

JAERI - M

88-244

加速度変動時の限界熱流束に関する実験(その1)

(加速度変動がサブクール沸騰域の気泡の挙動に及ぼす影響
第2報：静止時および動搖時の気泡挙動)

1988年12月

楠 剛・横村 武宣・大辻 友雄^{*}
井川 雅博^{*}・黒沢 昭^{*}

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, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

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

加速度変動時の限界熱流束に関する実験（その1）
(加速度変動がサブクール沸騰域の気泡の挙動に及ぼす影響
第2報：静止時および動搖時の気泡挙動

日本原子力研究所原子力船研究開発室

楠 剛・横村武宣・大辻友雄*

井川雅博*・黒沢 昭*

(1988年11月10日受理)

舶用炉においては、船体運動に伴う重力加速度の変化によって限界熱流束がうける影響を明らかにすることは、炉心の熱水力設計手法の確立並びに安全性評価のために重要な課題である。

本共同研究の目的は、作動流体としてフレオン113を用いサブクール沸騰域において重力加速度の変化が気泡の振舞いに及ぼす影響を定量的に究明することにある。

本報では、静止時の伝熱面近傍でのボイド率と気泡速度、静止時の気泡寸法、動搖時の気泡挙動についての観測結果を報告する。

本研究所は日本原子力研究所と神戸商船大学との共同研究である。

日本原子力研究所：〒105 東京都港区虎ノ門1丁目15-16

* 神戸商船大学

Experimental study on the critical heat flux
in a varying acceleration field (Part 1)

(The influence of varying acceleration on the behavior of bubble
in subcool boiling, II

Behavior of bubbles under stationary acceleration field
and varying acceleration field)

Tsuyoshi KUSUNOKI, Takeyoshi YOKOMURA, Tomoo OTSUJI^{*}
Masahiro IKAWA^{*} and Akira KUROSAWA^{*}

Office of Nuclear ship Research and Development
Japan Atomic Energy Research Institute
Toranomon, Minato-ku, Tokyo

(Received November 10, 1988)

It is very important for the thermohydraulic design and for the safety assessment of marine reactors, to understand the effect of varying acceleration induced by ship motion on critical heat flux.

The purpose of this joint study is to examine quantitatively the influence of varying acceleration on the behavior of bubbles. In the experiment, FREON-113 was used as working fluid.

This report describes some experimental results; measurements of void fraction and bubble velocity near the heat transfer surface, measurement of bubble size under stationary acceleration field and observation of bubble behavior under varying acceleration field.

Keywords: Critical Heat Flux, Varying Acceleration, Marine Reactor,
Bubble Size, Bubble Velocity

A joint study between JAERI and Kobe University of Mercantile Marine
* Kobe University of Mercantile Marine

目 次

1.はじめに	1
2.実験装置	1
3.使用ヒータの熱伝達特性	4
3.1 ヒータ温度測定法	4
3.2 単相熱伝達	4
3.3 沸騰熱伝達	5
3.4 考察	5
4.伝熱面近傍のポイド率と気泡速度	15
4.1 光ファイバボイド計	15
4.2 実験条件及び実験方法	16
4.3 実験結果と考察	16
5.静止時の気泡寸法	24
5.1 実験装置と実験方法	24
5.2 実験結果	24
6.動揺時の気泡寸法	28
6.1 実験方法	28
6.2 気泡寸法	28
6.3 気泡の離脱	29
6.4 考察	29
7.まとめ	38
参考文献	39

Contents

1. Introduction	1
2. Experimental apparatus	1
3. Heat transfer characteristics of the heater	4
3.1 Measurement of the heater temperature	4
3.2 Heat transfer in single phase flow	4
3.3 Boiling heat transfer rete	5
3.4 Discussion	5
4. Void fraction and bubble velocity near the heat transfer surface	15
4.1 Optical fiber void fraction meter	15
4.2 Experimental condition and method	16
4.3 Results and discussion	16
5. Size of bubbles under stationary acceleration field	24
5.1 Experimental method	24
5.2 Experimental results	24
6. Size of bubbles under varying acceleration field	28
6.1 Experimental method	28
6.2 Size of bubbles	28
6.3 Departure of bubbles from heat transfer surface	29
6.4 Discussion	29
7. Conclusion	38
References	39

