_{fg}^{0.24} \gamma_g^{0.24}} \quad (4.3)$$

ここに、係数Sは修正レイノルズ数  $\operatorname{Re}'$  の関数であって次のように与えられる。

$$\operatorname{Re}' = \frac{G D_e}{\mu_f} \times 10^{-4}$$

$$S = \left\{ \begin{array}{ll} \frac{1}{1 + 0.12 \operatorname{Re}'^{1.14}} & \operatorname{Re}' < 32.5 \\ \frac{1}{1 + 0.4 \operatorname{Re}'^{0.78}} & 32.5 < \operatorname{Re}' < 70.0 \\ 0.1 & 70.0 < \operatorname{Re}' \end{array} \right. \quad (4.4)$$

(4.3) 式の右辺第1項は、既述の Dittus-Boelter の式であって乱流強制対流項を示す。右辺第2項は核沸騰による寄与を示し、表面過熱度  $\Delta T_s (= T_w - T_s)$  と蒸気圧差  $(= P_w - P)$  の相乗効果を示している。係数Sは、過熱度  $\Delta T_s$  に対し実効的な過熱度  $\Delta T_{s\text{eff}}$  としての寄与割合を表わすもので  $S = \Delta T_{s\text{eff}} / \Delta T_s$  と定義され、修正レイノルズ数  $\operatorname{Re}'$  の関数であることを示す。なお、添字bは物性値をバルク水温で、fは飽和水温で各々評価することを意味する。

図4.2と図4.3に、サブクール核沸騰熱流束  $q$  と過熱度  $\Delta T_s$  に関し Chen の式と Yücel 等の実験結果<sup>(17)</sup> との比較を示す。なお図中には参考のため Thom の式を示す。Yücel 等の実験は上昇流と下向流とを比較して示しており、この実験の主要条件は以下の通りである。

Yücel 等の実験条件

- 流路間隙 : 6.35 mm
- 流路幅 : 9.52 mm
- 流路長 : 305 mm
- 加熱幅 : 5.84 mm (片面加熱)
- 流速 : 1.3, 6.5 m/s
- 圧力 : 大気圧
- 入口サブクーリング : 3 ~ 42 °C

図4.2に入口サブクーリングが3~6°Cと低いサブクール核沸騰を、図4.3に入口サブクーリングが39~42°Cと高いサブクール核沸騰熱伝達の比較を示している。両図からわかるように、同じ過熱度  $\Delta T_s$  に対し上昇流での熱流束  $q$  は下向流の熱流束より高い値を示している。しかも Chen の式はこれらの値に対し保守的な熱流束を与えている。従って Chen の式を採用することは充分妥当と考えて良い。

Chen の式に及ぼす圧力の効果を調べた結果を図4.4~図4.8に示す。図4.4には等価水力直径  $D_e = 4.41 \times 10^{-3} \text{m}$ 、サブクーリング 10 °C、圧力  $P = 0.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  の場合の熱流束  $q$  と過熱度  $\Delta T_s (= T_w - T_s)$  の関係を流速をパラメータにとって示してある。図中には参考として Thom の式も示してある。図4.5には同じ条件で圧力  $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  とした結果を、図

4.6には圧力  $P = 2.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  とした時の結果を各々示す。

図 4.7 と図 4.8 に  $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  の時のサブクーリングが  $30^\circ\text{C}$  と  $60^\circ\text{C}$  の場合について比較し、サブクーリングの影響を示す。

以上の図 4.4 ~ 図 4.8 の結果から、流速が大であるほど、圧力が高い程及びサブクール度が高いほど、同じ過熱度に対し、大きな熱流束を与えることがわかる。

### 4.3 飽和核沸騰熱伝達

飽和核沸騰熱伝達は、バルク水温  $T_1$  が飽和温度  $T_s$  になっており、飽和水と飽和蒸気の二相流になっている時の核沸騰熱伝達である。飽和蒸気流量  $G_g$  の全流量  $G_0$  に対する割合（クオリティ  $x = G_g / G_0$ ）が二相流の1つの主要パラメータとなる。

Chen の飽和核沸騰熱伝達相関式<sup>(12),(8)</sup>は、このクオリティを主要パラメータとして取込んだもので、次のように表される。

$$q = F \cdot 0.023 \{ \text{Re}'_f (1-x) \}^{0.8} \text{Pr}'_f^{0.4} \frac{k_f}{D_e} (T_w - T_s) + S \cdot 7.228 \frac{k_f^{0.79} C_{pf}^{0.45} \gamma_f^{0.49}}{\sigma^{0.5} \mu_f^{0.29} h_{fg}^{0.24} \gamma_g^{0.24}} (T_w - T_s)^{1.24} (P_w - P)^{0.75} \quad (4.5)$$

ここに、右辺第1項の係数  $F$  は、二相流パラメータ  $x_{tt}$  の函数であり次の様に与えられる。

$$F = \left. \begin{array}{l} \frac{1}{x_{tt}} \equiv \left( \frac{x}{1-x} \right)^{0.9} \left( \frac{\gamma_f}{\gamma_g} \right)^{0.5} \left( \frac{\mu_g}{\mu_f} \right)^{0.1} \\ \left. \begin{array}{l} 1.0 \\ 2.35 \left( \frac{1}{x_{tt}} + 0.213 \right)^{0.736} \end{array} \right\} \begin{array}{l} \frac{1}{x_{tt}} \leq 0.1 \\ \frac{1}{x_{tt}} > 0.1 \end{array} \end{array} \right\} \quad (4.6)$$

又、右辺第2項の係数  $S$  は次の様に与えられる。

$$S = \left. \begin{array}{l} \text{Re}' \equiv \frac{G(1-x) D_e}{\mu_f} F^{1.25} \times 10^{-4} \\ \left. \begin{array}{l} \frac{1}{1 + 0.12 \text{Re}'^{1.14}} \quad \text{Re}' < 32.5 \\ \frac{1}{1 + 0.42 \text{Re}'^{0.78}} \quad 32.5 \leq \text{Re}' < 70.0 \\ 0.1 \quad 70.0 < \text{Re}' \end{array} \right\} \end{array} \right\} \quad (4.7)$$

(4.5) 式の右辺第1項は Dittus-Boelter の式の  $\text{Re}$  数を液相だけで定義し、修正係数  $F$  を乗じたものである。この (4.5) 式は本来上昇流を対象としたものであるが、下向流にも適用可能である。下向流の Wright の飽和核沸騰熱伝達実験結果<sup>(33)</sup> との比較を以下に示す。

Wright の実験条件を表 4.1 に示す。試験流路形状及び主要パラメータ範囲は、次の通りである。

- 流路径 : 18.3 mm(テストセクション1), 12.0 mm(テストセクション2)
- 流路長 : 1.72 m ( 同 上 ), 1.43 m ( 同 上 )
- 圧力 : 1.11 kg/cm<sup>2</sup> abs ~ 3.84 kg/cm<sup>2</sup> abs
- クオリティ : 0 ~ 0.193
- 流量 : 539 ~ 3531 kg/m<sup>2</sup>s
- 過熱度 : 1.13 ~ 14.9 °C

図 4.9 に Chen の式と実験値との比較を示す。熱流束範囲  $q = 2 \times 10^4 \sim 3 \times 10^5$  kcal/m<sup>2</sup>h で Chen の式は大旨保守的の評価を与えていることがわかる。図 4.10 は Thom の式、

$$\Delta T_s = 0.0243 q^{1/2} e^{-\frac{P}{88.6}} \quad (4.8)$$

と実験値との比較を参考の為示したものである。Thom の式は熱流束が低い場合に低目に見積り、熱流束が高い場合に高目に見積る傾向がはっきり現われている。

図 4.11 と図 4.12 は熱流束レベル  $q = 8.5 \times 10^4$  kcal/m<sup>2</sup>h と  $1.25 \times 10^5$  kcal/m<sup>2</sup>h とで、質量流量の影響を調べたものである。図 4.11 は  $q = 8.5 \times 10^4$  kcal/m<sup>2</sup>h の場合、図 4.12 は  $q = 1.25 \times 10^5$  kcal/m<sup>2</sup>h の場合である。いずれの場合も Chen の式は最適評価に近く、広い質量流量範囲で実験値との差は非常に小さい。

図 4.13 は圧力の影響を調べたものである。圧力範囲 1.25 ~ 1.7 kg/cm<sup>2</sup> abs で Chen の式は実験値を正しく予測していることがわかる。

以上の検討から Chen の式を飽和核沸騰熱伝達相関式として適用することは充分妥当であることがわかる。

#### 4.4 自然対流核沸騰熱伝達

Rohsenow<sup>(13)</sup> は、自然対流時の核沸騰熱伝達相関式として、プール沸騰実験で得られた次式を提案している。

$$\frac{q}{g \mu_l h_{fg}} \sqrt{\frac{\sigma}{\gamma_l - \gamma_g}} = \left\{ \frac{1}{0.0132 Pr} \frac{C_{pl} (T_w - T_s)}{h_{fg}} \right\}^3 \quad (4.9)$$

本式は、 $G > 271$  kg/m<sup>2</sup>s に対して適用することが推奨される。そこで、飽和核沸騰熱伝達領域における  $G > 271$  kg/m<sup>2</sup>s の上昇流の対流熱伝達に対して適用する。



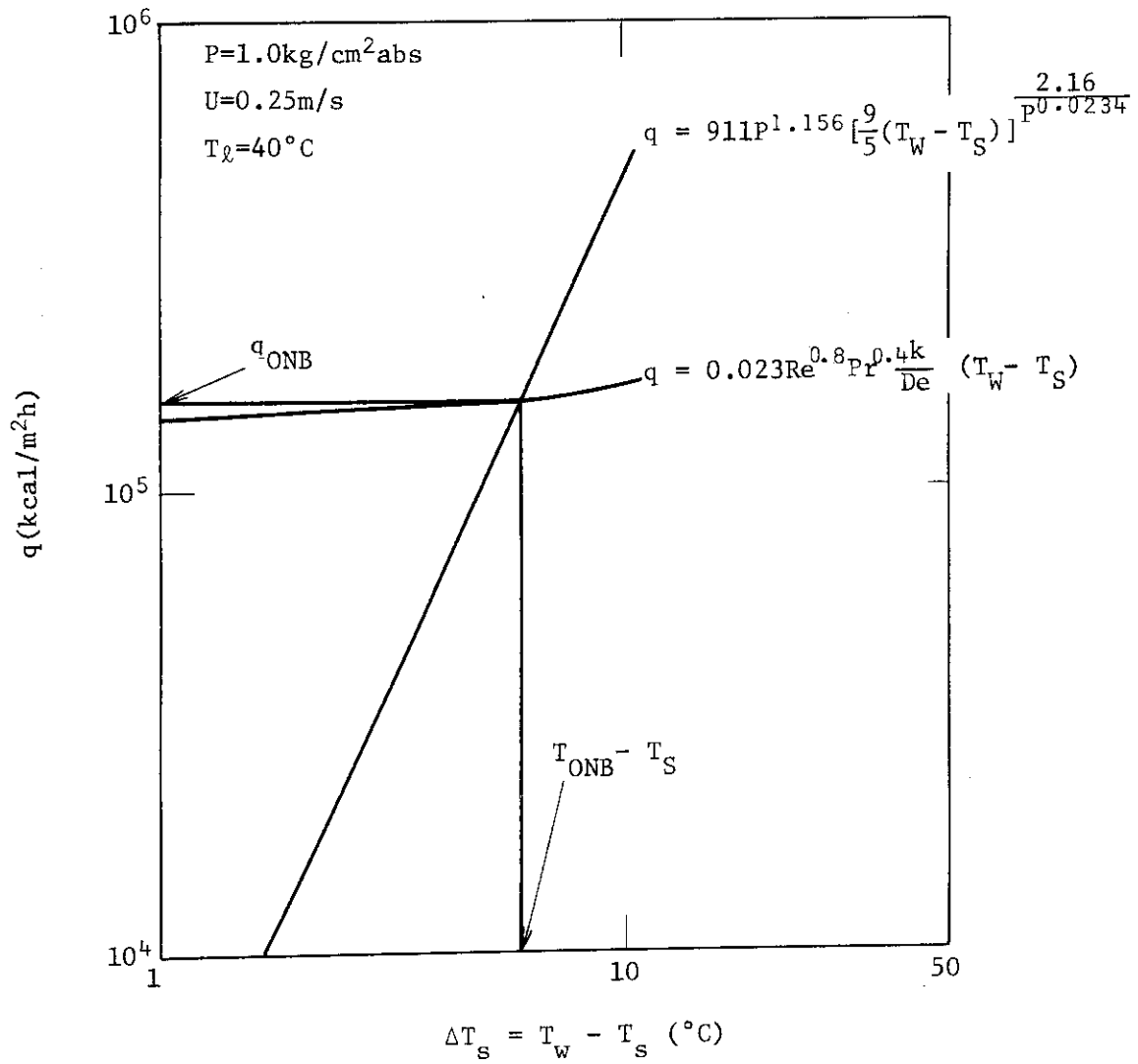


図4.1 下向流の場合の沸騰開始点の例

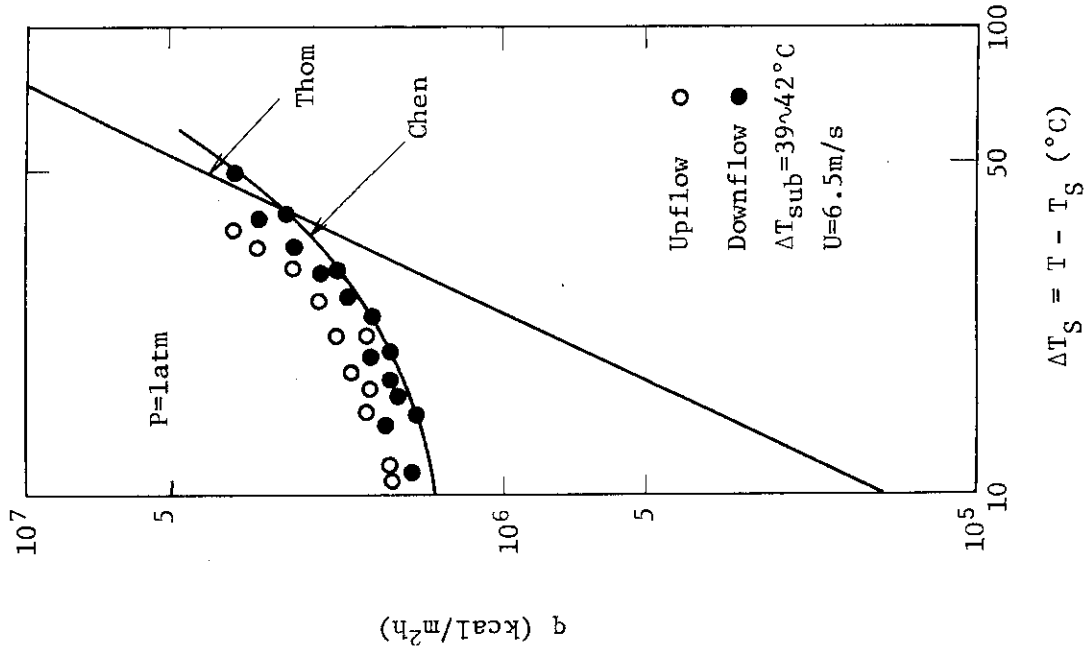


図 4.3 サブクロール沸騰に対するChenの式とYücelの実験結果の比較

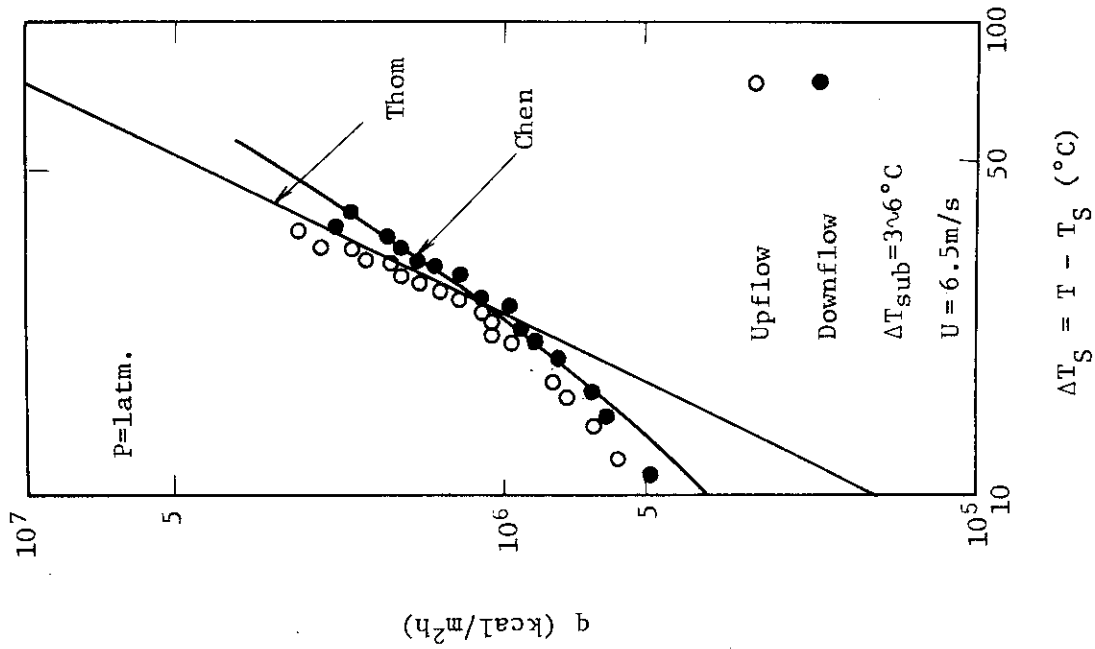


図 4.2 サブクロール沸騰に対するChenの式とYücelの実験結果<sup>(17)</sup>の比較

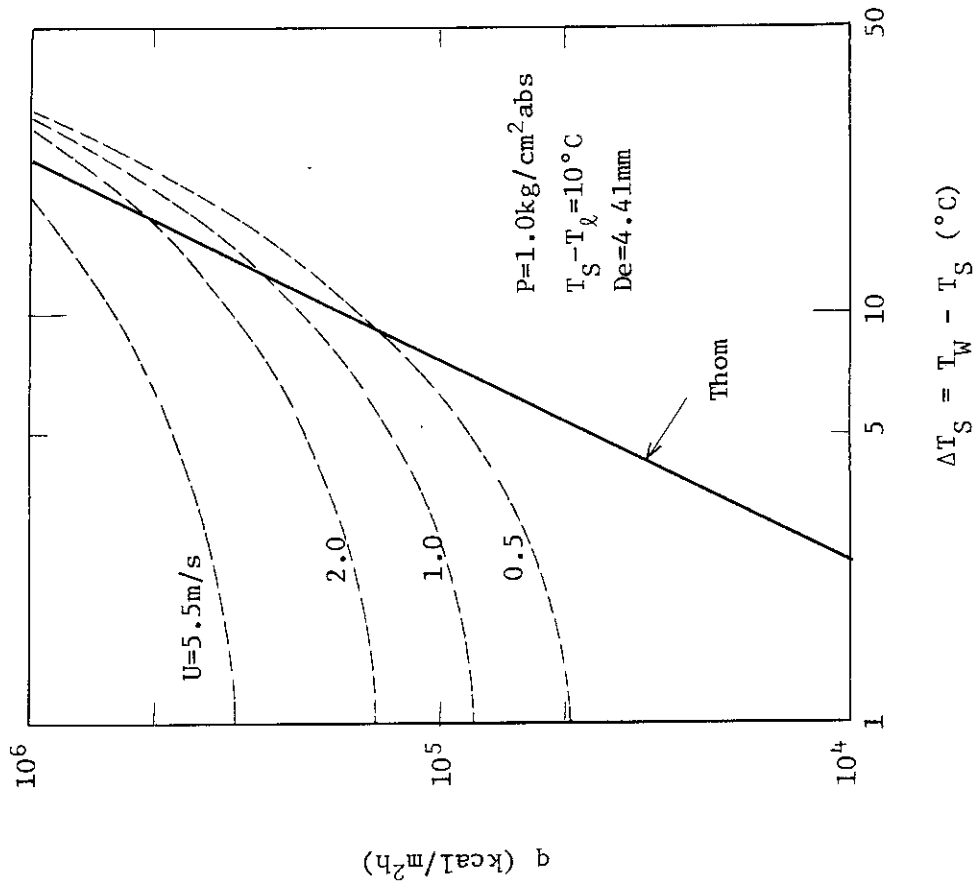


図 4.5 Chen のサブクール核沸騰熱伝達相関式の傾向  
(圧力の影響)

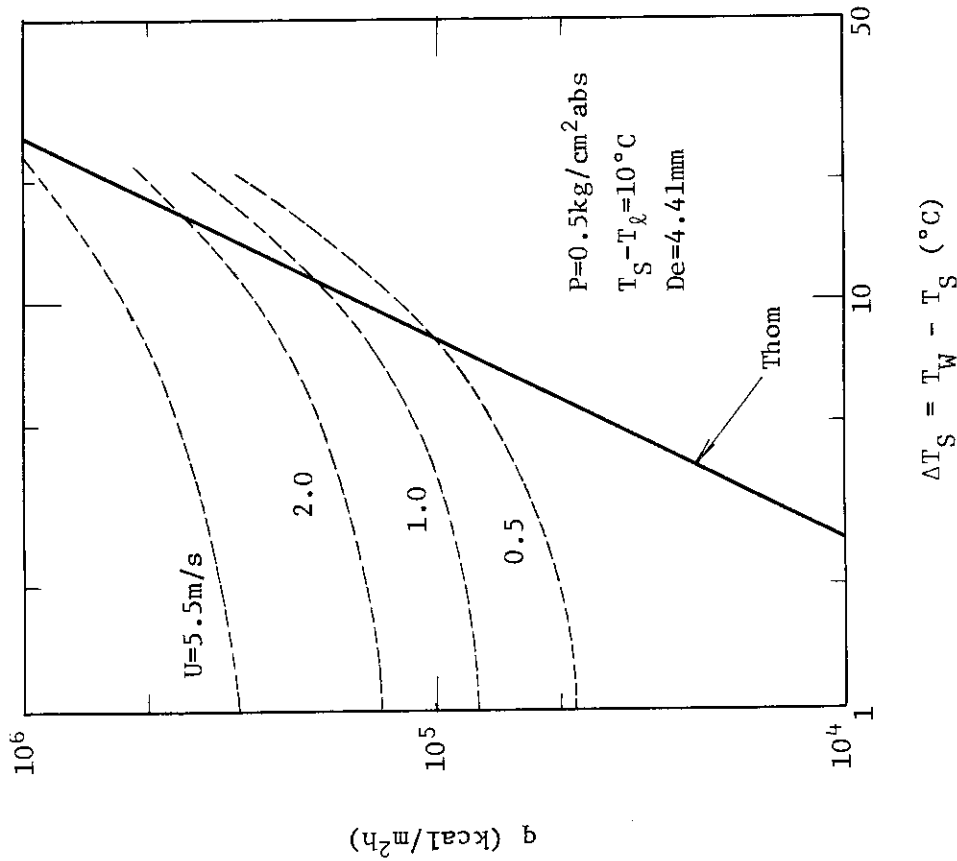


図 4.4 Chen のサブクール核沸騰熱伝達相関式の傾向  
(流速の影響)

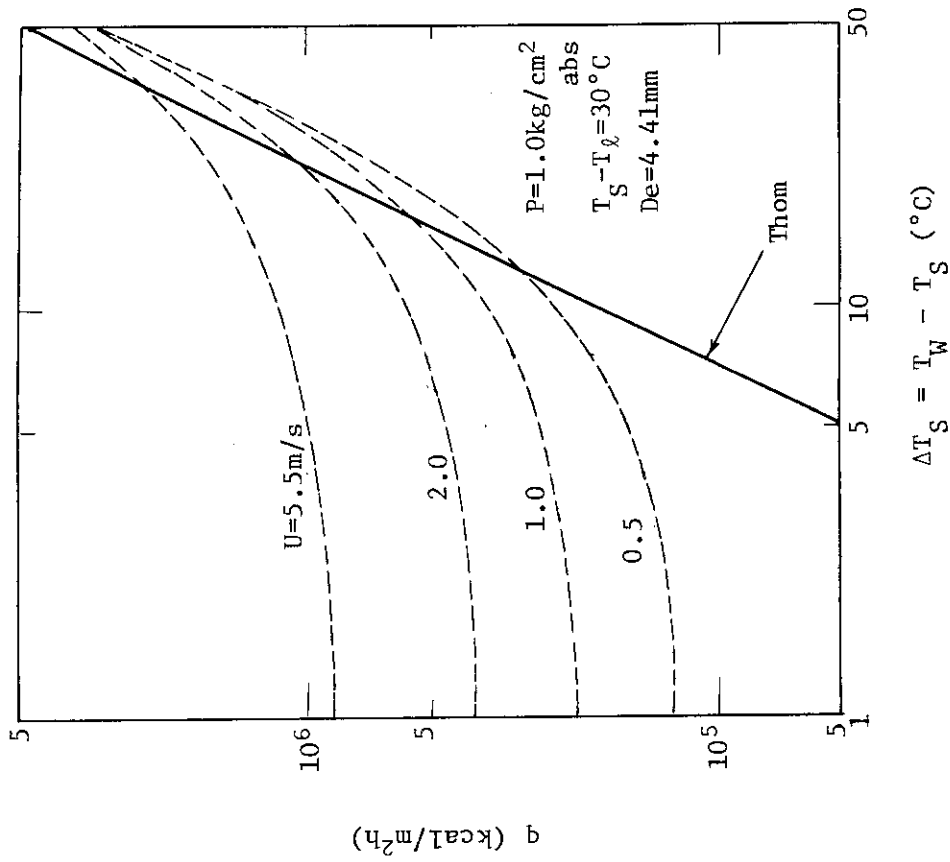


図 4.7 Chen のサブクール核沸騰熱伝達相関式の傾向  
(サブクール度の影響)

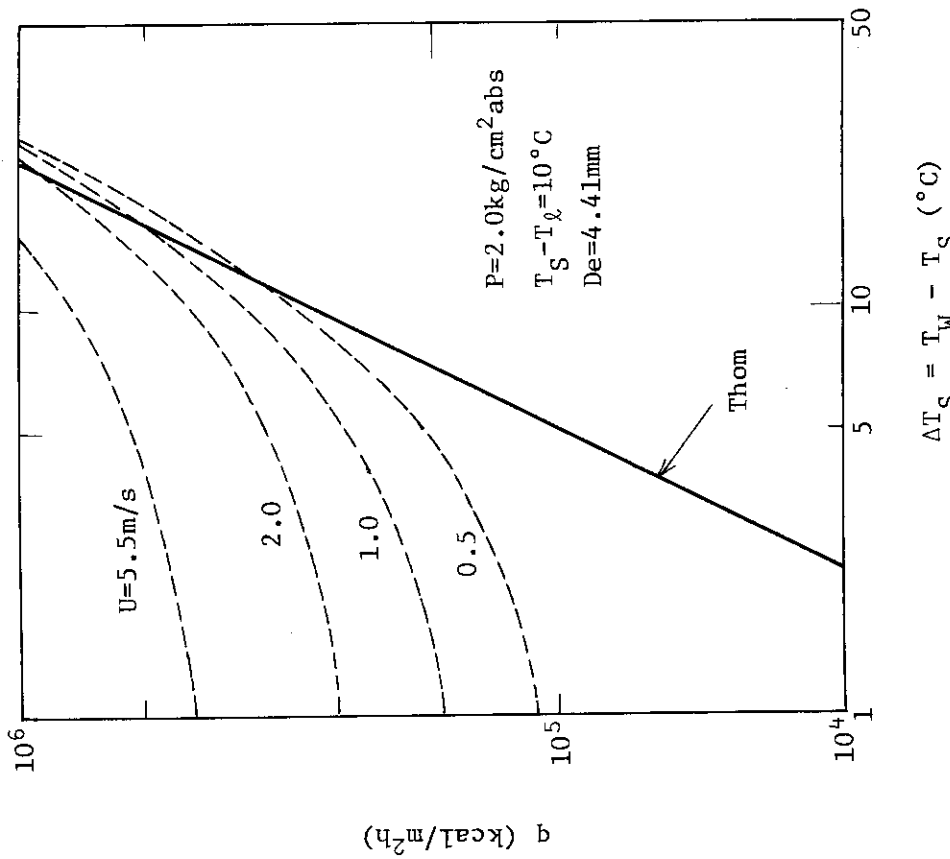


図 4.6 Chen のサブクール核沸騰熱伝達相関式の傾向  
(圧力の影響)

