

JAERI-M  
85-126

JRR-3 改造炉のための炉心熱伝達実験II  
—垂直矩形流路における沸騰開始 (ONB) 条件  
およびDNB熱流束に関する実験的研究—

1985年9月

数土 幸夫・宮田 佳一\*・井川 博雅  
大河原正美・神永 雅紀

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。

入手の問合わせは、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 Division, Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1985

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 日立高速印刷株式会社

JRR - 3 改造炉のための炉心熱伝達実験 II  
— 垂直矩形流路における沸騰開始 (ONB) 条件  
および DNB 熱流束に関する実験的研究 —

日本原子力研究所東海研究所研究炉管理部

数土 幸夫・宮田 佳一\*・井川 博雅

大河原正美・神永 雅紀

(1985年7月29日受理)

本報告書は、JRR - 3 改造炉の炉心熱水力設計において重要な位置を占める強制対流下での沸騰開始 (ONB) 条件と DNB 熱流束について実験を行い、設計に用いるべき相関式の妥当性と適用性の検討を行った結果とについて報告するものである。

JRR - 3 改造炉は、定格出力 20 MW のいわゆる低圧低温の研究用原子炉であって、炉心は 200 KW までの上昇流による自然循環冷却と 20 MW までの下向流による強制循環冷却による 2 モードの冷却方式を採用する。従って本実験では、上昇流と下向流の熱水力特性の相異に注目した。同時に、熱伝達特性が流路の形状に強く依存する可能性のあることに留意し、JRR - 3 改造炉の燃料要素内の 1 流路を模擬した加熱流路で実験を行ったものである。

---

\* 外来研究員 (日本鋼管)

Core Heat Transfer Experiment for JRR-3 to Be  
Upgraded at 20 MWt·Part II

Experimental Study on the Condition of Onset  
of Nucleate Boiling (ONB) and Departure from  
Nucleate Boiling (DNB) Heat Flux in a Vertical  
Rectangular Channel

Yukio SUDO, Keiichi MIYATA\*, Hiromasa IKAWA,

Masami OHGAWARA and Masanori KAMINAGA

Department of Research Reactor Operation

Tokai Research Establishment, JAERI

(Received July 29, 1985)

Experiments were carried out to investigate the condition of onset of nucleate boiling (ONB) and the departure from nucleate boiling (DNB) heat flux under forced convection in a vertical rectangular channel, both of which take important roles in the core thermal-hydraulic design of the upgraded JRR-3. This report presents the validity and applicability of the correlations proposed for ONB condition and DNB heat flux, based on the analysis of the experimental results.

The upgraded JRR-3 is a low-pressure, low-temperature research reactor and the core heat generation is removed by two cooling modes, one is natural circulation under upflow up to 200 kW and the other is forced circulation under downflow up to 20 MW. Therefore, the difference in heat transfer characteristics between upflow and downflow were investigated in the experiments, which were carried out by using a heated channel properly simulating a subchannel of fuel element because the heat transfer characteristics are considered to be strongly dependent on the configuration of flow channel.

KEYWORDS: ONB, DNB Heat Flux, Upflow, Downflow, Rectangular Vertical Channel, JRR-3, Core Heat Transfer, Forced Convection, Core Thermal-Hydraulic Design.

---

\* On leave from Nippon Kokan K.K.

## 目 次

記 号 .....	(11)
1. 序 .....	1
1.1 研究の目的 .....	1
1.2 本報告書の構成 .....	2
2. 実験装置 .....	5
2.1 実験装置の概要 .....	5
2.2 テストセクションの詳細 .....	6
2.3 計測・制御の概要 .....	8
2.4 実験手法 .....	10
3. ONB 実験の結果と検討 .....	21
3.1 実験結果の整理方法 .....	21
3.2 実験結果 .....	22
3.3 従来の研究結果の検討 .....	24
3.4 実験結果の検討 .....	26
4. DNB 実験の結果と検討 .....	39
4.1 実験結果の整理方法 .....	39
4.2 実験結果 .....	39
4.3 従来の実験結果の検討 .....	47
4.4 上昇流及び下向流での DNB 熱流束の評価 .....	69
5. 結 言 .....	91
謝 辞 .....	92
参考文献 .....	93

## Contents

Nomenclature .....	(11)
1. Introduction .....	1
1.1 Objectives of Study .....	1
1.2 Constitution of This Report .....	2
2. Experimental Rig .....	5
2.1 Schematic of Experimental Rig .....	5
2.2 Detail of Test Section .....	6
2.3 Schematic of Instrumentation and Control .....	8
2.4 Experimental Procedure .....	10
3. Results and Discussion of ONB Experiment .....	21
3.1 Introduction Remarks for Data Reduction .....	21
3.2 Experimental Results .....	22
3.3 Investigation of Existion Experimental Results .....	24
3.4 Discussion of Experimental Results .....	26
4. Results and Discussion of DNB Heat Flex Experiment .....	39
4.1 Introductory Remarks for Data Reduction .....	39
4.2 Experimental Results .....	39
4.3 Investigation of Existion Experimental Results .....	47
4.4 Evaluation of Upflow and Downflow DNB Heat Flux .....	69
5. Conclusion .....	91
Acknowledgement .....	92
References .....	93

## Figures and Tables

- Fig. 1.1 Method for obtaining the condition of the onset of nucleate boiling(ONB)
- Fig. 1.2 Scheme of departure of nucleate boiling(DNB) heat flux for upflow and downflow
- Fig. 2.1 Schematic diagram of test rig
- Fig. 2.2 Overview of test rig
- Fig. 2.3 Schematic diagram of test section
- Fig. 2.4 Cross section of test section
- Fig. 2.5 Locations of thermocouples for 750 mm long test section(upflow)
- Fig. 2.6 Locations of thermocouples for 750 mm long test section(downflow)
- Fig. 2.7 Locations of thermocouples for 375 mm long test section(upflow)
- Fig. 2.8 Locations of thermocouples for 375 mm long test section(downflow)
- Fig. 3.1 Test conditions for ONB experiments
- Fig. 3.2 Profiles of surface temperature and bulk temperature along the heating plate for upflow
- Fig. 3.3 Profiles of surface temperature and bulk temperature along the heating plate for downflow
- Fig. 3.4 Illustration of conditions predicting the condition of onset of nucleate boiling(ONB)
- Fig. 3.5 Illustration of method for obtaining the condition of onset of nucleate boiling by use of Bergles-Rohsenow correlation and Dittus-Boelter correlation
- Fig. 3.6 Relationship of heat generation vs. temperature difference between outer and inner surfaces of heating plate
- Fig. 3.7 Relationship of heat flux vs. superheat in the transition from single-phase forced convection heat transfer to subcooled nucleate boiling for upflow with both sides of channel heated( Dark symbols show the nucleate boiling)

- Fig. 3.8 Relationship of heat flux vs. superheat in the transition from the single-phase forced convection heat transfer to subcooled nucleate boiling for downflow with both sides of channel heated( Dark symbols show nucleate boiling)
- Fig. 3.9 Relationship of heat flux vs. superheat in the transition from single-phase forced convection heat transfer to subcooled nucleate boiling for downflow with one side of channel heated( Dark symbols show nucleate boiling)
- Fig. 3.10 Comparison of the condition of ONB between the present experimental results and correlations
- Fig. 3.11 Hysteresis of heat flux vs. superheat for upflow with both sides of channel heated
- Fig. 3.12 Hysteresis of heat flux vs. superheat for downflow with one side of channel heated
- Fig. 3.13 Comparison of heat fluxes between ONB and DNB for upflow with both sides of channel heated
- Fig. 3.14 Comparison of heat fluxes between ONB and DNB for downflow with both sides of channel heated
- Fig. 3.15 Comparison of heat flux vs. superheat between upflow and downflow with low inlet water subcooling ( Experiment of Yucel et al )
- Fig. 3.16 Comparison of heat flux vs. superheat between upflow and downflow with high inlet water subcooling ( Experiment of Yucel et al )
- Fig. 3.17 Experimental results of heat flux vs. superheat by Bergles-Rohsenow at low pressure and high velocities
- Fig. 3.18 Comparison of the ONB conditions between the experimental results(Sato and Hada) and Hsu's correlation
- Fig. 3.19 Experimental results of the ONB conditions by Hino et al with R-113
- Fig. 3.20 Comparison of ONB superheat between experimental results and predictions of Bergles-Rohsenow and Hsu



- Table 4.1 Test conditions for DNB heat flux
- Fig. 4.2.1 Comparison of surface temperature response just before DNB occurrence between upflow and downflow
- Fig. 4.2.2 Comparison of DNB heat flux between upflow and downflow for 0.75 m long rectangular channel
- Fig. 4.2.3 Comparison of DNB heat flux between upflow and downflow for 0.375 m long rectangular channel
- Fig. 4.2.4 Effect of inlet water subcooling on DNB heat flux for downflow
- Fig. 4.2.5 Effect of inlet water subcooling on DNB heat flux for upflow
- Fig. 4.2.6 Dimensionless DNB heat flux vs. dimensionless flow rate for rectangular channel with upflow
- Fig. 4.2.7 Dimensionless DNB heat flux vs. dimensionless flow rate for rectangular channel with downflow
- Table 4.3.1 Test conditions of present study and available existing experiments
- Fig. 4.3.1 Experimental results of DNB heat flux by Rogers et al<sup>(9)</sup>
- Fig. 4.3.2 Experimental results of DNB heat flux by Yucel et al<sup>(10)</sup>
- Fig. 4.3.3 Experimental results of DNB heat flux by Kirby et al<sup>(11)</sup>
- Fig. 4.3.4 Experimental results of DNB heat flux by Mishima et al<sup>(12)</sup>
- Fig. 4.3.5 Effect of inlet water temperature on DNB heat flux for a rectangular channel with both sides of channel heated (Experiments by Mishima et al<sup>(12)</sup>)
- Fig. 4.3.6 Effect of inlet water temperature on DNB heat flux for a rectangular channel with one side of channel heated<sup>(12)</sup>
- Fig. 4.3.7 Experimental results of DNB heat flux with LN<sub>2</sub> by Papell et al<sup>(15)</sup>
- Fig. 4.3.8 Experimental results of DNB heat flux with R-12 Cumo et al<sup>(13)</sup>
- Fig. 4.3.9 Experimental results of DNB heat flux by Hasan et al<sup>(14)</sup>

- Fig. 4.3.10 Relationship between dimensionless parameters on DNB heat flux introduced by Katto for R-12
- Fig. 4.3.11 Comparison of DNB heat flux between the data of Rogers et al and the Mirshak correlation for upflow, based on the dimensionless parameters  $q^*$  and  $G^*$
- Fig. 4.3.12 Comparison of DNB heat flux between the data of Kirby et al and the Mirshak correlation for upflow and downflow, based on the dimensionless parameters  $q^*$  and  $G^*$
- Fig. 4.3.13 Comparison of DNB heat flux between the data of Yucel et al and the Mirshak correlation for upflow and downflow, based on the dimensionless parameters  $q^*$  and  $G^*$
- Fig. 4.3.14 Comparison of DNB heat flux between the data of Mishima et al and the Mirshak correlation for upflow, based on the dimensionless parameters  $Q^*$  and  $G^*$
- Fig. 4.3.15 Relationship of  $Q^*$  vs  $G^*$  for experimental results of DNB heat flux obtained by Mishima et al
- Fig. 4.3.16 Relationship of  $q^*$  vs  $G^*$  for experimental results of DNB heat flux obtained by Cumo et al
- Fig. 4.3.17 Relationship of  $q^*$  vs  $G^*$  for experimental results of DNB heat flux obtained by Hasan et al
- Fig. 4.4.1 Test results of dimensionless DNB heat flux  $q_{\text{DNB}}^*$  vs. dimensionless flow rate  $G^*$  for upflow in rectangular channel
- Fig. 4.4.2 Test results of dimensionless DNB heat flux  $q_{\text{DNB}}^*$  vs dimensionless flow rate  $G^*$  for upflow in rectangular and annular channels
- Fig. 4.4.3 All the available test data of  $q_{\text{DNB}}^*$  vs  $G^*$  for upflow in both rectangular channels and other channels
- Fig. 4.4.4 Comparison of  $q_{\text{DNB}}^*$  vs.  $G^*$  between the proposed correlation and the experimental data for upflow
- Fig. 4.4.5 Comparison of test data on DNB heat flux with typical DNB heat flux correlations for upflow in rectangular channels and other channels

- Fig. 4.4.6 Comparison of test data on DNB heat flux for upflow at low velocities including zero velocity in both circular tube and rectangular channels(Mishima)
- Fig. 4.4.7 Test results of  $q_{\text{DNB}}^*$  vs.  $G^*$  for downflow in rectangular channel
- Fig. 4.4.8 Test results of  $q_{\text{DNB}}^*$  vs.  $G^*$  for downflow in circular and annular channels
- Fig. 4.4.9 All the available test results of  $q_{\text{DNB}}^*$  vs.  $G^*$  for downflow in both rectangular and other channels
- Fig. 4.4.10 Comparison of  $q_{\text{DNB}}^*$  vs.  $G^*$  between the correlation proposed for upflow and the experimental results of downflow
- Fig. 4.4.11 Comparison of test data with theoretical DNB heat flux correlation predicted from counter-current flow model for downflow in rectangular channel, in case of high inlet water subcooling
- Fig. 4.4.12 Comparison of test data with theoretical DNB heat flux correlation predicted from counter-current flow model for downflow in rectangular channel, in case of medium inlet water subcooling
- Fig. 4.4.13 Comparison of measured  $q_{\text{DNB}}^*$  with theoretical DNB heat flux correlation predicted from counter-current flow model for downflow in the rectangular channels and other channels
- Fig. 4.4.14 Comparison of measured  $q_{\text{DNB}}^*$  with  $q_{\text{DNB},2}^*$  and  $q_{\text{DNB},3}^*$  for downflow in rectangular and other channels
- Fig. 4.4.15 Comparison of measured  $q_{\text{DNB}}^*$  with  $q_{\text{DNB},2}^*$  and  $q_{\text{DNB},3}^*$  for downflow in the present test channel with 0.75 m in length
- Fig. 4.4.16 Scheme of DNB heat flux correlations for upflow, downflow and zero velocity
- Fig. 4.4.17 Comparison of  $q_{\text{DNB}}^*$  vs.  $G^*$  between the proposed DNB heat flux scheme and the experimental results with 75 °C and 67 °C of inlet water subcooling for 0.75 m long rectangular channel

Fig. 4.4.18 Comparison of  $q_{DNB}^*$  vs.  $G^*$  between the proposed DNB heat flux correlation scheme and the experimental results with 63 °C and 25 °C of inlet water subcooling for 0.375 m long rectangular channel

## 記 号

a	: 温度拡散係数		
A	: 仕事の熱当量又は流路面積	$\gamma$	: 密度
$A_H$	: 加熱面積	$\sigma$	: 表面張力
C	: 定数	$\lambda$	: 臨界波長
$C_p$	: 水の定圧比熱	$\nu$	: 動粘性係数
D	: 流路径		(添字)
$D_e$	: 等価水力直径	$\ell$	: 水
$D_h$	: 等価加熱直径	g	: 蒸気
G	: 質量流量	i, in	: 入口
$G^*$	: 無次元質量流量	b	: バルク水
g	: 重力加速度	ONB	: 沸騰開始点
$h_{fg}$	: 蒸発潜熱	DNB	: DNB点
$\Delta h$	: サブクールエンタルピ	S	: 飽和
I	: 電流	sub	: サブクール
j	: 見掛けの流速	wo	: 発熱体裏面
$j^*$	: 無次元見掛け流速	wi	: 発熱体表面
k	: 水の熱伝導率		
K	: 発熱体の熱伝導率		
$\ell$	: 流路長 (又は加熱長)		
m	: 定数		
p	: 圧力		
Pr	: プラントル数		
q	: 熱流束		
$\dot{q}$	: 発熱割合		
Q	: 電気出力		
$q^*$	: 無次元熱流束		
$r_{max}^*$	: 最大有効キャビティ半径		
Re	: レイノルズ数		
S	: 発熱体厚さ		
T	: 温度		
$\Delta T_b$	: バルク水温上昇		
$\Delta T_s$	: 過熱度		
$\Delta T_{sub}$	: サブクール度		
V	: 電圧		
v	: 比容積		
W	: 流路幅又は加熱板の幅		

# 1. 序

## 1.1 研究の目的

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が、これらの特徴に的確に対応した熱伝達相関式を用いて、熱水力解析を行う必要があると同時に、使用する相関式が十分に実験的に裏付けのあることが必要である。

JRR-3改造炉の炉心の、熱水力的観点からの特徴の主なものに次の項目がある。

- ① 基本流路は、流路ギャップ 2.28 mm、流路幅 66.6 mm、長さ 750 mmで、対向する燃料板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 定格出力 20 MWの定常状態では、流速 6.2 m/s の下向流である。
- ④ 定常状態ではほぼ常温であって、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で商用炉に較べてはるかに低温・低圧である。
- ⑤ 異常な過渡変化及び事故時には、下向流の流速が低下し流速零を経過した後、自然循環冷却による上昇流となる。すなわち、流れの向きの逆転が生ずる。

そこで、JRR-3改造炉の通常運転時、異常な過渡変化及び事故時の熱水力解析を行うために用いる熱伝達相関式の開発・検討に当って、文献(1)で(i)单相流の強制対流・自然対流熱伝達(上昇流および下向流)、(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)および(iv)Post-DNB熱伝達(遷移沸騰、膜沸騰及び蒸気单相熱伝達)に熱伝達様式を分類し、各熱伝達様式で用いるべき相関式を検討した<sup>(1)</sup>。

本研究は、上記項目のうちの(i)について既報<sup>(2)</sup>で報告したのに引き続き、(ii)及び(iii)項での熱伝達様式における熱伝達相関式について、熱伝達特性を実験的に明確にした上で、その妥当性を検討したものである。

文献(1)で既に、各領域に対して次の相関式を提案した。

[沸騰開始 (ONB) 条件]

$$\text{Bergles - Rohsenow の式 : } q = 911 p^{1.156} \left\{ \frac{9}{5} (T_w - T_s) \right\} p^{\frac{2.16}{0.0234}} \quad (1.1)$$

$$\text{Dittus - Boelter の式 : } q = 0.023 Re_b^{0.8} Pr_b^{0.4} \frac{k}{De} (T_w - T_s + T_s - T_l) \quad (1.2)$$

沸騰開始条件は上記 (1.1)、(1.2) 式の交点で与えられる。

[DNB 熱流束]

(i) 上昇流 ( $G \geq 0$ )

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

$$q^* = 0.7 \left\{ \frac{A}{A_H} \right\} \left\{ W \left( \frac{r_l}{\sigma} \right)^{1/2} \right\}^{1/2} / \left\{ 1 + \left( \frac{r_g}{r_l} \right)^{1/4} \right\}^2$$

上記2式のうちの大きな値をとる。

(ii) 下向流 ( $G < 0$ )

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

$$q^* = \frac{A}{A_H} \cdot \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} |G^*|$$

$$\text{ここで, } q^* = \frac{q_{DNB}}{h_{fg} \sqrt{\lambda r_g (r_l - r_g) g}},$$

$$G^* = \frac{G}{\sqrt{\lambda r_g (r_l - r_g) g}},$$

$$\lambda = \sqrt{\sigma / (r_l - r_g)}$$

上記2式のうちの小さな値をとることにするが、これら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。

$$q^* = 0.7 \left\{ \frac{A}{A_H} \right\} \left\{ W \left( \frac{r_l}{\sigma} \right)^{1/2} \right\}^{1/2} / \left\{ 1 + \left( \frac{r_g}{r_l} \right)^{1/4} \right\}^2$$

参考として、沸騰開始 (Onset of Nucleate Boiling, ONB) 条件の求め方を Fig. 1.1 に、DNB 熱流束相関式との関係を Fig. 1.2 に例示する。

上記の ONB 条件及び DNB 熱流束に関する相関式は、既存の実験結果及び理論的考察から文献(1)で提案したものであるが、JRR-3 炉心熱水力設計及び安全解析に適用するに当たってはその妥当性と誤差等の評価を含む適用性を確かめておく必要がある。

そこで本研究では、従来不明確であった低圧低温における垂直矩形流路でのこれらの領域に対する上昇流と下向流の熱伝達特性を実験的に調べ、文献(1)で述べた上述の相関式の妥当性および適用性を検討したものである。

## 1.2 本報告書の構成

本報告書の第2章に、ONB 条件および DNB 熱流束における上昇流と下向流の熱伝達特性評価のための実験装置の概要、テスト部の詳細、計測及び実験手法について述べてある。第3章には、ONB 条件に関する実験結果の整理方法、実験結果、従来の研究結果との比較・検討、考察が、第4章では、DNB 熱流束の実験結果の整理方法、実験結果、従来の研究結果との比較・検討、考察が述べられている。そして、第5章が結言である。なお、第4章での DNB 熱流束実験では、DNB 熱流束評価式の妥当性の検討のため、発熱体長さが JRR-3 サブチャンネルと同じ 750 mm の他に、その半分の 375 mm のテストセクションについても実験を行い、二種類の発熱体長さの実験データに基づいて検討がなされている。

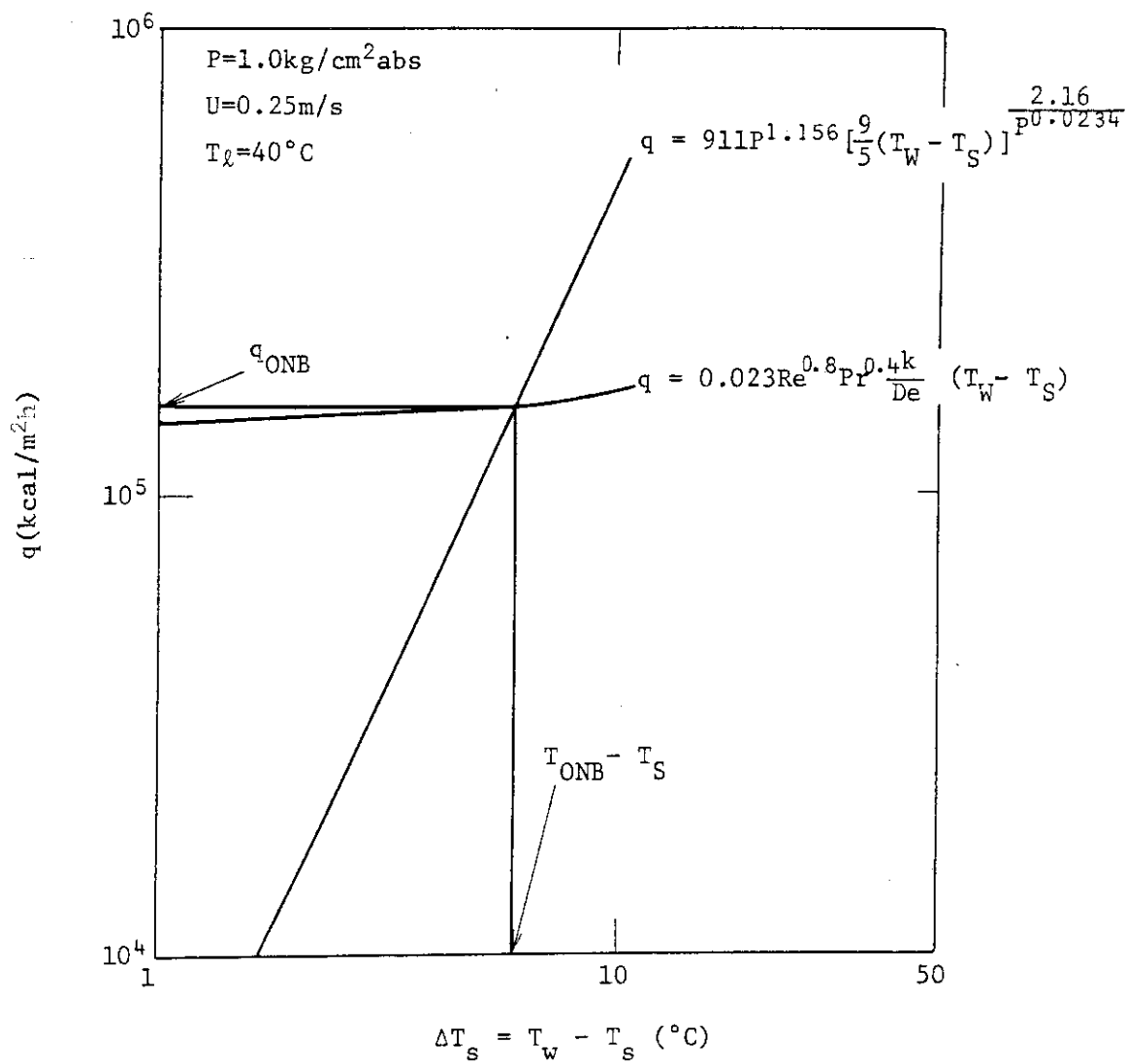


Fig. 1.1 Method for obtaining the condition of the onset of nucleate boiling(ONB)



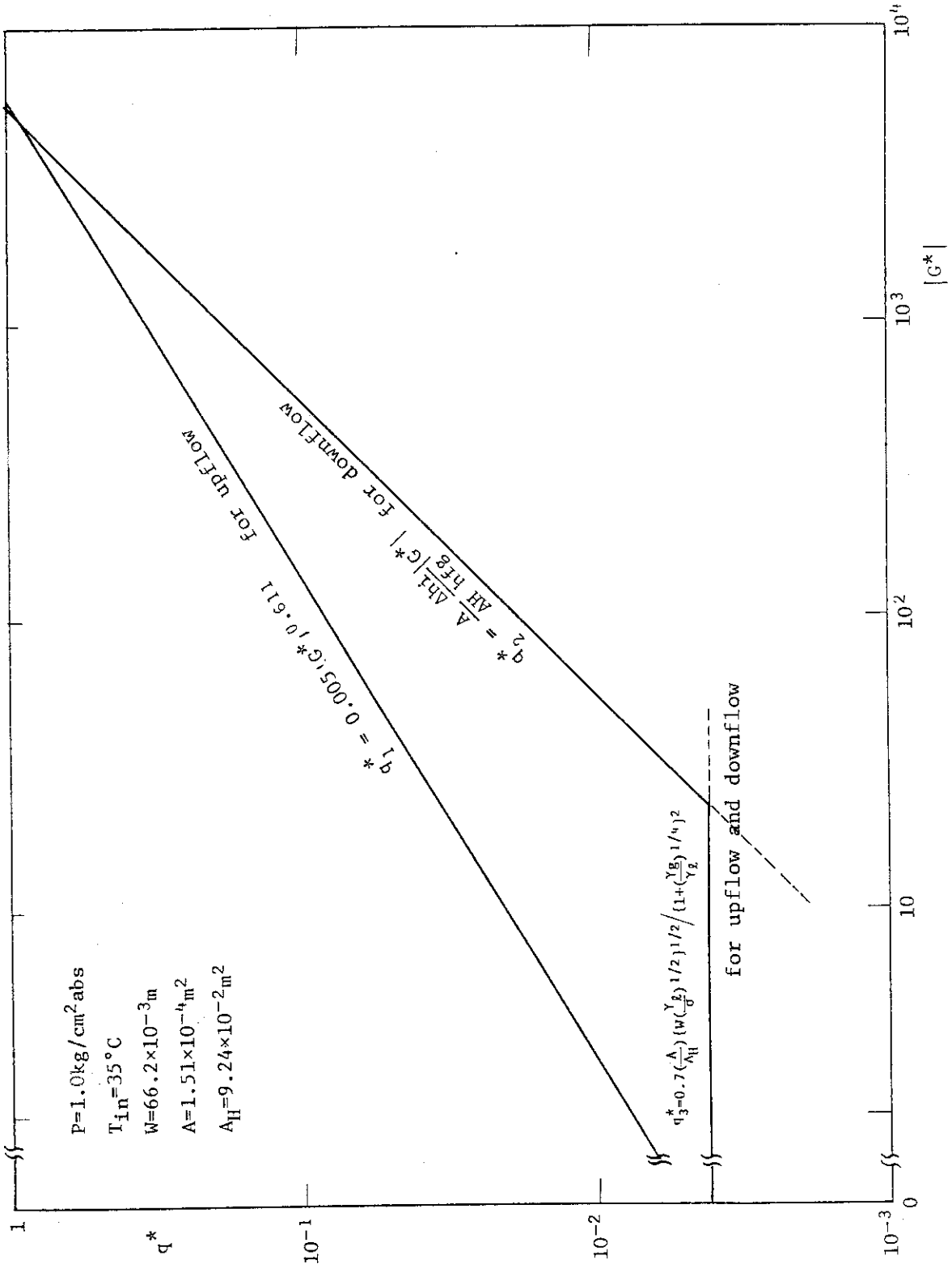


Fig. 1.2 Scheme of departure of nucleate boiling (DNB) heat flux for upflow and downflow

## 2. 実験装置

### 2.1 実験装置の概要

本実験に使用した試験装置は、JRR-3モックアップ試験室内に設置された対向燃料板間熱流動試験装置である。主な構成要素としては、JRR-3改造炉に使用される標準型燃料要素の燃料板間の1流路を模擬したテスト・セクション、このテスト・セクションに冷却水を供給する系統、配管系全体に給水する系統及びドレン系統、模擬燃料板を加熱して所定の出力まで加熱させるための加熱制御系、ポンプの起動等を行なわせる制御系、発熱体の異常昇温時に出力を遮断する安全保護系及び温度・電流・電圧・流量を記録するデータ収録系とからなる。

Fig. 2.1に計測概念図を含めたフローシート、Fig. 2.2に電気系統を除く実験装置概要を示す。

以下に、本実験装置の特徴を記すが、テスト・セクションについての詳細は、第2.2項で更に記述する。

- (1) テスト・セクションは、流路幅 50 mm、流路ギャップ 2.25 mm を基本寸法とする直立した矩形流路をなし、取外し可能な構造である。又、流路ギャップは可変であり、2.25 mm ~ 5.0 mm にする事が出来る。本実験では加熱長 750 mm では 2.25 mm 及び加熱長 375 mm では 2.79 mm で実験を行なった。
- (2) テスト・セクションの2枚の模擬燃料板（以後、発熱体と称する）は、材質インコネル 600 の金属板であり、幅 40 mm、厚さ 1 mm、長さは 750 mm のもの1組、375 mm のもの1組の計2組用意され、流路ギャップはそれぞれ 2.25 mm 及び 2.79 mm である。
- (3) 冷却材は、JRR-3改造炉の一次冷却材と同じ純水を用いている。
- (4) 循環ポンプの容量は、燃料板間を模擬した矩形流路内の流速が、定格出力 20 MW 時の JRR-3改造炉の標準型燃料要素内での定常流速である約 6.2 m/s を充分カバーできる能力を持つ。
- (5) 出力調整については、スライダック方式による線型出力制御が可能である。また、最大可能出力は 42 KW であり、これは、JRR-3改造炉の定常熱出力である 20 MW に相当する熱流束を十分にカバー出来る能力である。
- (6) 発熱体表面温度の異常昇温による発熱体の焼損を防止するため温度警報器が設置しており、設定温度を越えた場合直ちに直流電源装置の出力を遮断し、発熱体を保護するようになっている。
- (7) 流量の調節は、バイパス弁 (V-2)、循環ポンプ吐出側弁 (V-3) の両者を操作することで行う。
- (8) 流量計は、浮子式流量計と電磁流量計とが直列に配置されている。また、浮子式流量計は、高流量域用 (5 l/min ~ 50 l/min)、中流量域用 (0.5 l/min ~ 5 l/min)、及び低流量域用 (0.05 l/min ~ 0.5 l/min) の3種が並列に配置されており、実験条件に

従って流量計入口弁（V-8-1~3）を操作して使い分けを行っている。

- (9) JRR-3改造炉は、定常時炉心部において下向流であるが、異常な過渡変化時および事故時には、強制対流による下向流から自然対流による上昇流に変わる。また、低出力運転時（200KW）では、自然対流の上昇流によって炉心部の冷却を行う。本実験では上昇流と下向流との熱伝達特性の比較も大きな目的の1つであるので、テスト・セクションでの流れ方向を容易に切替えることが出来るよう、V-4~V-7の切替弁を設けている。また、強制対流実験のみばかりでなく、自然対流時の実験も行える配管が設置されている。
- (10) 冷却系には貯水タンクがあり、テスト・セクションにて昇温した冷却水の冷却も兼ねている。貯水タンク内部には、銅管製の冷却コイルがおさまっている。冷却水としては浄水を用い、タンク内の水温を調節することで、テスト・セクション入口の水温を一定に保っている。
- (11) 本実験ではテスト・セクションの圧力は、ほぼ大気圧である。
- (12) 温度計測にはすべて熱電対を使用している。熱電対からの配線は、熱電対中継ボックスを介し、水冷式基準接点温度補償器を経て計測系へ接続されている。

## 2.2 テストセクションの詳細

テスト・セクションは、発熱体・上部プレナム・下部プレナムとに大きく分けられる。Fig. 2.3にテスト・セクション概略図、Fig. 2.4にテスト・セクション断面図を示す。

以下、それぞれの詳細について記す。

### (a) 発熱体

2.1節で述べたように、JRR-3改造炉の標準型燃料要素の2枚の燃料板を模擬した発熱体で流路を構成している。

発熱体の1組は、幅40mm、厚さ1mm、長さ750mm、他の1組は幅40mm、厚さ1mm、長さ375mmのインコネル600を材質とする金属板であり、2枚の発熱体で構成される流路のギャップはそれぞれ2.25mmおよび2.79mmである。2枚の発熱体により構成された幅50mm、ギャップ2.25mm（2.79mm）の矩形流路を、上昇流または下向流の冷却水を流すことで発熱体の冷却を行っている。

発熱体は、長さ750mmのものは直接上・下部とも銅製の電極接続板・電極棒へと、さらに、長さ375mmのものは上部は直接に、下部は銅板を経たのち、銅製の電極接続板・電極棒へと接続されている。更に、電極棒からはブスバーを経て直流電源装置に通じており、ここに設けられている出力調整ダイヤルにより発熱体の出力を任意に設定できる。

発熱体の絶縁体側の表面には温度計測用の熱電対が取り付けられている。熱電対は、シース材質NCF 600、シース外径 $\phi$  0.5mm、CA型、非接地型である。2枚の発熱体のうち1枚には、発熱体の長手方向の温度分布が測定できるように、長さ750mmの発熱体には20点、長さ375mmの発熱体には10点、他の発熱体には、前者の発熱体温度をチェックする目的で、長さ750mmの発熱体には10点、長さ375mmの発熱体には5点、総計でそれぞれ30点及び15点の熱電対が取付けられている。Fig. 2.5, Fig. 2.6に上昇流の場合を、Fig. 2.7およびFig. 2.8

に下向流の場合の熱電対配置図を示す。図に示した数値は、加熱始点からの距離を示し、上昇流時には発熱体の下端から、下向流時には発熱体の上端からの距離を示している。

発熱体への熱電対の取付は、銀ろう付により行われ、発熱体金属に悪影響を与えないように充分注意を払っている。熱電対からのシースケーブルは、テフロン製の絶縁チューブ内を通し、下部プレナムより熱電対中継ボックスへと導いている。絶縁チューブはSUS304の固定バンドにて発熱体に固定されている。

発熱体のすぐ外側はテフロン製の絶縁板にて覆われ、発熱体間のギャップを保つ目的から、発熱体と絶縁板はボルトにて固定されている。更にその外側はSUS304製の試験体フレームが囲っている。

発熱体全長にわたり、両側面共に観察用窓を設け、実験中における発熱体表面、および流路の状況等を観察できる構造となっている。観察用窓の材質はポリカーボネード製である。

発熱体の長手方向に対する熱膨張の吸収については、発熱体自身は固定せず、上下の電極棒部に設けたスプリングにより吸収しており、発熱体自身に極力熱応力を生じさせない構造としている。

また、発熱体部の中央には圧力計（測定レンジ： $-76 \text{ cmHg} \sim 2 \text{ kg/cm}^2$ ）を取り付け、上部プレナム・下部プレナムに取り付けた圧力計と共に、矩形流路部における圧力損失を求めることができる。

#### (b) 上部プレナムおよび下部プレナム

上部プレナムおよび下部プレナムは、ほぼ同じ構造・機能を持っている。プレナムに付属するものを次に示す。

- 給水ノズル
- 排水ノズル
- 電力導入部
- 圧力計取出端子
- 循環水温度計測用熱電対取出端子
- 空気抜ノズル（上部プレナムのみ）
- ドレンノズル（下部プレナムのみ）
- 発熱体部取付熱電対取出ノズル（下部プレナムのみ）

プレナムは、JRR-3改造炉の標準燃料要素を模擬した矩形流路へ流入する冷却水の整流作用、冷却水温度の計測精度向上等の役割を持っている。また、発生した気泡がスムーズに除去されるよう、傾斜を持たせた案内板を取付けている。

電力導入部は、電極棒を取り囲むテフロン製の電極座によりテスト・セクションから完全に絶縁されている。また、発熱体の伸縮による電極棒の摺動に対しても、水漏れが起こらない対策を施している。

冷却水温度計測用熱電対は、上・下部プレナムに各1点、プレナム入口の配管に各1点の計4点配置してある。プレナム部の発熱対は、シース材質SUS316、シース外径 $\phi 1.6 \text{ mm}$ 、CA型、非接地型であり、配管に設けられた熱電対は、シース材質SUS316、シース外径 $\phi 1.0 \text{ mm}$ 、CA型、非接地型である。熱電対からの配線は直接熱電対中継ボックスへ接続されている。

圧力計（測定レンジ：-76 cmHg～4 kg/cm<sup>2</sup>）は、圧力損失等のチェックの他、テスト・セクション入口の圧力を監視し、過圧防止の目的を持つ。

熱電対取出ノズルは下部プレナムに設けられ、発熱体に取り付けられた30点の熱電対のシース線がここから引出され、熱電対中継ボックスへ接続されている。接続パッキンはネオプレン製、接続メクラフランジはテフロン製としており、完全に電氣的に絶縁されている。

空気抜きノズルが上部プレナム上端面にあり、主として冷却系の運転開始時及び実験条件をかえる毎に冷却系の空気抜きを行うもので、テトロンブレードホースにて貯水タンクへ接続している。

なお、発熱体、上・下部プレナムは、発熱した熱量の外部放散防止のため、グラスウールにて十分保温されている。

### 2.3 計測・制御の概要

対向燃料板間熱流動試験装置の運転、実験条件を設定するための各機器類は、操作盤、その他スイッチ類、開閉器、リレー、警報装置、ポンプ駆動モータ、スライダック等の配線配管とから構成されている。

#### (1) テスト・セクション加熱系統

テスト・セクションの矩形流路を形成する発熱体を所定の出力まで加熱するために、直流電源装置内のスライダック出力を調整する系統である。

なお、テストセクションの詳細については、第2.2項に記述してある。

#### (2) 直流電源装置

本電源装置は、発熱体へ電力を供給するためのもので、運転操作を行うに必要な指示計、スイッチ類、表示灯、リレー類、開閉器、スライダック、冷却ファン等から構成されている。

- 出力調整は、盤面上に取り付けられた電圧計・電流計を監視しつつ、出力調整ダイヤルによりスライダックをモータ回転で制御することで行われ、線型出力制御が可能である。
- 安全保護として、次の条件にて供給電力を遮断し、電源装置及び発熱体の保護をはかっている。また、供給電力遮断と同時に警報ブザーが鳴り、盤面上の警報ランプが点灯する。
  - 1) 盤内速断ヒューズ及びスライダック用ヒューズの溶断
  - 2) 盤内漏洩遮断器の短絡
  - 3) 盤内冷却ファンの故障
  - 4) 別置の発熱体表面温度調節器の設定温度を越えた時
- 上記の条件による自動遮断の他、手動にて供給電力の遮断が行える。
- 本電源装置への入力、交流三相 420 Vである。

#### (3) ポンプの起動停止

冷却系の循環ポンプの起動停止操作を行う為のポンプ制御盤が、冷却配管装置に付属して配置されている。盤面上には起動、及び停止用のスイッチ、ランプがあり、盤内には、動力回路用・制御回路用それぞれに漏洩遮断器を持つ。

## (4) 温度切替装置

本装置は、計測に必要な計器・切替スイッチ及び安全保護系としての温度調節器類が組込まれている。

- 流量計測用電磁流量計の指示計
- 熱電対温度計測用のロータリースイッチがあり、スイッチの切替により任意の熱電対温度の計測が可能である。
- テスト・セクション部の保護の為、温度調節器が組込まれ、 $0^{\circ}\text{C}$ ～ $300^{\circ}\text{C}$ の範囲で任意の温度に警報点を設定出来る。温度調節器には、発熱体に取り付けられた警報用熱電対からの信号が接続されている。発熱体の絶縁体側の表面温度が警報設定温度を越えた場合には、警報回路が働き、その信号は前述の直流電源装置へ流れ、供給電力を遮断する。なお、警報用熱電対選択ロータリースイッチがあり、警報箇所の選択が可能である。

