

JAERI-M
92-097

加圧条件下における板状燃料の
DNB 熱流束に関する実験的研究

1992年7月

小森 芳廣・大島 邦男・神永 雅紀・石塚 悅男
桜井 文雄・数土 幸夫・斎藤 実・二村 嘉明

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

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, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 (株)原子力資料サービス

加圧条件下における板状燃料の DNB 热流束に関する実験的研究

日本原子力研究所大洗研究所材料試験炉部

小森 芳廣・大島 邦男・神永 雅紀⁺・石塚 悅男
桜井 文雄・数土 幸夫⁺⁺・斎藤 実・二村 嘉明

(1992年6月3日受理)

JMTR 燃料の濃縮度低減化に伴う安全解析に使用する DNB 相関式について、検討を行った。安全解析に使用する DNB 相関式の検討においては、想定される熱水力条件への適用性を確認すると共に、考慮すべき安全余裕を適切に評価することが重要である。このため、JMTR 燃料要素の矩形冷却水流路を模擬した実験装置を製作し、圧力 $1 \sim 13 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ 、流速 $0 \sim 4.4 \text{ m/s}$ の範囲において DNB 热流束を測定するための実験を行なった。実験データと既存の DNB 相関式とを比較した結果、JMTR 安全解析で使用する DNB 相関式としては Sudo の式が最適であることが明らかとなった。なお、同相関式のうちの高流量に対する式については、圧力の効果を考慮して一部補正をした。この相関式と実験データとの誤差を検討した結果、最小 DNBR の許容限界値としては、1.5 が適当であるとの結論を得た。

大洗研究所：〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町字新堀 3607

+ 東海研究所研究炉部

++ 高温工学試験研究炉開発部

Experimental Study on DNB Heat Flux of Plate-type Fuel
in Pressurized Condition

Yoshihiro KOMORI, Kunio OSHIMA, Masanori KAMINAGA⁺
Etsuo ISHITSUKA, Fumio SAKURAI, Yukio SUDO⁺⁺
Minoru SAITO and Yoshiaki FUTAMURA

Department of JMTR Project
Oarai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received June 3, 1992)

Experimental study was carried out in order to determine the DNB correlation for the safety analysis of the JMTR low enrichment fuel core. Since it is essential to examine applicability and safety margin of the correlation for the safety analysis, DNB heat fluxes were measured with the test section of rectangular flow channel simulating JMTR fuel element subchannel in the pressure range of $1 \sim 13 \text{ kg/cm}^2$ abs and the velocity range of $0 \sim 4.4 \text{ m/s}$.

Reviewing existed DNB correlations based on the experimental data, Sudo correlations scheme was selected for the JMTR safety analysis with minor modification for the high flow rate region. Comparing the correlations scheme with experimental data, allowable limit of the minimum DNBR was determined to be 1.5.

Keywords: DNB Correlation, JMTR, Rectangular Channel, Pressurized Condition, Safety Analysis, Minimum DNBR

+ Department of Research Reactor, Tokai Research Establishment

++ Department of HTTR Project

目 次

1. 序 論	1
2. DNB 熱流束測定実験	2
2.1 DNB 発生の機構	2
2.2 従来の実験	2
2.3 実験条件	9
2.4 実験装置	9
2.5 実験方法	13
3. DNB 実験の結果と検討	37
3.1 実験結果	37
3.2 実験結果と既存の DNB 相関式との比較	40
3.3 安全評価に使用する DNB 相関式及び最小 DNBR 許容限界値	43
4. 結 言	60
謝 辞	61
参考文献	61

Contents

1.	Introduction	1
2.	Experiment	2
2.1	Mechanism of DNB	2
2.2	Preceding Experiments	2
2.3	Experimental Condition	9
2.4	Experimental Facility	9
2.5	Experimental Procedure	13
3.	Results and Discussion	37
3.1	Results of Experiment	37
3.2	Comparison of Experimental Data with Existing DNB Correlations	40
3.3	DNB Correlation For JMTR Safety Analysis and Allowable Limit of Minimum DNBR	43
4.	Conclusion	60
	Acknowledgement	61
	References	61

記 号

A	；	流路面積	(m ²)
A _H	；	加熱面積	(m ²)
C _p	；	水の定圧比熱	(kcal/kg°C)
D	；	水力等価直径	(m)
G	；	質量流量	(kg/m ² s)
G*	；	無次元質量流量 $= G / [\lambda \gamma_s g (\gamma_i - \gamma_s)]^{1/2}$	
h _{fg}	；	蒸発潜熱	(kcal/kg)
Δh _i	；	入口サブクールエンタルピ	(kcal/kg)
Δh _{out}	；	出口サブクールエンタルピ	(kcal/kg)
P	；	圧力	(kg/cm ² abs.)
P _c	；	臨界圧力	(kg/cm ² abs.)
P _s	；	ぬれ縁長さ	(m)
q	；	熱流束	(kcal/m ² s)
q _{DNB}	；	D N B 熱流束	(kcal/m ² s)
q _{DNB} *	；	無次元D N B 熱流束 $= q_{DNB} / h_{fg} [\lambda \gamma_s g (\gamma_i - \gamma_s)]^{1/2}$	
T _b	；	バルク水温	(°C)
T _w	；	加熱壁温度	(°C)
ΔT _{subin}	；	入口サブクール度	(°C)
ΔT _{subout}	；	出口サブクール度	(°C)
U	；	流速	(m/s)
W	；	流路幅	(m)
α	；	熱伝達率	(kcal/m ² °C)
γ _s	；	蒸気の比重量	(kg/m ³)
γ _i	；	水の比重量	(kg/m ³)
λ	；	臨界波長	(m) $= [\sigma / (\gamma_i - \gamma_s)]^{1/2}$
σ	；	表面張力	(kg/m)

Tables and Figures

Table 2.2.1 Experimental Conditions for Preceding DNB Experiments

Table 2.2.2 Comparison of Experimental and Calculated DNB Heat Fluxes (Gambill⁵⁾)

Fig.2.1.1 Boiling Curve

Fig.2.1.2 Basic Burnout Mechanisms in Flow Boiling

Fig.2.2.1 Cross-sectional View of Nickel Test Sections (Gambill⁵⁾)

Fig.2.2.2 End Block for Test Sections (Gambill⁵⁾)

Fig.2.2.3 Nickel Test Section Assembly (Gambill⁵⁾)

Fig.2.2.4 Cross Sectional View of Aluminum Test Section Assembly (Gambill⁵⁾)

Fig.2.2.5 Flow Diagram of Experimental Loop (Gambill⁵⁾)

Fig.2.2.6 Schematic Diagram of Test Section (Mirshak⁶⁾)

Fig.2.2.7 Flow Diagram of Experimental Loop (Mirshak⁶⁾)

Fig.2.2.8 Typical Burnout in a Heating Plate (Mirshak⁶⁾)

Fig.2.2.9 Cross-sectional View of Test Section (Mirshak⁶⁾)

Fig.2.2.10 Schematic of Test Section (Sudo²⁾)

Fig.2.2.11 Flow Diagram of Experimental Loop (Sudo²⁾)

Fig.2.2.12 Comparison of Upflow and Downflow DNB Heat Fluxes for 750mm long Heating Plates (Sudo²⁾)

Fig.2.2.13 Comparison of Upflow and Downflow DNB Heat Fluxes for 375mm long Heating Plates (Sudo²⁾)

Fig.2.2.14 Cross-sectional View of Test Section Heated from One Side (Mishima³⁾)

Fig.2.2.15 Cross-sectional View of Test Section Heated from Two Opposite side (Mishima³⁾)

Fig.2.2.16 Flow Diagram of Experimental Loop (Mishima³⁾)

Fig.2.2.17 DNB Heat Fluxes for the Test Section Heated from One Side (Mishima³⁾)

Fig.2.2.18 DNB Heat Fluxes for the Test Section Heated from Two Opposite Sides (Mishima³⁾)

Fig.2.2.19 Comparison of DNB Heat Fluxes of One Side and Two Opposite Sides Heated Test Sections

Fig.2.3.1 Cross-sectional View of Test Section

Fig.2.3.2 Test Section Placed in a Containment Tube

Fig.2.3.3 Heating Plates and Alumina Insulators of Test Section

Fig.2.3.4 Assembling of Test Section

Fig.2.3.5 Parts and Components of Test Section

Fig.2.3.6 Flow Diagram of Experimental Loop

Fig.2.3.7 Computer Display of Operational Status for Experimental Loop

Fig.2.3.8 Locations of Thermocouples on Heating Plates

Table 3.2.1 Applicable Ranges of DNB Correlations

- Fig.3.1.1 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB ($1\text{kg}/\text{cm}^2$, $600\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.2 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB ($1\text{kg}/\text{cm}^2$, $1800\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.3 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB ($2\text{kg}/\text{cm}^2$, $600\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.4 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB ($2\text{kg}/\text{cm}^2$, $1440\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.5 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB ($2\text{kg}/\text{cm}^2$, $2280\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.6 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB ($13\text{kg}/\text{cm}^2$, $720\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.7 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB ($13\text{kg}/\text{cm}^2$, $1200\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.8 Pressure in Upper Plenum and Flow Rate at DNB ($13\text{kg}/\text{cm}^2$, $1200\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.9 Pressure in Upper Plenum and Flow Rate at DNB ($2\text{kg}/\text{cm}^2$, $960\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
 Fig.3.1.10 Ranges of Pressure and Mass Flow Rate in the Experiment
 Fig.3.1.11 Ranges of Inlet Subcooling and Mass Flow Rate in the Experiment
 Fig.3.1.12 Ranges of Heat Flux and Mass Flow Rate in the Experiment
 Fig.3.1.13 Experimental DNB Heat Flux ($1 \sim 5\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.1.14 Experimental DNB Heat Flux ($1 \sim 5\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.1.15 Experimental DNB Heat Flux ($6 \sim 13\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.1.16 Experimental DNB Heat Flux ($1, 5, 13\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.1.17 The Relation Between Experimental DNB Heat Flux and Inlet Subcooling
 Fig.3.1.18 Effect of Heating Plate Width on DNB Heat Flux ($1\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.1.19 Effect of Heating Plate Width on DNB Heat Flux ($13\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.1.20 Effect of Heating Plate Width on DNB Heat Flux
 Fig.3.1.21 DNB Heat Flux Data for Uniform and Non-uniform Heat Flux Distribution
 (Kaminaga'')
 Fig.3.2.1 Comparison of Experimental Data with DNB Correlations ($1\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.2.2 Comparison of Experimental Data with DNB Correlations ($5\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.2.3 Comparison of Experimental Data with DNB Correlations ($13\text{kg}/\text{cm}^2\text{abs}$)
 Fig.3.2.4 Comparison of Experimental Data by Gambill and Mirshak with
 Sudo Correlation
 Fig.3.2.5 Outlet Subcooling Factor for Sudo Correlation
 in High Flow Rate Region
 Fig.3.2.6 Comparison of Experimental Data by Gambill and Mirshak with Modified
 Sudo Correlation
 Fig.3.2.7 DNB Correlation for JMTR Safety Analysis
 Fig.3.2.8 Comparison of Experimental Data with DNB Correlation for JMTR
 Safety Analysis

1. 序 論

試験研究炉の安全解析では、これまで主としてBernath, LabuntsovあるいはZenkevich等のD N B相関式が使用されて来たが、これらのD N B相関式のベースになっている実験データの多くは主として円管あるいは環状流路での比較的高圧条件下におけるものであり、試験・研究炉のような矩形流路での低圧・低流速条件下における実験データは非常に限られていた。

しかし、近年になって試験研究炉を対象としたD N B熱流束に関する研究が行われ^{1)~3)}これら相関式は、試験研究炉のような矩形流路でしかも低圧・低流量条件下では、D N B熱流束を過大に予測することが指摘された。特に、下向流の場合は、低流量条件下では流路内で発生した蒸気が上向きに流れる対向二相流となることから、D N B熱流束はかなり小さくなることが明らかにされた。このような状況から、J M T R燃料の低濃縮化に係わる安全解析を行うにあたり、使用するD N B相関式について再検討した。

J M T Rの安全解析では、圧力は大気圧~13kg/cm²abs、流速は0m/s~10m/s(下向流)の範囲が対象となる。従って、これらの条件下において得られた実験データをもとに既存の相関式を比較・検討し、適切にD N B熱流束を予測する相関式を選ぶことが必要である。しかし、現状では、前述のようにJ M T Rの安全解析で対象とする圧力及び流速範囲における実験データは非常に限られている。このため、実験装置を製作し、D N B熱流束を測定するための実験を行った。

D N B熱流束は、冷却水流路の形状、長さ、及び実験ループの構成等多くのパラメータに影響されるため、実験は実際の条件を合理的に模擬する必要がある。このため、実験装置の設計・製作に際しては、従来の関連実験等について調査し、既存の知見を十分に反映することを心掛けた。本実験で使用したテストセクションは、J M T R燃料要素の一流路を模擬した両面加熱の矩形流路形状であり、流路の長さ及びギャップ寸法は燃料要素と等しくしたものである。発熱板については均一発熱とし、幅は、燃料板の約1/2及び約1/4とした。このテストセクションを使用し、下向流、圧力1~13kg/cm²abs、流速0~4.4m/sの範囲でD N B実験を行った。

実験により得られたデータをもとに、既存のD N B相関式のうちJ M T Rの熱水力条件下に適用可能であるものについて比較を行い、J M T Rの安全解析で使用するD N B相関式について検討した。また、決定されたD N B相関式と実験データとの誤差に注目し、安全解析において熱的安全性の判断基準となる最小D N B Rの許容限界値について検討した。

2. DNB熱流束測定実験

2.1 DNB発生の機構

沸騰系において加熱熱流束を増やしていくと、ある値で熱伝達率が急激に低下し伝熱量の急減あるいは壁面温度の急上昇をともなう。この現象は沸騰危機(Boiling Crisis)あるいはバーンアウトと呼ばれており、この熱伝達率の急低下をもたらす直前の熱流束が限界熱流束として定義されている。沸騰危機に至る機構は必ずしも明確ではないが、プール沸騰及び強制流動沸騰の場合について一般に次のように考えられている。^{3), 4)}

プール沸騰の場合の熱流束と加熱面の過熱度の関係を Fig. 2.1.1³⁾ に示す。低熱流束下では自然対流冷却により除熱が行われるが、熱流束がB点に達すると加熱面で初期沸騰が始まる。このためB点は沸騰開始点と呼ばれる。B～C点は核沸騰領域であり、加熱面から離脱する気泡と加熱面に供給される液との間に気液界面が形成されるが、熱流束が十分大きくなるとこの界面が不安定になり、加熱面への液の供給が阻害されてD～Eで示される加熱面温度の急上昇、即ちバーンアウトに至る。沸騰様式の遷移点CはDNB(Departure from Nucleate Boiling; 核沸騰からの離脱)点として定義される。

強制流動の場合のバーンアウトに至る機構は、限界熱流束に達する以前の流れの状態が低クオリティ領域の場合と高クオリティ領域の場合とで以下のように分けて考えられている。低クオリティ領域あるいはサブクール領域においては、Fig. 2.1.2³⁾ のaに示すように気相は不連続であり、気泡が液相中に分散している気泡流あるいはスラグ流の状態である。この状態から、さらに熱流束が高くなると、気泡の発達とともに管の中央を流れる主流から加熱面への液の供給が次第に阻害され、やがて壁面をおおう大きい蒸気泡が発生することによってDNBが起こり壁面温度の急上昇に至るとされている。一方、高クオリティ領域では、Fig. 2.1.2³⁾ のbに示すように蒸気が流路の中心部を流れる環状流となっており、さらに熱流束が高くなると加熱面上の液膜流量が減少して壁面が乾いた状態、すなわちドライアウトの状態になり、壁面温度が急上昇するとされている。

加熱面の温度が急上昇しバーンアウトを生じる熱流束は、DNB熱流束よりもわずかに大きく、極大熱流束あるいはバーンアウト熱流束として定義されている。従って、DNBが起きたときも加熱面が直ちにバーンアウトするものではないが、原子炉における燃料の熱的限界としては、沸騰状態が核沸騰領域から離れて遷移沸騰領域に移行するDNB点の熱流束が採用されている。

2.2 従来の実験

これまでに行われたDNB実験のうち試験研究炉用の板状燃料を模擬して矩形流路を中心に行われた実験として、Gambill⁵⁾、Mirshak⁶⁾、数土¹⁾及び三島³⁾の実験について調査した。その結果を以下に記す。また、各実験の条件についてTable 2.2.1にまとめて示す。

2.2.1 Gambillの実験⁵⁾

本実験では、ニッケル及びアルミニウム製の発熱板を用いた矩形流路におけるDNB熱流束が測定されており、試験研究炉用板状燃料に関するこれまでのDNB実験としては、最も高圧かつ高熱流束で行われたものである。実験結果をもとに既存のDNB相関式をレビューし、HFIRの安全解析に適用するDNB相関式としてZenkevich-Subotinの式が選定された。最小DNBRの許容限界値としては実験データのばらつきを考慮して1.3が採用された。

(1) 実験装置

① ニッケル板テストセクション

テスト1～3では、厚さ1.5mmのニッケル板が発熱板として使用された。Fig.2.2.1に示すように、テスト1ではニッケル板はインコネルのエッジに溶接され、その間に挟まれたインコネルのスペーサによりニッケル板間のギャップが確保されている。流路の両側をこのような構造にすることにより、流路端部における熱流束のピークが低減され、流路端部で早くバーンアウトが起きてしまうことが防止される。

テストセクションは、Fig.2.2.2に示すようにエンドブロック中にろう接された。エンドブロックは、冷却水循環ループにテストセクションを接続するためのものであり、銅電極と発熱板の電気的接続の役割も果たしている。薄いインコネルエッチをニッケル板に溶接することが困難であったため、テスト2及び3では、Fig.2.2.1に示すように両側約5mmを0.7mmの厚さに加工したニッケル板を使用し、スペーサを挟み込んで両端のみを溶接するように改良した。この構造でも流路端部での早期バーンアウトは防止された。

6本の熱電対が、交互に両側の発熱板の外側に点溶接された。熱電対のリード線はFig.2.2.3に示すようにバックアップ板の貫通孔を通して引き出された。

② アルミニウム板テストセクション

発熱板の材料による影響を調べるために、アルミニウム製の発熱板を使用した実験も行われた。流路サイドにおける熱流束ピーピングを防ぐために高抵抗の材料をアルミニウム製発熱板に接合するのは困難であるので、別の方法を講じる必要がある。流路ギャップが1.27mmで発熱板の厚さが0.89mmの場合、流路端部における熱流束は平均約1.7倍になると推定される。従って、流路端部での熱流束ピークをなくすため、流路端部の湾曲部の板厚を約0.61mmにした。

アルミニウム板には点溶接では熱電対が確実には付かないため、圧着された。合計12本の熱電対は、約50mmおきに交互に反対側の発熱板に付けられた。発熱板の横方向の温度分布を見るために、4箇所で熱電対が発熱板の端部近くにも付けられた。バックアップ板とテストセクションを電気的に絶縁するためにマイカが使用された。アルミニウム板テストセクションの断面図をFig.2.2.4に示す。

③ 実験ループ

実験ループについてFig.2.2.5に示す。冷却水は、ホールドアップタンクから吸い上げられロータメータ、ブースターポンプ及びワイヤスクリーンフィルタを経てテストセクションに流入する。その後、ミキシングチャンバーと除熱器を経て、ホールドアップタンクに

戻る。テストセクションは、バーンアウト時に吹き出す恐れのある蒸気に対する防護のために、遮蔽ボックスに収納された。冷却水の入口温度は、ホールドアップタンク内にコイル状に引き込まれている蒸気ラインによって調整された。圧力はテストセクション上流及び下流の弁により調整され、加圧のための特別の装置は設けられていない。テストセクションは、フランジ部のボルトにテープを巻き、テフロンガスケットを使用することにより、システムの他の部分とは電気的に絶縁された。

(2) 実験結果

実験で得られたD N B熱流束は、H F I Rに適用が可能と思われる8種類の相関式と比較された。この結果をTable. 2. 2. 2に示す。比較の結果から、Zenkevich-Subbotinの相関式が実験データと最も良い一致を示した。同式の本来の適用範囲は $102\sim 210 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ であるが、本比較結果によりGambillらの実験データの圧力範囲(約 $10\sim 40 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$)でも使用し得ることが明らかにされた。実験データと同相関式との差が最大で約30%であることから安全余裕を1.3とし、同相関式によるD N B熱流束予測値を1.3で除したものをH F I Rに適用することとした。

なお、ヒータ板の材質(ニッケル及びアルミニウム)によるD N B熱流束への影響については、実験データ数が少ないためにGambillらは明らかにしていないが、得られた実験データをみる限りでは大きな差は認められない。

2. 2. 2 Mirshakの実験⁶⁾

実験はサブクール領域で矩形流路及び環状流路について行われたが、ここでは矩形流路の実験にのみ注目する。テストセクションは片面加熱であり、もう一方の面には流れの状態を観察するためにプレクシガラスが使用された。圧力、流量等のパラメータの他、発熱板の材料を変えてその影響が調べられた。実験結果をもとに、矩形及び環状流路双方に適用できる相関式が提案された。

(1) 実験装置

① テストセクション

テストセクションはFig. 2. 2. 6に示すようにプレクシガラスと発熱板を向かい合わせた構造であり、端部の影響をなくすために、発熱板の両側約6mmに非加熱部が設けられている。発熱板は、幅約52mm、長さ約490mmであり、厚さ約1mmの304ステンレス鋼製、あるいは厚さ約0.64mmの70%Cu-30%Ni合金製である。発熱板は上方向に熱膨張できる構造となっている。

② 実験ループ

実験ループの系統図をFig. 2. 2. 7に示す。冷却水として蒸留水が使用されており、冷却水は、ポンプ、流量計を経てテストセクションに至り、熱交換器、ヘッドタンクを経由してポンプに戻る。冷却水の圧力及び流量は、テストセクションの上流、下流及びバイパスラインに設けられた弁により調整され、加圧のための特別の装置は設けられていない。また、冷却水の水質を維持するために、イオン交換器が設けられた。発熱板へは、発熱板に銀ろう接された銅製ブスを経て給電された。直流電源が使用され、容量は約300kW(40V, 7200A)である。熱流束は、発熱板の電流、電圧に基づいて計算された。冷却水圧力はテストセ

クションの出入口に設けられたマノネータ及びヘイズゲージにより測定され、温度はテストセクションから上流及び下流それぞれ45cmの位置に設けられた熱電対により測定された。

(2) 実験手順

加熱板の表面はエメリ布で研磨され、脱脂された。冷却水には蒸留水が使用され、実験ループに給水終了後、80°Cまで加熱し、約20分脱気運転を行った。冷却水の電気抵抗は、0.15~0.3MΩ·cmに維持された。冷却水の熱交換器のバイパス流量を調整することにより、バーンアウト発生まで冷却水温度（流路出口）を1°C/minで上昇させた。熱流束を増加してゆく方法では熱流束を変更している途中でバーンアウトが起きてしまう恐れがあることから、本方法が採用された。

テストセクションの下端付近に白熱光を発するスポットが生じ、それが自然に伝播することをバーンアウト発生の条件とした。テストセクションは全長にわたり観察され、テストセクションの変形等により低い熱流束によりバーンアウトしてしまった場合のデータは、削除された。

(3) 実験結果

軸方向均一発熱の実験に関して一般に予測されているとおり、バウアウトは全て流路の下端部付近で発生した。矩形流路実験の場合には、流路出口では流路の両端部（非加熱部）に沿った流れが加熱部に沿った流れと完全には混じらないと考えられる。従って、テストセクションの下流側で冷却水温度を測定した場合には、厳密には流路出口温度との間に差が生じるが、その誤差を推定した結果、約3%であり、実験上特に支障はないと考えられた。

実験の結果から、DNB熱流束に最も影響する因子として、冷却水の流量、出口サブクール度及び圧力を選択し、これらをパラメータとした相関式が提案された。発熱板の材料の違いによる影響は認められなかった。相関式については3章で述べられるので、ここでは省略する。

Fig. 2.2.8にバーンアウト発生後の発熱板の典型的な例を示す。発熱部下端付近でバーンアウトが発生しほぼ水平に分断されており、これは流路ギャップ寸法を保つために発熱板に軸方向の引張力が働いていたためと思われる。流動状態の観察から、高流束、高サブクール度の実験ではバーンアウト直前に多くの小さな気泡が見られ、一方、低流束、低サブクール度においては気泡はより大きくなるがその数は少ないと確認された。

2.2.3 数値の実験¹³

実験は、矩形流路について非加圧で行われ、併せて加熱部の長さ及び流れの方向の影響が調べられた。実験結果に基づき、流れの方向を考慮した相関式が提案された。

(1) 実験装置

① テストセクション

テストセクションの流路部断面についてFig. 2.2.9に、またテストセクションの構成をFig. 2.2.10に示す。テストセクションは両面加熱であり、発熱板は、インコネル600製、幅40mm、厚さ1mmであり、長さは375mmと750mmの2種類である。発熱板はテフロン製の絶縁板にボルトにより固定され、その外側はステンレス鋼製のフレームに囲まれて

いる。発熱板の熱膨張は、上下の電極棒部に設けたスプリングにより吸収される。流動状態を観察するために、ポリカーボネート製の窓が流路の両側面に全長にわたり設けられた。

一方の発熱板の裏面には、長さ750mmのものについては20本、長さ375mmの発熱板については10本の熱電対が銀ろう接により取り付けられ、他方の発熱板にはその半数の熱電対が取り付けられた。DNBが発生し発熱板温度が設定温度（約200～300°C）に達した場合には、熱電対がそれを検知し、発熱板への供給電力が自動的に遮断される。DNB時には急激に温度が上昇するため、応答性の観点から熱電対は細径のものが好ましく、実験ではシース外径0.5mmの熱電対が使用された。発熱板の流路側とその裏側の温度差は最大熱流束条件下でも約13°Cであり、また熱電対の温度応答の時定数も約0.2秒と推定されることから、発熱板の裏側に熱電対を取り付けることは実験上支障ないことが確認された。

テストセクションの上部及び下部にはプレナムが設けられており、矩形流路へ流入する冷却水の整流及び冷却水温度測定精度の向上等に役目を有する。上部プレナムには空気抜きノズルがあり、運転開始時に実験ループ内の空気抜き及び脱気運転を行うために使用された。

② 実験ループ

実験ループの概要をFig. 2.2.11に示す。冷却水としては純水が使用された。実験ループは冷却水の循環ポンプ、流量計及び貯水タンク等から構成される。貯水タンクには銅管製の冷却コイルが収められており、貯水タンク内の水温を調節することによりテストセクション入口の冷却水温度が一定に保たれる。流量計として、電磁流量計1台及び浮子式流量計3台（低、中及び高流量域用）が設けられており、実験条件に合わせて使い分けができるようになっている。電源は、最大出力42kWの直流電源である。発熱板の熱流束は、発熱板両端の電圧及び電流をもとに算出された。

(2) 実験方法

実験ループに純水を給水した後、上部プレナムの空気抜きバルブを開として、上昇流にて水温を約90°Cまで上昇させ、冷却水の脱気を行った。冷却水の流路入口温度及び流量の設定を行うと共に、発熱板の警報温度を230°Cに設定した。予想されるDNB熱流束の50～70%までゆっくりと供給電力を増加させ、流れの状態を観察すると共に圧力及び温度等の測定を行った。その後は、DNBが発生するまでステップ状にゆっくりと供給電力を増加させた。発熱板の急激な温度上昇によりDNBの発生を確認し、発熱板を損傷しないために速やかに電源を遮断した。

(3) 実験結果

DNBに近づくにつれ発熱板温度が振動する現象が観察された。この温度振幅は上昇流では約5°C、下向流では約20°Cであった。この差は、上昇流では気泡と水が共に上向きに流れる並行流であるが、下向流では水は下向き、気泡は上向きに流れる対向流と下向きの並行流が交互に起こることによるものと考えられる。

Fig. 2.2.12 及び Fig. 2.2.13 にそれぞれ発熱板長さ750mm及び375mmの場合の実験結果を示す。これらの結果から、0～6ℓ/min(0～0.72 m/s)の範囲では、上昇流に比べ下向流の方がDNB熱流束が低いことが分かる。また、上昇流の場合にはサブクール度の影響がほとんど見られないのに対し、下向流ではサブクール度が大きくなるほどDNB熱流

束が高くなる傾向が見られる。発熱板の長さの影響については、長さ375mmと750mmの発熱板の実験結果の比較により、発熱板が短い方がDNB熱流束が高くなるという結果が得られた。

2.2.4 三島の実験³⁾

実験は環状及び矩形流路について非加圧で行われており、矩形流路については片側加熱及び両側加熱の双方について実験が実施された。また、上昇流と下向流におけるDNB熱流束の差が調べられた。

(1) 実験装置

① テストセクション

矩形流路のテストセクションについて、Fig. 2.2.14(片側加熱)及びFig. 2.2.15(両側加熱)に示す。発熱板はステンレス鋼製であり、幅30mm、厚さ1mmである。熱電対は、発熱板の裏側に鉛直方向に35mm間隔で点溶接により取り付けられており、上下の電極棒中の貫通孔を通して外部に引き出される。流路端部の影響を無くすために、発熱板の両サイド5mmに非加熱部を設けると共に、非加熱部と発熱板は同一平面になるように注意して配置された。片側加熱のテストセクションでは、流れの状態を観察するために非加熱面にはパイレックスガラスが使用された。

② 実験ループ

実験ループの系統図をFig. 2.2.16に示す。イオン交換器を通した水を冷却水として使用し、水タンク内には冷却水の温度調節のため銅製の冷却管が引き込まれている。水タンク上部には蒸気逃がし弁が設けられており、実験中系内の圧力をほぼ大気圧に維持するため常時開に保持された。テストセクションの上流側には測定レンジの異なる3種類のターピン式流量計が設けられた。発熱板には、最大容量20V、1200Aの直流電源から給電された。発熱板の温度測定用の熱電対はバーンアウト検出回路に接続され、DNBが発生し指示温度が設定値(～200°C)を超えると電源を遮断するようになっている。DNB熱流束は、発熱板両端の電位差と電源出力端にあるシャントの電位差との比較から算出された。

(2) 実験手順

実験ループに給水後、冷却水を沸騰させることにより脱ガスを行った。その後、各弁を操作し、上昇流あるいは下向流モードの設定を行った。冷却水の流路入口温度は、水タンク内の水温を冷却水管により調節することにより一定に維持された。その後、流量を設定値に保持し、DNB発生まで熱流束を徐々に増加させた。DNBの直前に流動不安定により激しい流量変動が生じることがあったが、その場合には記録データから読み取った平均値を実験流量とした。

(3) 実験結果

片側及び両側加熱の実験におけるDNB熱流束を、それぞれFig. 2.2.17及びFig. 2.2.18に示す。Fig. 2.2.17において質量速度が-100～-200 kg/m²sを超えたあたりで限界熱流束が急に増加しているが、これは上昇する気泡の速度がちょうど零になるとときの質量速度の計算値とほぼ一致した。片側及び両側加熱の双方とも、限界熱流束は全体的に下向流のはうが低くなっている、流れに働く重力の影響が強く現れていることによるものである。