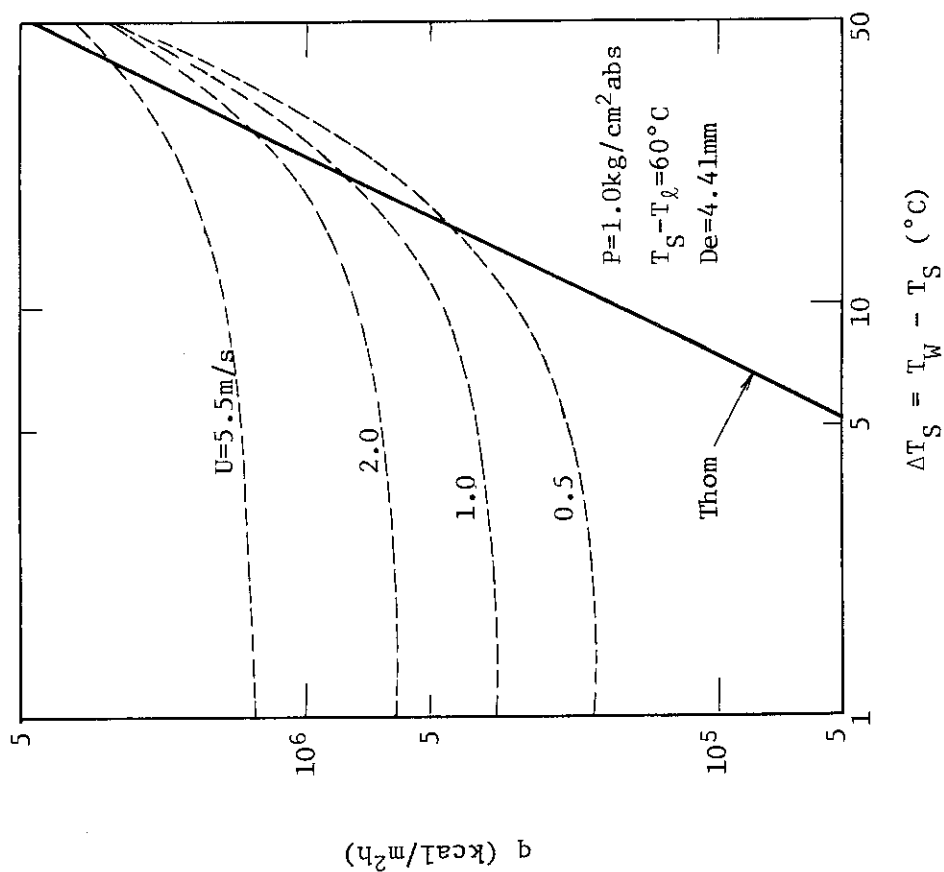


図 4.8 Chenのサブクール核沸騰熱伝達相関式の傾向  
 (サブクール度の影響)

表 4.1 下向流飽和核沸騰熱伝達に関する Wright の実験条件及び実験結果<sup>(33)</sup>

Run No.	TEST SECTION の形状 De (mm)	Mass Flux (kg/m <sup>2</sup> )	Pressure (kg/cm <sup>2</sup> a)	Quality (-)	T <sub>w</sub> - T <sub>s</sub> (°C)
3.0	tube, 18.3	$7.967 \times 10^2$	1.16 ~ 1.11	$6.2 \times 10^{-3} \sim 1.75 \times 10^{-2}$	1.97 ~ 3.16
4.0	tube, 18.3	$8.046 \times 10^2$	1.27 ~ 1.16	$1.1 \times 10^{-2} \sim 2.47 \times 10^{-2}$	1.68 ~ 2.71
17.0	tube, 18.3	$7.992 \times 10^2$	1.46 ~ 1.30	$2.40 \times 10^{-3} \sim 4.09 \times 10^{-2}$	4.40 ~ 9.95
18.0	tube, 18.3	$7.987 \times 10^2$	1.59 ~ 1.37	$8.9 \times 10^{-3} \sim 4.93 \times 10^{-2}$	3.76 ~ 8.01
24.0	tube, 18.3	$7.997 \times 10^2$	2.01 ~ 1.51	$5.26 \times 10^{-2} \sim 8.88 \times 10^{-2}$	1.73 ~ 3.94
32.0	tube, 18.3	$1.029 \times 10^3$	1.94 ~ 1.53	$2.36 \times 10^{-2} \sim 5.31 \times 10^{-2}$	2.07 ~ 3.99
33.0	tube, 18.3	$5.39 \times 10^2$	1.47 ~ 1.22	$3.97 \times 10^{-2} \sim 7.99 \times 10^{-2}$	2.54 ~ 4.33
38.0	tube, 18.3	$5.478 \times 10^2$	1.33 ~ 1.17	$2.18 \times 10^{-2} \sim 5.79 \times 10^{-2}$	3.47 ~ 5.95
42.0	tube, 18.3	$5.424 \times 10^2$	1.57 ~ 1.28	$3.91 \times 10^{-2} \sim 9.38 \times 10^{-2}$	3.82 ~ 6.65
46.0	tube, 18.3	$5.39 \times 10^2$	1.46 ~ 1.20	$5.32 \times 10^{-2} \sim 7.70 \times 10^{-2}$	1.09 ~ 2.07
100.0	tube, 18.3	$7.977 \times 10^2$	1.46 ~ 1.25	$1.23 \times 10^{-2} \sim 3.67 \times 10^{-2}$	1.13 ~ 3.69
107.0	tube, 18.3	$1.319 \times 10^3$	1.88 ~ 1.62	$3.8 \times 10^{-2} \sim 3.04 \times 10^{-2}$	4.82 ~ 8.64
150.0	tube, 12.0	$1.18 \times 10^3$	1.61 ~ 1.23	$2.1 \times 10^{-2} \sim 3.79 \times 10^{-2}$	2.90 ~ 7.58
157.0	tube, 12.0	$3.531 \times 10^3$	3.49 ~ 3.15	$7.0 \times 10^{-3} \sim 1.25 \times 10^{-2}$	4.04 ~ 6.02
159.0	tube, 12.0	$1.18 \times 10^3$	2.08 ~ 1.47	$1.4 \times 10^{-4} \sim 6.3 \times 10^{-3}$	3.57 ~ 14.9
163.0	tube, 12.0	$2.44 \times 10^3$	3.84 ~ 2.63	$9.0 \times 10^{-3} \sim 5.05 \times 10^{-2}$	3.43 ~ 1.11
170.0	tube, 12.0	$6.654 \times 10^2$	2.50 ~ 1.43	$7.61 \times 10^{-4} \sim 1.93 \times 10^{-1}$	2.60 ~ 8.68
171.0	tube, 12.0	$6.654 \times 10^2$	1.43 ~ 1.09	$1.53 \times 10^{-2} \sim 6.76 \times 10^{-2}$	2.66 ~ 7.67

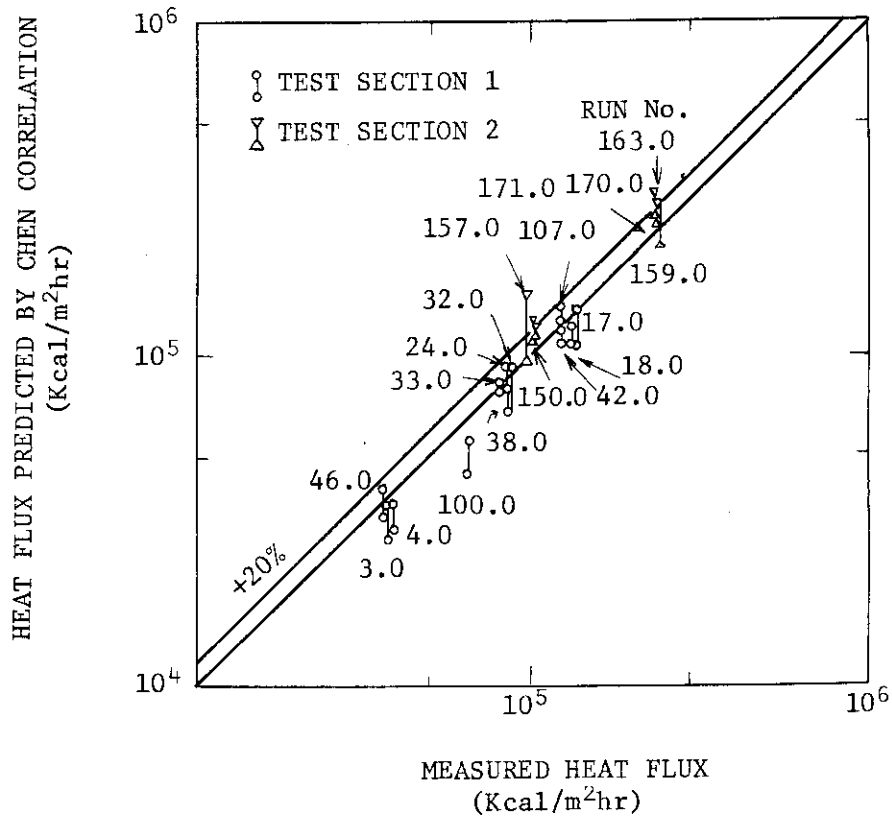


図 4.9 Wright の実験結果<sup>(33)</sup>と Chen の式との比較

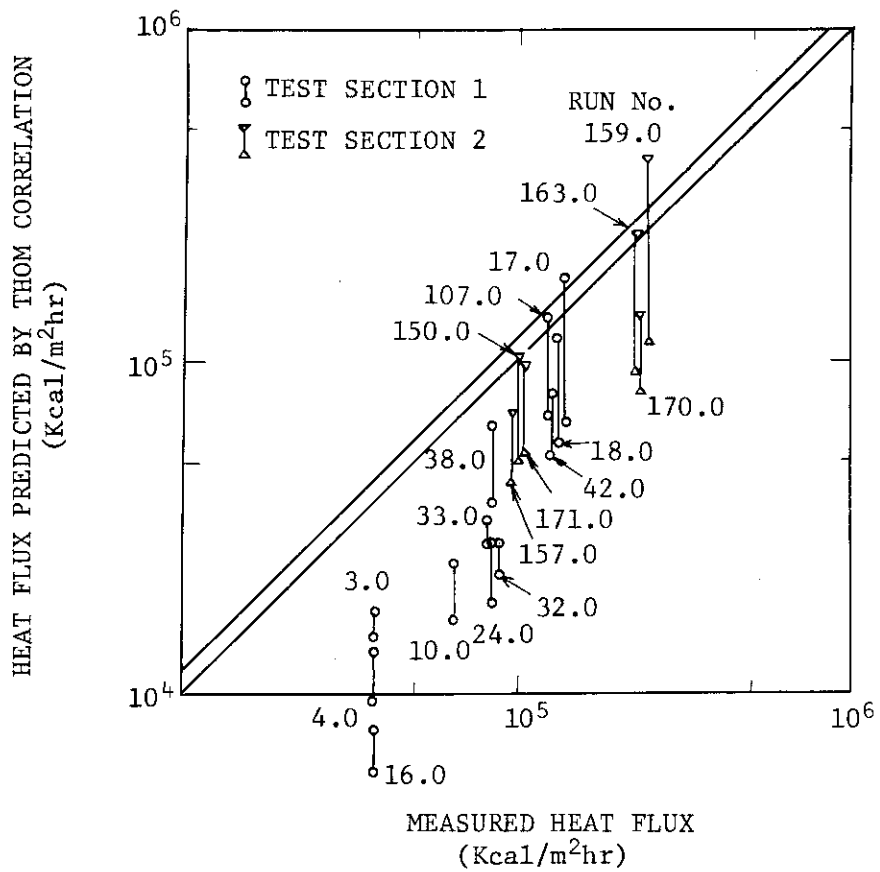
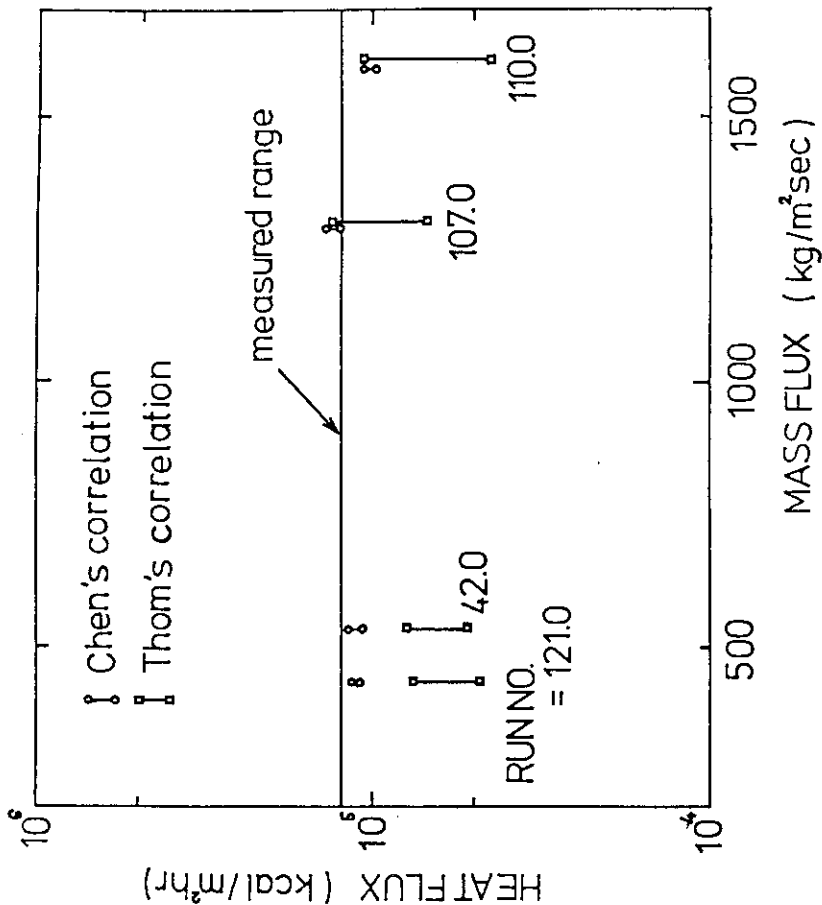
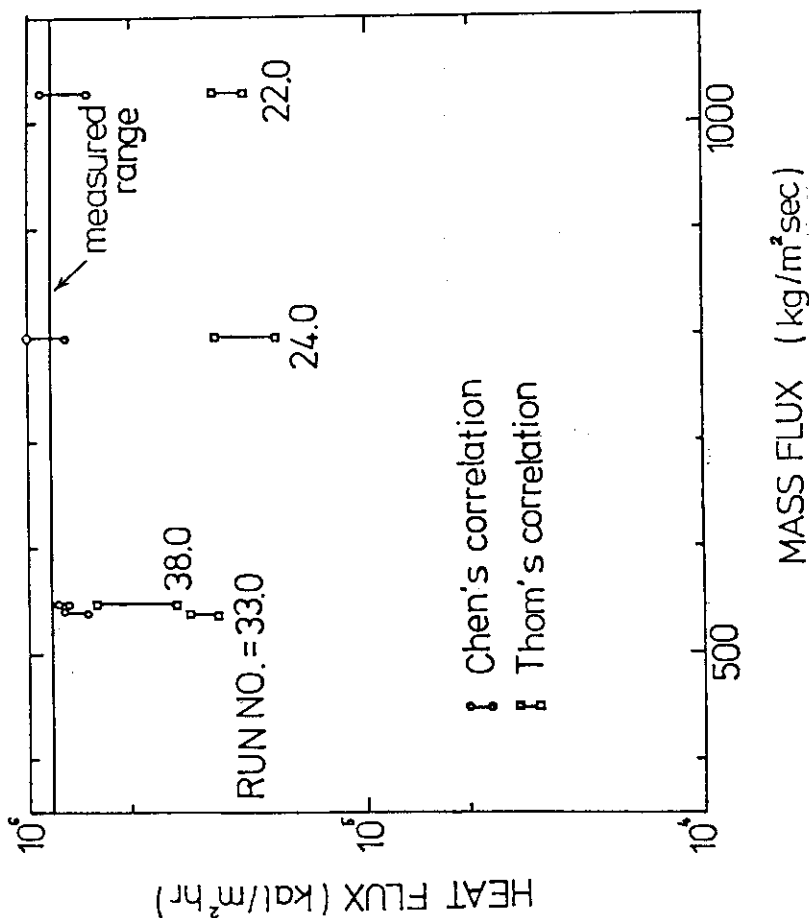


図 4.10 Wright の実験結果<sup>(33)</sup>と Thom の式との比較



RUN No.	MEASURED HEAT FLUX (KCAL/M²HR)	MASS FLUX (KG/M²SEC)	PRESSURE (KG/CM²)
42.0	$1.2489 \times 10^5$	$5.4239 \times 10^2$	1.54 - 1.37
107.0	$1.2350 \times 10^5$	$1.3186 \times 10^3$	1.88 - 1.62
110.0	$1.2334 \times 10^5$	$1.5998 \times 10^3$	2.16 - 1.88
121.0	$1.2483 \times 10^5$	$4.3450 \times 10^2$	1.53 - 1.22

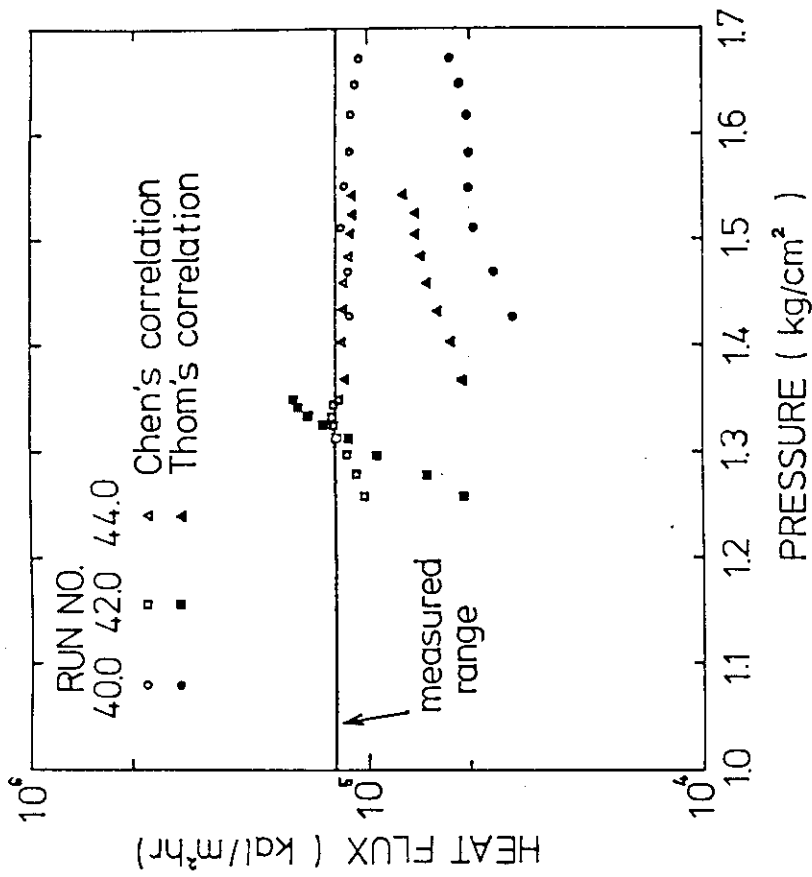
図 4.12 Wright の実験結果, Chen 及び Thom の式における質量流量の影響 ( $g = 1.25 \times 10^5$  kcal/m<sup>2</sup>h)



RUN No.	MEASURED HEAT FLUX (KCAL/M²HR)	MASS FLUX (KG/M²SEC)	PRESSURE (KG/CM²)
24.0	$8.53412 \times 10^4$	$7.99571 \times 10^2$	2.01 - 1.51
32.0	$8.587 \times 10^4$	$1.02913 \times 10^3$	1.95 - 1.53
33.0	$8.54361 \times 10^4$	$5.38973 \times 10^2$	1.47 - 1.22
38.0	$8.52626 \times 10^4$	$5.47760 \times 10^2$	1.32 - 1.17

図 4.11 Wright の実験結果, Chen など Thom の式における質量流量の影響 ( $q = 8.5 \times 10^4$  kcal/m<sup>2</sup>h)





RUN No.	MEASURED HEAT FLUX (KCAL/M HR)	MASS FLUX (KG/M SEC)
40.0	$1.2489 \times 10^5$	$5.40926 \times 10^2$
42.0	$1.2489 \times 10^5$	$5.4239 \times 10^2$
44.0	$1.2489 \times 10^5$	$5.41414 \times 10^2$

図 4.13 Wright の実験結果, Chen 及び Thom の式における  
圧力の影響

## 5. DNB熱流束

### 5.1 DNB熱流束評価の際の留意点

JRR-3 改造炉の熱水力学解析で対象となる下向流及び低流速の上昇流での、DNB熱流束評価のため、これまで行われてきた DNB 熱流束実験に関する文献調査を行った。文献調査に当っては以下の点に留意した。

- ① JRR-3 の基本的流路（サブチャンネル）は、矩形断面流路でかつ等価水力直径  $D_e = 4 \sim 5$  mm, 流路長  $L = 750$  mm で、流路長径比  $L/D$  が大である。これらの特徴を考慮し、流路形状が JRR-3 と類似のもので JRR-3 の解析に適用しうる実験を調査対象とした。
- ② JRR-3 への適用可能性を考慮し、圧力については高圧の実験を除外し、大気圧近傍（ $1 \sim 2$  kg/cm<sup>2</sup> abs）での実験を調査対象とした。
- ③ JRR-3 の定常運転時では、ホットチャンネルの流速が下向流で約 6 m/s である。冷却材流量喪失事故ではこの流速から低下し流速零を経過し、上昇流の自然循環冷却が確立するまでの流速を対象とするため、下向流の対象流速を約 6 m/s 以上から 0 m/s, 上昇流の対象流速を 0 m/s から約 0.5 m/s までを、それぞれ含む実験を調査対象とする。
- ④ 下向流及び低流速での上昇流の DNB 熱流束特性の違いを明確にするため、同じ流路形状での下向流と上昇流の実験データを対比させる。
- ⑤ 下向流と上昇流の DNB 熱流束特性の違いを明確にするため、流体として水だけでなく他の流体の実験データも活用する。

表 5.1 に文献調査の結果得られた、下向流及び比較的低流速の上昇流での DNB 熱流束に関するこれまでの実験が、一覧表にまとめてある。同表には、主要な実験条件として、流体の種類・圧力・質量流速・入口流体温度条件・流路形状・流路長・流路長径比  $L/D_e$ （ $L$ ：流路長、 $D_e$ ：等価水力直径）・流れの向き・文献番号が示してある。

次節以降に、表 5.1 に掲げた実験の内容、実験結果及び重要な実験的知見を記す。

### 5.2 検討の対象とした従来の実験

#### (1) 実験内容

表 5.1 に掲げた実験は、JRR-3 改造炉の熱水力学解析条件を包含すべく調査した実験であって、主要な実験条件範囲は次のとおりである。

水に関しては、

- ① 圧力範囲 :  $1 \sim 1.76$  kg/cm<sup>2</sup> abs
- ② 入口サブクーリング :  $3 \sim 91$  °C
- ③ 質量流速範囲 :  $0 \sim 6250$  kg/m<sup>2</sup>s
- ④ 流路形状 : 矩形及び環状流路

- ④ 流路長  $L$  : 0.152 ~ 0.48 m
- ⑤ 流路長径比  $L/D_e$  : 5.5 ~ 54

その他に、上昇流と下向流との DNB 熱流束特性の相異点を明確にするための参考として、水以外の流体である R-12, メタノール, イソプロパノール, 及び液体窒素等の実験データを参照することにした。

#### A. Rogers et al の実験<sup>(16)</sup>

本実験の特徴は、上昇流について低流速までを対象とした実験であることである。その意味で貴重な実験である。又系圧力も  $1.56 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  と低く、JRR-3 改造炉に適用可能な圧力である点も特徴である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・ 流 体 : 水
- ・ 流れの向き : 上昇流
- ・ 系 圧 力 :  $1.56 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$
- ・ 流 量 :  $60 \sim 1200 \text{ kg/m}^2 \text{ S}$
- ・ 流 速 :  $0.06 \sim 1.26 \text{ m/s}$
- ・ 入口水温 :  $20 \sim 80 \text{ }^\circ\text{C}$  (入口サブクーリング:  $91 \sim 31 \text{ }^\circ\text{C}$ )
- ・ 試験流路の形状 : 垂直円環流路
- ・ 試験流路の外径及び内径 : 外径 22 mm,  
内径 13.1 mm
- ・ 等価水力直径  $D_e$  : 8.9 mm
- ・ 試験流路の加熱長  $L$  : 0.48 m
- ・ 試験流路の長径比  $L/D_e$  : 54

なお、加熱部は内径 13.1 mm の部分である。

#### B. Yücel & Kakac の実験<sup>(17)</sup>

本実験の特徴は、試験流路がギャップ  $S = 6.35 \text{ mm}$  の矩形流路であること、系の圧力が約  $1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  であること、及び上昇流の DNB 熱流束の値と下向流の DNB 熱流束との値を同じ絶対値の流速に対して比較していること、の 3 点であり、JRR-3 改造炉の解析に直接適用できる実験内容を有している。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・ 流 体 : 水
- ・ 流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・ 系 圧 力 :  $1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$
- ・ 流 量 :  $1250 \sim 6250 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$
- ・ 流 速 :  $1.3 \sim 6.5 \text{ m/s}$
- ・ 入口水温 :  $58 \sim 97 \text{ }^\circ\text{C}$  (入口サブクーリング:  $42 \sim 3 \text{ }^\circ\text{C}$ )
- ・ 試験流路の形状 : 垂直矩形断面流路
- ・ 試験流路の寸法 : 断面寸法  $9.52 \text{ mm} \times 6.35 \text{ mm}$
- ・ 等価水力直径  $D_e$  : 7.62 mm