## (5) 信号線配線系統

信号線としては次に記すものがある。

- 発熱体の温度分布計測用熱電対、冷却水温度計測用熱電対からの信号線は熱電対中継ボックス、氷冷式基準接点温度補償器を経て、測定器であるペンレコーダ、データ・ロガーへと接続されている。
- 発熱体の温度警報用熱電対からの信号線は、熱電対中継ボックスから直接温度切替装置付の警報用熱電対選択ロータリースイッチ、温度調節器へ接続され、更に異常時信号として直流電源装置まで接続されている。
- 各発熱体の電流測定用の信号線は、直流電源装置内の分流器からDC  $0\sim 10\text{ mV}$ の信号で直接測定器へ接続されている。
- 各発熱体の電圧測定用の信号線は、テスト・セクションの上・下部のブスバーからの実電圧を電圧変換器にてDC  $0\sim 10\text{ mV}$ に変換し、測定器へ接続されている。
- 電磁流量計からの信号線は、DC  $4\sim 20\text{ mA}$ の信号で温度切替装置付の指示計へ接続されると同時に、同装置内の基準抵抗器にて電圧変換され、DC  $1\sim 5\text{ V}$ の信号にて測定器へ接続されている。

熱電対は、実験装置上の制約もあり、また、温度応答の面から出来るだけ細い径の物を使用しており、仕様は、シース材質NCF 600、シース外径 $\phi 0.5$ 、CA型、非接地型である。

熱電対の取付に当っては、次の点を考慮している。

- ① 発熱体の流路方向に沿った温度分布を求める為に、発熱体中央部に沿い絶縁体側の長手方向に、片面20点（長さ750mm）、10点（長さ375mm）、他の片面に10点（長さ750mm）、5点（長さ375mm）の熱電対を取付けた。
- ② 片面20点（長さ750mm）、10点（長さ375mm）他の面10点（長さ750mm）、5点（長さ375mm）としたのは、対向した平板二面の温度分布の対称性のチェックを考慮したため、10点（長さ750mm）、5点（375mm）の取付位置は、20点（長さ750mm）、10点（長さ375mm）のものに対応するように同位置とした。

Fig. 2.5～Fig. 2.8に熱電対配置図が示してある。

発熱体からの出力測定は、後述する電流・電圧値の計測による電力値としたが、この値と冷

却水が除熱する熱量とを比較する目的で、上・下部プレナム及び各プレナム入口配管にそれぞれ熱電対を取付け、その冷却水温度測定と流量測定とから熱量が計算出来る。計算式を以下に示す。テスト・セクション入口、出口の冷却水温度差を  $\Delta T_b$  [ $^{\circ}\text{C}$ ]、冷却水流量を  $W$  [ $\text{m}^3/\text{h}$ ]、比重量を  $\gamma$  [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]、比熱を  $C_p$  [ $\text{kcal}/\text{kg}^{\circ}\text{C}$ ] とすれば、発熱量  $Q$  [ $\text{kw}$ ] は

$$Q = \frac{\Delta T_b \times \gamma \times C_p \times W}{860}$$

となる。

ここで、物性値である  $\gamma$ 、 $C_p$  の値は、テスト・セクション入口、出口での冷却水温度の平均温度を基準として求めた。

上・下部プレナム付の熱電対の仕様は、シース材質 SUS 316、シース外径  $\phi$  1.6 mm、CA 型、非接地型であり、配管付の熱電対の仕様は、シース材質 SUS 316、シース外径  $\phi$  1.0 mm、CA 型、非接地型である。なお、熱電対の計測には、ペンレコーダ及びデータ・ロガーを使用した。

#### (6) 発熱体の出力測定

発熱体の出力測定は、直流電源装置内で分岐した 2 回路にそれぞれ設けられた分流器における電流値と、2 枚の発熱体それぞれの前後に印加される電圧値とを計測し、計算にて 1 枚毎の出力を求めている。両面加熱条件での実験の場合には、両者の発熱のバランスをチェックする目的も持っている。

電流値、電圧値の計測にはデータ・ロガーを使用した。

#### (7) その他

矩形流路における流速を求めるために、流量計として浮子式流量計と電磁流量計とを装備し、互いに計測値をチェックし合っている。又、電磁流量計の値は、データ・ロガーにても計測している。

圧力測定は、上・下部プレナム及びテスト・セクション中央にそれぞれ 1 個ずつ設けた圧力計によっている。Fig. 2.5 ~ Fig. 2.8 に圧力計取付位置を示す。

## 2.4 実験方法

本実験での手順を、(I)実験準備、(II)実験、(III)実験後処理の 3 段階に分けて示す。記号等は、Fig. 2.1 のフローシートに記述してある。

### (I) 実験準備

実験準備について以下に記すが、片面加熱条件での実験時には、準備に先立ち、テスト・セクション前後のブスバーを 1 組取り外しておく。

- ① 実験装置へ給水する。本実験では純水を使用している。
- ② ペンレコーダの零点チェックと、データ・ロガーの調整を行う。
- ③ 熱電対用氷冷式基準接点温度補償器に氷を満たし、ペンレコーダ及びデータ・ロガーにおける温度指示値のチェックを行う。
- ④ 循環ポンプを運転する。

- ⑤ 冷却系内の冷却水中に残存する溶存空気の脱気のため、上昇流の高流量（25～30 ℓ/min）に設定し、上部プレナムに付く空気抜きバルブを開として、系内の水温が約 90℃になるまで十分に昇温させる。この場合、発熱体の保護の為、発熱体の表面温度が約 100℃を越えないように出力を調整する。
- ⑥ 下記の要領にてフローパターンの設定及びその確認を行う。
- |        |    |            |
|--------|----|------------|
| 上昇流試験時 | …… | 開：V-4, V-5 |
|        |    | 閉：V-6, V-7 |
| 下向流試験時 | …… | 開：V-6, V-7 |
|        |    | 閉：V-4, V-5 |
- ⑦ 実験条件に適した入口水温に設定する。水温調整は、貯水タンクに設けられている冷却コイルへ冷却水を供給することで行う。
- ⑧ 冷却系の空気抜きを十分に行う。
- ⑨ 実験条件に適した浮子式流量計を選択し、バイパス弁 V-2 を全閉、V-3 及び流量計入口弁 V-8 を操作して流量設定を行う。
- ⑩ 温度調節器の警報温度を設定する。警報温度設定値は、ONB 条件のための実験では 170℃、DNB 熱流束実験では 230℃とした。
- ⑪ 直流電源装置を運転モードにする。

## (II) 実験

実験については、ONB 実験、DNB 熱流束実験とに分けて述べる。

### (i) ONB 実験

- ① 発熱体表面温度（絶縁体側）が最高で約 90℃となるよう、出力を調整し、電流値・電圧値・発熱体表面温度（絶縁体側）・冷却水温度・圧力を計測する。合わせて、設定流量の確認と流路内の流動状況を観察する。
- ② ①の計測結果より、発熱体の流路側の表面温度が飽和温度となる発熱体の絶縁体側表面温度を推定する。
- ③ 出力をステップ状にゆっくりと上昇させ、各実験点ごとに出入口温度が十分整定した後①と同様の計測を行い、沸騰曲線・表面温度分布のチェックをする。各実験点における流路内の流動状況に対しては、特に詳しく観察する。また、冷却水入口温度を一定に保つ為、貯水タンクへの冷却水流量を適宜調整する。
- ④ 流路を流れる冷却水が十分沸騰し、それを沸騰曲線上で確認出来た後、出力をステップ状に下降させ、③と同様の計測・操作を行う。
- ⑤ 流路の沸騰がおさまり、それを沸騰曲線上で確認し、更にステップ状に出力を下降させて、発熱体の流路側表面温度が飽和温度以下となった時計測を終了する。

### (ii) DNB 熱流束実験

- ① 予想される DNB 熱流束の 50～70%程度 of 出力まで、非常にゆっくりと上昇させ、電流値・電圧値・発熱体表面温度・冷却水温度・圧力を計測する。合わせて、設定流量の確認と流路内の流動状況を観察する。
- ② 出力をステップ状にゆっくりと上昇させ、①と同じ計測を行う。この時、ペンレコー



ダの温度応答と流路内の流動状況の観察に十分注意をする。また、冷却水入口温度を一定に保つ為、貯水タンクへの冷却水流量を適宜調整する。

- ③ 更に出力を上昇させ、ペンレコーダの温度応答のうち1点でも急激な温度上昇カーブを描き約250℃まで上昇した場合、または温度調節器の設定温度(230℃)を越えて直流電源装置が停止した場合のどちらかをもってDNBと判断し、計測を終了する。前者の場合、温度上昇が約250℃まで達したら、速かに手動にて直流電源装置を停止し、発熱体の保護をはかる。DNB熱流束の値は、直前に計測した出力から求めている。

#### (Ⅲ) 実験後処理

- ① 直流電源装置を停止した後、循環ポンプの運転を続け、発熱体の余熱除去を十分に行う。
- ② 実験装置内の冷却水をすべてドレンラインより排水する。

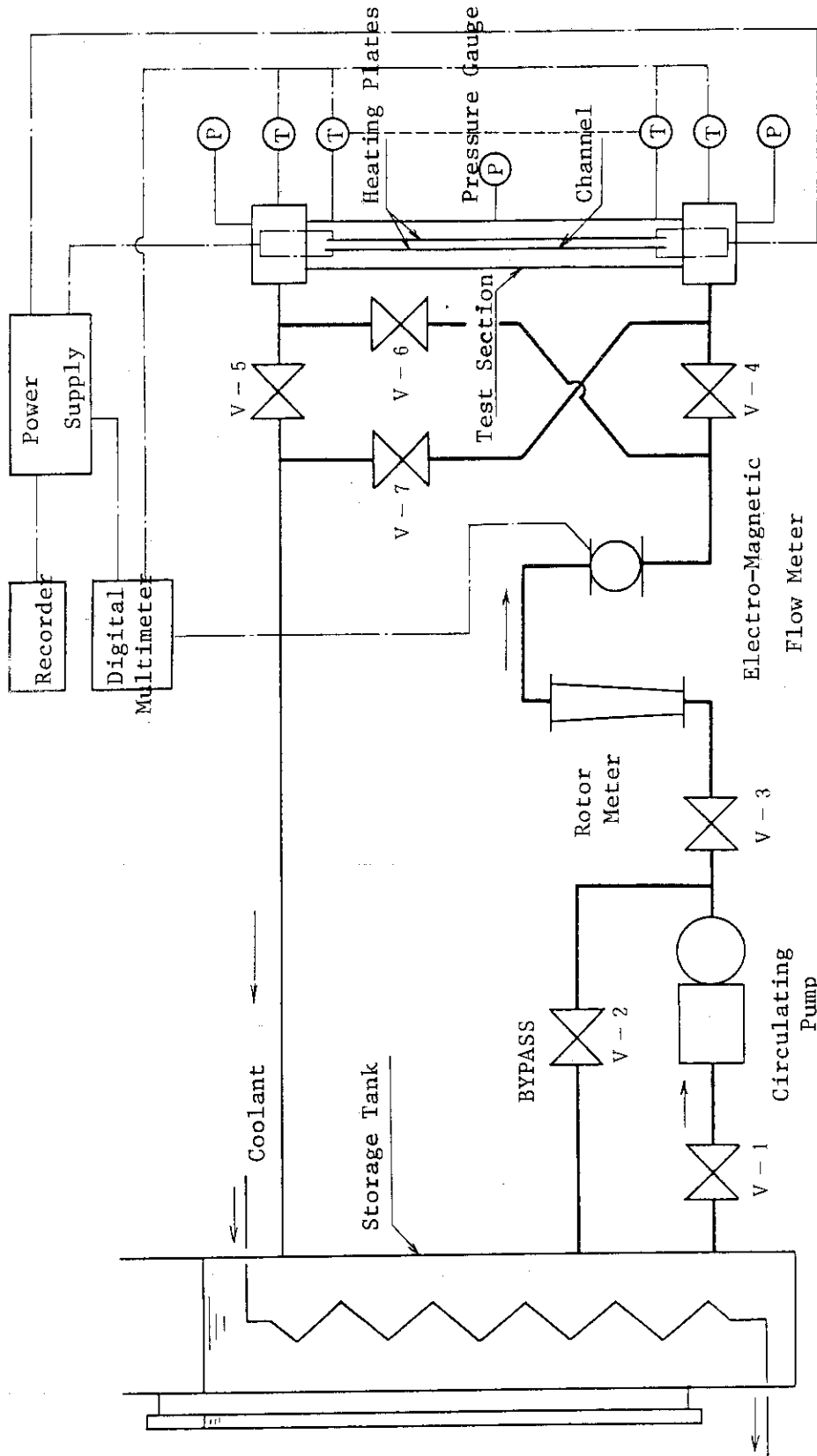
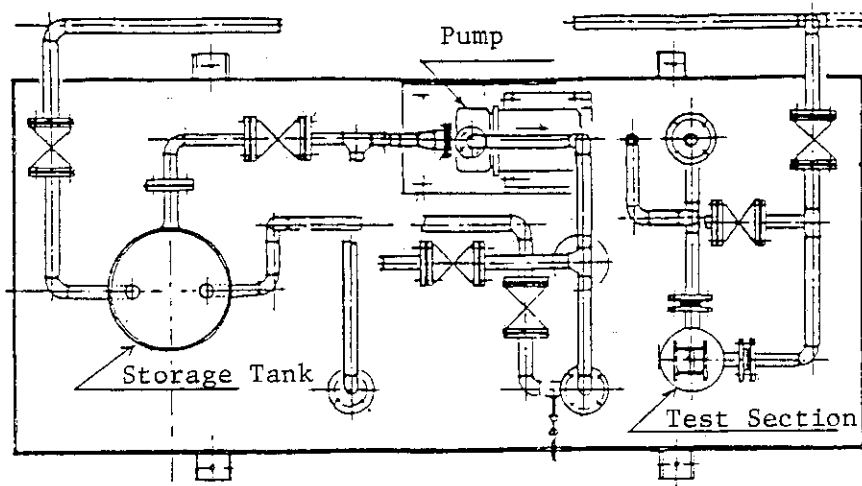


Fig. 2.1 Schematic diagram of test rig



View from A-A

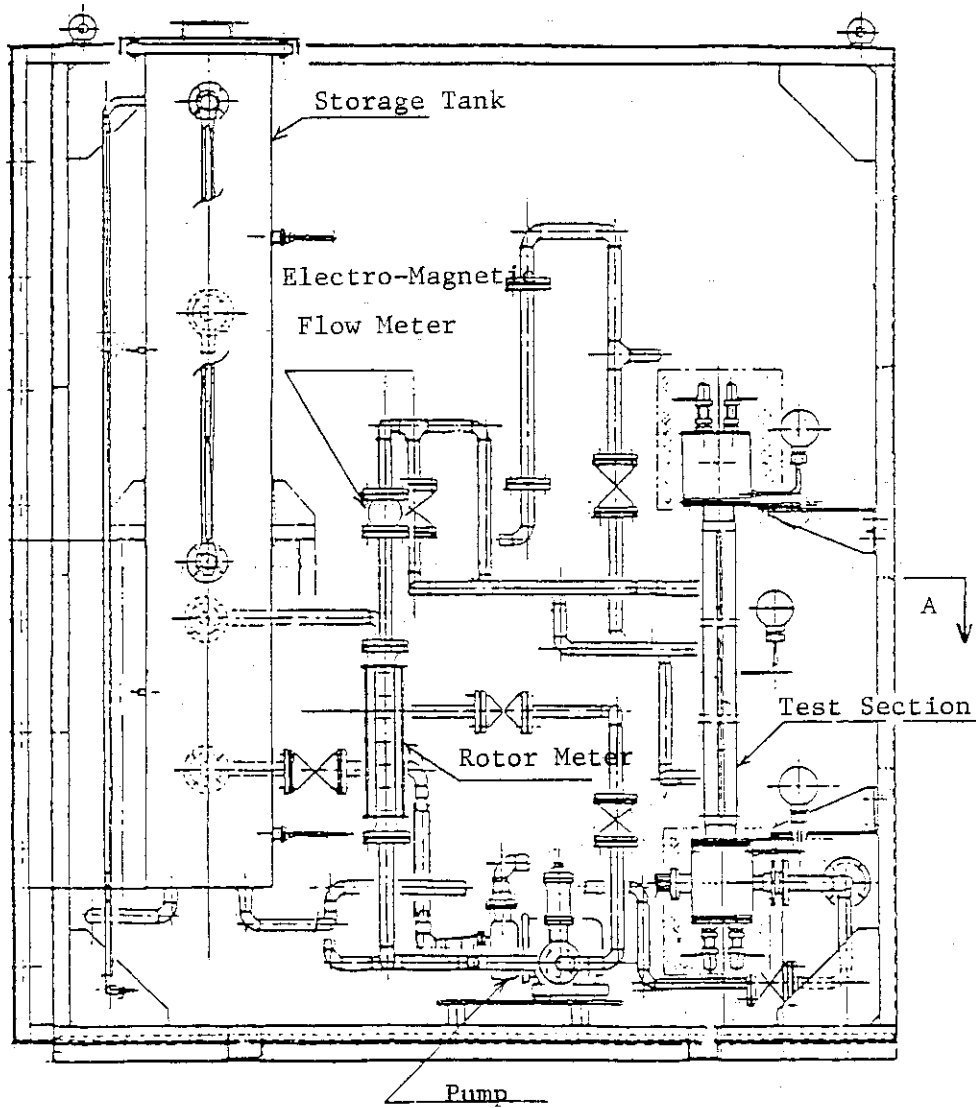


Fig. 2.2 Overview of test rig

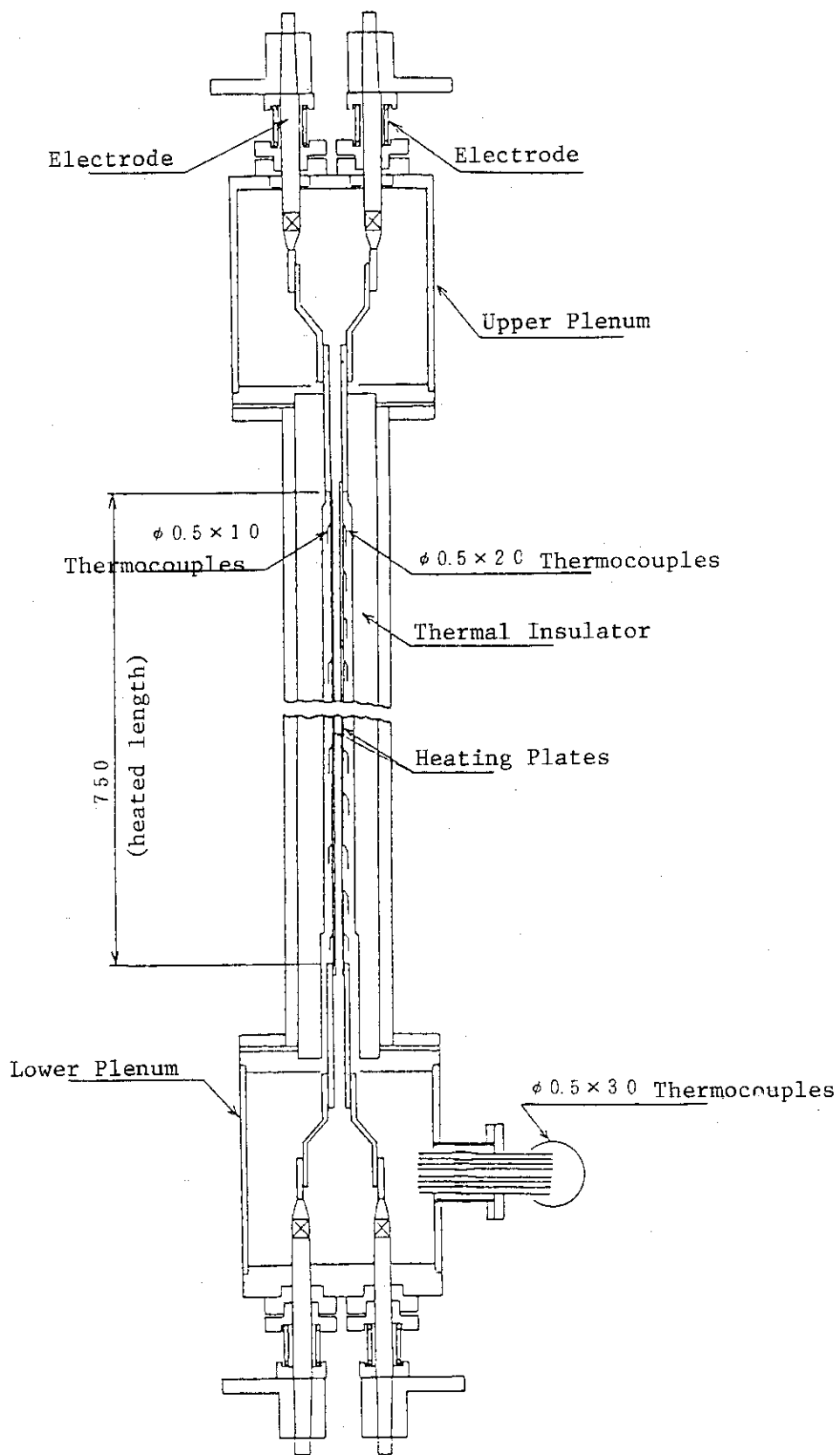


Fig. 2.3 Schematic diagram of test section

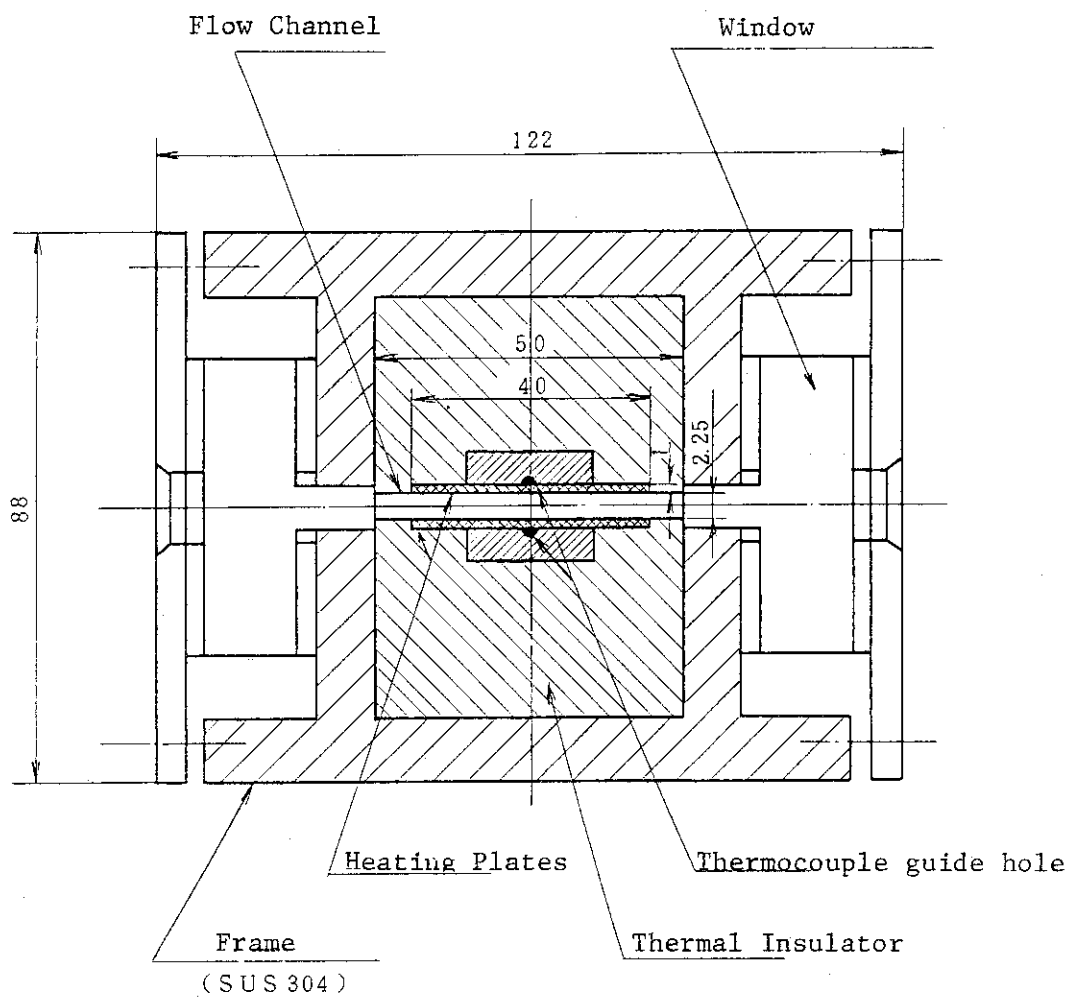


Fig. 2.4 Cross section of test section

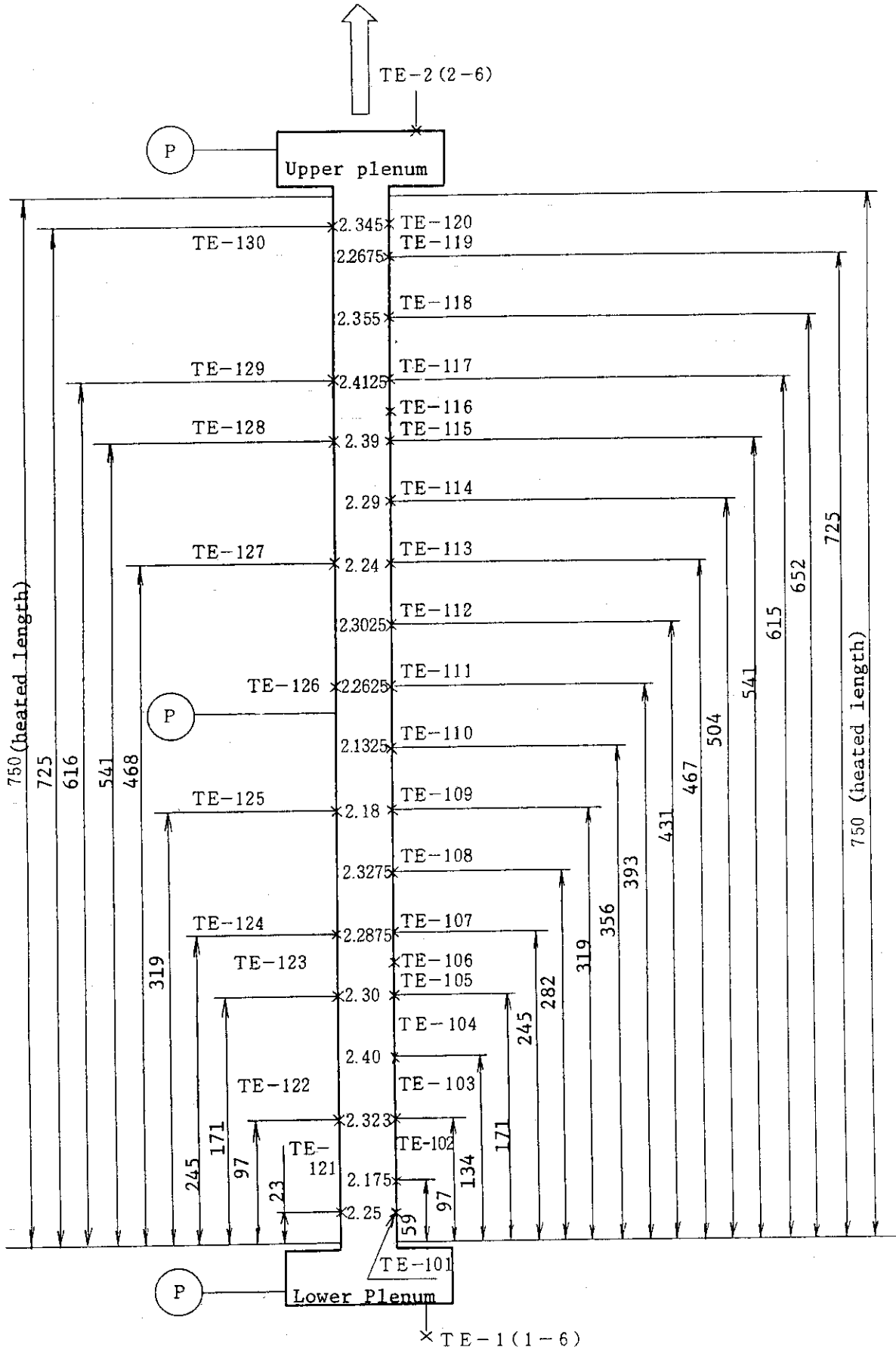


Fig. 2.5 Locations of thermocouples for 750 mm long test section(upflow)

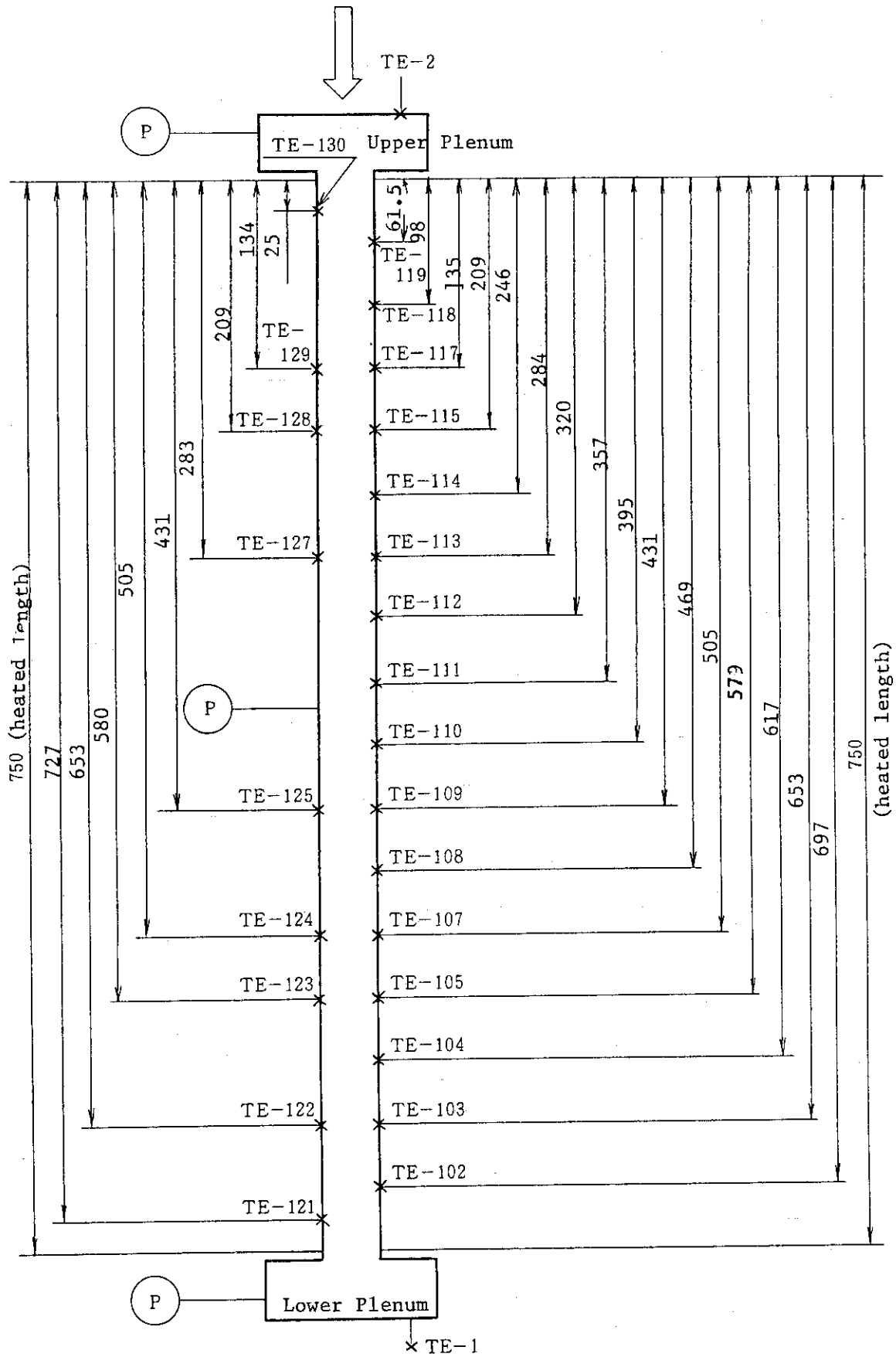


Fig. 2.6 Locations of thermocouples for 750 mm long test section(downflow)

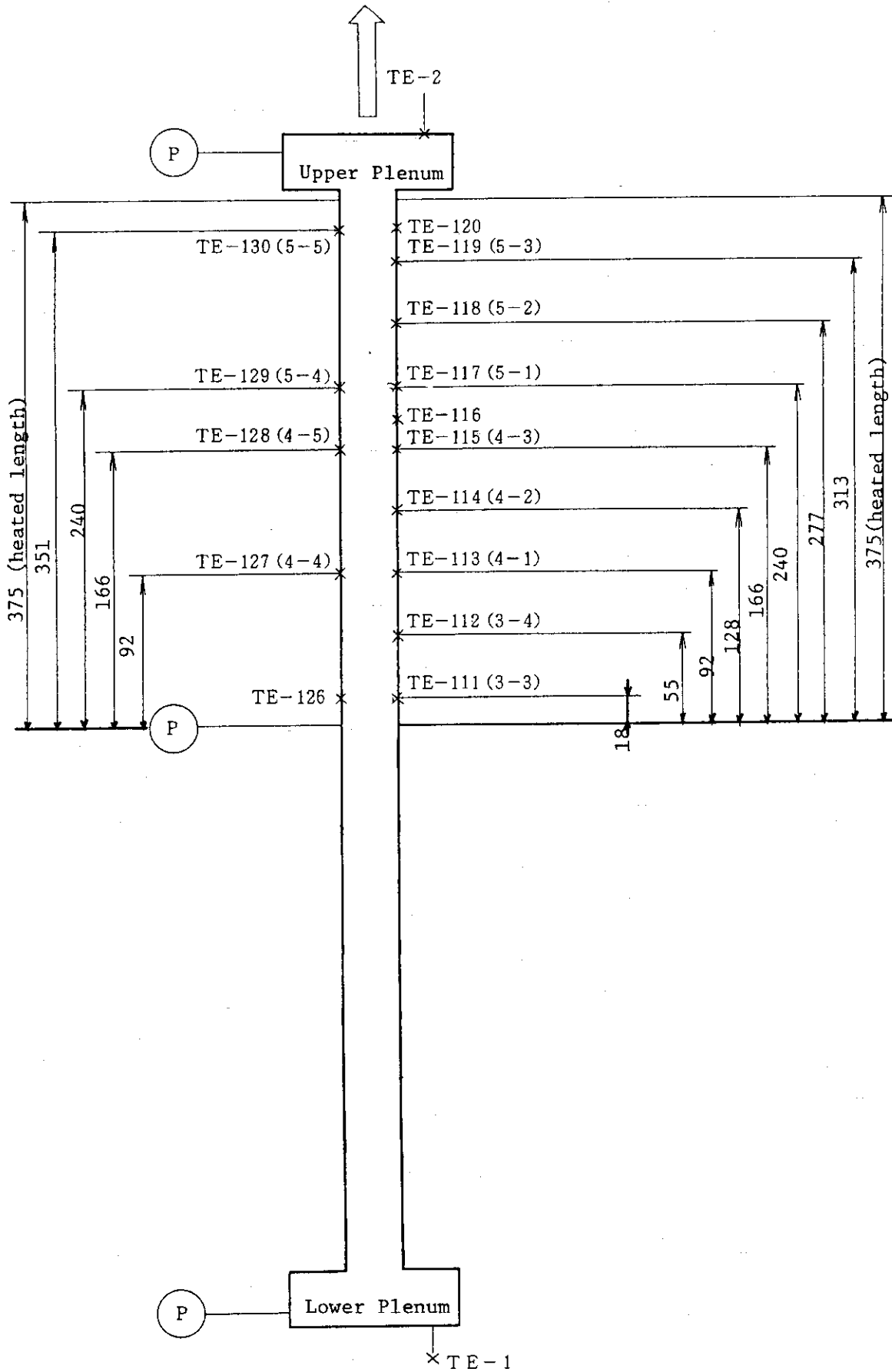


Fig. 2.7 Locations of thermocouples for 375 mm long test section(upflow)



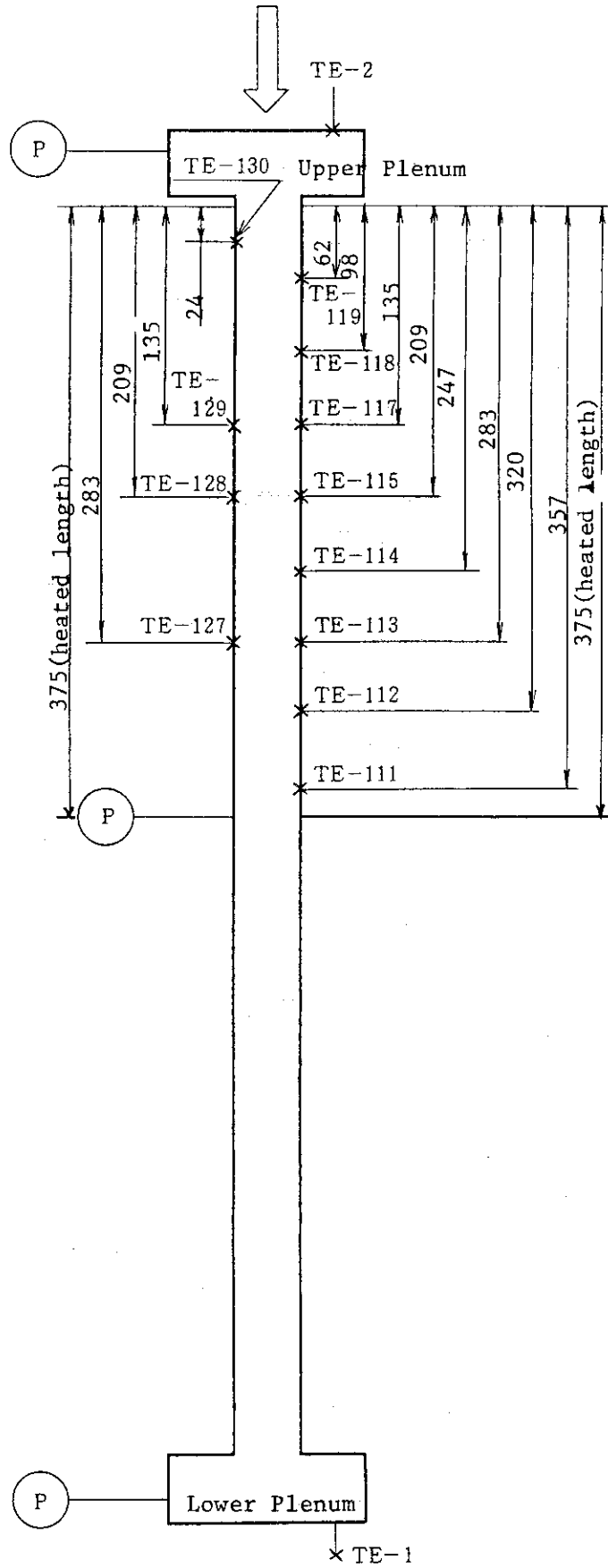


Fig. 2.8 Locations of thermocouples for 375 mm long test section(downflow)

### 3. ONB実験の結果と検討

#### 3.1 実験結果の整理方法

Fig. 3.1に、沸騰開始(ONB)実験の計測点マップを示す。

計測したデータを整理するのに先立ち、以下のチェックを行った。

i) 流量と出入口温度差  $\Delta T_b$  から計算される出力と、電流・電圧から計算される出力との比較による出力較正

ii) 発熱体表面温度分布のチェック

i)の結果については、本実験装置を使用する場合、既報<sup>(2)</sup>において出力の算定として電流・電圧の計測値を採用することの妥当性が示されているので、本実験においても同様とした。

ii)については、Fig. 3.2に上昇流-両面加熱の代表例を、Fig. 3.3に下向流-片面加熱の代表例を示す。図中には、出力上昇に従う計測結果がバルク水温と共に示してある。また、図中の矢印は、目視観察により判断した沸騰開始点を表わしている。Fig. 3.2及びFig. 3.3から、発熱体表面温度に多少のバラツキは見られるものの、流れ方向に沿った温度分布はほぼ一様な変化を示しており、良好な分布を示している。出力上昇と共に発熱体表面温度分布、及びバルク水温が上昇する様子がわかる。沸騰している領域については、発熱体表面温度がほぼ等しくなり、ほぼ等温分布を示すことも確認できた。また、Fig. 3.2及びFig. 3.3から、目視による沸騰開始点と、発熱体表面温度分布がほぼ一様となる点とがほとんど一致していることがわかる。このことから、本実験における流動観察の精度が、かなり高いものであることも示された。