1. はじめに

船用炉プラントは、プラント全体が船体とともに動搖している点で陸上プラントと異なっている。船体動搖による加速度の変動が限界熱流束に与える影響を明らかにすることは船用炉炉心の熱水力設計手法の確立並びに安全性評価のために重要である。

船体動搖により限界熱流束が低下するという問題については以前から船舶技術研究所^{1), 2)}および神戸商船大学^{3), 4), 5)}等で研究が行なわれてきた。この結果、高クオリティ域ではその機構がほぼ解明され、流量変動による影響が非常に大きいことが判った。しかし、低クオリティ域およびサブクール沸騰域については、加速度変動に起因する流量変動が無い場合でも限界熱流束がかなり低下することが見いだされた。さらに、写真観察による研究により、低重力加速度時に巨大気泡ができやすくなり、それが限界熱流束の低下をもたらす主な原因であると考えられるに至った⁶⁾。従って、低クオリティ域及びサブクール沸騰域での気泡の挙動に及ぼす加速度の影響を定量的に知ることは非常に重要である。

本共同研究は、サブクール沸騰域において、見かけの重力加速度の変化が気泡の挙動に及ぼす影響を定量的に把握し、限界熱流束の低下と気泡の挙動の因果関係の解明に資することを目的としている。第1報では、使用実験装置と2, 3の予備実験について報告したが、本報では61年度に実施した静止時の伝熱面近傍でのボイド率と気泡速度、静止時の気泡寸法、動搖時の気泡挙動の実験結果を報告する。

2. 実験装置

使用した実験装置については第1報⁷⁾で一通り説明したので、ここでは要点の説明のみにとどめる。実験装置は、フレオン113を作動流体とする試験ループ(Fig. 2.1)と、このループを搭載して上下方向の運動を与えるための動搖装置(Fig. 2.2)によって構成されている。

試験部は、Fig. 2.3に示すように、断面が16mm × 16mmの矩形流路であり、1つの流路壁面にヒータが取り付けられている。ヒータは長さ120mm、幅3mm、厚さ0.1mmのSUS304製板状ヒータであり、直流電流により直接通電加熱を行なう。ヒータ裏面からの熱伝達を防ぐために、裏面にエポキシ接着剤を塗布した。ヒータ取付面をはさむ両側面はガラス窓になっており、内部の流動状態を観察し、写真撮影を行なうことができる。

試験部出口圧力は歪ゲージ式圧力変換器により、フレオン流量は試験部の上流側のターピン流量計により、フレオン温度は試験部入口のタイプKの熱電対により測定した。試験部での加熱によるフレオンの温度上昇は1K以下なので、入口温度をもってフレオン温度を代表させた。

動搖台の振幅は2.7m一定であるが、周波数は0から連続的に変化させることができる。加速度は歪ゲージ式加速度計により測定した。

1. はじめに

船用炉プラントは、プラント全体が船体とともに動搖している点で陸上プラントと異なっている。船体動搖による加速度の変動が限界熱流束に与える影響を明らかにすることは船用炉炉心の熱水力設計手法の確立並びに安全性評価のために重要である。

船体動搖により限界熱流束が低下するという問題については以前から船舶技術研究所^{1), 2)}および神戸商船大学^{3), 4), 5)}等で研究が行なわれてきた。この結果、高クオリティ域ではその機構がほぼ解明され、流量変動による影響が非常に大きいことが判った。しかし、低クオリティ域およびサブクール沸騰域については、加速度変動に起因する流量変動が無い場合でも限界熱流束がかなり低下することが見いだされた。さらに、写真観察による研究により、低重力加速度時に巨大気泡ができやすくなり、それが限界熱流束の低下をもたらす主な原因であると考えられるに至った⁶⁾。従って、低クオリティ域及びサブクール沸騰域での気泡の挙動に及ぼす加速度の影響を定量的に知ることは非常に重要である。

本共同研究は、サブクール沸騰域において、見かけの重力加速度の変化が気泡の挙動に及ぼす影響を定量的に把握し、限界熱流束の低下と気泡の挙動の因果関係の解明に資することを目的としている。第1報では、使用実験装置と2, 3の予備実験について報告したが、本報では61年度に実施した静止時の伝熱面近傍でのボイド率と気泡速度、静止時の気泡寸法、動搖時の気泡挙動の実験結果を報告する。