- ・ 試験流路の加熱長  $L$  : 0.305 m
- ・ 試験流路の長径比  $L/D_e$  : 42

なお、加熱部は矩形断面の長手方向長さ 9.52 mm の片面加熱で加熱部の幅は 5.84 mm である。

#### C. Kirby et al の実験<sup>(18)</sup>

本実験の特徴は、系圧力が  $1.76 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  で低圧であること、流量範囲が  $637 \sim 2712 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$  で、上述の Rogers et al と Yücel & Kakac の実験での流量範囲でカバーできない中流量範囲をカバーしていること、及び Yücel & Kakac の実験と同様、同じ絶対値の流速条件で上昇流の DNB 熱流束と下向流の DNB 熱流束を直接比較していること、の 3 点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・ 流 体 : 水
- ・ 流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・ 系 圧 力 :  $1.76 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$
- ・ 流 量 :  $637 \sim 2712 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$
- ・ 流 速 :  $0.66 \sim 28 \text{ m/s}$
- ・ 入口水温 :  $69 \sim 112 \text{ }^\circ\text{C}$  (入口サブクーリング:  $46 \sim 3 \text{ }^\circ\text{C}$ )
- ・ 試験流路の形状 : 垂直環状流路
- ・ 試験流路の寸法 :  $25.4 \text{ mm}^{\square}$  流路に  $7.62 \text{ mm}^{\phi}$  の加熱棒を中心部に設置
- ・ 等価水力直径  $D_e$  : 19.1 mm
- ・ 試験流路の加熱長  $L$  : 0.152 m
- ・ 試験流路の長径比  $L/D_e$  : 8.0

#### D. 三島等の実験<sup>(19)</sup>

本実験の特徴は、系圧力が  $1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  の低圧であること、試験流路がギャップ 2.4 mm で JRR-3 改造炉のサブチャンネル流路のギャップ 2.28 mm に非常に近い矩形断面流路であること、及び流量  $0 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$  を含む低流量での上昇流での DNB 熱流束と下向流での DNB 熱流束の相異を明確に対比していること、の 3 点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・ 流 体 : 水
- ・ 流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・ 系 圧 力 :  $1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$
- ・ 流 量 :  $0 \sim 600 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$
- ・ 流 速 :  $0 \sim 0.63 \text{ m/s}$
- ・ 入口水温 :  $30 \sim 85 \text{ }^\circ\text{C}$  (入口サブクーリング:  $70 \sim 15 \text{ }^\circ\text{C}$ )
- ・ 試験流路の形状 : 垂直矩形断面流路
- ・ 試験流路の寸法 : 断面寸法  $2.4 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$
- ・ 等価水力直径  $D_e$  : 4.53 mm
- ・ 試験流路の加熱長  $L$  : 0.35 m

- ・ 試験流路の長径比  $L/D_e$  : 77.3

なお、加熱部は矩形断面の長手方向の長さ 30 mm の片面加熱と両面加熱の 2 つの場合で実験を行っている。

以上の 4 つの実験が水を対象とした実験でかつ、直接 JRR-3 改造炉に適用できるものである。

次に水以外の流体で、上昇流の DNB 熱流束と下向流の DNB 熱流束との相違を対比された実験で、参考にしたものを記す。

#### E. Cumo et al の実験<sup>(20)</sup>

本実験の特徴は、試験流路長が 1.5 ~ 2 m の長流路で長径比が 192 ~ 256 の大きな値の流路であること、冷却材が R-12 であること、及び上昇流と下向流の DNB 熱流束を対比して比較していることの 3 点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・ 流 体 : R-12
- ・ 流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・ 系 圧 力 : 0.75 ~ 1.75 kg/cm<sup>2</sup> abs
- ・ 流 量 : 100 ~ 1000 kg/m<sup>2</sup>s
- ・ 入口クオリティ : -0.4 ~ 0.2
- ・ 試験流路の形状 : 垂直円形流路
- ・ 試験流路径 D : 7.8 mm
- ・ 試験流路の加熱長 L : 1.5 ~ 2 m
- ・ 試験流路の長径比  $L/D$  : 192 ~ 256

#### F. Hasan et al の実験<sup>(21)</sup>

本実験の特徴は、流体としてイソプロパノール、メタノールを使用していること、流速 0 ~ 2.6 m/s の上昇流と下向流との DNB 熱流束を対比して比較していること、及び発熱体として水平発熱体を用いていることである。

主要な実験条件を下記に示す。

- ・ 流 体 : イソプロパノール及びメタノール
- ・ 流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・ 系 圧 力 : 気液密度比  $\gamma_l/\gamma_g = 321 \sim 615$
- ・ 流 束 : 0 ~ 2.6 m/s
- ・ 入口流体サブクーリング : 0 °C

#### G. Papell の実験<sup>(22)</sup>

本実験の特徴は、流体として液体窒素を用いていること、圧力が 3.4 ~ 10.2 kg/cm<sup>2</sup> abs と比較的広い範囲であること、及び上昇流と下向流の DNB 熱流束を対比して比較していることである。

主要な実験条件を下記に示す。

- ・ 流 体 : 液体窒素
- ・ 流れの向き : 上昇流及び下向流

- 系圧力 : 3.4 ~ 10.2 kg/cm<sup>2</sup>abs
- 流速 : 0.23 ~ 3.51 m/s
- 入口流体サブクーリング: 0 °C
- 試験流路の形状: 垂直円形流路
- 試験流路径 D : 12.8 mm
- 試験流路長 L : 0.305 m
- 試験流路の長径比 L/D : 24

## (2) 実験結果

### A. Rogers et al の実験

図 5.1 に Rogers et al の上昇流についての DNB 熱流束についての実験結果を示す。図の横軸に流量  $G$  (kg/m<sup>2</sup>s) を、縦軸に DNB 熱流束  $q$  (W/cm<sup>2</sup>) を各々とり、入口サブクーリング  $\Delta h_i$  と蒸発潜熱  $\Delta h_v$  の比をパラメータにとっている。本実験は上昇流の DNB 熱流束データであるが、本図から次のことがわかる。

- ① 流量が 600 kg/m<sup>2</sup>s から 60 kg/m<sup>2</sup>s まで低下すると、DNB 熱流束は 190 W/m<sup>2</sup> から 30 W/m<sup>2</sup> まで大幅に低下する。
- ② 入口サブクーリングの効果が大きく、入口サブクーリングが小になると DNB 熱流束は大幅に減少する。
- ③ 流量が 150 kg/m<sup>2</sup>s 以上での流量減少に対する DNB 熱流束の減少割合に対して、流量が 150 kg/m<sup>2</sup>s 以下での流量減少に対する DNB 熱流束の減少割合は大きい。このことは流量が零に近づくと、上昇流でも DNB 熱流束は大幅に低下することが考えられる。

### B. Yücel & Kakac の実験

図 5.2 に Yücel & Kakac の実験結果を示す。図の横軸に入口サブクーリングを、縦軸に DNB 熱流束 (MW/m<sup>2</sup>) を各々とり、流量をパラメータにとっている。流量は 6250 kg/m<sup>2</sup>s と 1250 kg/m<sup>2</sup>s の 2 つの場合について、下向流と上昇流とを対比して示す。流量 1250 kg/m<sup>2</sup>s , 6250 kg/m<sup>2</sup>s は流速約 1.3 m/s 及び 6.5 m/s に各々対応している。流速パラメータは僅か 2 つのケースについて比較したものであるが、下向流と上昇流の DNB 熱流束の特性について貴重な次の知見を与えている。

- ① 同じ入口サブクーリング、流量では、下向流の DNB 熱流量は上昇流の DNB 熱流束に比べて常に低い値をとっている。
- ② 上昇流、下向流の場合共、入口サブクーリングが小になると DNB 熱流束は小さくなる傾向にある。
- ③ 上昇流、下向流の場合共、流量が小さくなる方が DNB 熱流束が小になっている。流量が 1250 kg/m<sup>2</sup>s と 6250 kg/m<sup>2</sup>s とを比べると流量が約 1/5 になると DNB 熱流量は約 1/2 になっている。
- ④ 特に重要な知見は、①に関し入口サブクーリングが零に近くなる程、下向流の DNB 熱流束は上昇流の DNB 熱流束の値と比べて低くなる程度は大きくなる傾向にある。

### C. Kirby et al の実験

Kirby et al の実験結果を図 5.3 に示す。同図では、流量が 637 (0.47 × 10<sup>6</sup>), 1356

( $1 \times 10^6$ ), 1966 ( $1.45 \times 10^6$ ), 2712 ( $2 \times 10^6$ )  $\text{kg/m}^2\text{s}$  ( $\text{lb/hft}^2$ ) の4つのケースについて、入口サブクーリング  $3 \sim 46^\circ\text{C}$  の範囲で DNB 熱流束を、上昇流、下向流について各々比較している。縦軸に DNB 熱流束 ( $10^6 \text{ Btu/h}\cdot\text{ft}^2$ ) を、横軸に入口サブクーリング ( $^\circ\text{F}$ ) を各々取り、流量をパラメータにとっている。

本実験からの重要な知見は以下の通りである。

- ① 同じ流量、入口サブクーリングの条件では下向流の DNB 熱流束は、上昇流の DNB 熱流束より常に小さい。
- ② 下向流の DNB 熱流束が上昇流の DNB 熱流束より小さくなる程度は、本実験結果で見られる限り流量が小さくなる程大きい傾向にある。しかしサブクーリングが小さくなると、下向流 DNB が上昇流 DNB より小さくなる程度がどうなるかのサブクーリングの影響については、下向流での入口サブクーリングのパラメータ範囲が小さく、この間の影響は明白でないため判然としない。
- ③ 下向流、上昇流の場合共入口サブクーリングが小になると DNB 熱流束もほぼ直線的に低下していく傾向にある。
- ④ 下向流、上昇流の場合共流量が低下すると DNB 熱流束は低下している。

#### D. 三島等の実験

図 5.4 ~ 図 5.5 に三島等の実験結果を示す。本実験はギャップが 2.4 mm の矩形断面流路での実験である。図 5.4 は、入口水温が  $30^\circ\text{C}$  で矩形流路の片面加熱と両面加熱との場合について、上昇流と下向流の場合の DNB 熱流束を示す。縦軸に DNB 熱流束 ( $\text{MW/m}^2$ ) を、横軸に流量 ( $\text{kg/m}^2\text{s}$ ) を各々としている。ここで流量の負の値は下向流を、正は上昇流をそれぞれ示す。流量範囲は約  $-300$  (下向流)  $\text{kg/m}^2\text{s}$  から  $+300$  (上昇流)  $\text{kg/m}^2\text{s}$  の範囲で流量零を含む低流量範囲が特徴である。図 5.4 で得られる重要な知見は次の通りである。

- ① 同じ流量の時、上昇流に比べて下向流の DNB 熱流束は小さい。これは片面・両面加熱のいずれの場合でも明確にその傾向がある。
- ② 片面加熱、両面加熱の場合共、流量が零の時に DNB 熱流束が最小になっている。
- ③ 両面加熱の方が片面加熱に比べて DNB 熱流束は小さい。いま、流体への入熱が等しい条件で起ると考えるならば、両面加熱の DNB 熱流束は片面加熱の場合の  $1/2$  になるはずである。しかし、下向流の場合はほぼ  $1/2$  になっているものゝ、上昇流の場合は  $1/2$  ではなくかなり  $1/2$  より大きくなっていることは、DNB 熱流束の定量的評価の際に留意すべき点であろう。

図 5.5 に流量範囲  $-300 \text{ kg/m}^2\text{s} \sim 75 \text{ kg/m}^2\text{s}$  での入口サブクーリングの影響を、両面加熱の場合について調べた結果を示す。入口水温は、 $85 \sim 86$ ,  $52 \sim 65$ ,  $31 \sim 38^\circ\text{C}$  の3種類である。特記すべき実験的知見は以下の通りである。

- ① 上昇流の低流量範囲 ( $0 \sim 75 \text{ kg/m}^2\text{s}$  の間、流速にして  $0 \sim 7.8 \text{ cm/s}$ ) では、DNB 熱流束に及ぼす入口サブクーリングの影響は無視しうる。
- ② 同じ入口サブクーリング、流量に対して、上昇流の DNB 熱流束は流量零近傍を除いて下向流の DNB 熱流束より大きい。流量零近傍ではほぼ同じ値をとり、流量零の時に DNB 熱流束の極小値を与えている。

③ 下向流では、はっきりと入口サブクーリングの影響がでており、入口サブクーリングが小なる程 DNB 熱流束が小になっている。

図 5.6 に流量範囲  $-610 \text{ kg/m}^2\text{s} \sim +350 \text{ kg/m}^2\text{s}$  での片面加熱における入口サブクーリングの影響を調べた結果を示す。入口水温は  $83 \sim 87$ ,  $59 \sim 65$ ,  $29 \sim 33$  °C の 3 種類について入口サブクーリングの影響を調べたものである。前述の、両面加熱の場合の入口サブクーリングの影響で得られた実験的知見①, ②, ③がそのまま成立する。しかし、留意すべき点は入口水温が  $83 \sim 87$  °C での DNB 熱流束の最小値は、流量零では無くむしろ  $-100 \text{ kg/m}^2\text{s}$  の下向流側で生じている点であろう。また、下向流の流量範囲  $0 \sim -200 \text{ kg/m}^2\text{s}$  で DNB 熱流束はほぼ最小値に近い一定値をとっていることは充分留意する必要がある。

#### E. 水以外の冷却材による実験

図 5.7 ~ 図 5.9 に、水以外の冷却材による下向流と上昇流の DNB 熱流束特性の比較を示す。これはあくまで参考のために示したものであるが、下向流と上昇流の特性の相違を把握する上で重要である。

図 5.7 は、液体窒素における上昇流と下向流の DNB 熱流束を比較したもので、Papell の実験結果である。同図(a)は圧力が  $100 \text{ psia}$  ( $7 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ )、入口サブクーリング  $16$  °R ( $9 \text{ K}$ )、(b)は圧力が  $150 \text{ psia}$  ( $11 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ )、入口サブクーリング  $21$  °R ( $12 \text{ K}$ )、(c)は圧力が  $200 \text{ psia}$  ( $14 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ )、入口サブクーリング  $25$  °R ( $14 \text{ K}$ ) の実験結果である。横軸に入口流速 ( $\text{ft/s}$ )、縦軸に DNB 熱流束  $\text{Btu/in}^2\cdot\text{s}$  をとっている。

顕著な実験的知見は以下の通りである。

- ① 流速を低下させて行くと、上昇流・下向流共 DNB 熱流束は低下して行くがある流速  $u_c$  以上では、上昇流と下向流の DNB 熱流束の値に差異は見受けられない。しかしこの流速  $u_c$  よりも流速を下げていくと上昇流では DNB 熱流束はほぼ一定値をとるのに対し、下向流では更に DNB 熱流束が低下して行く傾向にある。
- ② この流速  $u_c$  は圧力によって異なり、圧力  $7 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$  で約  $1.8 \text{ m/s}$ 、圧力  $11 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$  で約  $1.5 \text{ m/s}$  及び圧力  $14 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$  で約  $1 \text{ m/s}$  となっており、圧力が高くなる程  $u_c$  は小さくなり下向流と上昇流の DNB 熱流束が同じである流速範囲が広がっている。

図 5.8 は R-12 (Freon-12) を用いて上昇流と下向流の DNB 熱流束をした実験結果で、Cumo et al の実験である。系圧力  $10.5$ ,  $14.5$ ,  $17.5 \text{ bar}$  の 3 ケースについて、入口条件としては入口クオリティ  $X_{in} = -0.2$  (一定) のサブクール状態で実験を行っている。図では横軸に流量、縦軸に DNB 熱流束をとって結果を示す。実験流量範囲は約  $120 \text{ kg/m}^2\text{s} \sim 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$  である。本実験結果での特徴的なことは次の通りである。

- ① 上昇流に対して下向流の DNB 熱流束は、同一の圧力、入口クオリティ、流量では常に低い。
- ② 流量が大なる程上昇流の DNB 熱流束より下向流の DNB 熱流束が小さくなる量が大きくなる傾向にある。

図 5.9 にイソプロパノールを冷却材とした時の、上昇流と下向流との DNB 熱流束の比較を行った Hassan et al の実験結果を示す。流束範囲は  $-2.5 \text{ m/s}$  (下向流)  $\sim 2.5 \text{ m/s}$



(上昇流)である。流体は飽和温度である。

顕著な実験的事実は次の2点である。

- ① 流束の絶対値が約 1.25 m/s 以上では、下向流と上昇流とでは DNB 熱流束に顕著な差異は見受けられない。勿論、流束の絶対値がこの約 1.25 m/s 以上でも、流速が低下すると DNB 熱流束は上昇流、下向流共低下する。
- ② 流速が -0.3 m/s (下向流)で、極端に DNB 熱流束が低下しており、この値は  $u=0$  のときの DNB 熱流束  $0.52 \text{ MW/m}^2$  の約  $1/3$  で  $0.175 \text{ MW/m}^2$  と低い。すなわち、下向流では DNB 熱流束が極小になるのは流速が零の時ではなく、流量が零になる以前である。この傾向は、三島等の矩形流路片面加熱での入口水温  $T_{in} = 83 \sim 87^\circ\text{C}$  の実験結果にも見受けられる。三島等の水の実験では流速約 -0.1 m/s (下向流)で極小値をとっている。甲藤<sup>(24),(25)</sup>は既存の DNB 熱流束データから、DNB 熱流束データの整理を試み、いわゆる L-領域、H-領域、N-領域、HP-領域に大別できることを示した。そので、下向流については上昇流と同じように無次元数、 $(q_{DNB}/Gh_{fg}) \cdot (\ell/d)$  と  $(\sigma r_{lg}/G^2 \ell)$  の2つでうまく整理できることを Cumo の R-12 の実験データで示した。その結果を図 5.10 に示す。

図 5.10 から得られる重要な知見は以下の通りである。

- ① 下向流においても、上昇流と同様 L-領域、H-領域がある。
  - ② 下向流の DNB 熱流束は上昇流での DNB 熱流束より低く、大略 11% 減である。
- (3) 重要な知見のまとめ

従来の実験結果の検討から得られた重要な知見をまとめると、以下の様になる。

- ① 上昇流、下向流共に流量(流速)が低下して行くと DNB 熱流束は低下して行く。
- ② 上昇流に比べて下向流での DNB 熱流束は、同じ入口条件では低い。
- ③ 流量(流速)の絶対値が大の場合には、上昇流と下向流との DNB 熱流束との差異は小さく、流量が零の近傍で上昇流と下向流とで大きな差異が生じている。
- ④ 特に留意すべき点は、下向流で流量零以前で DNB 熱流束が極端に低下する可能性があることである。

### 5.3 上昇流及び下向流での DNB 熱流束特性の比較評価

DNB 熱流束評価のために、これまで種々の無次元数やパラメータを用いた相関式が提案されて来ている。しかしながら、上昇流及び下向流での DNB 熱流束評価式を得るためにいくつかの従来の整理式で用いられている方法で検討した結果、必ずしも良好な結果が得られなかった。そこで、ここでは以下に示す一番基本的な無次元数と考えられる無次元熱流束  $q^*$  と無次元質量流量  $G^*$  を用いて整理を試みた結果について示す。

$$\text{無次元熱流束 } q^* \equiv q_{DNB} / h_{fg} \sqrt{\lambda r_{lg} g (r_l - r_g)}, \quad (5.1)$$

$$\text{無次元質量流量 } G^* \equiv G / \sqrt{\lambda r_{lg} g (r_l - r_g)} \quad (5.2)$$

$$\lambda \equiv \sqrt{\sigma / (r_l - r_g)} \quad (5.3)$$

- ここに,  $q_{\text{DNB}}$  : DNB 熱流束 ( $\text{kcal}/\text{m}^2\text{s}$ ),  
 $h_{\text{fg}}$  : 蒸発潜熱 ( $\text{kcal}/\text{kg}$ ),  
 $\lambda$  : 臨界波長 (m),  
 $\gamma_{\text{g}}, \gamma_{\text{l}}$  : 気液の比重量 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ),  
 $g$  : 重力加速度 ( $\text{m}/\text{s}^2$ ),  
 $G$  : 質量流量 ( $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ ),  
 $\sigma$  : 表面張力 ( $\text{kg}/\text{m}$ )

上述の2つの無次元数, 無次元熱流束  $q^*$  と無次元質量流量  $G^*$  を各々縦軸と横軸にとって, 5.2節に述べた DNB 熱流束データを再整理した結果を図 5.11 から図 5.17 に示す。

図 5.11 に Rogers et al の上昇流の DNB 熱流束データと Mirshak, Kutateladze の式との比較を示す。Mirshak の式<sup>(26)</sup>は, Mirshak, Durant and Towell の実験に基づいた実験式で比較的低下でかつ矩形流路を対象としたものの1つである。この実験は, ヒータの幅が 50.8 mm, 水力等価直径 6.1 ~ 11.86 mm の矩形流路, 圧力範囲 1.72 ~ 6.03  $\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$ , 水の平均流速約 0.5 ~ 3.8  $\text{m}/\text{s}$ , サブクール度 6.1 ~ 74  $^{\circ}\text{C}$  で JRR-3 改造炉で対象とする条件に近い実験条件下で行なわれたものである。Mirshak の式は, 系の圧力  $P$  (psia), 冷却水の流速  $V$  ( $\text{ft}/\text{s}$ ), 冷却水のサブクール度  $\Delta T_{\text{sub}}$  ( $^{\circ}\text{F}$ ) の関数であって, DNB 熱流束  $q_{\text{DNB}}$  ( $\text{Btu}/\text{ft}^2\cdot\text{h}$ ) は以下の式で表わされる。

$$q_{\text{DNB}} = 4.788 \times 10^5 \times (1 + 0.0365 V) (1 + 0.00507 \Delta t_{\text{sub}}) (1 + 0.0131 P) \quad (5.4)$$

一方, Kutateladze の DNB 熱流束評価式<sup>(28)</sup>は, 水平加熱面のプール沸騰での DNB 熱流束を予測する式であり, 次式で表わされる。

$$q^* = 0.14 \quad (5.5)$$

Rogers et al の上昇流のデータは, Mirshak の式を, Kutateladze のプール沸騰での DNB 熱流束の値に内挿した値よりもはるかに低く, 低流量域では約 1 桁も DNB 熱流束が小さくなっている。なお Rogers et al のデータ範囲は,  $12 < G^* < 150$  の範囲である。

この図で重要なことは, 上昇流においても低流量域では従来の比較的高速を対象として得られた実験式が適用できなくなることである。また, もう一つの重要な事実はプール沸騰での DNB 熱流束は決して, 上昇流での DNB 熱流束での最小値を与えるものではないことである。

図 5.12 に, Kirby et al の上昇流・下向流の DNB 熱流束データと Mirshak, Kutateladze の式が比較してある。Kirby et al のデータ範囲は,  $130 < G^* < 600$  である。前述の Rogers et al のデータより  $G^*$  の値は大きい範囲にある。Kirby et al の実験データは, Mirshak の式によって比較的よく表現されているが, Mirshak の式で  $\Delta T_{\text{sub}} = 0$  で与えられる値よりもかなり低い実験データが多く見受けられる。Kirby の実験結果で, 上昇流と下向流とで DNB 熱流束の差が僅かしか見受けられないのは,  $G^*$  が大きいとその差が顕著でなくなるためと考えられる。Kirby et al の DNB 熱流束データは, 一見 Mirshak の式と Kutateladze の式とを内挿した値にはなっているが, 前図の Rogers et al の結果を考慮すると, これは正しい推論ではないと考えられる。

図 5.13 に Yücel et al の上昇流・下向流での DNB 熱流束と Mirshak の式との比較を示す。

Yücel et alのDNB熱流束データは、大気圧での $G^* = 330$ 及び $1600$ の2種類での値である。Yücel et alのデータは図5.12に示したKirby et alのデータと同様の傾向を示している。すなわち、 $G^*$ が低下するとDNB熱流束が低下すること、下向流と上昇流とを比較すると、同じ $G^*$ に対して下向流のDNB熱流束が小さくなる傾向にある。また、Mirshakの式の傾向と良い一致を示している。しかし、詳細に見ると、上昇流に対してはMirshakの式は保守的な評価になっているものゝ、下向流に対してはサブクーリングの効果を無視して $\Delta T_{sub} = 0$ とおいたMirshakの式よりも、実験値の方が更に低目にており、保守的評価となっていない。

図5.14に三島等の上昇流におけるDNB熱流束データを示す。本実験は、大気圧下でかつ両面及び片面加熱のデータを含むものである。又、本実験の特徴は $G^* = 0$ までを含む低流量範囲をカバーしていることである。同図中には、参考の為Mirshakの式が示してある。三島等の実験データは、 $0 \leq G^* < 100$ の範囲にあり、図5.11に示したRogers et alのデータとかなりの部分オーバーラップしている。Rogers et alのデータ範囲とオーバーラップしているところでは、バラツキは有るものゝ、同様の傾向を示している。

又、上昇流だけに関して言えば図5.11から図5.14に示した一連の実験データは $q^*$ 、 $G^*$ で非常に良く整理できることが推察される。

図5.15に三島等の下向流におけるDNB熱流束データを示す。下向流のデータは、 $7 < G^* < 160$ の範囲にある。図5.14に示した上昇流のデータと比較すると、同じ無次元流量 $G^*$ に対して下向流の場合は、DNB熱流束がかなり低下していることがわかる。図5.12、図5.13では下向流と上昇流のDNB熱流束データの間大きな差異は見受けられなかったのは、 $G^*$ が大きいためであって、 $G^*$ が小さくなるとこの様に大きな差異が生じてくるものと推察される。

次に水以外の流体についても、これまでと同様2つの無次元数 $q^*$ と $G^*$ とでまとめて見ることにした。

図5.16はR-12における上昇流と下向流のDNB熱流束の比較を示す。実験データは $5 < G^* < 55$ の範囲である。このデータの特徴は、水の場合と違って $G^*$ が小さい領域でも、下向流と上昇流との顕著な差がDNB熱流束に見受けられないことである。

図5.17はイソプロパノールにおける上昇流と下向流のDNB熱流束の比較及びメタノールの上昇流でのDNB熱流束を示す。データは $50 < G^* < 400$ の範囲である。本データの特徴は、 $G^* > 150$ では上昇流と下向流のDNB熱流束に差異が見受けられないのに対し、 $G^* < 150$ では下向流のDNB熱流束が上昇流に比べて顕著に小さくなっていくこと、 $G^* = 40$ で下向流のDNB熱流束が極端に低下していることである。この極端なDNB熱流束の低下は、流路内で発生する気泡の挙動と密接な関連があることが指摘されている。すなわち、 $G^* = 40$ は流路内で気泡が停滞する流量条件に相当している。また図中に示してあるメタノールの上昇流のデータは、イソプロパノールのデータとは同様の傾向を示している。

図5.18に甲藤の整理方法<sup>(25)</sup>によるDNB熱流束データの整理結果が示してある。実験データは水だけのものであり、上昇流と下向流のデータを横軸に無次元数 $\sigma r_{1g} / G^2 l$ にとり、縦軸に $q_{DNB} (l/d) / Gh_{fg} \{1 + \Delta h_i / h_{fg}\}$ をとって整理してある。本データ整理の結果の特徴は以下の通りである。

- ① 図5.18に示した甲藤のいわゆるL-領域のDNB熱流束を与える式、

$$\frac{q_{\text{DNB}}(\ell/d)}{G h_{fg}(1 + \Delta h_1/h_{fg})} = 0.34 \left( \frac{\sigma r_1 g}{G^2 \ell} \right) \quad (5.6)$$

との差異が大きい。上昇流，下向流共 DNB 熱流束の実験データは予測よりもはるかに小さい値である。この明白な食違いの原因は明らかではないが，甲藤の式は Cumo et al の R-12 のデータに基づいたものであって，フロンと水とでは異なるためとも考えられる。