以上から、実験結果の整理を進める上で基本となる、出力の算出及び発熱体表面温度の計測の妥当性が示された。

沸騰開始温度  $T_{ONB}$  に関する評価式の例を Fig. 3.4 に示す。図中の実直線は Bergles - Rohsenow の実験式<sup>(4)</sup>を、一点鎖線は Hsu の理論式<sup>(5)</sup>を、Hsu の式に包絡される曲線は有効キャピティの最大開口半径  $r_{max}^*$  によるものを表わしている。本研究においては、Fig. 3.4 からわかるように、Bergles - Rohsenow の式と Hsu の式とはほぼ一致することから、沸騰の判定基準の評価式として、文献(1)で提案した Bergles - Rohsenow の式を採用した。沸騰開始点の加熱表面温度  $T_{wi}$  は、Bergles - Rohsenow の式と、強制対流熱伝達相関式である Dittus - Boelter<sup>(3)</sup> の式との交点として求められると考え、実験結果の評価を行った。Fig. 3.5 に、沸騰開始条件を示す。

$$\text{Bergles - Rohsenow の式}^{(4)} : q = 911 \cdot P^{1.156} \frac{9}{5} (T_{wi} - T_s) \frac{2.16}{p^{0.6234}} \quad (3.1)$$

$$\text{Dittus - Boelter の式}^{(3)} : q = 0.023 \cdot Re_b^{0.8} \cdot Pr_b^{0.4} \frac{k}{D_e} (T_{wi} - T_s + T_s - T_b) \quad (3.2)$$

ここで、添字 b は局所バルク水温度  $T_b$  [°C] を基準に物性値をとり、それぞれ計算を行ったことを示す。

次に、実験結果の整理手順を記す。

1) 出力

i) 両面加熱

$$Q = I_1 \times V_1 + I_2 \times V_2 \quad [\text{KW}]$$

ii) 片面加熱

$$Q = I_1 \times V_1 \quad [\text{KW}]$$

2) 熱流束

i) 両面加熱

$$q = \frac{Q}{2 \times A_H} \times 860 \quad [\text{kcal/m}^2\text{h}]$$

ii) 片面加熱

$$q = \frac{Q}{A_H} \times 860 \quad [\text{kcal/m}^2\text{h}]$$

3) 発熱体流路側表面温度

$$T_{wi} = T_{wo} - \frac{\dot{q} \times s^2}{2 \times K} \quad [^\circ\text{C}]$$

$$\dot{q} = 860 \cdot Q / (2 \text{ wsl})$$

本式は、片面断熱モデルとして熱伝導方程式を解いたもので、Fig. 3.6 に本実験をモデル化して計算した結果を示す。

4) 飽和温度

テスト・セクションの圧力計測より得られた圧力から水の飽和温度  $T_s$  [°C] を求める。

5) 沸騰曲線

過熱度を  $\Delta T_s$  [°C] とすると、

$$\Delta T_s = T_{wi} - T_s \quad [^\circ\text{C}]$$

となり、 $\Delta T_s > 0$  の範囲で沸騰曲線を作成すると共に、流路内の流動状況の観察結果（目視による沸騰開始点）をも記す。

以上に示した方法により整理した実験結果に対し、上昇流及び下向流について検討を行った。検討に当たっては、既述の Bergles - Rohsenow の式と Dittus - Boelter の式との比較を行った。

### 3.2 実験結果

Fig. 3.7 に上昇流 - 両面加熱の場合の同一実験条件の実験点を結んだ沸騰曲線を、Fig. 3.8 に下向流 - 両面加熱の場合の沸騰曲線、Fig. 3.9 に下向流 - 片面加熱の場合の沸騰曲線を示す。

それぞれの沸騰曲線上の黒塗りのデータ点は沸騰していることを示している。図中の直線は、Bergles - Rohsenow の式を、破線は Dittus - Boelter の式を表わす。Fig. 3.10 は、実験結果である Fig. 3.7 ~ Fig. 3.9 の中の沸騰曲線上の沸騰していることを示す黒塗りのデータ点のうち、最初のものである沸騰開始点を示し、図中の実直線は Bergles - Rohsenow の式、一点鎖線は Hsu の式、Hsu の式に包絡する曲線は、気泡核となりうるキャビディの大きさに限度がある場合に  $r_{\max}^*$  で表わされる有効キャビディの最大開口半径によるものを示す。

Fig. 3.7 ~ Fig. 3.9 の沸騰曲線を見ると、沸騰の開始条件の判定に採用した Bergles - Boelter の式との交点よりも大きな過熱度を与えないと沸騰しないことがわかる。つまり、沸騰開始まで十分な余裕度を有している。その度合は、流速は低流速の方が、入口水温は高温の方が過熱度の余裕は小さくなる傾向にある。また、沸騰の開始近辺で見られる沸騰曲線上の過熱度  $\Delta T_s$  のオーバーシュートは、流速が高い領域ではほとんど見ることは出来ないが、 $u = 0.073 \text{ m/s}$  の低流速では顕著に表われ、沸騰開始後に Bergles - Rohsenow の式よりも小さい過熱度の点を通して、再び大きい過熱度を持つ沸騰曲線を有している。しかしながら、オーバーシュートの度合は約  $2^\circ\text{C}$  程で非常に小さい値である。以上より、沸騰の開始条件を与えるものとして、文献(1)で提案した Bergles - Rohsenow の式と Dittus - Boelter の式との交点による判定法は、十分に保守的評価を与えていることが確認できた。

Fig. 3.10 の沸騰開始点のマップからは以下のことが言える。Fig. 3.7 ~ Fig. 3.9 の沸騰曲線から、①過熱度の余裕の度合いについて、低流速、入口水温は高温の方が過熱度の余裕は小さい傾向にあることを述べたが、Fig. 3.10 からはそれらがより明確にわかると共に、更に、②上昇流と下向流の比較では、沸騰開始の過熱度の余裕度にほとんど差がないこと、③両面加熱と片面加熱の比較では、両面加熱の方が過熱度の余裕が小さくなる傾向にあることが確認できた。

次に沸騰曲線のヒステリシスについて述べる。Fig. 3.11 に上昇流 - 両面加熱の場合の代表例を、Fig. 3.12 に下向流 - 片面加熱の場合の代表例を示す。図中の黒塗りのデータ点は沸騰域を示しており、出力上昇時の最初の黒塗りのデータ点は沸騰開始点を、出力下降時の最後の黒塗りのデータは沸騰の終了点を表わしている。また、 $l/De$  は測定点での加熱始点からの距離と等価水力直径との比である。Fig. 3.11, Fig. 3.12 から、出力上昇時と出力下降時の沸騰曲線は、どれもほぼ同じ経路をたどっていて、いわゆるヒステリシス曲線となっていない。つまり、冷却材が水の場合には、上昇流、下向流といった流れの方向、両面加熱、片面加熱といった加熱様式、流速、入口水温の相違にかかわらず、沸騰曲線にはヒステリシスが顕著に表われないことがわかる。

DNB 熱流束との比較について記す。Fig. 3.13 に上昇流 - 両面加熱の場合の代表例を、Fig. 3.14 に下向流 - 両面加熱の場合の代表例を示す。図中の黒塗りのデータ点は沸騰域を示し、ONB は沸騰開始点を、DNB は DNB 発生点の過熱度と熱流束を表わす。Fig. 3.13 においては、单相強制対流熱伝達からサブクール沸騰熱伝達への移行の実験データと、入口水温  $35^\circ\text{C}$ 、流速  $u = 0.15 \text{ m/s}$  の同一実験条件に設定して行った DNB 熱流束実験から得られたデータとを結んだ。この図より、沸騰曲線は、熱流束を上げるに従い発熱体表面温度も上昇し、サブクール沸騰熱伝達からついに DNB へと移行する過程を示すことがわかる。Fig. 3.14 では、サブクー

ル沸騰熱伝達への移行の実験において、沸騰開始後更に熱流束を上げていった時にDNB熱流束が起こったものの結果で、沸騰曲線は正に、サブクール沸騰からDNB熱流束へと移行する過程を示している。

また、Fig. 3.13とFig. 3.14を比較すると、上昇流と下向流とで沸騰開始時の熱流束 $q_{ONB}$ とDNB熱流束 $q_{DNB}$ との比に明確な相異のあることがわかる。Fig. 3.13の上昇流-両面加熱の場合には、熱流束比 $q_{DNB}/q_{ONB} \doteq 3.4$ 、Fig. 3.14の下向流-両面加熱の場合には $q_{DNB}/q_{ONB} \doteq 1.7$ となり、沸騰開始に必要な熱流束 $q_{ONB}$ は、上昇流と下向流でほとんど変わらないのに比べ、DNB熱流束 $q_{DNB}$ は、上昇流に比べ下向流の方が小さい。これは、沸騰開始後は、上昇流に比べ下向流の方が流動状態が不安定なためと思われる。このDNB熱流束における、上昇流と下向流との特性の相異については、第4章で詳述する。

### 3.3 従来の研究結果の検討

Fig. 3.15～Fig. 3.19に、従来の実験結果を示す。以下に、各図の説明を行う。

Fig. 3.15とFig. 3.16に、Yücel等の実験結果<sup>(4)</sup>とBergles-Rohsenowの式との比較を示す。この実験は、上昇流と下向流とを比較しており断面形状が垂直矩形流路で、冷却材として水を使用していること、系の圧力が大気圧であることなど、本実験条件とよく似ている。Yücel等の実験条件を次に示す。

- ・冷却材：水
- ・流れの向き：上昇流及び下向流
- ・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 m/s, 6.5 m/s
- ・圧力：大気圧
- ・入口サブクーリング：3～42℃

Fig. 3.15に入口サブクーリングが3～6℃と低いサブクール核沸騰を、Fig. 3.16に入口サブクーリングが39～42℃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が、その差は顕著でない。また、入口サブクーリングが小さい程、同じ過熱度に対し大きな熱流束を与えることもわかる。Bergles-Rohsenowの式との比較では、式に対する沸騰曲線の傾向は、本実験結果に良く似ている。

Fig. 3.17は、Bergles-Rohsenowのサブクール沸騰への移行状況の実験結果<sup>(4)</sup>と、Bergles-Rohsenowの式及びDittus-Boelterの式との比較を示す。冷却材は水を使用しているが、流路形状は円管である。Bergles-Rohsenowの実験条件を次に示す。

- ・冷却材：水
- ・流れの向き：水平

- ・流路径：2.39 mm
- ・加熱長：139 mm
- ・流速：3.34 m/s ~ 17.3 m/s
- ・圧力：2.7 kg/cm<sup>2</sup>・a

Bergles - Rohsenowの実験は、本実験に比べ、圧力、流速ともに大きい範囲で行われているが、沸騰曲線と Bergles - Rohsenow の式及び Dittus - Boelter の式との比較では、本実験結果と非常によく似た傾向を示している。また、同じ過熱度  $\Delta T_s$  を与える熱流束は、流速が高い程大きいこともわかる。

Fig. 3.18 は、佐藤等の実験結果<sup>(7)</sup>であり、沸騰開始条件と沸騰の評価式との比較を示す。断面形状は矩形流路であり、使用流体は水、圧力は大気圧であり、本実験条件とよく似ている。佐藤等の実験条件を次に示す。

- ・冷却材：水
- ・流路間隙：10 mm (7 mm)
- ・流路幅：15 mm
- ・流路長：1100 mm
- ・流速：0.6 m/s ~ 4.1 m/s
- ・圧力：大気圧
- ・入口サブクーリング：3 ~ 70 °C

沸騰の評価式は、Hsu 等の理論式とほとんど一致する式で、次に示される。

$$q = \frac{k h_{fg}}{8 A \sigma T_s (V_g - V_l)} \Delta T_s^2, \quad (3.3)$$

但し A は仕事の熱当量

佐藤等の実験結果はバラついていて、評価式より左側にくるものもある。これは、沸騰開始の判定を、肉眼観察に依存しているため、微小気泡存在の有無の判定に不確かさが伴うためと思われる。また、データには、流速、入口サブクール度の相異が示されていないので、それらの影響についてはここでは述べることができない。

Fig. 3.19 は、日野等の実験結果<sup>(8)</sup>であり、沸騰開始条件と沸騰の評価式との比較を示す。流路形状は同心二重円管で、冷却材としてはフロン R-113 を使用している。日野等の実験条件を次に示す。

- ・冷却材：フロン R-113
- ・流れの向き：上昇流
- ・流路形状：垂直円環流路
- ・流路寸法：外径 18 mm  
内径 8 mm
- ・等価水力直径：10 mm
- ・加熱長：400 mm (加熱部は内径部)
- ・質量流量：158 ~ 1600 kg/m<sup>2</sup>・s

- ・圧 力： 0.147 MPa
- ・入口サブクーリング： 10～30 °C

Fig. 3.19中に示す直線は、Hsu等による理論式を、Hsu等による式に包絡する曲線は、最大有効キャビティの開口半径  $r_{\max}^*$  をパラメータにとったものである。この図で特徴的なのは、冷却材が水ではなくフロン R-113 の場合、入口サブクール度、質量流量の違いにもかかわらず、沸騰開始時の過熱度  $\Delta T_s$ 、及び最大有効キャビティの開口半径  $r_{\max}^*$  がほぼ等しいということである。

### 3.4 実験結果の検討

Fig. 3.20に、従来の実験結果及び本実験で得られた実験結果と ONB 条件評価式との比較を示す。Fig. 3.20(a), (b)は共に、縦軸に実験で得られた ONB 時の表面過熱度  $\Delta T_{s, \text{EXPERIMENT}}$  を、横軸に実験で ONB が生じた時の熱流束及び圧力から得られる表面過熱度の予測値  $\Delta T_{s, \text{PREDICTION}}$  をとって示してある。Fig. 3.20(a)の表面過熱度の予測値は Bergles - Rohsenow の式、Fig. 3.20(b)は Hsu の式によるものを示す。

Fig. 3.20(a), (b)からわかるように、Bergles - Rohsenow の式及び Hsu の式による表面過熱度の予測値は、いずれの予測値とも実験値よりも一般に低目に見積る傾向にある。

JRR-3 改造炉の炉心熱水力設計で沸騰開始 (ONB) 条件が重要な位置を占める理由は、通常運転時に流路内で不安定流動を避けると共に良質な中性子束を得るよう、炉心内で沸騰を生じさせない熱水力設計の判断基準とするためである。従って、熱水力設計の観点から沸騰開始の判断基準となる ONB 時の表面過熱度の予測値は、実験値より低目に見積るよう保守的であるべきである。この観点から Fig. 3.20(a), (b)を見ると、予測値は Bergles - Rohsenow, Hsu の式いずれも  $-1^\circ\text{C}$  の誤差を許せば、充分保守的であることがわかる。

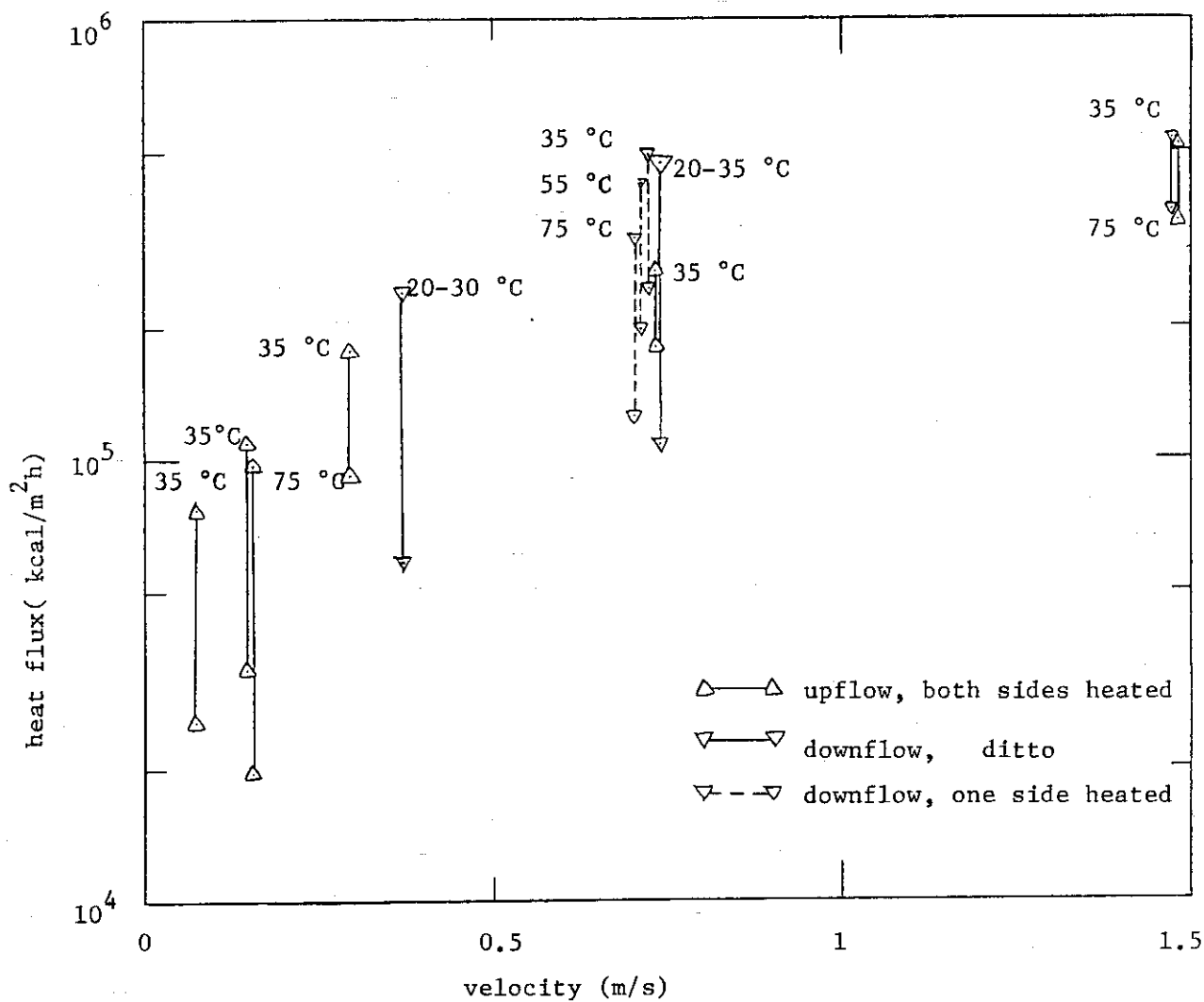


Fig. 3.1 Test conditions for ONB experiments



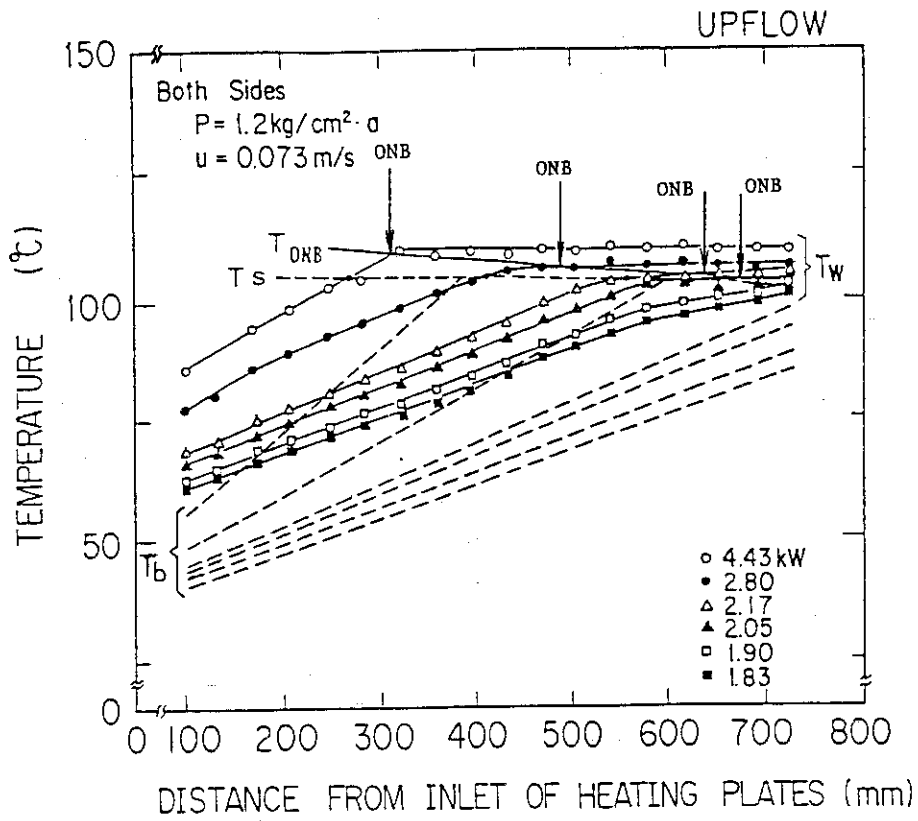


Fig. 3.2 Profiles of surface temperature and bulk temperature along the heating plate for upflow

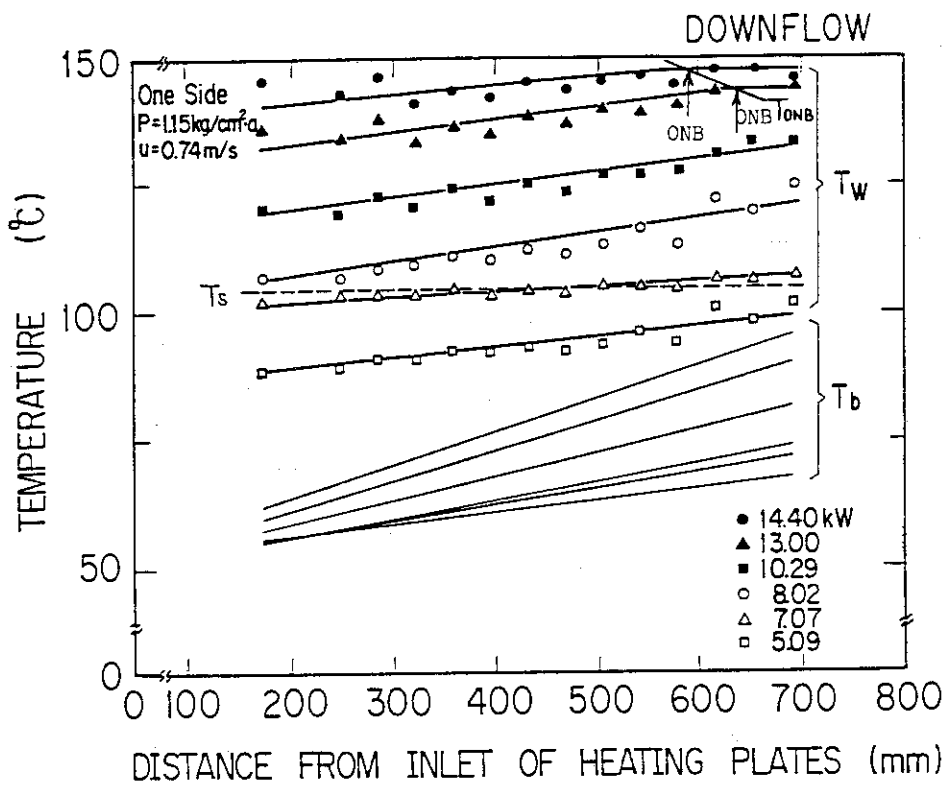


Fig. 3.3 Profiles of surface temperature and bulk temperature along the heating plate for downflow

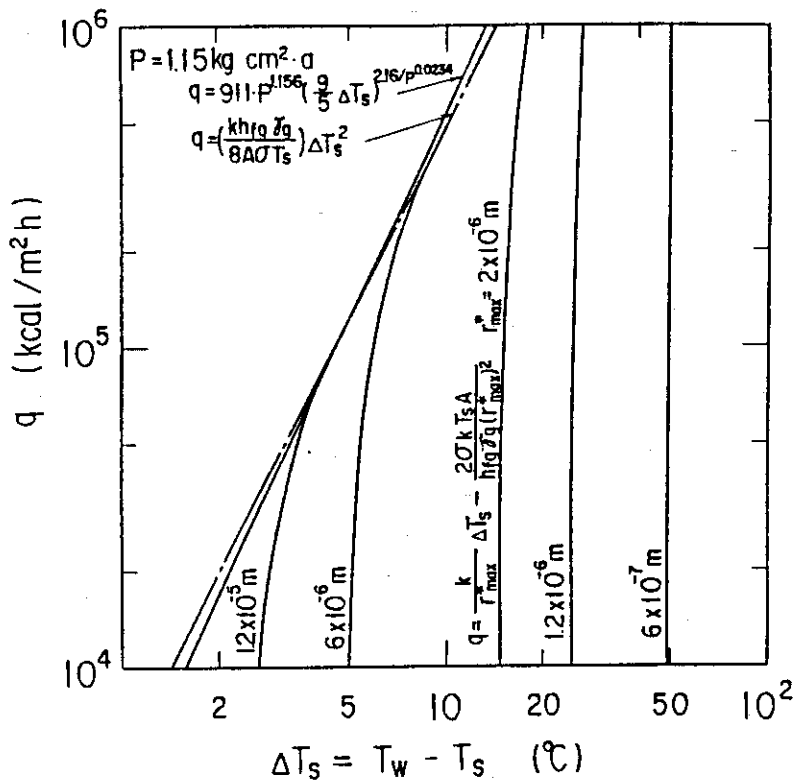


Fig. 3.4 Illustration of conditions predicting the condition of onset of nucleate boiling (ONB)

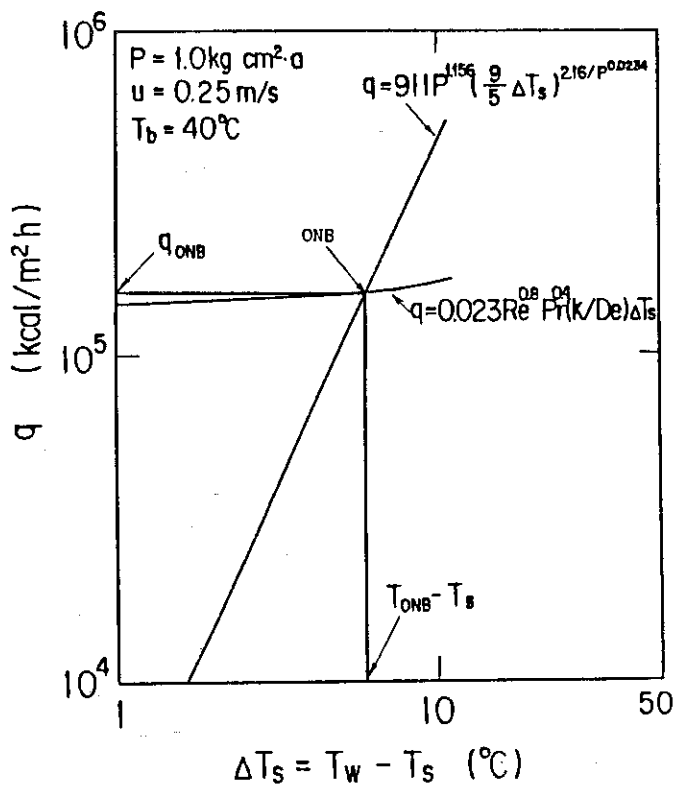


Fig. 3.5 Illustration of method for obtaining the condition of onset of nucleate boiling by use of Bergles-Rohsenow correlation and Dittus-Boelter correlation

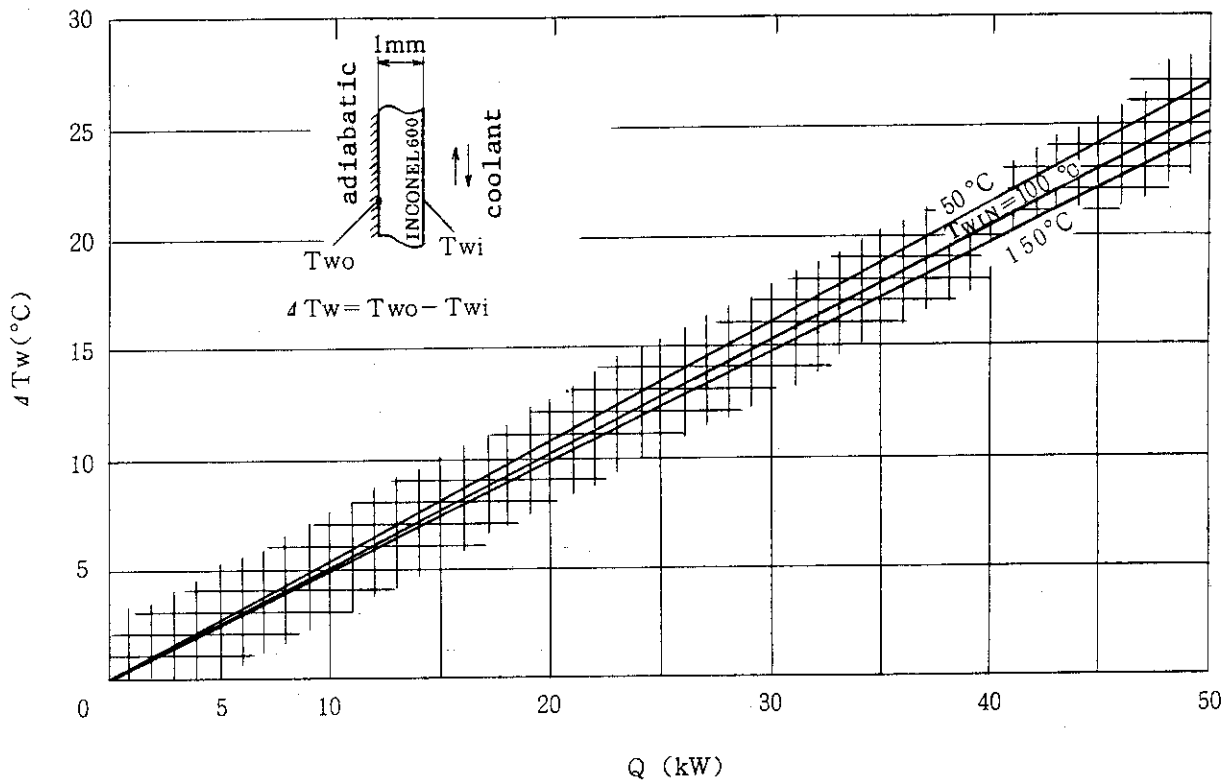


Fig. 3.6 Relationship of heat generation vs. temperature difference between outer and inner surfaces of heating plate

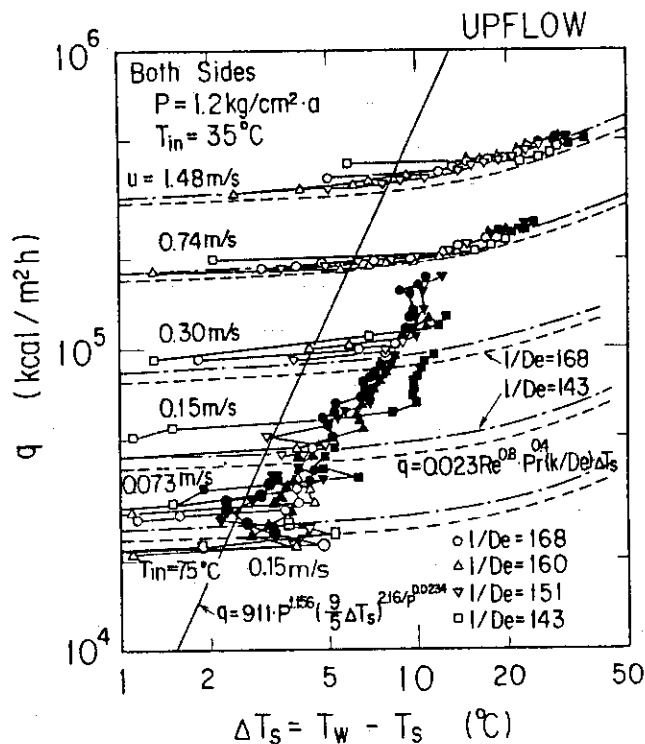


Fig. 3.7 Relationship of heat flux vs. superheat in the transition from single-phase forced convection heat transfer to subcooled nucleate boiling for upflow with both sides of channel heated (Dark symbols show the nucleate boiling)

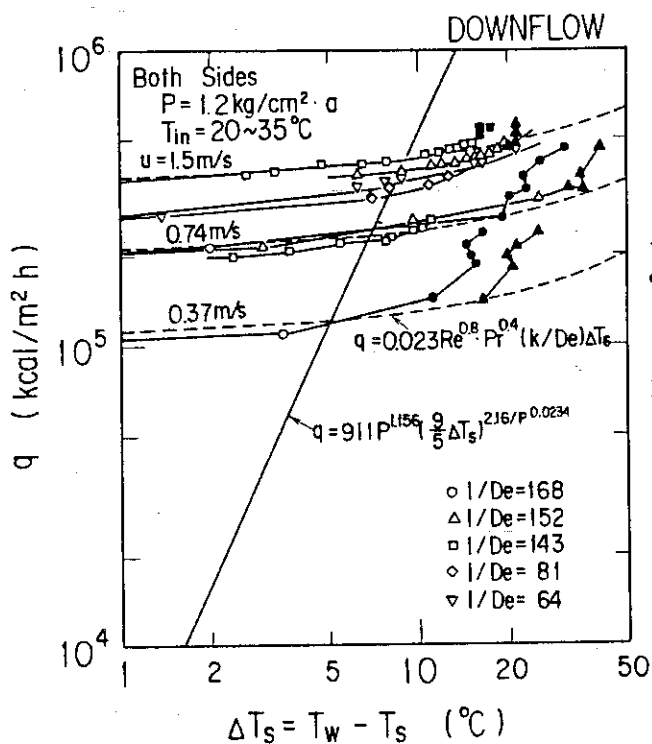


Fig. 3.8 Relationship of heat flux vs. superheat in the transition from the single-phase forced convection heat transfer to subcooled nucleate boiling for downflow with both sides of channel heated (Dark symbols show nucleate boiling)

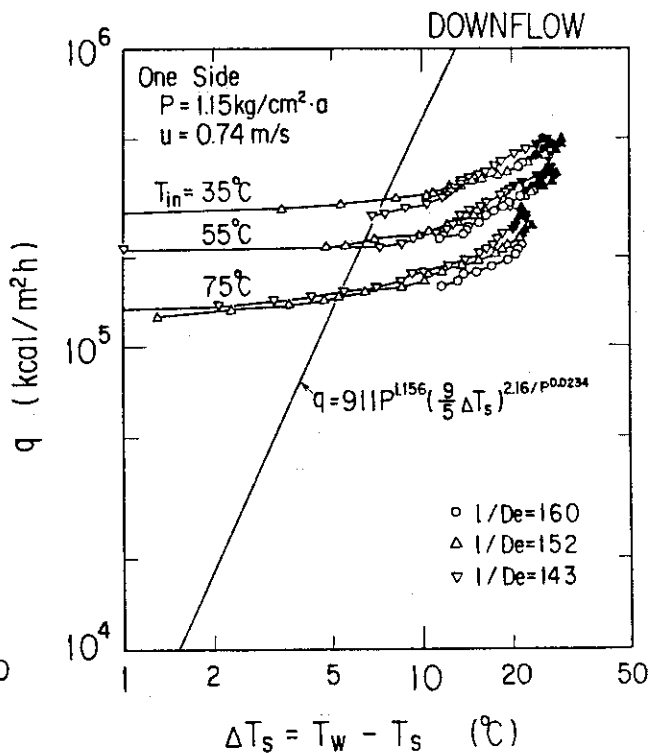
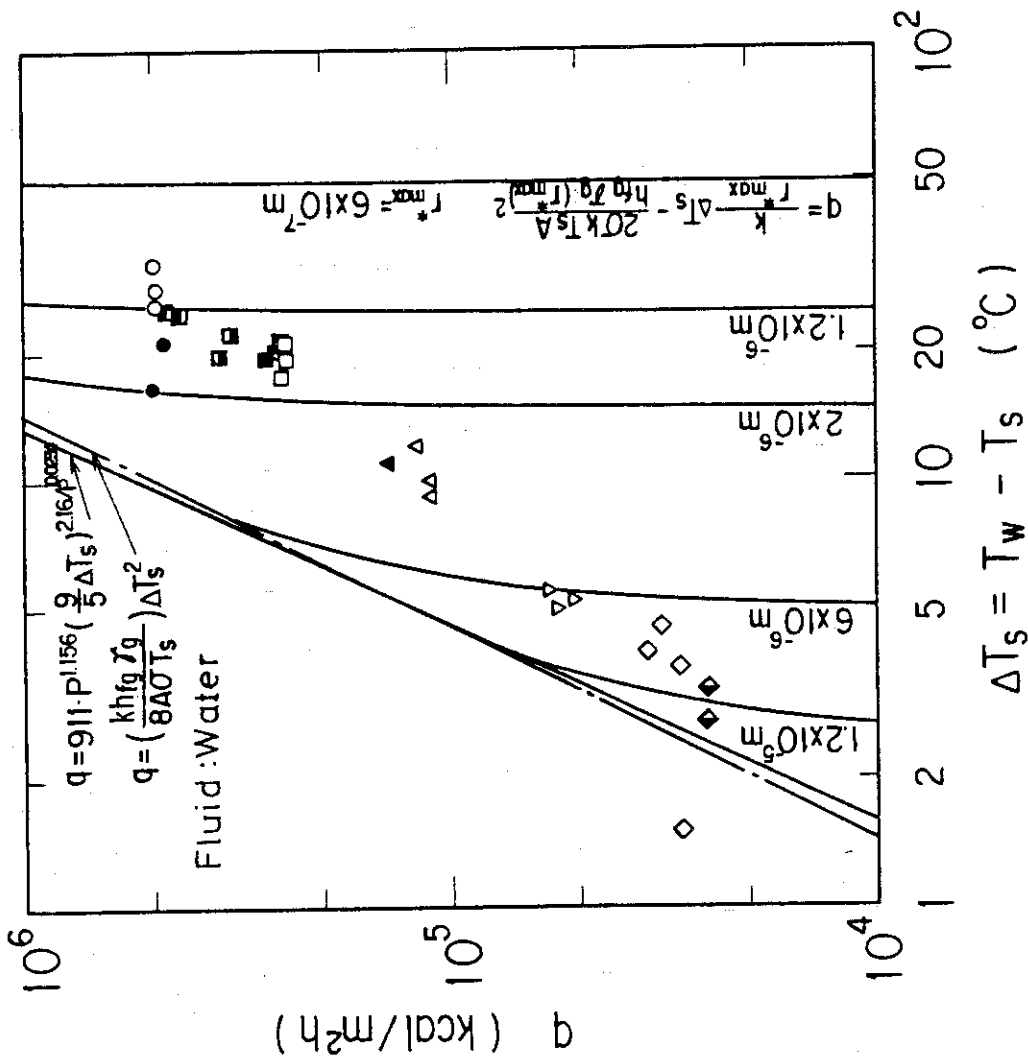


Fig. 3.9 Relationship of heat flux vs. superheat in the transition from single-phase forced convection heat transfer to subcooled nucleate boiling for downflow with one side of channel heated (Dark symbols show nucleate boiling)



Test Conditions

Symbol	Flow Direction	Flow Condition	U (m/s)	Tin (°C)
○	UPFLOW	BOTH	1.48	35
□			0.74	
△			0.30	
▽			0.15	
◇			0.073	
▽	DOWNFLOW	BOTH	0.15	75
●	DOWNFLOW	BOTH	1.48	20~35
■			0.74	
▲			0.30	
□	ONE	ONE	0.74	35
□				55
□				75

Fig. 3.10 Comparison of the condition of ONB between the present experimental results and correlations