2. 実験装置

使用した実験装置については第1報⁷⁾で一通り説明したので、ここでは要点の説明のみにとどめる。実験装置は、フレオン113を作動流体とする試験ループ（Fig. 2.1）と、このループを搭載して上下方向の運動を与えるための動搖装置（Fig. 2.2）によって構成されている。

試験部は、Fig. 2.3に示すように、断面が16 mm × 16 mmの矩形流路であり、1つの流路壁面にヒータが取り付けられている。ヒータは長さ120 mm、幅3 mm、厚さ0.1 mmのSUS304製板状ヒータであり、直流電流により直接通電加熱を行なう。ヒータ裏面からの熱伝達を防ぐために、裏面にエポキシ接着剤を塗布した。ヒータ取付面をはさむ両側面はガラス窓になっており、内部の流動状態を観察し、写真撮影を行なうことができる。

試験部出口圧力は歪ゲージ式圧力変換器により、フレオン流量は試験部の上流側のタービン流量計により、フレオン温度は試験部入口のタイプKの熱電対により測定した。試験部での加熱によるフレオンの温度上昇は1 K以下なので、入口温度をもってフレオン温度を代表させた。

動搖台の振幅は2.7 m一定であるが、周波数は0から連続的に変化させることができる。加速度は歪ゲージ式加速度計により測定した。

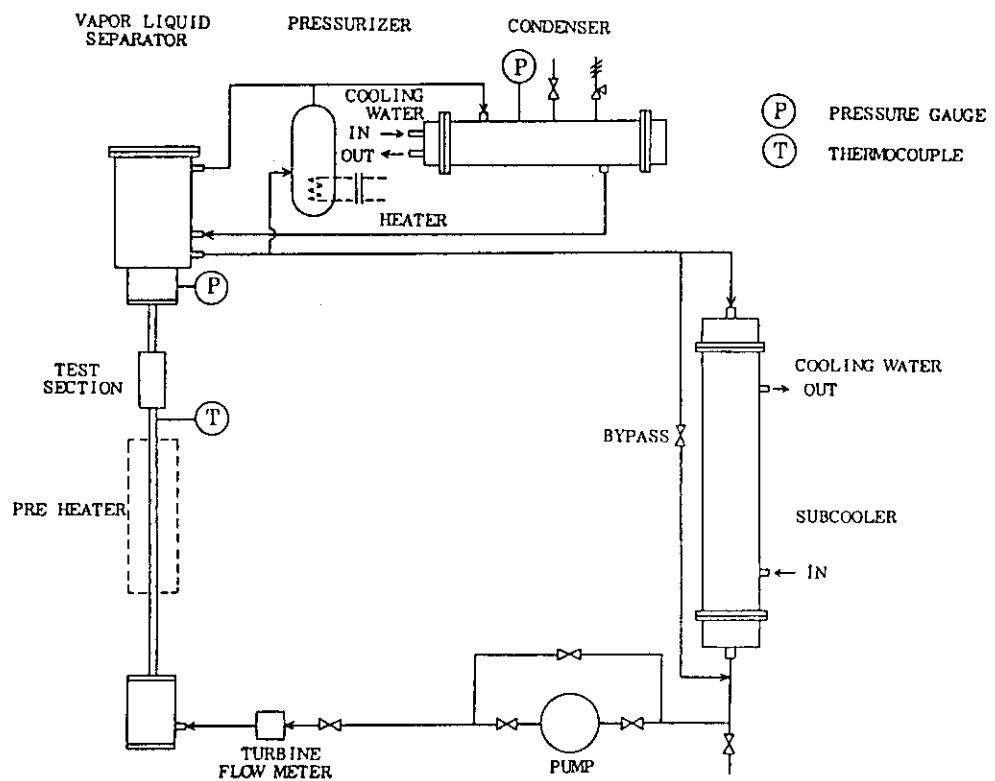


Fig. 2.1 Schematic diagram of test loop

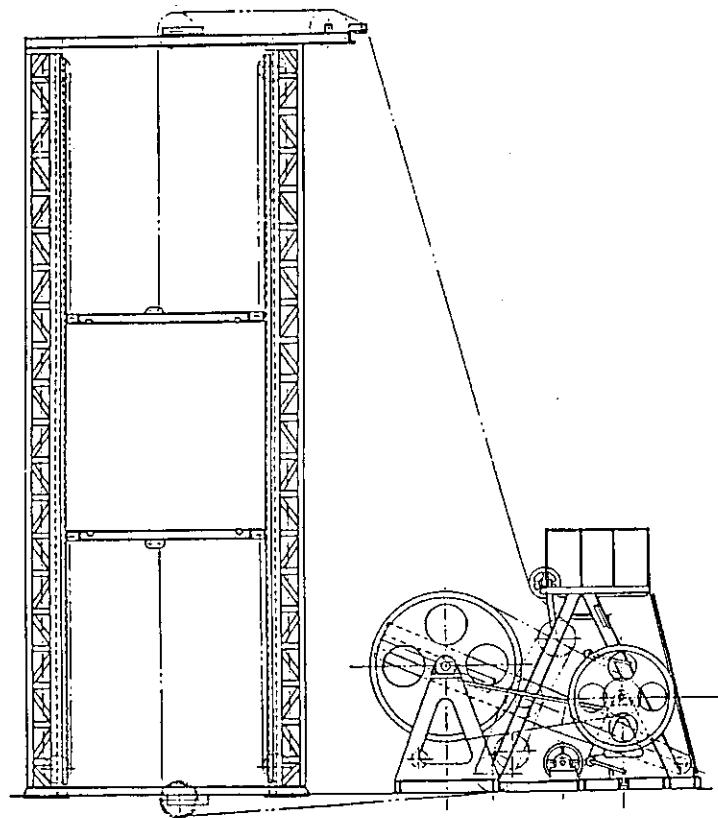