高流量では重力の影響は相対的に小さくなることから、流れの方向による限界熱流束の差は小さくなると予想される。

冷却水入口温度が30°Cの場合について、片側及び両側加熱のD N B熱流束をFig. 2.2.19に比較して示す。バーンアウトが発生する時の冷却水への総入熱量が等しいとすれば、両側加熱における限界熱流束は片側加熱の半分と考えられるが、実際には上昇流の場合は半分よりもかなり大きくなっている、流路出入口形状の差等が影響したものと考えられている。

2.2.5 調査結果のまとめ

これまでに実施された矩形流路を中心としたD N B実験について調査した。調査の結果、D N B実験の実施に際して参考となる貴重な知見が多く得られた。それらを、以下にまとめる。

① 実験装置

両側加熱及び片側加熱の実験におけるD N B熱流束の間には、明確な相関関係は確立されていない。従って、実際の燃料要素における流路の条件を模擬する上から、D N B実験としては両側加熱のテストセクションを使用することが必要である。また、発熱板の長さが短いとD N B熱流束が高くなるという結果が得られているため、発熱板長さについても実際の燃料と等しくした方が実験結果の取扱いが容易である。

全ての実験において指摘されているように、矩形流路のテストセクションの場合には、流路の角部において著しく低い熱流束でD N Bが起きてしまう恐れがあるために、発熱板の両側に非加熱部を設けることが必要である。その際に非加熱部と発熱板は同一平面となるように注意し、流路面の凸凹による新たな端部の影響を導入しないようとする。また、発熱板の軸方向の熱膨張を考慮した構造とすることも重要である。

流れの状態を観察することによりD N B熱流束とD N Bのメカニズムを関連付けて把握できることから、流路の両側に観察用の窓を設けることは非常に有意義である。D N B発生の検出については、全ての実験で熱電対により発熱板の温度上昇を検知する方法が採用されている。発熱板保護の観点から、D N B発生を速やかに検知して電源を遮断することが必要であるため、使用する熱電対は応答の早い細径のものが望ましい。

実験ループは、冷却水の循環ポンプ、圧力及び流量を調節するための弁、温度を調整するための冷却管等から構成されている。加圧下での実験では、テストセクション部のバイパス流量の調整とテストセクション上部のオリフィスの調整によりテストセクションの圧力を設定しているが、この方式では圧力及び流量を独立に変更するには限界がある。従って、ガスによる加圧器等の加圧システムを設けることが必要である。発熱板はテストセクションの他の部分とは電気的に絶縁されているが、発熱板には大電流が流れるので、万一電流がリークした場合に備えてフランジ部で絶縁の措置を講じ、テストセクションと実験ループ間にについても電気的に絶縁している。この措置は、実験の安全上から重要である。

② 実験方法

実験開始前に冷却水の脱気を十分に行っておくことが重要である。Mirshakの実験では冷却水温度を1°Cずつ上げるという方法を取っているが、その他の実験は熱流束をステッ

プ状に上げる方法で行われており、十分に小さな間隔で行う限りにおいては、熱流束をステップ上に上げても実験上支障はないと思われる。

③ 実験結果

いずれの実験でも、下向流では、流路の下端部付近でDNBが発生している。従って、DNB熱流束を速やかに検知するためには、熱電対は流路全長に等間隔で付けるよりも下部に集中的に付けた方が効果的である。また、非加圧条件下において上昇流と下向流を比較した実験では、下向流のDNB熱流束は上昇流の場合よりも低く、サブクール度に依存するという結果が得られている。

2.3 実験条件

本実験の条件は以下のとおりである。

(1) 冷却水条件

方向	；	下向流
圧力	；	1～13 kg/cm ² abs (流路出口)
流量	；	0～4360 kg/m ² s (0～4.4 m/s)
温度	；	49°C (流路入口)

(2) 流路寸法

幅	；	42 mm (発熱板幅 30.8mm)、 28 mm (発熱板幅 17.2mm)
ギャップ	；	2.7 mm
発熱板長さ	；	760 mm
等価直径	；	5.4～5.6 mm

(3) 热流束

； 50～1270 kcal/m²s

2.4 実験装置

2.4.1 テストセクション

テストセクションはJMT-R燃料要素の1流路を模擬したものであり、Fig. 2.3.1に示すように、燃料板を模擬した2枚の発熱板を2.7mmの冷却水流路ギャップをはさんで向かい合わせて配置し、その周囲を絶縁体及びフレーム等で囲んだものである。また、発熱板の両端部付近で局部的にDNBが発生してしまうことを防止するために、発熱板の両側約5mmに非加熱部を設けた。実験中の流れの状態を観察するために、最初の数体のテストセクションでは流路の両側に窓を設けた。テストセクションはFig. 2.3.2に示すように外套に収納される。テストセクションは吊り下げロッドにより外套上部フランジから吊り下げられており、また吊り下げロッドのボルトも緩められているため、テストセクションの上方及び下方への熱膨張を吸収することが可能である。冷却水は上部プレナムからテストセクションに入り、流路内を降下して下部プレナムに達した後、外套を出て熱交換器に入る。

① 発熱板

発熱板は、直接通電によるジュール発熱により実際の燃料板の発熱を模擬するものである。できるだけ高い熱流束まで実験を行うために電気抵抗値が高く、また溶接等の製作上問題がない等の観点から、発熱板の材料としてはインコネル600合金を使用した。発熱板の厚さは、幅30.8mmの発熱板では1.3mm、幅17.2mmの発熱板では2.4mmであり、長さはいずれも760mmである。

発熱板はテンションボルトにより絶縁体に取り付けられた。流路ギャップの調整は、向かい合う絶縁体の間に挟む数個のスペーサの厚さを変えることにより行ったが、全長760mmにわたり流路ギャップ寸法を一定とする必要があることから、局部的な流路ギャップ寸法の微調整は、テンションボルトの締めつけ具合を変えることにより行った。さらに、このテンションボルトが発熱板の軸方向の熱膨張を拘束しないように、テンションボルトを発熱板に直接接合するのではなく、発熱板に溶接したフックにテンションボルトを引っ掛ける構造とした。発熱板は上部及び下部電極に接続されているが、これらの電極も軸方向には拘束されておらず、発熱板の熱膨張に伴って上下に移動できる構造になっている。

DNB実験では発熱板は熱的に厳しい状況に曝されるため、実験を繰り返すことにより発熱板表面に局部的な変形が生じ、正常なデータが得られなくなる。従って、目視により発熱板の変形が認められるか又は発熱板の温度分布等に異常が認められた場合には、発熱板を交換した。テストセクションは、最初の2体については全体を交換したが、組立用治具等を考案し、3体目以降は発熱板と熱電対以外の大部分の部品は再使用した。

② 絶縁体

絶縁体は、大電流が流れる発熱板をテストセクションの他の部品から電気的に絶縁すると共に、発熱板で発生した熱が冷却水以外の部分に逃げないように断熱の機能を有するものである。また、発熱板を支持し流路ギャップ寸法を保持する役割も有する。

発熱板はDNB発生時には瞬間的に500～600°Cに達すると予想されたため、初期に製作した数体のテストセクションでは耐熱性を考慮してアルミナ製の絶縁体を使用したが、熱電対あるいは組立用ボルトの貫通孔周辺等にしばしばき裂が発生したため、その後は絶縁体をテフロン製に変更した。テフロン製絶縁体の温度が200°C程度に抑えられるようするため、発熱板の裏面と絶縁体の間にはさむアスベスト製ガスケットの厚さを十分厚くした。

発熱板を絶縁体に組み込んだ写真をFig.2.3.3に示す。絶縁体の両側にある多数の孔は、二つ割り構造のテストセクションを組み立てるためのボルトをとおすたものである。また、テストセクション組立途中の状態をFig.2.3.4に示す。図は上下方向のボルトを通していところである。この後、左右方向にもフレームをあててボルト締めを行う。組立中は、直径0.5mmの細い熱電対を損傷しないように注意した。Fig.2.3.5は、上部及び下部構造を除いて組立が終了したテストセクションの状態を示したものである。この後、上部(図中右)には発熱板を電極に接続するための銅板が取り付けられ、また、下部(図中左)には2枚の発熱板を電気的に直列接続するための銅製ブロックが取り付けられる。

2.4.2 実験ループ

実験ループの系統図を Fig. 2.3.6に示す。実験ループは、テストセクション、加圧器、熱交換器、循環ポンプ、イオン交換樹脂タンク、冷却水温度調節用ヒータ、流量調節弁等から構成されており、弁操作により上昇流及び下向流双方の実験が可能である。弁類は手動であるため、実験中の操作性を考慮してループ前面に集まるように配置された。

循環ポンプを出た冷却水は、質量流量計、流量調節弁を経て冷却水温度調節用のヒータをとおり所定の温度に調節される。その後タービン流量計を経て上部プレナムに流入し、外套内に据え付けられたテストセクションに至る。上部プレナム部は電極等があり複雑な構造であるので、テストセクションの交換時の作業性を考慮し、冷却水は上部プレナムに横から流入する構造とした。冷却水は、テストセクション通過後下部プレナムを経て熱交換器に入り除熱された後、再び循環ポンプに戻る。

① 外套

外套は、DNB時に万一テストセクションから高温の冷却水や蒸気が吹き出した場合に安全を確保するために設けられているステンレス鋼製の容器である。また、テストセクションに背圧を与える役目も有している。即ち、テストセクションは基本的には二つ割り構造の絶縁体をゴムパッキンを挟んでボルト締めで組立ているものであるが、テストセクションは全長が760mmと長く複雑な構造であるため、差圧が大きくなるとパッキンのリーク防止が困難である。このため、外套内を加圧タンクの気相部（ヘリウム）と配管により連結し、外套内を常に冷却水とほぼ等しい圧力に維持することにより、パッキンの内外差圧をほとんど無くす設計とした。

外套とテストセクションは電気的に絶縁された設計となっているが、冷却水の電気伝導度が急激に上昇するような場合には、冷却水を通してテストセクションから外套へ電流の漏れが生じることが考えられる。従って、外套と実験ループを接続するフランジには、絶縁ボルト及び絶縁パッキンを使用して、外套を実験ループの他の部分と電気的に絶縁した。

② 循環ポンプ

循環ポンプは並列に2台設けられており、流量に応じて使い分けができるようになっている。いずれも遠心型ポンプであり、1台は全揚程50m、最大流量50l/min、もう1台は全揚程150m、最大流量60l/minである。圧力及び流量が比較的低い場合には低揚程のポンプを使用したが、高流量ではテストセクション部の圧力損失が急激に大きくなるため、高揚程のポンプを使用した。

③ 加圧タンク

加圧タンクは冷却水の圧力を調整するために設けられたもので、内容積約90lのステンレス鋼製タンクである。加圧器の気相部はヘリウムボンベに接続されており、気相部のヘリウムの圧力を調節することにより系内の冷却水圧力を設定する。また、前述のように、外套内のテストセクションに背圧を供給する機能も有している。

④ 热交換器

テストセクションで発生した熱を除去するためにステンレス鋼製の熱交換器が設けられており、最大除熱能力は200kWである。

⑤ 冷却水温度調節用ヒータ

本ヒータは冷却水のテストセクション入口温度を一定に自動調節するためのものであり、直径約150mm、長さ約1400mmのステンレス鋼管内にワイヤヒータを据え付けたものである。ヒータの最大出力は20kWであり、外套の上部あるいは下部プレナム部に挿入されている熱電対の信号によりヒータ出力のフィードバック制御を行う。

⑥ イオン交換器

冷却水の純度低下による発熱板間等の電流の漏えいを防止するため、イオン交換樹脂を充填したタンクを設け、冷却水の精製を行った。

2.4.3 電 源

これまでのDNB実験では計測系統へのノイズの影響を考慮して一般に直流電源が使用されているが、本実験では経済性の観点から交流電源を使用した。電源の容量は200kWである。実験中熱電対の信号に若干のノイズは認められたが、DNB発生の検出には全く支障なかった。

電源は、実効値で最大電圧90V、最大電流2000Aであるため、最大発熱量を得るために発熱部の電気抵抗を約0.04Ωとする必要がある。このため、2枚の発熱板を電気的に直列に接続して電気抵抗を調節した。即ち、電気回路としては上部電極の一方から片側の発熱板を通り、下部電極でUターンしてもう一方の発熱板を通り、上部電極を経て電源に戻る構成とした。

発熱板の発熱量は、最大180kWまで1kWステップで調節することが可能である。発熱量設定ミスによる発熱板の損傷等を防止するために、先ず変更する発熱量に設定ダイヤルを合わせ、設定値を確認してから変更スイッチを押すという二重の手順により発熱量を変更するシステムとした。また、冷却水の循環ポンプの停止及び回路の短絡等の場合には電源を遮断するように安全装置を設けた。

2.4.4 計測システム

① データ処理システム

本実験に関するデータ類は、全てパーソナルコンピュータで処理された。各計測ラインはアイソレータ、A/D変換器を経てパーソナルコンピュータに接続されており、主要なデータは、Fig. 2.3.7に示すように実験中画面上にグラフィック表示される。各データのサンプリング間隔は約20msである。DNBが発生すると、後述するDNB検出回路から発信されるDNB信号によりデータサンプリングが停止し、DNB発生の30秒前からDNB発生時までの全ての入力データをフロッピディスクに自動的に保存するようになっている。

② 発熱板温度測定用熱電対

下向流の実験ではDNBは流路の出口付近で発生するため、Fig. 2.3.8に示すように2枚の発熱板のそれぞれ裏面に、発熱板下端から約340mmの範囲に9本の熱電対を約40mm間隔で取り付けた。但し、流量を零としてフラッディング熱流束を測定する実験では、逆に発熱板の上部に熱電対を取り付けた。発熱板保護の観点から、DNB発生を速やかに

検出して供給電力を降下することが望ましいため、熱電対は応答性の良い外径が 0.5mm のものを使用した。熱電対の発熱板への取り付けは、熱電対の先端付近にステンレス鋼の薄片を被せて薄片を発熱板に点溶接することにより行った。

また、熱電対は発熱板裏面に取り付けられており、熱電対の被覆と芯線との間には最大 80V程度の電圧がかかるため、被覆と芯線間の絶縁抵抗が低下した場合にデータ処理用のパーソナルコンピュータに悪影響を及ぼさないように、アイソレータを介して熱電対をコンピュータに接続した。

③ 冷却水の温度及び圧力測定

冷却水の圧力及び温度は、テストセクションの上部及び下部のプレナムに据えつけられたC/A熱電対及び圧力検出器によりそれぞれ計測される。上部あるいは下部プレナムの熱電対の信号のいずれかを冷却水温度調節用ヒータのフィードバック信号として選択することが可能である。

④ 流量計

冷却水の流量を測定するために、質量流量計及びタービン流量計の2台が設けられている。質量流量計はコリオリフォースの原理を応用したもので、循環ポンプを出た後に配置されており、フルスケール50kg/min、測定精度±0.3%F.S.である。また、タービン流量計はテストセクションの入口直前に取り付けられており、フルスケール70ℓ/min、測定精度±0.3%F.S.である。

⑤ DNB検出回路

発熱板に取り付けられている熱電対の信号は、データ処理用のパーソナルコンピュータ及びDNB検出回路に接続されている。DNB検出回路では、各熱電対毎にDNB検出温度をダイヤルにより設定することが可能であり、いずれか1本でもDNB検出温度に達するとDNB信号を発信し、警報を発すると共に自動的に発熱板への供給電力を予め設定したベース電力値まで速やかに降下させる。この回路により、DNB発生時にも特に実験者による操作を必要としない。ここで、DNB発生時に供給電力を遮断せずベース電力値まで低下させる方法を採用したのは、供給電力を瞬時に遮断した場合には発熱板が熱的衝撃により破断する恐れがあるためである。ベース電力値としては、DNBが発生すると予想される出力の概ね50~60%程度とした。

2.5 実験方法

実験の手順は以下のとおりである。

- ① 真空ポンプによりループ内を若干負圧にしてから、ループ内に純水を給水する。
- ② データ処理システムを起動し、コンピュータ画面に系統の状態表示を行う。温度、圧力、流量等の信号が正常に接続されていることを確認する。また、DNB発生直前の発熱板温度を過去のデータから予測し、これよりおよそ 200°C程度高い温度にDNB検出温度を設定する。
- ③ 循環ポンプを運転し、冷却水の電気伝導度がおよそ $0.1 \mu S/cm$ 以下になるまで精製運転を行う。この際、発熱板と外套間の電気絶縁が正常に保たれていることを確認するた

め、上部電極と外套間の絶縁抵抗を測定する。この値は通常およそ $100\text{k}\Omega$ 程度であった。

- ④ 冷却水温度調節用ヒータにより冷却水を約 $80\sim 90^\circ\text{C}$ まで昇温し、約1時間運転する。
この間、上部プレナムの頂部付近に設けられているベント弁を数回開にして脱気する。
この温度ではイオン交換樹脂の性能が劣化するので、イオン交換器の入口弁は閉めておく。
- ⑤ 冷却水の流量、圧力を設定する。また冷却水のテストセクション入口温度を 49°C に自動制御する。その後、発熱板用の電源を投入し、D N B 発生の予測値のほぼ半分までは、数 kW ステップで出力を上昇する。この間、出力上昇に伴い、出力設定値の半分を目安にベース出力の設定を適宜上げて行く。必要に応じて熱交換器2次側の流量を調整し、冷却水の熱交換器出口温度を 40°C 程度に維持する。圧力あるいは流量が設定値からはずれた場合には、この時点で設定しなおす。D N B 発生に近づいてからの圧力あるいは流量の調整は、たとえわずかでもD N B を誘発する恐れがあるので、行わないようにした。
- ⑥ 出力がD N B 発生の予測値のほぼ半分を超えた以降は、D N B 発生まで 1kW ステップで出力を上げて行く。各ステップで約5分間程度保持し、状態を注意深く観察する。
- ⑦ D N B 発生後の電力降下、データの取り込みは全て自動的に行われるため、実験者の操作は不要である。

Table 2.2.1 Experimental Conditions for Preceding DNB Experiments

		Gambill & Bundy	Mirshak	Sudo	Mishima
Pressure (kg/cm ² abs)		25 ~ 39	2 ~ 6	atmospheric pressure	atmospheric pressure
Velocity (m/s)		9 ~ 24	5~6, 10 ~12.7	0 ~ 0.61	0 ~ 0.61
Temperature (°C)		T _{in} = 36 ~51	ΔT _{sout} = 6~ 74	T _{in} = 19 ~80	T _{in} = 29 ~87
Heat Flux (kcal/m ² s)		2290 ~ 5550	678 ~ 2440	~ appr. 300	~ 311
Flow Channel	Gap (mm)	1.1~1.6	3.3 , 6.4	2.25	2.4
	Width (mm)	12.6 , 27.3	65	50	40
	Heated Width	25.4	52.3 (one side)	40	30
	Length (mm)	300, 457	489	375, 750	350
	Flow Direction	Downward	Downward	Upward and Downward	Upward and Downward
D		1.91 ~2.65	5.3 ~ 11.7	4.1	4.5
L / D		128~230	42 ~ 92	85, 170	77.8

Table 2.2.2 Comparison of Experimental and Calculated DNB Heat Fluxes (Gambill⁵)

Correlation	Reference	Error ^a (%)	
		Average	Maximum
Jacobs and Merrill	15	47.9	71.6
Hoe and Senghaus	16	37.8	74.0
Bernath	12	26.8	46.5
Buchberg	17	26.1	37.8
Griffith	18	22.8	37.9
Menegus	19	14.8	42.7
McGill and Sibbitt	20	14.3	47.3
Zenkevich and Subbotin	21	14.8	30.6

^aCalculated minus experimental, divided by experimental, times 100.

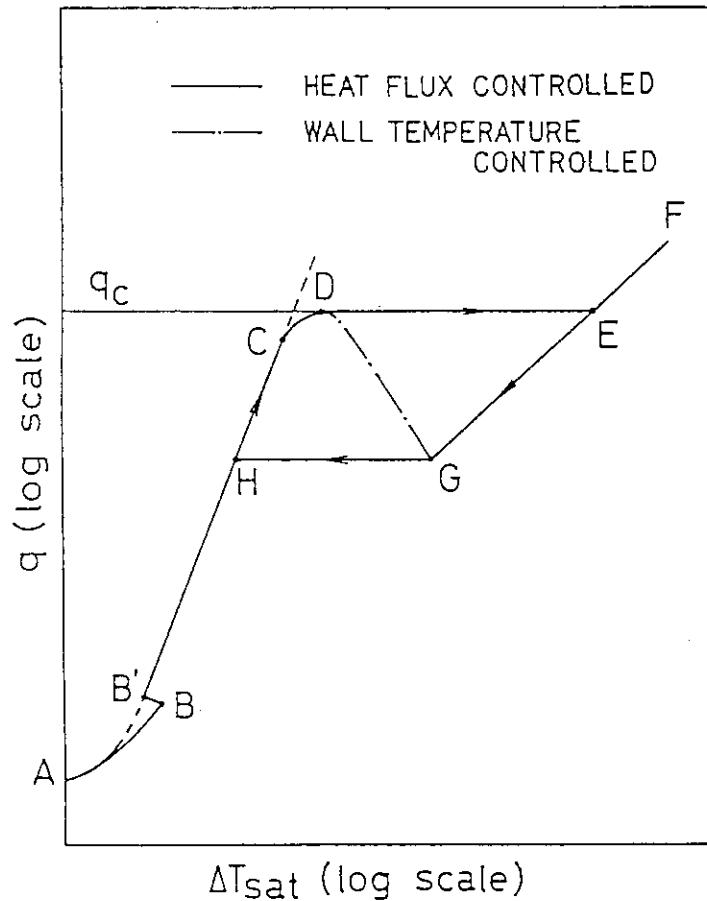


Fig. 2.1.1 Boiling Curve

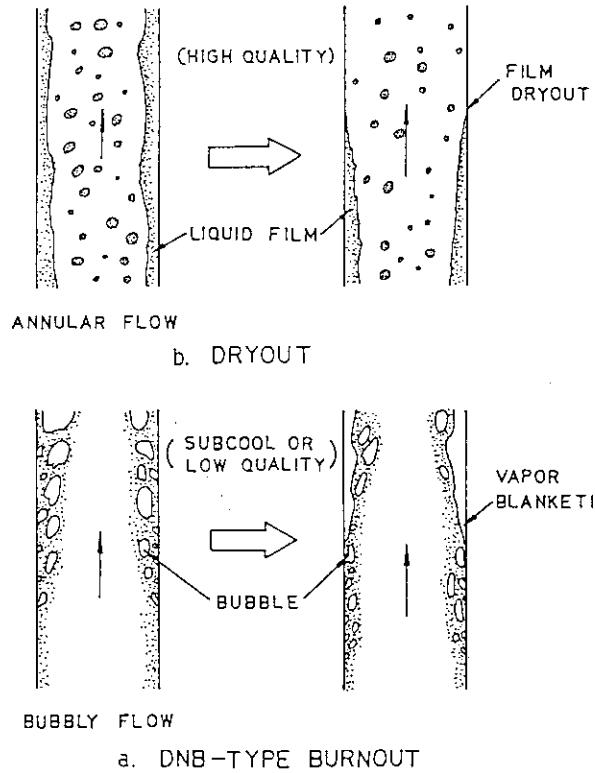


Fig. 2.1.2 Basic Burnout Mechanisms in Flow Boiling

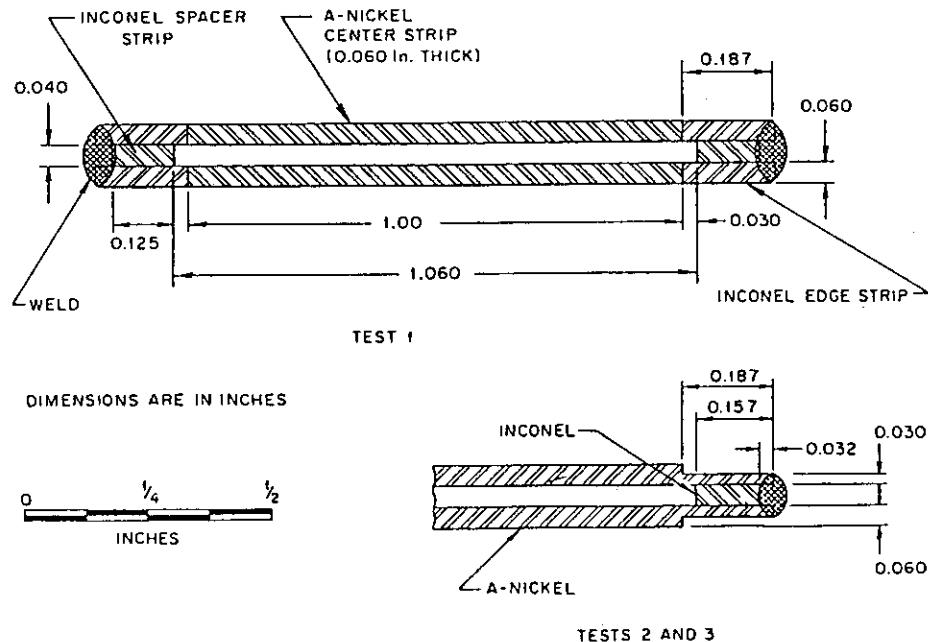


Fig. 2.2.1 Cross-sectional View of Nickel Test Sections (Gambill⁵)

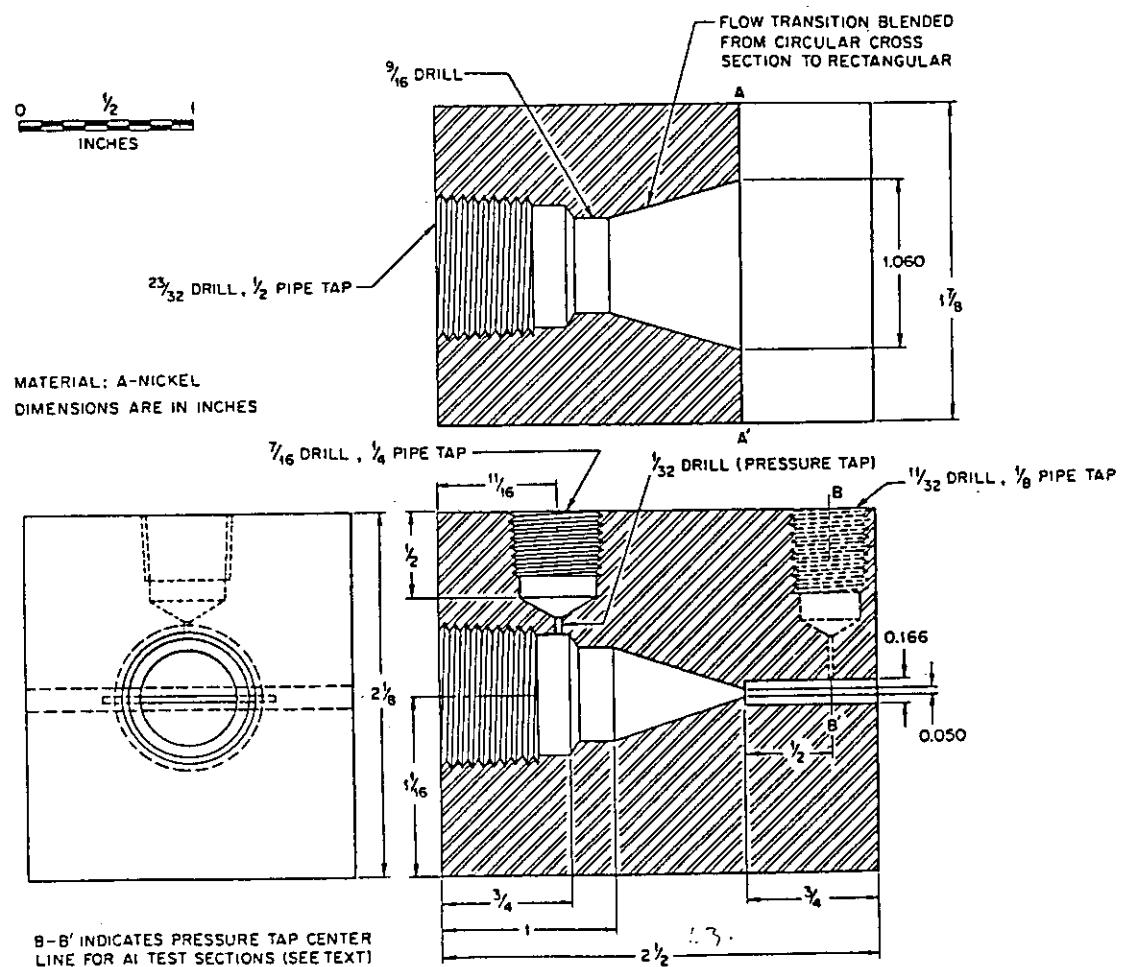
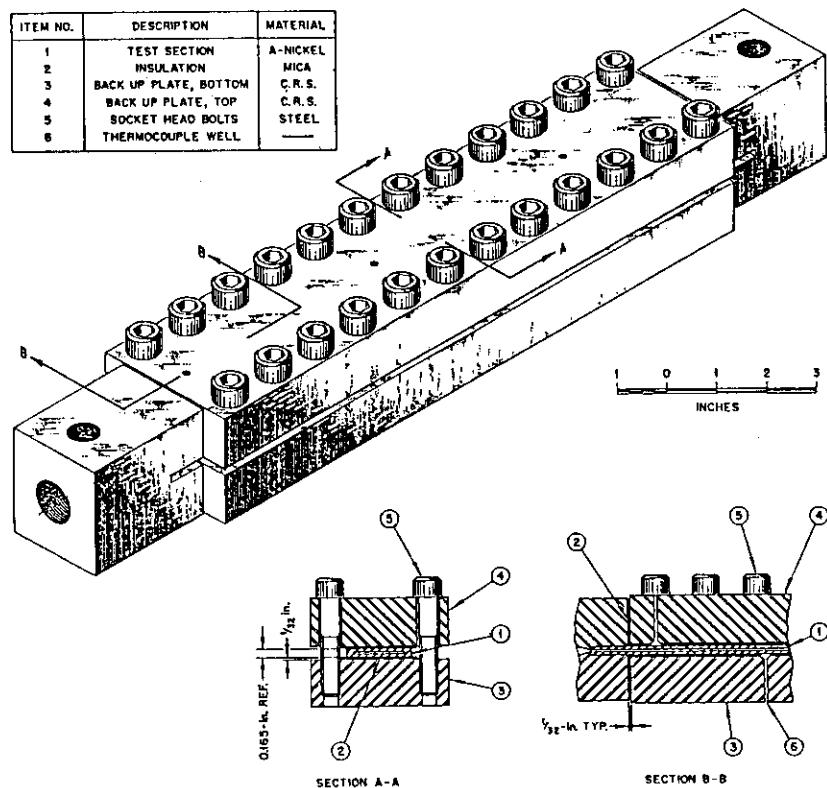
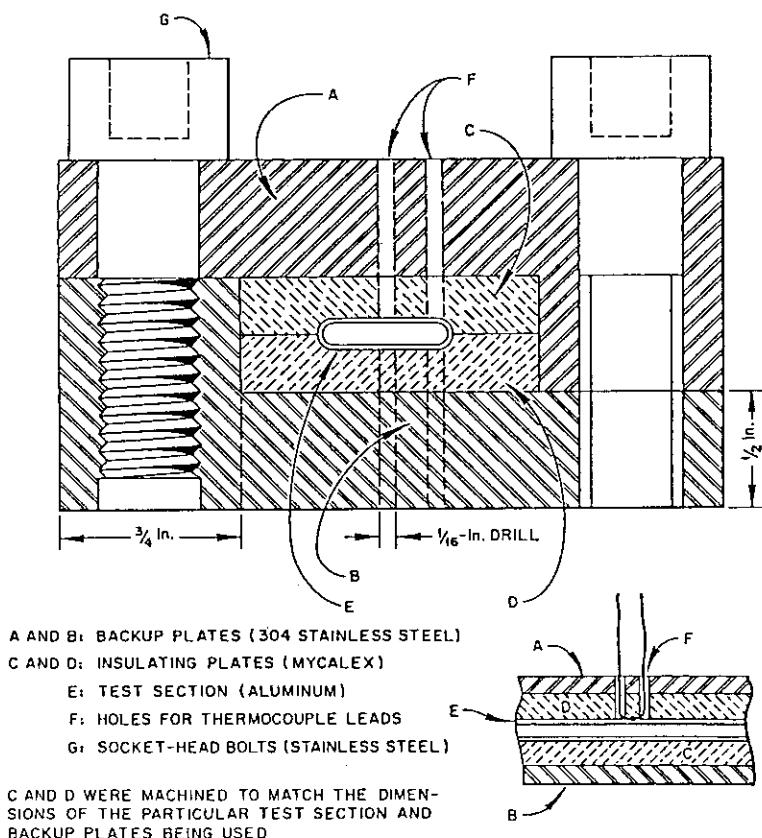