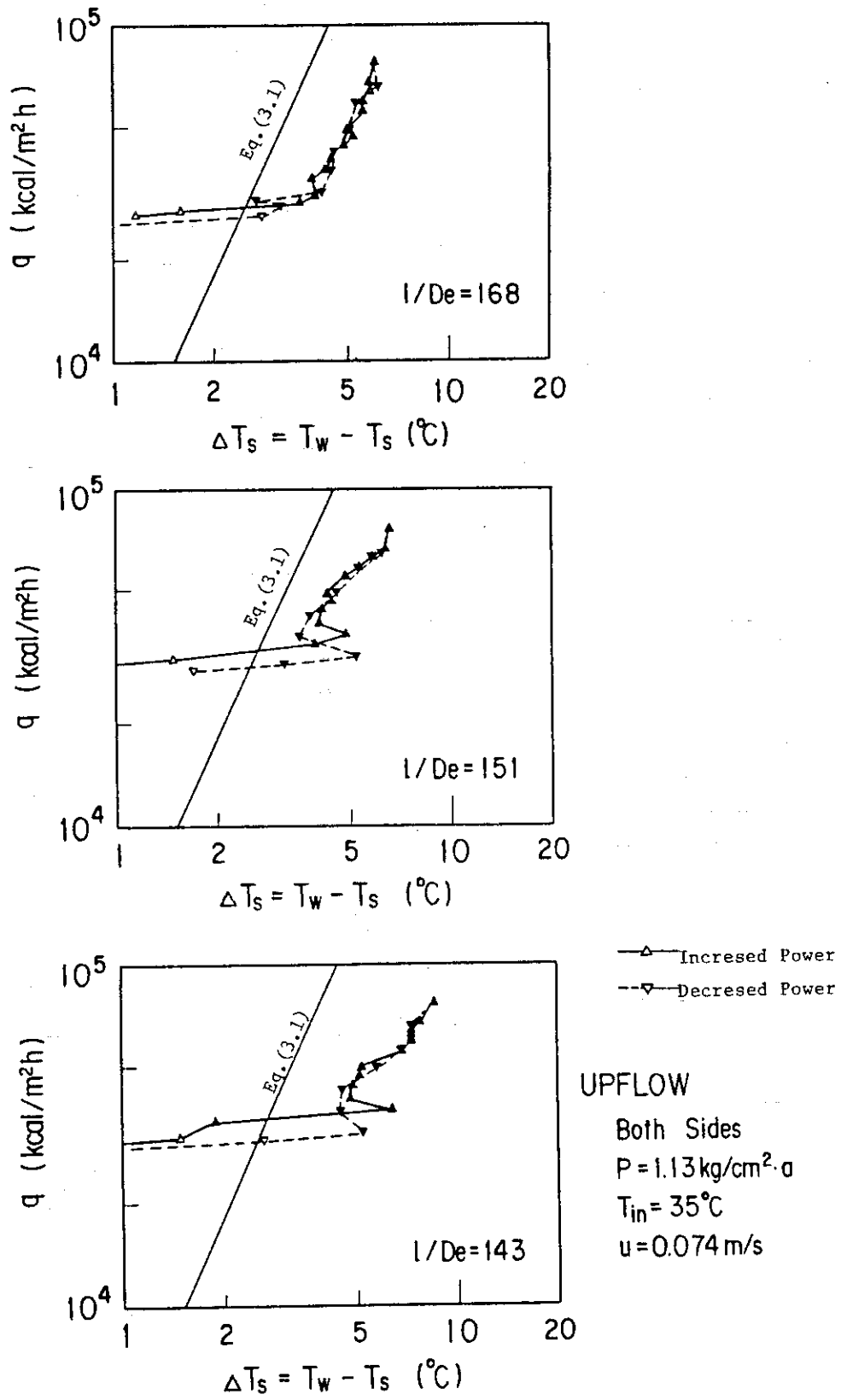


Fig. 3.11 Hysteresis of heat flux vs. superheat for upflow with both sides of channel heated

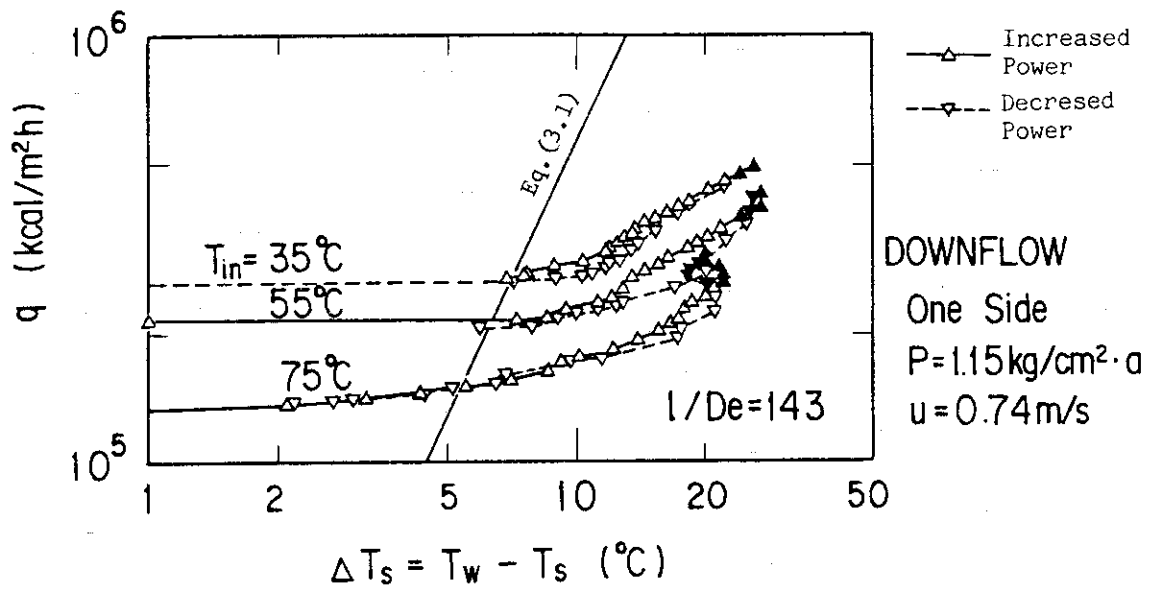
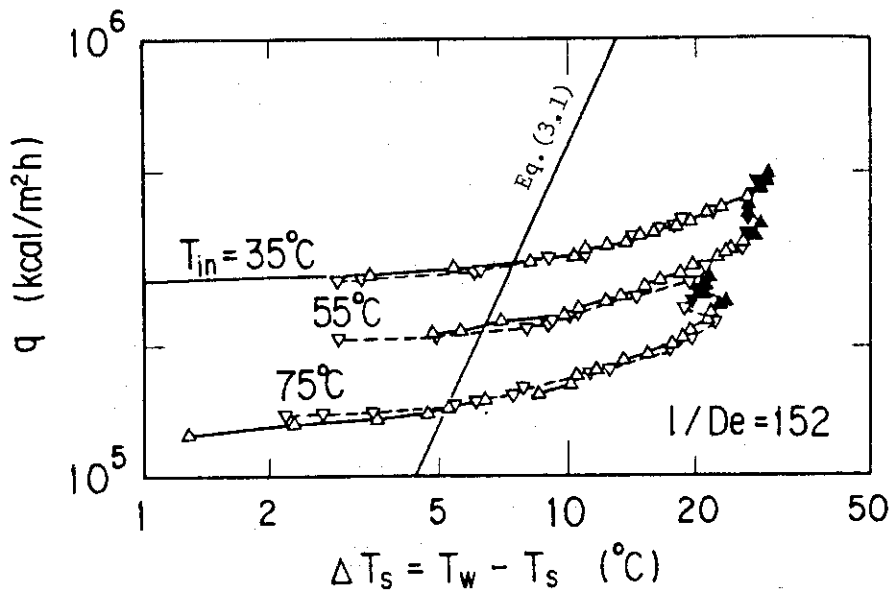


Fig. 3.12 Hysteresis of heat flux vs. superheat for downflow with one side of channel heated

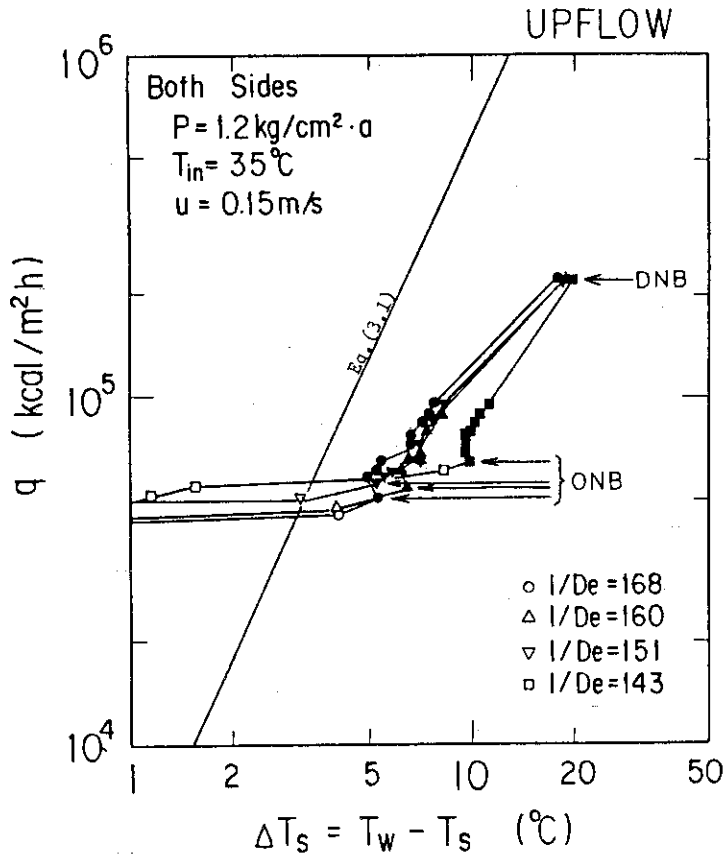


Fig. 3.13 Comparison of heat fluxes between ONB and DNB for upflow with both sides of channel heated

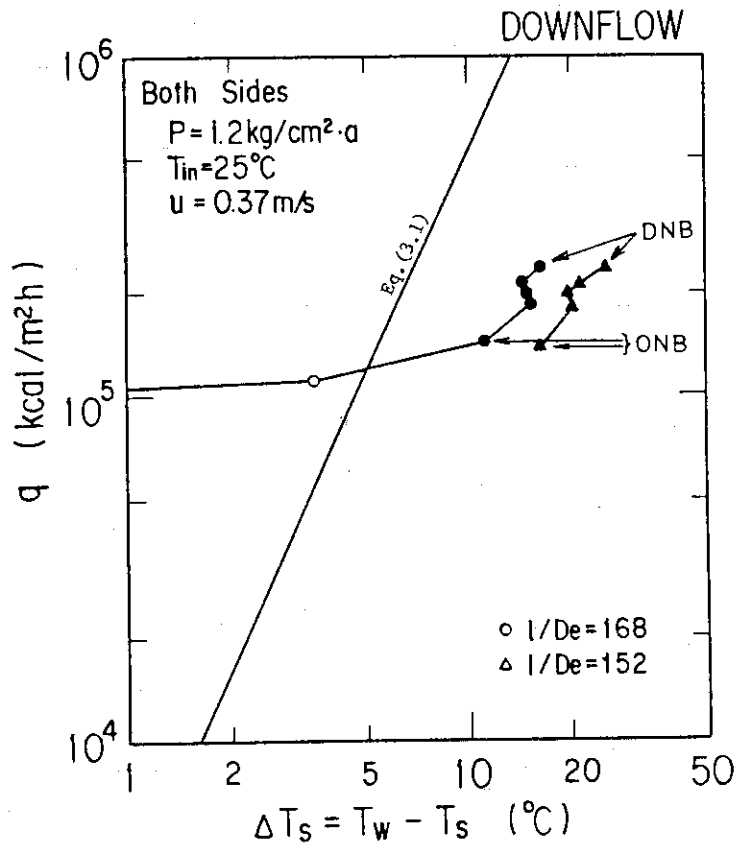


Fig. 3.14 Comparison of heat fluxes between ONB and DNB for downflow with both sides of channel heated



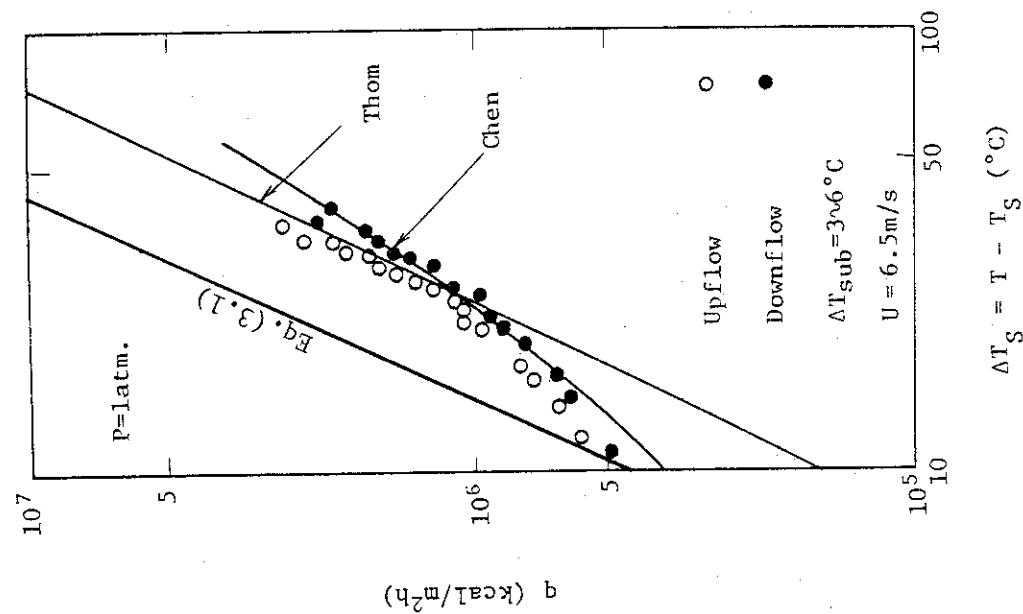
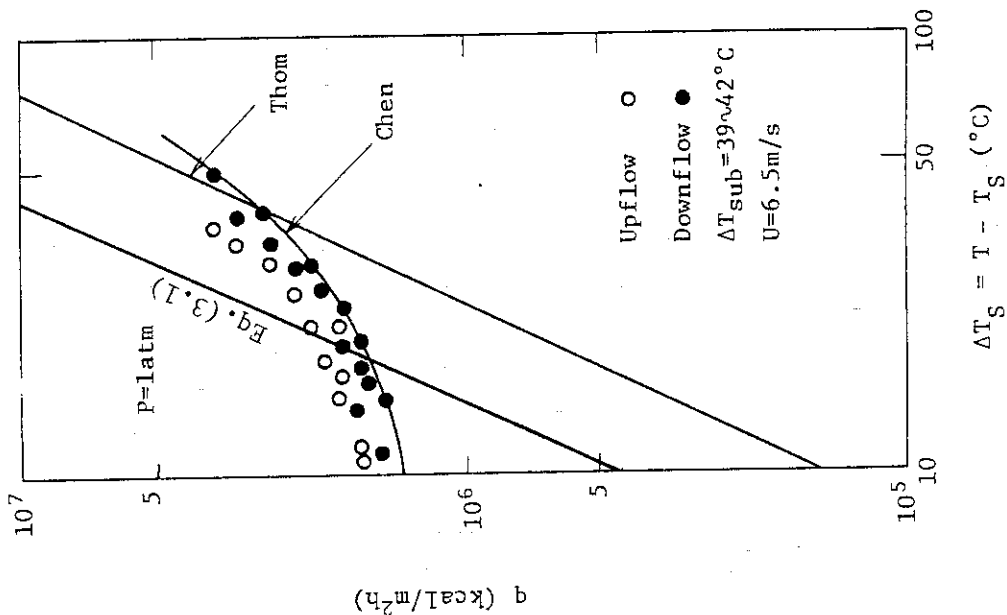


Fig. 3.15 Comparison of heat flux vs. superheat between upflow and downflow with low inlet water subcooling ( Experiment of Yu cel et al )

Fig. 3.16 Comparison of heat flux vs. superheat between upflow and downflow with high inlet water subcooling ( Experiment of Yu cel et al )

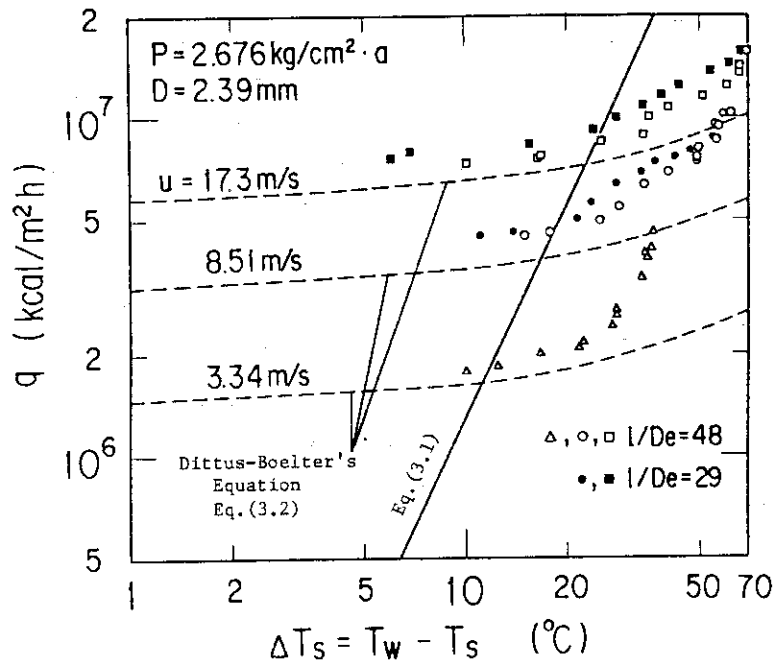


Fig. 3.17 Experimental results of heat flux vs. superheat by Bergles-Rohsenow at low pressure and high velocities

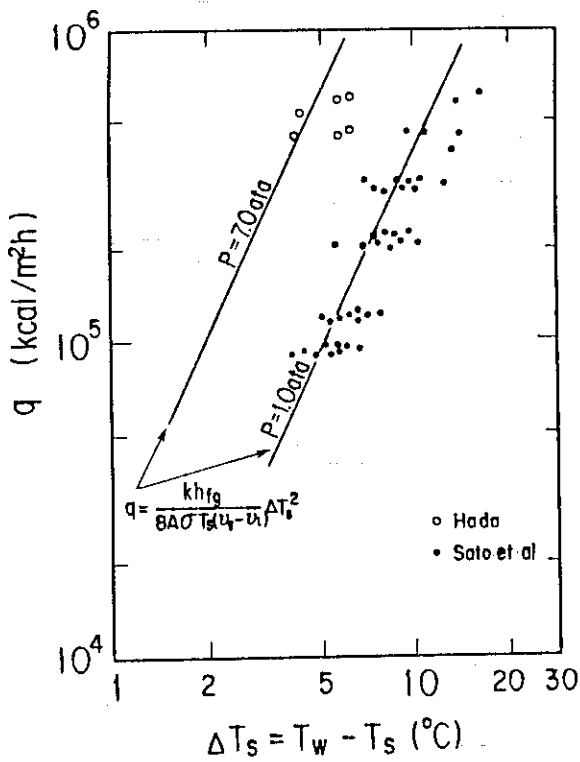


Fig. 3.18 Comparison of the ONB conditions between the experimental results (Sato and Hada) and Hsu's correlation

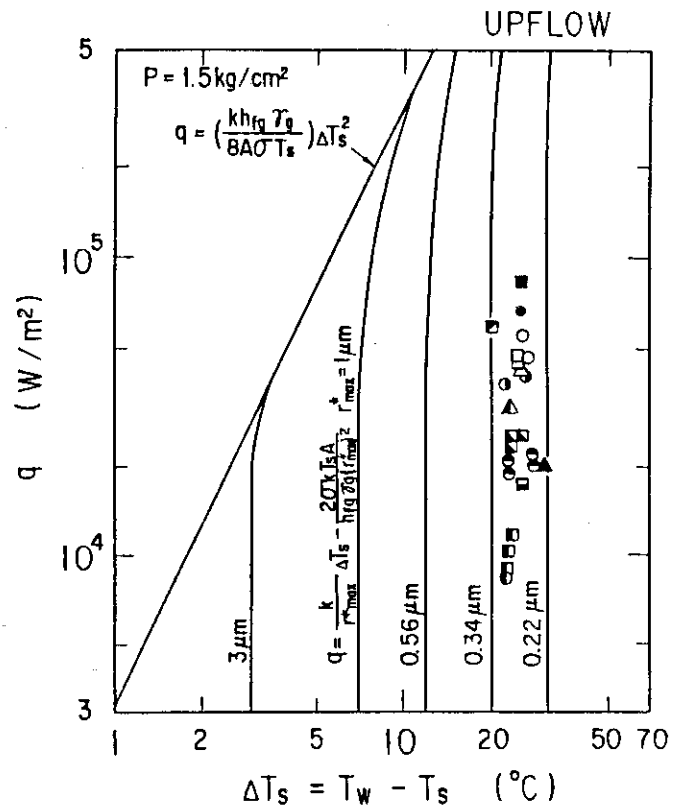


Fig. 3.19 Experimental results of the ONB conditions by Hino et al with R-113

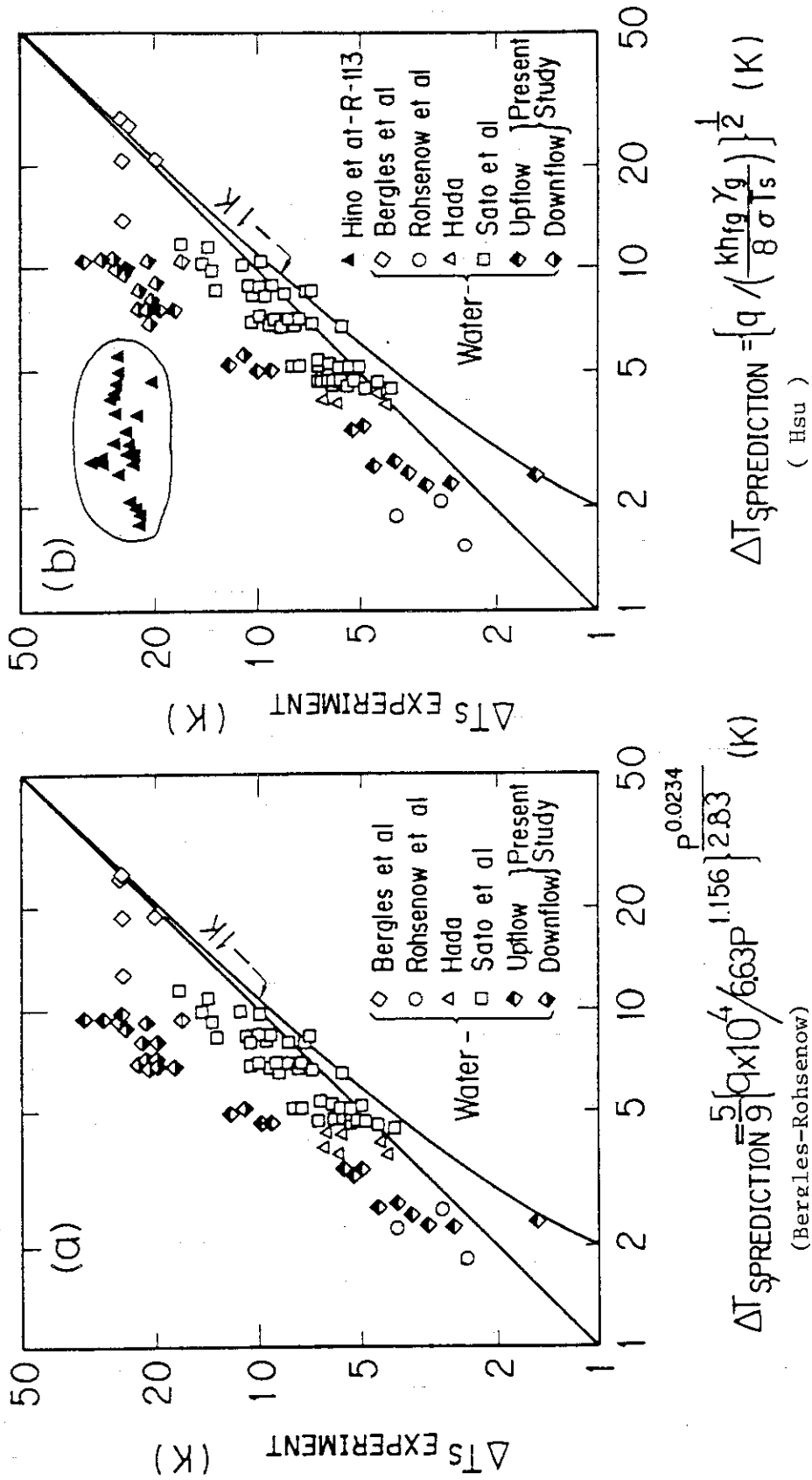


Fig. 3.20 Comparison of ONB superheat between experimental results and predictions of Bergles-Rohsenow and Hsu

## 4. DNB実験の結果と検討

### 4.1 実験結果の整理方法

DNB熱流束実験結果の整理方法を以下に記す。発熱体部の出力算出方法及び熱流束の算出方法は3.1節で述べたとおりである。

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きている。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、本実験では以下に示すもっとも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 $G^*$ を用いて整理を行い、合わせて従来のDNB熱流束実験データもこの無次元数を用いて整理することにより、本実験データと整合性をとり比較・検討した。

$$\text{無次元熱流束 } q^* \equiv \frac{q_{\text{DNB}}}{h_{fg} \sqrt{\lambda r_g g (r_1 - r_g)}}$$

$$\text{無次元質量流量 } G^* \equiv \frac{G}{\sqrt{\lambda r_g g (r_1 - r_g)}}$$

$$\lambda \equiv \sqrt{\sigma / (r_1 - r_g)}$$

ここに、 $q_{\text{DNB}}$	: DNB熱流束	( $\text{kcal}/\text{m}^2\text{s}$ )
$h_{fg}$	: 蒸発潜熱	( $\text{kcal}/\text{kg}$ )
$\lambda$	: 臨界波長	( $\text{m}$ )
$r_g, r_1$	: 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	( $\text{kg}/\text{m}$ )

### 4.2 実験結果

#### (1) 温度応答とDNB

DNBを検知するために熱電対が、発熱体の絶縁体側の表面に取り付けられている。DNBを即時に検知するためには、発熱体の流路側に熱電対を取り付ける必要がある。しかしながら、発熱体の流路側に熱電対を取り付けることが困難であると同時に流れを乱す可能性があるため、発熱体の絶縁体側に取り付けてある。このために発熱体の絶縁体側の表面温度 $T_w$ の発熱体の流路側の表面温度 $T_{wi}$ に対する温度応答が、どの程度であるのかを知っておくことは重要であ

る。なぜならば、温度応答が悪ければ発熱体の絶縁体側で DNB を検知した時に、すでにバーン・アウトしてしまっただけということがおこる可能性があるからである。

発熱体の流路側の表面温度  $T_{wi}$  は、以下の式により、発熱体の熱発生率  $\dot{q}$  (kcal/m<sup>2</sup>h)、発熱体の絶縁体側の表面温度  $T_{wo}$ 、発熱体の厚さ  $s$  (m)、そして発熱体の熱伝導率  $K$  (kcal/mh°C) を用いて算出することができる。

$$T_{wi} = T_{wo} - \frac{\dot{q} \cdot s^2}{2K}$$

ここで、 $\dot{q} = 860 \cdot Q / (2SW\ell)$

$Q$  : 加熱入力 (KW)

$W$  : 発熱体幅 (m)

$\ell$  : 発熱体長さ (m)

今回の実験において  $T_{wo}$  と  $T_{wi}$  の最大の違いは、最大加熱入力 24 kw 時における約 13°C である。一方、 $T_{wo}$  の  $T_{wi}$  に対する温度応答の特定数は、概略的に  $s^2/a$  から求めることができる。ここで、 $a$  は発熱体の温度拡散係数 (温度伝導率) である。このことから、 $T_{wo}$  の  $T_{wi}$  に対する温度応答の時定数は、概算で約 0.2 秒となる。

以上より、 $T_{wi}$  と  $T_{wo}$  の温度差はあまり大きくなく、また温度応答の時定数も充分小さいことがわかった。よって DNB は、発熱体の絶縁体側に取り付けられた熱電対によって正確に検知できる。

Fig. 4.2.1 (a), (b) に発熱体の絶縁体側に取り付けた熱電対によって測定した上昇流及び下向流の DNB 直前及び DNB 時の発熱体の絶縁体側表面温度  $T_{wo}$  を示す。上昇流、下向流とも DNB 直前の温度は、ある振幅をもって変動しており、その後 DNB がおこっている。振幅は上昇流で約 5°C、下向流で約 20°C となっている。この違いについては、(2) 実験結果の中で述べる。

## (2) 実験結果

Table 4.2.1 に、本実験のうちの DNB 実験における実験条件を示す。従来の実験では、流量零を含む低流量域における実験データが少ないので、本実験では、(1) この領域における DNB 熱流束を得る。(2) 上昇流と下向流とでの DNB 熱流束の違いを明確にする。(3) 流路の加熱長さの違いが、DNB 熱流束におよぼす影響を知る。また、(4) これまでに矩形流路での実験は行われているが、データの数が少ない、かつ JRR-3 のサブチャンネルの形状と異なることなどを考慮して実験条件を設定した。

Table 4.2.1 Test conditions for DNB heat flux

(1) Flow Direction	: Upflow, Downtlow
(2) Heat Input (KW)	: 1 ~ 24
(3) Flow Rate (ℓ/min)	: 0 ~ 6
(4) Heated Length (m)	: 0.375, 0.75
(5) Inlet Coolant Temperature (°C)	: 19 ~ 80
(6) Pressure (kg/cm <sup>2</sup> abs)	: 1.0 ~ 1.2

Fig. 4.2.2 及び Fig. 4.2.3 に本実験の DNB 熱流束実験結果を示す。Fig. 4.2.2 は、両面加熱で加熱長 750mm の上昇流及び下向流のデータである。Fig. 4.2.3 は、両面加熱で加熱長 375 mm の上昇流及び下向流のデータである。

Fig. 4.2.2 及び Fig. 4.2.3 から実験を行った流量範囲  $0 \sim 6 \text{ l/min}$  ( $0 \sim 0.72 \text{ m/s}$ ) 内で同一流量では、上昇流に比べ下向流の方が DNB 熱流束が低いことがわかる。また、下向流では、テストセクション入口でのサブクール度  $\Delta T_{\text{Sub,in}}$  の違いにより DNB 熱流束が大きく異なることもわかる。そこで、サブクール度  $\Delta T_{\text{Sub,in}}$  の影響をみるために、Fig. 4.2.4, Fig. 4.2.5 に横軸にサブクール度  $\Delta T_{\text{Sub,in}}$ 、縦軸に DNB 熱流束をとり、流速をパラメータにとったものを示す。Fig. 4.2.4 は、下向流のデータ、Fig. 4.2.5 は、上昇流のデータをます。本実験での流量範囲では、これらの図からわかるように下向流の場合、入口サブクール度が DNB 熱流束に大きく影響していることがわかる。つまり、下向流では入口サブクール度  $\Delta T_{\text{Sub,in}}$  が大きくなる程、DNB 熱流束が高くなっている。しかし、上昇流での DNB 熱流束は、入口サブクール度  $\Delta T_{\text{Sub,in}}$  にあまり影響しない。

ここで、本実験の実験結果を従来行われてきた実験の実験結果と比較するために、先に述べた無次元数、無次元熱流束  $q^*$  及び無次元質量流量  $G^*$  を用いて整理した結果を Fig. 4.2.6 及び Fig. 4.2.7 に示す。Fig. 4.2.6 は上昇流、Fig. 4.2.7 は下向流の実験結果である。これらの図から、当然のことであるが、上昇流、下向流とも DNB 熱流束は流量の低下と共に低下していることがわかる。上昇流と下向流との DNB 熱流束は、同一流量で比較した場合下向流の方が低くなっている。下向流では、入口サブクール度  $\Delta T_{\text{Sub,in}}$  の影響が大きい。加熱長 750 mm と 375 mm では、加熱長 375 mm の時の DNB 熱流束が高くなっていることがわかる。

低流量域において上昇流に比べ下向流の DNB 熱流束がなぜ低くなっているのか、また下向流における DNB 発生する仕組みを明らかにするため、下向流の実験時における流路内の観察結果を以下に記す。

流路入口での水温が飽和温度より低い場合の下向流では（サブクール状態、本実験における流路入口温度はすべて飽和温度以下である。）、加熱入力を増していくと流路内の流れは単相流からサブクール状態の二相流となる。この時、蒸気の気泡は発熱体の表面で発生し、水の流れに伴って下方に流れていく、さらに加熱入力を増していくと並行流と対向流が交互におこるようになる。並行流の場合、当然のことであるが水と流路内で発生した蒸気の気泡は、流路内を下向きに流れる。対向流の場合、蒸気の気泡は上向きに流れ、水は下向きに流れる。しかし、対向流が発生した初期の頃は、蒸気の気泡は発熱体の上端に到達する前に消えてしまうか上方に行く途中で止まってしまう。ここでさらに加熱入力を増すと、並行流と蒸気の気泡が発熱体の上端まで連続的に到達する対向流とが交互におこり、ついに DNB に至る。

一方、上昇流の場合には、並行流と対向流が交互におこるということはなく、常に上向きの並行流である。それゆえに、下向流における DNB の発生には、並行流と発熱体の上端まで到達する気泡を伴った対向流とが交互におこることが密接に関係していると考えられる。したがって、低流量域での下向流では、すでに述べたように下向きの流れを妨げる気泡の上向きの流れを伴った対向流がおこることによって、上昇流に比べ DNB 熱流束が低くなっているものと考えられる。Fig. 4.2.1(a), (b) に示した上昇流及び下向流での DNB 直前の発熱体の温度変動の振幅の違いは、上述の理由によると考えられる。

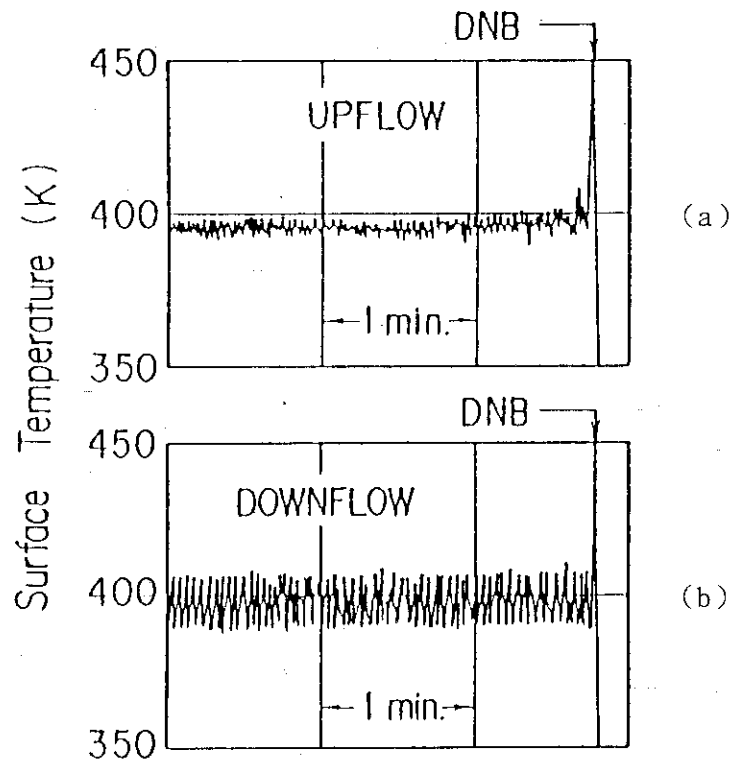


Fig. 4.2.1 Comparison of surface temperature response just before DNB occurrence between upflow and downflow

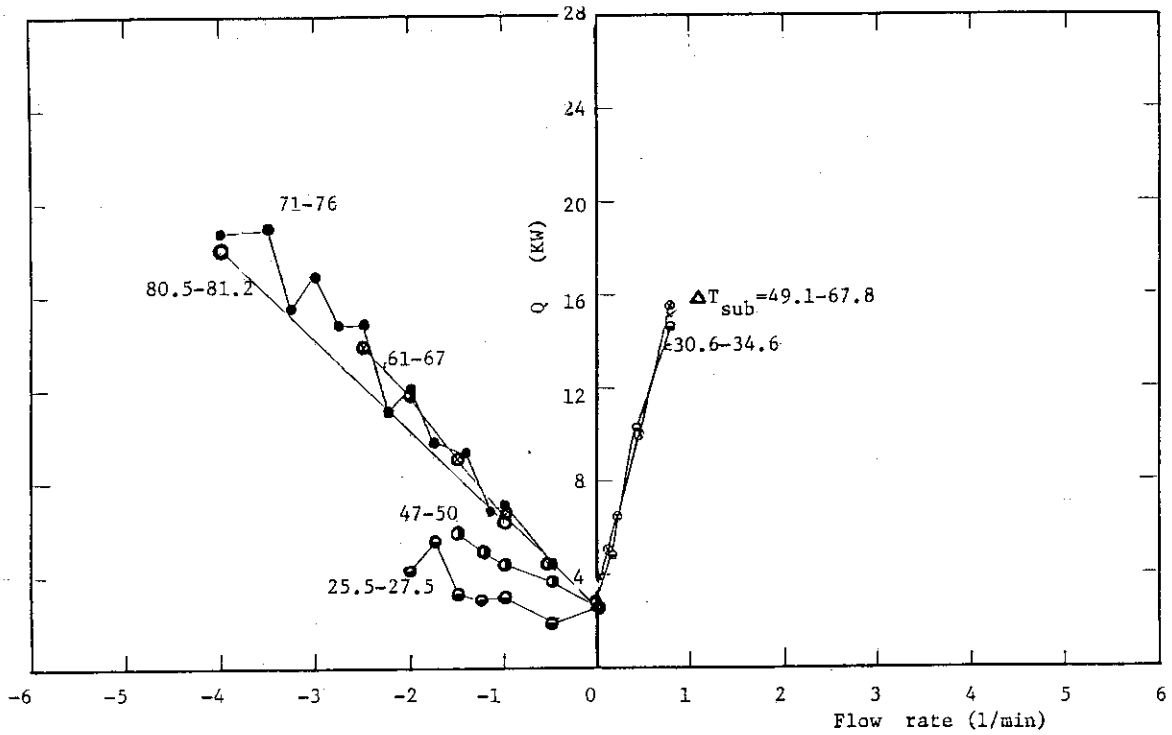


Fig. 4.2.2 Comparison of DNB heat flux between upflow and downflow for 0.75 m long rectangular channel

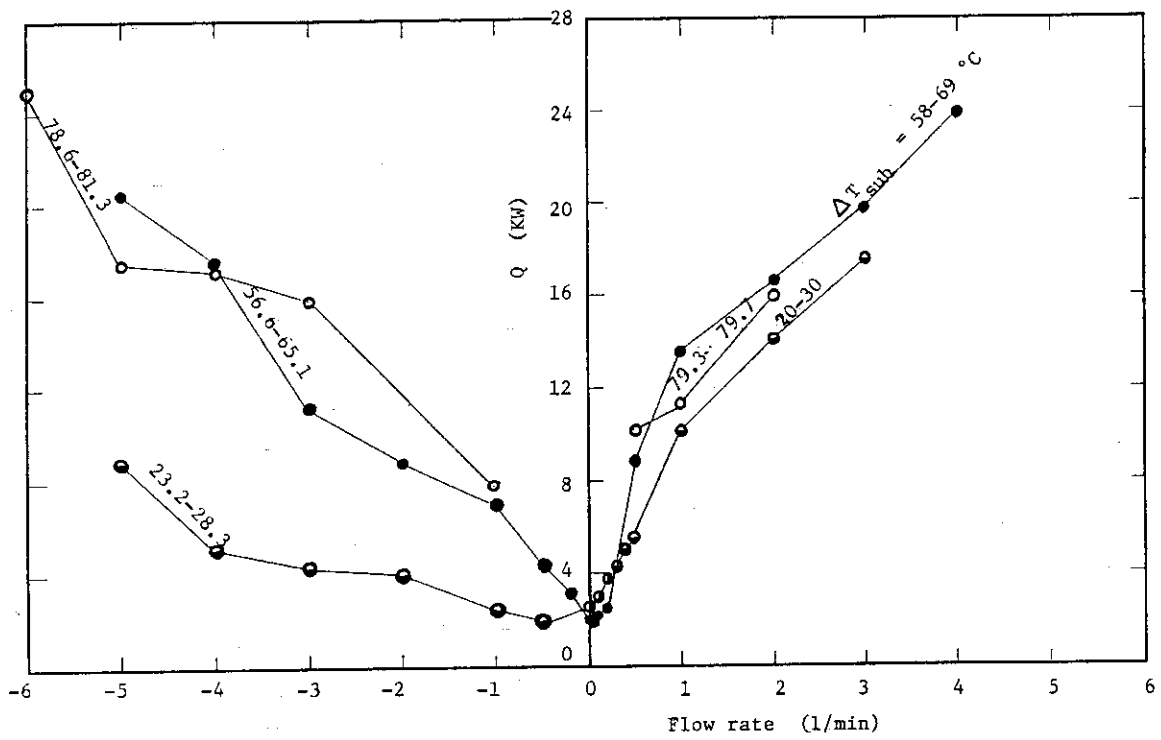


Fig. 4.2.3 Comparison of DNB heat flux between upflow and downflow for 0.375 m long rectangular channel