Fig. 2.2 Heaving apparatus

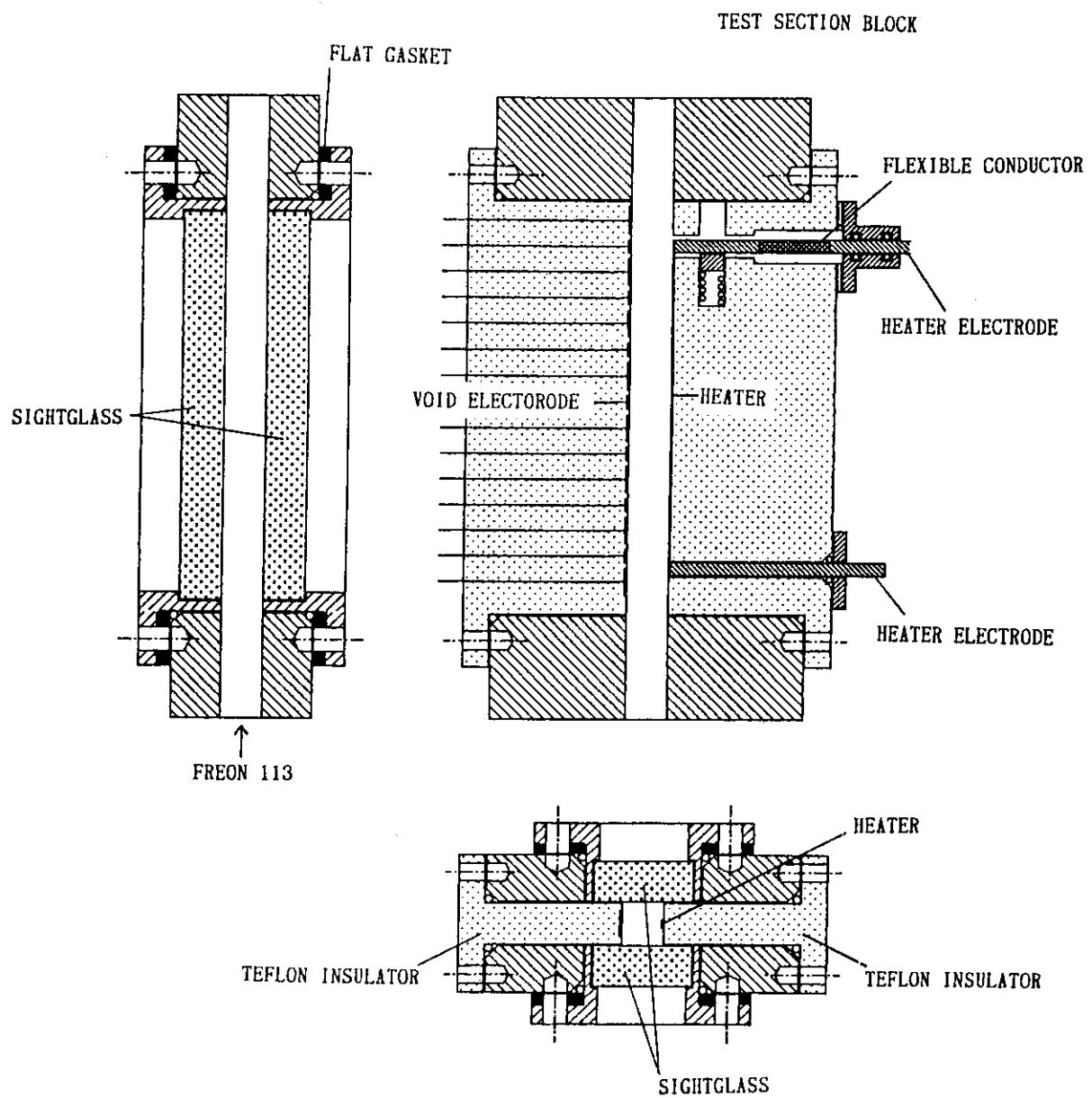


Fig. 2.3 Test section

3. 使用ヒータの熱伝達特性

本実験で用いた試験部は通常よく用いられている試験部に比べてかなり特殊な形状をしているため、既存の代表的な熱伝達相関式を適用できるとは限らない。そこで、単相熱伝達および沸騰熱伝達についての基本的な実験を行ない、これまでに発表されている代表的な相関式と比較した。

本実験は第1報に報告した「予備実験Ⅰ・沸騰開始熱流束」と同じ実験を実験範囲を広げて行ったものである。予備実験Ⅰの結果を Saha-Zuber⁸⁾ の式と Levy⁹⁾ の式による計算結果と比較したがよい一致は得られなかった。実験に用いた測定システムは予備実験Ⅰで用いたシステムと同じである。

3.1 ヒータ温度測定法

ヒータ温度は、ヒータの電気抵抗の温度依存性を利用して測定した。一定流量、一定熱流束のもとでフレオン温度を変化させ、使用ヒータの温度係数 α を測定した結果、次の値を得た。

$$\alpha = (1.12 \pm 0.04) \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$$

このような温度測定法を用いたので、以下に述べるヒータ温度はすべて局所的な温度ではなく、ヒータ全長に渡っての平均温度である。

3.2 単相熱伝達