Fig. 2.2.2 End Block for Test Sections (Gambill⁵)

Fig. 2.2.3 Nickel Test Section Assembly (Gambill⁵)Fig. 2.2.4 Cross Sectional View of Aluminum Test Section Assembly (Gambill⁵)

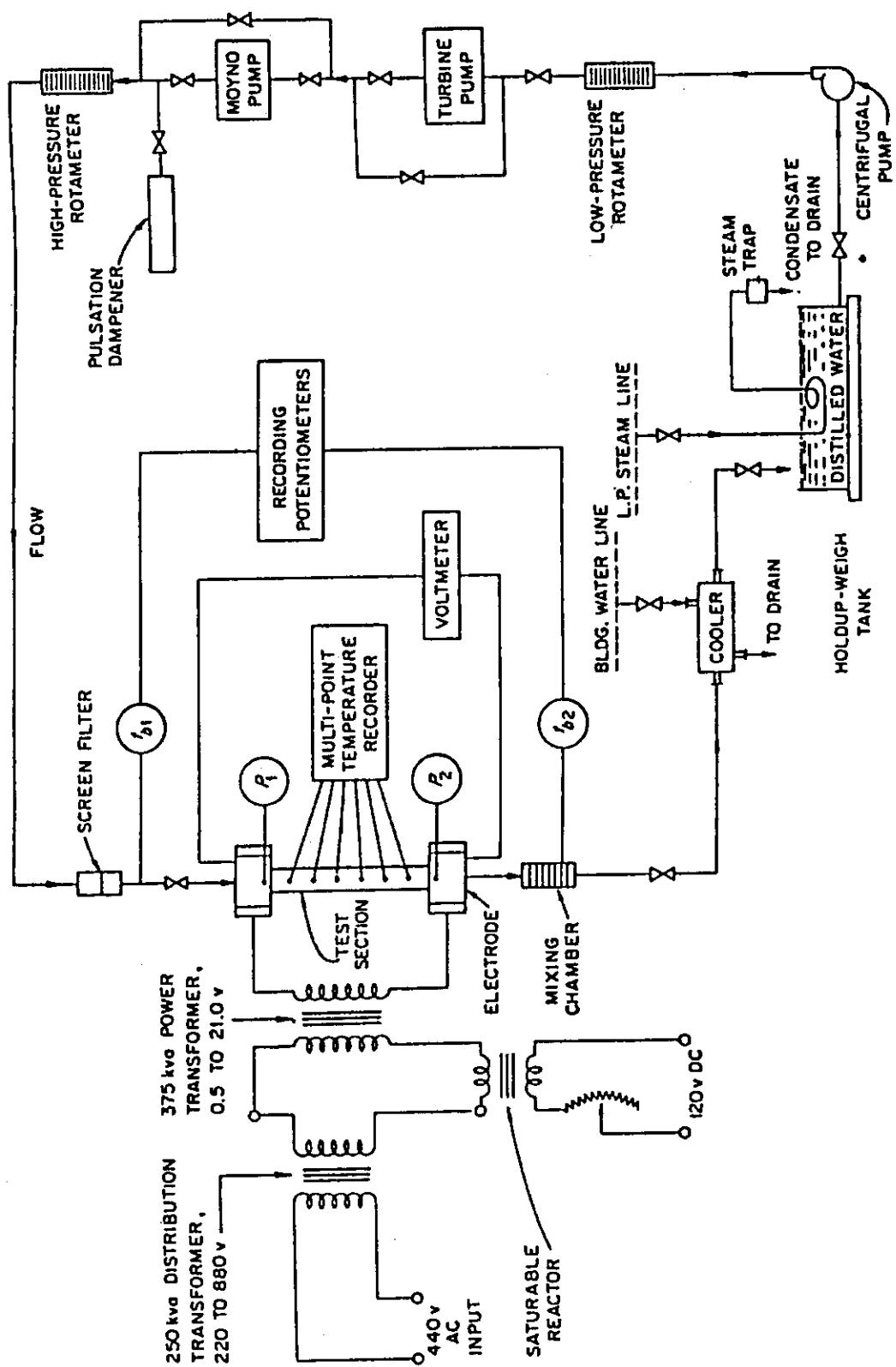


Fig. 2.2.5 Flow Diagram of Experimental Loop (Gambill 5)

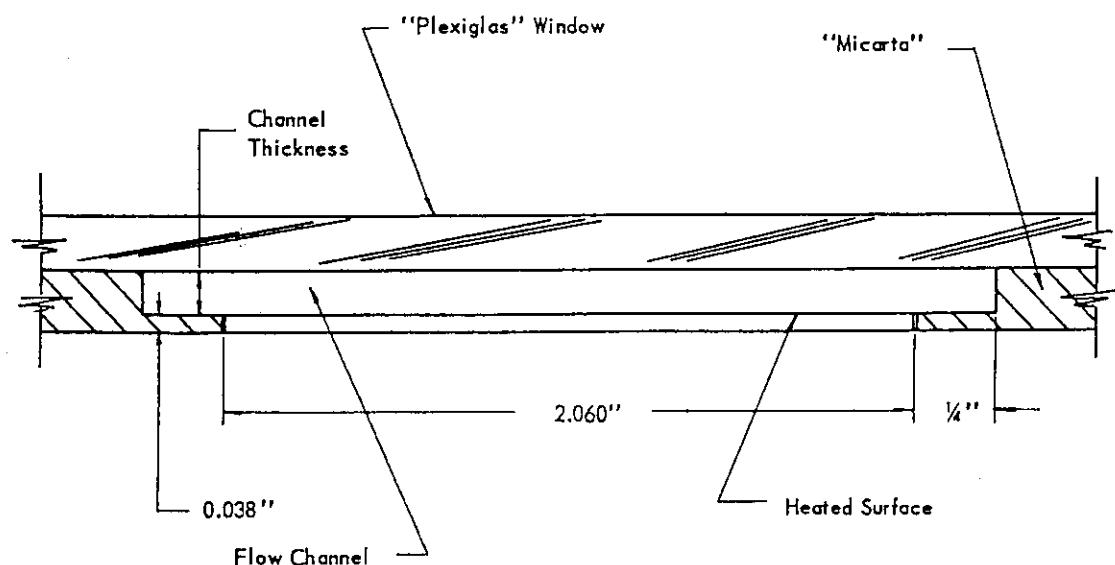


Fig. 2.2.6 Schematic Diagram of Test Section (Mirshak⁶)

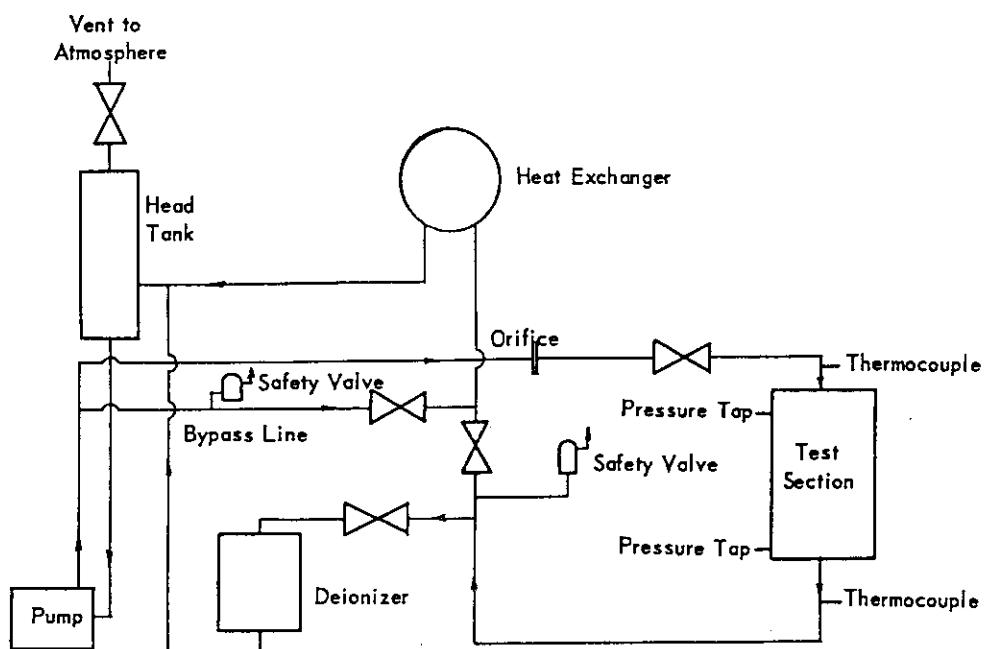


Fig. 2.2.7 Flow Diagram of Experimental Loop (Mirshak⁶)

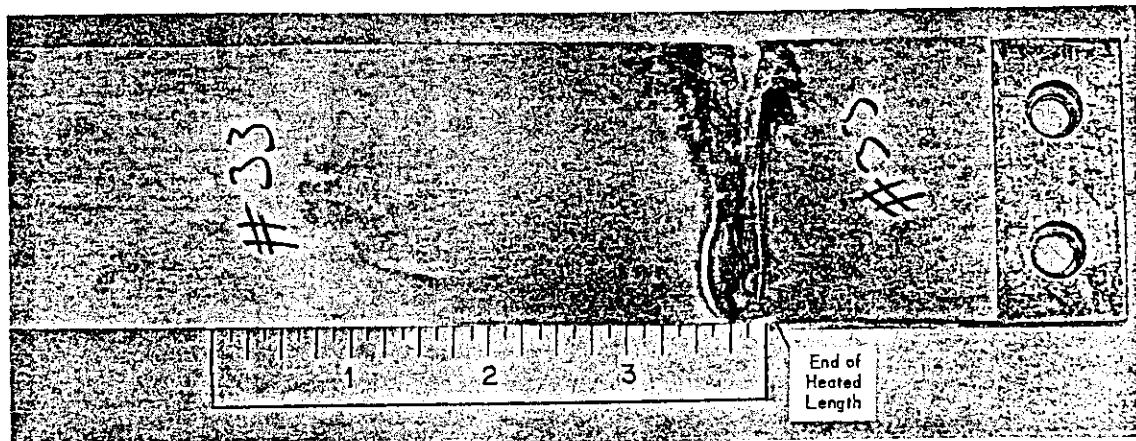


Fig. 2.2.8 Typical Burnout in a Heating Plate (Mirshak⁶)

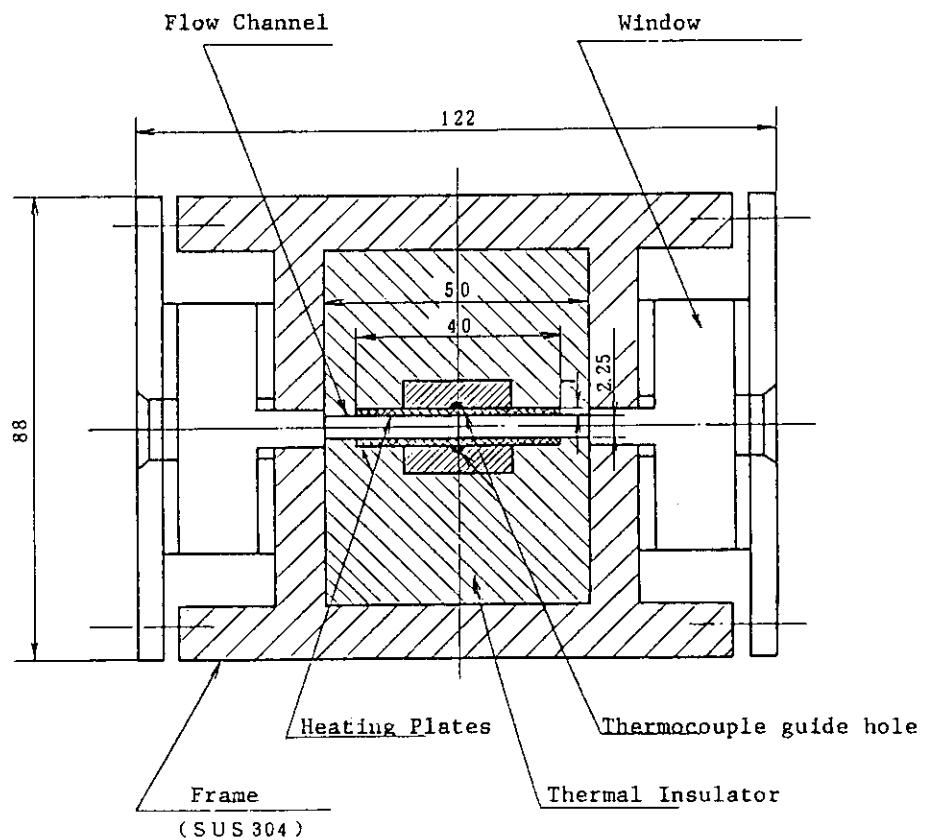
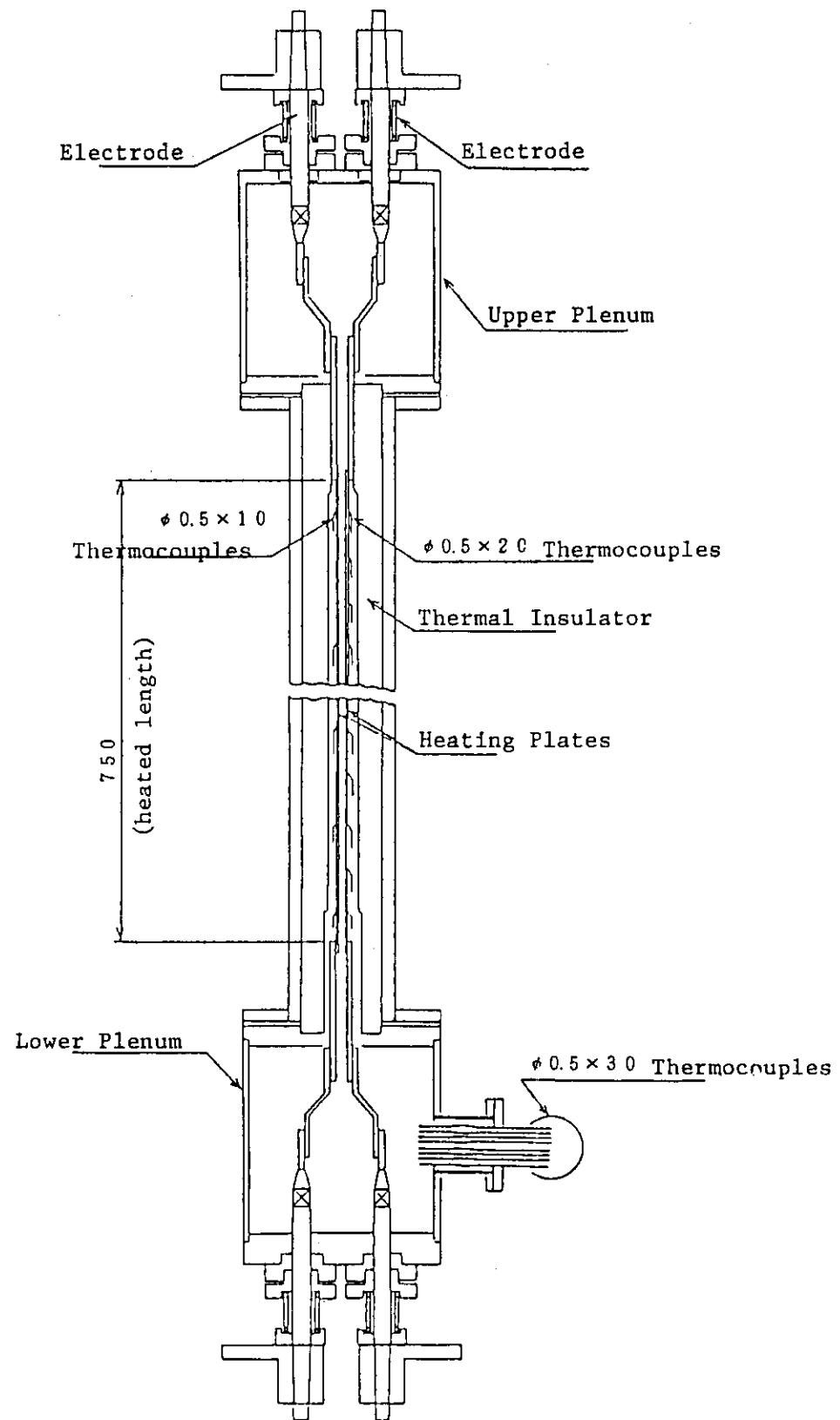
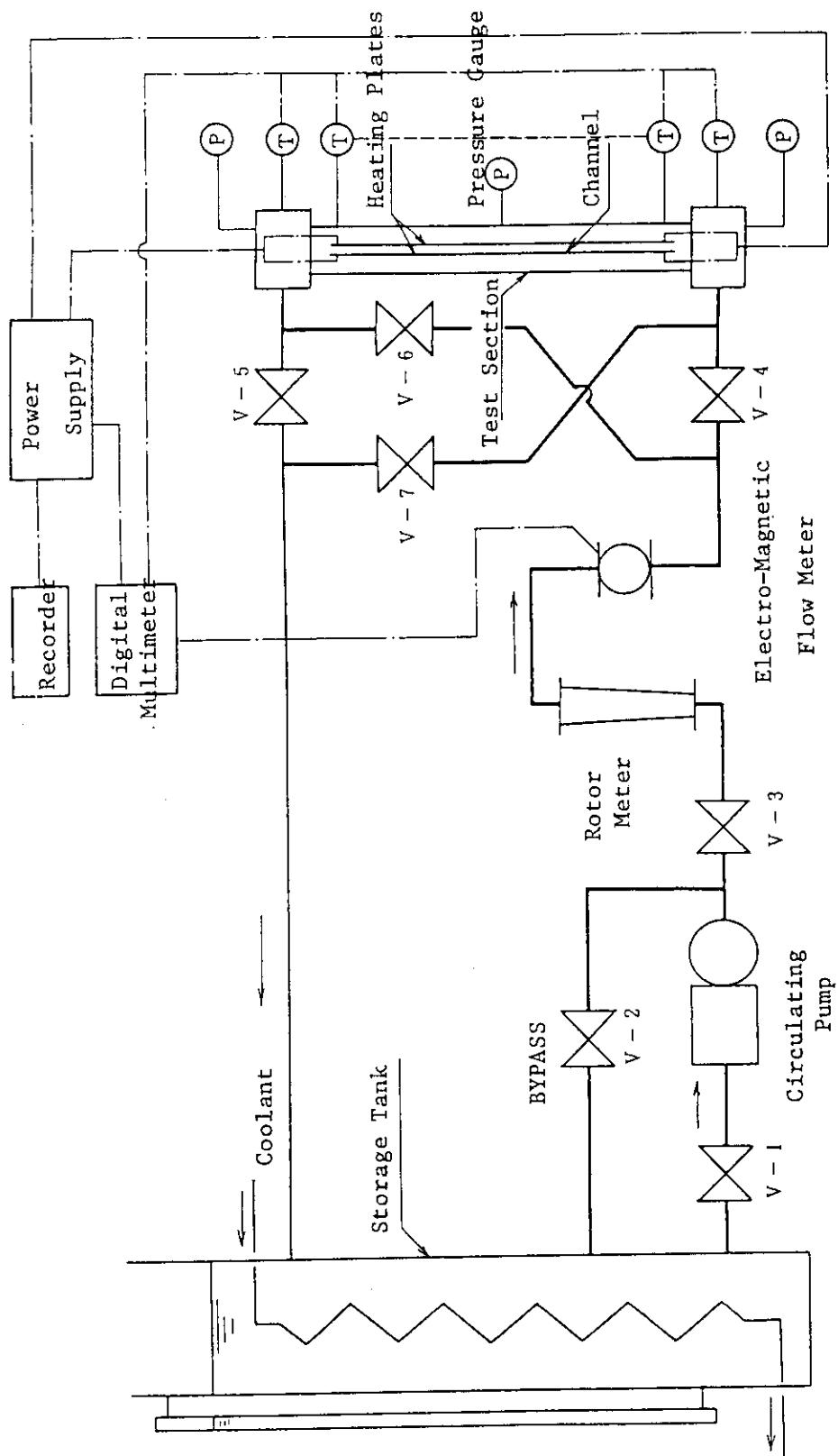


Fig. 2.2.9 Cross-sectional View of Test Section (Mirshak⁶)

Fig. 2.2.10 Schematic of Test Section (Sudo²)

Fig. 2.2.11 Flow Diagram of Experimental Loop (Sudo²)

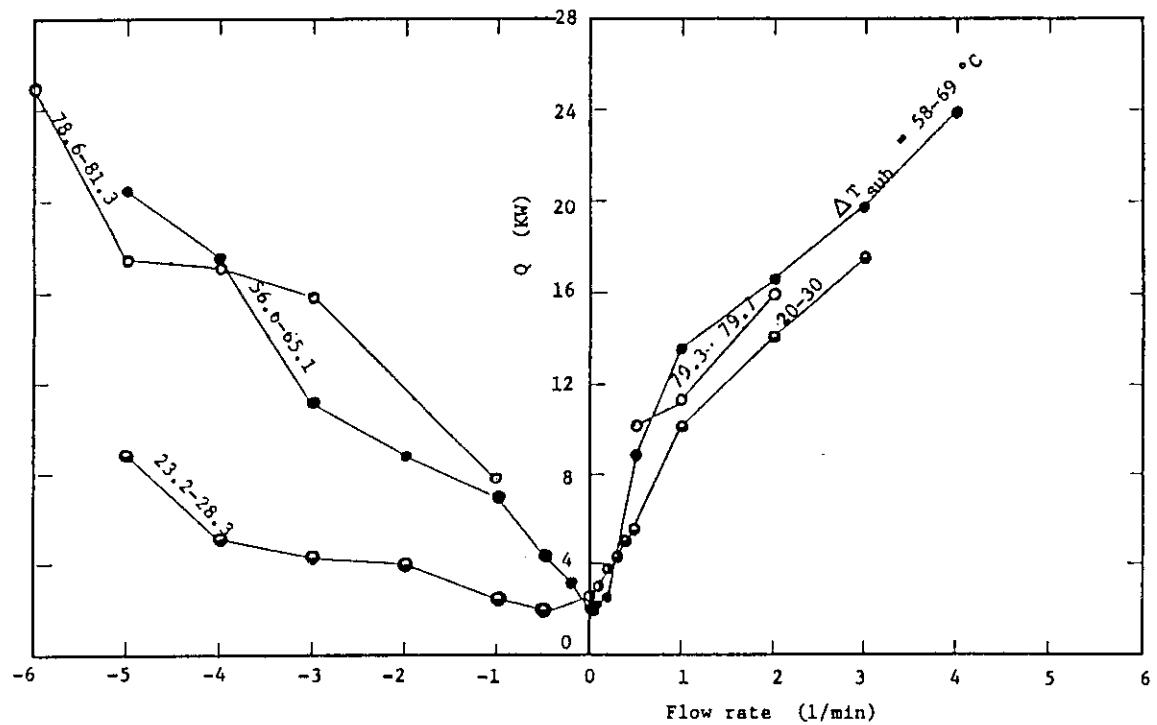


Fig. 2.2.12 Comparison of Upflow and Downflow DNB Heat Fluxes for 750mm long Heating Plates (Sudo²)

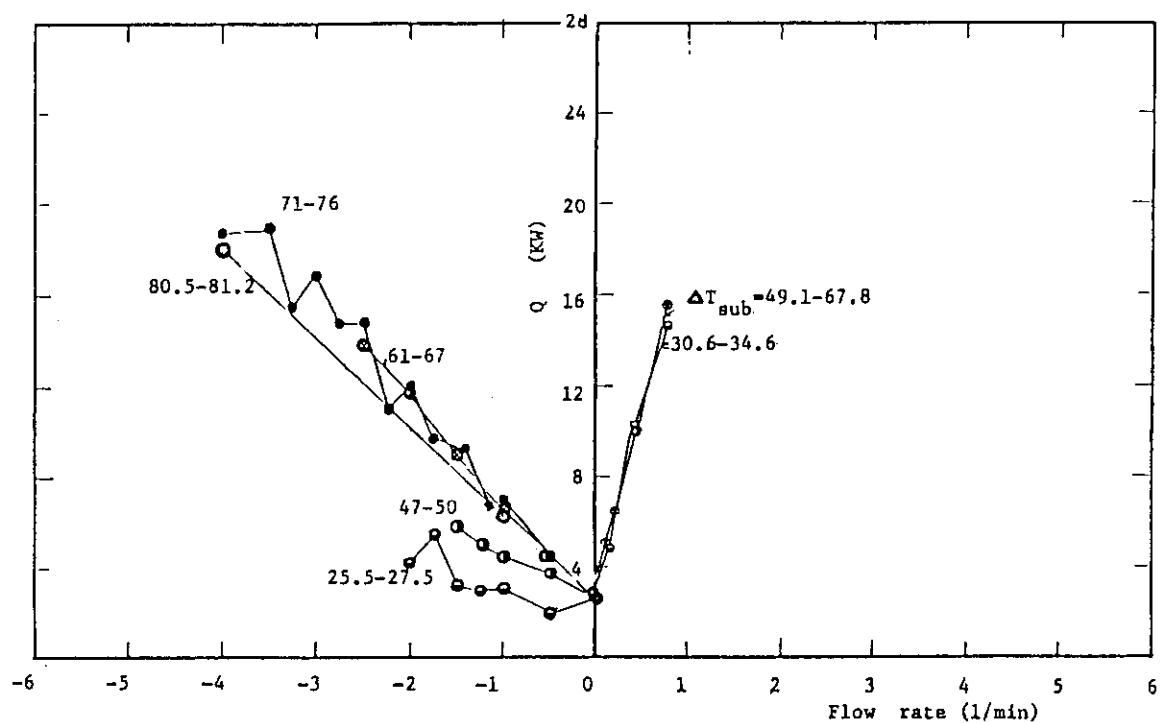


Fig. 2.2.13 Comparison of Upflow and Downflow DNB Heat Fluxes for 375mm long Heating Plates (Sudo²)

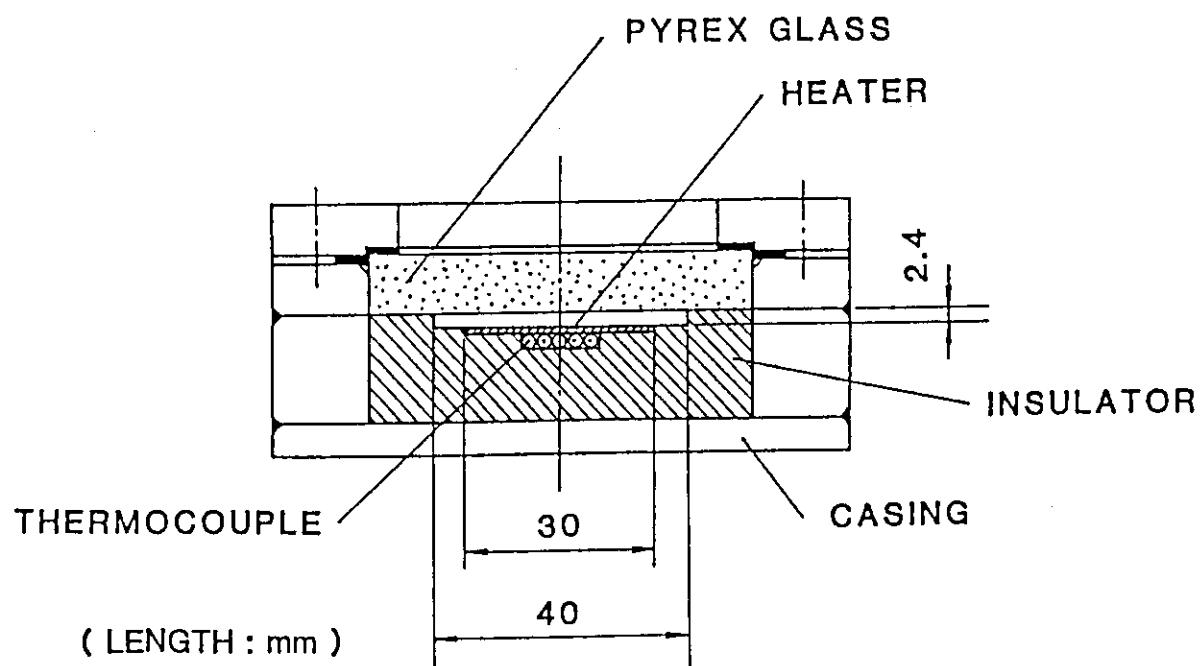


Fig. 2.2.14 Cross-sectional View of Test Section Heated from One Side
(Mishima³)