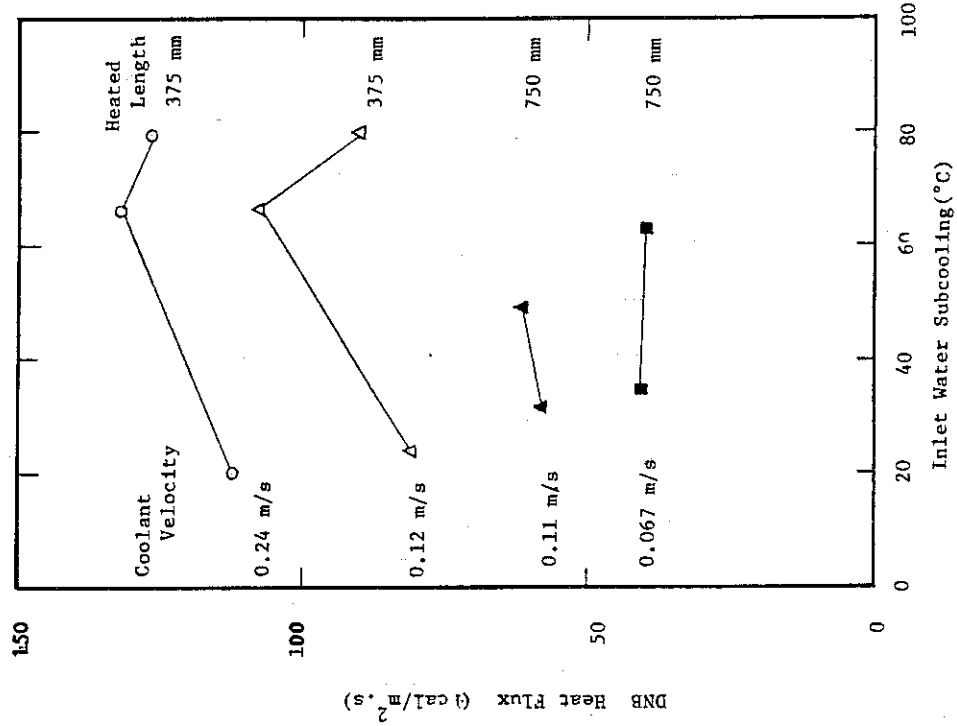


Fig. 4.2.5 Effect of inlet water subcooling on DNB heat flux for upflow

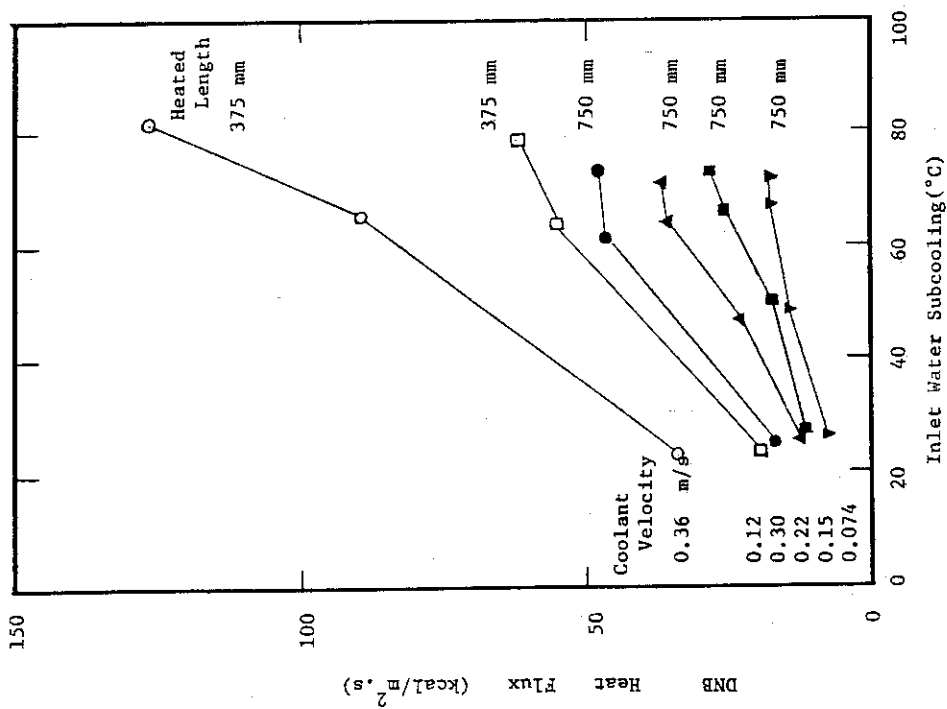


Fig. 4.2.4 Effect of inlet water subcooling on DNB heat flux for downflow

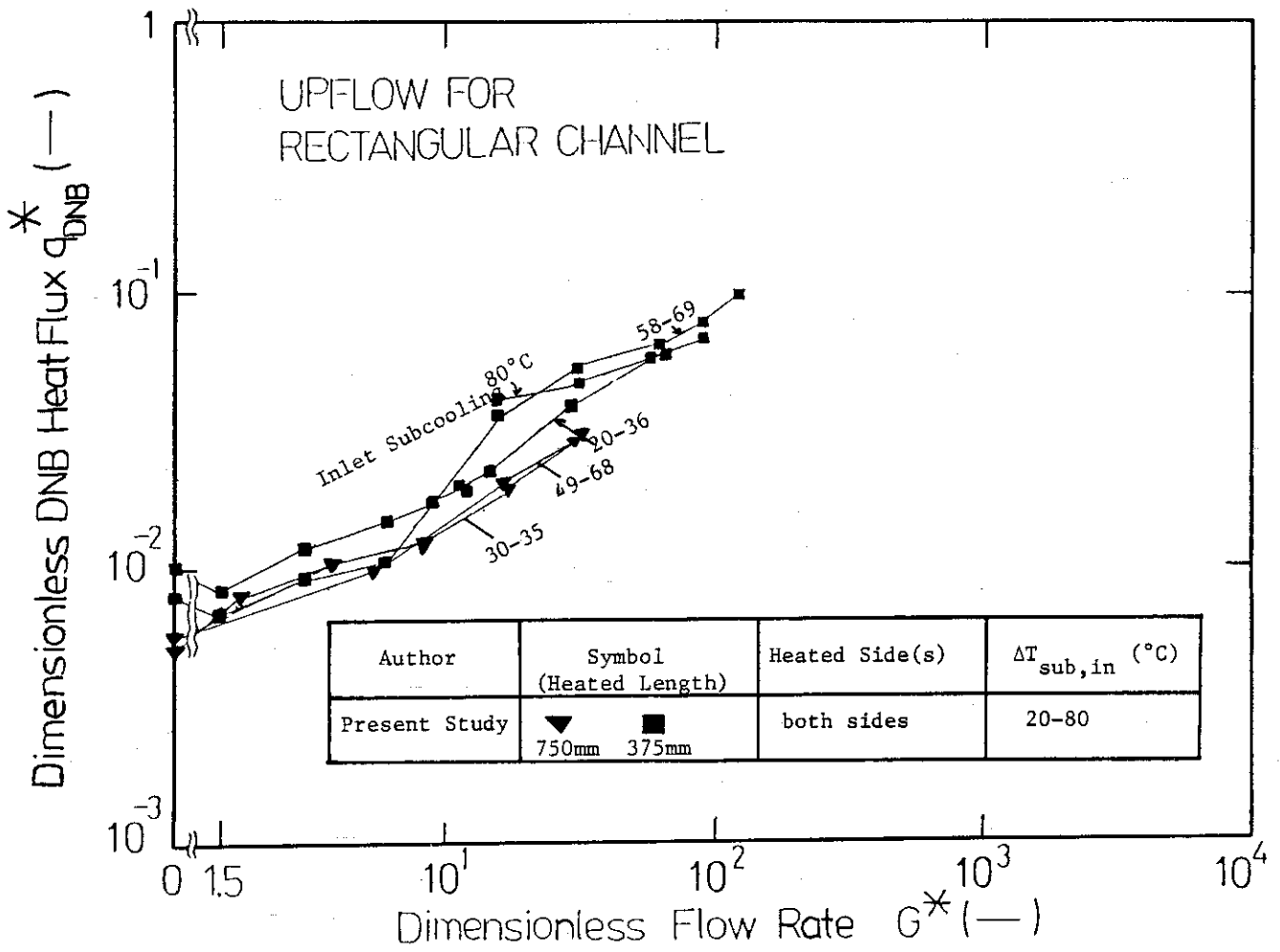


Fig. 4.2.6 Dimensionless DNB heat flux vs. dimensionless flow rate for rectangular channel with upflow

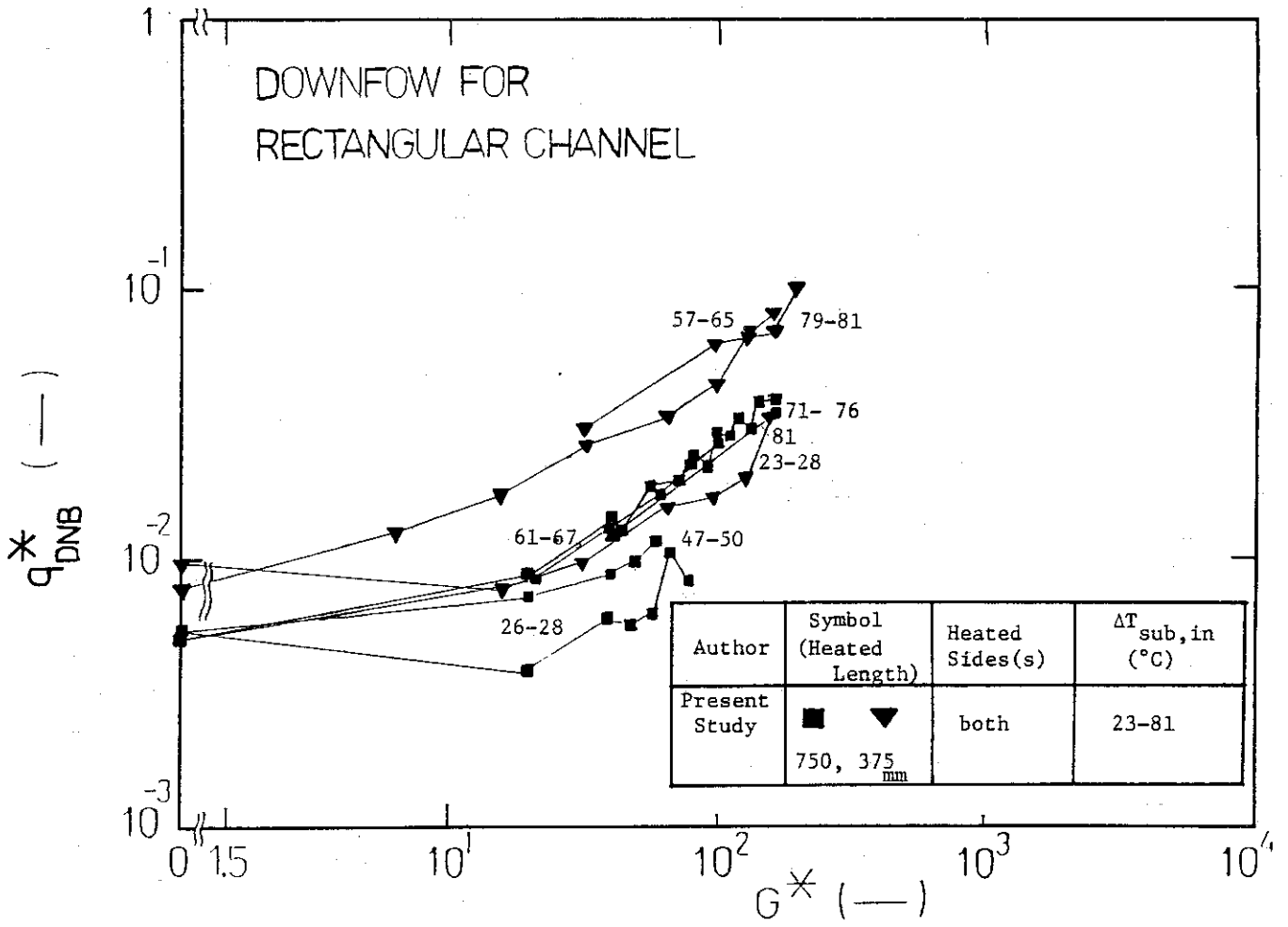


Fig. 4.2.7 Dimensionless DNB heat flux vs. dimensionless flow rate for rectangular channel with downflow

### 4.3 従来の実験結果の検討

JRR-3 改造炉の熱水力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 熱流束実験の実験結果の検討を行った。実験結果の検討に当たっては以下の点に留意した。

- ① JRR-3 改造炉の標準型燃料要素内の基本的流路(サブチャンネル)は、矩形断面流路でかつ等価水力直径  $De = 4 \sim 5 \text{ mm}$ 、流路長  $L = 750 \text{ mm}$  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 改造炉の基本的流路と類似のもので JRR-3 改造炉の解析に適用しうる流路を検討の対象とした。
- ② JRR-3 改造炉の定格出力 20 MW の通常運転時では、ホットチャンネルの流速が下向流で約  $6 \text{ m/s}$  である。冷却材流量喪失事故では、この流速が低下し流束零を経過した後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  $6 \text{ m/s}$  以上から  $0 \text{ m/s}$ 、上昇流の対象流速を  $0 \text{ m/s}$  から約  $0.5 \text{ m/s}$  までを、それぞれ含む実験を検討対象とした。
- ③ JRR-3 改造炉の DNB 熱流束評価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 ( $1 \sim 2 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ ) での実験を検討対象とした。
- 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して検討した。
- 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。

Table 4.3.1 に本実験及び検討対象とし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、質量流量、入口流体温度条件、流路形状、流路長、流路長径比  $L/De$  ( $L$ : 流路長、 $De$ : 等価水力直径)、流れの向き、文献番号が示してある。

以下に、Table 4.3.1 に掲げた実験のうち本実験を除く実験の内容、実験結果及び重要な実験的知見を記す。

#### (1) 実験内容

Table 4.3.1 に掲げた本実験を除く従来の実験は、JRR-3 改造炉の熱水力解析条件を包含すべく検討した実験であって、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 :  $1 \sim 1.76 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$
- ② 入口サブクーリング :  $3 \sim 91^\circ\text{C}$
- ③ 質量流速範囲 :  $0 \sim 6250 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ④ 流路形状 : 矩形及び環状流路
- ⑤ 流路長  $L$  :  $0.152 \sim 0.48 \text{ m}$
- ⑥ 流路長径比  $L/De$  :  $5.5 \sim 54$

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

照している。

#### A. Rogers et al の実験<sup>(9)</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 :  $20 \sim 80^\circ\text{C}$  (入口サブクーリング:  $91 \sim 31^\circ\text{C}$ )
- ・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  $De$  : 8.9 mm
- ・試験流路の加熱長  $L$  : 0.48 m
- ・試験流路の長径比  $L/De$  : 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>(10)</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 :  $58 \sim 97^\circ\text{C}$  (入口サブクーリング:  $42 \sim 3^\circ\text{C}$ )
- ・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  $De$  : 7.62 mm
- ・試験流路の加熱長  $L$  : 0.305 m
- ・試験流路の長径比  $L/De$  : 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>(11)</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 :  $0.66 \sim 2.8 \text{ m/s}$
- ・入口水温 :  $69 \sim 112^\circ \text{C}$  (入口サブクーリング :  $46 \sim 3^\circ \text{C}$ )
- ・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  $De$  :  $19.1 \text{ mm}$
- ・試験流路の加熱長  $L$  :  $0.152 \text{ m}$
- ・試験流路の長径比  $L/De$  :  $8.0$

D. 三島等の実験<sup>(12)</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  $2.4 \text{ mm}$  で JRR-3 改造炉のサブチャンネル流路のギャップ  $2.28 \text{ mm}$  に非常に近い矩形断面流路であること、及び流路  $0 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$  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 :  $30 \sim 85^\circ \text{C}$  (入口サブクーリング :  $70 \sim 15^\circ \text{C}$ )
- ・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  $De$  :  $4.53 \text{ mm}$
- ・試験流路の加熱長  $L$  :  $0.35 \text{ m}$
- ・試験流路の長径比  $L/De$  :  $77.3$

なお、加熱部は矩形断面の長手方向の長さ  $30 \text{ mm}$  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>(13)</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>(14)</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℃

#### G. Papell の実験<sup>(15)</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

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℃
- ・試験流路の形状: 垂直円形流路

- 試験流路径  $D$  : 12.8mm
- 試験流路長  $L$  : 0.305m
- 試験流路の長径比  $L/D$  : 24

## (2) 実験結果

## A. Rogers et al の実験

Fig. 4.3.1 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  $G$  ( $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ ) を、縦軸に DNB 熱流束  $q$  ( $\text{W}/\text{cm}^2$ ) 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  $600 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  から  $60 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  まで低下すると、DNB 熱流束は  $190 \text{ W}/\text{m}^2$  から  $30 \text{ W}/\text{m}^2$  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  $150 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  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  $150 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  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 &amp; Kakac の実験

Fig. 4.3.2 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 ( $\text{MW}/\text{m}^2$ ) を各々とり、流量をパラメータにとっている。流量は  $6250 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  と  $1250 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  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  $1250 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$ 、 $6250 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  は流速約  $1.3 \text{ m}/\text{s}$  及び  $6.5 \text{ m}/\text{s}$  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  $1250 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  と  $6250 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$  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 Fig. 4.3.3 に示す。同図では、流量が  $637$  ( $0.47 \times 10^6$ ),  $1356$  ( $1 \times 10^6$ ),  $1966$  ( $1.45 \times 10^6$ ),  $2712$  ( $2 \times 10^6$ )  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$  ( $\text{lb}/\text{hft}^2$ ) 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 ( $10^6 \text{ Btu}/\text{h} \cdot \text{ft}^2$ ) 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，本実験結果で見ると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

Fig. 4.3.4～4.3.5に三島等の実験結果を示す。本実験はギャップが2.4mmの矩形断面流路での実験である。Fig. 4.3.4は，入口水温が30℃で矩形流路の片面加熱と両面加熱の場合について，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 ( $\text{MW}/\text{m}^2$ ) を横軸に流量 ( $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ ) 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)  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$  から+300 (上昇流)  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$  の範囲で流量零を含む低流量範囲が特徴である。Fig. 4.3.4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。

Fig. 4.3.5に流量範囲-300  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$  ～75  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$  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，85～86，52～65，31～38℃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 (0～75  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$  の間，流速にして0～7.8  $\text{cm}/\text{s}$ ) 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。

Fig. 4.3.6に流量範囲-610  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$  ～+350  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$  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 83～87, 59～65, 29～33°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 83～87°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

Fig. 4.3.7～4.3.9 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。

Fig. 4.3.7 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 psia ( $7 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ )、入口サブクーリング  $16^\circ\text{R}$  ( $9 \text{ K}$ )、(b)は圧力が 150 psia ( $11 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ )、入口サブクーリング  $21^\circ\text{R}$  ( $12 \text{ K}$ )、(c)は圧力が 200 psia ( $14 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ )、入口サブクーリング  $25^\circ\text{R}$  ( $14 \text{ K}$ ) 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 流束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。

Fig. 4.3.8 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、Cummo et al の実験である。系圧力 10.5, 14.5, 17.5 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。

Fig. 4.3.9 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 流速の絶対値が約  $1.25 \text{ m/s}$  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、熱速の絶対値がこの約 1.25 m/s 以上でも、流速が低下すると DNB 熱流束は上昇流、下向流共に低下する。

- ② 流速が  $-0.3 \text{ m/s}$  (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  $T_{in} = 83 \sim 87 \text{ }^\circ\text{C}$  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  $-0.1 \text{ m/s}$  (下向流) で極小値をとっている。甲藤<sup>(17),(18)</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。そこで、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 Fig. 4.3.10 に示す。

同図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場合があることである。

(4) 無次元数  $q^*$ 、 $G^*$  を用いた従来の実験結果の整理

既述の 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、以上に述べた従来 of DNB 熱流束データを再整理した結果を Fig. 4.3.11 ~ 4.3.17 に示す。

Fig. 4.3.11 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>(23)</sup>は、Mirshak, Durant and Towell の実験に基づいた実験式で比較的低压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 kg/cm<sup>2</sup> abs、水の平均流速約 0.5 ~ 3.8 m/s、サブクール度 6.1 ~ 7.4 °C で JRR-3 改造炉を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  $V$  (ft/s)、冷却水のサブクール度  $\Delta T_{sub}$  (°F) の数であって、DNB 熱流束  $q_{DNB}$  (Btu/ft<sup>2</sup> · h) は以下の式で表わされる。

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

一方、Kutateladze の DNB 熱流束評価式<sup>(24)</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。

$$q^* = 0.14$$

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がプール沸騰での 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。

Fig. 4.3.12 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良好に表現されているが、Mirshak の式で  $\Delta T_{sub} = 0$  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近づいているが、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。

Fig. 4.3.13 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 Fig. 4.3.12 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 式の傾向と良好一致を示している。しかし、詳細を見ると、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、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とおり、保守的な評価となっていない。

Fig. 4.3.14 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、Fig. 4.3.11 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、同様の傾向を示している。

又、上昇流だけに関して言えば Fig. 4.3.11 ~ 4.3.14 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。

Fig. 4.3.15 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。Fig. 4.3.12 ~ 4.3.13 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とした。

Fig. 4.3.16 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。

Fig. 4.3.17 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、 $G^* \approx 40$  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ほぼ同様の傾向を示している。


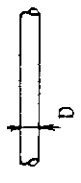

Table 4.3.1 Test conditions of present study and available existing experiments

(1) Water

AUTHOR	PRESSURE (kg/cm <sup>2</sup> abs)	MASS FLUX (kg/m <sup>2</sup> s)	INLET CONDITION	CROSS SECTION OF TEST CHANNEL	CONFIGURATION OF TEST SECTION	$L/De$	FLOW DIRECTION	REFERENCE
PRESENT STUDY	1.0 ~ 1.2	0 ~ 600	$T_{in} = 19 \sim 80^{\circ}C$	RECTANGULAR		170, 85	DOWNFLOW & UPFLOW	
ROGERS et al.	1.6	60 ~ 1,200	$\Delta T_{sub} = 243 \sim 93^{\circ}C$	ANNULAR		54	UPFLOW	(9)
YUCEL et al.	1.0	1,250 ~ 6,250	$T_{in} = 58 \sim 97^{\circ}C$	RECTANGULAR		42	DOWNFLOW & UPFLOW	(10)
KIRBY et al.	1.8	637 ~ 2,700	$\Delta T_{sub} = 3 \sim 32^{\circ}C$	ANNULAR		8	DOWNFLOW & UPFLOW	(11)
MISHIMA	1.0	0 ~ 600	$T_{in} = 29 \sim 87^{\circ}C$	RECTANGULAR		77	UPFLOW & DOWNFLOW	(12)
	1.0	0 ~ 1,130	$T_{in} = 30, 60^{\circ}C$	CIRCULAR		57	UPFLOW & DOWNFLOW	(21)
LOWDERMILK	1.0	65 ~ 12,700	$T_{in} = 25^{\circ}C$	CIRCULAR		100	UPFLOW	(22)

Table 4.3.1 Test conditions of present study and available existing experiments (continued)

(II) Fluid other than water

AUTHOR	FLUID	PRESSURE	MASS FLUX	INLET CONDITION	CONFIGURATION OF TEST SECTION	LENGTH OF TEST SECTION	L/D	FLOW DIRECTION	REFERENCE NO
Cumo et al	FREON-12	0.75~1.75 bar	100~1000 kg/m <sup>2</sup> s	$X_{in} = -0.4 \sim +0.2$	VERTICAL, TUBE 	1.5~2m	192 256	UPFLOW & DOWNFLOW	(13)
Hasan et al	ISO-PROPANOL METHANOL	$\gamma_l/\gamma_g = 321 \sim 615$	$U = 0 \sim 2.6$ m/s	$\Delta T_{sub} = 0^\circ C$	HORIZONTAL, ROD 	-	-	UPFLOW & DOWNFLOW	(14)
Papell	LN <sub>2</sub>	3.4~10.2 bar	$U = 0.23 \sim 3.51$ m/s	$\Delta T_{sub} = 0^\circ C$	VERTICAL, TUBE 	0.305m	24	UPFLOW & DOWNFLOW	(15) (16)

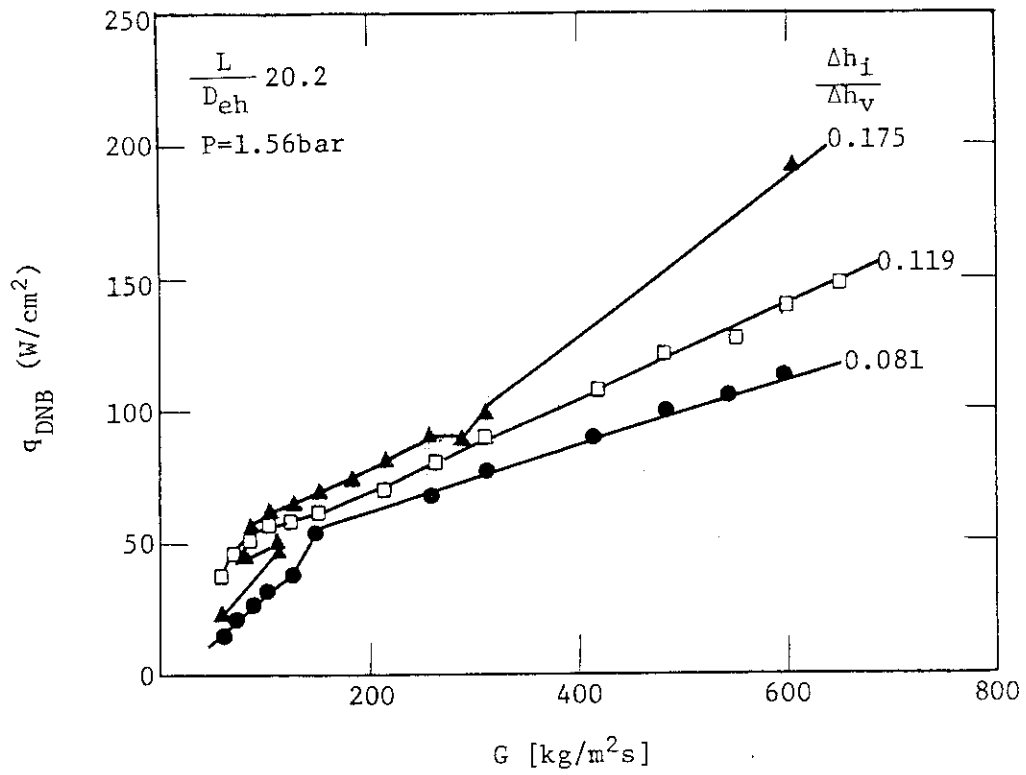


Fig. 4.3.1 Experimental results of DNB heat flux by Rogers et al<sup>(9)</sup>

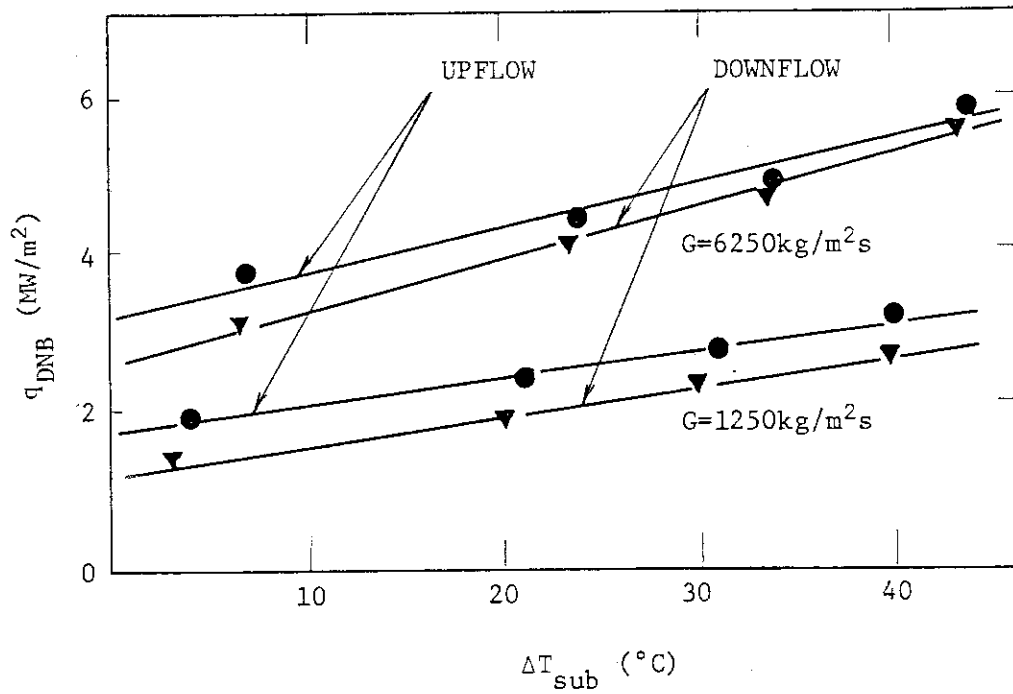


Fig. 4.3.2 Experimental results of DNB heat flux by Yucel et al<sup>(10)</sup>



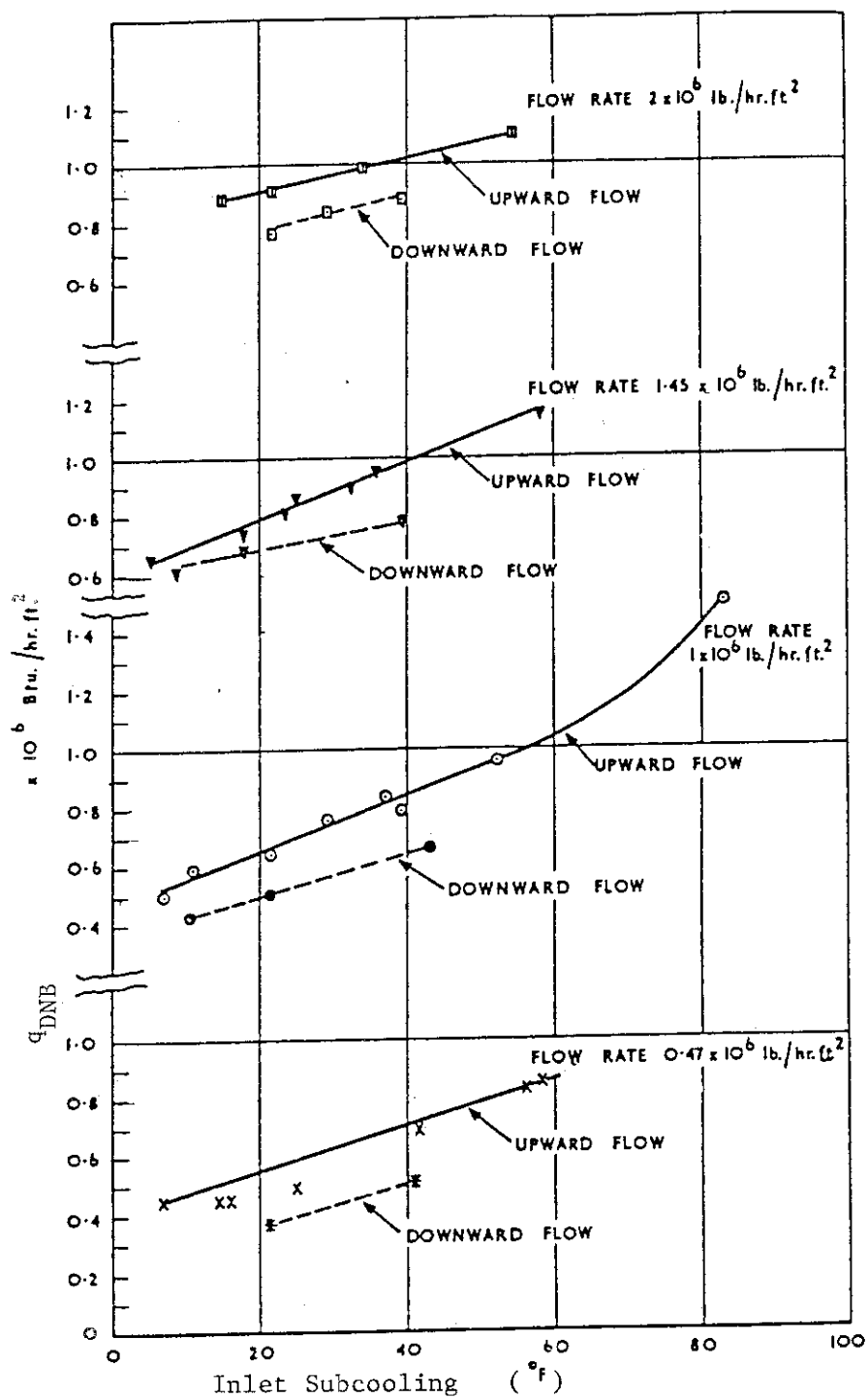


Fig. 4.3.3 Experimental results of DNB heat flux by Kirby et al<sup>(11)</sup>

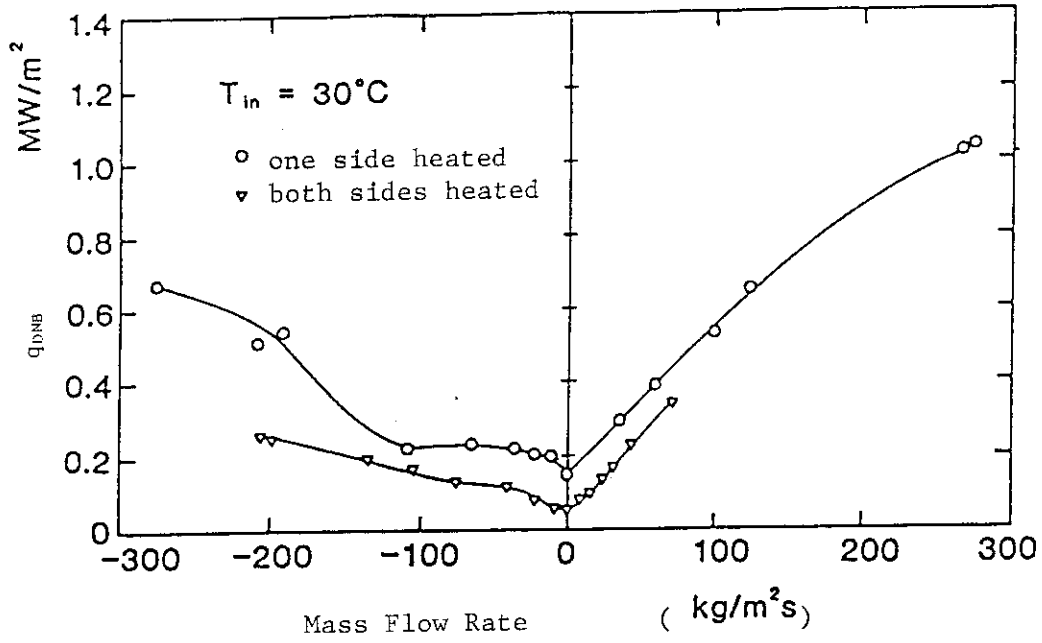


Fig. 4.3.4 Experimental results of DNB heat flux by Mishima et al<sup>(12)</sup>

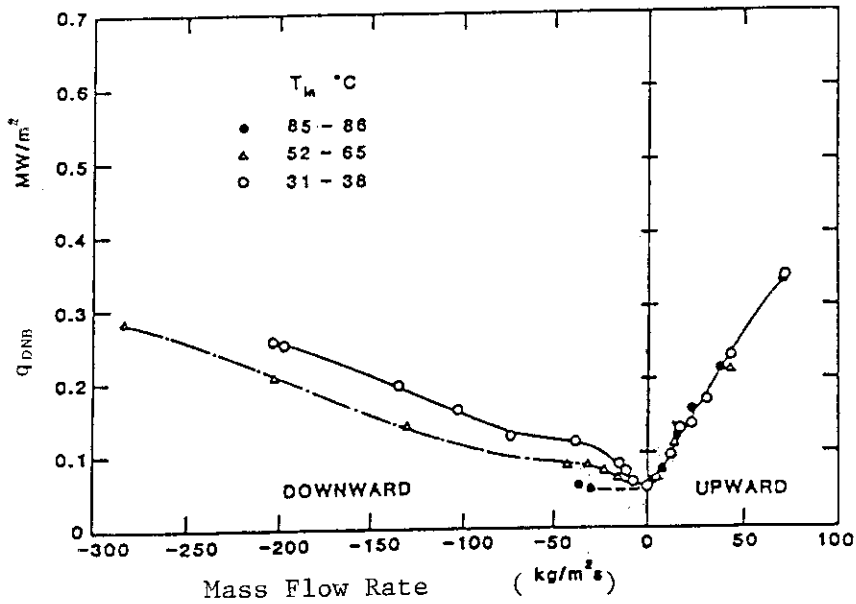


Fig. 4.3.5 Effect of inlet water temperature on DNB heat flux for a rectangular channel with both sides of channel heated (Experiments by Mishima et al<sup>(12)</sup>)

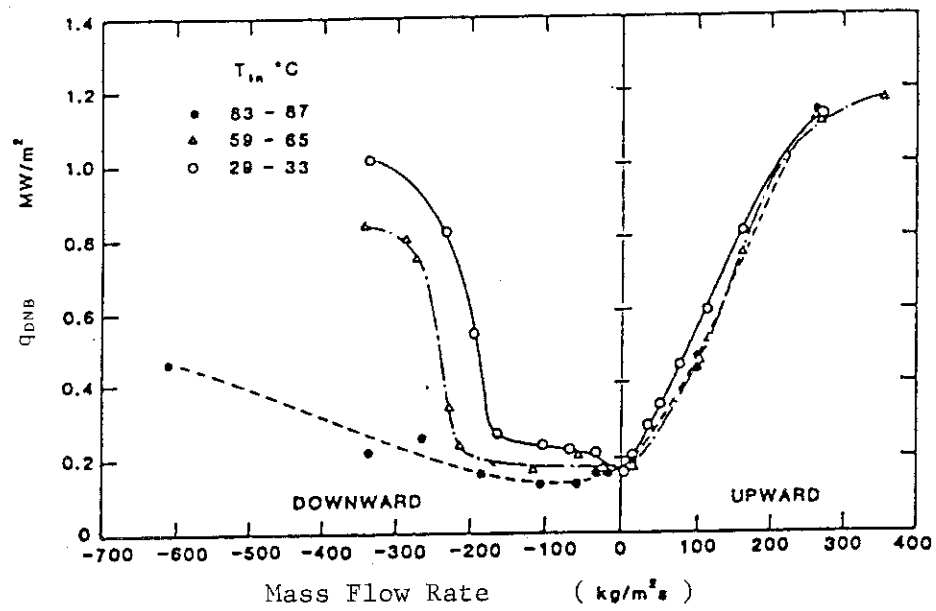


Fig. 4.3.6 Effect of inlet water temperature on DNB heat flux for a rectangular channel with one side of channel heated<sup>(12)</sup>

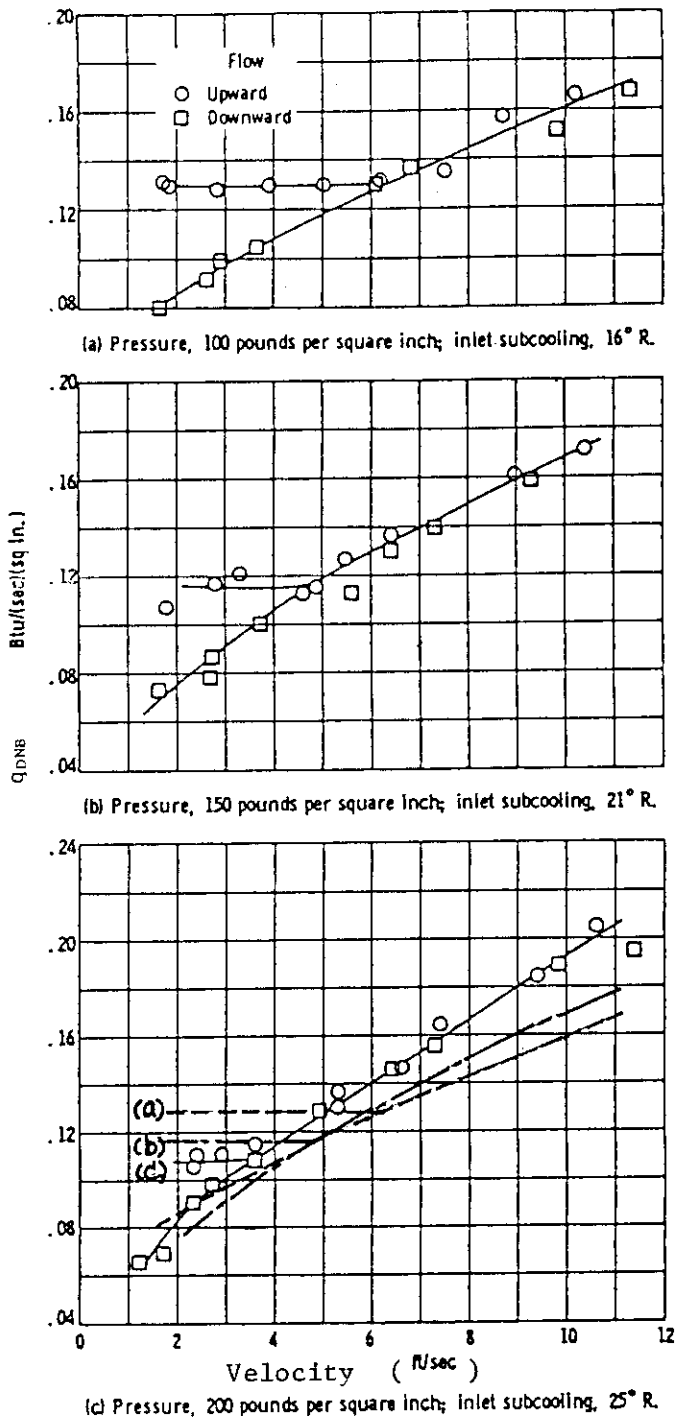


Fig. 4.3.7 Experimental results of DNB heat flux with LN<sub>2</sub> by Papell et al.<sup>(15)</sup>