沸騰熱伝達の実験データを整理する上で必要となる単相流の熱伝達係数を測定した。実験条件は次の通りである。

圧 力 ; 0.3 MPa

質量流束 ; 500, 1000, 1250, 1500, 1750, 2000, 2250, 2500 kg/m²s

入口温度 ; 40, 55, 70 °C

質量流束と入口温度との各組合せについて、熱流束を 5kW/m² づつ沸騰開始まで変化させ、ヒータ温度と熱流束の測定値から熱伝達係数を求めた。

プラントル数 Pr の変化範囲 (7.37 ~ 8.40) は狭いので、ヌッセルト数 Nu の Pr 依存性は不明であるが、Dittus-Boelter の相関式に倣って Nu/Pr^{0.4} をレイノルズ数に対してプロットした結果を Fig. 3.1 に示す。得られた実験結果により求めた相関式は次の通りである。

$$Nu / Pr^{0.4} = 0.406 Re^{0.62} \dots\dots\dots (3.1)$$

この実験式による予測値を Fig. 3.1 に実験で示した。なお、レイノルズ数およびヌッセルト数の代表長さには流路の水力学的等価直径を用いた。

3.3 沸騰熱伝達

沸騰熱伝達についての実験条件をTable 3.1に示す。所定の熱水力学的条件で系を安定させたのち、ヒータ熱流束を段階的に変化させ、各熱流束でヒータの電気抵抗値からヒータ平均温度を測定した。熱流束は初め0から250または300 kW/m²まで上昇させ、その後再び段階状に減少させた。