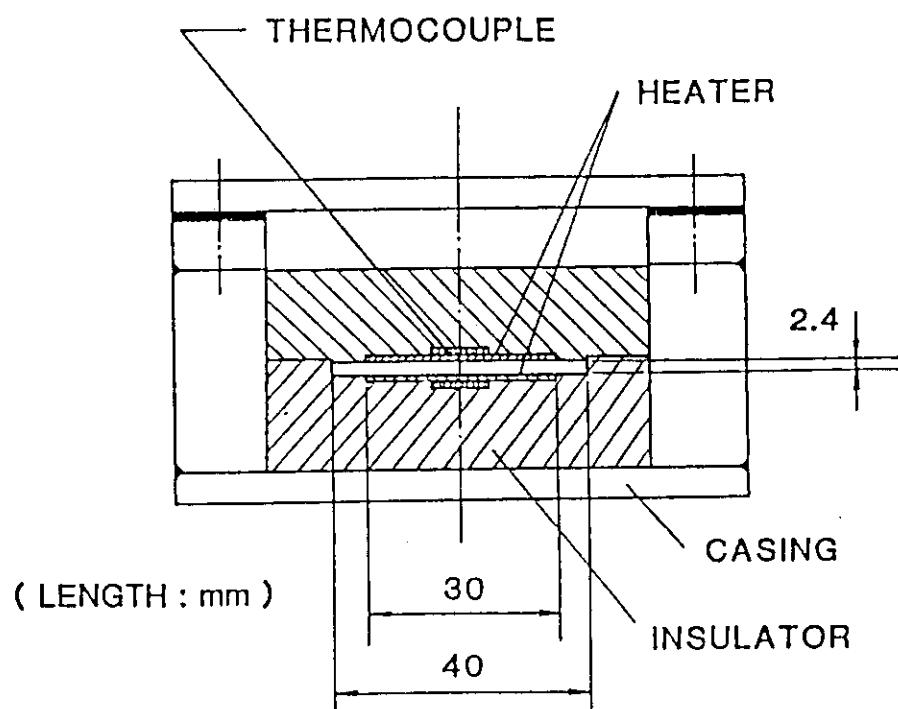


Fig. 2.2.15 Cross-section View of Test Section Heated from Two Opposite side (Mishima³)

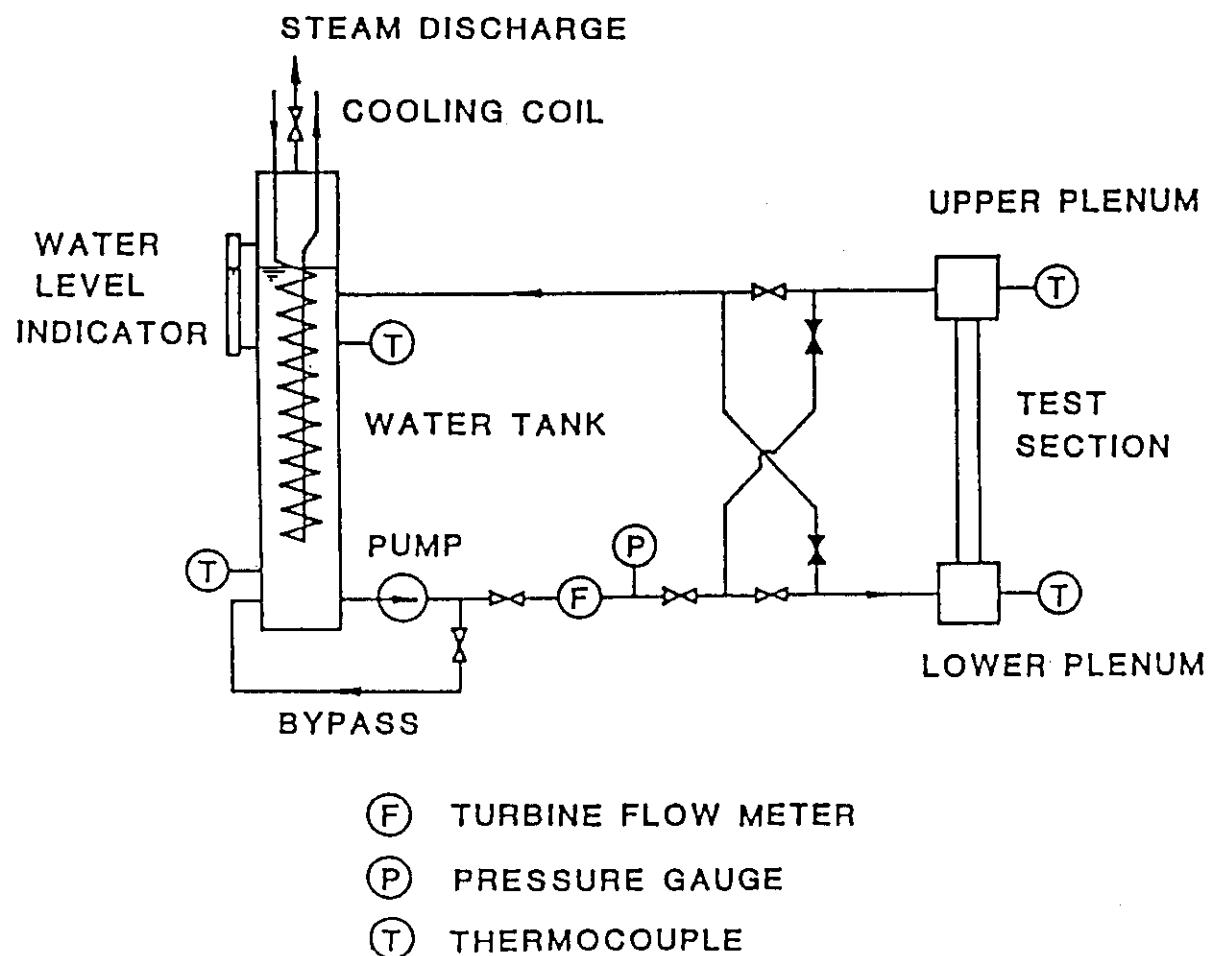


Fig. 2.2.16 Flow Diagram of Experimental Loop (Mishima³))

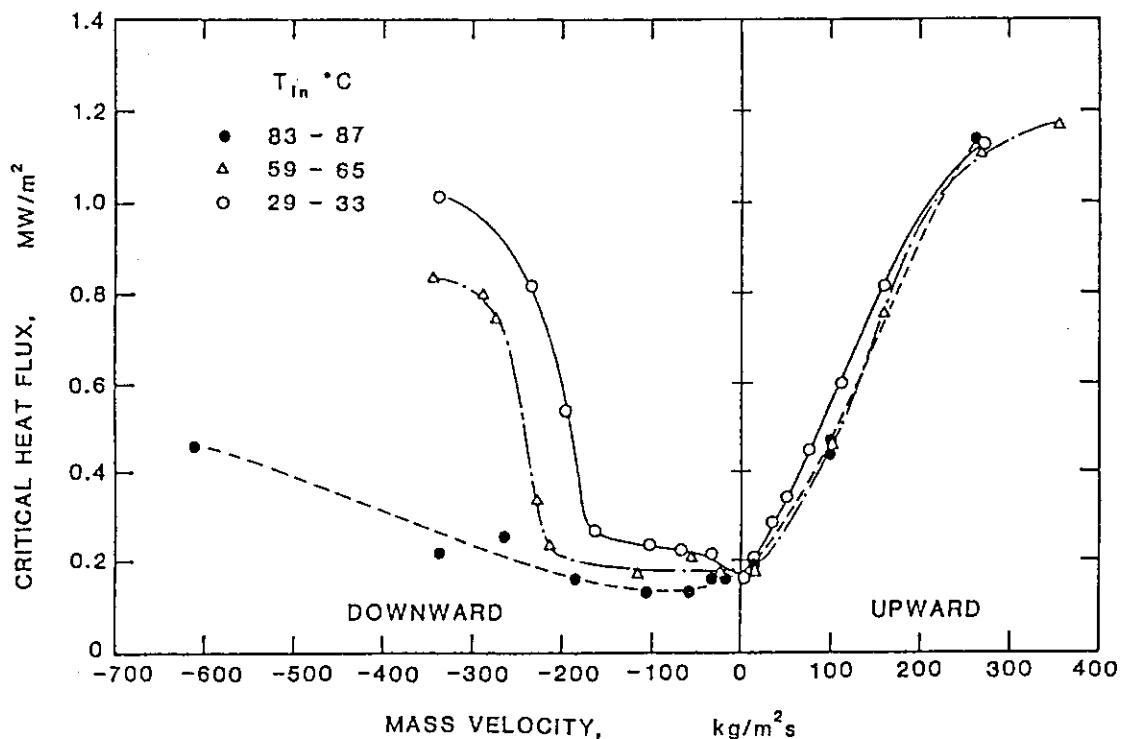


Fig. 2.2.17 DNB Heat Fluxes for the Test Section Heated from One Side (Mishima³)

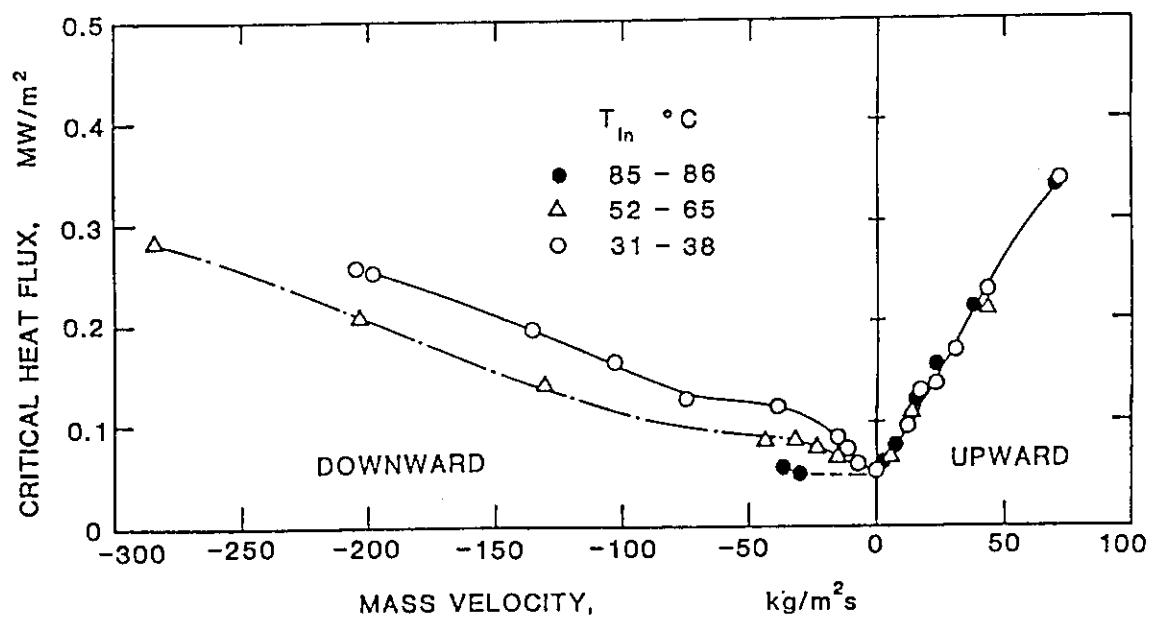


Fig. 2.2.18 DNB Heat Fluxes for the Test Section Heated from Two Opposite Sides (Mishima³)

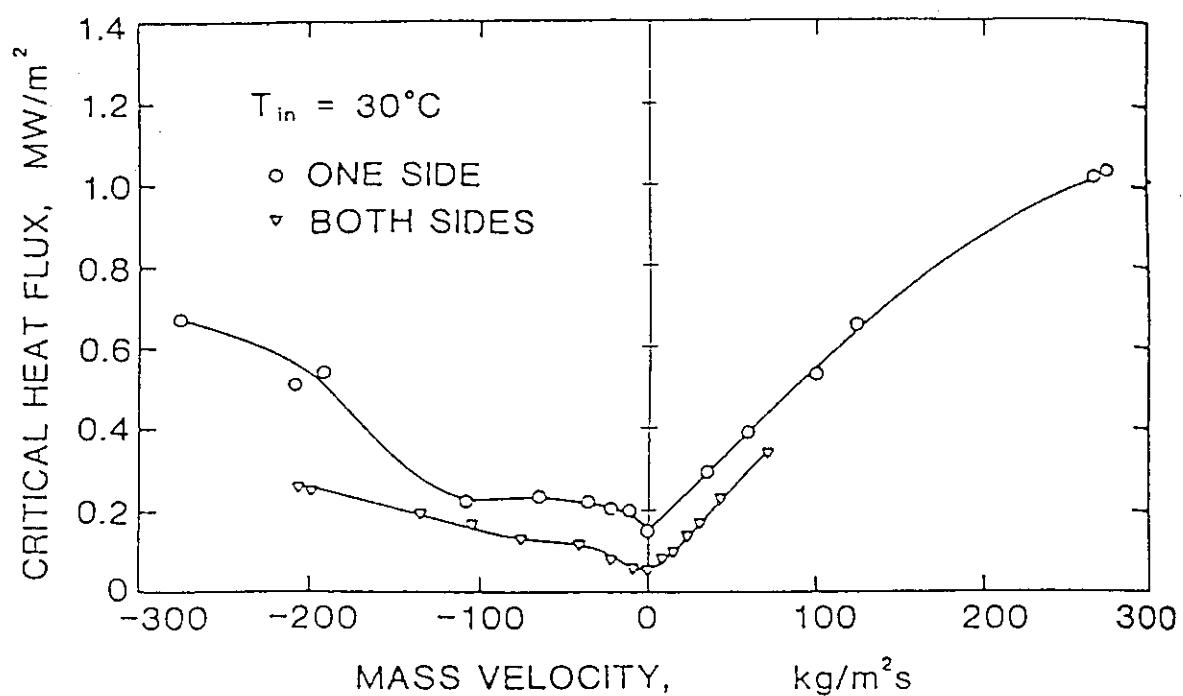
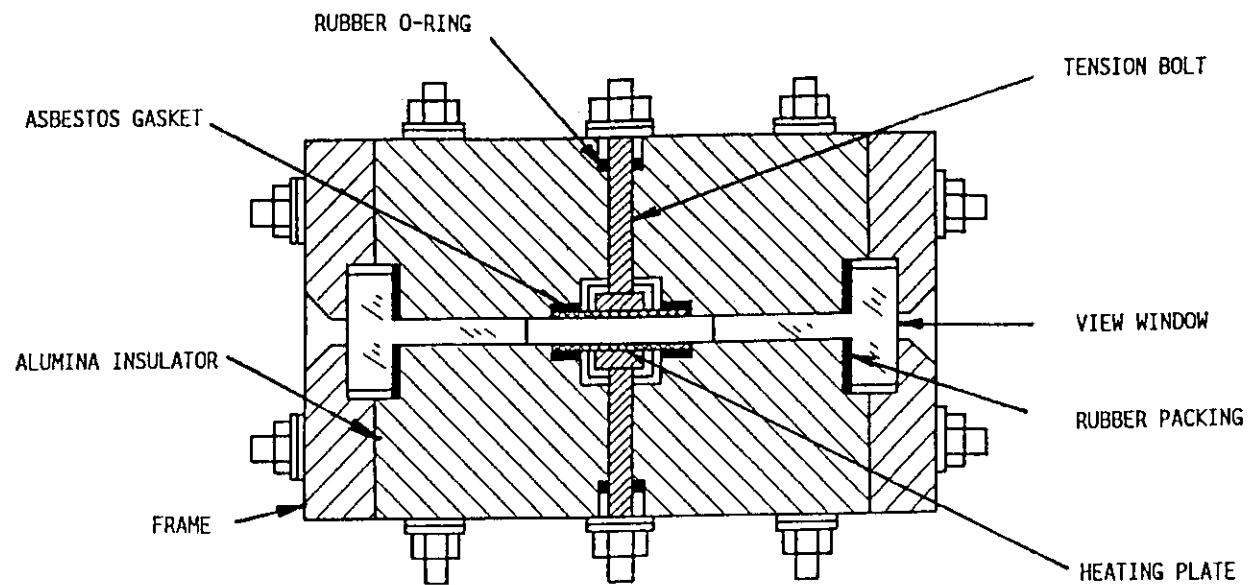
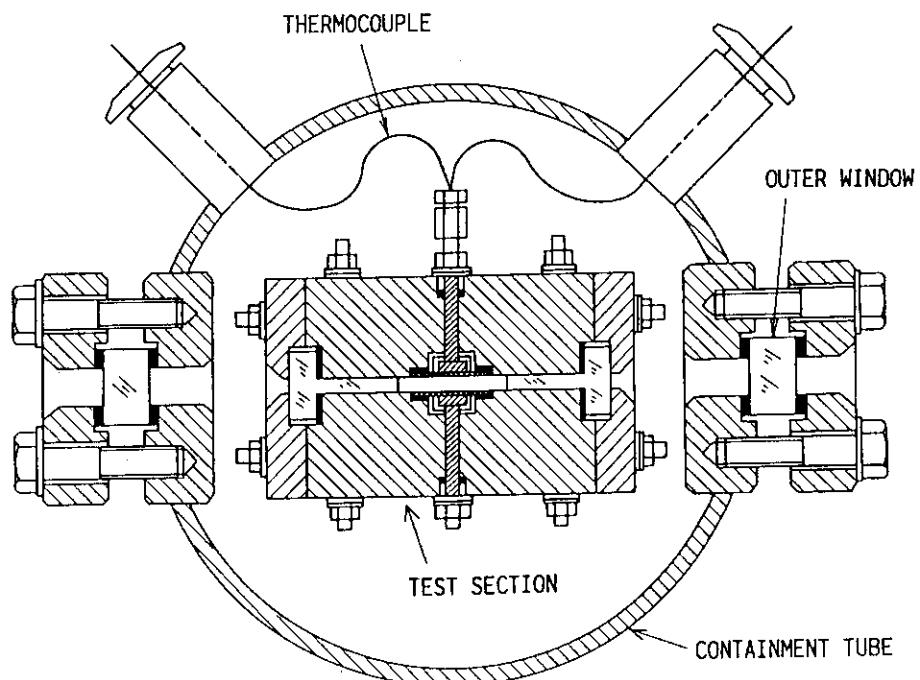


Fig. 2.2.19 Comparison of DNB Heat Fluxes of One Side and Two Opposite Sides Heated Test Sections