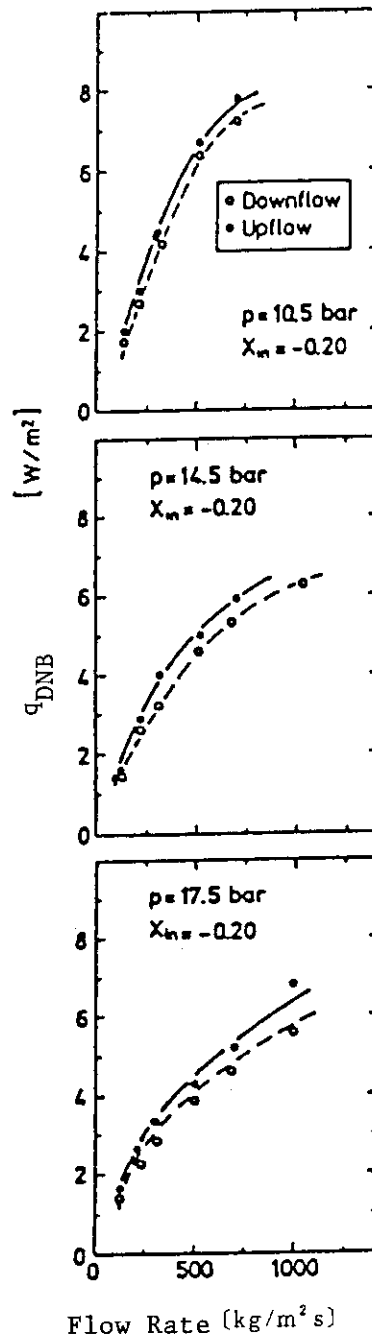


Fig. 4.3.8 Experimental results of DNB heat flux with R-12 Cumo et al.<sup>(13)</sup>

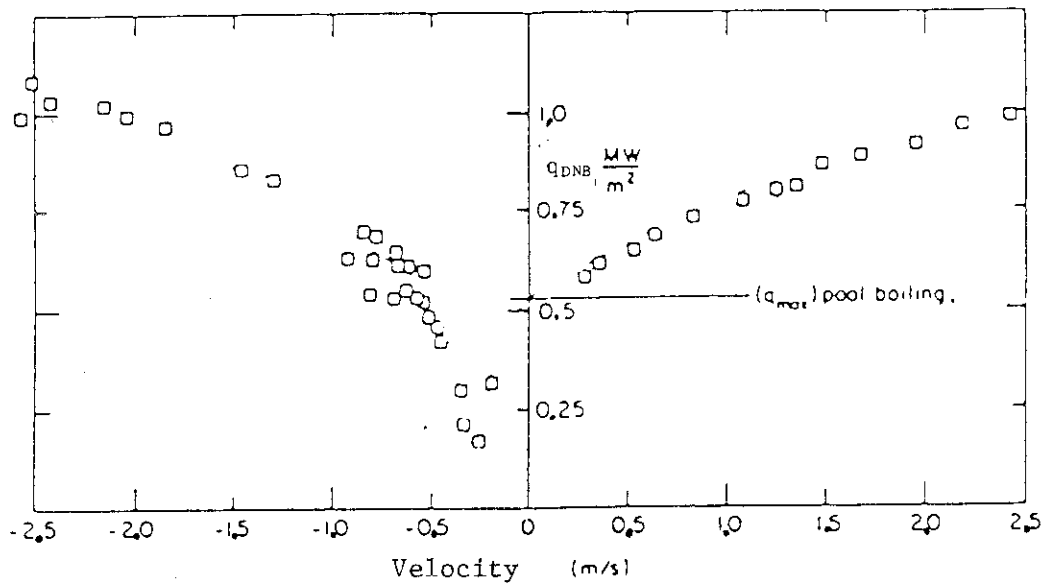


Fig. 4.3.9 Experimental results of DNB heat flux by Hasan et al<sup>(14)</sup>

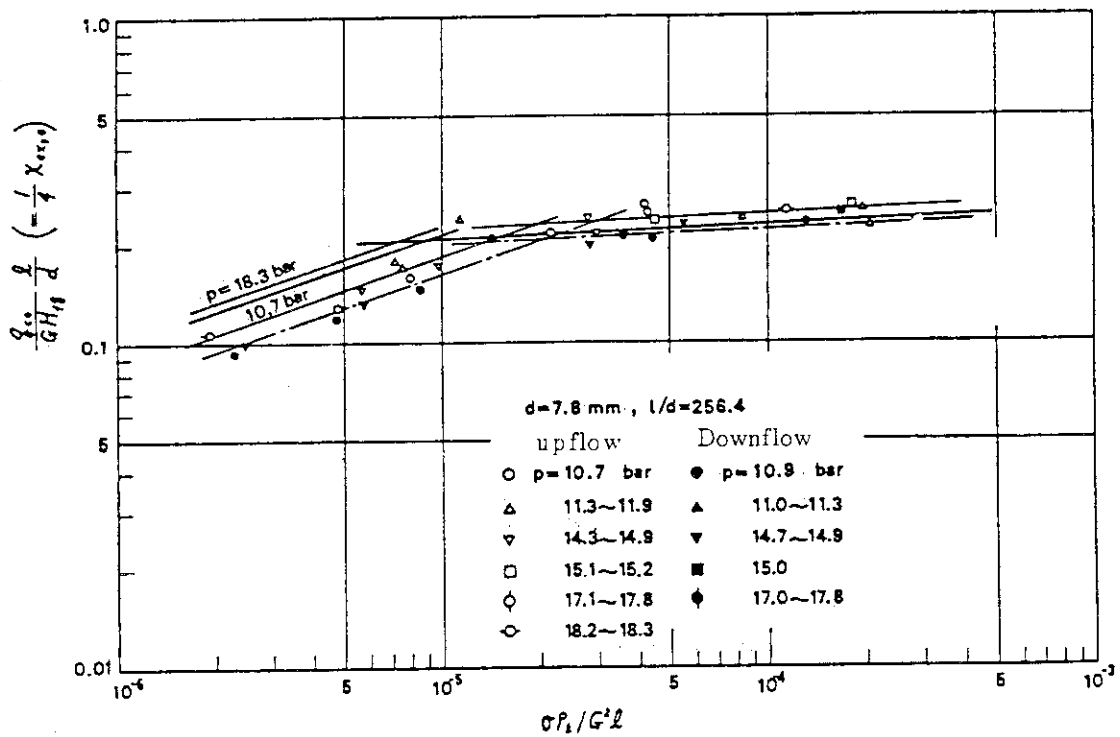


Fig. 4.3.10 Relationship between dimensionless parameters on DNB heat flux introduced by Katto for R-12

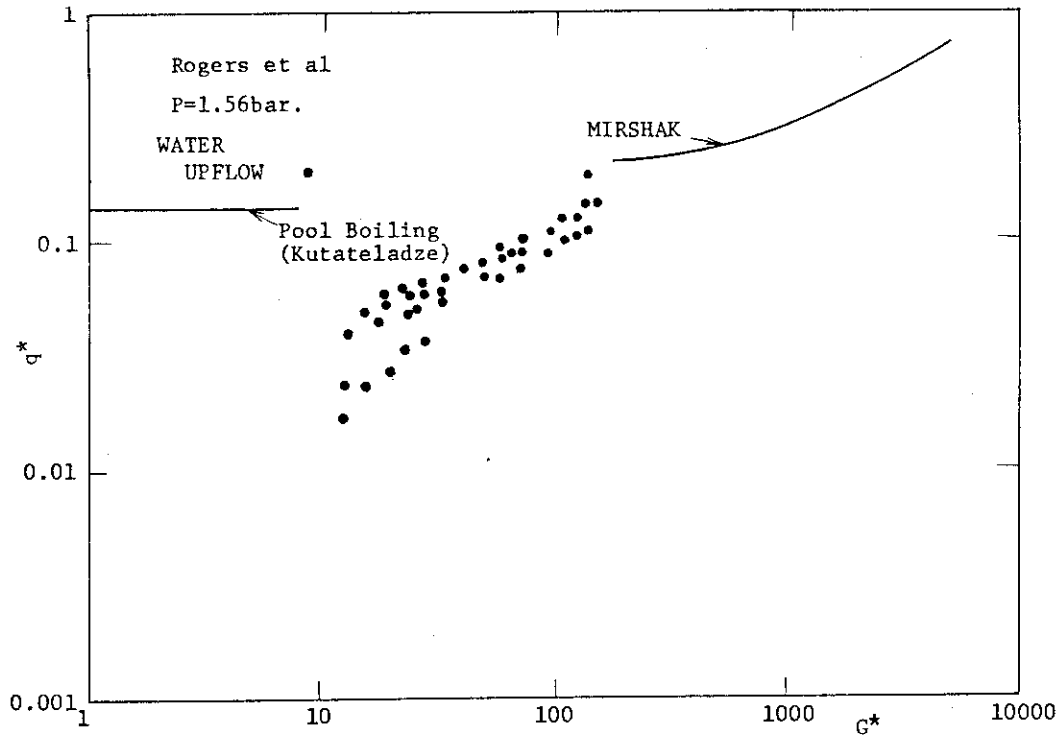


Fig. 4.3.11 Comparison of DNB heat flux between the data of Rogers et al and the Mirshak correlation for upflow, based on the dimensionless parameters  $q^*$  and  $G^*$

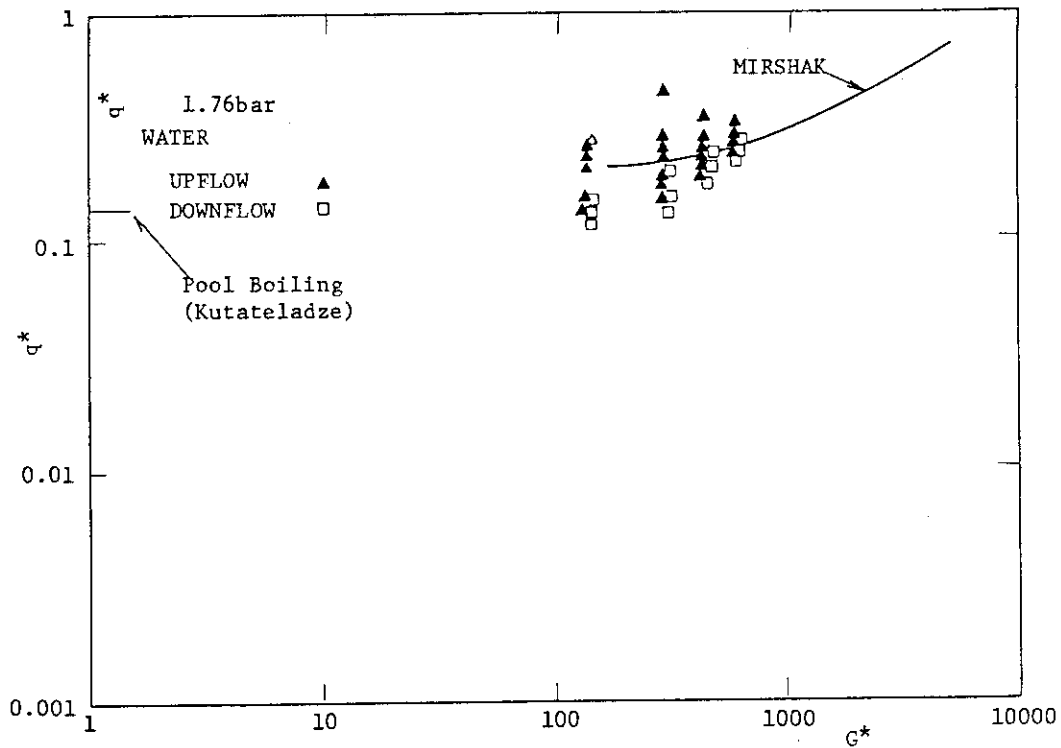


Fig. 4.3.12 Comparison of DNB heat flux between the data of Kirby et al and the Mirshak correlation for upflow and downflow, based on the dimensionless parameters  $q^*$  and  $G^*$

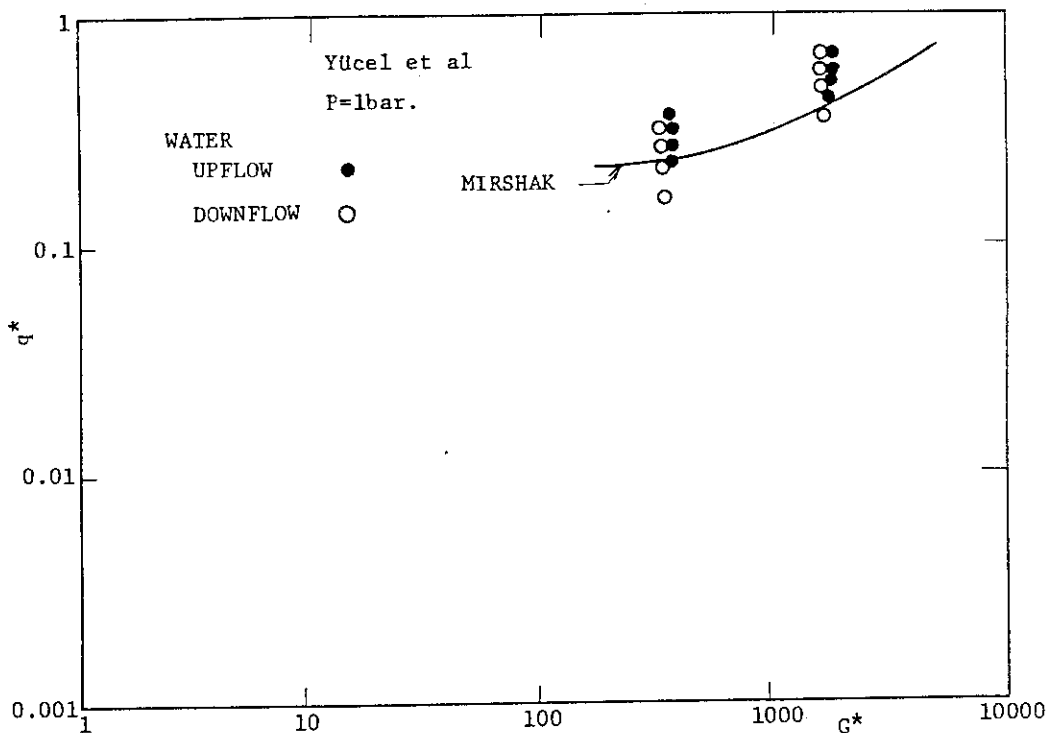


Fig. 4.3.13 Comparison of DNB heat flux between the data of Yücel et al and the Mirshak correlation for upflow and downflow, based on the dimensionless parameters  $q^*$  and  $G^*$

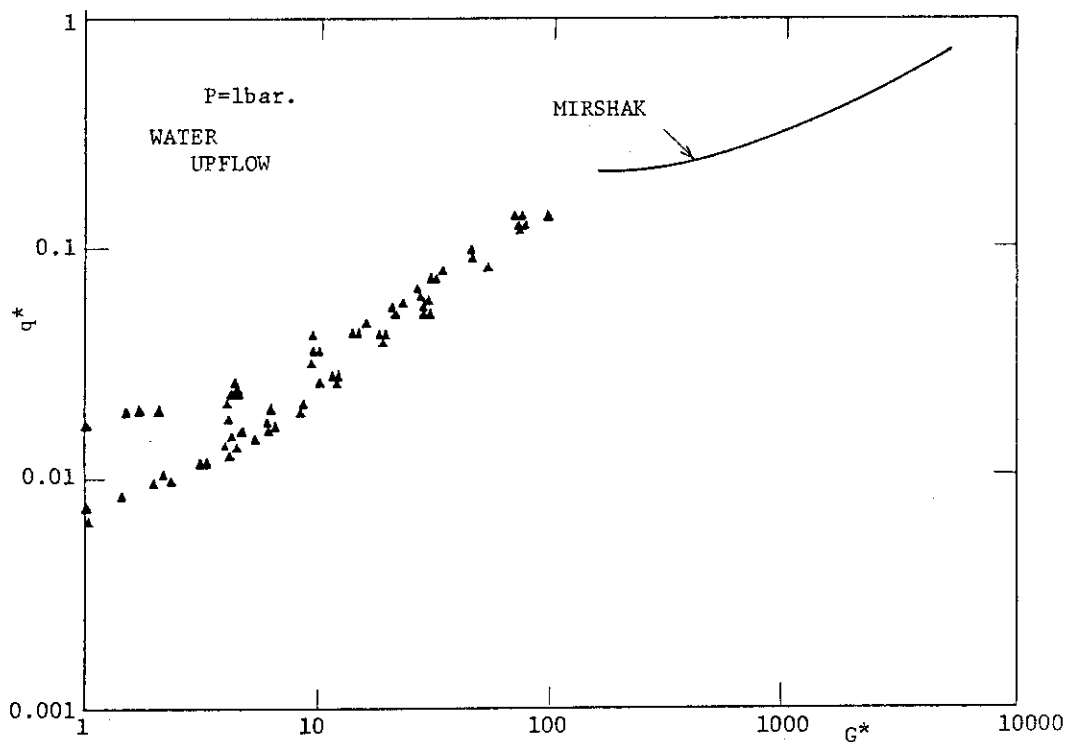


Fig. 4.3.14 Comparison of DNB heat flux between the data of Mishima et al and the Mirshak correlation for upflow, based on the dimensionless parameters  $Q^*$  and  $G^*$

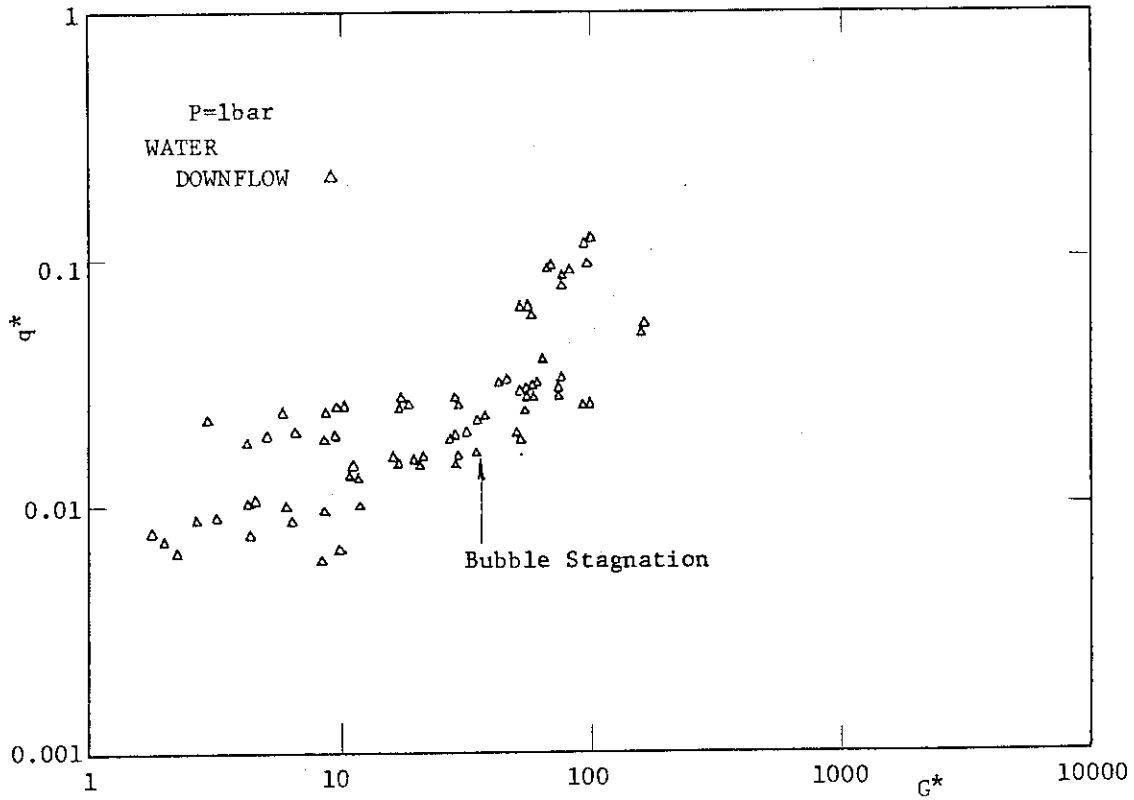


Fig. 4.3.15 Relationship of  $Q^*$  vs  $G^*$  for experimental results of DNB heat flux obtained by Mishima et al

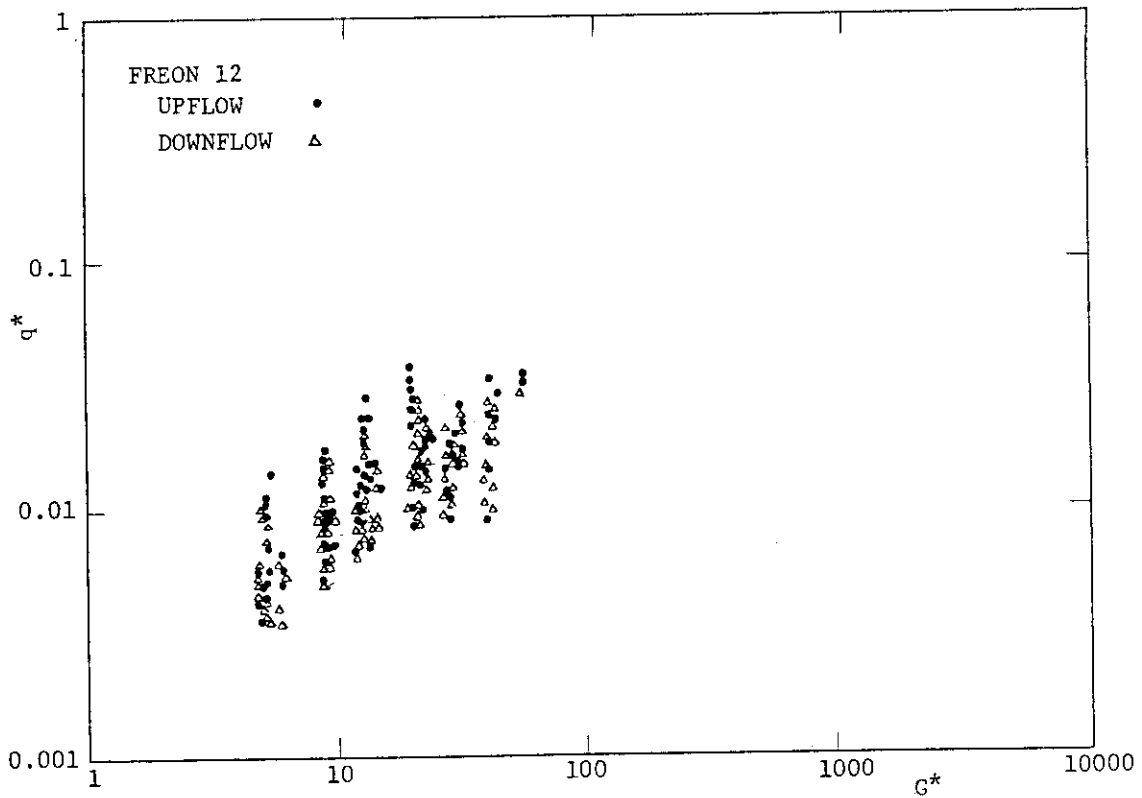


Fig. 4.3.16 Relationship of  $q^*$  vs  $G^*$  for experimental results of DNB heat flux obtained by Cumo et al



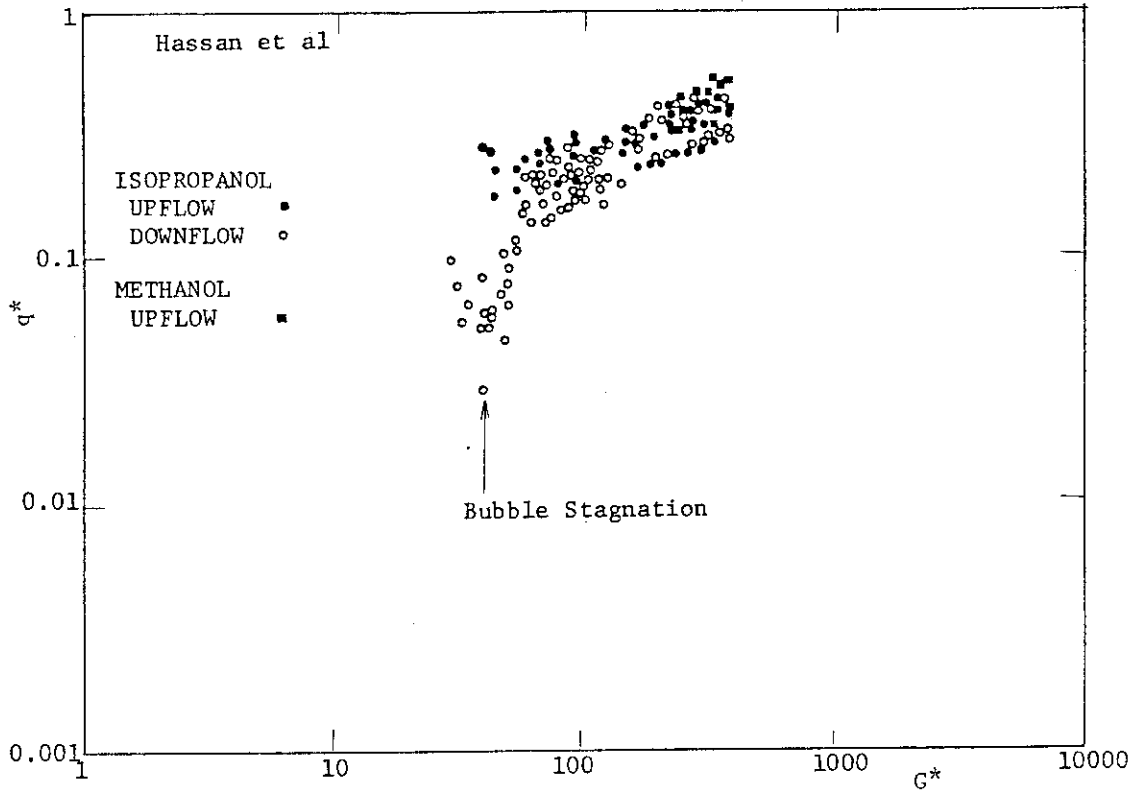


Fig. 4.3.17 Relationship of  $q^*$  vs  $G^*$  for experimental results of DNB heat flux obtained by Hasan et al

#### 4.4 上昇流及び下向流での DNB 熱流束の評価

4.3 節において、JRR-3 改造炉にも適用可能な従来の実験結果を検討した。一方、今までにこれらの実験結果により、実験に基づいた多くの DNB 熱流束相関式が提案されている。これらの相関式は、実験データと比較するためには有益なものであると考えられるものゝ、これらの相関式が、矩形流路に適用できるかどうかは必ずしも明らかではない。代表的な DNB 熱流束相関式を以下に示す。

(1) プール沸騰による DNB 熱流束<sup>(24,25)</sup> :

$$q_{\text{DNB}}^* = C \quad , \quad C = 0.12 \sim 0.16 \quad (4.4.1)$$

(2) フラッディングによる DNB 熱流束<sup>(21)</sup> :

$$q_{\text{DNB}}^* = C^2 \cdot \left( \frac{A}{A_H} \right) \frac{(D/\lambda)^{1/2}}{\{1 + (\gamma_g/\gamma_l)^{1/4}\}^2} \quad (4.4.2)$$

円管流路における直径  $D$  は、矩形流路の場合流路幅におきかえられる。式 (4.4.2) は、流路の下部が閉じられている場合、または流路の下部において流れがよどんでいる場合の DNB 熱流束を与える。式 (4.4.2) で、 $C$  は定数、 $A$  は流路断面積、 $A_H$  は加熱面積である。

(3) Mirshak の相関式<sup>(23)</sup> :

$$q_{\text{DNB}} = 360 (1 + 0.12 u) (1 + 0.009 \Delta T_{\text{sub}}) (1 + 0.186 P) \quad (4.4.3)$$

ここで、 $u$  は水の流速、 $\Delta T_{\text{sub}}$  は水のサブクール度、 $P$  は圧力である。

(4) Zenkevich の相関式<sup>(27)</sup> :

$$q_{\text{DNB}}^* = \frac{(\sigma_g/\nu)^{1/2} \times 10^{-5}}{\{\lambda \cdot \gamma_g (\gamma_l - \gamma_g) g\}^{1/4}} \cdot \left( 2.5 + 184 \frac{\Delta h}{h_{fg}} \right) \cdot G^*{}^{1/2} \quad (4.4.4)$$

ここで、 $\nu$  は動粘性係数、 $\Delta h$  はサブクールエンタルピである。

(5) 出口クオリティによってきまる DNB 熱流束<sup>(21)</sup>

$$q_{\text{DNB}}^* = \left( \frac{A}{A_H} \right) \left( 1 + \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} \right) G^* \quad \text{for } X_e = 1 \quad (4.4.5)$$

$$q_{\text{DNB},2}^* = \left( \frac{A}{A_H} \right) \left( \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} \right) \cdot G^* \quad \text{for } X_e = 0 \quad (4.4.6)$$

ここで、 $X_e$  は流路出口におけるクオリティである。

(6) 甲藤の提案した相関式<sup>(17~19)</sup> :

$$q_{\text{DNB}}^* = 0.25 (D_h/\ell) \cdot G^* \quad (4.4.7)$$

$$\text{and } q_{\text{DNB}}^* = C_3 (D_h / \ell) \left\{ \frac{1}{\ell} \sqrt{\frac{\sigma}{\gamma_\ell}} \left( \frac{\gamma_\ell}{\gamma_g} \right) \frac{1}{G^{*2}} \right\}^{0.043} \cdot G^*, \quad (4.4.8)$$

これらの式は、低質量流量のL-領域（高クオリティ領域）に対するものであり $C_3$ の値は以下のとおりである。

$$C_3 = \begin{cases} 0.25 & \ell / D_h < 50, \\ 0.25 + 0.0009 (\ell / D_h - 50) & 50 \leq \ell / D_h < 150, \\ 0.34 & \ell / D_h \geq 150 \end{cases}$$

$$q_{\text{DNB}}^* = 0.1 (\gamma_\ell / \gamma_g)^{0.2} \cdot (G^* \sqrt{\sigma / \gamma_\ell})^{1/3} (1 + 0.0031 \cdot \ell / D_h) \quad (4.4.9)$$

この式は、中質量領域のH-領域に対するものである。 $D_h$ は加熱直径である。

#### 4.4.1 上昇流に対するDNB熱流束

Fig. 4.4.1に本実験のDNB熱流束のデータをYücel等及び三島のデータとともに示す。これらは、互いに流路の寸法形状は異なるが、すべて矩形流路における上昇流でのデータである。無次元DNB熱流束 $q_{\text{DNB}}^*$ を縦軸に、無次元質量流路 $G^*$ を横軸にとり、パラメータとして入口での水のサブクール度 $\Delta T_{\text{sub}, \text{in}}$ を選んでいる。この図から次に示すことが言える。(i) $G^*$ の低下とともに $q_{\text{DNB}}^*$ は低下する。(ii) $q_{\text{DNB}}^*$ は、式(4.4.1)で与えられるプール沸騰によるDNB熱流束よりも $G^*$ が約100以下の範囲で低くなっている。(iii) $G^*$ がほとんど0のところでは、流路形状に依存する $q_{\text{DNB}}^*$ の下限値が存在する。(iv) $G^*$ が約100以下の範囲で、入口での水のサブクール度がDNB熱流束に及ばず効果は、あまり大きくない。

Fig. 4.4.2に円管及び環状流路における上昇流のDNB熱流束データを示す。この図から、円管及び環状流路についての $q_{\text{DNB}}^*$ は、そのデータが広範囲にわたっているにもかかわらず、 $G^*$ に関してすでに述べた(i), (ii), (iv)のような点で矩形流路での $q_{\text{DNB}}^*$ とよく似た傾向がある。しかし、三島及びLowdermilkのデータは、 $G^*$ が約10～約100の範囲で $G^*$ に対する $q_{\text{DNB}}^*$ の変化の割合が小さく、ほぼ一定の値を示していることがわかる。

Fig. 4.4.3に矩形流路、円管及び環状流路における上昇流のDNB熱流束データを合わせて示す。この図から、矩形流路、円管及び環状流路における実験データを合わせて考えると、それぞれの流路形状及び実験条件の違いによって、実験により多少の傾向の違いがあるにもかかわらず、 $G^*$ が約2以上では $G^*$ に関して $q_{\text{DNB}}^*$ は、 $G^*$ の低下と共にある一定の幅を持って低下している。このことから、上昇流に対するDNB熱流束は $G^*$ のみによって整理できると考えられる。

Fig. 4.4.4に、先に示した矩形流路、円管及び環状流路における上昇流のDNB熱流束データと、本研究において提案した上昇流に対するDNB熱流束相関式を示す。図中、上と下の破線は、それぞれ実験データの上限と下限を示し、太い線は、次に示す $q_{\text{DNB}}^*$ と $G^*$ の相関式である。

$$q_{\text{DNB},1}^* = 0.005 G^{*0.611} \quad (4.4.10)$$

式(4.4.10)は、実験データの下限値の1.5倍に相当するもので、矩形流路だけではなく他の形状の流路においても適用できる上昇流に対するDNB熱流束相関式として提案するものである。ただし、式(4.4.10)は非常に小さい $G^*$ の流量域は除く。ここで注目すべきことは、式(4.4.10)は、いわゆる最適の相関式ではないが、Fig. 4.4.4に示すように実験データの下限値に対し33%の誤差を許せば、上昇流のDNB熱流束に対する保守的な相関式となっていることである。一方、実験データの上限は次式で表わせる。

$$q_{\text{DNB}}^* = 0.0135 G^{*0.611} \quad (4.4.11)$$

Fig. 4.4.5は、実験データと今までに提案されているDNB熱流束相関式(4.4.1)～(4.4.9)を式(4.4.10)と共に比較したものである。斜線で示す領域は、実験データが存在している範囲をその上限及び下限と共に示したものである。式(4.4.2)と(4.4.5)～(4.4.9)は、圧力条件 $P \doteq 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs.}$ でのものである。式(4.4.2)及び(4.4.5)～(4.4.9)の評価に際しては流路断面積 $A$ 、加熱面積 $A_H$ 等の流路条件を考察する必要がある。そこで、Fig. 4.4.5に示した式(4.4.2)及び(4.4.5)～(4.4.9)の表示に当っては流路長750 mmの本実験条件に基づいて評価してある。

式(4.4.2)の $C^2$ としては、0.7を採用した。式(4.4.3)と(4.4.4)は、サブクール度 $\Delta T_{\text{sub}, \text{in}} = 0^\circ\text{C}$ 、圧力 $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs.}$ の条件で与えられたもので、サブクール度 $\Delta T_{\text{sub}, \text{in}} = 0^\circ\text{C}$ は、これらの両式においてDNB熱流束の下限値を与える。甲藤の相関式<sup>(17-19)</sup>(4.4.7)～(4.4.9)とZenkevichの相関式<sup>(27)</sup>(4.4.14)は、実験データを非常に良く表わしている。しかし甲藤の相関式は $G^*$ が約60付近で $q_{\text{DNB}}^*$ を大きめに予測する。一方、Zenkevichの相関式は、 $G^*$ が約100以上のところで $q_{\text{DNB}}^*$ を小さめに予測する。他の相関式(4.4.1)、(4.4.3)、(4.4.5)、(4.4.6)は、上昇流におけるDNB熱流束を予測する式としては適当でないことがわかる。

Fig. 4.4.5に示したように、式(4.4.2)は実験データの下限値を与える。このことを明らかにするために、Fig. 4.4.6(a)に $G^* = 0$ における円管の実験データと式(4.4.2)との比較、及びFig. 4.4.6(b)に $G^*$ が約10以下における矩形流路の実験データと式(4.4.2)との比較を示す。これらの図では、測定したDNB熱流束 $q_{\text{DNB}, \text{measured}}^*$ を縦軸に示し、式(4.4.2)で与えられるDNB熱流束を $q_{\text{DNB}, \text{s}}^*$ として横軸に示している。Fig. 4.4.6(a), (b)から明らかなのは、式(4.4.2)は、実験データの下限値に対し33%の誤差を許せば円管及び矩形流路における流量 $G^* = 0$ を含む極低流量域のDNB熱流束の下限値を表わす式として適していることである。

#### 4.4.2 下向流に対するDNB熱流束

Fig. 4.4.7に本実験のDNB熱流束データをYücel等及び三島のデータとともに示す。これらは、互いに流路の寸法形状は異なるが、すべて矩形流路における下向流のデータである。Fig. 4.4.1に示した上昇流のDNB熱流束と比べると、下向流の $q_{\text{DNB}}^*$ は、 $G^*$ が1.5～200の低流量域で上昇流よりもずっと低くなっている。一方、 $G^*$ が300～1500の高流量域における下向流のDNB熱流束は、上昇流のDNB熱流束とほとんど同じである。次に注目すべき上昇流と下向流のDNB熱流束の違いは、低流量域における下向流では流路入口での水のサブクール度

$\Delta T_{\text{sub, in}}$  が小さくなると DNB 熱流束が低くなるというように、サブクール度  $\Delta T_{\text{sub, in}}$  が重要なパラメータとなるということである。

Fig. 4.4.8 に円管及び環状流路における下向流の DNB 熱流束データを示す。Fig. 4.4.2 に示した上昇流の円管及び環状流路での DNB 熱流束のデータと比較すると、同じ  $G^*$  では下向流のほうが  $q_{\text{DNB}}^*$  の値は小さいが、全体の傾向としては、上昇流のデータと同じような傾向を示している。

Fig. 4.4.9 に矩形流路、円管及び環状流路における下向流の DNB 熱流束データを合わせて示す。この図から、矩形流路、円管及び環状流路における実験データを合わせて考えると、下向流における DNB 熱流束は、 $G^*$  が約 2 ～ 約 400 までの低流量域において、円管及び環状流路では矩形流路よりもその差は小さいが、Fig. 4.4.3 に示した上昇流のデータに比べ低くなっている。

このことをより明らかにするために、Fig. 4.4.10 に Fig. 4.4.9 に示した下向流の DNB 熱流束データと、上昇流に対する DNB 熱流束相関式として提案した式 (4.4.10)、及び上昇流の DNB 熱流束データの下限值と上限値 (式 (4.4.11)) とともに示す。この図から、先に述べた  $G^*$  が約 2 ～ 約 400 までの低流量域では、上昇流に比べ下向流の DNB 熱流束が低いということが明白である。一方、このことは、 $G^*$  が 400 以上の高流量域及び  $G^* = 0$  を含む極低流量域においては、上昇流と下向流の DNB 熱流束  $q_{\text{DNB}}^*$  がほとんど同じであることを示している。

$G^*$  が約 2 ～ 約 400 までの低流量域において、上昇流に比べ下向流における DNB 熱流束が低くなっている原因としては、4.2 (2) 実験結果のところでも述べたように、下向流では、並行流と発熱体の上端まで到達するような蒸気の気泡を伴った対向流とが交互におこることが密接に関係していると考えられる。

下向流における DNB 発生の状態として、対向流において水の下向きの流れが、発熱体の下端においてすべて蒸発してしまうということが考えられる。以下に示す相関式は、以上に述べた仮定に基づき対向流に関して導びいたものである。

$$\text{エネルギー式: } A_H \cdot q_{\text{DNB}} = A \cdot G_g \cdot h_{fg} + A G_{\ell, \text{in}} \cdot \Delta h_i \quad (4.4.12)$$