- ② 横軸の無次元数  $\sigma r_1 g / G^2 \ell$  が  $10^{-3}$  以上では，上昇流，下向流共図中に示した実線及び放線で，データの傾向が比較的良く表示できる。実験は上昇流の場合の平均的傾向を，実線の下方の破線は上昇流の下限値を示すと共に，下向流の平均的傾向を示している。一方，実線の上方の破線は，下向流・上昇流両者の上限値を示している。
- ③ 横軸の無次元数  $\sigma r_1 g / G^2 \ell$  が  $10^{-3}$  以下では，データのバラツキが非常に大きくなっている。
- ④ 従って水のデータの整理方法として，今問題としている流量範囲での上昇流と下向流に対しては甲藤の整理方法は，必ずしも妥当なものではない。

#### A. 上昇流における DNB 熱流束評価式

図 5.19 に，無次元数  $q^*$  と  $G^*$  とで上昇流だけの DNB 熱流束のデータを整理した結果を示す。本図に含まれる実験結果は，Rogers et al, Yücel et al, Kirby et al 及び三島等の実験結果である。図中に示した実線は，最適評価を与える  $q^*$  と  $G^*$  の関係式であって次式で与えられる。

$$q^* = 0.0075 G^{*0.611} \quad (5.7)$$

一方，図中の破線の内上方は，上限値を示し下式で与えられる。

$$q^* = 0.0135 G^{*0.611} \quad (5.8)$$

また下方の破線は下限値を示し，下式で与えられる。

$$q_1^* = 0.005 G^{*0.611} \quad (5.9)$$

以上のことから，上昇流における DNB 熱流束の評価式として，保守的評価である (5.9) 式が推奨される。

図 5.19 には，参考のため後述する冷却水流量が零の時のフラッシングで支配される DNB 熱流束  $q_3^*$  が破線で示してある。 $q_1^*$ ， $q_3^*$  の  $1/15$  をとれば，実験データはバラツキが大きいものゝ全ての DNB 熱流束を保守的に評価できる。これを示すために図中に， $q_1^*/15$  及び  $q_3^*/15$  の関係を図中に実線で示してある。

#### B. 下向流における DNB 熱流束評価式

図 5.20 に下向流の水のデータを，上昇流の DNB 熱流束評価式 (5.7)，(5.8)，(5.9) と比較して示す。本図から，上昇流と下向流の DNB 熱流束の違いとして，以下の重要な知見が得られる。

- ① 下向流の  $q^*$  と  $G^*$  の関係は，上昇流の  $q^*$  と  $G^*$  の関係で与えられる  $q^*$  より大になるこ

とはない。

- ②  $G^* > 300$  以上では上昇流と下向流の DNB 熱流束の差異は小さい。
- ③  $G^* \approx 0$  近傍でも上昇流と下向流の DNB 熱流束の差は顕著ではない。
- ④ 上昇流と下向流との DNB 熱流束が大きく異ってくるのは、 $3 < G^* < 300$  の範囲であり、この範囲は気泡の挙動が DNB 現象に顕著な影響を与える領域と考えることができる。

これまでの検討から、上昇流と下向流の DNB 熱流束に関して重要な知見が得られた。すなわち、上昇流に関しては、図 5.19 に示した  $q_1^* = 0.005 G^{*0.611}$  が DNB 熱流束の下限評価値を与えること、従って設計にこの評価式が充分使用できるものである。一方、下向流に対しては上昇流との比較の上で上昇流の DNB 熱流束よりも低くなることがわかった。そこで、下向流に対する評価式としてどんな相関式を用いるべきかの検討を次に行う。

図 5.21 に三島等が行った片面加熱の矩形流路における下向流での DNB 熱流束実験データを、これまでと同様横軸に  $G^*$ 、縦軸に  $q^*$  をとって示す。本実験結果は、入口水温が各々、30、62、85℃ の 3 ケースについて示してある。これらの DNB 熱流束評価のために、同図中に 3 種の関係式が示してある。1 つは破線で示した直線で上昇流での上限を示す  $q_1^* = 0.005 G^{*0.611}$  であり、1 つは流路出口でのクオリティ  $X_e = 0$  で与えられる関係であり、これは出口水温が飽和温度となる条件でもあり、入口水温 30、62、85℃ の条件に対応して 3 本の実線が示してある。もう 1 つは、対向流のときフラッシングで支配されると考えた時の DNB 熱流束関係式

$$q_3^* = 0.7 \left( \frac{A}{A_H} \right) \frac{\sqrt{w/\lambda}}{\{1 + (\gamma_g/\gamma_l)^{1/4}\}^2} \quad (5.10)$$

で、 $G^*$  には無関係な値である。

- ここに、 $A$  : 流路断面積 (m<sup>2</sup>)
- $A_H$  : 加熱面積 (m<sup>2</sup>)
- $w$  : 流路幅 (m)
- $\lambda$  : 臨界長さ ( $= \sqrt{\sigma/\gamma_l}$ ) (m)
- $\sigma$  : 表面張力 (kg/m)
- $\gamma_l$  : 水の比重量 (kg/m<sup>3</sup>)
- $\gamma_g$  : 蒸気の比重量 (kg/m<sup>3</sup>)

なお、2 番目に述べた出口クオリティ  $X_e = 0$  の条件は  $q^*$  と  $G^*$  の関係としては、次式で表わされる。

$$q_2^* = \left( \frac{A}{A_H} \right) \left( \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} \right) G^* \quad (5.11)$$

ここに、 $\Delta h_i$  : 入口サブクールエンタルピ (kcal/kg)

$h_{fg}$  : 蒸発潜熱 (kcal/kg)

$q_2^*$ 、 $q_3^*$  の  $1/1.5$  をとれば、実験データを保守的に評価できることを示すために図中に  $q_2^*/1.5$ 、及び  $q_3^*/1.5$  の関係を示す。

図 5.22 には三島等が行った両面加熱の矩形流路における下向流の DNB 熱流束の実験結果を、

入口水温が 30, 35, 59, 85 °C の 4 つの場合について示す。同図中には、前図と同様、3 種の DNB 熱流束評価式が比較のため示してある。また、図中には  $q_2^*/1.5$  及び  $q_3^*/1.5$  の関係が示してある。この関係は実験データを保守的に評価することがわかる。

以上の図 5.21, 5.22 から次の重要な知見が得られる。

- ① フラッディングで支配される DNB 熱流束評価式が、下向流の下限の DNB 熱流束を与えている。片面加熱の場合に、このフラッディングで支配される DNB 熱流束評価式で与えられる値よりも実験値が下回るものも見受けられるが、下回る値はわずかである。又、両面加熱の場合には、フラッディングで支配される DNB 熱流束評価式が下限値を与えている。又、上昇流についても、図 5.19 に示すようにフラッディングで支配される DNB 熱流束評価式が最下限を与えていると考えてよい。
- ② 出口クオリティ  $X_e = 0$  の関係で与えられる熱流束が、上昇流と下向流の DNB 熱流束が大きく異っている領域 ( $3 < G^* < 300$ ) の内で特に  $10 < G^* < 300$  の範囲での DNB 熱流束の下限を与える目安になっている。下向流条件下では気泡が停滞する流量条件が存在し、この流量条件近傍では、片面加熱の実験で見受けられるように出口クオリティ  $X_e = 0$  で与えられる DNB 熱流束よりも実験値が下回ることがあるので、両面加熱の場合についても充分注意する必要がある。
- ③ 流量が大になると、出口クオリティ  $X_e = 0$  で与えられる熱流束よりも上昇流の下限値として得られた、

$$q_1^* = 0.005 G^{*0.611}$$

の方が小さい DNB 熱流束を与えるようになる。従ってこの場合には、下向流に対しても上昇流の下限値として得られた関係式を DNB 熱流束評価式として採用すべきである。

### C. DNB 熱流束評価式の JRR-3 への適用上の注意

これまで検討してきた上昇流及び下向流での DNB 熱流束評価式と実験結果との比較から、JRR-3 に適用できる DNB 熱流束評価式を得ることができる。図 5.23 に、適用すべき関係式を示す。上昇流及び下向流に対して用いる式は下記の 3 式である。

$$q_1^* = 0.005 G^{*0.611} \quad (5.9)$$

$$q_2^* = \frac{A}{A_H} \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} G^* \quad (5.11)$$

$$q_3^* = 0.7 \left( \frac{A}{A_H} \right) \left\{ w \left( \frac{\gamma_1}{\sigma} \right)^{1/2} \right\}^{1/2} \left\{ 1 + (\gamma_g / \gamma_1)^{1/4} \right\}^2 \quad (5.10)$$

これらの式を JRR-3 に適用するに際し、実際の DNB 熱流束  $q_{DNB}$  は、 $A$ ,  $A_H$ ,  $w$  等の流路形状に依存するパラメータや、 $\gamma_g$ ,  $\gamma_1$ ,  $\sigma$ ,  $h_{fg}$  等の圧力に依存するパラメータ、更には  $\Delta h_i$  の入口条件に依存するパラメータによって異なるので、JRR-3 の特性を充分考慮する必要がある。

図 5.23 に示した DNB 熱流束評価式は、圧力  $p = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ , 入口水温  $T_{in} = 35 \text{ °C}$

の場合を例にとり、JRR-3 流路条件での  $q^*$  と  $G^*$  の関係を例示したものである。

また、図 5.19, 5.21, 5.22 に示した DNB 熱流束実験データと (5.9), (5.10), (5.11) 式との比較から、 $DNBR (= \text{表面熱流束} / \text{DNB 熱流束}) = 1.5$  を最小値として、これを下回らないようにすれば、実験データのバラツキを考慮しても充分 DNB に到らないことがわかる。

#### 5.4 DNB 熱流束評価のまとめ

JRR-3 の熱水力設計に資するため、上昇流及び下向流での DNB 熱流束を既存の実験データに基づいて評価した。特に、下向流での DNB 熱流束特性を明確にするため、上昇流での DNB 熱流束特性と対比させて検討した。その結果、次の事項が明らかとなった。

(i) 下向流の場合 ( $G < 0$ ) と上昇流の場合とで DNB 熱流束は異なる。

(i) 上昇流 ( $G \geq 0$ ) の場合、下記 2 式の値の内大なる値をとる。

$$q^* = 0.005 G^{*0.611}$$

$$q^* = 0.7 \left( \frac{A}{A_H} \right) \left\{ w \left( \frac{\gamma_l}{\sigma} \right)^{1/2} \right\}^{1/2} / \left\{ 1 + \left( \frac{\gamma_g}{\gamma_l} \right)^{1/4} \right\}^2$$

(ii) 下向流の場合 ( $G < 0$ )、下記の 2 式の値の内小なる値をとる。

$$q^* = 0.005 |G^*|^{0.611}$$

$$q^* = \frac{A}{A_H} \frac{dh_i}{h_{fg}} |G^*|$$

上記 2 式から選んだ値が、下記の式の値より小さい時は、下記の式の値をとる。

$$q^* = 0.7 \left( \frac{A}{A_H} \right) \left\{ w \left( \frac{\gamma_l}{\sigma} \right)^{1/2} \right\}^{1/2} / \left\{ 1 + \left( \frac{\gamma_g}{\gamma_l} \right)^{1/4} \right\}^2$$

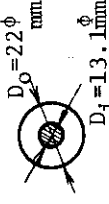
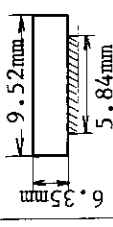
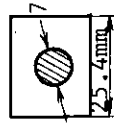
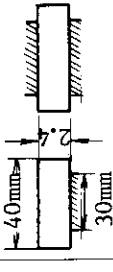



(ii) 上昇流・下向流共、流束を下げて行くと DNB 熱流束は低下して行く。しかし流束が零に近づくと、フラッキングによって決る DNB 熱流束で規定されこの値より下回ることはないと考えて良い。上昇流・下向流共、このフラッキングによって決る同一の DNB 熱流束評価式が、DNB 熱流束の最下限値を与える。この値は、プール沸騰に対して Kutateladze 等が提案している DNB 熱流束より 1/10 以下である。

(iii) 下向流では、上昇流の同じ流束の時と比べて DNB 熱流束は低い。低下する程度は、気泡が流路で停滞する流速条件近傍で大きく、逆に気泡が停滞する流速条件を大きくはずれて来ると (大略、 $|G^*| < 3$  又は  $|G^*| > 500$ )、小さくなる。

(iv) 上述の下向流で気泡が停滞する流速条件は、流路形状に依存すると考えられるので、流路形状が異なる場合には充分注意する必要がある。

(v) 本章で検討した DNB 熱流束評価式を用いれば、実験データとの比較から異常な過渡変化時に、最小 DNB R が 1.5 を下回らないようにすれば実験データのバラツキを考慮しても充分 DNB には到らないことがわかる。

表 5.1 DNB 熱流束実験一覽

AUTHOR	FLUID	PRESSURE	MASS FLUX	INLET CONDITION	CONFIGURATION OF TEST SECTION	LENGTH OF TEST SECTION	L/D	FLOW DIRECTION	REFERENCE NO
Rogers et al	WATER	1.56 bar	60~1200 kg/m <sup>2</sup> s	T <sub>in</sub> = 20~80 °C	VERTICAL, ANNULAR 	0.48m	54	UPFLOW	(16)
Yücel & Kakac	WATER	1 bar	1250~6250 kg/m <sup>2</sup> s	ΔT <sub>sub</sub> = 3~42 °C	VERTICAL, RECTANGULAR 	0.305m	42	UPFLOW & DOWNFLOW	(17)
Kirby et al (AEEW R506)	WATER	1.76 bar	637~2712 kg/m <sup>2</sup> s	ΔT <sub>sub</sub> = 3~46 °C	VERTICAL, ANNULAR 	0.152m	8	UPFLOW & DOWNFLOW	(18)
Mishima et al	WATER	1 bar	0~600 kg/m <sup>2</sup> s	T <sub>in</sub> = 30~85 °C	VERTICAL, RECTANGULAR 	0.35m	32	UPFLOW & DOWNFLOW	(19)
Cumo et al	FREON-12	0.75~1.75 bar	100~1000 kg/m <sup>2</sup> s	X <sub>in</sub> = -0.4~+0.2	VERTICAL, TUBE 	1.5~2m	192 & 256	UPFLOW & DOWNFLOW	(20)
Hasan et al	ISO-PROPANOL METHANOL	γ <sub>g</sub> /γ <sub>g</sub> = 321~615	U = 0~2.6 m/s	ΔT <sub>sub</sub> = 0 °C	HORIZONTAL, ROD 	-	-	UPFLOW & DOWNFLOW	(21)
Papell	LN <sub>2</sub>	3.4~10.2 bar	U = 0.23~3.51 m/s	ΔT <sub>sub</sub> = 0 °C	VERTICAL, TUBE 	0.305m	24	UPFLOW & DOWNFLOW	(22) & (23)