(a) Test Section



(b) Test Section and Containment Tube

Fig. 2.3.1 Cross-sectional View of Test Section

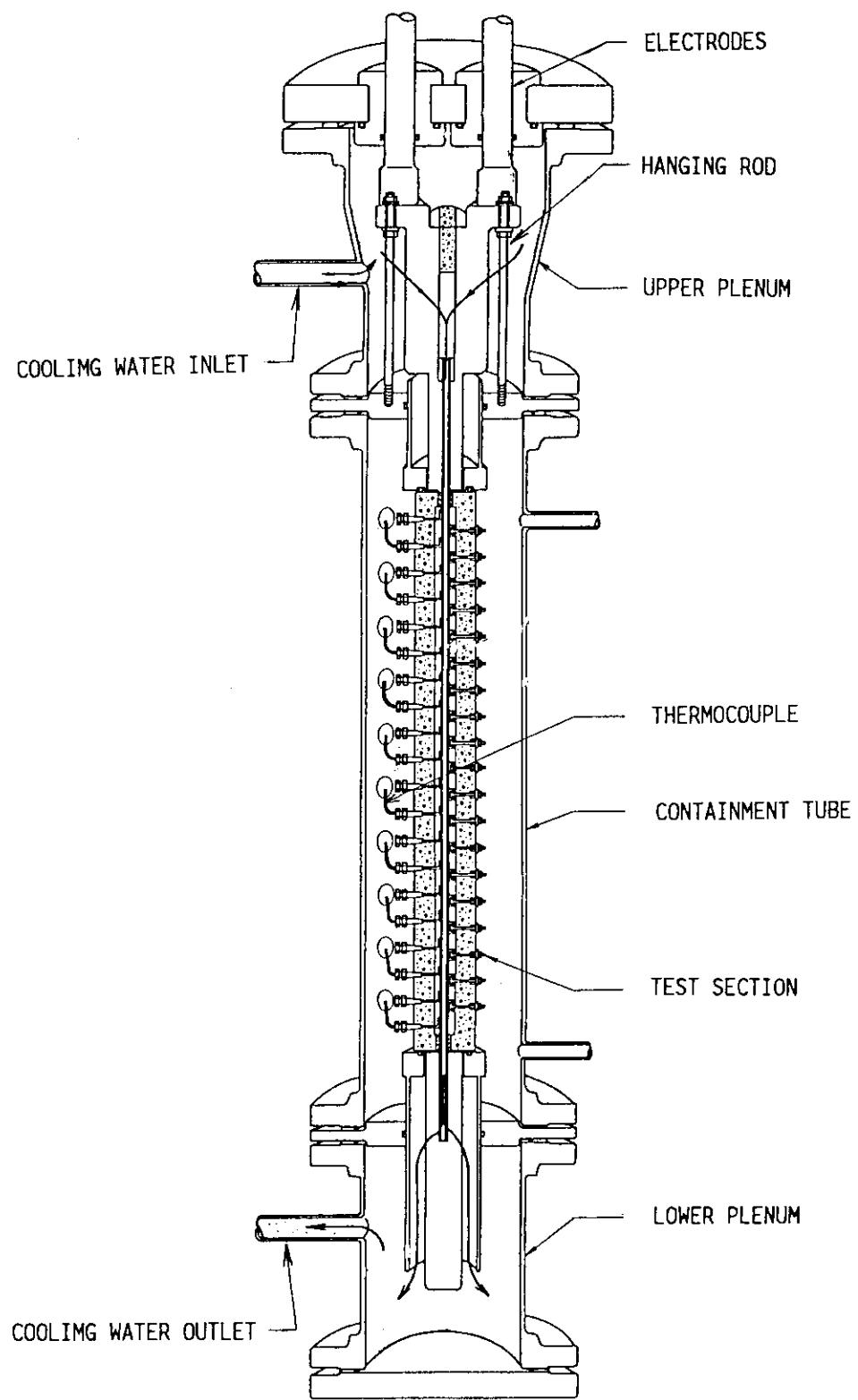


Fig. 2.3.2 Test Section Placed in a Containment Tube

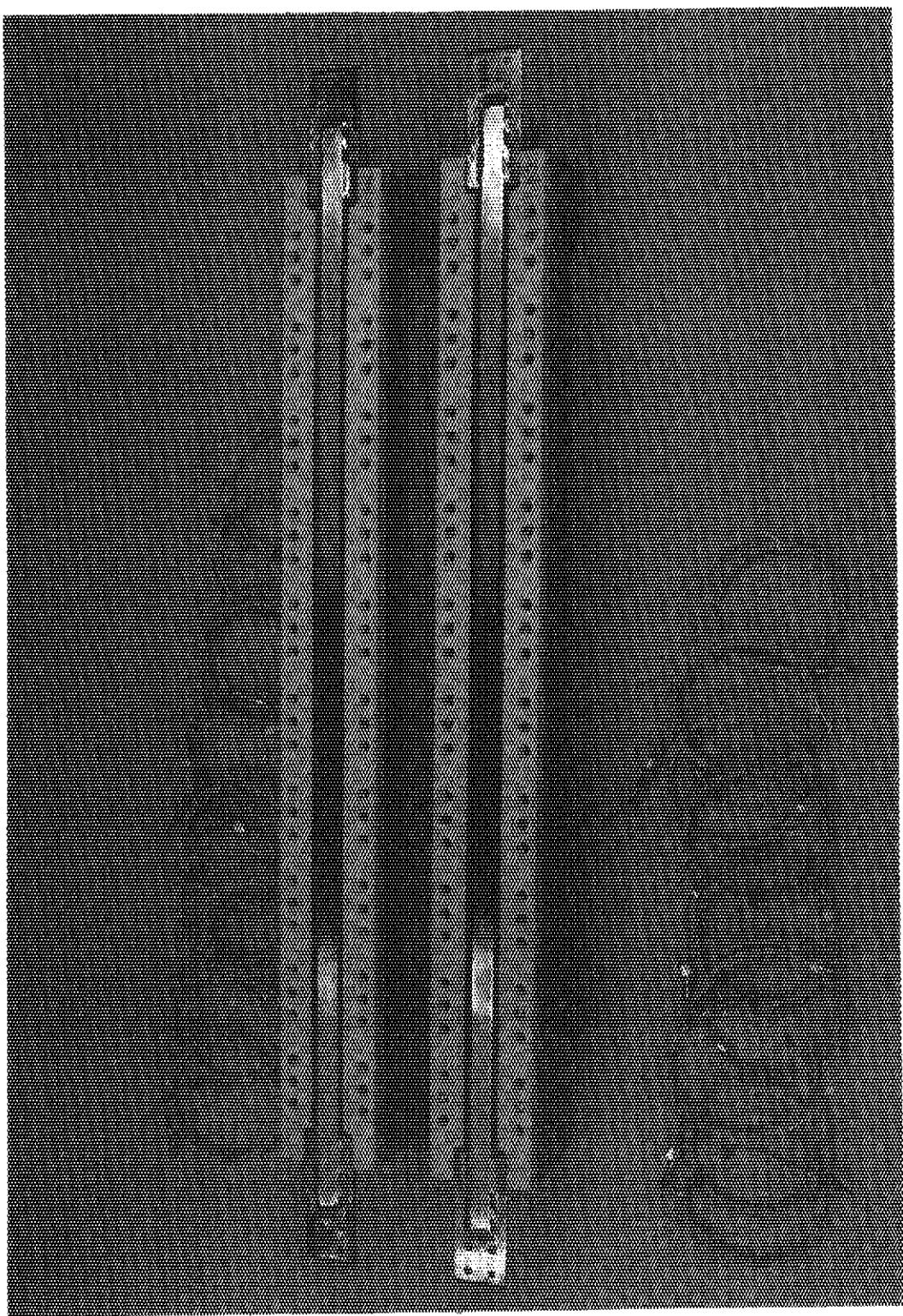


Fig. 2.3.3 Heating Plates and Alumina Insulators of Test Section

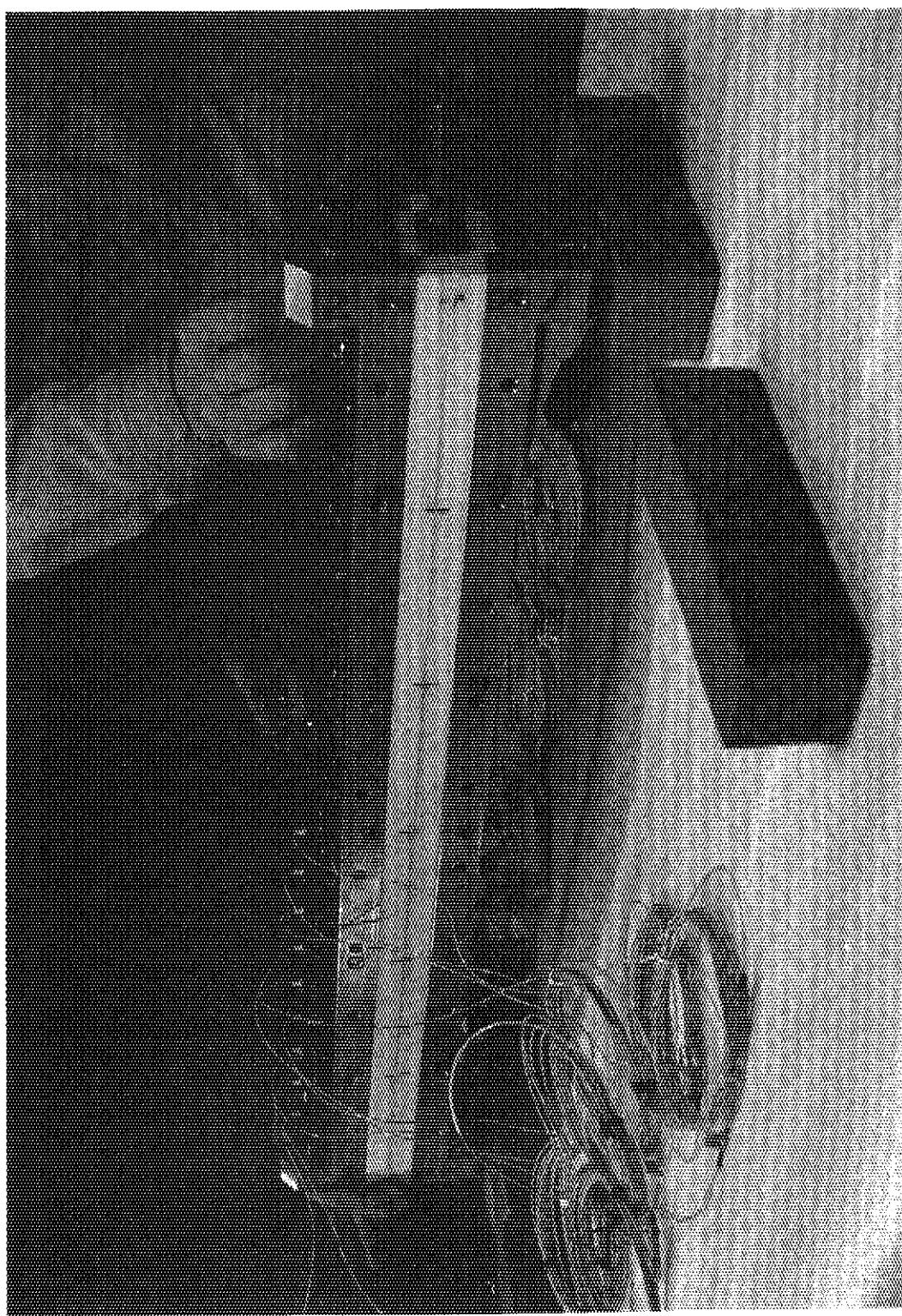


Fig. 2.3.4 Assembling of Test Section

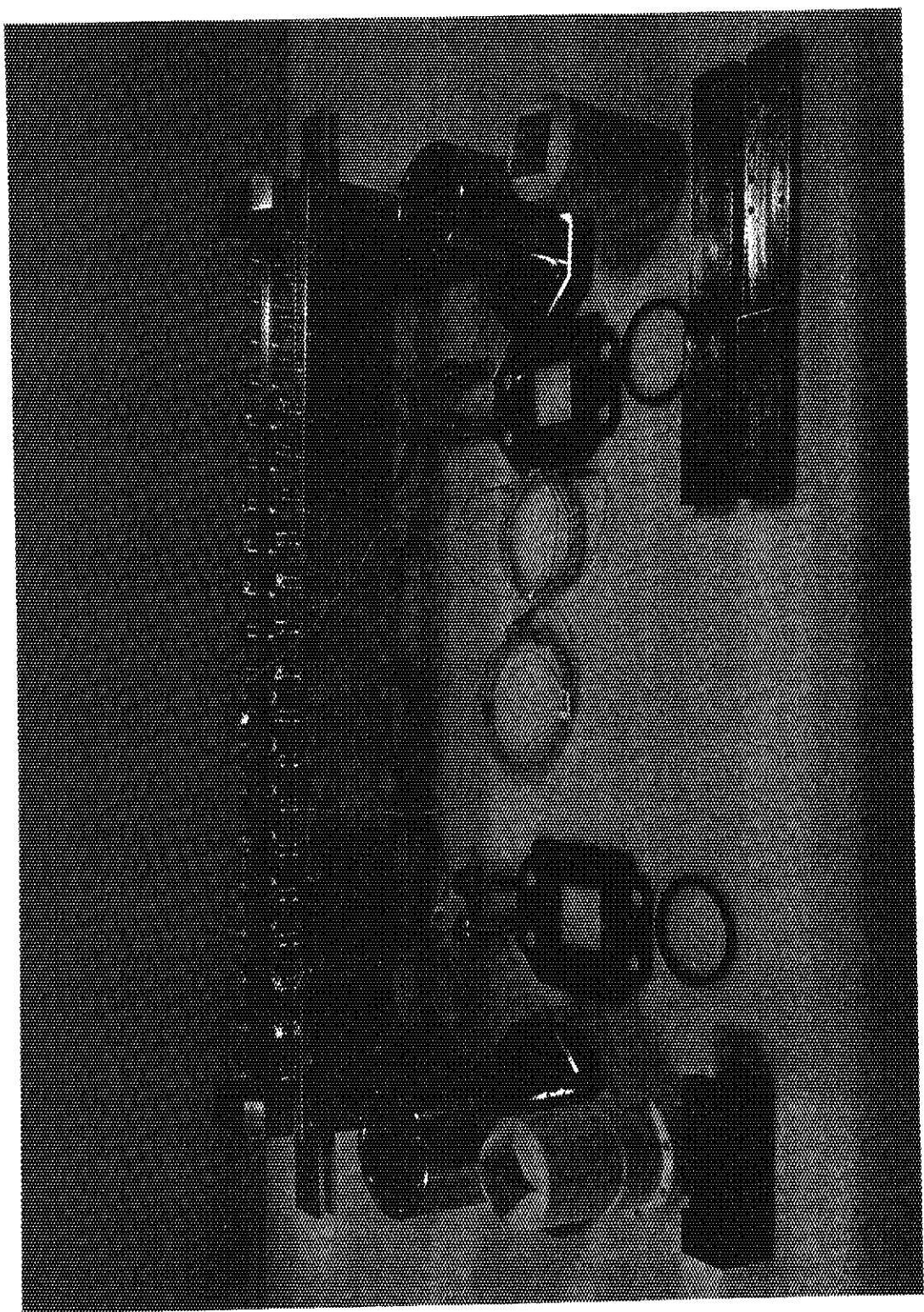


Fig. 2.3.5 Parts and Components of Test Section

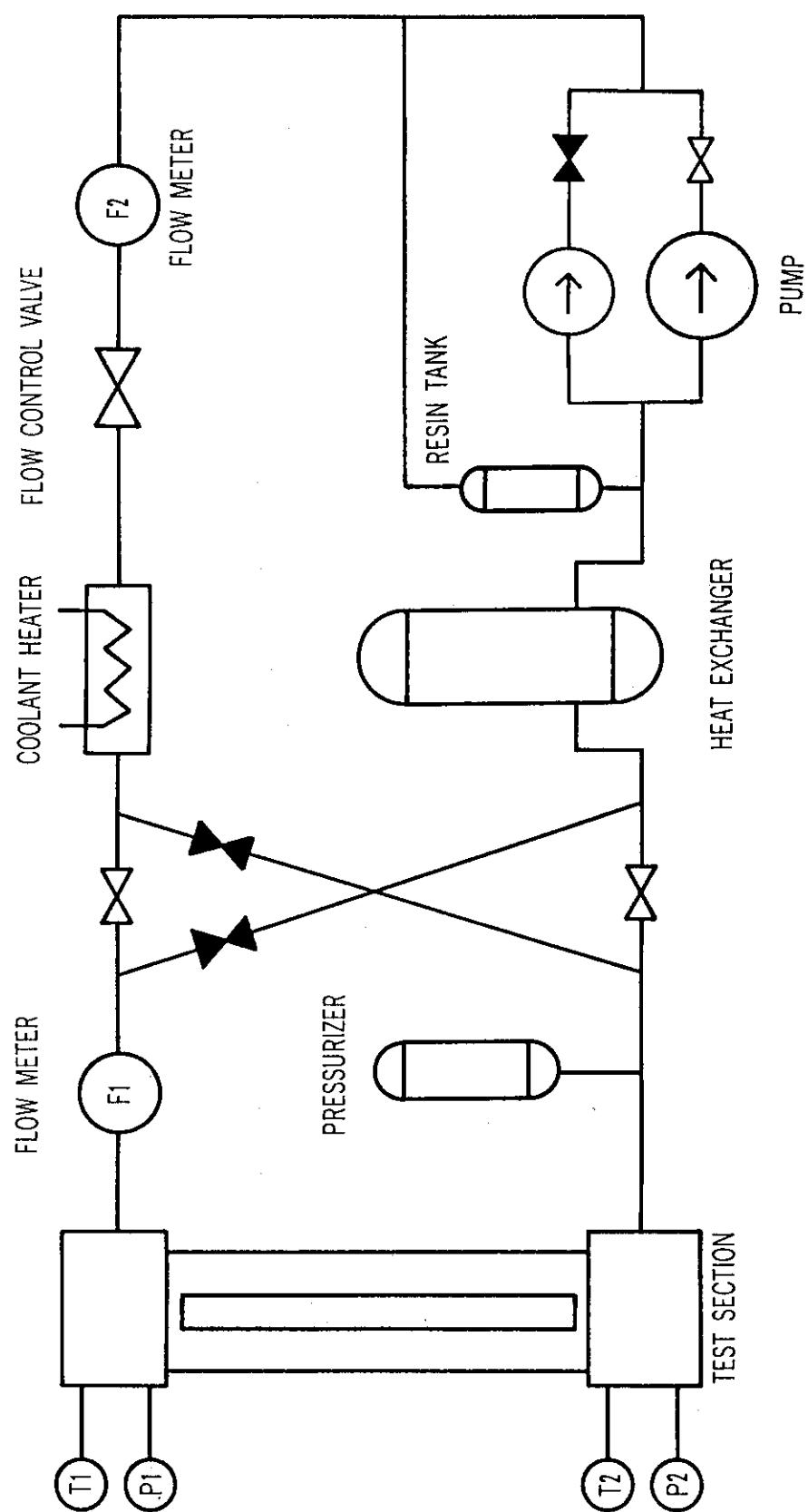


Fig. 2.3.6 Flow Diagram of Experimental Loop

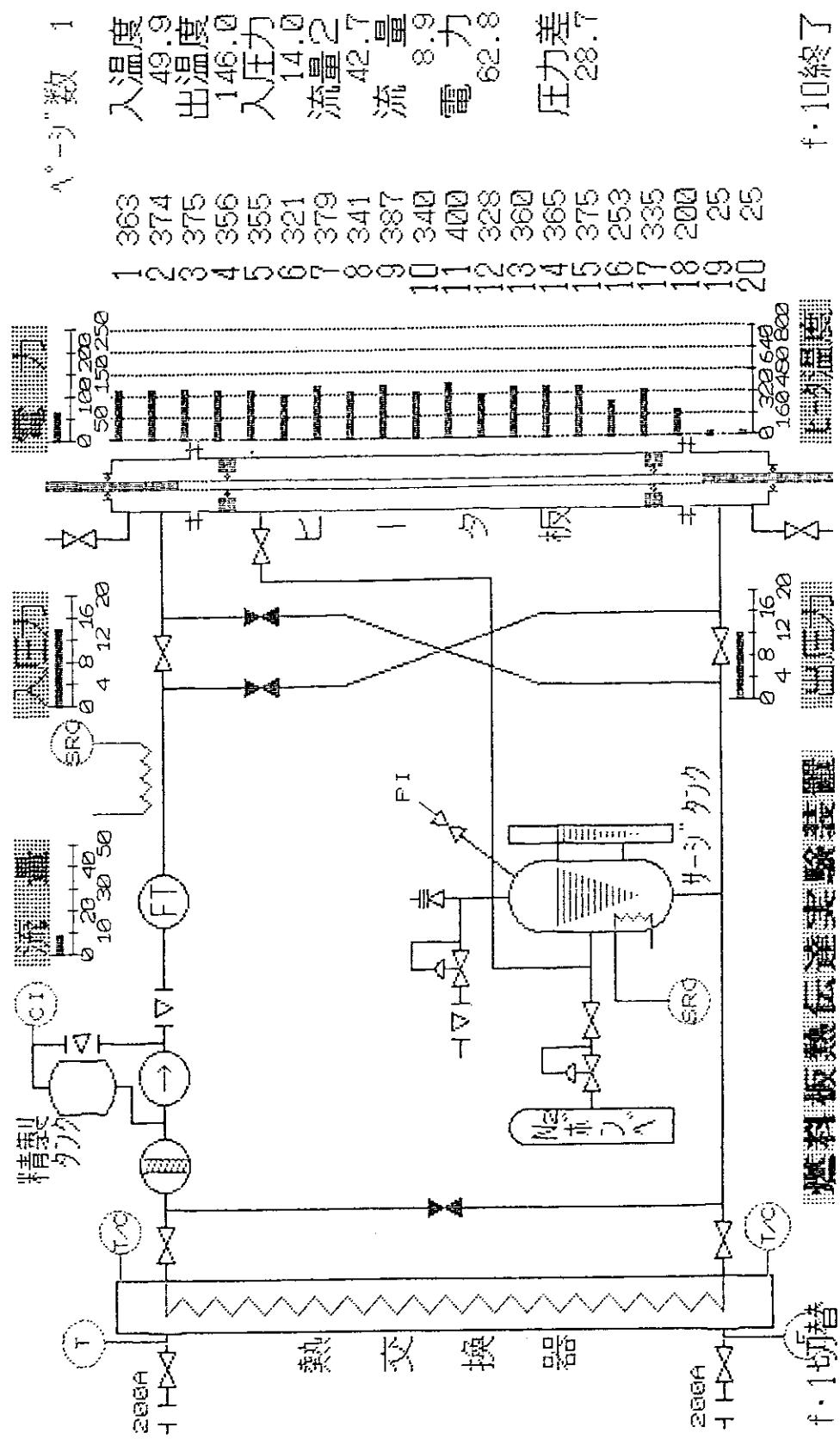


Fig. 2.3.7 Computer Display of Operational Status for Experimental Loop

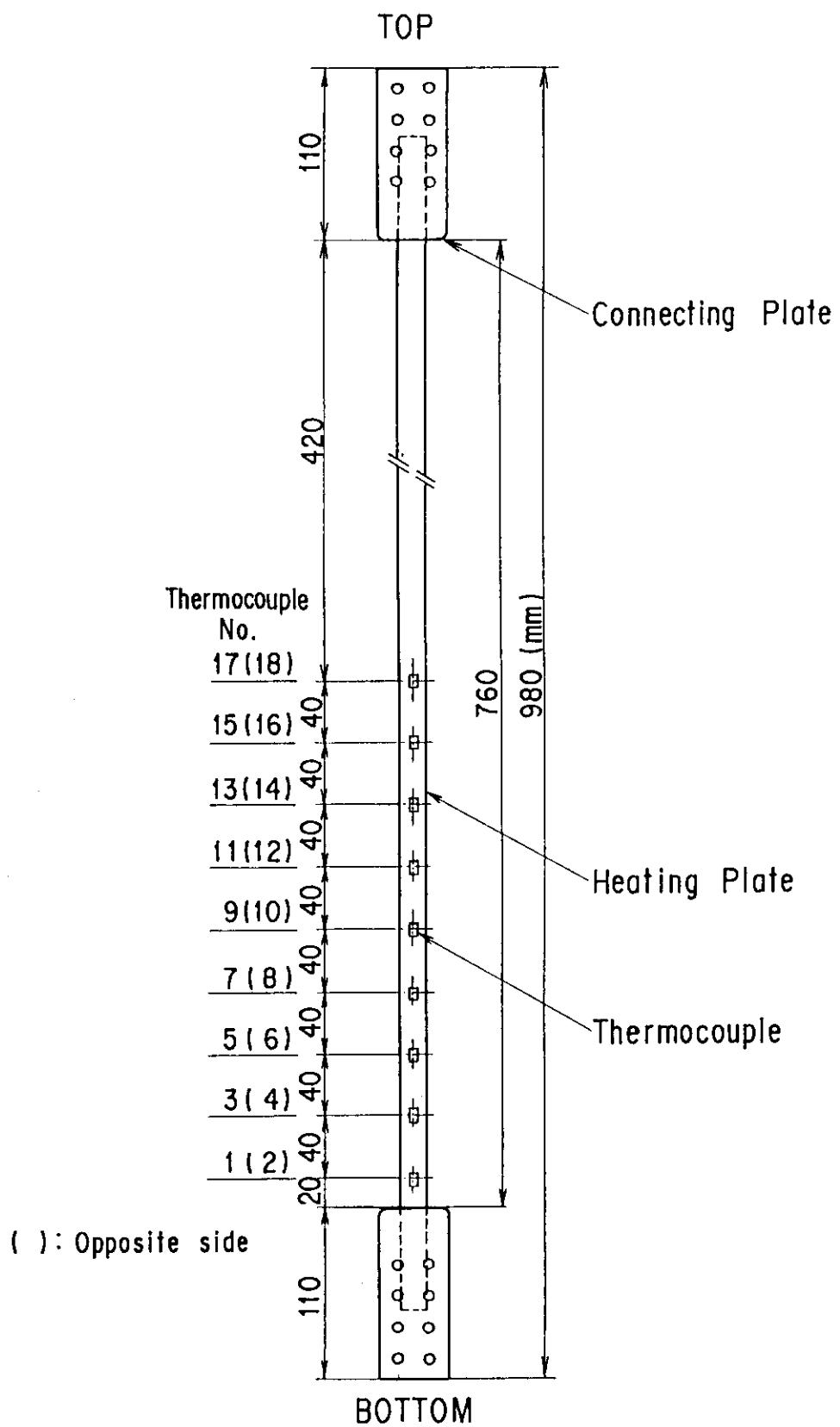


Fig. 2.3.8 Locations of Thermocouples on Heating Plates

3. DNB実験の結果と検討

3.1 実験結果

3.1.1 DNB発生時の状況

ほとんどの実験において、DNBは予想されたように流路の出口付近で起こった。但し、厳密には流路出口ではなく、出口よりも少し上で多くのDNBが発生した。即ち、Fig. 2. 3.7に示したように、熱電対は発熱板下端から20mmの位置から40mm間隔で取り付けられているが、ほとんどの場合下端から2番目即ち流路出口から上方に60mmの位置に取り付けられている熱電対が最も急激な温度上昇を示し DNB検出温度に達した。これは、最下端の熱電対は流路出口に20mmと近いため、下部プレナムやあるいは発熱板下部に取り付けられている銅ブロックの影響等により若干温度が低かったのではないかと考えられる。反対側の熱電対もほとんど同じ挙動を示しており、両方の発熱板表面ではほぼ同様に DNBが発生したと考えられる。発熱板は繰り返し DNB実験に使用したため、DNBが発生する発熱板下部付近で熱変形によると思われる局部的な湾曲が起こり、発熱板の温度分布に異常が見られたり流路の圧力損失が急激に大きくなる等の現象を示した。このような場合には、実験を中止し発熱板等を新しいものと交換した。また、急激な発熱板の湾曲により、実験中に2枚の発熱板がお互いに接触し短絡が生じたこともあり、この場合には自動的に電源が遮断され実験は中止された。

いずれの流量及び圧力条件下においても、DNBに近づくにつれて、流路内で発生した気泡により流路の圧力損失が増加し、流路入口圧力が上昇した。流路出口圧力は実験中ほぼ一定であった。多くの実験で、流路の圧力損失増加に伴い冷却水流量が少しずつ低下し、DNB直前ではさらに流量が大きく減少して発熱板温度が急上昇するというパターンが観察された。実験データの整理にあたっては、DNB直前において流量が大きく低下する前の流量を冷却水流量とした。DNB発生に至る様子は実験条件（圧力及び流量）により少しずつ異なっており、観察の結果を3つの圧力範囲に大別して以下に述べる。

(1) 大気圧

$600\text{kg/m}^2\text{s}$ 及び $1800\text{kg/m}^2\text{s}$ における DNB発生時の発熱板温度及び流量を Fig. 3.1.1 に示す。DNBに近づくにつれて流量や温度の小さな振動はあったが、流動状態は比較的穏やかであった。Fig. 3.1.1 に示すように $600\text{kg/m}^2\text{s}$ 程度の低流量では DNB 前の数秒間に若干大きな流量振動が数回見られたが、約 $1200\text{kg/m}^2\text{s}$ 以上ではこのような振動は見られず、DNB直前に流量が一度大きく低下して DNB に至った。Fig. 3.1.2 に示す $1800\text{kg/m}^2\text{s}$ における実験結果では、流量の低下が発熱板温度急上昇の引き金になっていることが明らかに示されている。

流れの状態を観察したところ、低流量においては、下降する冷却水中を大きな気泡がゆっくりと上昇してゆく対向流が認められた。熱流束が高くなるにつれてこの気泡が連続的に発生して上方へ移動し、DNB直前では気泡が流路内で上方に向かって瞬間的に大きく成長するのが見られ、これとほぼ一致して発熱板温度が急上昇した。流量の高い実験では、このような気泡の上昇は観察されなかった。

(2) 低圧領域 ($2 \sim 7 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$)

大気圧と $2 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ における実験では、圧力の差はわずかであるにもかかわらず DNB の現象は異なっており、大気圧付近では特に圧力の効果は大きいと考えられる。Fig. 3.1.3 に示すように低流量($600 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$)では、激しい流量振動を長時間繰り返した後、DNB に至った。この実験では、流路下部付近にできた気泡が流路上部に向かって急速に成長し、次の瞬間には気泡が消滅して急激に冷却水が流路内に流入してくるという現象の繰り返しが起こった。Fig. 3.1.4 に示すように流量が $1440 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ ではこのような流量振動は次第に少なくなり、Fig. 3.1.5 に示すように $2280 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ では流量振動は起きていない。同様の傾向は、冷却水圧力が $7 \sim 8 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ 程度まで認められた。低流量時の流量振動は、圧力が $2 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs} \sim 5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ では圧力の増加に伴い激しくなり、その後は逆に穏やかになる傾向が見られた。

(3) 中間圧力範囲 ($10 \sim 13 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$)

DNB 時に冷却水流量のわずかな減少が見られるが、圧力 $13 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ では Fig. 3.1.6 ~ Fig. 3.1.7 に示すように、流れは低流量域においても安定であった。DNB 直前に気泡の成長により流路の圧力損失が増大し、冷却水流量が緩やかに減少した。この圧力範囲では低流量においても DNB 時の熱流束は比較的高いため、冷却水流量の減少が直ちに発熱板温度の急上昇を引き起こし DNB につながった。なお、この圧力範囲では、流路入口即ち上部プレナム圧力の上昇と DNB 発生に関連が見られた。その一例を Fig. 3.1.8 に示す。気泡の成長により流路の大部分が塞がれることにより圧力損失が増大し、これと同時に流路入口圧力が急激に増加し冷却水流量が減少して DNB に至っている。このような流路入口圧力と DNB との関連は Fig. 3.1.9 に示すように大気圧～約 $2 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ では見られず、およそ $4 \sim 5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ あたりから観察された。流路入口圧力の上昇と冷却水流量の低下の関係には、循環ポンプの吐出圧が影響すると考えられる。本実験装置には吐出圧の異なる 2 台の循環ポンプ（全揚程 50 m 及び 150 m ）が設けられているため、大気圧及び $5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ において流量 $2500 \sim 3000 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ における DNB 熱流束を比較した。この結果、大気圧ではほとんど差が無かったが、 $5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ では全揚程の大きい循環ポンプの場合の方が約 10% 大きい DNB 熱流束が得られた。

3.1.2 実験データ

実験データの圧力及び質量速度範囲を Fig. 3.1.10 に示す。実験の圧力範囲は $1 \sim 13 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ であるが、このうち特に 1 、 5 、 $13 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ を中心に実験を行った。流量の範囲は $1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ では $0 \sim 4360 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ ($0 \sim 4.4 \text{ m/s}$)、 $5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ では $0 \sim 4186 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ ($0 \sim 4.3 \text{ m/s}$)、 $13 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ では $0 \sim 3570 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ ($0 \sim 3.6 \text{ m/s}$) である。括弧内に示した冷却水流速は質量速度を飽和水の密度で除したものであり、流路出口付近における流速に相当するものである。また、実験データの範囲を流路の入口サブクール度と質量速度で整理した図を Fig. 3.1.11 に示す。実験中冷却水の流路入口温度は 49°C で一定に維持されているので、本実験のサブクール度範囲としては $51 \sim 142^\circ\text{C}$ である。また、DNB 熱流束は、電源装置の出力電圧と電流の積を発熱板総面積で除したものであり、上・下部プレナムの熱電対の指示値から計算した冷却水への入熱量に基づいて算出した熱流束との差は 5 % 程度であっ

た。

Fig. 3.1.12に本実験で得られた全データを示す。実験データの最大流量は $4360\text{kg/m}^2\text{s}$ 、最大熱流束は $1270\text{kcal/m}^2\text{s}$ である。このうち圧力 $1 \sim 5\text{ kg/cm}^2\text{abs}$ における実験結果をFig. 3.1.13に示す。若干のデータのばらつきは見られるが、圧力が高いほどD N B熱流束が大きく、また、各圧力においてD N B熱流束はほぼ流量に比例していることが示されている。圧力 $5\text{ kg/cm}^2\text{abs}$ では、大気圧の場合よりもデータのばらつきがやや大きくなっている。大気圧及び $5\text{ kg/cm}^2\text{abs}$ とも、比較的低流量のほうが直線性が良いように思われる。同図に示すデータのうち、流量 $3000\text{kg/m}^2\text{s}$ 以下に注目した図がFig. 3.1.14である。各流量においてD N B熱流束は圧力が高いほど大きく、また、ほぼ流量に比例していることが示されている。

圧力 $6 \sim 13\text{kg/cm}^2\text{abs}$ における実験結果をFig. 3.1.15に示す。 $13\text{kg/cm}^2\text{abs}$ では、中間の流量域($1000 \sim 2000\text{kg/m}^2\text{s}$)で若干の中だるみの傾向があるが、全体的に見てD N B熱流束は流量にほぼ比例している。

Fig. 3.1.16に圧力 1 、 5 、 $13\text{kg/cm}^2\text{abs}$ における実験データをまとめて示す。各圧力においてD N B熱流束は基本的にはほぼ流量に比例しているが、いずれの圧力においても、 $2000 \sim 3000\text{kg/m}^2\text{s}$ の流量域においてD N B熱流束が若干上にシフトしている傾向が見られる。この領域は、前節に述べたように、実験に使用される冷却水の循環ポンプを小吐出圧から大吐出圧のものに切り換えるところであり、その影響が出たのではないかと考えられる。

Fig. 3.1.17に入口サブクール度、質量速度とD N B熱流束の関係を示す。同図から、質量速度がほぼ等しい場合、D N B熱流束はサブクール度にはほぼ比例している。

3.1.3 発熱板の幅及び軸方向発熱分布の影響

D N B熱流束は実験条件に大きく依存するため、炉の安全解析に供する実験データを得る場合には、実際の燃料要素の流路を出来るだけ模擬することが必要である。本実験では冷却水流路については、長さは燃料要素と同じにしたが、発熱板の幅は実際の $1/2$ 及び約 $1/4$ とした。また、軸方向の発熱分布についても実際にはほぼCosine曲線形状に分布しているが、実験では均一発熱とした。これらの影響について調べた結果を以下に示す。

本実験で得られた発熱板の幅とD N B熱流束データの関係をFig. 3.1.18(大気圧)及びFig. 3.1.19($13\text{ kg/cm}^2\text{abs}$)に示す。これらの図から、本実験条件の範囲内では、発熱板の幅の違いによるD N B熱流束の差は認められなかった。また、前述の数土¹¹⁾の実験では、幅 40mm の発熱板が用いられており、その結果と本実験結果との比較をFig. 3.1.20に示す。同図は、実験値と後述する数土のD N B熱流束相関式による予測値を比較したものである、若干のデータのばらつきはあるが実験値と予測値はほぼ同様に一致しており、発熱板の幅の影響は認められない。

また、発熱分布の影響に関しては、均一発熱と非均一発熱の場合を比較した実験が神永ら¹²⁾により行われており、その結果をFig. 3.1.21に示す。実験条件は、非加圧、下向流であり、入口サブクール度は $69 \sim 70^\circ\text{C}$ である。従来、均一発熱の実験で得られたD N B熱流束を発熱分布がある実際の燃料の場合の最大値に対応させれば、安全解析上は保守的であ

ることが指摘されていたが⁸⁾、神永らの実験結果に依れば、発熱分布の最大値で比較した場合でも均一発熱の場合のDNB熱流束の方が若干高いという結果が得られている。このため、均一発熱条件下で得られたDNB相關式を発熱分布が有る場合に適用する際には注意を要する。但し、その差はFig. 3.1.21に示すようにわずかであるため、神永らは、この差を考慮して最小DNBRの許容限界値を決めてることで、均一発熱の実験データで検証されたDNB相關式を使用しても支障無いとしている。

3.2 実験結果と既存のDNB相關式との比較

3.2.1 JMT安全解析に適用可能な相關式の選定

本実験の結果と既存のDNB相關式の比較検討に先立ち、JMT安全解析における圧力及び冷却水流量等の熱水力条件に適用可能な相關式について調べた。Table.3.2.1は、IAEAが試験研究炉用として推奨しているDNB相關式及びこれまで試験研究炉で使用された実績を有するDNB相關式をまとめたものである。また、同表には、JMT安全解析の圧力及び流量等の範囲も併せて記した。同表中、Lowdermilk, Macbeth, Labuntsov, Thorgerson, Katto及びMirshakの式は、IAEAガイドブック⁹⁾で試験研究炉用に推奨されているものである。また、Bernathの式¹⁰⁾はJMT（高濃縮燃料使用時）、KUHF-R及びBR2で、またZenkevichの式⁵⁾はHFIGでそれぞれ使用された。また、Sudoの式¹¹⁾は、矩形流路の最近の実験に基づき開発されたものであり、JRR3及びJRR2の安全解析で使用されたものである。JMTでは、中濃縮燃料炉心に移行する際に桜井¹⁰⁾がJMT燃料要素に関するパラメータ計算を行った結果に基づき、それまで使用していたBernathの式に変えてLabuntsovの式を採用した。

これらの相關式の中から、矩形流路の実験データが考慮されていること、出口クオリティが負から零に近い範囲まで扱えること、圧力及び流量範囲がJMTの安全解析条件に近いこと等を考慮すると、Labuntsov, Mirshak, Bernath及びSudoの式が適用可能なものとして選ばれる。なお、Kattoの式は広範囲に適用可能であるが、Kattoの分類によるN領域（本矩形流路に対しては約1m/s以上に相当）でのサブクール効果については未だ明確にされていない。以上の検討結果から、JMT安全解析に適用可能と思われる4つの相關式について以下に示す。

① Labuntsov Correlation¹¹⁾

Labuntsovの式は広範な圧力(1~200kg/cm²abs)及び流量(0.7~45m/s)における実験データに基づいているが、それらのデータは全て流路出口で冷却水がサブクール状態である。DNB熱流束は基本的に圧力、流速及び出口サブクール度に支配されるとし、これらをパラメータとして相關式を導いた。DNB熱流束は流路の長さ及び形状には依存せず、また、流路ギャップ寸法も2mm以下にならない限りDNB熱流束に影響しないとしている。

$$q_{DNB} = 347.5 \theta(P)(1 + 2.5U^2/\theta(P))^{0.25}(1 + 15.1C_p \Delta T_{exit}/\lambda P^{0.5}) \quad (1)$$

$$\theta(P) = 0.99531P^{1/3}(1 - P/P_c)^{4/3} \quad (2)$$

② Mirshak Correlation ⁶⁾

Mirshak の実験については 2 章にまとめたが、円管及び矩形流路の実験データをもとに以下の相関式が提案されている。実験データの圧力及び流量は、J M T R 安全解析条件に近い範囲である。実験結果に対する考察から、D N B 热流束は主に流速、出口サブクール度及び圧力で整理できるとし、また円管及び矩形流路で D N B 热流束に差が無いことを指摘している。

$$q_{DNB} = 360(1 + 0.12U)(1 + 0.009\Delta T_{out})(1 + 0.19P) \quad (3)$$

③ Bernath Correlation ⁸⁾

広範な圧力及び流量範囲における実験データに基づいているが、Labuntsov の式と同様にそれらのデータは全て流路出口で冷却水がサブクール状態である。本相関式は、通常用いられている熱伝達の式 $q = \alpha(T_w - T_b)$ を拡張することにより導かれたものである。即ち D N B 発生時には、 $q_{DNB} = \alpha_{DNB}(T_{w,DNB} - T_b)$ であるとし、実験データをもとに α_{DNB} 及び $T_{w,DNB}$ を以下のように定式化した。

$$q_{DNB} = [8.21D/(D+P_h/\pi) + 0.058U/D^{0.6}] \cdot [272.9 + 102.61nP - 97.2P/(P+1.05) - U/0.68 - 1.8T_b] \quad (4)$$

④ Sudo Correlations Scheme ²⁾

Sudo の式は、矩形流路による試験研究炉の熱水力条件、特に低圧、低流量域を中心とした実験データに基づいており、流量域によって D N B に至るメカニズムが変わることを考慮し、複数の式を組み合わせて構成されていることが特徴である。また、低流量下においては流れの方向が D N B 热流束に影響することに注目し、上昇流及び下向流で適用する式を変えている。下向流に対する相関式は、三島³⁾により提唱された(5)及び(6)式と、実験データに基づき数値が導いた(7)式から構成される。D N B 热流束の予測に際しては、(6)式と(7)式のうちの小さい方を使用するが、その値が(5)式の値を下回るときは、(5)式を使用する。相関式は、無次元化した質量速度及び熱流束を用いて表現されている。

$$q_{DNB}^* = 0.7(A/A_h)(W(\gamma_1/\sigma)^{1/2})^{1/2}/(1+(\gamma_e/\gamma_1)^{1/4})^2 \quad (5)$$

$$q_{DNB}^* = (A/A_h)(\Delta h_i/h_{re}) G^* \quad (6)$$

$$q_{DNB}^* = 0.005(G^*)^{0.511} \quad (7)$$

$$G^* = G/[\lambda \gamma_e g(\gamma_1 - \gamma_e)]^{1/2}$$

$$q_{DNB}^* = q_{DNB}/h_{re} [\lambda \gamma_e g(\gamma_1 - \gamma_e)]^{1/2}$$

(5)式は対向二相流条件下での D N B 热流束を与えるものであり、低流量条件に適用される式である。このような流动条件下では、热流束を上げると上昇する蒸気の流速が増し、液膜の流下を妨げる、いわゆるフラッディングが発生し、これにより発熱面に十分な冷却