ここで、 $G_g$  は流路内で発生した蒸気の質量流量であり、 $G_{\ell, \text{in}}$  は水の質量流量である。

下向きに流れる水の温度が飽和温度に保たれている流路において、円管に対して Wallis の相関式<sup>(31)</sup>が適用できる。

$$j_g^* \frac{1}{2} + m \cdot j_{\ell}^* \frac{1}{2} = C, \quad (4.4.13)$$

$$\text{ここで, } j_k^* = j_k \cdot \left[ \frac{r_k}{(r_{\ell} - r_g) g D} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (k = \ell, g)$$

そして、 $j$  は表面流速、 $m$  と  $C$  は定数である。

以下に示す相関式は、下向きに流れる水が流路の下端においてすべて蒸発してしまうという仮定のもとに、 $G_g = G_{\ell}$  という状態でもって式 (4.4.12) と (4.4.13) から  $q_{\text{DNB}}^*$  に関して変形して導出したものである。

$$q_{\text{DNB},23}^* = \frac{A}{A_H} \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} \cdot G^* + C^2 \frac{A}{A_H} \frac{\sqrt{D/\lambda}}{\{1 + m \cdot (r_g/r_\ell)^{1/4}\}^2} \quad (4.4.14)$$

式(4.4.14)の右辺の第一項は、式(4.4.6)と同じであり、第二項は、式(4.4.2)と同じである。それゆえに、式(4.4.14)は次のことを意味する。 $q_{\text{DNB}}$ は、サブクール状態の水を飽和温度まで加熱するのに必要な熱流束と、対向流によって流路内が二相流になっている場合のDNB熱流束との和である。矩形流路の場合、式(4.4.14)の直径Dは、三島が提唱しているように流路幅Wで置き換えられる。

Fig. 4.4.11及びFig. 4.4.12に $C^2 = 0.7$ ,  $m = 1$ を用いた式(4.4.14)と矩形流路における下向流の三島の実験データ及び本実験データとの比較を、式(4.4.2)及び(4.4.6)と共に示す。Fig. 4.4.11はサブクール度が大きい場合( $\Delta T_{\text{sub}, \text{in}} = 62 \sim 75^\circ\text{C}$ )での比較を、Fig. 4.4.12はサブクール度が中ぐらいの場合( $\Delta T_{\text{sub}, \text{in}} = 35 \sim 50^\circ\text{C}$ )での比較を示している。Fig. 4.4.11及びFig. 4.4.12から明らかなのは、式(4.4.14)は、 $G^*$ に対する $q_{\text{DNB}}^*$ の傾向において、本実験、及び三島の実験の両方の結果とよい一致を示している。しかしながら、式(4.4.14)はDNB熱流束をわずかに大きめに表わしていると言える。それゆえに、式(4.4.14)がDNB熱流束をどの程度大きめに表わしているのかを調べるため、Fig. 4.4.13に下向流における $G^*$ が約2から約300の範囲で矩形流路及び他の流路で測定したDNB熱流束と式(4.4.14)との比較を示す。Fig. 4.4.13から次に示す事が簡単に理解できる。式(4.4.14)はデータをかなりよく表わしているが、点線で囲んだ円管のデータを除けばむしろ実験データの上限を表わしている。式(4.4.14)より大きくなるこれらのデータを除外した理由は、Fig. 4.4.10からわかるように上昇流と同じようなデータであり、下向流の特徴を示していないからである。それゆえに、以上に述べた下向流における低流量域でのDNBが発生する仕組みは妥当なものと考えられる。しかしながら、式(4.4.14)は、安全設計の観点からすれば、DNB熱流束を予測する式として必ずしも適当なものではない。なぜならば、式(4.4.14)はむしろ実験結果の上限值を示しているからである。そこで、下向流における低流量域でのDNB熱流束を予測する式として、式(4.4.14)のかわりに式(4.4.2)と(4.4.6)を組み合わせることを考慮した。式(4.4.2)と(4.4.6)を組み合わせるということは、式(4.4.2)と(4.4.6)のうちの最大値を用いるということの意味する。Fig. 4.4.11及びFig. 4.4.12から両式の組合せは、式(4.4.14)よりも低い $q_{\text{DNB}}^*$ を与えることは、明らかである。

Fig. 4.4.14は、矩形流路、円管及び環状流路における流量 $G^* = 0$ でのデータも含むすべての実験データと、式(4.4.2)及び(4.4.6)の組合せである $q_{\text{DNB},3}^*$ ,  $q_{\text{DNB},2}^*$ との比較を示したものである。これらの比較により、式(4.4.2)と(4.4.6)の組合せは、実験データの下限值に対し33%の誤差を許せば実験データとよい一致を示している。なお、Fig. 4.4.15にJRR-3の燃料要素のサブチャンネルを模擬した $\ell = 0.75\text{m}$ の矩形流路における本実験結果と、式(4.4.2)と(4.4.6)の組合せとの比較を示す。Fig. 4.4.15とFig. 4.4.14とを比較することによって、式(4.4.2)と(4.4.6)の組合せによるDNB熱流束の評価は、 $\ell = 0.75\text{m}$ の矩形流路に対するDNB熱流束に対し、他の流路よりも実験値に対して余裕のある

ことが明らかである。それゆえに、特にJRR-3改造炉の燃料要素のサブチャンネルに対する下向流のDNB熱流束の予測には、式(4.4.2)と(4.4.6)の組合わせを用いるべきであることがわかる。

ここで注意すべき点は、式(4.4.6)は高流量域においてDNB熱流束を大きめに予測するという点である。式(4.4.6)と(4.4.10)によって与えられる $q_{DNB}^*$ の値は、それぞれ $G^*$ と $G^{*0.611}$ に比例して大きくなる。その為、高流量域においては、式(4.4.6)の値が式(4.4.10)の値よりも大きくなる。一方、Fig. 4.4.10に示すように $G^*$ が400より大きい高流量域においては、上昇流と下向流のデータの差がほとんどない。それゆえに、下向流の高流量域においては式(4.4.6)を用いるのは適当でなく式(4.4.10)を用いるべきである。

#### 4.4.3 提案したDNB熱流束相関式のまとめ

Fig. 4.4.16に、本研究において提案した上昇流及び下向流に対するDNB熱流束相関式の概要を示す。本研究において、上昇流と下向流に対して3つの相関式(4.4.2)、(4.4.6)及び(4.4.10)を提案した。式(4.4.10)は上昇流に対してDNB熱流束を予測する相関式であり、式(4.4.2)は上昇流に対するDNB熱流束の最小値を予測する相関式である。一方、下向流においては、Fig. 4.4.16に示したように3つの領域Regions I, II, IIIがある。Region IにおいてDNB熱流束は、上昇流に対してDNB熱流束の最小値を予測する相関式と同じ式(4.4.2)によって予測される。Region IIにおいてDNB熱流束は、同じ $G^*$ においては式(4.4.10)よりも低いDNB熱流束を与える式(4.4.6)によって予測される。Region IIIにおいてDNB熱流束は、上昇流に対する相関式と同じ式(4.4.10)によって予測される。ここで注目すべきことは、式(4.4.10)は $G^*$ のみに依存していること、式(4.4.2)は流路断面積 $A$ 、加熱面積 $A_H$ などの流路形状に依存していること、そして、式(4.4.6)は流路入口における水のサブクール度による $\Delta h_i/h_{fg}$ に強く依存していることである。下向流におけるDNB熱流束は、Fig. 4.4.16に示したように $\Delta h_i/h_{fg}$ の増加とともに上昇流のDNB熱流束に近づいていく。

下向流における上記Region IIIの存在は、Fig. 4.4.10で $G^*$ の値が500以上の時、下向流と上昇流とでDNB熱流束の値に顕著な相異が見受けられないことから明らかである。

一方、下向流における上記Region I, IIでの上昇流と下向流のDNB熱流束の違いと、本研究で提案したDNB熱流束相関式の妥当性を、Fig. 4.4.17(a),(b)及びFig. 4.4.18(a),(b)に示す。Fig. 4.4.17(a),(b)は流路長 $\ell = 0.75$  mの場合を、Fig. 4.4.18(a),(b)は流路長 $\ell = 0.375$  mの場合を示す。同図で白抜の記号は、上昇流の実験データであり、黒塗の記号は下向流の実験データである。図中の太実線は本研究で提案したDNB相関式による評価値であり、細線はDNB相関式に対し-33%の誤差を示すものである。いずれの図においても、上昇流と下向流のDNB熱流束の相異は明白であり、誤差として-33%を許せば本研究で提案している相関式は充分妥当なものであることがわかる。

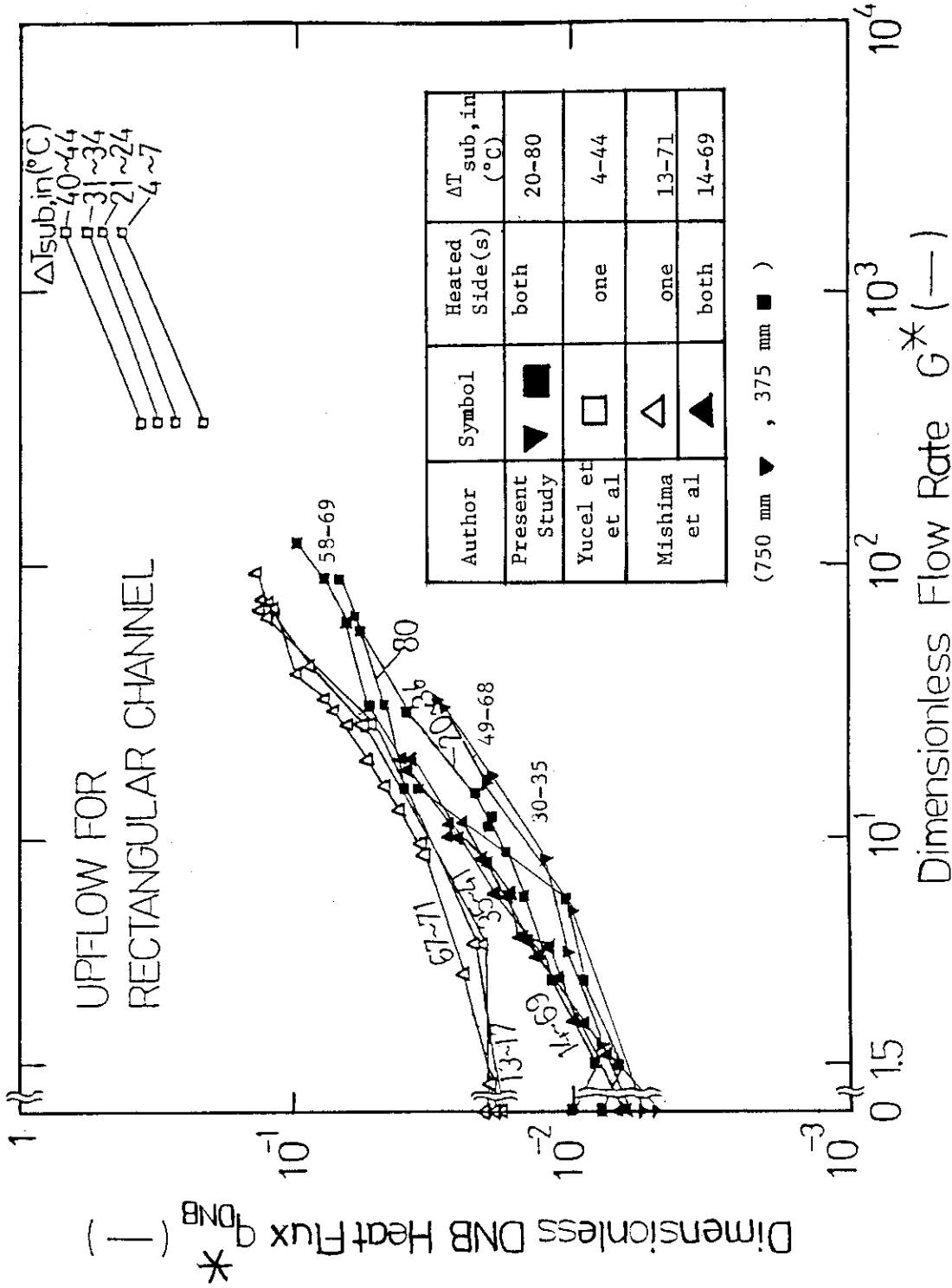


Fig. 4.4.1 Test results of dimensionless DNB heat flux  $q^*_{DNB}$  vs. dimensionless flow rate  $G^*$  for upflow in rectangular channel



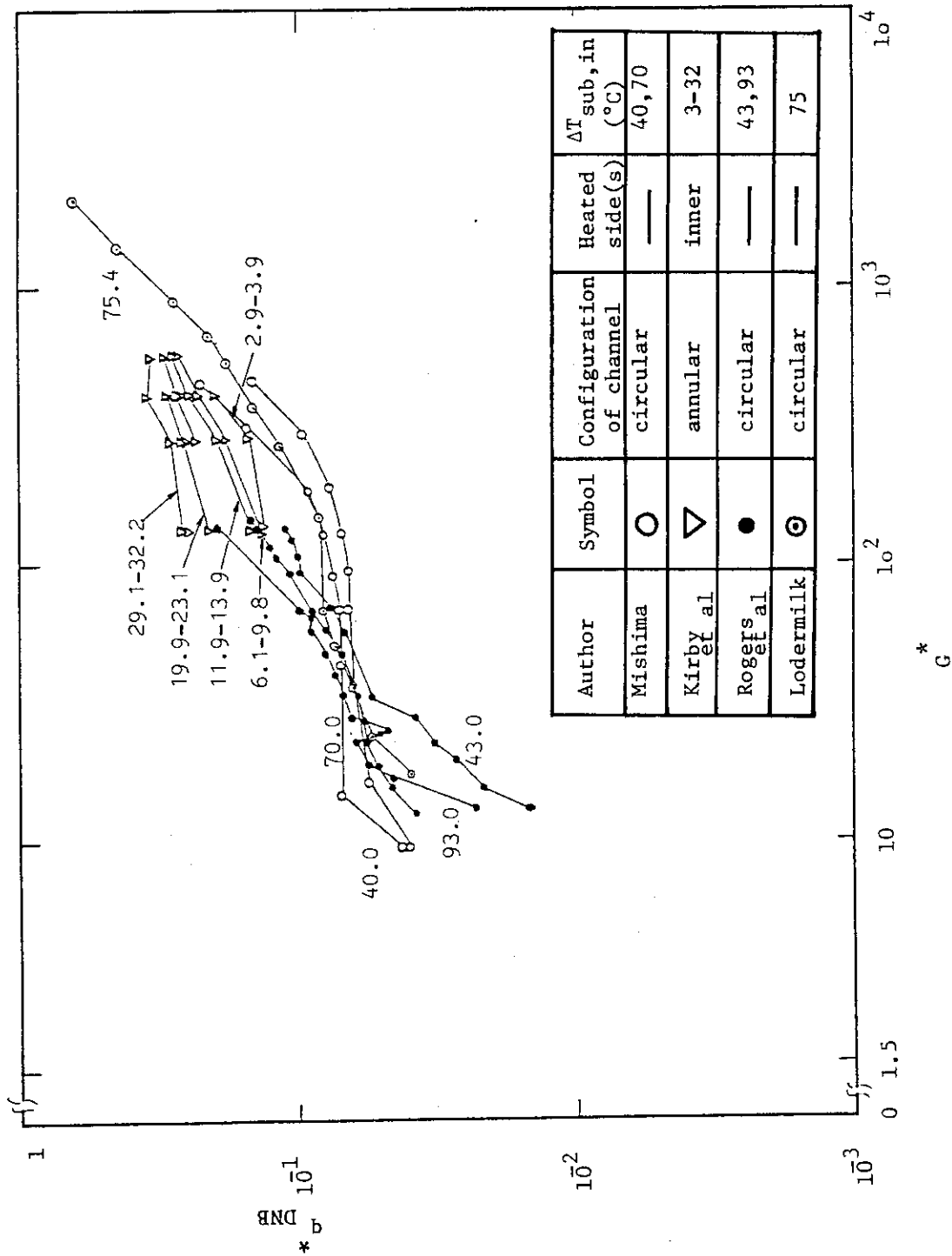


Fig. 4.4.2 Test results of dimensionless DNB heat flux  $q^*_{DNB}$  vs dimensionless flow rate  $G^*$  for upflow in rectangular and annular channels

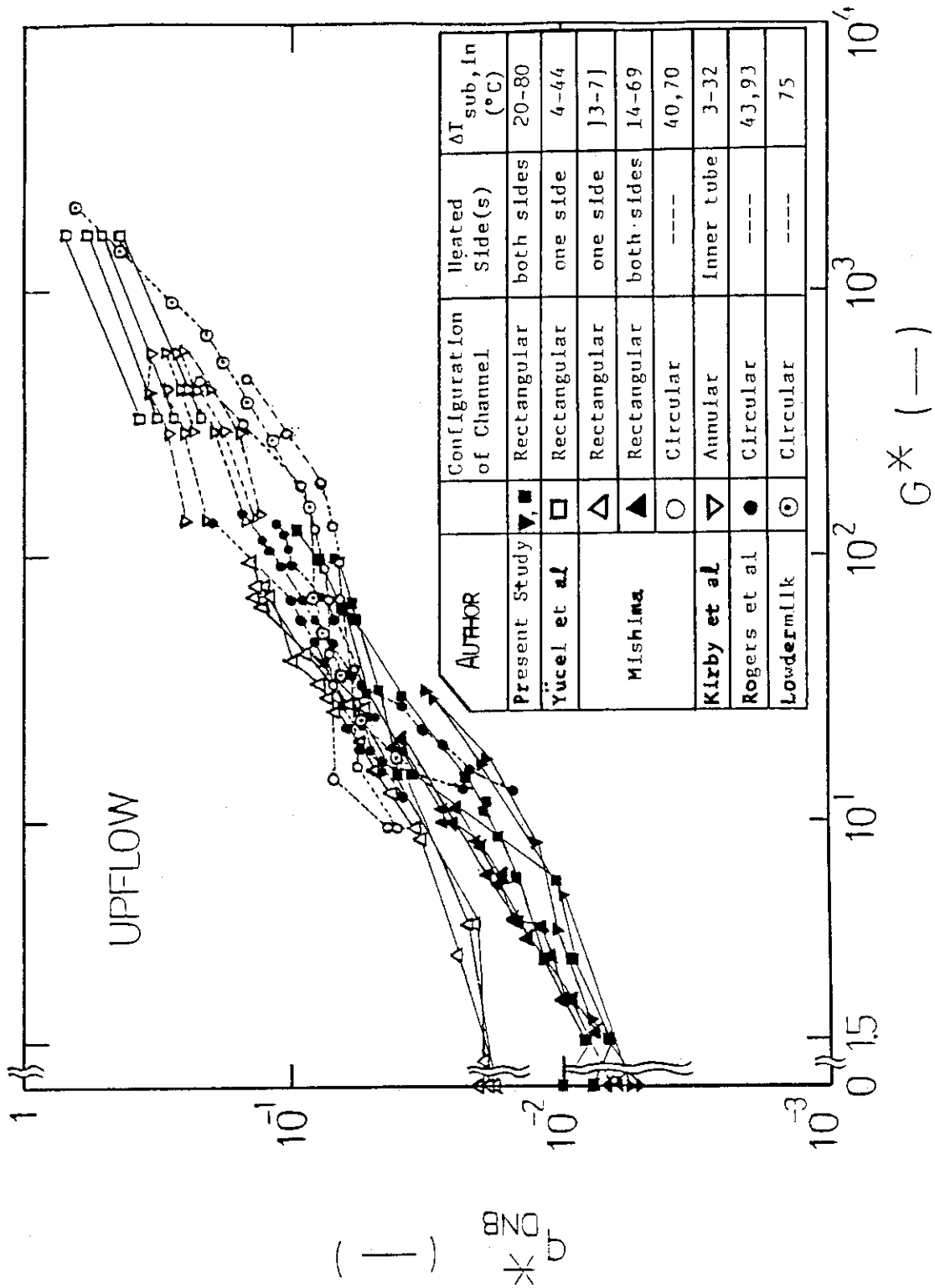


Fig. 4.4.3 All the available test data of  $q_{DNB}^*$  vs  $G^*$  for upflow in both rectangular channels and other channels

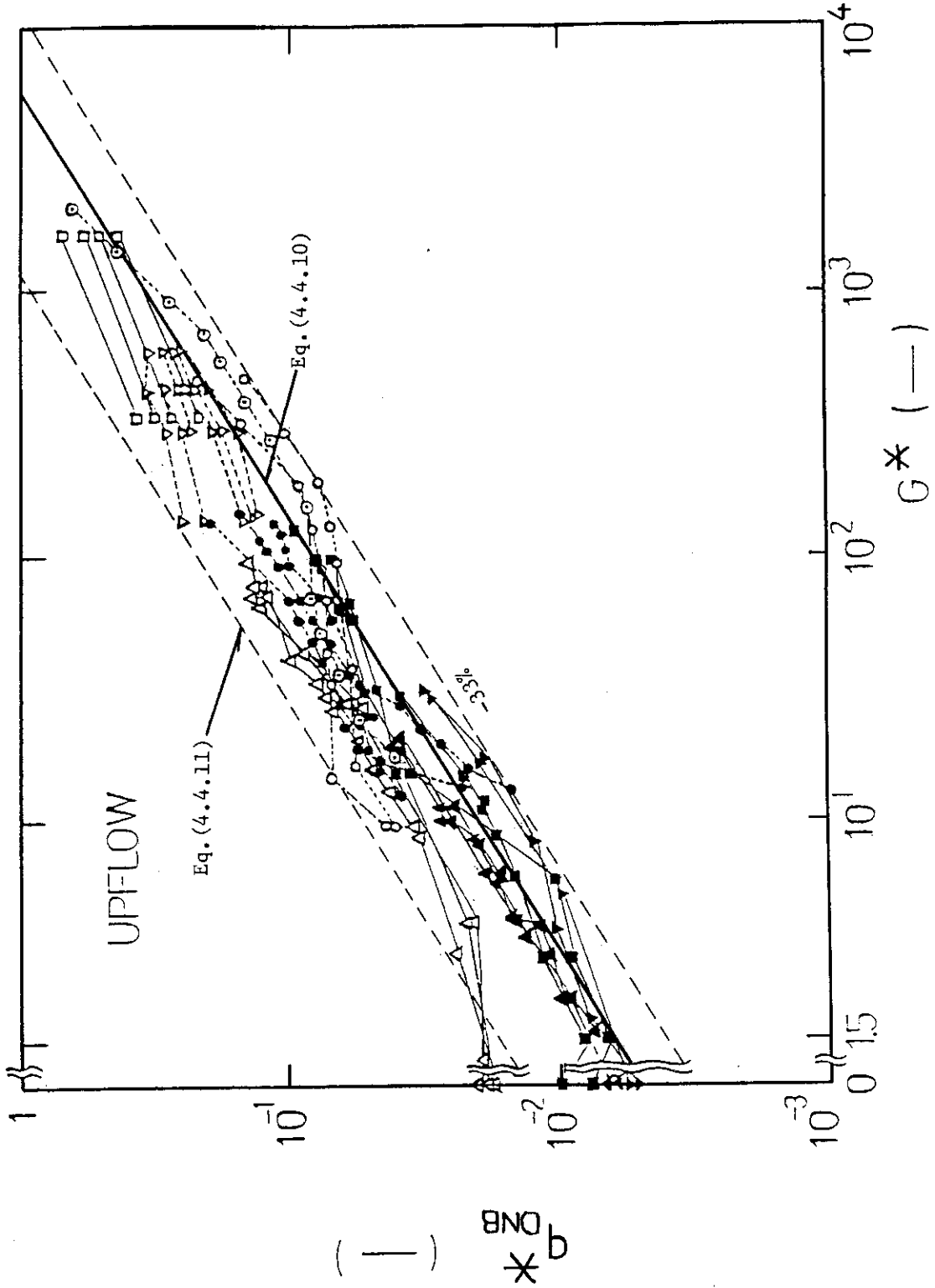


Fig. 4.4.4 Comparison of  $q_{DNB}^*$  vs.  $G^*$  between the proposed correlation and the experimental data for upflow

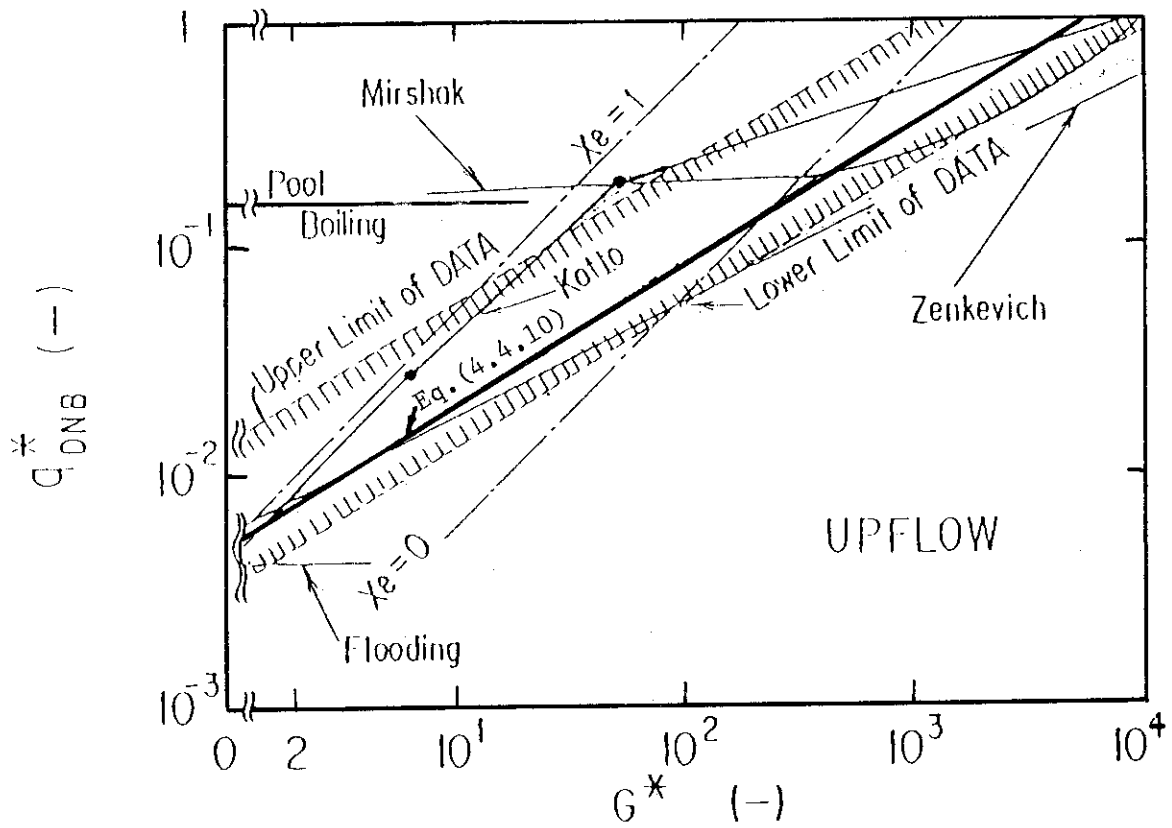


Fig. 4.4.5 Comparison of test data on DNB heat flux with typical DNB heat flux correlations for upflow in rectangular channels and other channels

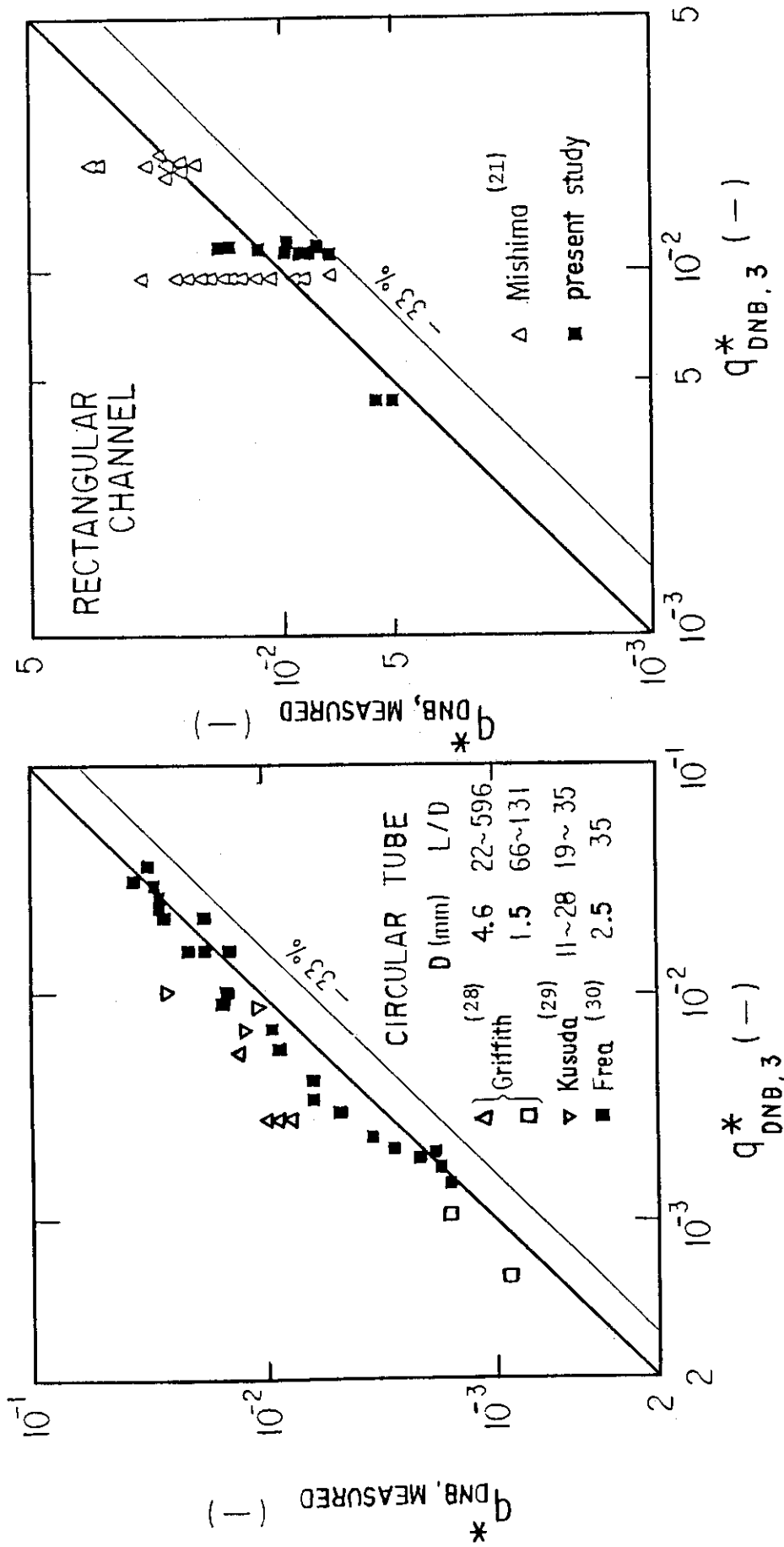


Fig. 4.4.6 Comparison of test data on DNB heat flux for upflow at low velocities including zero velocity in both circular tube and rectangular channels (Mishima)

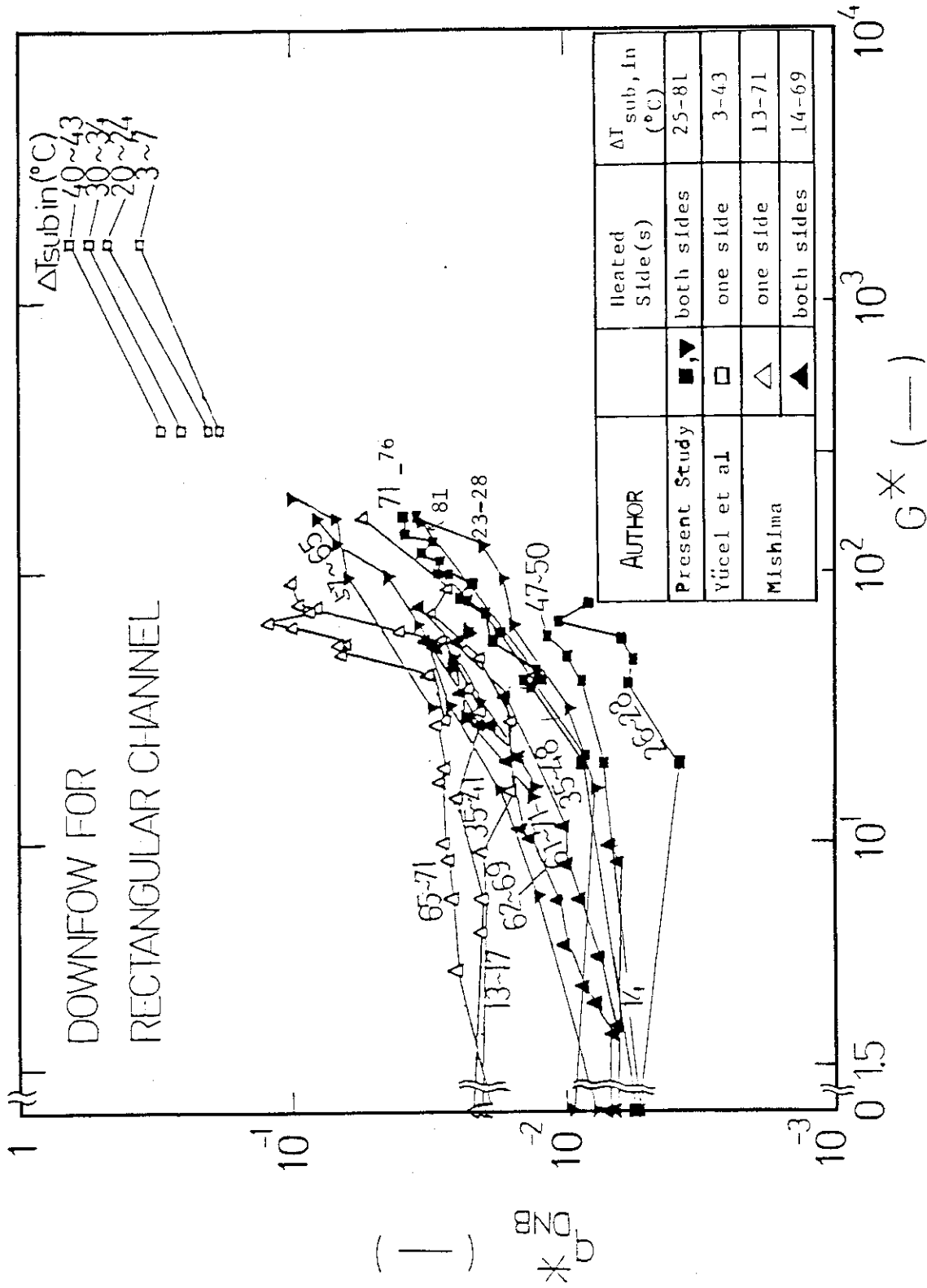


Fig. 4.4.7 Test results of  $q^*_{DNB}$  vs.  $G^*$  for downflow in rectangular channel

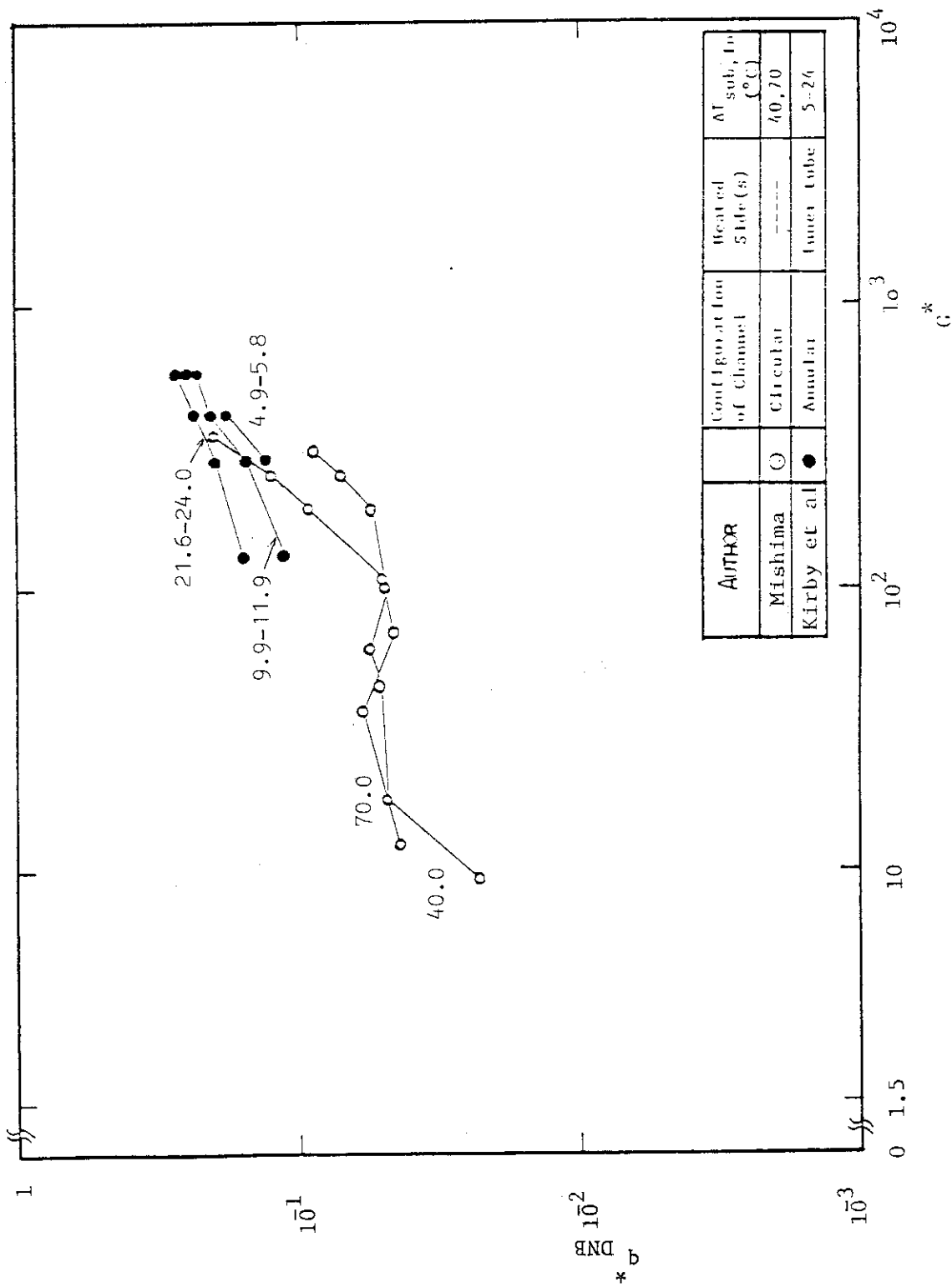


Fig. 4.4.8 Test results of  $q^*_{DNB}$  vs.  $G^*$  for downflow in circular and annular channels