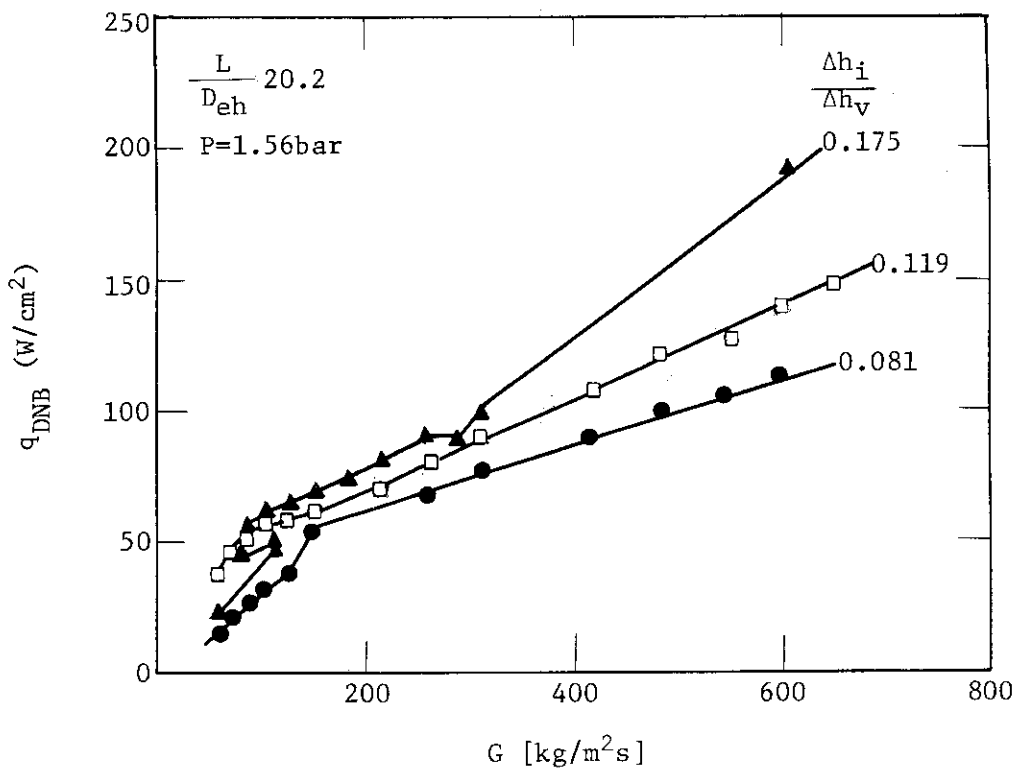


図 5.1 Rogers et al の DNB 熱流束実験結果

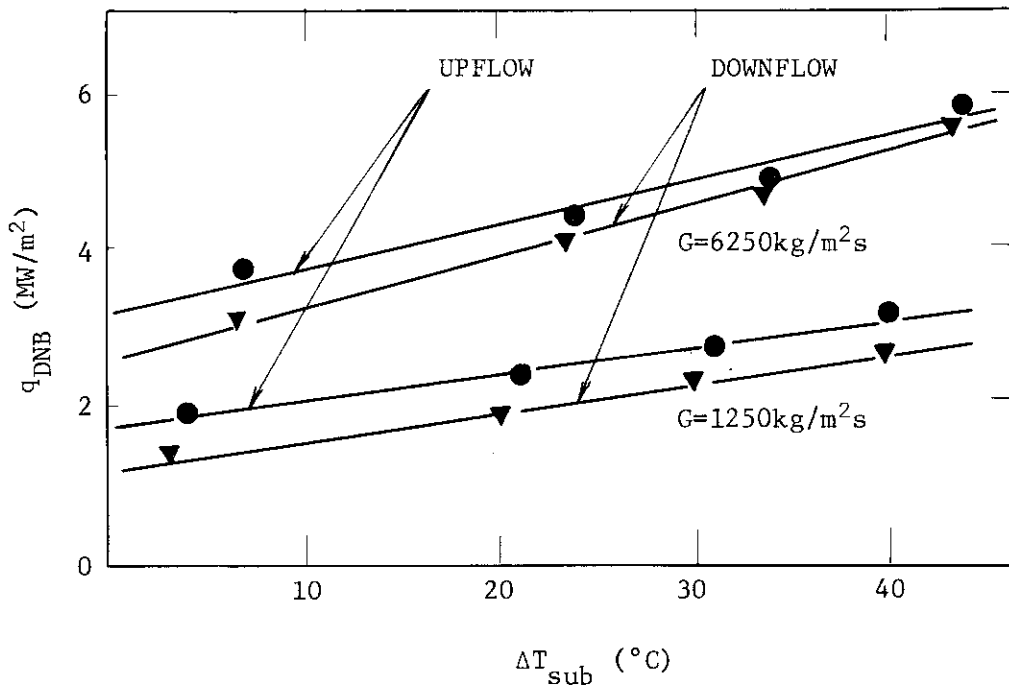


図 5.2 Yücel 等の DNB 熱流束実験結果

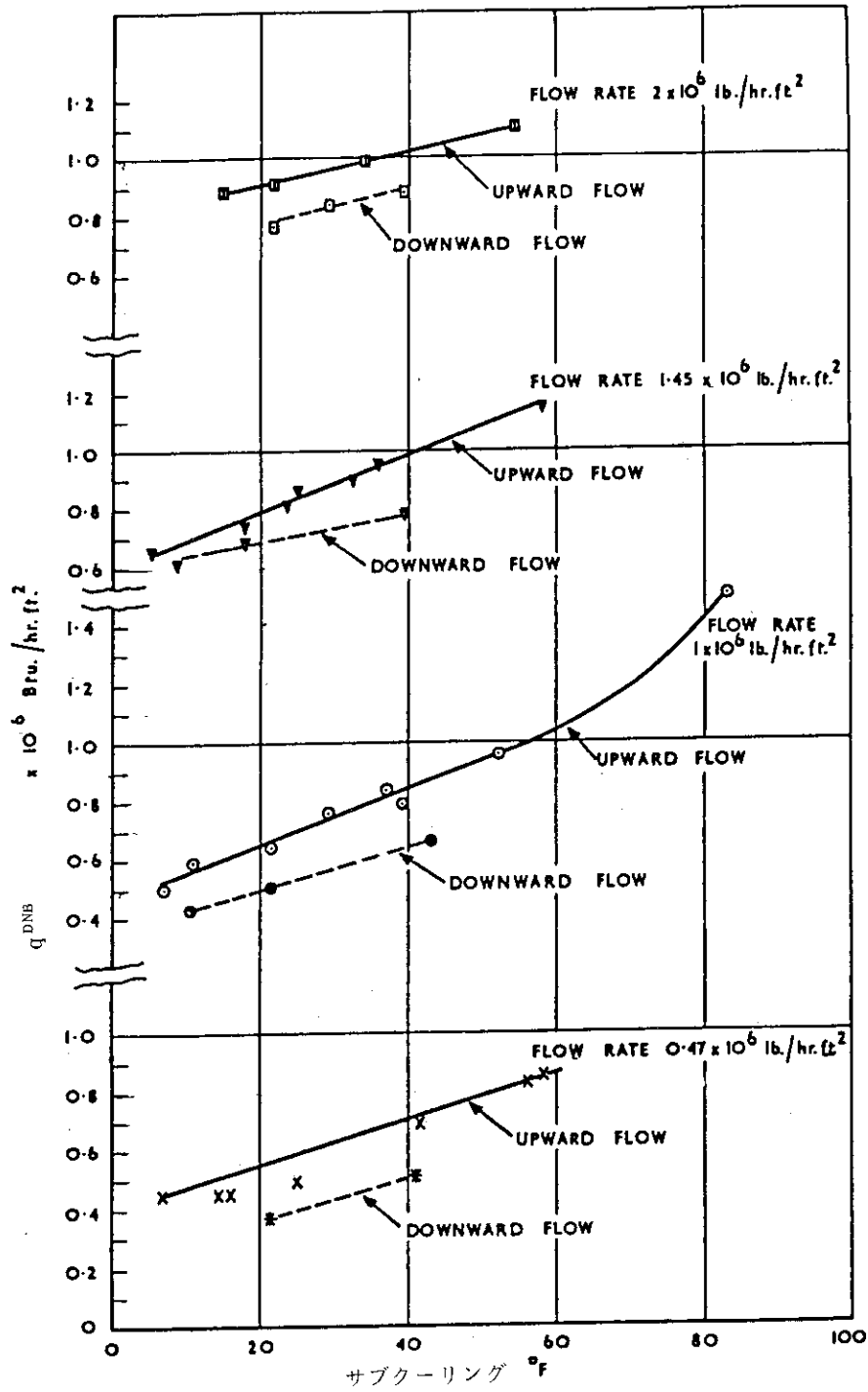


図 5.3 Kirby et al の DNB 熱流束実験結果

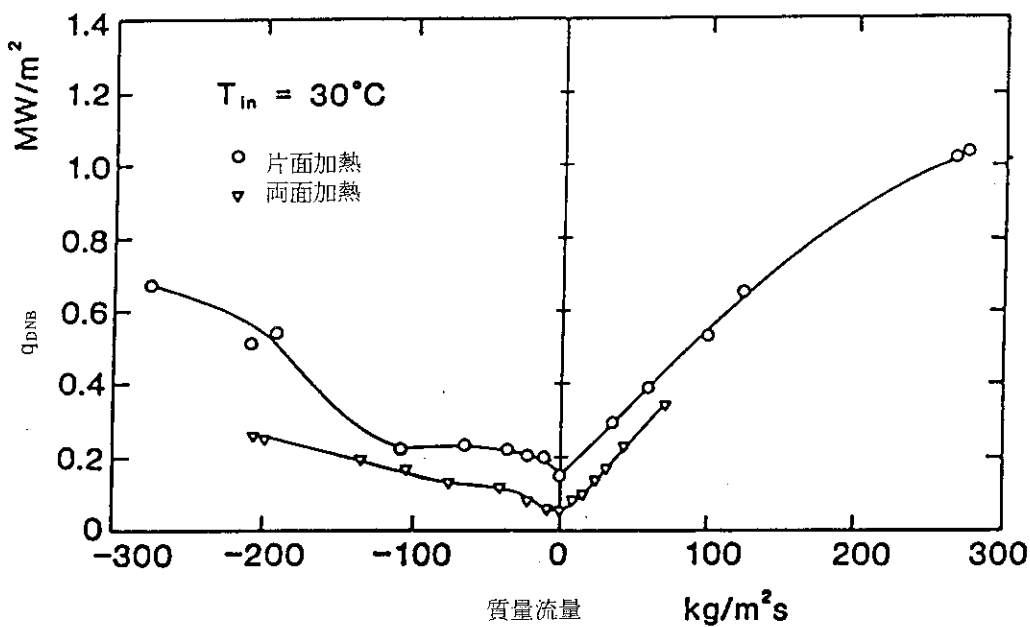


図 5.4 三島等による DNB 熱流束実験結果<sup>(19)</sup>

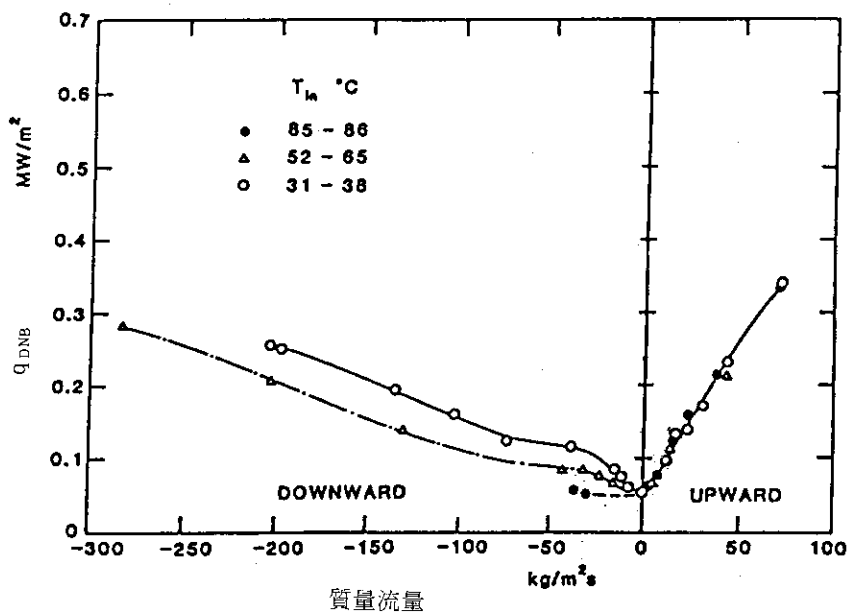


図 5.5 三島等による両面加熱テスト部での DNB 熱流束に及ぼす入口水温の影響<sup>(19)</sup>

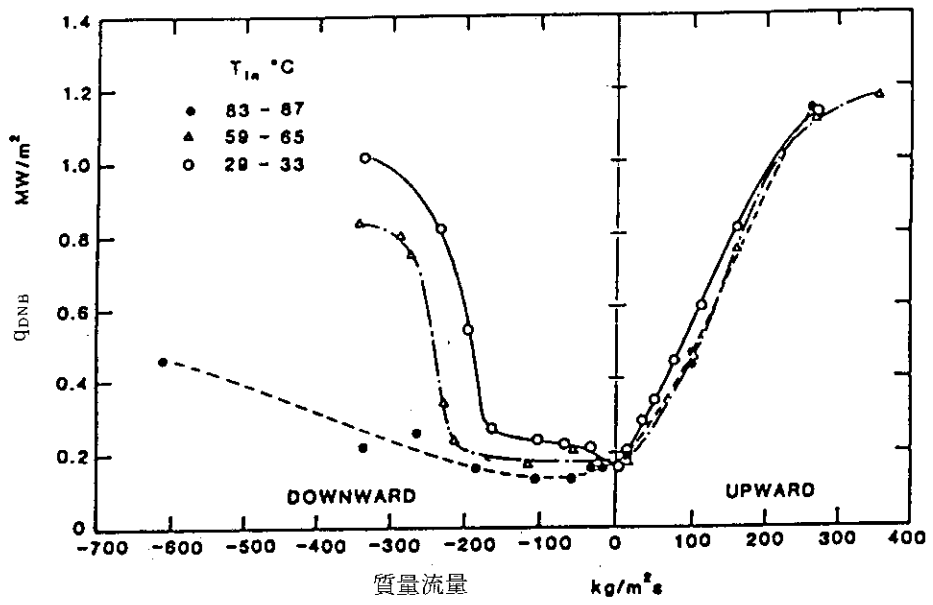


図 5.6 三島等による片面加熱テスト部での DNB 熱流束に及ぼす入口水温の影響<sup>(19)</sup>

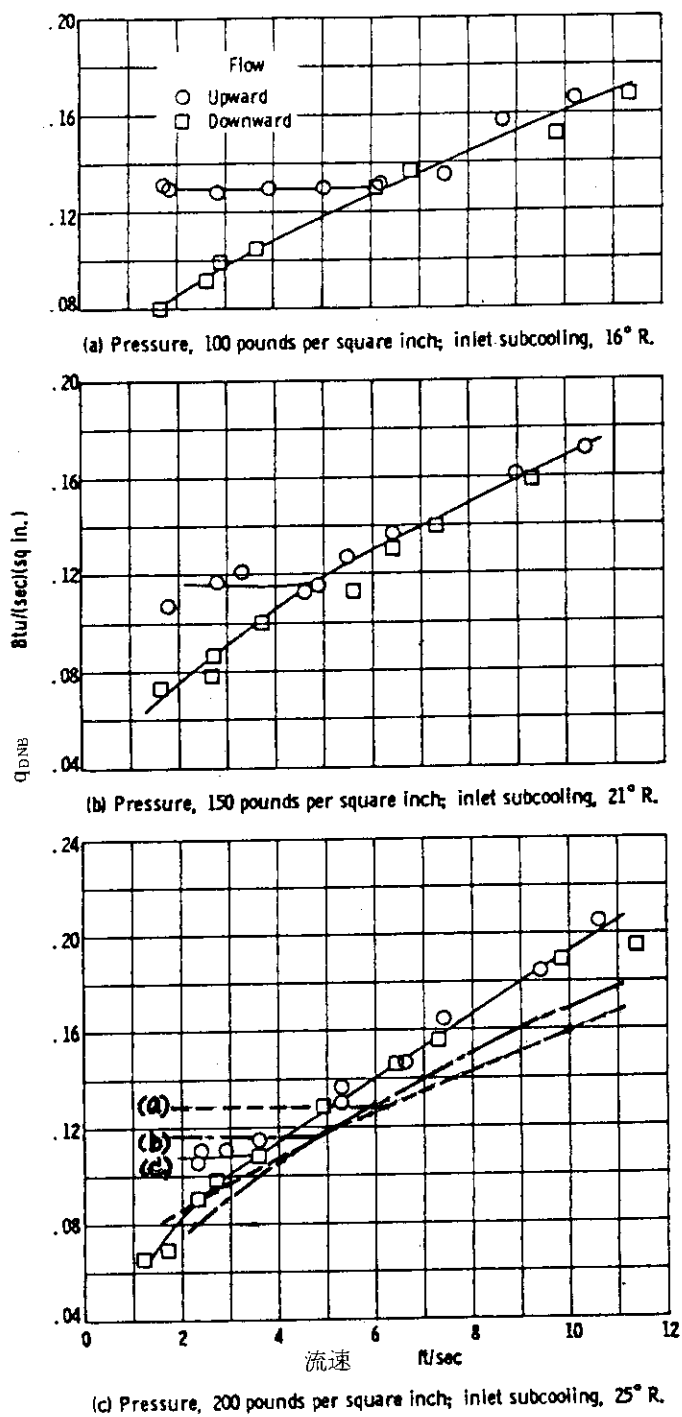


図 5.7 Papell et al の LN<sub>2</sub> による DNB 熱流束実験結果<sup>(22)</sup>

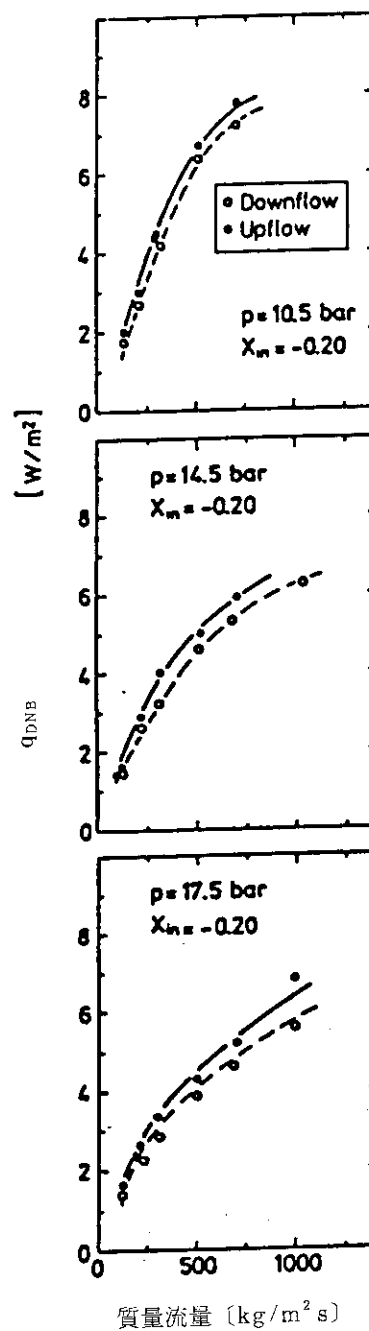


図 5.8 Cumo et al の R-12 による DNB 熱流束実験結果<sup>(20)</sup>

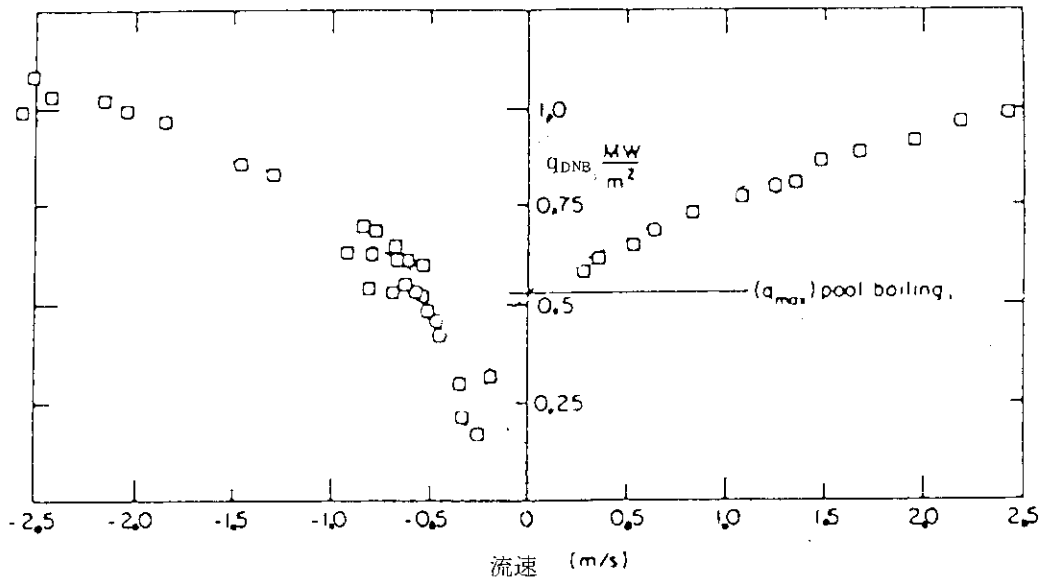


図 5.9 Hasan et al の DNB 熱流束実験結果<sup>(21)</sup>

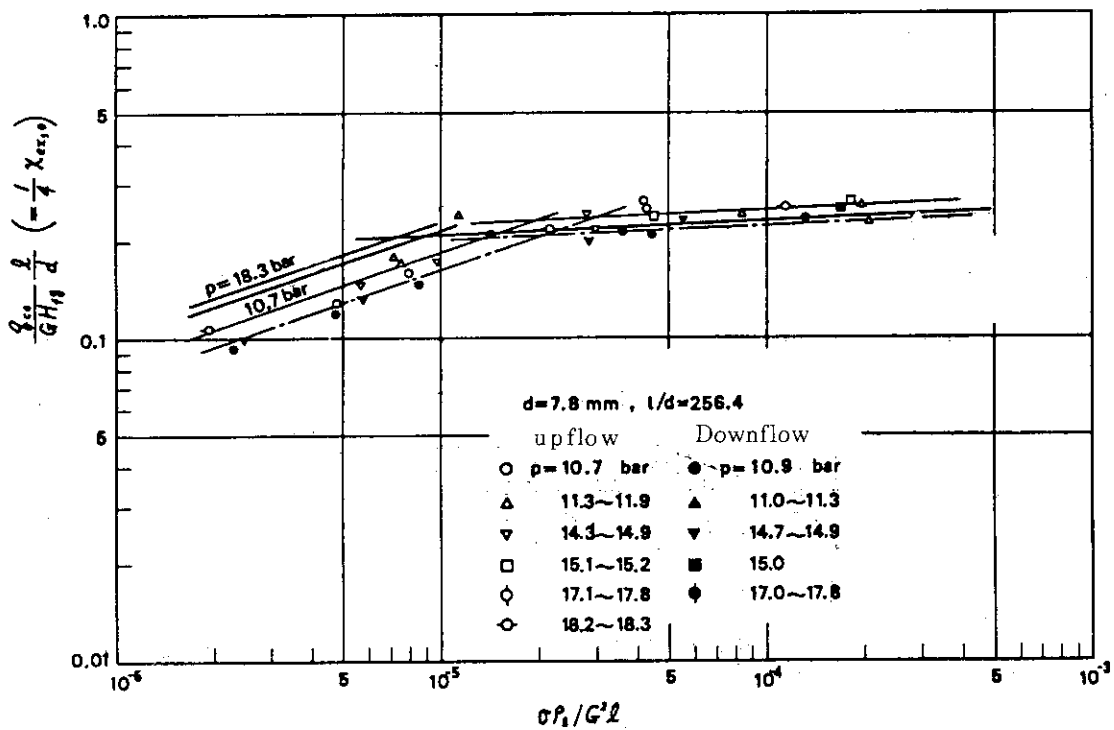


図 5.10 申藤による R-12 の DNB 熱流束実験データ整理<sup>(25)</sup>

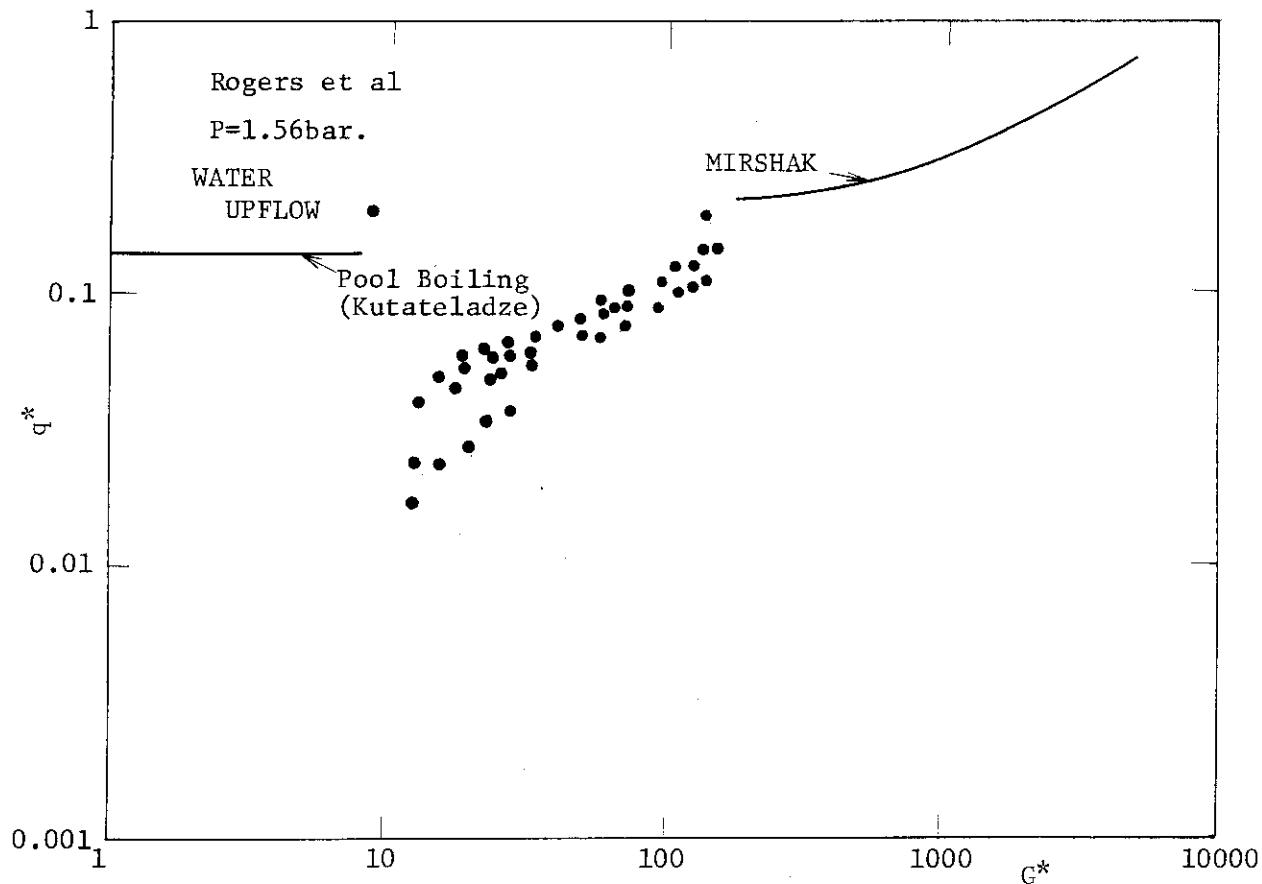


図 5.11 Rogers et al の上昇流における DNB 熱流束実験結果の無次元整理と Mirshak の式との比較

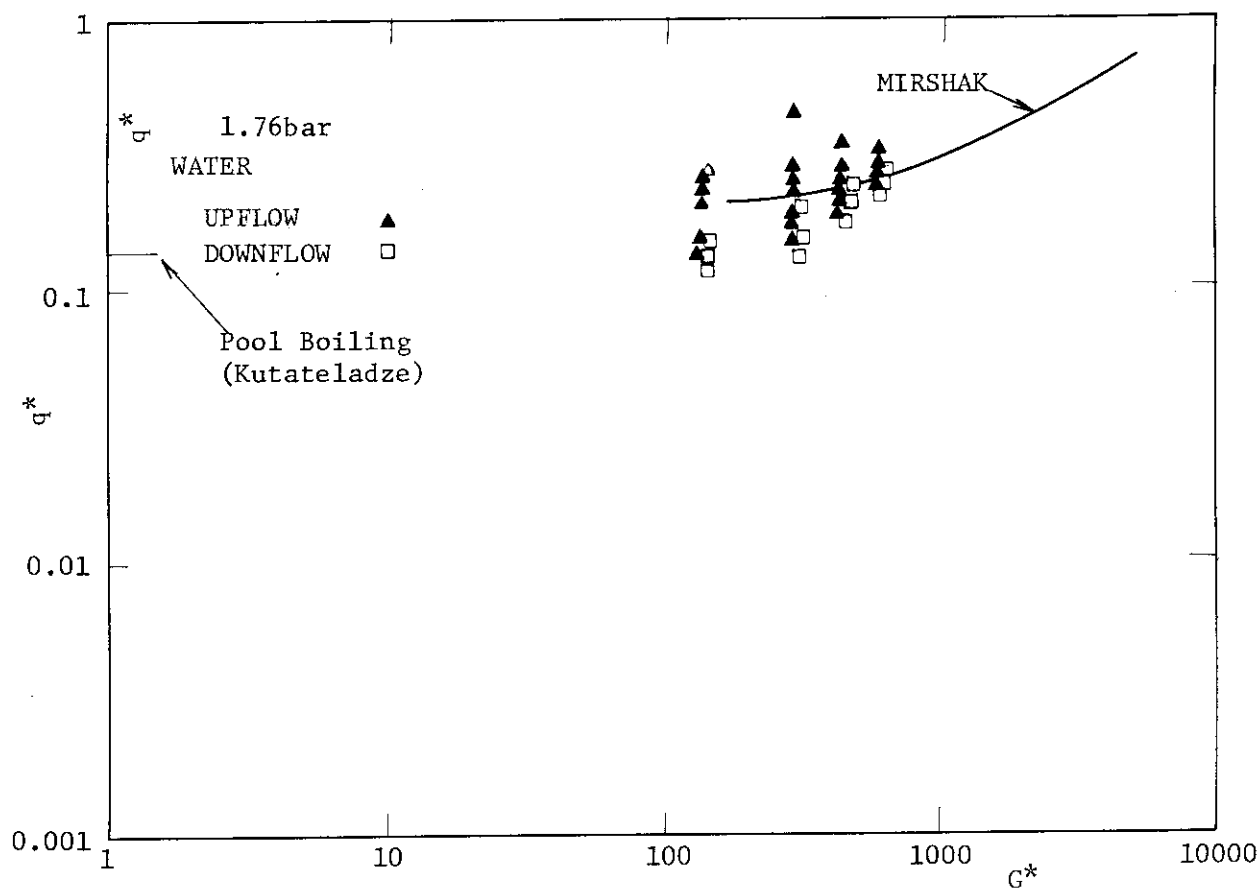


図 5.12 Kirby et al の DNB 熱流束実験結果の無次元整理と Mirshak の式との比較

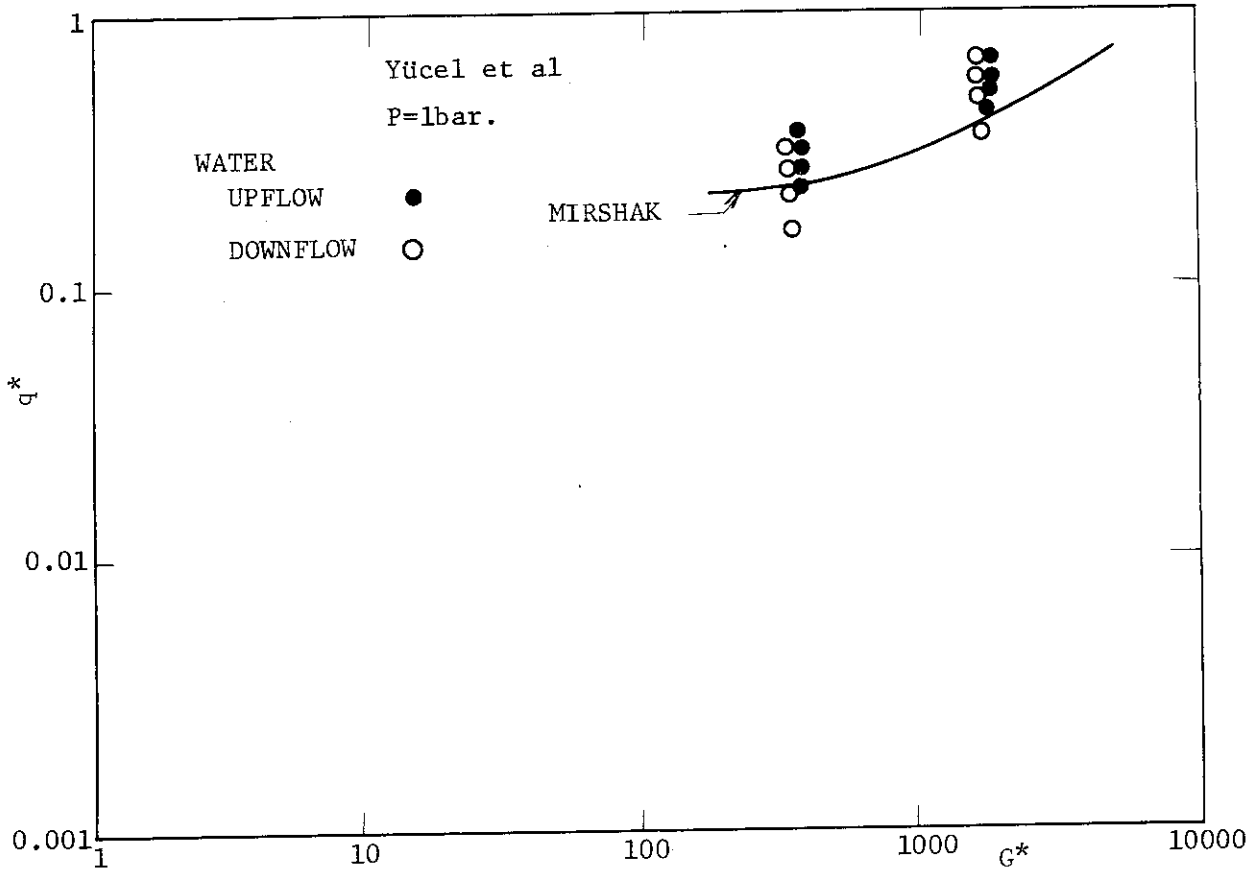


図 5.13 Yücel et al の DNB 熱流束実験結果の無次元整理と Mirshak の式との比較

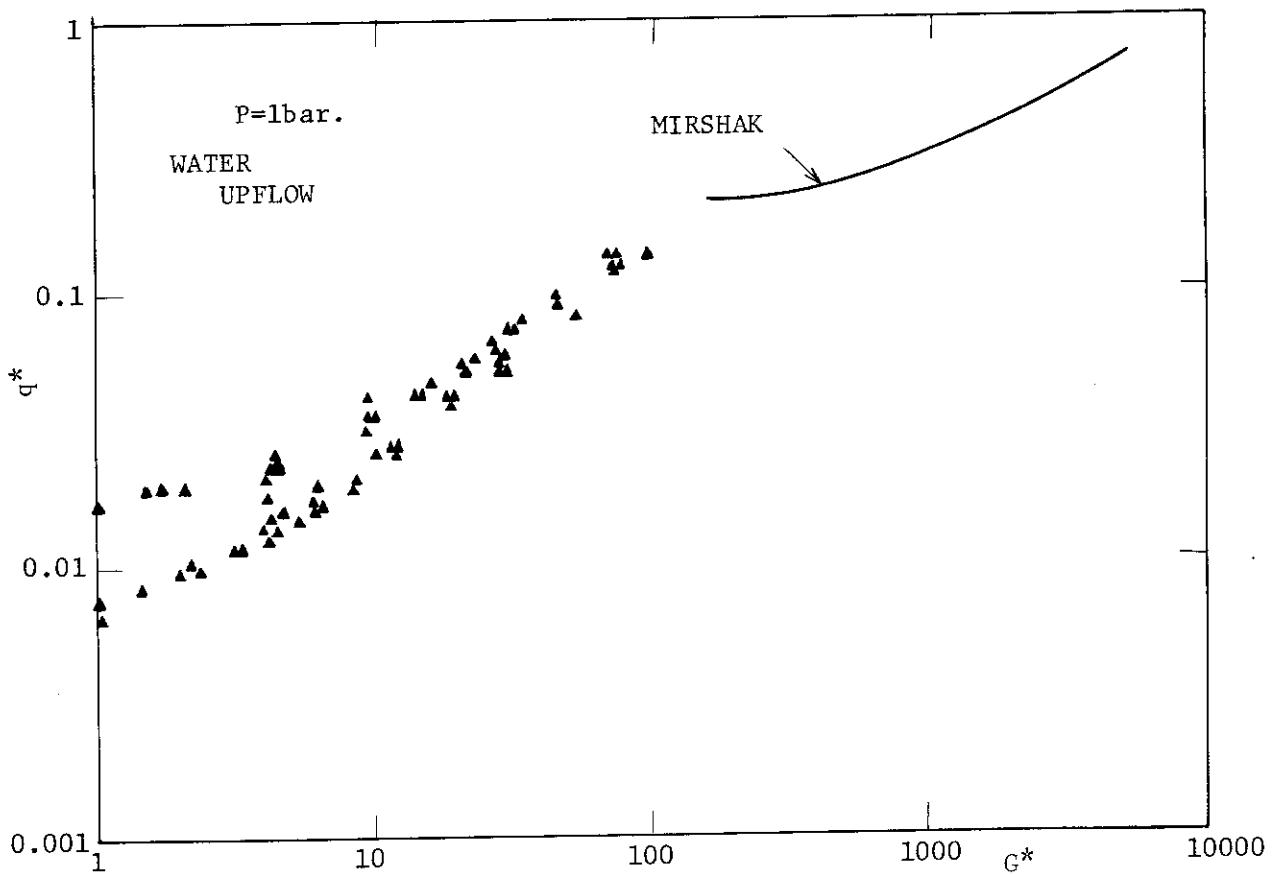


図 5.14 三島等による上昇流の DNB 熱流束実験結果の無次元整理と Mirshak の式との比較



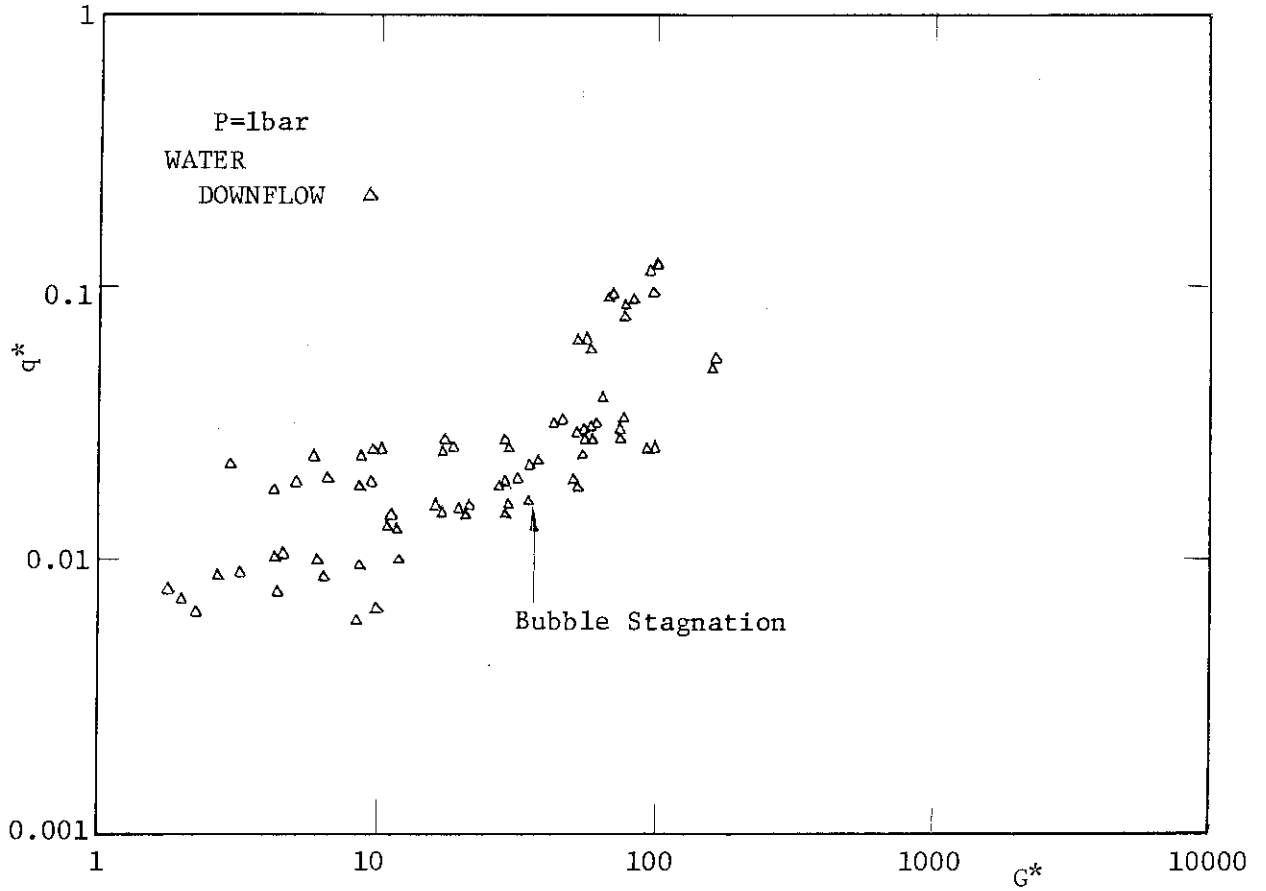


図 5.15 三島等による下向流の DNB 熱流束実験結果の無次元整理

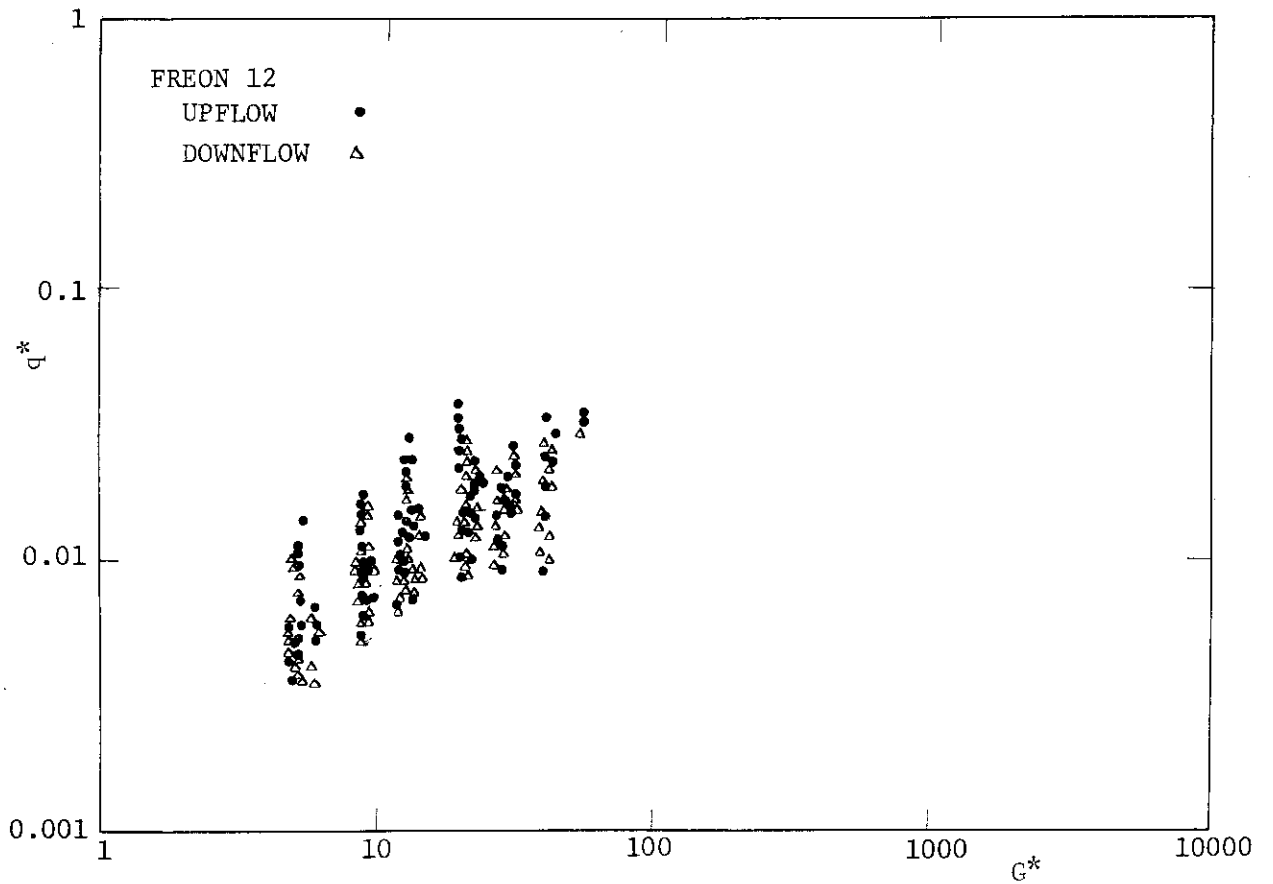


図 5.16 Cumo et al の DNB 熱流束実験結果の無次元整理

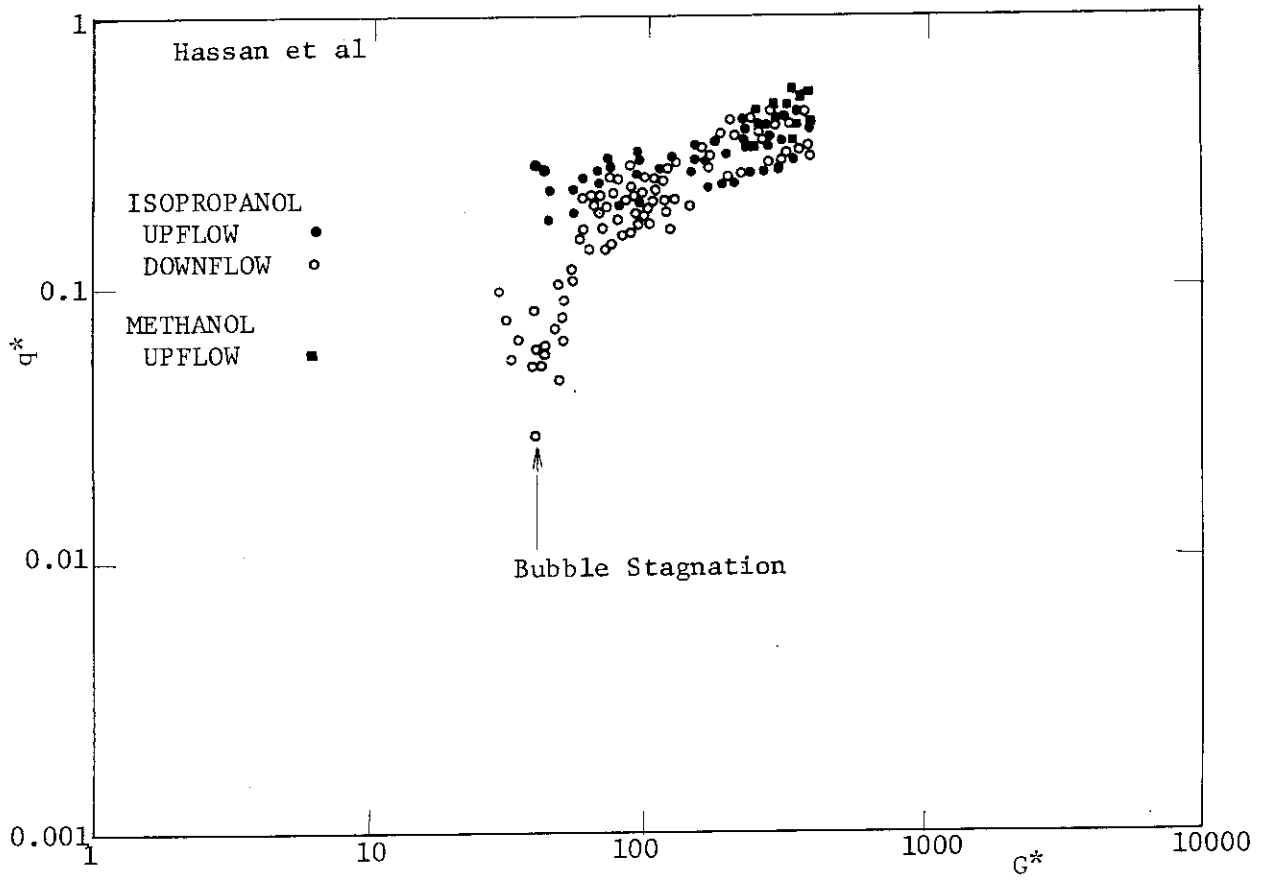


図 5.17 Hasan et al の DNB 熱流束実験結果の無次元整理

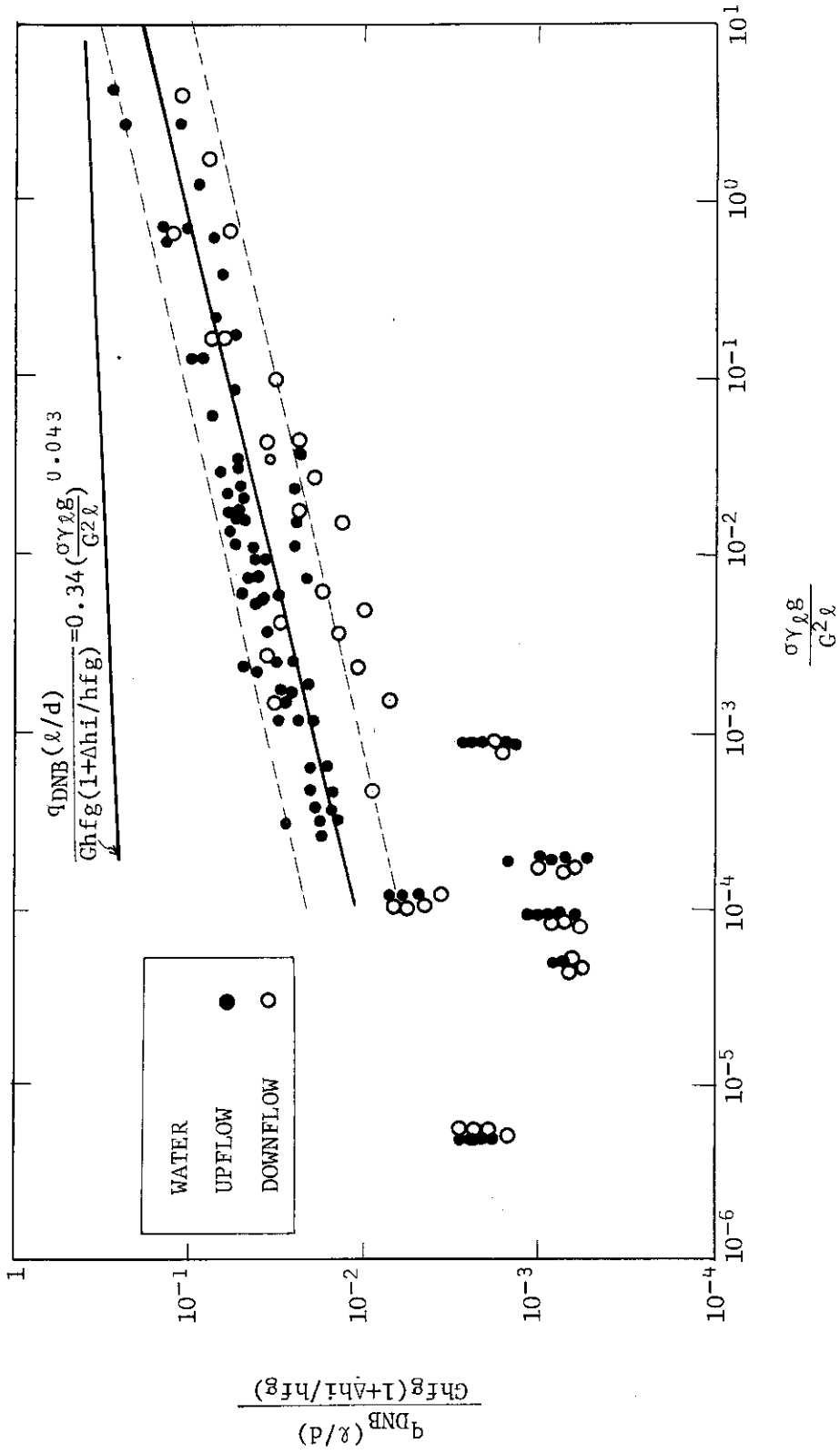


図 5.18 甲藤の整理法による DNB 熱流束データのまとめ

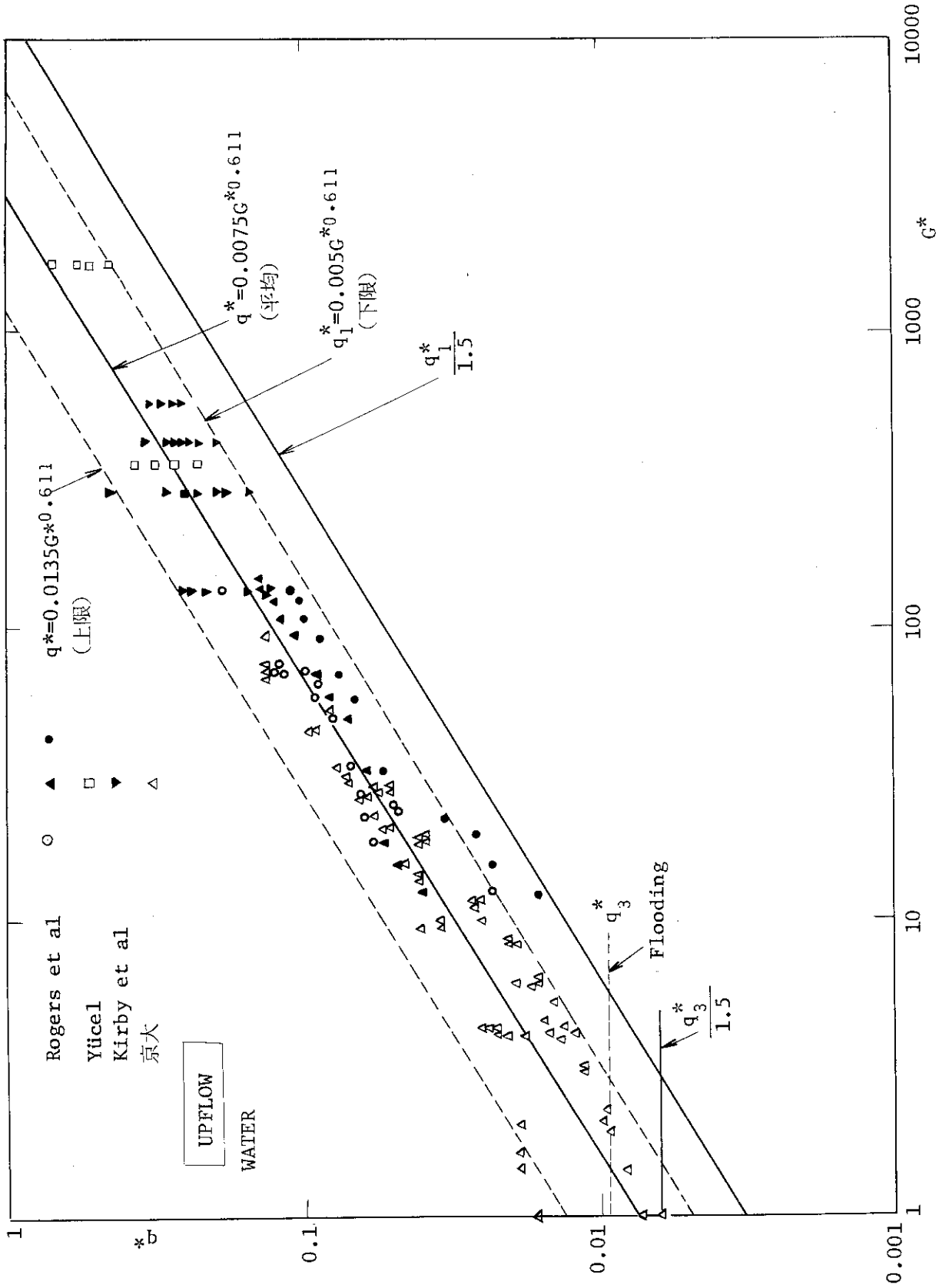


図5.19 上昇流におけるDNB熱流束のまとめ

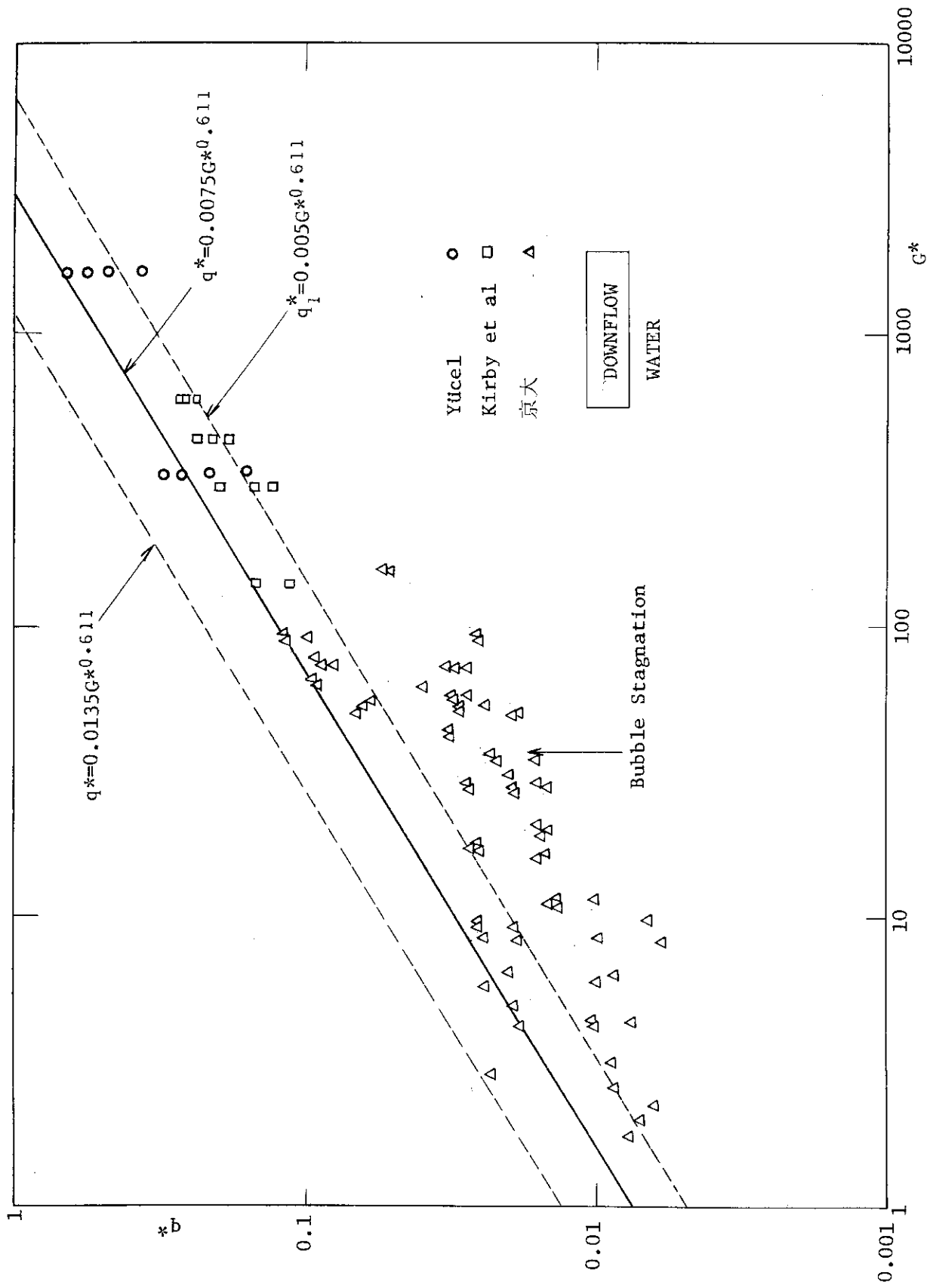


図 5.20 下向流における DNB 熱流束と上昇流 DNB 熱流束の比較のまとめ

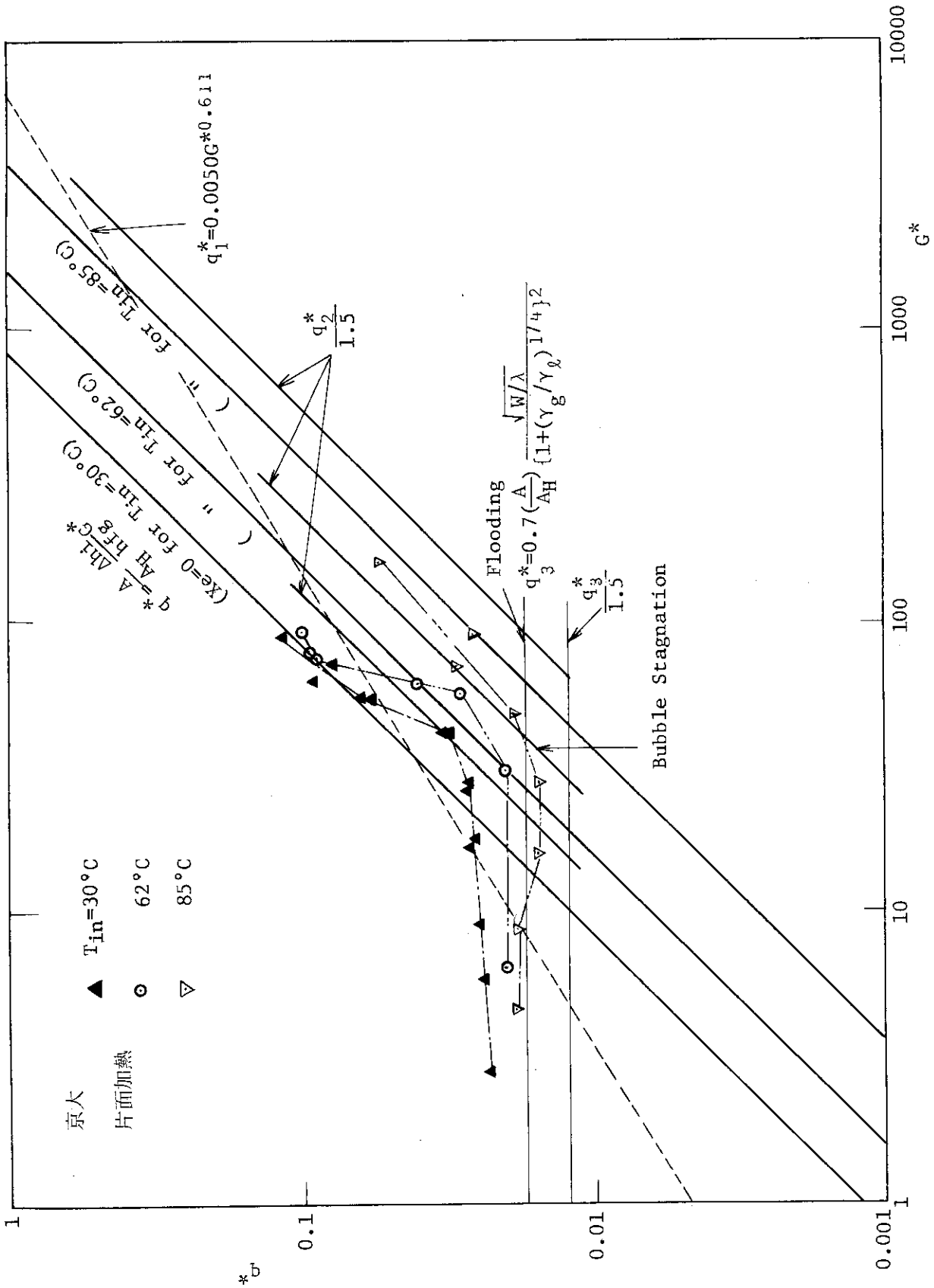


図 5.21 片面加熱流路における下向流 DNB 熱流束データのまとめ

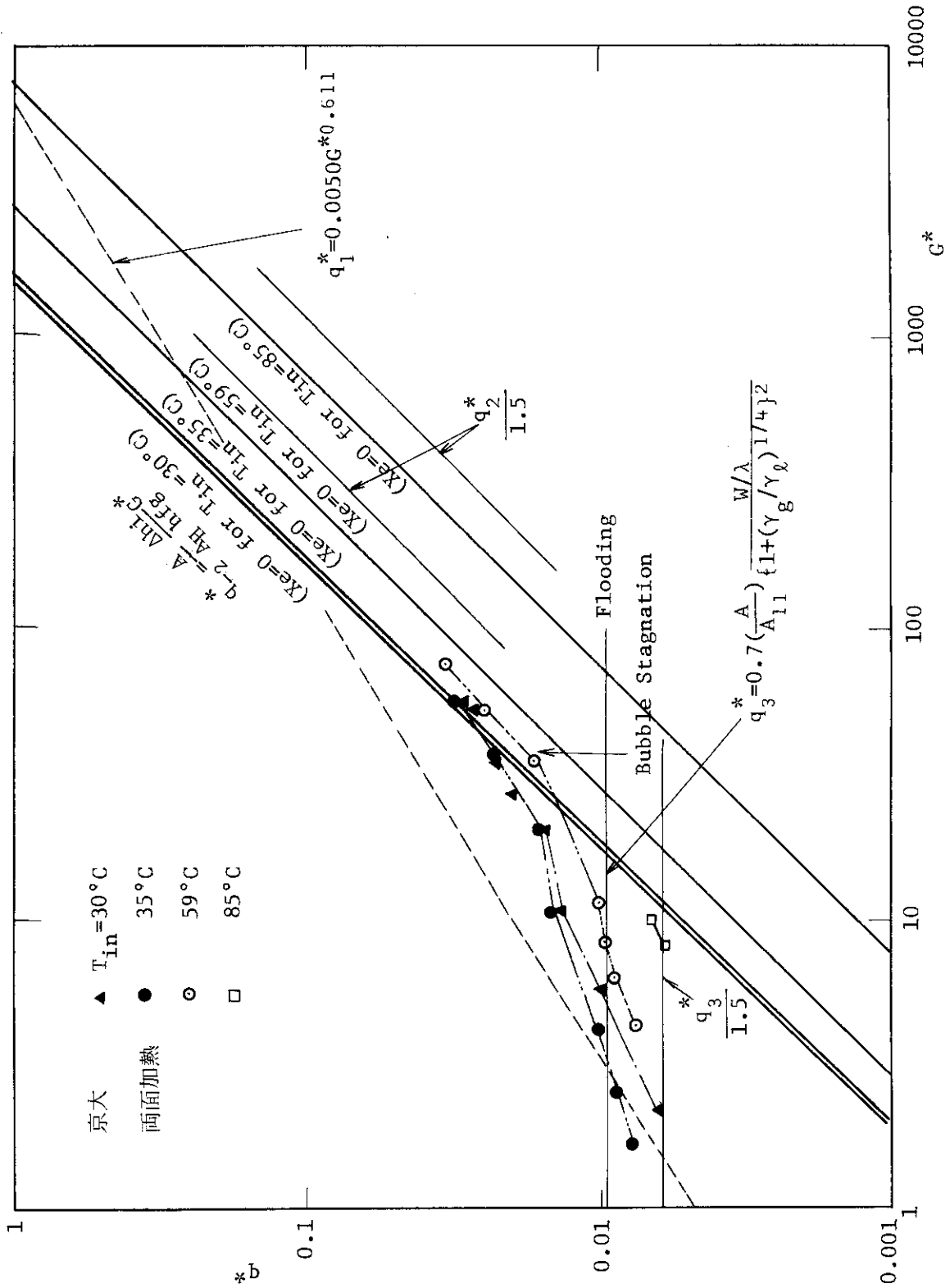


図 5.22 両面加熱流路における下向流 DNB 熱流束データのまとめ

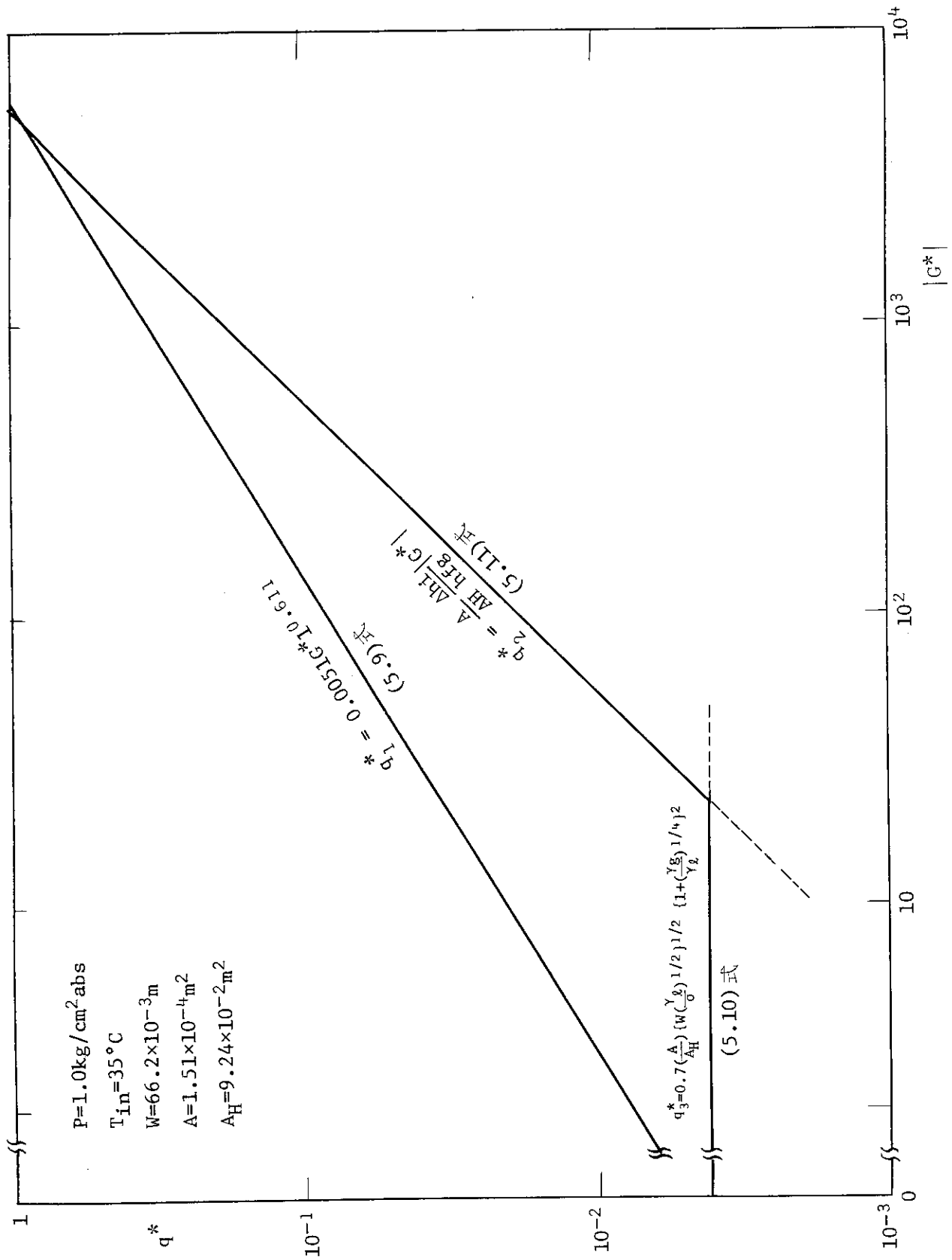


図 5.23 DNB 熱流束相関式のとまとめ



## 6. Post-DNB熱伝達

### 6.1 遷移沸騰熱伝達

遷移沸騰熱伝達相関式として, Bjornard & Griffith<sup>(14)</sup>は次の式を簡易評価式として提案している。

$$\left. \begin{aligned} q &= \delta q_{\text{DNB}} + (1 - \delta) q_{\text{MSFB}}, \\ \delta &\equiv \left( \frac{T_{\text{W}} - T_{\text{MSFB}}}{T_{\text{DNB}} - T_{\text{MSFB}}} \right)^2 \end{aligned} \right\} \quad (6.1)$$

ここに,  $q_{\text{DNB}}$  は DNB 熱流束,  $q_{\text{MSFB}}$  は次節で述べる最小安定膜沸騰温度  $T_{\text{MSFB}}$  における熱流束,  $T_{\text{DNB}}$  は DNB 熱流束点における加熱面温度,  $T_{\text{W}}$  は加熱面温度である。(6.1)式は, 表式の形からわかるように, 遷移沸騰熱伝達領域を DNB 点と最小安定膜沸騰温度点との中間領域ととらえ, その間の熱流束を DNB 熱流束  $q_{\text{DNB}}$  と最小安定膜沸騰温度点の熱流束  $q_{\text{MSFB}}$  で内挿するものである。内挿の仕方として,  $q$  と  $\Delta T_{\text{S}}$  をプロットした両対数グラフ上で  $q_{\text{DNB}}$  と  $q_{\text{MSFB}}$  を直線で結ぶ方法がしばしば採用されるが, Bjornard & Griffith の方法はこれより大き目に熱流束を評価することになる。

この Bjornard & Griffith の方法を下向流及び上昇流に適用することにする。

### 6.2 最小安定膜沸騰温度点

最小安定膜沸騰温度点は, 前節に述べた遷移沸騰領域から膜沸騰への遷移点を与えるもので, 安定膜沸騰の最小熱流束点の加熱表面温度である。

Henry<sup>(29)</sup>はこの最小安定膜沸騰温度  $T_{\text{MSFB}}$  として次式を提案している。

$$\left. \begin{aligned} T_{\text{MSFB}} &= T_{\text{HN}} + (T_{\text{HN}} - T_1) \sqrt{\frac{(r k C_p) l}{(r k C_p) w}} \\ T_{\text{HN}} &= 324 \text{ }^\circ\text{C} \end{aligned} \right\} \quad (6.2)$$

ここに,  $T_{\text{HN}}$  は流体の homogeneous nucleation temperature と呼ばれる温度で, 約  $7 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  で  $324 \text{ }^\circ\text{C}$  であり, 圧力が大になると臨界温度に近づいて行く。