水が供給されなくなつて DNB に至る。こうした状況下では、DNB 热流束は流速に依存せず、圧力及び流路形状のみにより決まる。(5)式の適用範囲は圧力により若干異なるが、JMTTR 热水力条件下ではおよそ $100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (0.1 m/s) 以下である。また(6)式は、流路出口で冷却水が飽和温度に達する条件から導かれた式であり、低流量下におけるフラッディング領域と高流量下におけるサブクール DNB 領域の中間の流量域に適用される。さらに高流量下ではサブクール領域で DNB が起り、この領域に対しては高流量域を含む実験データから求められた(7)式を適用する。

3.2.2 相関式と実験結果との比較

上記 4 つの相関式と本実験データを比較した結果を Fig. 3.2.1～Fig. 3.2.3 に示す。図中の熱流束及び質量速度は、数々の式で行ったのと同じ方法で無次元化したものである。

大気圧における比較結果を Fig. 3.2.1 に示す。各相関式の予測値は $G^* = 1000$ 付近ではいずれもほぼ等しいが、これよりも流量が低くなるにつれて Sudo の式が他の 3 つの式よりも低くなる。Labuntsov 及び Bernath の式はほぼ等しい予測値を示しており、 G^* が 1000 を超えるような高流量域では Mirshak の式が最も低くなっている。本実験結果は、ほぼ Sudo の式に一致しているが、流量零における実験結果は、Sudo の式よりも大きくなっている。

圧力 $5 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ における比較結果を Fig. 3.2.2 に示す。全流量域において Sudo の式が最も低い予測値を示している。高流量域で Sudo の式(7)式)が Mirshak の式よりも低くなっているのは、(7)式に圧力、即ちサブクール度の影響が考慮されていないためと考えられる。実験データは Sudo の式に最も良く一致しており、ほぼ大気圧の場合と同じ結果が得られている。但し、 $G^* = 200 \sim 500$ において Sudo の式を若干下回る実験データが大気圧の場合よりも少し多くなっている。

また、Fig. 3.2.3 に $13 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ における比較を示す。全流量域において Sudo の式が最も低い予測値を示しており、他の 3 つの相関式との差は大気圧及び $5 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ の場合よりも大きい。 $G^* = 100 \sim 300$ 付近で Sudo の式を下回る実験データが見られるが、それよりも低及び高流量では実験結果のほうが大きい傾向が見られる。

以上の結果から、いずれの圧力においても実験結果は Sudo の式と最も良く一致していることが明らかであり、JMTTR 安全解析に適用する DNB 相関式としては、Sudo の式が最も適当であると考えられる。

なお、JMTTR の安全解析で取り扱う流量は G^* で約 900 までなので、 G^* が 1000 をこえるような高流量域については実験を行っていないが、このような高流量域におけるサブクール DNB に対しても Sudo の式の適用性を調べておくことは重要である。このため Gambill 及び Mirshak の実験データとの比較を行った。その結果を Fig. 3.2.4 に示す。同図から明らかなように、実験データは Sudo の式のうちの高流量域に対する(7)式による予測値よりも全て大きくなっている。これは、(7)式は大気圧近傍での適用を目的として開発されたものであるため、圧力、即ちサブクール度の効果が含まれていないことによるものである。(7)式を加圧条件下にも適用できるようにするために、出口サブクール度を用いて補正することとした。実験データと(7)式による予測値との比を出口サブクールエンタルピーで整理したものを Fig. 3.2.5 に示す。出口サブクールエンタルピーは蒸発潜熱で除して無次元化した最小

2乗法により最適近似曲線を求めるとき、同図中に示すように次の関係が得られる。

$$(D.N.B\text{熱流束実験値}) / (D.N.B\text{熱流束予測値}) = 1 + 3.75 (\Delta h_{out}/h_{fr})$$

上記の関係を用いると(7)式は次のように補正される。

$$q_{DNB}^* = 0.005(G^*)^{0.611} \cdot (1 + 3.75(\Delta h_{out}/h_{fr})) \quad (8)$$

(8)式と実験データとの比較を Fig. 3.2.6 に示す。同図に示すように、出口サブクールエンタルピを用いた補正項を(7)式に乘じたことにより、高流量域における予測値と実験データとの一致は大きく改善された。

3.3 安全評価に使用するD.N.B相関式及び最小D.N.B.R許容限界値

以上の検討から、Sudoの式をJ.M.T.R安全解析に使用することとした。なお、同式のうちの高流量域に対する式については、(7)式を出口サブクール度を用いて補正した(8)式を使用することとした。J.M.T.R安全解析に使用する相関式について Fig. 3.2.7 に示す。低流量領域には(5)式、中間流量領域には(6)式、高流量領域には(8)式が適用される。それぞれの式の適用の境界は熱水力条件により若干変化するが、J.M.T.R燃料要素の熱水力条件下においては、(5)式から(6)式への遷移、即ちフラッディングによるD.N.Bから流路出口飽和水条件下におけるD.N.Bへの遷移が起こるのは、(5)式=(6)式とおくことにより約0.1 m/s と予測される。また、(6)式から(8)式への遷移、即ち流路出口で冷却水が飽和温度に達する条件下におけるD.N.BからサブクールD.N.Bへの遷移は、(6)式=(8)式とおくことにより約20~40m/s で起こると予測される。J.M.T.R安全解析における圧力及び流量範囲はそれぞれ 1~13kg/cm²abs 及び 0~10m/s であり、従って、解析において実際に使用される相関式は(5)式及び(6)式である。

次に、安全解析で使用する最小D.N.B.Rの許容限界値を決定するため、J.M.T.R安全解析に使用する相関式と本実験データとの誤差について検討した。本実験データのほとんどは中間流量領域に属するものであるため、低流量領域については数々及び三島の実験データを、また高流量領域についてはGambill⁵⁾及びMirshak⁶⁾の実験データを引用した。これらの実験データとJ.M.T.R安全解析用相関式による予測値との比較を Fig. 3.2.8 に示す。実験データの下限をとおる線を引くと、図中に示す予測値の1/1.5を示す線とはほぼ一致する。従って、最小D.N.B.Rの制限値としては1.5とすることが適當と考えられる。

Table 3.2.1 Applicable Ranges of DNB Correlations

		Pressure (kg/cm ² abs.)	Velocity (m/s)	Subcooling (°C)	Steam quality
Lowdermilk		Atmospheric	0.03~30	~24 (inlet)	positive
Macbeth	low Velocity	1 ~138	14~841(kg/m ² s)	65~1400(kJ/kg, inlet)	positive
	high Velocity	Atmospheric	14~5750(kg/m ² s)		positive
Labuntsov	1 ~200	0.7 ~45	0 ~240 (burnout point)	negative~0	
Thorgerson	1.7 ~13.3	3.05~18.3	>25 (burnout point)	negative	
Katto	1 ~200			negative - positive	
Mirshak	1.7 ~5.9	1.5 ~13.7	5 ~75 (burnout point)	negative	
Bernath	1 ~210	0.1 ~47.6	0 ~182 (burnout point)	negative~0	
Zenkevich	105 ~217	>270(kg/m ² s)	>10 (burnout point)	negative	
Sudo		<3000(kg/m ² s)		negative - positive	
JMTR Fuel Subchannel	1 ~13	0 ~10	51~142 (inlet)		

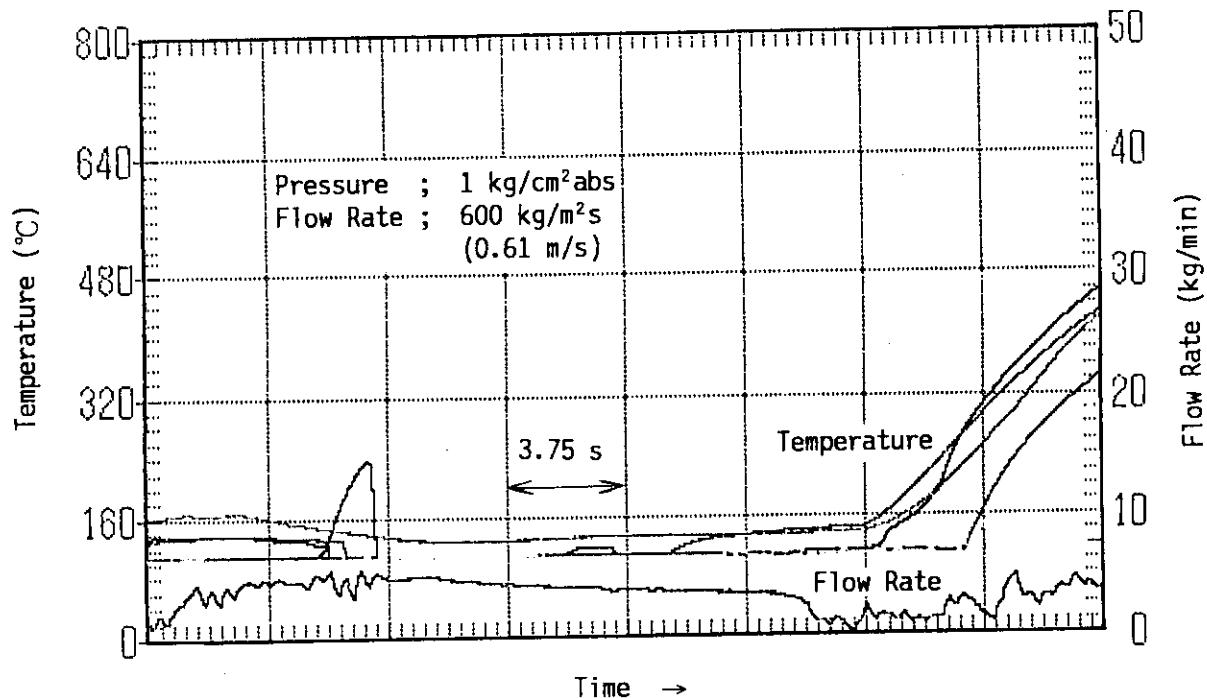


Fig. 3.1.1 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB
(1kg/cm², 600kg/m²s)

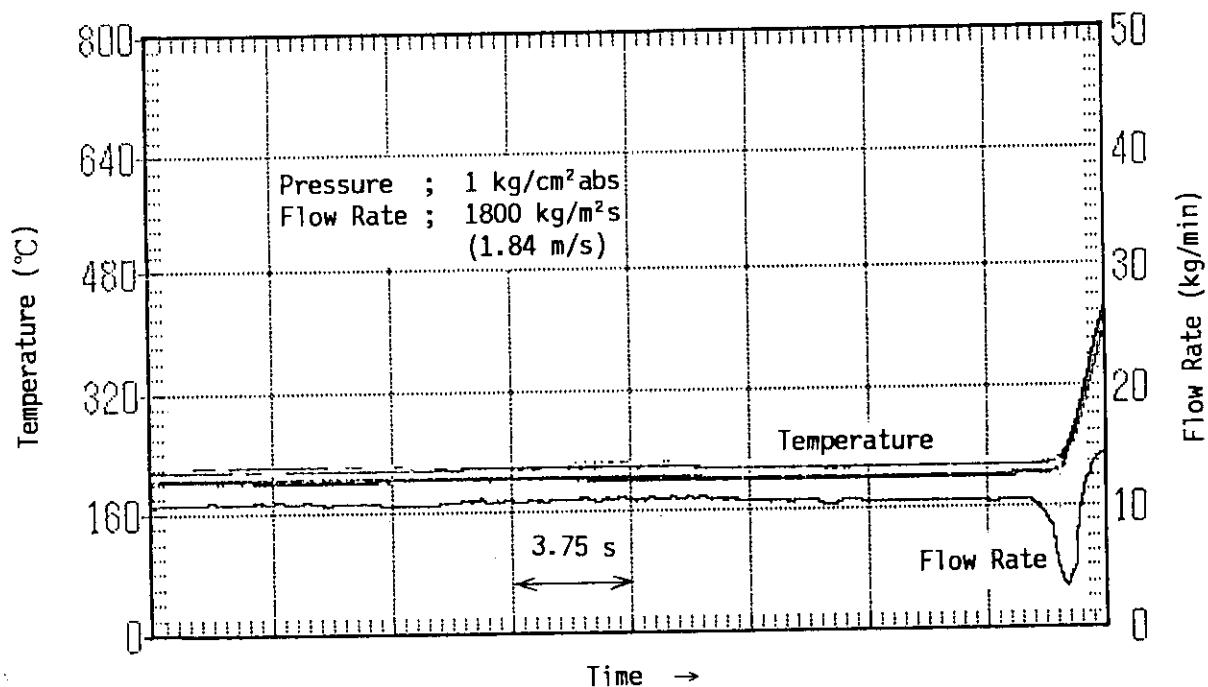


Fig. 3.1.2 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB
(1kg/cm², 1800kg/m²s)

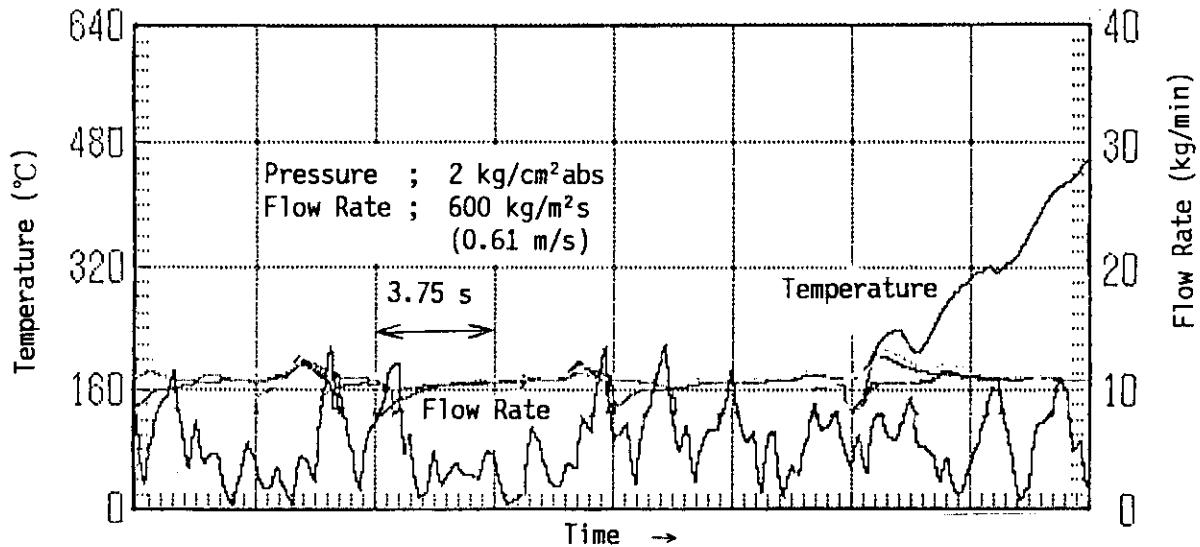


Fig. 3.1.3 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB
(2kg/cm², 600kg/m²s)

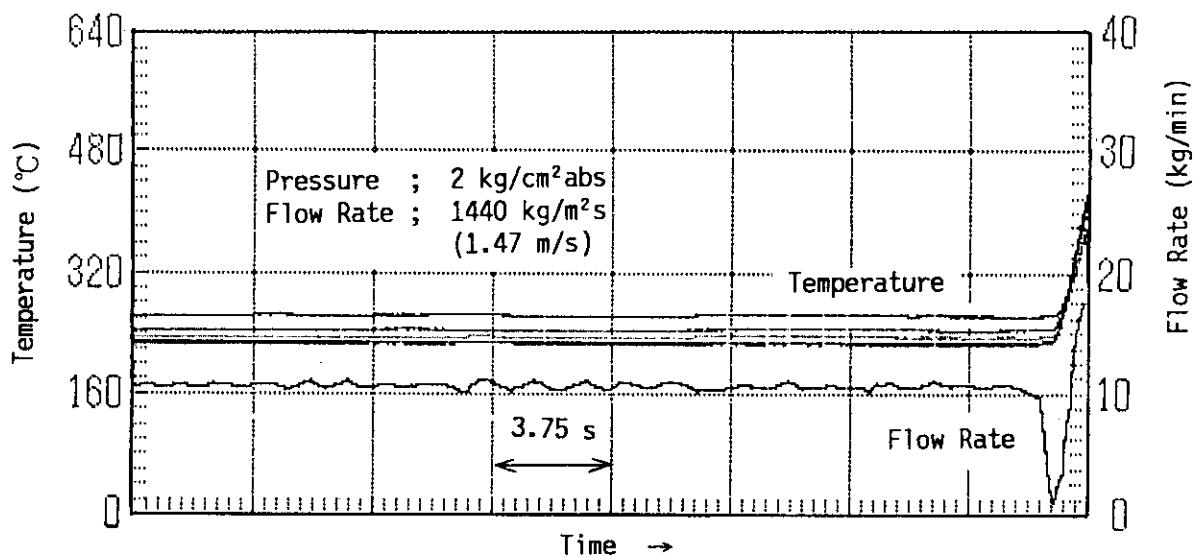


Fig. 3.1.4 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB
(2kg/cm², 1440kg/m²s)

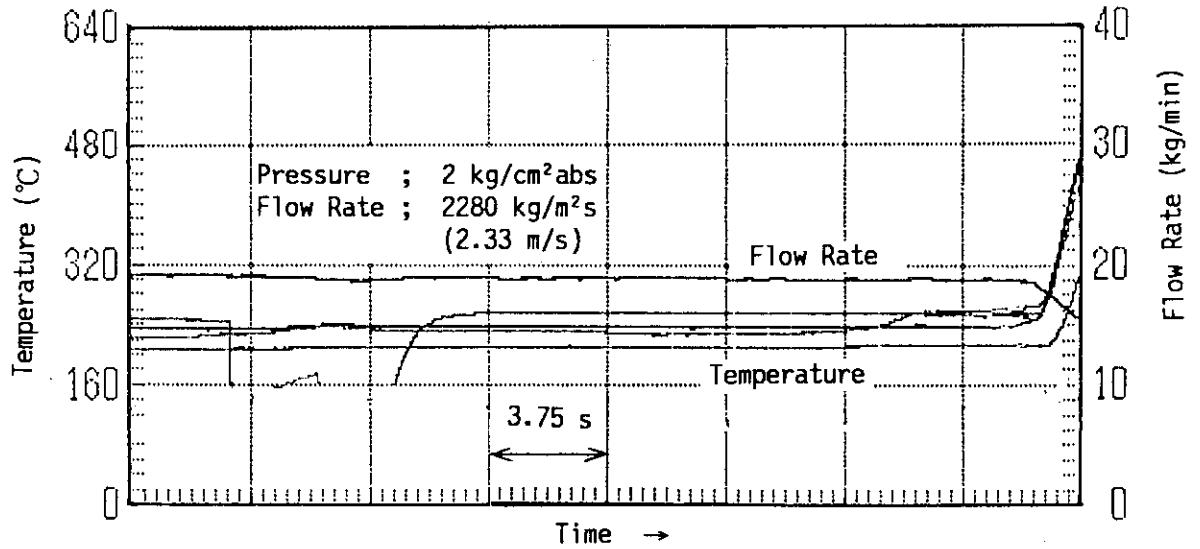


Fig. 3.1.5 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB
(2kg/cm², 2280kg/m²s)

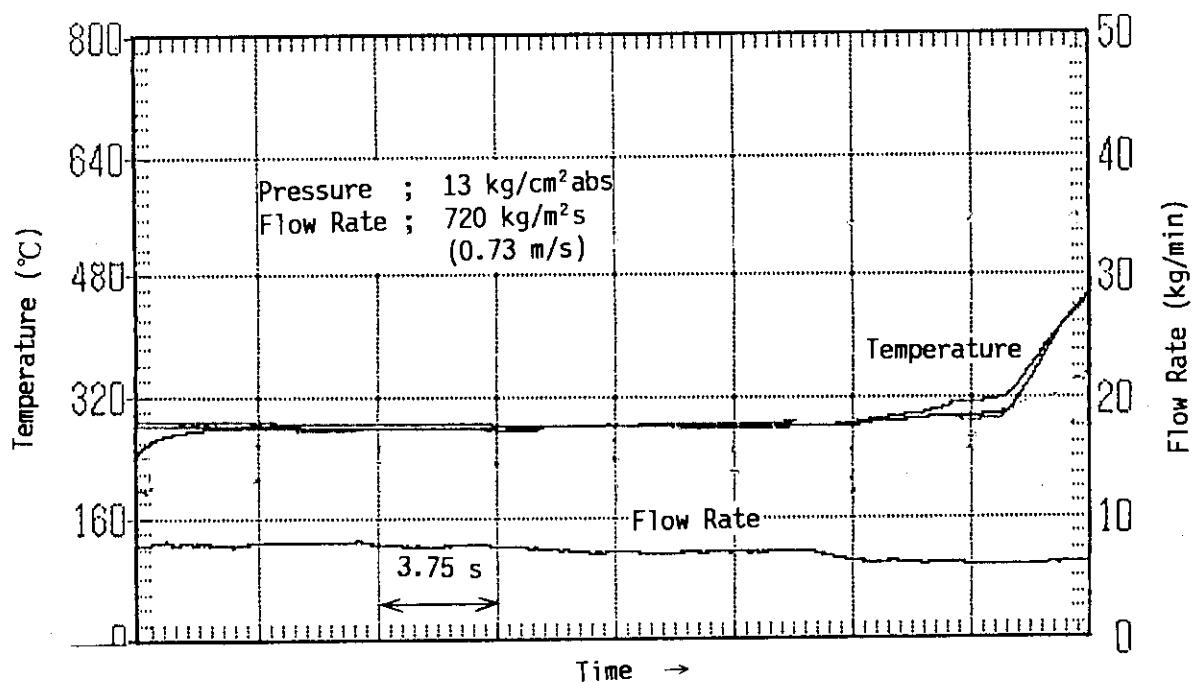


Fig. 3.1.6 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB
 (13kg/cm², 720kg/m²s)

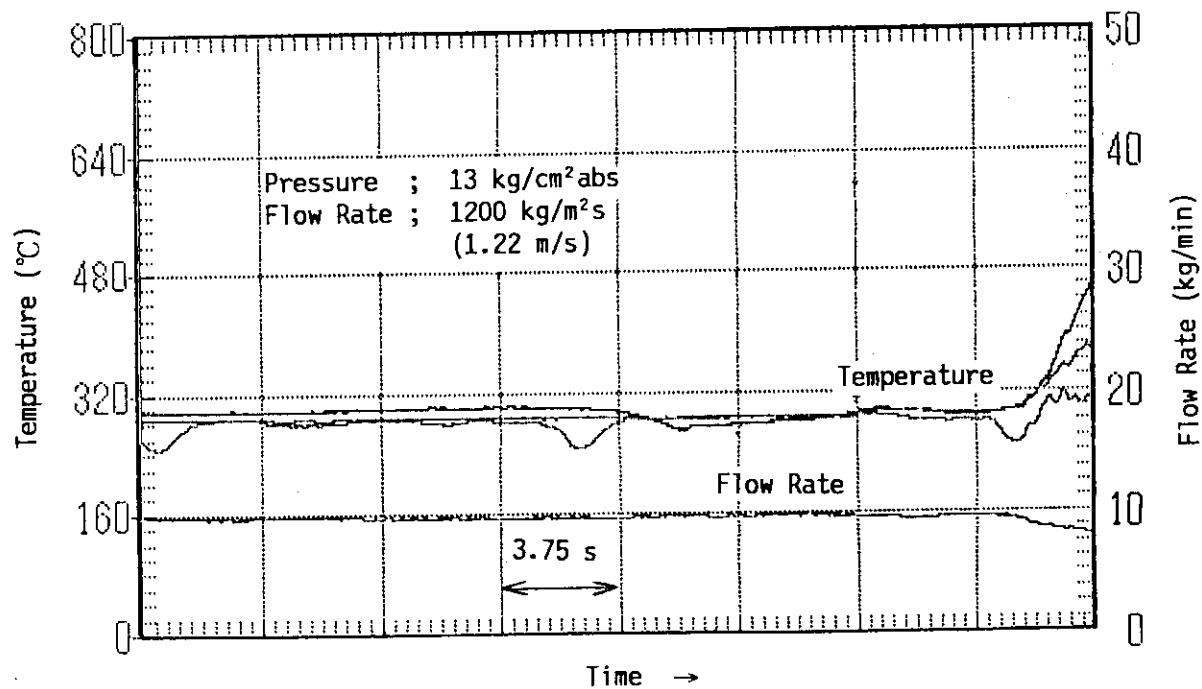


Fig. 3.1.7 Heating Plates Temperatures and Flow Rate at DNB
 (13kg/cm², 1200kg/m²s)

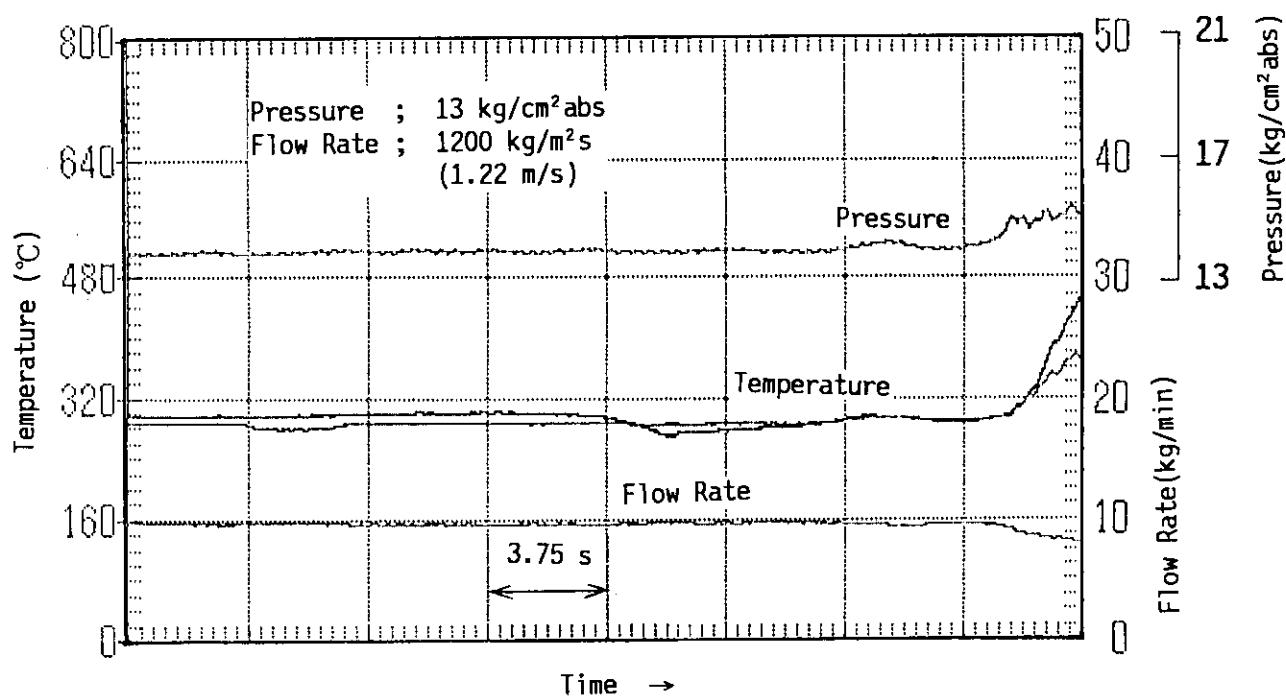


Fig. 3.1.8 Pressure in Upper Plenum and Flow Rate at DNB
(13kg/cm², 1200kg/m²s)

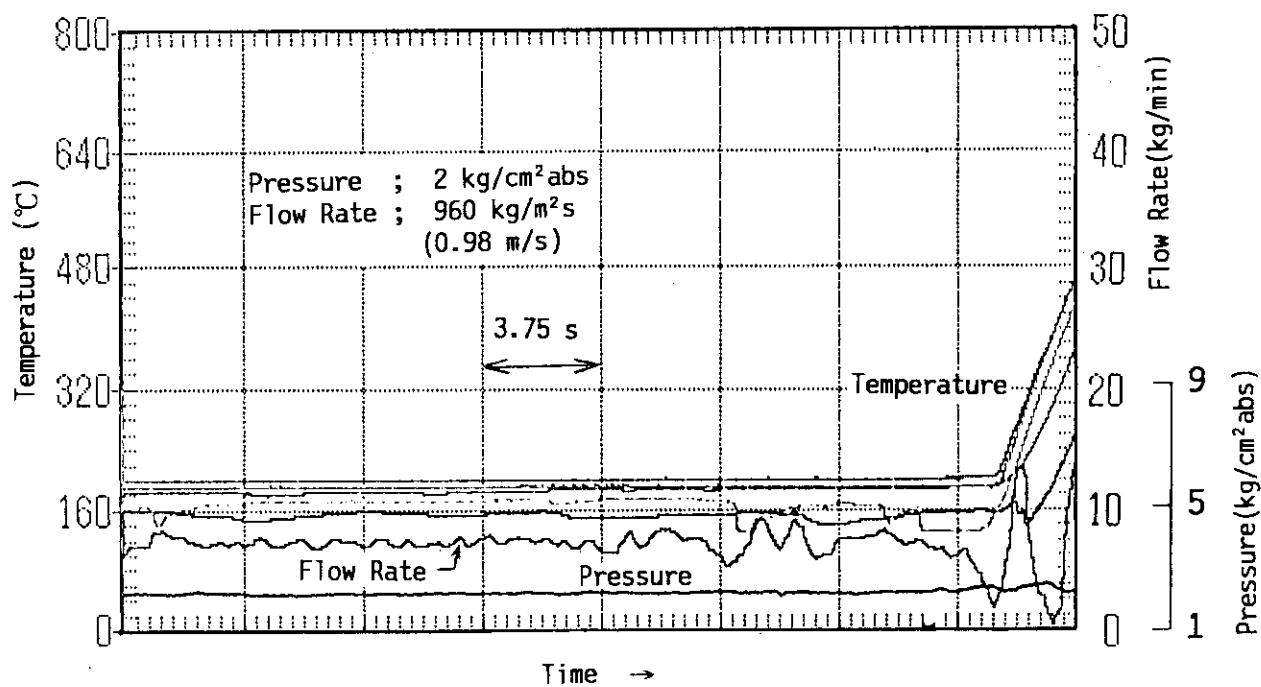


Fig. 3.1.9 Pressure in Upper Plenum and Flow Rate at DNB
(2kg/cm², 960kg/m²s)