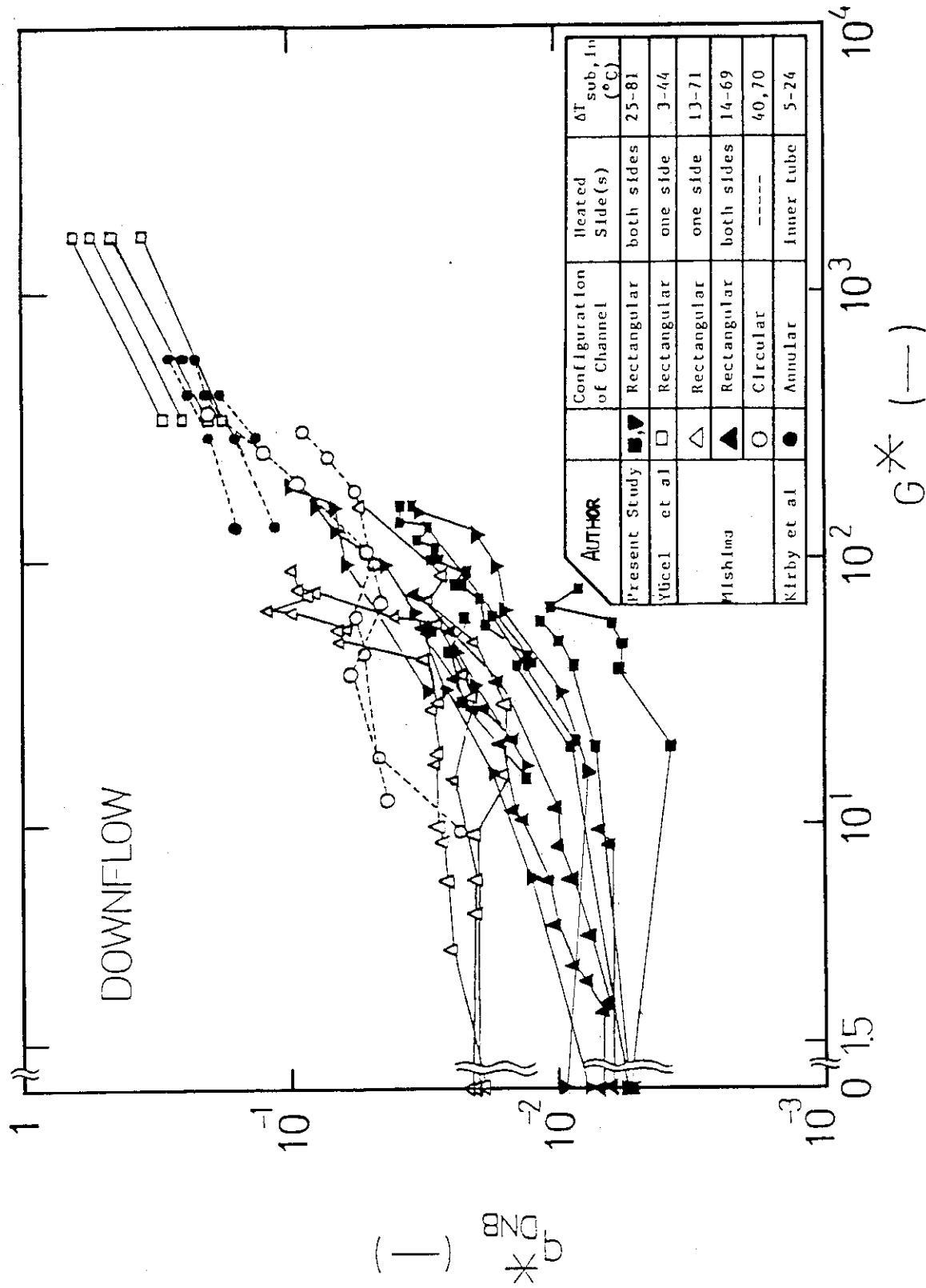


Fig. 4.4.9 All the available test results of  $q_{DNB}^*$  vs.  $G^*$  for downflow in both rectangular and other channels



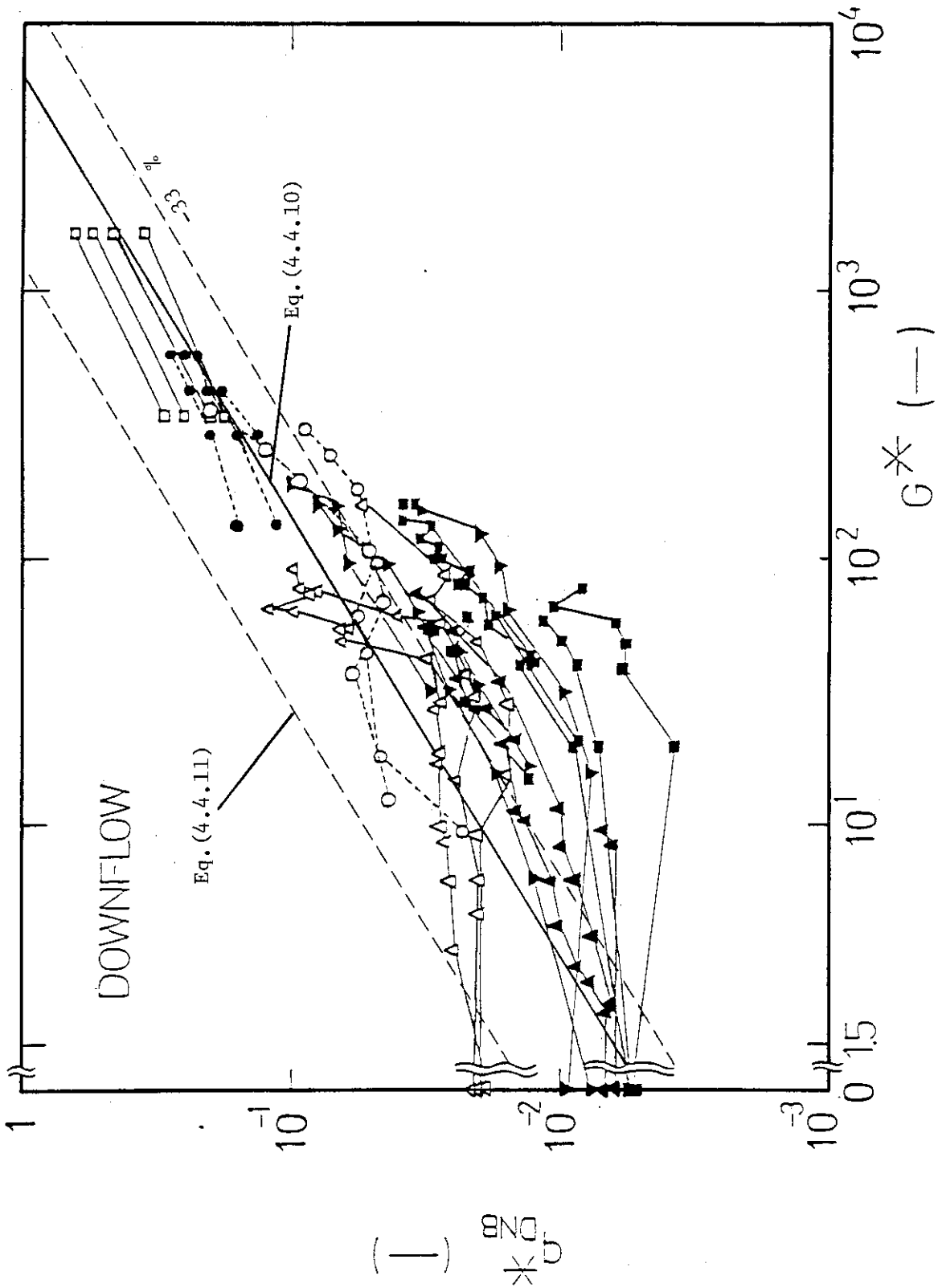


Fig. 4.4.10 Comparison of  $q^*_{DNB}$  vs.  $G^*$  between the correlation proposed for upflow and the experimental results of downflow

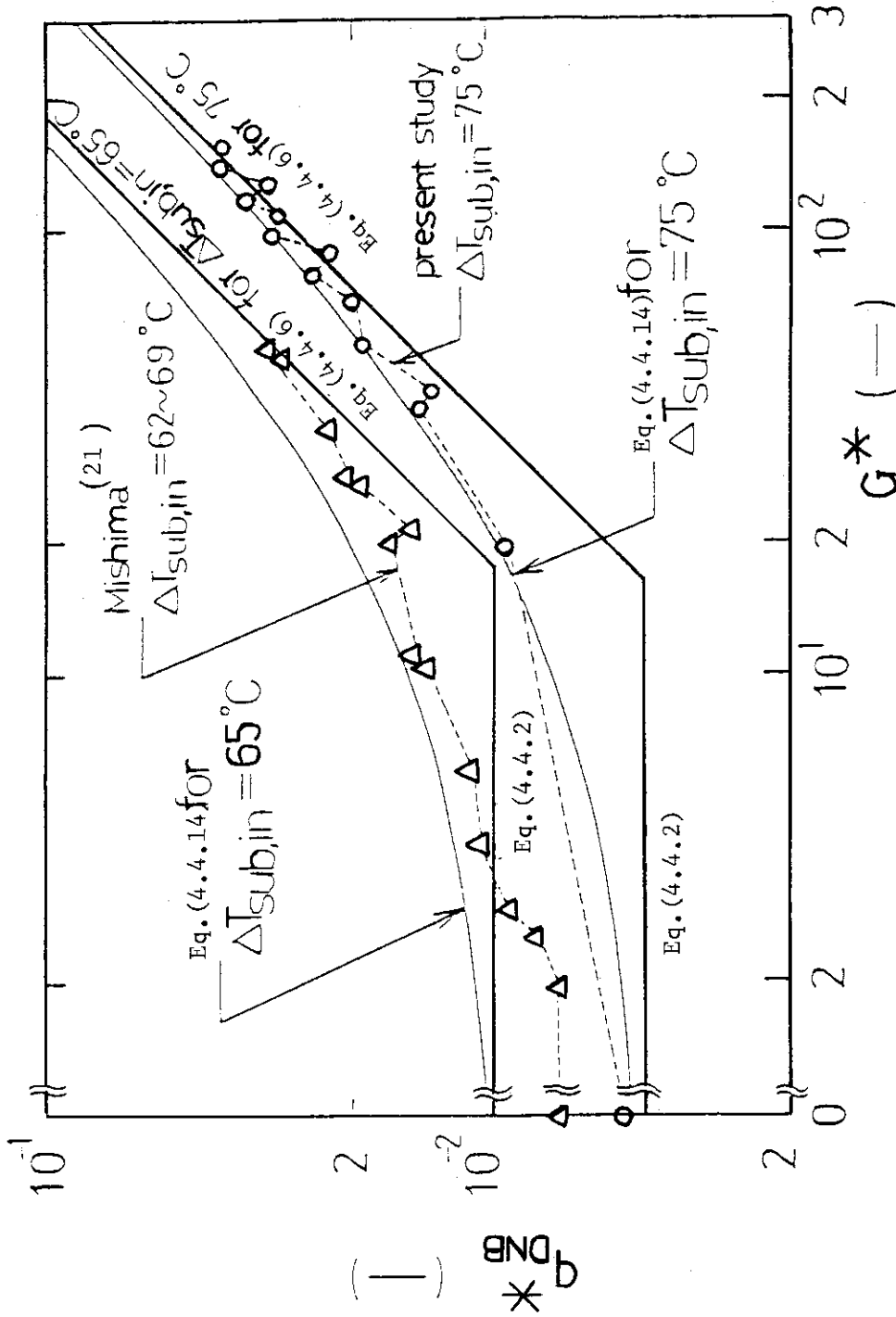


Fig. 4.4.11 Comparison of test data with theoretical DNB heat flux correlation predicted from outer-current flow model for downflow in rectangular channel, in case of high inlet water subcooling

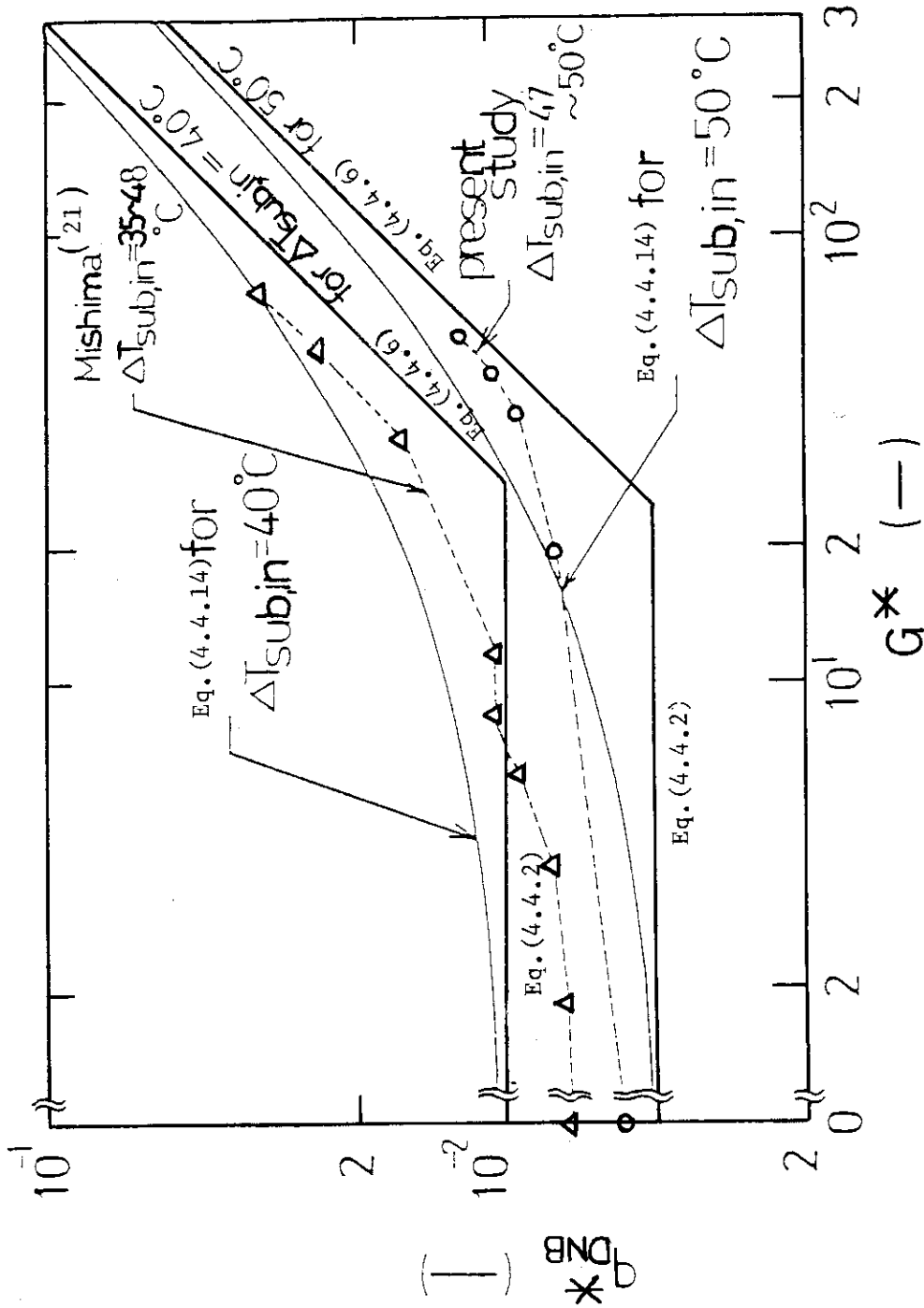


Fig. 4.4.12 Comparison of test data with theoretical DNB heat flux correlation predicted from counter-current flow model for downflow in rectangular channel, in case of medium inlet water subcooling

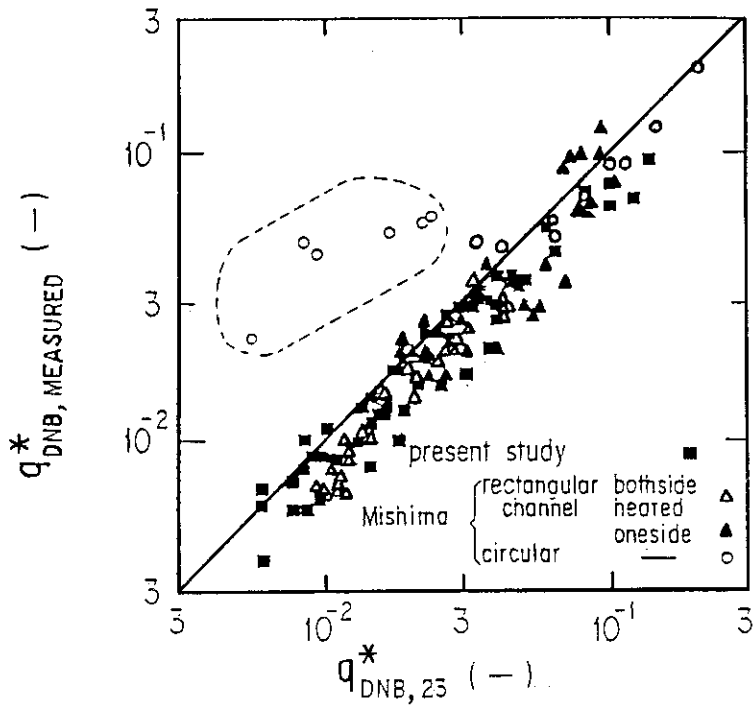


Fig. 4.4.13 Comparison of measured  $q_{DNB}^*$  with theoretical DNB heat flux correlation predicted from counter-current flow model for downflow in the rectangular channels and other channels

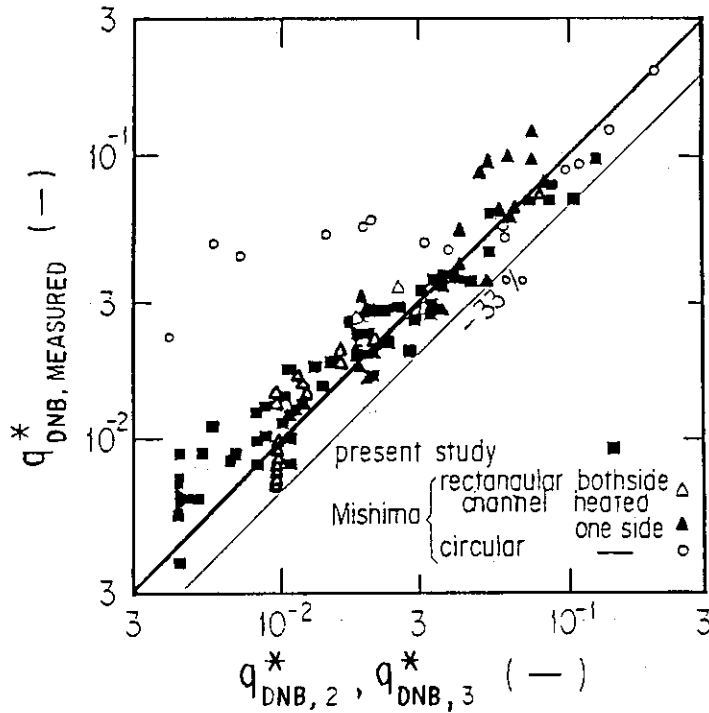


Fig. 4.4.14 Comparison of measured  $q_{DNB}^*$  with  $q_{DNB, 2}^*$  and  $q_{DNB, 3}^*$  for downflow in rectangular and other channels

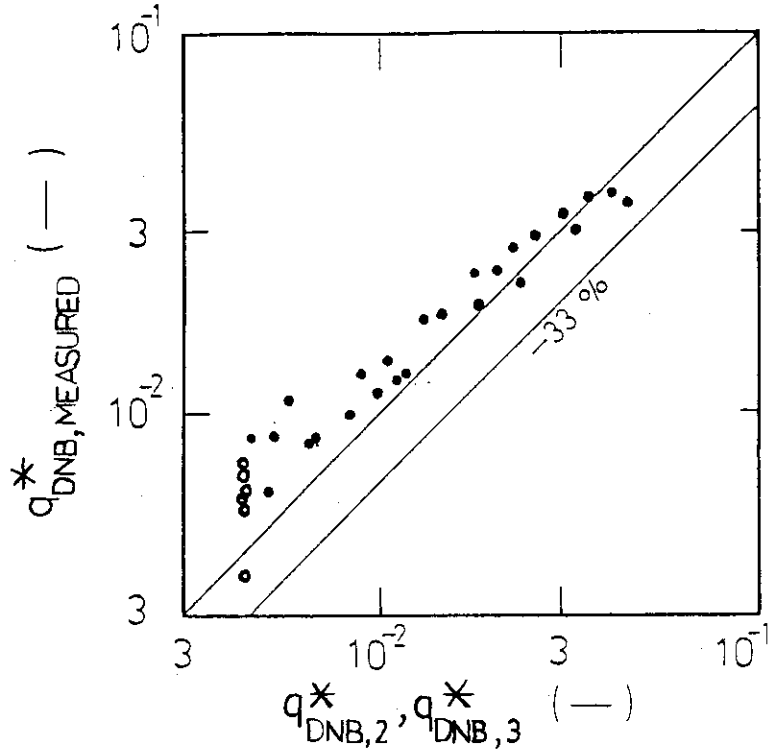


Fig. 4.4.15 Comparison of measured  $q_{DNB}^*$  with  $q_{DNB,2}^*$  and  $q_{DNB,3}^*$  for downflow in the present test channel with 0.75 m in length

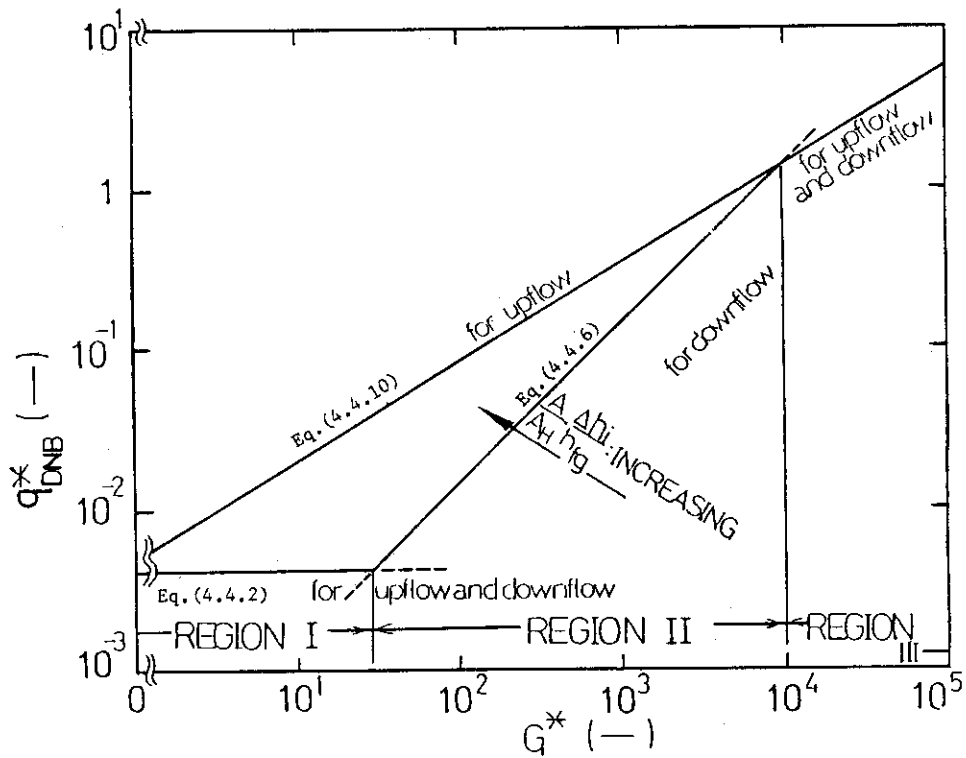


Fig. 4.4.16 Scheme of DNB heat flux correlations for upflow, downflow and zero velocity

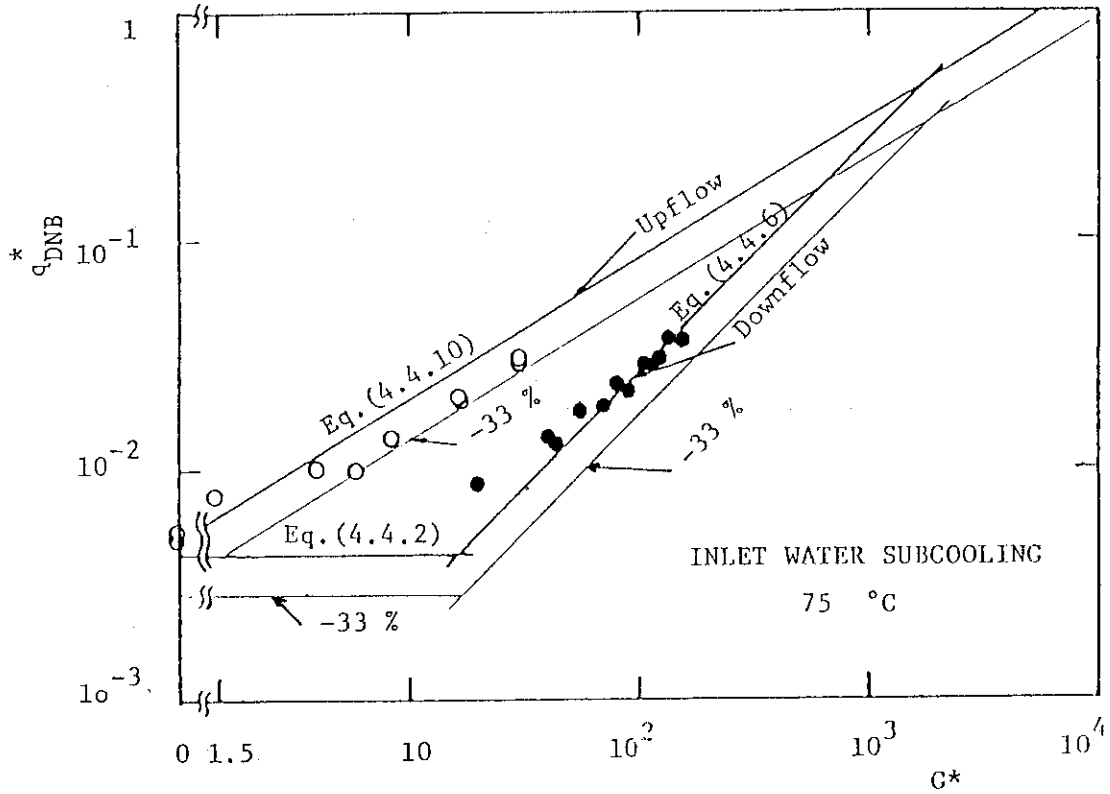


Fig. 4.4.17(a) Comparison of  $q_{DNB}^*$  vs.  $G^*$  between the proposed DNB heat flux scheme and the experimental results with  $75\text{ }^\circ\text{C}$  and  $67\text{ }^\circ\text{C}$  of inlet water subcooling for 0.75 m long rectangular channel

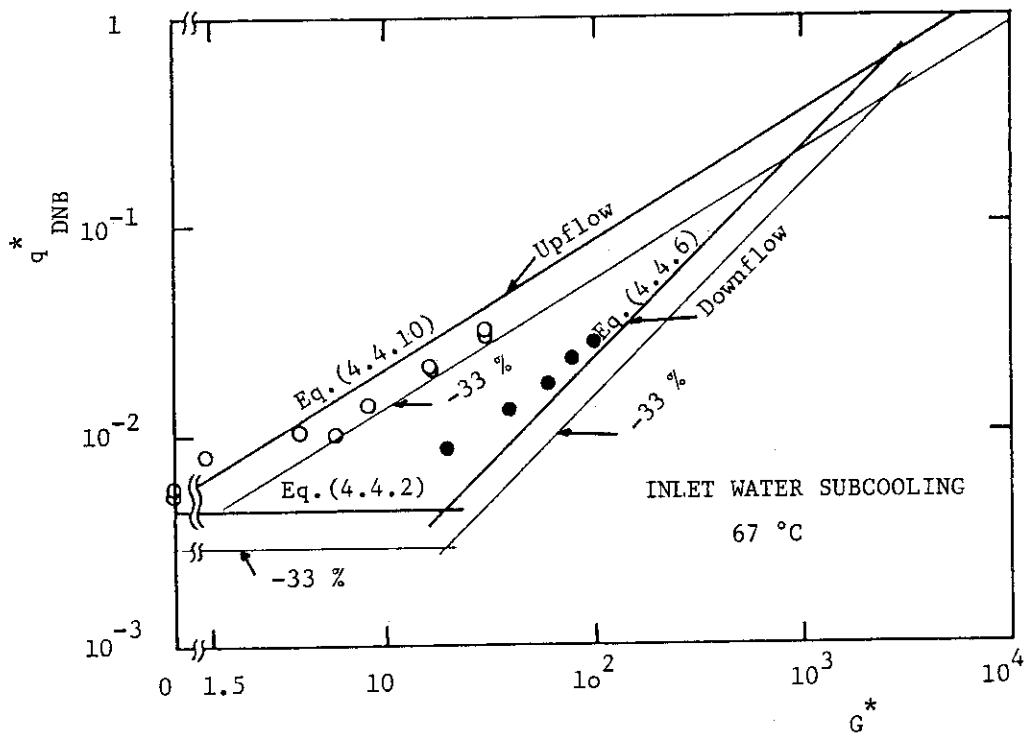


Fig. 4.4.17(b) Comparison of  $q_{DNB}^*$  vs.  $G^*$  between the proposed DNB heat flux scheme and the experimental results with  $75\text{ }^\circ\text{C}$  and  $67\text{ }^\circ\text{C}$  of inlet water subcooling for 0.75 m long rectangular channel (continued)

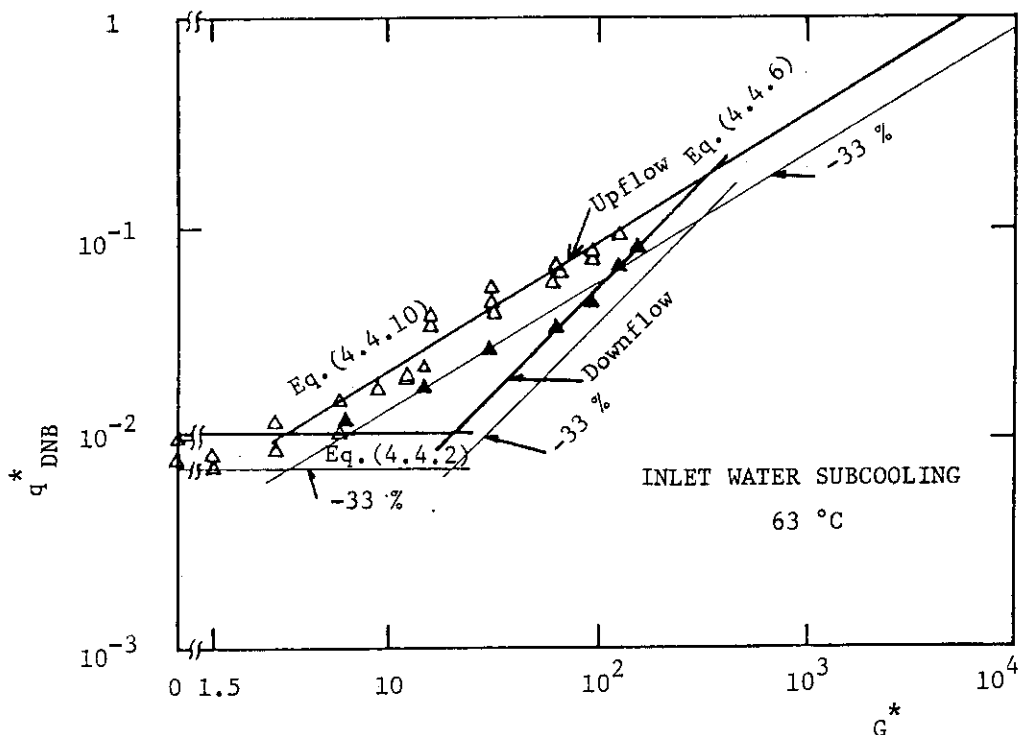


Fig. 4.4.18(a) Comparison of  $q^*_{DNB}$  vs.  $G^*$  between the proposed DNB heat flux correlation scheme and the experimental results with 63 °C and 25 °C of inlet water subcooling for 0.375 m long rectangular channel

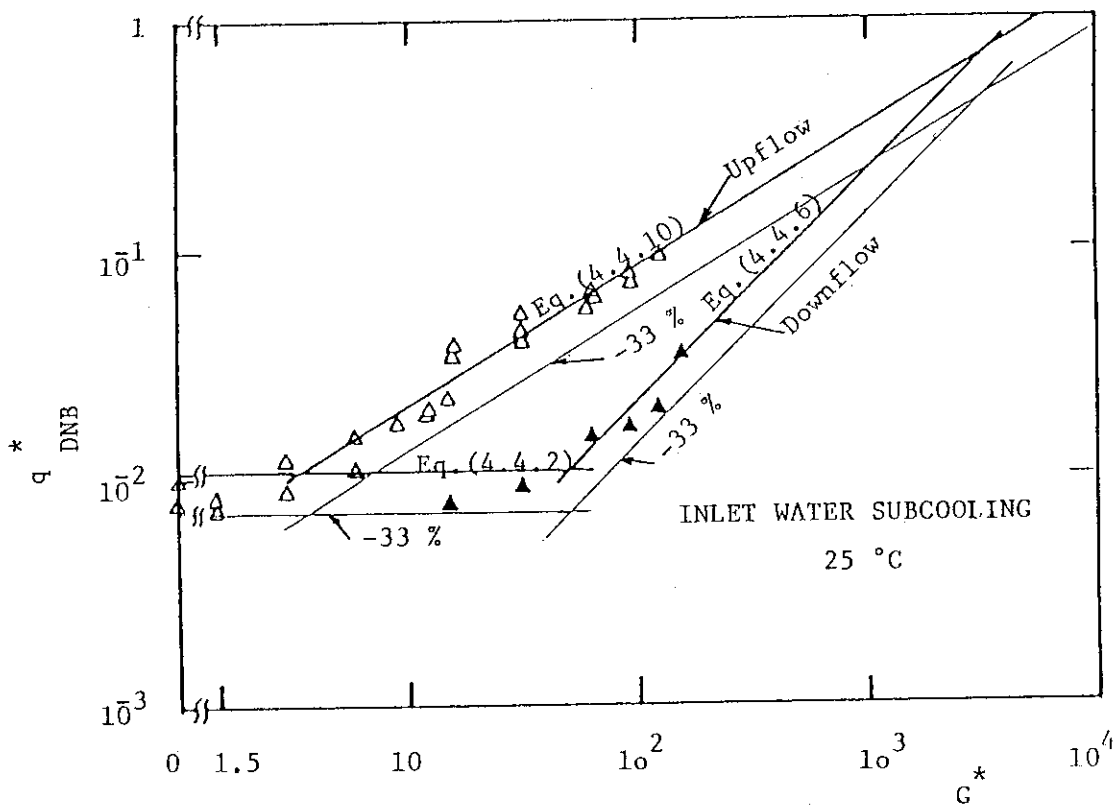


Fig. 4.4.18(b) Comparison of  $q^*_{DNB}$  vs.  $G^*$  between the proposed DNB heat flux correlation scheme and the experimental results with 63 °C and 25 °C of inlet water subcooling for 0.375 m long rectangular channel (continued)

## 5. 結 言

JRR-3 改造炉の炉心熱水力設計及び安全解析に用いる熱伝達パッケージ開発のうち、特に通常熱水力設計に重要な位置を占める強制対流下での沸騰開始 (ONB) 条件と DNB 熱流束に関して、実験を行い用いるべき相関式の妥当性と適用性を検討した。

ONB 条件に関しては、従来提案されている Bergles - Rohsenow の相関式が  $1^{\circ}\text{C}$  の誤差を許せば、上昇流及び下向流いずれに対しても使用しうることがわかった。

一方、JRR-3 の安全解析で想定した事故時及び異常な過渡変化時におこると思われる圧力や流速条件のもとで、JRR-3 の燃料要素内のサブチャンネルを模擬した垂直矩形流路における上昇流及び下向流の両者の DNB 熱流束の実験及び解析を行った。

本実験データを過去に行われた矩形流路及びその他の流路における低圧及び低流速の実験と共に評価することによって、DNB 熱流束に関して以下の結果を得た。

- (1)  $G^*$  (無次元質量流量) が 0 を含む極低流量域における DNB 熱流束は、上昇流及び下向流とも同じ式 (4.4.2) によって与えられる。これは、流路内における蒸気と水の流れの状態が、 $G^* = 0$  及び極低流量域においては上昇流と下向流ともほとんど同じであるからである。式 (4.4.2) は、上昇流及び下向流における DNB 熱流束の下限值を与える。このことは、上昇流及び下向流の両方において DNB 熱流束の最小値が存在し、その最小値は同じ相関式で与えられることを意味する。
- (2) 極低流量域及び高流量域以外における DNB 熱流束は、同じ  $G^*$  においては上昇流より下向流のほうがより低くなる。このことは、下向流における DNB 熱流束が流路内で発生した蒸気の上向きの流れのために抑制されるためである。それゆえに、下向流では上昇流よりも流路入口での水のサブクール度が小さいと低い DNB 熱流束を与えるというように、流路入口での水のサブクール度が支配的なパラメータとなる。なぜならば、流路入口での水のサブクール度が小さいと、流路内において水の下向きの流れを妨げる蒸気がより多く発生するからである。低流量域における下向流の DNB 熱流束は、式 (4.4.6) によって与えられる。
- (3) 一方、極低流量域以外での上昇流に対する DNB 熱流束は、式 (4.4.10) によって与えられる。また、高流量域における下向流に対する DNB 熱流束も式 (4.4.10) で与えられる。このことは、高流量域においては、上昇流と下向流の DNB 熱流束には違いがないこと、さらには極低流量域以外での下向流に対する DNB 熱流束は、式 (4.4.6) と (4.4.10) のうちの低い方の値によって与えられることを意味する。
- (4) 上昇流及び下向流におけるすべての実験データの下限值を与えるための、式 (4.4.2)、(4.4.6)、(4.4.10) の誤差の大きさはすべて同じであり 33% である。
- (5) 上に述べた(1)から(4)の結果は、JRR-3 の燃料要素内のサブチャンネルを含む矩形流路のみならず他の流路においても適用できると考えられる。



謝 辞

本研究の遂行に当り、研究炉開発室大西信秋室長には終始御鞭達を載いた。ここに記し、深甚なる謝意を表する。

## 参考文献

- (1) SUDO, Y., IKAWA, H., HIRANO, M., and OHNISHI, N.: Development of heat transfer package for JRR-3 thermohydrodynamic analysis, JAERI-M 84-066 (in Japanese), March 1984.
- (2) SUDO, Y., MIYATA, K., IKAWA, H., OHGAWARA, M., KAMINAGA, M: Core Heat Transfer Experiment for JRR-3 to Be Upgraded at 20 MW, JAERI-M 84-149, July 1984.
- (3) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter ; Univ. Calif. Pubs. Eng., 2, 443, 1930.
- (4) A.E. Bergles and W.H. Rohsenow, The determination of forced-convection surface-boiling heat transfer, ASME, Ser.C, 86, 365-372, 1964.
- (5) HSU, Y.Y.: ASME, J. of Heat Transfer, 84, p. 207 (1962).
- (6) SUDO, Y., et al.: J. Nucl. Sci. Technol., 22[3], p. 202 (1985).
- (7) SATO, T., et al.: Trans. JSME, 29(204), p. 1367 (1963), (in Japanese).
- (8) HINO, R., et al.: Trans. JSME, Ser. B, 50(458), p. 2401 (1984).
- (9) 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).
- (10) B. Yüçet and S. Kakac ; Forced flow boiling and burnout in rectangular channels, Proc. 6th Int. Heat Transfer Conf., Vol.1, p.387 (1978).
- (11) 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.
- (12) 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
- (13) M. Cumo, R. Bertoni, R. Cipriani and G. Palazzi ; Upflow and down-flow burnout, IMechE, p.183 (1977).
- (14) 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).
- (15) 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).

- (16) 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).
- (17) Y. Katto ; A generalized correlation of critical heat flux for the forced convection boiling in vertical uniformly heated round tubes, *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol.21, p.1527 (1978).
- (18) 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).
- (19) KATTO, Y.: General features of CHF of forced convection boiling in uniformly heated vertical tubes with zero inlet subcooling, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 23, p.493, 1980.
- (20) KATTO, Y.: An analytical investigation of CHF of flow boiling in uniformly heated vertical tubes with special reference to governing dimensionless groups, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 25 [9] p.1353, 1982.
- (21) MISHIMA, K.: Boiling burnout at low flow rate and low pressure conditions, *Dissertation Thesis*, Kyoto University, 1984.
- (22) LOWDERMILK, W.H., LANZO, C.D. and SIEGEL, B.L.: Investigation of boiling burnout and flow stability for water flowing tubes, *NACA-TH 4382*, 1958.
- (23) S. Mirshak, W.S. Durant and R.H. Towell ; Heat flux at burnout, *USAEC Report DP-355*, Feb. (1959).
- (24) KUTATELADZE, S.S.: Heat transfer in condensation and boiling, *AEC-tr-3770*, 1959.
- (25) ZUBER, N.: Hydrodynamic aspects of boiling heat transfer, *AECU-4439*, 1959.
- (26) N. Zuber and M. Tribus ; *AECU-2631*, (1958).
- (27) ZENKEVICH, B.A.: The generalization of experimental data on critical heat fluxes in forced convection of sub-cooled water, *J. Nucl. Energy, Part B: Reactor Technology*, 1, p.130, 1959.
- (28) GRIFFITH, P., SCHUMANN, W.A. and NEUSTAL, A.D.: Flooding and burnout in closed-end vertical tubes, presented at Two-phase Fluid Flow Symposium, Paper No. 5, *Inst. Mech. Engrs. London*, 1962.
- (29) KUSUDA, H. and IMURA, H.: Stability of a liquid film in a counter-current annular two-phase flow, *Bull, JSME*, 17 [114], p.1613, 1974.

- (30) FREA, W.J.: Two-phase heat transfer and flooding in counter current flow, 4th Int. Heat Transfer Conf. Paris, Paper No. B5.10, 1970.
- (31) WALLIS, G.B.: "One-dimensional Two-phase Flow", (1969), McGraw Hill.