上昇流及び下向流に対して,  $T_{\text{HN}} = 324 \text{ }^\circ\text{C}$  をとって (6.2) 式を適用する。

### 6.3 膜沸騰熱伝達

垂直加熱流路での膜沸騰熱伝達相関式として, Bromley の式<sup>(31)</sup>が有名である。これは, プール水中におかれた垂直平板や垂直環状流路等に適用可能な形式を有しているが, 式に含まれ

る係数を決定した上で使用する必要がある。

そこで、狭い間隙の垂直矩形流路に対して保守的に評価できるよう、Bromley の式を修正した修正 Bromley の式を採用する。狭い流路では流路内で発生した蒸気によってボイド率  $\alpha$  が増大し、熱伝達率が低下することが考えられるので、このボイド率の効果を含むもので、下式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} q &= C \left[ \frac{3600 \text{ k}_g^3 r_g (r_l - r_g) h_{fg}' (1 - \alpha)}{\mu_g \lambda_c (T_w - T_s)} \right]^{1/4} (T_w - T_s) \\ h_{fg}' &= h_{fg} \left\{ 1 + 0.5 \frac{C_{pg}(T_w - T_s)}{h_{fg}} \right\} \\ \lambda_c &= 2 \pi \left( \frac{\sigma}{r_l - r_g} \right)^{1/2} \end{aligned} \right\} \quad (6.3)$$

ここに、 $\lambda_c$  は長さの次元を持つパラメータで加熱面に沿う蒸気膜の安定波長に関するものである。上式中の C の値として、下向流及び上昇流に対して

$$C = 0.62$$

を採用する。

(6.3) 式の妥当性を検討するために、原研で行なわれている大型再冠水実験データ<sup>(32)</sup> と比較した結果を図 6.1 に示す。実験条件は圧力  $p = 2.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ 、加熱面表面温度  $T_w = 290 \sim 471 \text{ }^\circ\text{C}$ 、ボイド率  $\alpha = 0 \sim 0.85$  である。

表 6.1 に実験点での過熱度、熱伝導率、比重量、粘性係数、ボイド率、等のデータ、測定熱伝達率と予測熱伝達率の比較が掲げている。ボイド率の変化が大きいかにかかわらず、熱伝達率の予測値は実験値を大略保守的に見積っており、(6.3) 式は充分妥当であることがわかる。

図 6.2 に参考のため、 $p = 1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ 、入口水温  $T_{in} = 35 \text{ }^\circ\text{C}$ 、バルク水温  $T_l = 80 \text{ }^\circ\text{C}$ 、流速  $u = 0.25 \text{ m/s}$  の時、強制対流から核沸騰、DNB 点、遷移沸騰を経て膜沸騰に到る領域の  $q$  と  $\Delta T_s$  の関係を例示する。

#### 6.4 蒸気单相流熱伝達

膜沸騰熱伝達領域を越えた高温加熱面での、蒸気单相流の強制対流冷却に対しては、3章の熱伝達相関式を採用する。

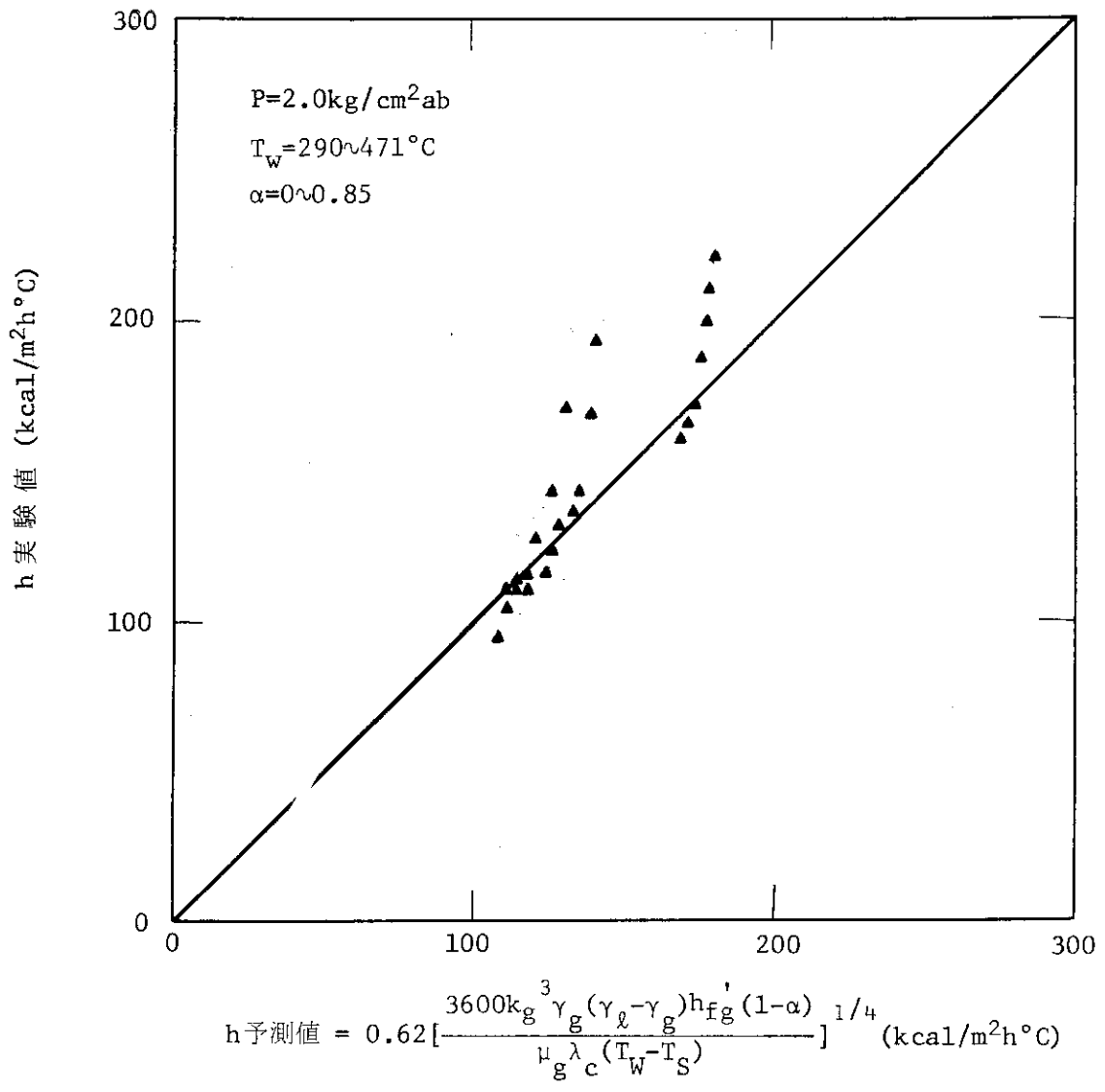


図 6.1 膜沸騰熱伝達率に関する予測値と実験値との比較

表 6.1 膜沸騰熱伝達率の実験値と予測値の比較

No.	$T_w$ (°C)	$T_s$ (°C)	$k_g$ (kcal/mh°C)	$r_l$ (kg/m <sup>3</sup> )	$r_g$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\mu_g$ (kg·s/m <sup>2</sup> )	$1-\alpha$ (-)	$h$ :(kcal/m <sup>2</sup> h°C)	
								予測値	実験値
1	305	120	0.0296	943	0.888	$1.73 \times 10^{-6}$	0.247	136	142
2	355	"	0.0318	"	0.847	1.83	0.193	124	116
3	416	"	0.0344	"	0.80	1.98	0.146	112	111
4	294	"	0.0292	"	0.893	1.68	0.27	141	194
5	338	"	0.0310	"	0.851	1.77	0.219	129	133
6	383	"	0.0329	"	0.818	1.85	0.168	119	116
7	471	"	0.0370	"	0.752	2.02	0.123	108	94
8	349	"	0.0295	"	0.843	1.79	1	180	222
9	377	"	0.0308	"	0.820	1.85	1	178	200
10	416	"	0.0320	"	0.791	1.92	1	174	172
11	483	"	0.0343	"	0.745	2.04	1	170	161
12	302	"	0.028	"	0.888	1.70	0.245	131	172
13	318	"	0.0287	"	0.870	1.73	0.219	126	144
14	332	"	0.0291	"	0.860	1.75	0.20	122	128
15	340	"	0.0294	"	0.851	1.77	0.20	121	128
16	346	"	0.0296	"	0.846	1.78	0.183	118	111
17	362	"	0.0301	"	0.834	1.81	0.168	114	114
18	373	"	0.0305	"	0.825	1.83	0.168	114	111
19	384	"	0.0309	"	0.817	1.86	0.161	111	105

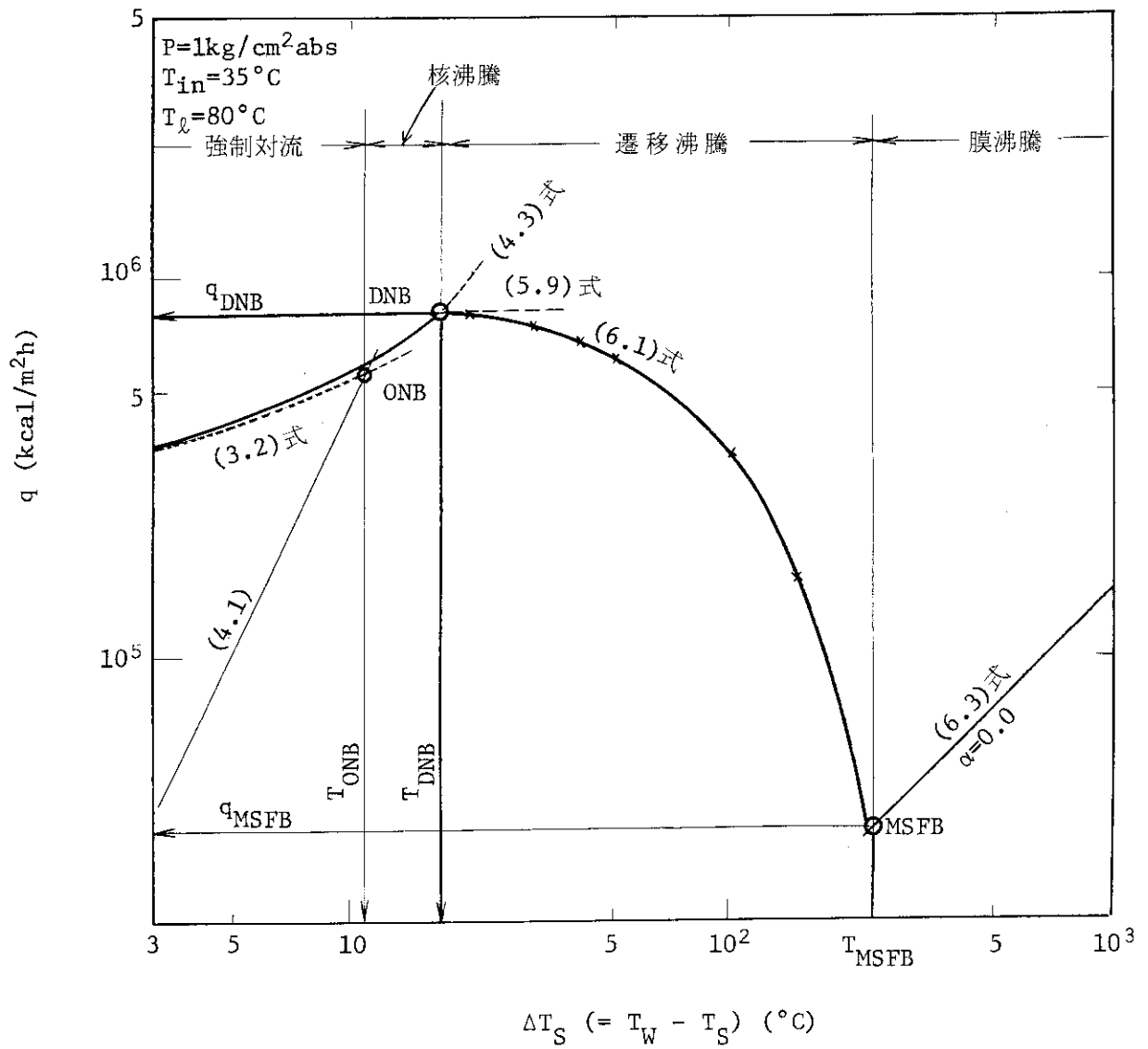


図 6.2 強制対流から膜沸騰までの熱伝達相関式の例示

## 7. JRR-3改造炉解析用熱伝達相関式のまとめ

### 7.1 熱伝達相関式の一覧

本章には、これまで検討した熱伝達相関式で JRR-3 改造炉熱水解析用に採用すべき熱伝達相関式を、熱伝達様式に分類して再録する。式の番号は既出の式の番号と同じである。

#### I. 液单相流の熱伝達

##### ① 下向流 ( $G < 0$ )

$$\text{Re} < 2000 \text{ で, } \text{Nu} \equiv \frac{h D}{k} = 4.0 \quad (3.3)$$

$$\text{Re} \geq 2500 \text{ で, } \text{Nu} = 0.023 \text{Re}_b^{0.8} \text{Pr}_b^{0.4} \quad (3.2)$$

2000  $\leq$  Re < 2500 で、(3.3)式と(3.2)式で内挿。

##### ② 上昇流 ( $G > 0$ )

$$\text{Re} < 2000 \text{ で, } \text{Nu} = 0.17 \text{Re}_b^{0.33} \text{Pr}_b^{0.43} \left\{ \frac{(\text{Pr}_l)_b}{(\text{Pr}_l)_w} \right\}^{0.25} \left\{ \frac{g \beta D_e^3 (T_w - T_l)}{\nu^2} \right\}_b^{0.1} \quad (3.4)$$