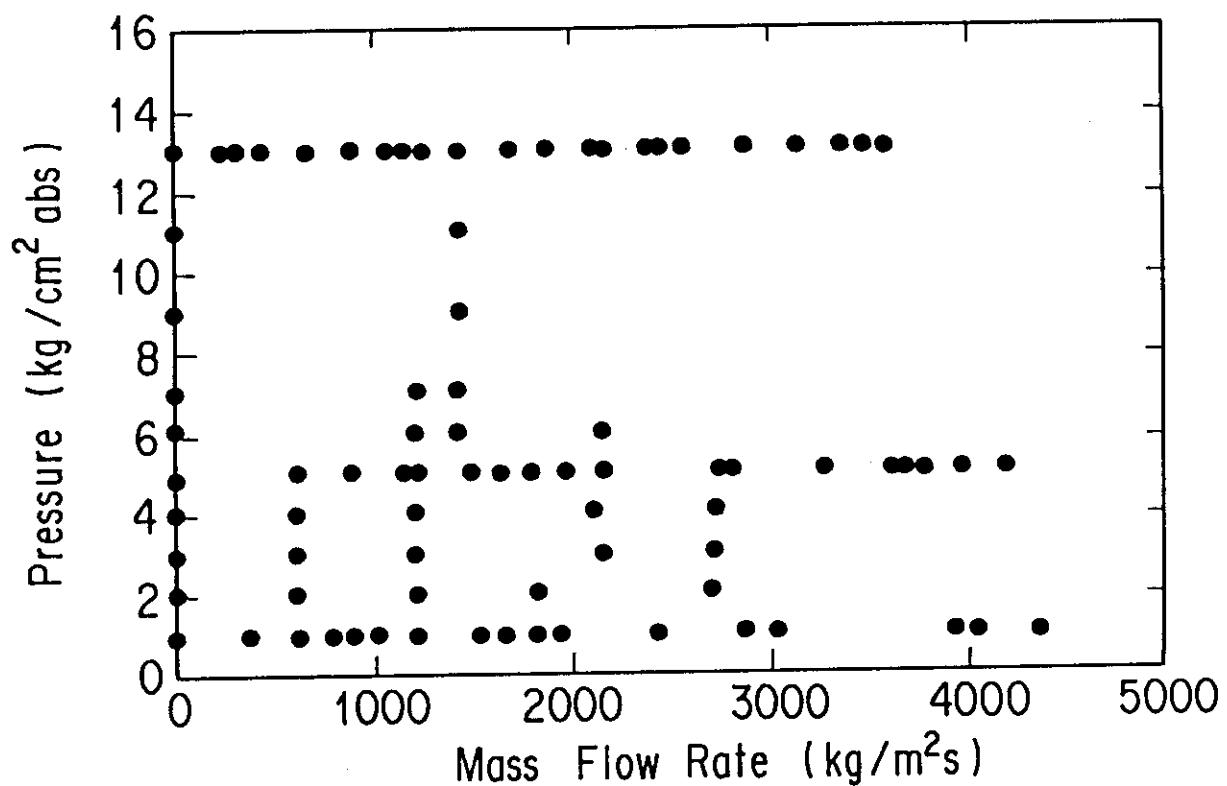


Fig. 3.1.10 Ranges of Pressure and Mass Flow Rate in the Experiment

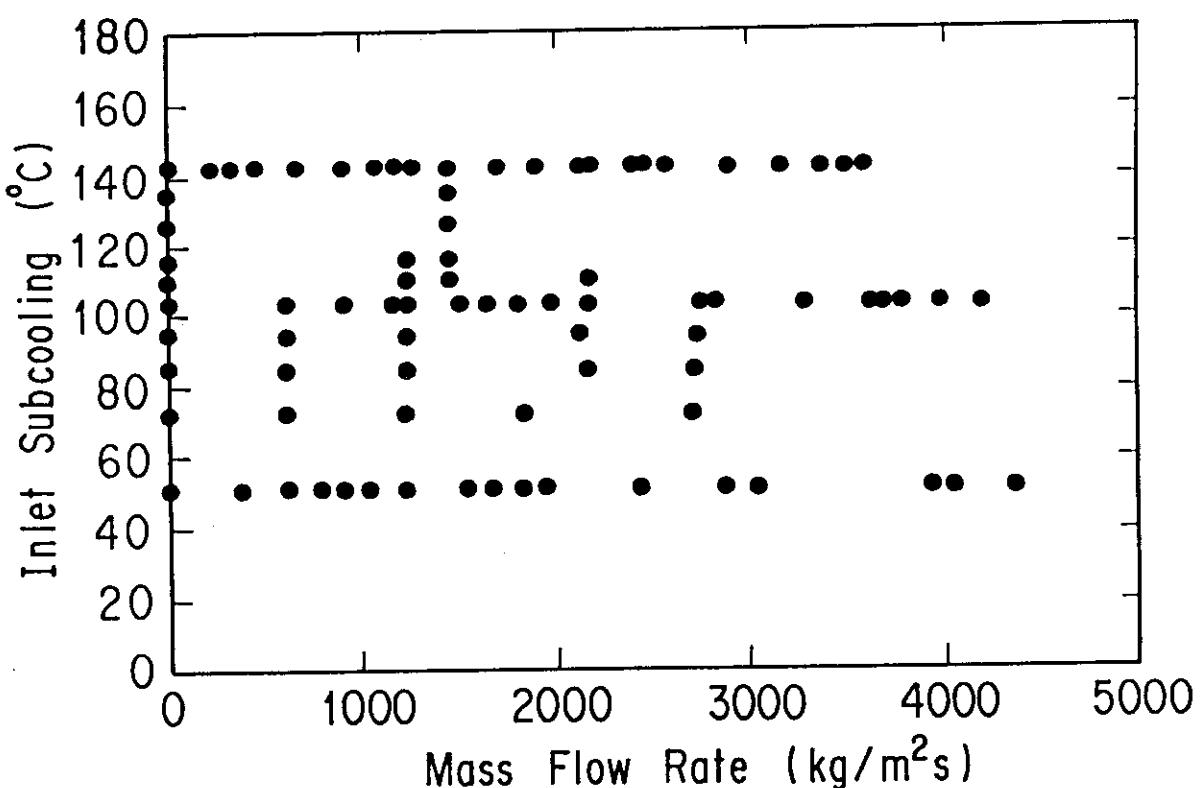


Fig. 3.1.11 Ranges of Inlet Subcooling and Mass Flow Rate in the Experiment

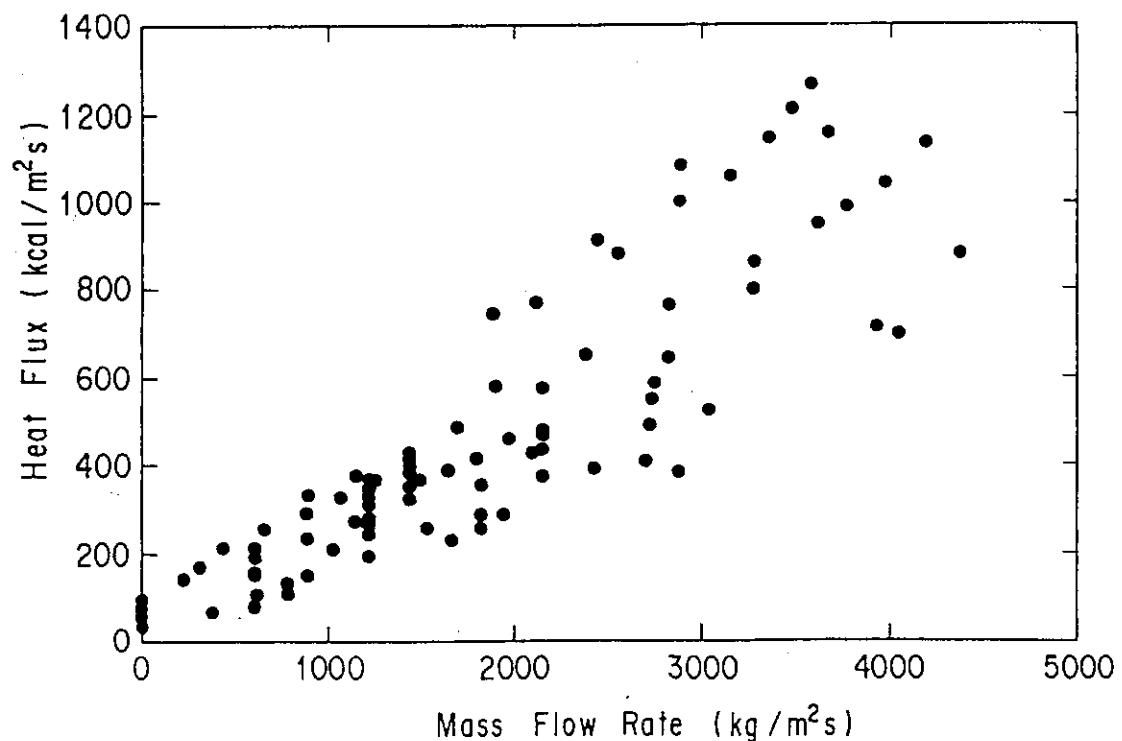
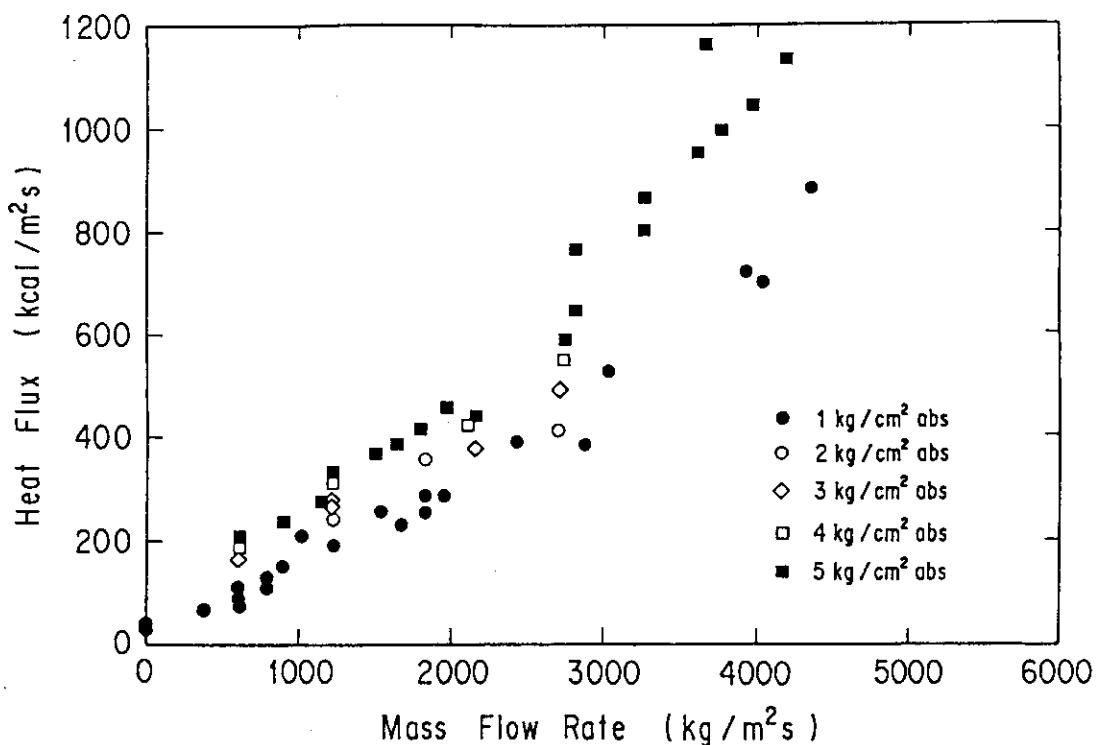
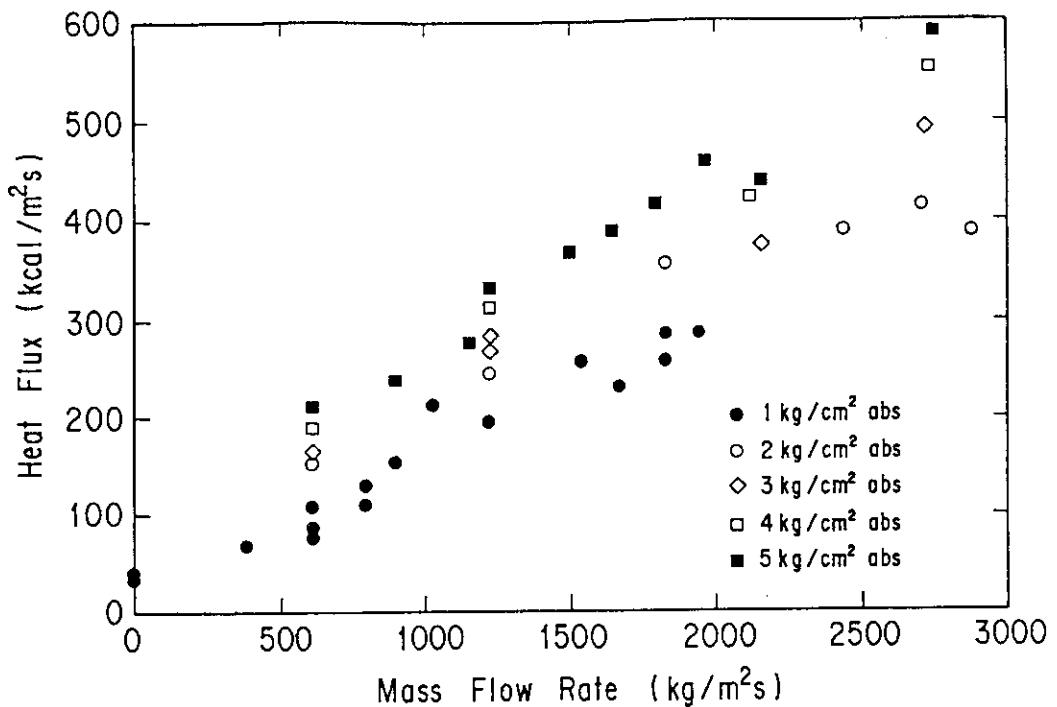
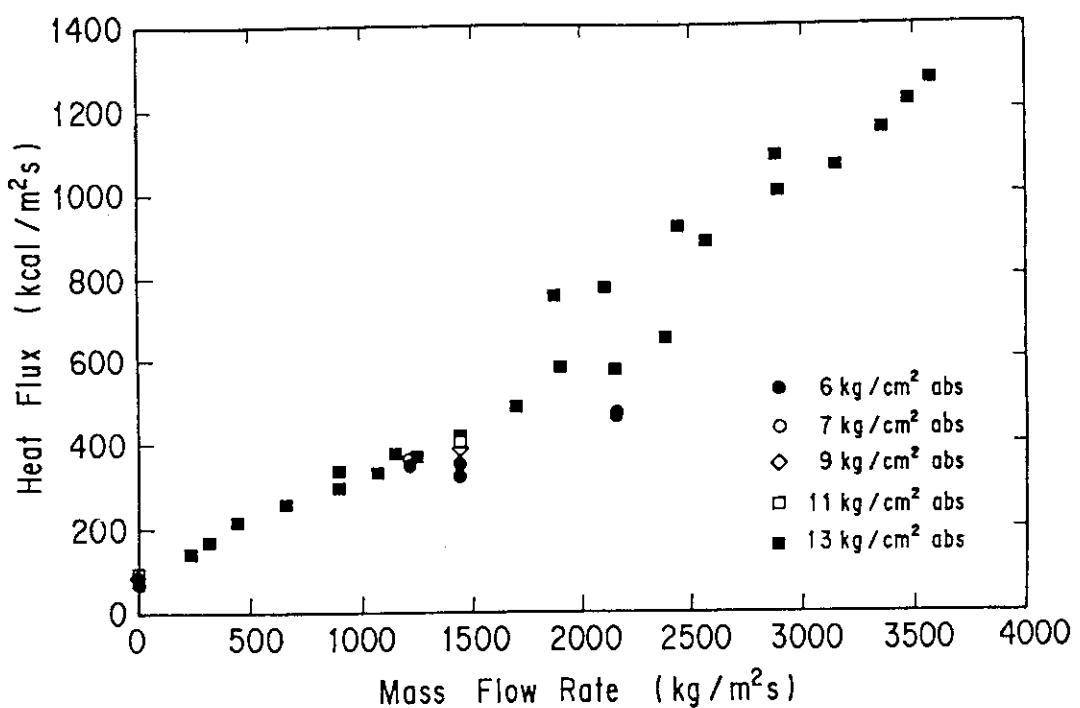


Fig. 3.1.12 Ranges of Heat Flux and Mass Flow Rate in the Experiment

Fig. 3.1.13 Experimental DNB Heat Flux (1 ~ 5kg/cm² abs)

Fig. 3.1.14 Experimental DNB Heat Flux ($1 \sim 5\text{kg}/\text{cm}^2$ abs)Fig. 3.1.15 Experimental DNB Heat Flux ($6 \sim 13\text{kg}/\text{cm}^2$ abs)

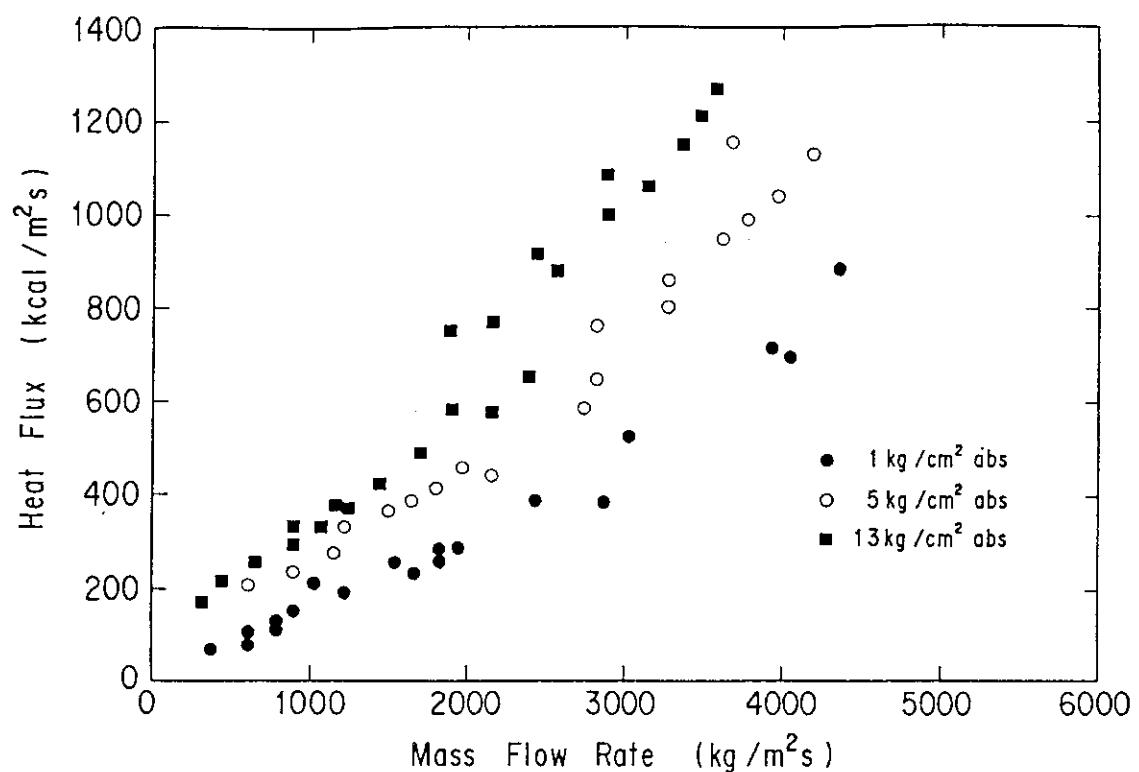
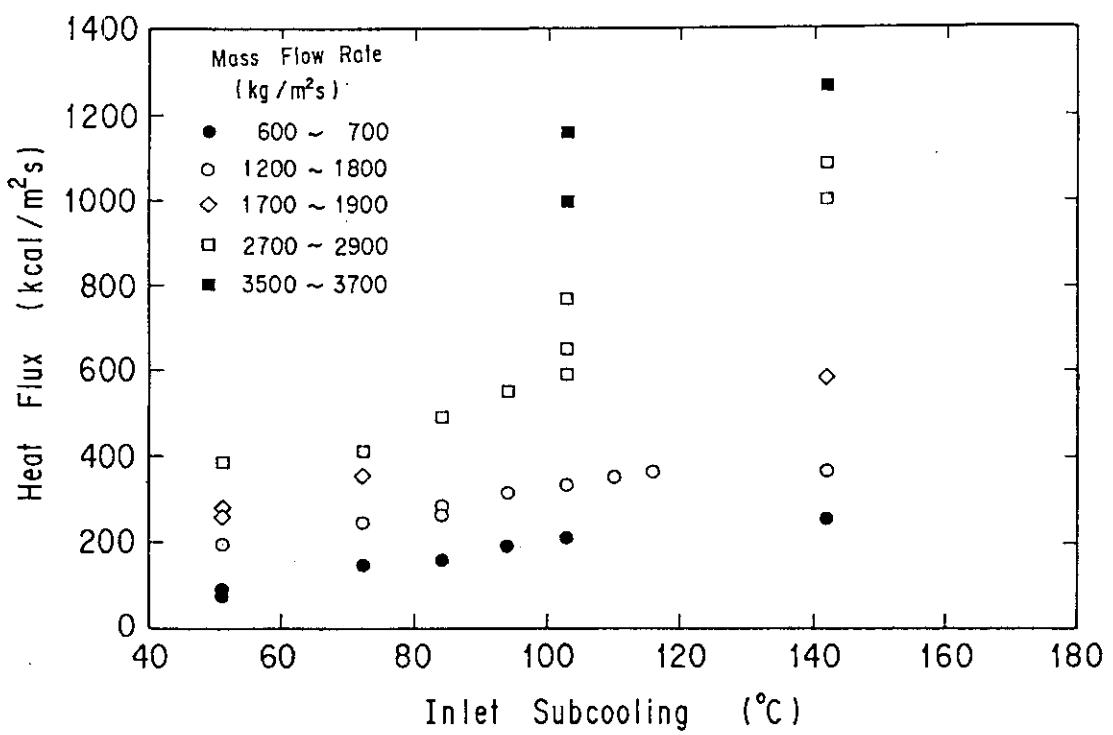
Fig. 3.1.16 Experimental DNB Heat Flux ($1, 5, 13 \text{ kg}/\text{cm}^2 \text{ abs}$)

Fig. 3.1.17 The Relation Between Experimental DNB Heat Flux and Inlet Subcooling

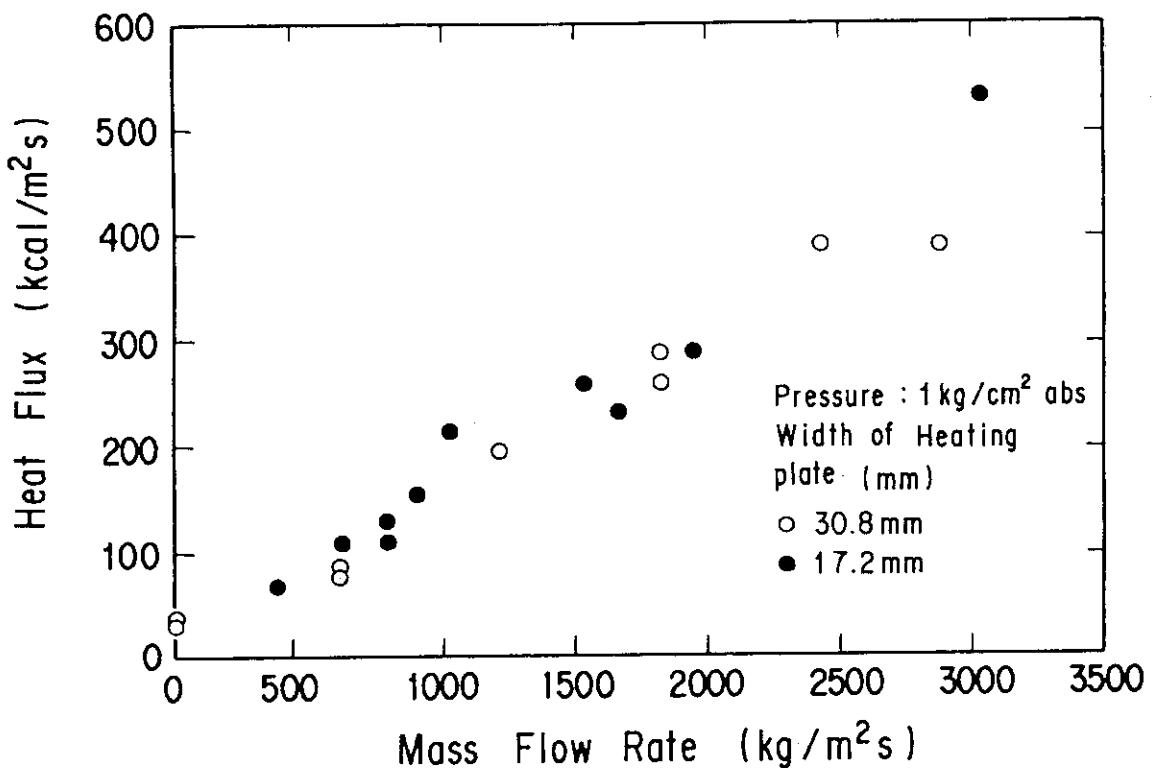


Fig. 3.1.18 Effect of Heating Plate Width on DNB Heat Flux ($1\text{kg}/\text{cm}^2 \text{ abs}$)

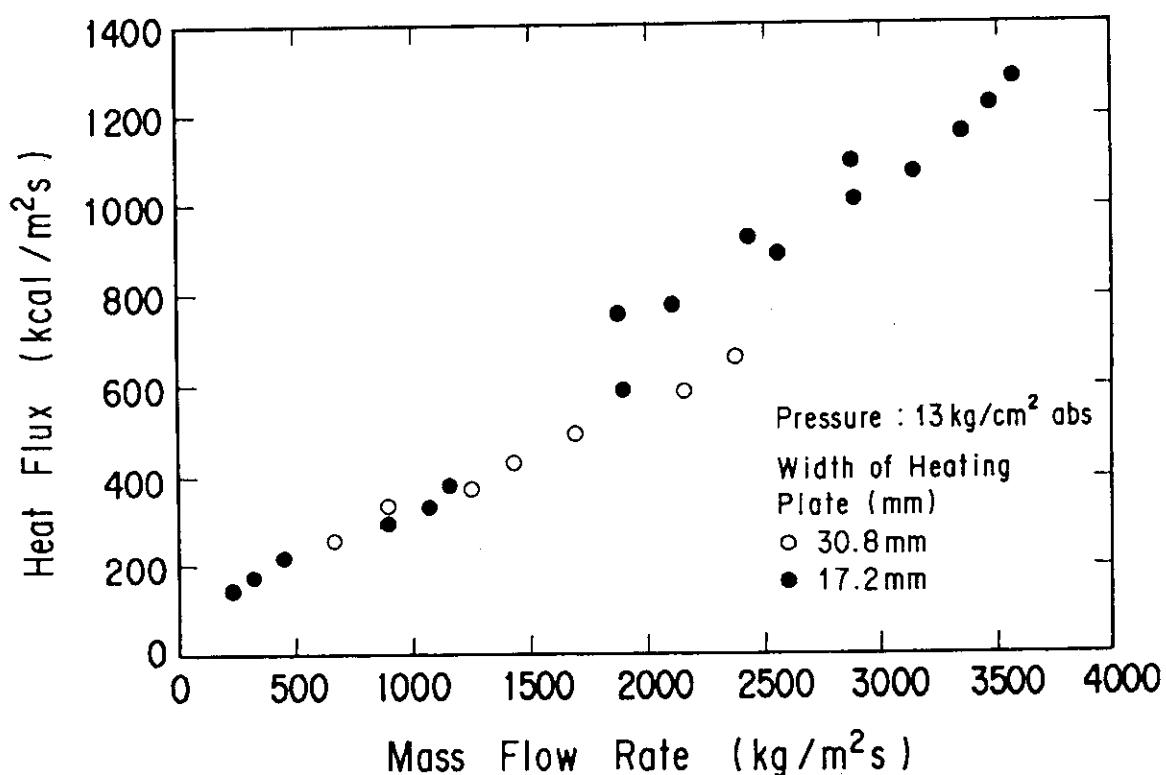


Fig. 3.1.19 Effect of Heating Plate Width on DNB Heat Flux ($13\text{kg}/\text{cm}^2 \text{ abs}$)

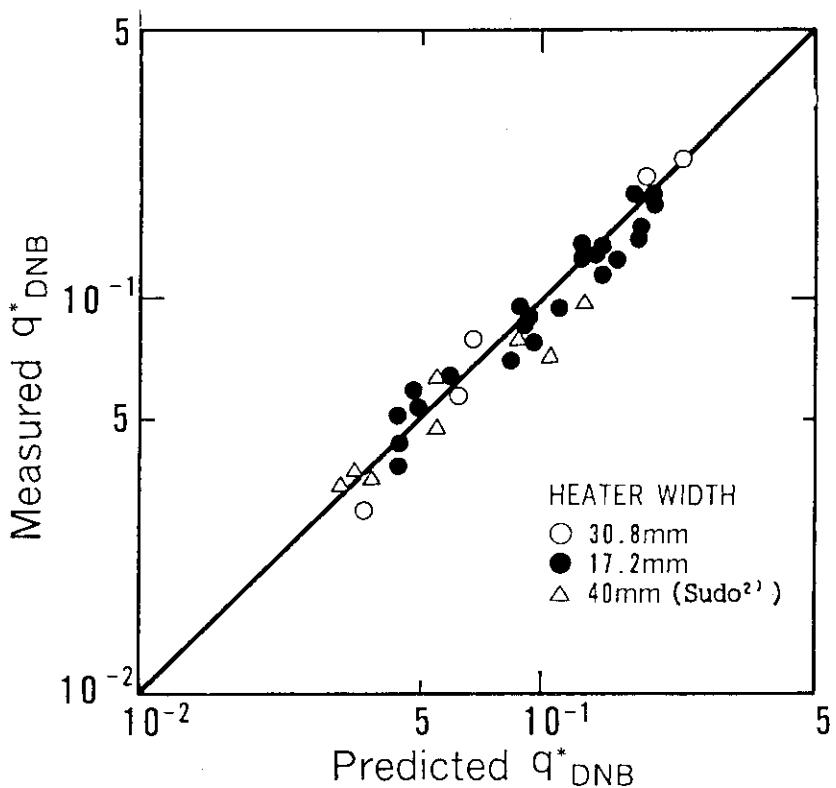
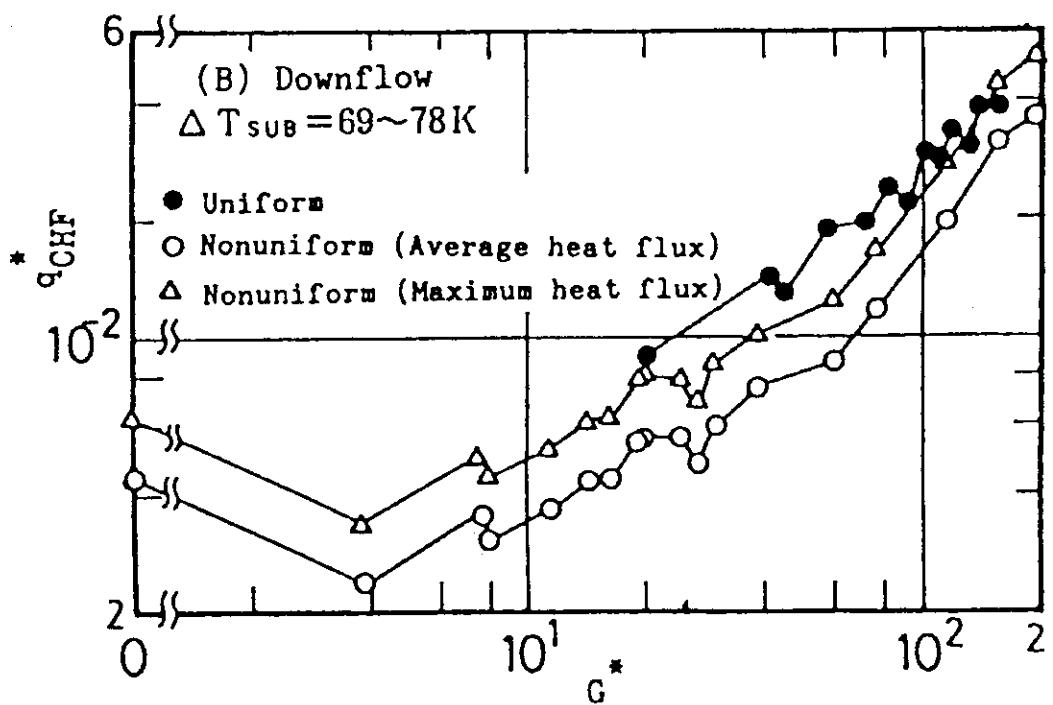