と、(3.3)式の大きい値を選ぶ。

Re  $\geq$  2500 で、(3.2)式

2000  $\leq$  Re < 2500 で、(3.4)式と(3.2)式で内挿。

#### II. 核沸騰熱伝達

##### ① 沸騰開始点の表面温度 $T_{\text{ONB}}$

$$q = 911 P^{1156} \left\{ \frac{9}{5} (T_{\text{ONB}} - T_s) \right\} \frac{2.16}{P^{0.0234}} \quad (4.1)$$

##### ② サブクール核沸騰熱伝達

$$q = 0.023 \text{Re}_b^{0.8} \text{Pr}_b^{0.4} \frac{k}{D_e} (T_w - T_l) + S \cdot 7.228 \frac{k_f^{0.79} C_{pf}^{0.45} \gamma_f^{0.49} (T_w - T_s)^{1.24} (P_w - P)^{0.75}}{\sigma^{0.5} \mu_f^{0.29}} \quad (4.3)$$

ここで、 $\text{Re}' \equiv \frac{G D_e}{\mu_f} \times 10^{-4}$

$$S = \left\{ \begin{array}{ll} \frac{1}{1 + 0.12 Re'^{1.14}} & Re' < 32.5 \\ \frac{1}{1 + 0.4 Re'^{0.78}} & 32.5 < Re' < 70.0 \\ 0.1 & 70.0 < Re' \end{array} \right\} \quad (4.4)$$

③ 飽和核沸騰熱伝達

$$q = F \cdot 0.023 \{ Re_f (1-x) \}^{0.8} Pr_f^{0.4} \frac{k_f}{D_e} (T_w - T_s) + S \cdot 7.228 \frac{k_f^{0.79} C_{pf}^{0.45} \gamma_f^{0.49} (T_w - T_s)^{1.24} (P_w - P)^{0.75}}{\sigma^{0.5} \mu_f^{0.29} h_{fg}^{0.24} \gamma_g^{0.24}} \quad (4.5)$$

ここで,

$$\frac{1}{x_{tt}} \equiv \left( \frac{x}{1-x} \right)^{0.9} \left( \frac{\gamma_f}{\gamma_g} \right)^{0.5} \left( \frac{\mu_g}{\mu_f} \right)^{0.1}$$

$$F = \left\{ \begin{array}{ll} 1.0 & \frac{1}{x_{tt}} \leq 0.1 \\ 2.35 \left( \frac{1}{x_{tt}} + 0.213 \right)^{0.736} & \frac{1}{x_{tt}} > 0.1 \end{array} \right\} \quad (4.6)$$

$$Re' \equiv \frac{G(1-x)D_e}{\mu_f} F^{1.25} \times 10^{-4}$$

$$S = \left\{ \begin{array}{ll} \frac{1}{1 + 0.12 Re'^{1.14}} & Re' < 32.5 \\ \frac{1}{1 + 0.42 Re'^{0.78}} & 32.5 < Re' < 70.0 \\ 0.1 & 70.0 < Re' \end{array} \right\} \quad (4.7)$$

上記①, ②, ③は上昇流及び下向流に対して適用する。上昇流に対しては  $G > 271 \text{ kg/m}^2\text{S}$  の自然対流核沸騰熱伝達に対し次式を使用する。

$$\frac{q}{g \mu_l h_{fg}} \sqrt{\frac{\sigma}{\gamma_l - \gamma_g}} = \left\{ \frac{1}{0.0132 Pr} \frac{C_{pl} (T_w - T_s)}{h_{fg}} \right\}^3 \quad (4.9)$$

III. DNB 熱流束

① 下向流 ( $G < 0$ )

$$q^* = 0.005 G^{*0.611} \quad (5.9)$$

$$q^* = \left( \frac{A}{A_H} \right) \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} G^* \quad (5.11)$$

上式の2式の値  $q^*$  の内小なる値をとる。上式から選んだ値が下記の値より小なる時は下記の式の値をとる。

$$q^* = 0.7 \left( \frac{A}{A_H} \right) \left\{ w / \left( \frac{\sigma}{\gamma_l} \right)^{1/2} \right\}^{1/2} \left\{ 1 + \left( \frac{\gamma_g}{\gamma_l} \right)^{1/4} \right\}^2 \quad (5.1)$$

② 上昇流 ( $G > 0$ )

(5.9)式と(5.10)式の大なる値を取る。

IV. Post - DNB 熱伝達

① 遷移沸騰熱伝達

$$q = \delta q_{\text{DNB}} + (1 - \delta) q_{\text{MSFB}} \quad (6.1)$$

$$\text{ここで, } \delta = \left( \frac{T_W - T_{\text{MSFB}}}{T_{\text{DNB}} - T_{\text{MSFB}}} \right)^2$$

② 最小安定膜沸騰温度

$$T_{\text{MSFB}} = T_{\text{HN}} + (T_{\text{HN}} - T_1) \sqrt{\frac{(\gamma k C_p)_l}{(\gamma k C_p)_w}} \quad (6.2)$$

ここで,  $T_{\text{HN}} = 324 \text{ }^\circ\text{C}$ とする。

③ 膜沸騰熱伝達

$$q = 0.62 \left[ \frac{3600 \text{ k}_g^3 \gamma_g (\gamma_l - \gamma_g) h_{fg}' (1 - \alpha)}{\mu_g \lambda_c (T_W - T_S)} \right]^{1/4} (T_W - T_S) \quad (6.3)$$

$$\text{ここで, } h_{fg}' = h_{fg} \left\{ 1 + 0.5 \frac{C_{pg} (T_W - T_S)}{h_{fg}} \right\},$$

$$\lambda_c = 2\pi \left( \frac{\sigma}{\gamma_l - \gamma_g} \right)^{1/2}$$

④ 蒸気单相流熱伝達

I. 液单相流の熱伝達と同様上記①, ②, ③は上昇流及び下向流共に適用する。

なお, 一覧にまとめたものを表7.1に示す。



## 7.2 熱伝達相関式の選択論理構成

JRR-3改造炉に於ける運転時の異常な過渡変化及び事故を解析するための熱伝達相関式及び臨界熱流束相関式をプログラム化し、相関式選択論理を含めてサブルーチンパッケージとして整備した。本パッケージは、加熱壁温及び流体側の物性値、流動条件を入力として、相関式選択論理に従って相関式を選択し、流体への熱流束を出力する。本パッケージは、定常又は過渡流動計算コードの下位サブルーチンとして利用できる。

### (1) サブルーチン構成、及び流れ図

本パッケージは、表7.2に示す11個のサブルーチンより構成されている。それらのトリー図7.1に示す。本パッケージは、上位の主プログラム又はサブルーチンで $\text{HFLX}$ というサブルーチンを呼ぶ事によって起動出来る。 $\text{HFLX}$ の仮引数として取扱われている入出力変数の説明を表7.3に示す。又、本パッケージの中心部であるサブルーチン $\text{HFLX}$ と $\text{CHEN}$ の流れ図を図7.2、及び図7.3に示す。

尚、サブルーチン $\text{CHEN}$ 、 $\text{CHF}$ 、 $\text{MSTRCT}$ 、及び $\text{POLY}$ は、いずれも $\text{TRAC-PD2}$ コード<sup>(34)</sup>のサブルーチンを基礎とし、それに修正を加えたものである。

### (2) 計算オプション

本パッケージには以下に示す4個の計算オプションがある。いずれもサブルーチン $\text{HFLX}$ への入力変数で制御される。

#### ① DNB 温度計算に関するオプション (入力変数: $\text{IOPT1}$ )

$$\text{IOPT1} = \begin{cases} 1 & ; \text{ONB 温度と DNB 温度は独立に計算される。} \\ \text{その他} & ; \text{DNB 温度は、ONB 温度以上であると仮定する。} \end{cases}$$

$\text{IOPT1} \equiv 1$ を選択した場合、壁温がONB温度に達する以前にDNBとなる事は無い。従って、DNB比が1以下であってもDNBとならない場合がありうる。

#### ② 核沸騰自然循環熱伝達に関する計算オプション (入力変数: $\text{IOPT2}$ )

上昇流時に於ける核沸騰自然循環熱伝達相関式(Rohsenowの式)の使用、不使用は、入力変数 $\text{IOPT2}$ を用いて選択できる。

$$\text{IOPT2} = \begin{cases} 1 & ; \text{Rohsenow の式は不使用} \\ \text{その他} & ; \text{Rohsenow の式を使用する} \end{cases}$$

$\text{IOPT2} \equiv 1$ を選択した場合、この領域では、Chenの式が用いられる。

#### ③ 定常計算用オプション (入力変数: $\text{IST}$ )

本オプションを用いて、選択する相関式をChenの式に固定する事が出来る。

$$\text{IST} = \begin{cases} 1 & ; \text{Chenの式に固定} \\ \text{その他} & ; \text{相関式選択論理に従う} \end{cases}$$

#### ④ 金属の物性置に関するオプション (入力変数: $\text{IMTL}$ )

本パッケージでは、最少安定膜沸騰温度を計算するのにHenryの相関式を用いており、壁の物性値を必要とするが、入力変数 $\text{IMTL}$ を用いて以下の中から金属の種類を選択できる。

IMTL = { 0 ; アルミニウム  
6 ; SUS 304  
7 ; SUS 316  
8 ; SUS 347  
9 ; 炭素鋼 A 508  
10 ; インコネル 718  
11 ; インコネル 600

表 7.1 JRR-3 改造炉熱水力解析用熱伝達相関式一覧

		下向流 ( $G < 0$ )	上昇流 ( $G > 0$ )
液 単 相 流	$Re < 2000$	(3.3) 式	Max [(3.3) 式, (3.4) 式]
	$2000 \leq Re < 2500$	(3.3) 式と(3.2)式で内挿	(3.4) 式と(3.2)式で内挿
	$Re \geq 2500$	Dittus-Boelter (3.2) 式	Dittus-Boelter (3.2) 式
核 沸 騰	沸騰開始点	Bergles-Rohsenow (4.1) 式	Bergles-Rohsenow (4.1) 式
	サブクール	Chen (4.3) 式	Chen (4.3) 式
	飽和	Chen (4.5) 式	Chen, Rohsenow (4.5) 式 (4.9) 式
DNB 熱流束		(5.9) 式 (5.10) 式 (5.11) 式	(5.9) 式 (5.10) 式
遷移沸騰		Bjornard & Griffith (6.1) 式	Bjornard & Griffith (6.1) 式
最小安定膜沸騰温度		Henry (6.2) 式	Henry (6.2) 式
膜沸騰		修正 Bromley (6.3) 式	修正 Bromley (6.3) 式
蒸 気 単 相 流	$Re < 2000$	(3.3) 式	Max [(3.3) 式, (3.4) 式]
	$2000 \leq Re < 2500$	(3.3) 式と(3.2)式で内挿	(3.4) 式と(3.2)式で内挿
	$Re \geq 2500$	Dittus-Boelter (3.2) 式	Dittus-Boelter (3.2) 式

表 7.2 サブルーチンの概要

サブルーチン名	概 要
¥¥ HFLX	熱伝達相関式の選択
¥¥ HFC	Dittus - Boelter 相関式
¥¥ CHEN	ONB 温度, DNB 温度及び CHF の計算
CHEN	Chen の相関式
CHF	DNB 温度を求める反復計算
¥¥ ONB	Bergles - Rohsenow の相関式
¥¥ PSTD	DNB 後熱伝達相関式
¥¥ COL 2	Colier の相関式
¥¥ ROH. 2	Rohsenow の相関式
MSTRCT	金属の物性値の計算
POLY	MSTRCT で用いる内挿ルーチン

表 7.3 ¥¥HFLX の入出力変数

変数名	I/O	内 容
NSTATE	I	状態変数, = 0 : 未飽和, = 1 : 飽和, = 2 : 加熱蒸気
IDHTC	O	熱伝達モード
IDDNB	O	CHF 計算モード
IMTL	I	金属物性値に関するオプション
IOPT 1	I	DNB 温度計算に関するオプション
IOPT 2	I	核沸騰自然循環モードに関するオプション
IST	I	定常計算用オプション
A	I	流路面積 (m <sup>2</sup> )
AH	I	1 流路当りの加熱面積 (m <sup>2</sup> )
ALP	I	ボイド率 (-)
CPG	I	気相の定圧比熱 (kcal / kg °C)
CPL	I	液相の定圧比熱 (kcal / kg °C)
CONDG	I	気相の熱伝導率 (kcal / mhr °C)
CONDL	I	液相の熱伝導率 (kcal / mhr °C)
CONDW	I	壁温に於ける液相の熱伝導率 (kcal / mhr °C)
DE	I	等価水力直径 (m)
DNBR	O	DNB 比 (-)
GM	I	質量流束 (kg / m <sup>2</sup> s)
HFG	I	蒸発潜熱 (kcal / kg)
HLIN	I	炉心入口サブクールエンタルピー (kcal / kg)
P	I	圧 力 (kgf / cm <sup>2</sup> )
Q	O	熱流束 (kcal / m <sup>2</sup> hr °C) (選択論理に従ったもの)
QCHEN	O	Chen の式による熱流束 (kcal / m <sup>2</sup> hr °C)
QCHENO	O	ONB 温度に於ける Chen の式による熱流束 (同 上)
QDNB	O	CHF 値 (kcal / m <sup>2</sup> hr °C) (選択論理に従ったもの)
GDNB 1	O	q <sub>DNB1</sub> ( " )
QDNB 2	O	q <sub>DNB2</sub> ( " )
QDNB 3	O	q <sub>DNB3</sub> ( " )
QFB	O	膜沸騰熱流束 ( " )
QFC	O	強制対流熱流束 ( " )
QTB	O	遷移沸騰熱流束 ( " )
RHOG	I	気相密度 (kg / m <sup>3</sup> )
RHOGS	I	気相の飽和密度 ( " )
RHOL	I	液相密度 ( " )
RHOLS	I	液相の飽和密度 ( " )

表 7.3 ¥¥ HFLX の入出分変数 (続き)

変数名	I/O	内 容
TG	I	気相温度 (°C)
TL	I	液相温度 (〃)
TS	I	飽和温度 (〃)
TW	I	壁 温 (〃)
TDNB	O	DNB 温度 (〃)
TONB	O	ONB 温度 (〃)
TMSFB	O	最小安定膜沸騰温度 (〃)
VISCG	I	気相の粘性係数 (kg・s/m <sup>2</sup> )
VISCL	I	液相の粘性係数 ( " )
VISCW	I	液相の壁温に於ける粘性係数 ( " )
X	I	クオリティ (-)
WID	I	流 路 巾 (m)
SIGMA	I	表面張力 (kg/m)

注) 変数型は, I 及びNで始まる変数は I \* 4 であり他は R \* 8 である。

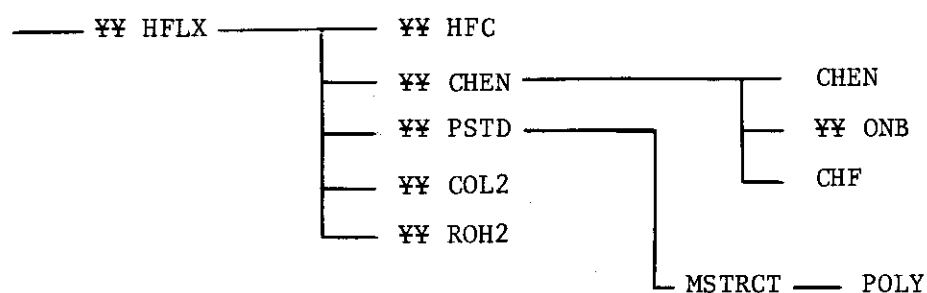


図 7.1 熱伝達パッケージのトリー図

¥¥ HFLX

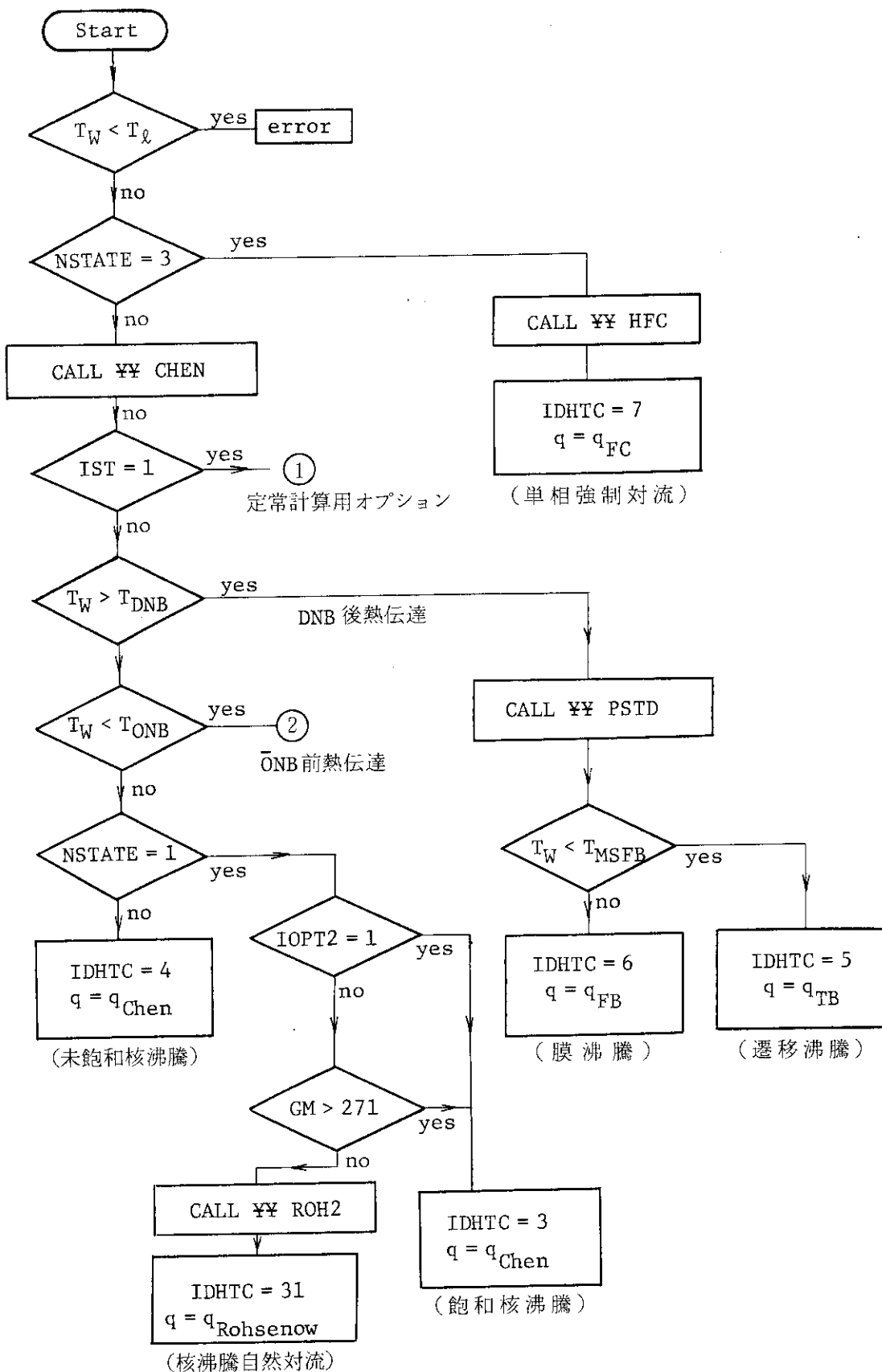
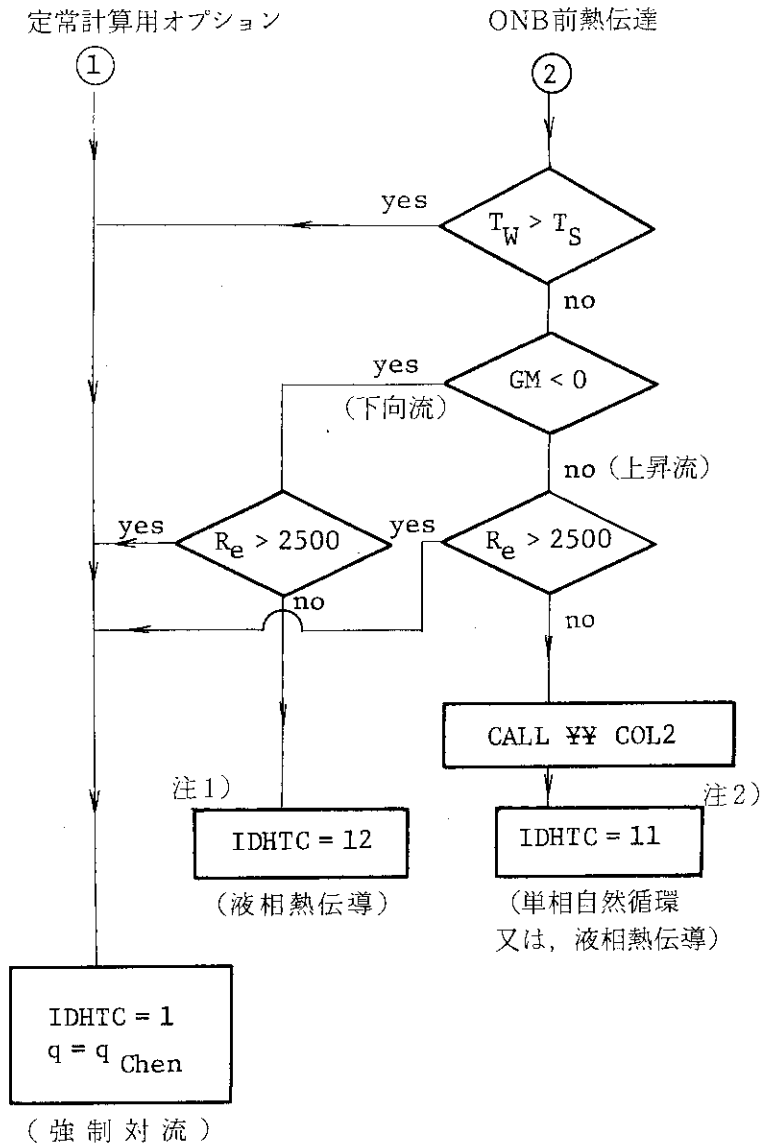


図7.2 サブルーチン ¥¥ HFLX の流れ図



注1) IDHTC = 11 では

$$q = \begin{cases} 4 \text{ k}\ell/\text{De} & ; Re < 2000 \\ q_{FC} \text{ と } 4 \text{ k}\ell/\text{De} \text{ の内挿} & ; 2000 < Re < 2500 \end{cases}$$

注2) IDHTC = 12 では

$$q_1 = \begin{cases} q_{\text{Collier}} & ; Re < 2000 \\ q_{FC} \text{ と } q_{\text{Collier}} \text{ の内挿} & ; 2000 < Re < 2500 \end{cases}$$

$$q = \max \{ 4 \text{ k}\ell/\text{De}, q_1 \}$$

図7.2 サブルーチン¥¥ CHENの流れ図(続き)

サブルーチン ¥¥ CHEN

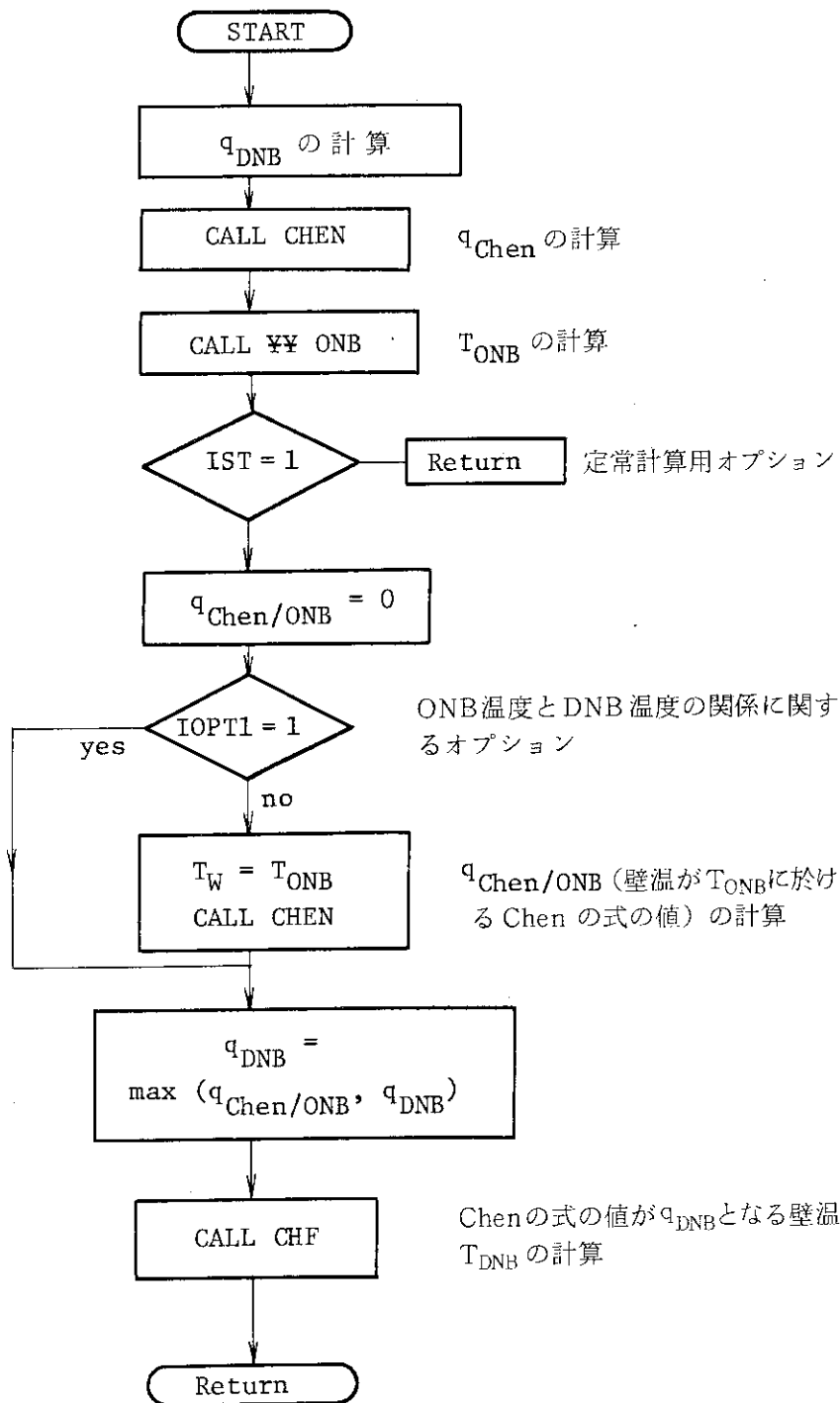


図 7.3 サブルーチン ¥¥ CHEN の流れ図



## 8. 結 言

JRR-3 改造炉の熱水力解析に使用すべき熱伝達相関式を、JRR-3 改造炉の熱水力特性の特徴を考慮しつつ従来の実験と比較検討し、熱伝達パッケージを作成した。

JRR-3 改造炉は熱出力約 20 MWt の研究用原子炉であり、商用発電炉とは異なりいわゆる低圧低温の原子炉であるという特徴を有する。又、炉心は板状燃料で構成される狭い間隙の矩形流路で、定常状態では約 6 m/s の流速で冷却される。

本報告書で検討し作成した熱伝達パッケージは、定常運転・運転時の異常な過渡変化及び事故時の下向流・上昇流の両者に対し、上記の低温低圧の狭い間隙の矩形流路の熱水力解析に適用できるものである。

## 謝 辞

本研究の遂行に当り、研究炉管理部佐藤一男次長には終始御鞭撻を戴いた。ここに記し、感謝の意を表す。

## 8. 結 言

JRR-3 改造炉の熱水力解析に使用すべき熱伝達相関式を、JRR-3 改造炉の熱水力特性の特徴を考慮しつつ従来の実験と比較検討し、熱伝達パッケージを作成した。

JRR-3 改造炉は熱出力約 20 MWt の研究用原子炉であり、商用発電炉とは異なりいわゆる低圧低温の原子炉であるという特徴を有する。又、炉心は板状燃料で構成される狭い間隙の矩形流路で、定常状態では約 6 m/s の流速で冷却される。

本報告書で検討し作成した熱伝達パッケージは、定常運転・運転時の異常な過渡変化及び事故時の下向流・上昇流の両者に対し、上記の低温低圧の狭い間隙の矩形流路の熱水力解析に適用できるものである。

## 謝 辞

本研究の遂行に当り、研究炉管理部佐藤一男次長には終始御鞭撻を戴いた。ここに記し、感謝の意を表す。

## 参考文献

- (1) E.N. Sieder and G.E. Tate ; Heat transfer and pressure drop of liquids in tubes, Ind. Eng. Chemistry, Vol.28, No.12, 1429-1435, 1936.
- (2) A.P. Colburn ; AICHE, 29, 174-210, 1933.
- (3) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter ; Univ. Calif. Pubs. Eng., 2, 443, 1930.
- (4) W.R. Gambill and R.D. Bundy ; Heat transfer studies of water flow in thin rectangular channels, Nucl. Sci. and Eng., 18, 69, 1964.
- (5) J.C. Griess et al. ; Effect of heat flux on the corrosion of Aluminum by Water, Part III, ORNL-3230, 1961.
- (6) R.S. Thorsen ; A uniformly heated boiling fluid, presented of 6th Int. Heat Transfer Conf., 1978.
- (7) R.L. Sani ; Downflow boiling and non-boiling heat transfer in a uniformly heated tubes, USAEC Rep. UCRL-9023, 1960.
- (8) J.G. Collier ; Convective Boiling and Condensation, McGraw-Hill Book Co., New York, 1972.
- (9) A.E. Bergles and W.H. Rohsenow, The determination of forced-convection surface-boiling heat transfer, ASME, Ser.C, 86, 365-372, 1964.
- (10) J.R.S. Thom et al. ; Boiling in subcooled water during flow up heated tubes or annuli, Proc. Instn. Mech. Engrs. 180 pt 3C, 226-246, 1966.
- (11) W.H. Jens and P.A. Lottes ; Analysis of heat transfer, burnout, pressure drop and density data for high pressure water, USAEC Rep. ANL-4627, 1951.
- (12) J.C. Chen ; A correlation for boiling heat transfer to saturated fluids in convective flow, ASME paper No.63-HT-34.
- (13) W.M. Rohaenow ; Status of and problems in boiling and condensation heat transfer, Progress in Heat and Mass Transfer, 6, Pergamon Press, 1972.
- (14) T.A. Bjornard and P. Griffith ; PWR blowdown heat transfer, presented at Symposium on Thermal and Hydraulic Aspects of Nuclear Reactor Safety, Vol.1, Light Water Reactors, pp.17-41, ASME, New York, 1977.
- (15) G.F. Hewitt ; Critical heat flux in flow boiling, Proc. 6th Int. Heat Transfer Conf., Vol.6, p.143 (1978).

- (16) J.T. Rogers, M. Salcudean and A.E. Tahir ; Flow boiling critical heat fluxes for water in a vertical annulus at low pressure and velocities, Proc. 7th Int. Heat Transfer Conf., Vol.4 (1982).
- (17) B. Yüçet and S. Kakac ; Forced flow boiling and burnout in rectangular channels, Proc. 6th Int. Heat Transfer Conf., Vol.1, p.387 (1978).
- (18) G.J. Kirby, R. Staniforth and J.H. Kinneir ; A visual study of forced convection boiling. Part 2. Flow Patterns and Burnout for a Round Tube Test Section, AEEW-R506, 1967.
- (19) 三島嘉一郎, 西原英晃 ; 垂直長方形断面ダクト内の水の限界熱流束, 第20回日本伝熱シンポジウム講演論文集, P.169, 1983年6月
- (20) M. Cumo, R. Bertoni, R. Cipriani and G. Palazzi ; Upflow and down-flow burnout, IMechE, p.183 (1977).
- (21) M.Z. Hasan, M.M. Hasan, R. Eichhorn and J.H. Lienhard ; Boiling burnout during crossflow over cylinders, beyond the influence of gravity, J. Heat Transfer, ASME, P.478, Vol.103, August (1981).
- (22) S.S. Papell, R.J. Simoneau, and D.D. Brown ; Buoyancy effects on critical heat flux of forced convective boiling in vertical flow, NASA-THD-3672 (1966).
- (23) S.S. Papell ; Combined buoyancy and flow direction effects on saturated boiling critical heat flux in Liquid Nitrogen, Advances in Cryogenic Engg., 18, p.65 (1973).
- (24) Y. Katto ; A generalized correlation of critical heat flux for the forced convection boiling in vertical uniformly heated round tubes, It. J. Heat Mass Transfer, Vol.21, p.1527 (1978).
- (25) Y. Katto ; A generalized correlation of critical heat flux for the forced convection boiling in vertical uniformly heated round tubes - a supplementary report, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.22, p.783 (1979).
- (26) S. Mirshak, W.S. Durant and R.H. Towell ; Heat flux at burnout, USAEC Report DP-355, Feb. (1959).
- (27) N. Zuber and M. Tribus ; AECU-2631, (1958).
- (28) S.S. Kutateladze ; AEC-TR 3770 (1959).
- (29) R.E. Henry ; A correlation for the minimum film boiling temperature, AIChE Symposium Series, 138, Vol.70, 81-90, 1974.
- (30) P.J. Bernson ; Film boiling heat transfer from a horizontal surface, ASME paper no.60-WA-147.
- (31) L.A. Bromley et al. ; Heat transfer in forced convection flim boil-

ing, Ind. Eng. Chem., 45, 2619, 1953.

- (32) Y. Sudo et al. ; Effect of upper plenum water accumulation on reflooding phenomena under forced-feed flooding in SCTF Core-I tests. JAERI-M 83-114, 1983.
- (33) R.M. Wright ; Downward forced convection boiling of water in uniformly heated tubes, UCRL-9744, 1961.
- (34) D. Liles, et al. TRAC-PD2, An advanced best-estimate computer program for pressurized water reactor loss-of-coolant accident analysis, LA-8709-MS, NUREG/XR-2054 (1981).