Fig. 3.1.20 Effect of Heating Plate Width on DNB Heat Flux

Fig. 3.1.21 DNB Heat Flux Data for Uniform and Non-uniform Heat Flux Distribution (Kaminaga⁷)

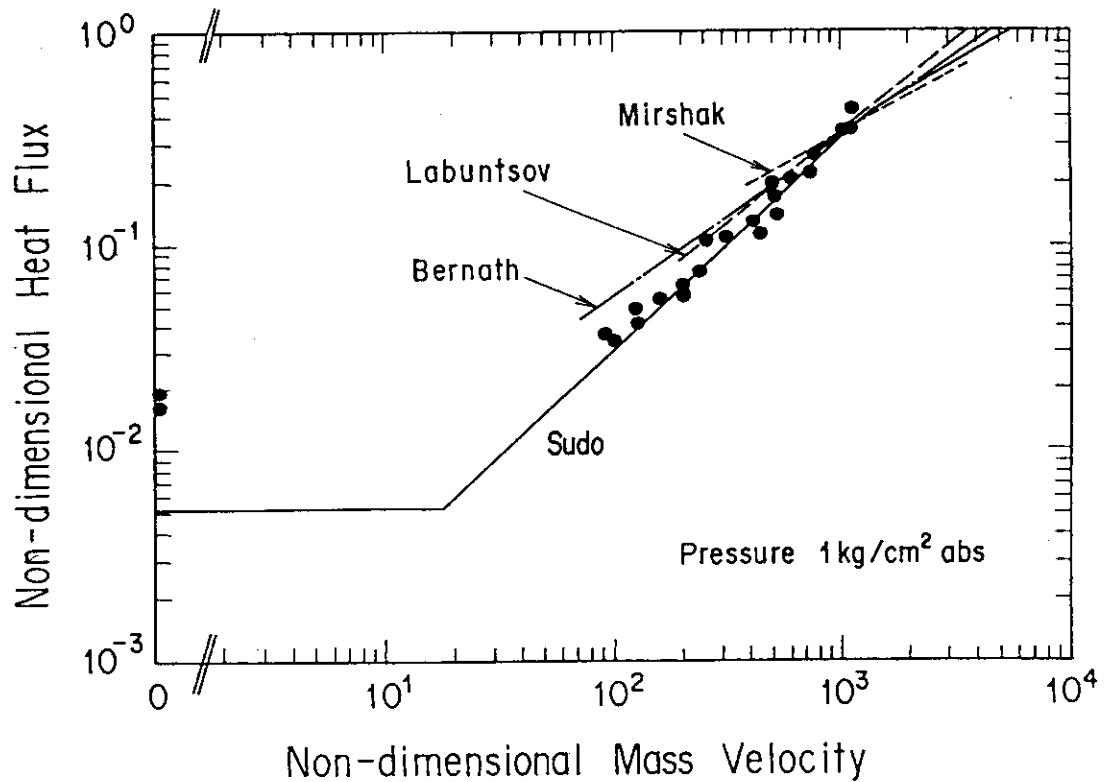


Fig. 3.2.1 Comparison of Experimental Data with DNB Correlations
($1\text{kg}/\text{cm}^2 \text{abs}$)

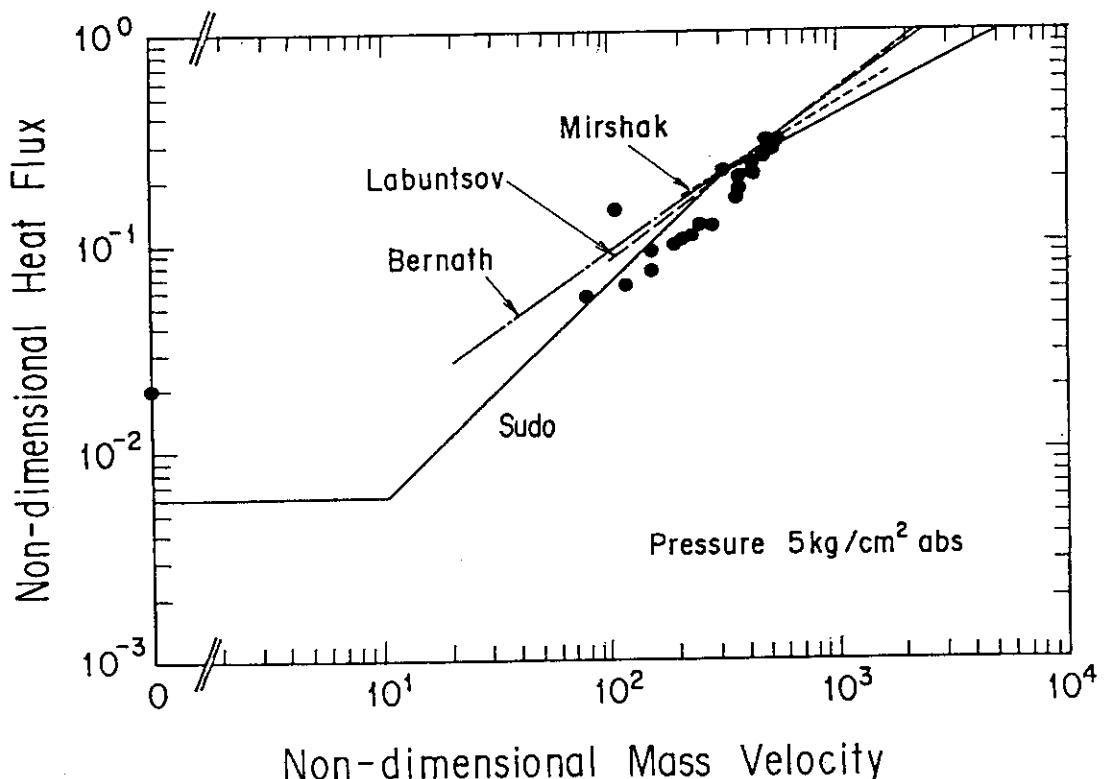


Fig. 3.2.2 Comparison of Experimental Data with DNB Correlations
($5\text{kg}/\text{cm}^2 \text{abs}$)

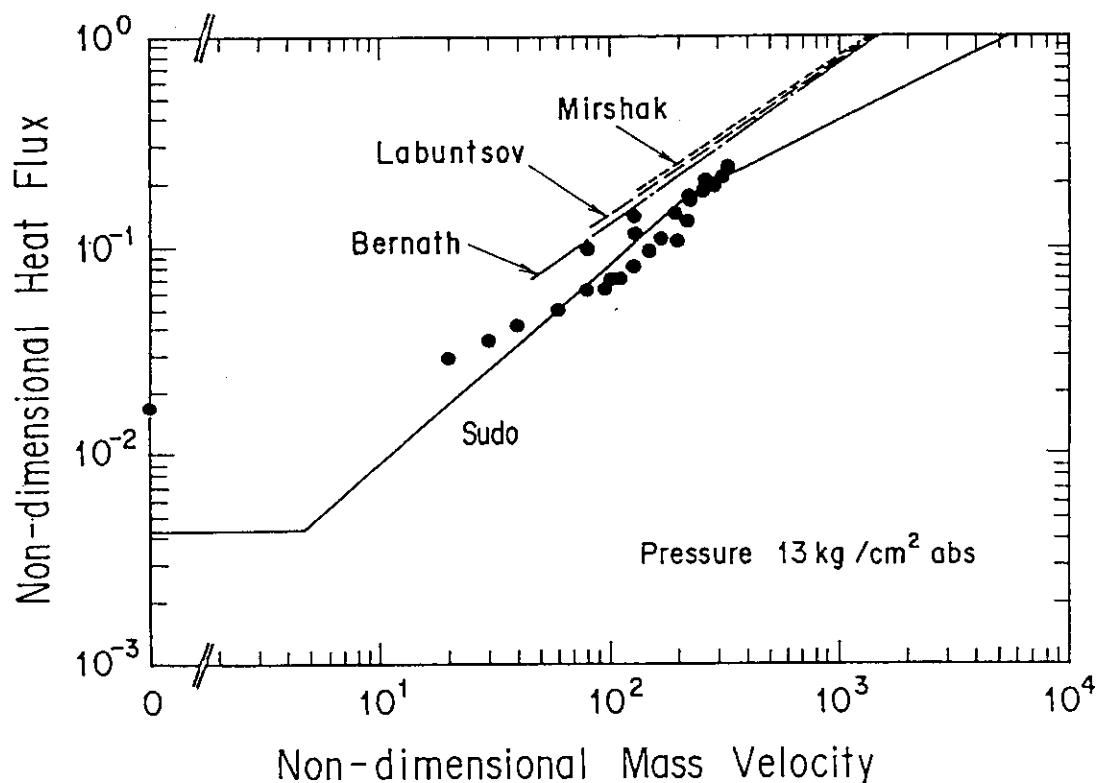


Fig. 3.2.3 Comparison of Experimental Data with DNB Correlations
(13kg/cm² abs)

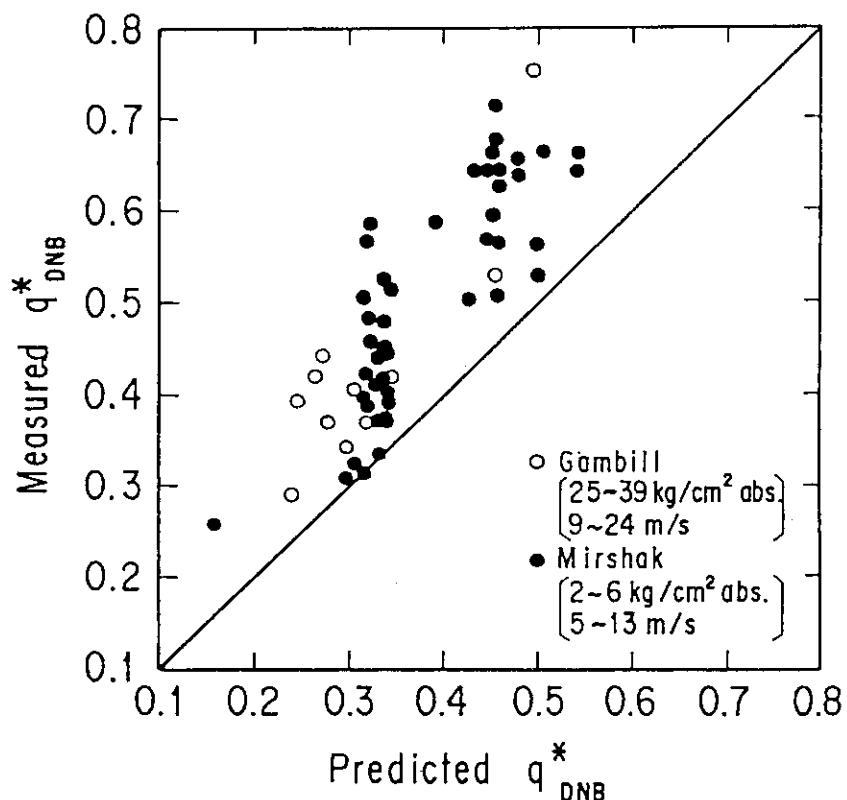


Fig. 3.2.4 Comparison of Experimental Data by Gambill and Mirshak
with Sudo Correlation

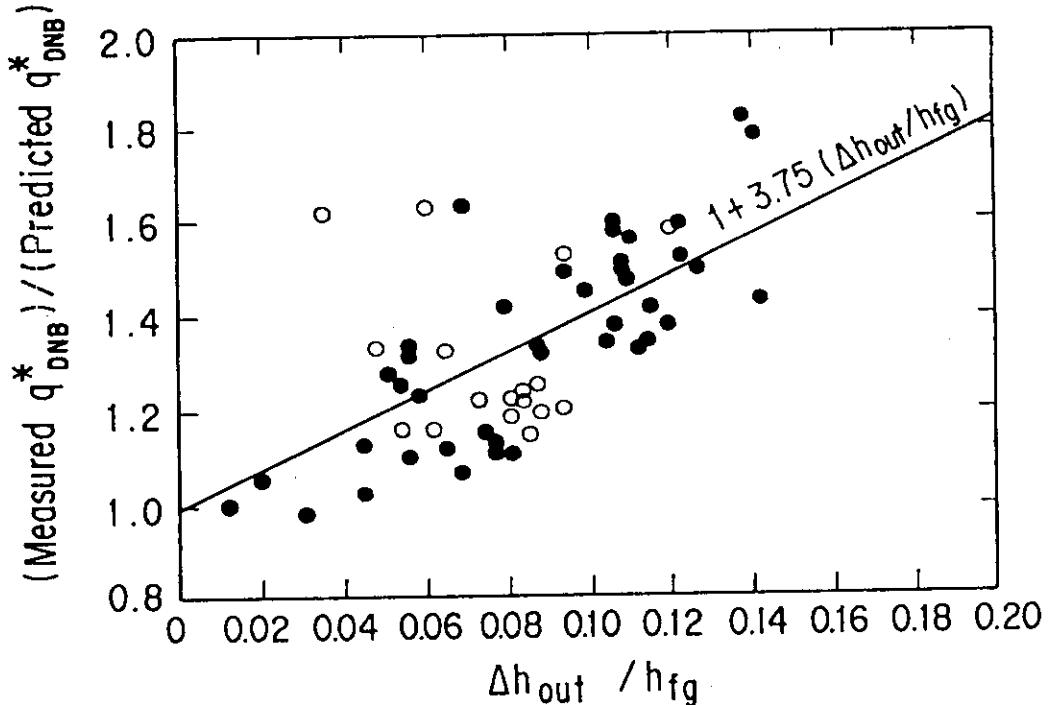


Fig. 3.2.5 Outlet Subcooling Factor for Sudo Correlation in High Flow Rate Region

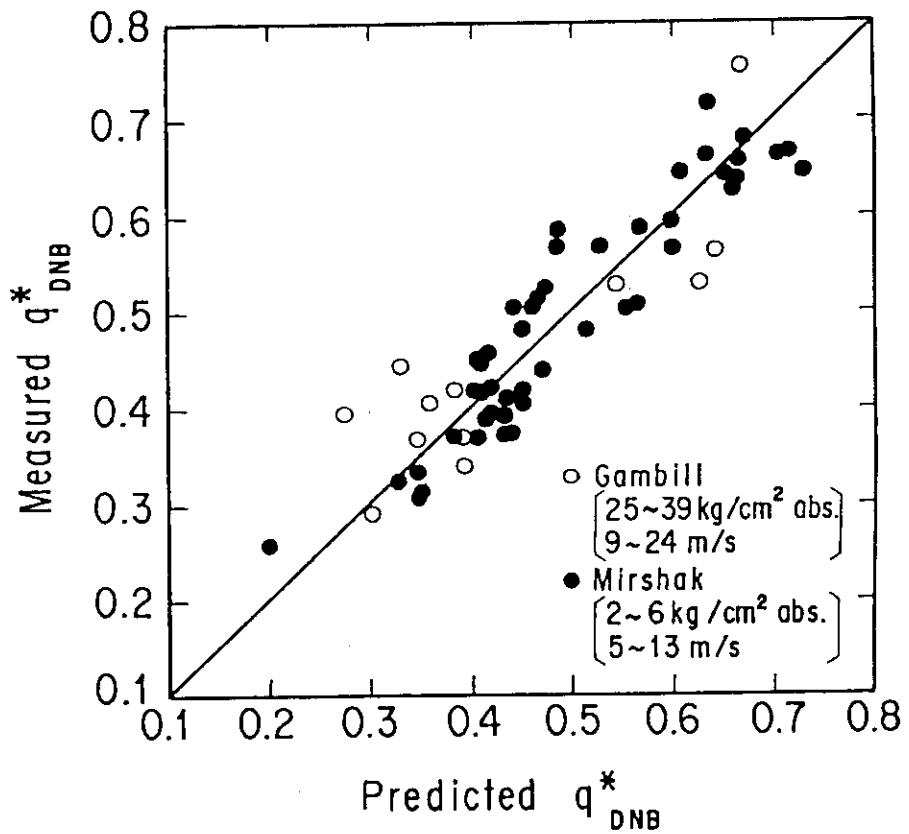


Fig. 3.2.6 Comparison of Experimental Data by Gambill and Mirshak with Modified Sudo Correlation

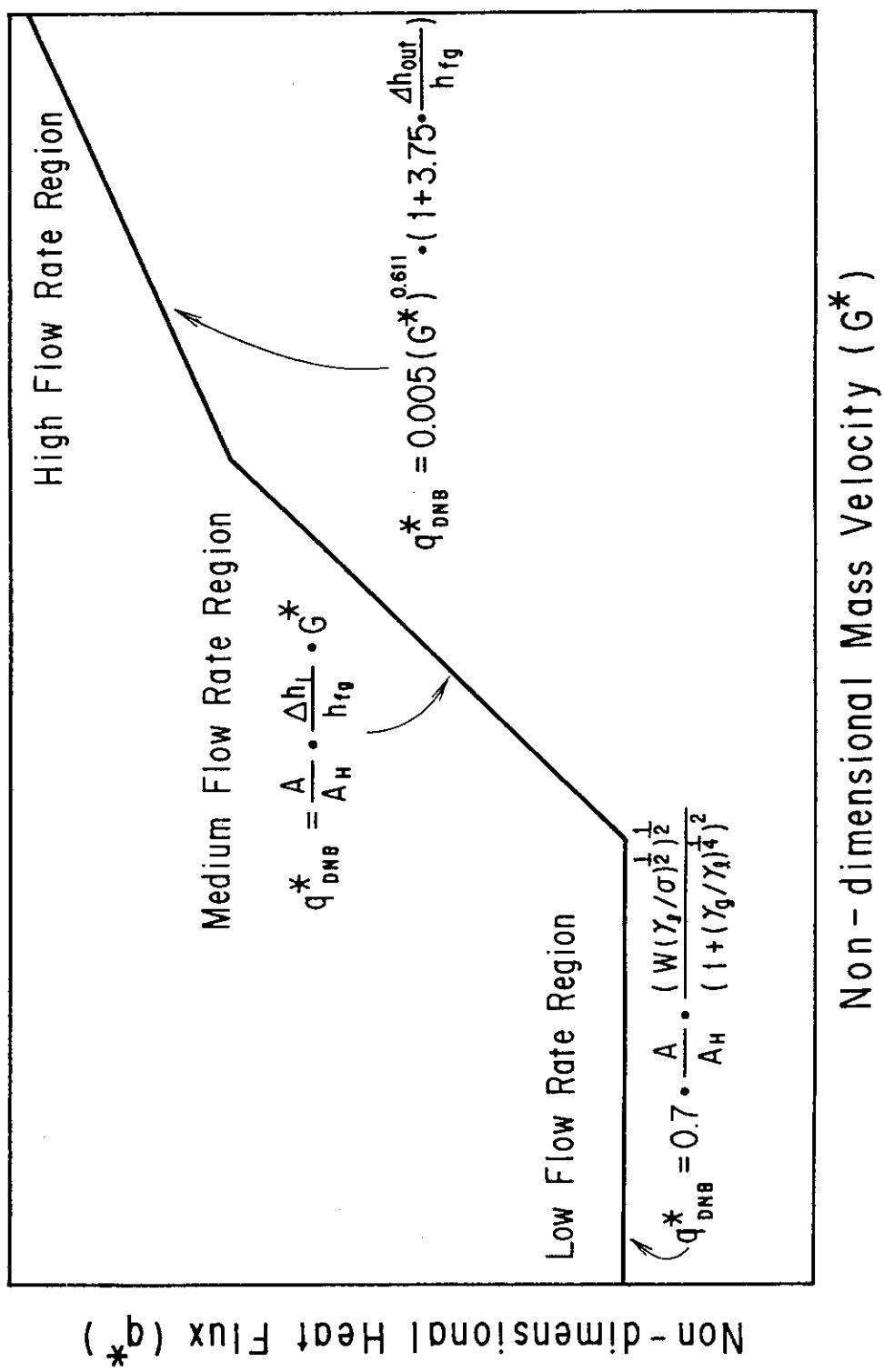


Fig. 3.2.7 DNB Correlation for JMTR Safety Analysis

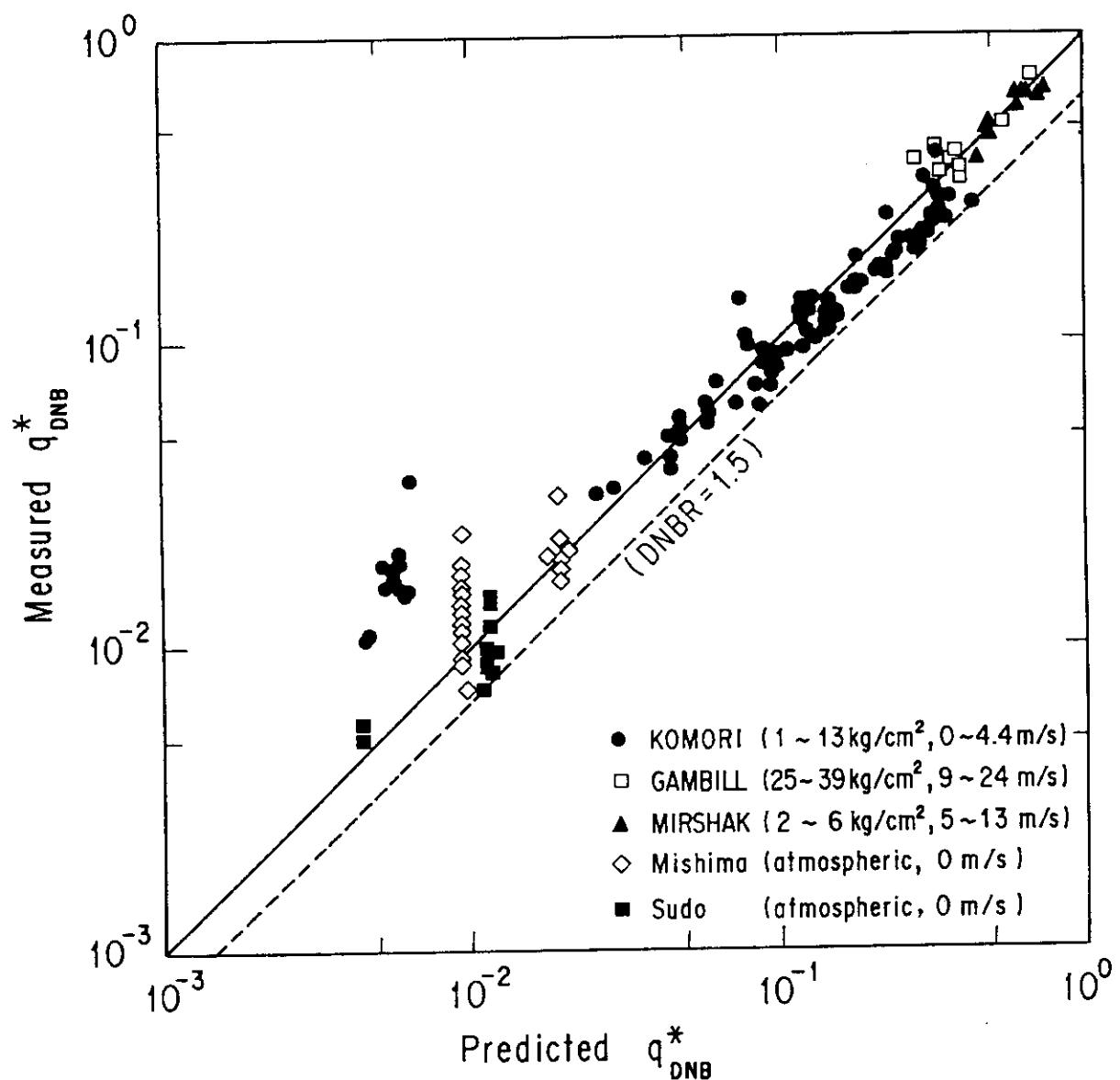


Fig. 3.2.8 Comparison of Experimental Data with DNB Correlation for JMTR Safety Analysis

4. 結 言

J M T R の低濃縮化に係わる安全解析に使用するD N B 相関式について、検討を行った。検討に際しては、D N B 相関式と実験データとの比較・検討が不可欠であるため、J M T R 燃料要素の矩形冷却水流路を模擬した実験装置を製作し、圧力 $1\sim 13\text{kg/cm}^2\text{abs}$ 、流速 $0\sim 4.4\text{m/s}$ （下向流）の範囲においてD N B 熱流束を測定した。実験装置の製作等においては、これまでに行われたD N B 実験について調査し、得られた知見を十分に反映して行った。

得られた実験データと既存のD N B 相関式との比較を行った結果、Sudoの式が実験データと最も良く一致した。同相関式は、矩形流路による試験研究炉の熱水力条件、特に大気圧を含む低圧域を中心とした実験結果に基づいており、流量域によってD N B に至るメカニズムが変わることを考慮し、3種類の相関式を組み合わせて構成されていることが特徴である。同相関式は、非加圧条件下への適用性は既に確認されており、J R R 2 及びJ R R 3 の安全解析で使用された実績を有するが、本検討により、加圧条件下に対しても適用できることができることが確認された。但し、同相関式のうちの高流量に対する式については、これまで圧力の効果が考慮されていなかったため、出口サブクールエンタルピを用いて一部補正した。相関式と実験データとの誤差を検討した結果、全ての実験データが予測値の $1/1.5$ 以上であることが明らかとなった。従って、安全解析における最小D N B R の許容限界値としては、1.5 が適当であるとの結論を得た。

謝 詞

本研究の遂行にあたり、適切な御指導を賜りました京都大学の三島嘉一郎先生及び材料試験炉部照射第1課安藤弘栄課長に深く感謝致します。また、実験の実施にあたり御協力戴いた材料試験炉部照射第2課の北島敏夫氏にお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) Y. Sudo, et al. : "Experimental Study of Differences in DNB Heat Flux between Upflow and Downflow in Vertical Rectangular Channel", J.Nucl.Sci. Tech. Vol.2 No.8, pp.604-618, (1985)
- 2) 数土 幸夫、他 : "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 - ", JAERI-M-85-126, (1985)
- 3) K. Mishima : "Boiling Burnout at Low Flow Rate and Low Pressure Conditions", Dissertation Thesis, Kyoto University (1984)
- 4) 植田 辰洋 : "気液二相流 -流れと熱伝達-", 養賢堂、(1981)
- 5) W.R. Gambill : "HFIR Heat Transfer Studies of Turbulent Water Flow in Thin Rectangular Channels", ORNL-3079, (1964)
- 6) Samuel Mirshak : "Heat Flux at Burnout", DP-355, (1959)
- 7) 神永雅紀、数土幸夫、他 : "狭い垂直矩形流路での限界熱流束に関する実験的研究 (出力分布を有する場合と一様加熱の場合との比較)", 日本機械学会論文集 (B編) 55巻 517号 (1989-9)
- 8) Research Reactor Core Conversion from the Use of Highly Enriched Uranium to the Use of Low Enriched Uranium Fuels, IAEA-TECDOC-233, (1980)
- 9) L. Bernath, "A Theory of Local Boiling Burnout and Its Application to Existing Data", Chem. Eng. Prog. Series 56, No.30, 95, 1960
- 10) Fumio Sakurai : "Thermal-Hydraulic Analyses of the JMTR and the JRR-2 with LEU Fuels", JAERI-M-9449, (1981)
- 11) D.A. Labuntsov, "Critical Thermal Loads in Forced Motion of Water which is Heated to a Temperature Below the Saturation Temperature", Soviet Journal of Atomic Energy (English Translation) 10, 516-18, (1961)

謝 詞

本研究の遂行にあたり、適切な御指導を賜りました京都大学の三島嘉一郎先生及び材料試験炉部照射第1課安藤弘栄課長に深く感謝致します。また、実験の実施にあたり御協力戴いた材料試験炉部照射第2課の北島敏夫氏にお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) Y. Sudo, et al. : "Experimental Study of Differences in DNB Heat Flux between Upflow and Downflow in Vertical Rectangular Channel", J.Nucl.Sci. Tech. Vol.2 No.8, pp.604-618, (1985)
- 2) 数土 幸夫、他 : "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 - ", JAERI-M-85-126, (1985)
- 3) K. Mishima : "Boiling Burnout at Low Flow Rate and Low Pressure Conditions", Dissertation Thesis, Kyoto University (1984)
- 4) 植田 辰洋 : "気液二相流 -流れと熱伝達-", 養賢堂、(1981)
- 5) W.R. Gambill : "HFIR Heat Transfer Studies of Turbulent Water Flow in Thin Rectangular Channels", ORNL-3079, (1964)
- 6) Samuel Mirshak : "Heat Flux at Burnout", DP-355, (1959)
- 7) 神永雅紀、数土幸夫、他 : "狭い垂直矩形流路での限界熱流束に関する実験的研究 (出力分布を有する場合と一様加熱の場合との比較)", 日本機械学会論文集 (B編) 55巻 517号 (1989-9)
- 8) Research Reactor Core Conversion from the Use of Highly Enriched Uranium to the Use of Low Enriched Uranium Fuels, IAEA-TECDOC-233, (1980)
- 9) L. Bernath, "A Theory of Local Boiling Burnout and Its Application to Existing Data", Chem. Eng. Prog. Series 56, No.30, 95, 1960
- 10) Fumio Sakurai : "Thermal-Hydraulic Analyses of the JMTR and the JRR-2 with LEU Fuels", JAERI-M-9449, (1981)
- 11) D.A. Labuntsov, "Critical Thermal Loads in Forced Motion of Water which is Heated to a Temperature Below the Saturation Temperature", Soviet Journal of Atomic Energy (English Translation) 10, 516-18, (1961)