得られた結果をFig. 3.2 (1/4 ~ 4/4) に示す。これらの図で、黒丸は熱流束上昇時を、白丸は熱流束下降時を表す。沸騰開始以前ではヒータ温度とともに直線的に上昇するが、沸騰開始後は熱流束が変化してもヒータ温度はあまり変わらない。沸騰開始に際してしばしばヒータ温度は不連続に低下する。多くの場合、単相熱伝達から沸騰熱伝達への移行はヒータ全面で一挙に起こったが、Fig. 3.2 (1/4) のP = 0.15 MPa, G = 1500 kg/m²s, ΔT_{sub} = 30 Kの場合及びFig. 3.2 (4/4) のP = 0.30 MPa, G = 1500 kg/m²s, ΔT_{sub} = 45 Kの場合には、ヒータ面上で沸騰の起こっている面積が熱流束とともに段階的に変化し、熱流束対ヒータ温度曲線も単相熱伝達から沸騰熱伝達へ段階的に移行した。

発達した沸騰熱伝達状態から熱流束を低下させたときには、熱流束上昇時とほぼ同じ経路をたどるが、上昇時にみられた不連続な温度変化は観測されず、なめらかに沸騰熱伝達から単相熱伝達に移行する。

沸騰が起こっている時にはヒータ温度は当然飽和温度よりも高くなくてはならないが、Fig. 3.2 (4/4) P=0.30 MPa, G = 500 kg/m²s, ΔT = 45 Kの場合のようにサブクール度が高いときには、明らかに沸騰が起こっているにもかかわらずヒータ温度が飽和温度以下になっていることがある。これは、高サブクール時には沸騰が部分的に起こり、実際には温度の不均一性が大きいのに対し、平均温度を測定していることに由来していると考えられる。

3.4 考 察

管内乱流熱伝達に関しては、ヌッセルト数は通常レイノルズ数の0.8に比例するが、本実験では(3.1)式に示したようにレイノルズ数の0.62乗に比例するという結果が得られた。このことの理由としては、使用した試験部の特殊性、即ち、加熱面が流路壁面のごく一部であること、ヒータの長さが短く温度助走区間がヒータ全長のかなりの部分を占めることがあげられる。

前節で述べた熱流束とヒータ温度の関係についての実験結果を、横軸に過熱度ΔT_s(=Tw-T_{sat})、縦軸に熱流束をとったいわゆる沸騰曲線の形でプロットし直し、Fig. 3.3 (1/2 ~ 2/2) に示す。同図に示された曲線はClark-Rohsenow¹⁰⁾の式から計算した値である。彼らの式を次に示す。

$$q'' = q''_{\text{conv}} + q''_{\text{boil}} \quad \dots \quad (3.2)$$

ここで、q''_{conv}は強制対流乱流熱伝達の熱流束であり、q''_{boil}は発達した核沸騰熱伝達の熱流束である。q''_{conv}は使用した試験部について得られた(3.1)式から計算した。q''_{boil}は次に示すRohsenowの式¹⁰⁾から求めた。

$$\frac{C_p \Delta T_s}{h_{fg}} = C_{sf} \left[\frac{q''_{boil}}{\mu_\ell h_{fg}} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_\ell - \rho_g)}} \right]^{0.33} Pr^{1.7} \quad \dots \quad (3.3)$$

ここで、 C_p 、 μ_ℓ 、 σ はそれぞれ液の比熱、粘性係数、表面張力を、 ρ_ℓ 、 ρ_g はそれぞれ液と飽和蒸気の密度を、 h_{fg} は蒸発潜熱を表わす。 C_{sf} は液と伝熱面の組合せで決まる定数で一般に $0.003 \sim 0.02$ の間にあるとされているが、本実験の場合では 0.03 とした時に最もよく実験値と予測値が一致した。Fig. 3.3 ($1/2 \sim 2/2$) に見られるように、サブクール度が 15 K の時には実験値と予測値がかなりよく一致するが、サブクール度が大きくなるにつれて両者の一致は悪くなる。この不一致の原因としては前にも述べた局所温度と平均温度との相違が考えられる。Clark - Rohsenow の式以外にも、Berbles - Rosenow¹¹⁾ の式およびForster - Zuber¹²⁾ の式とも比較を行なったが、実験結果との一致は良くなかった。

Table 3.1 Experimental conditions on the
heat transfer characteristics
of the heater

System Pressure P MPa	Mass Flux G kg/m ² s	Inlet Subcooling ΔT_{sub} K
0.15	500	30
	1000	30
	1500	30
0.30	500	15
	1000	15
	1500	15
0.30	500	30
	1000	30
	1500	30
0.30	500	45
	1000	45
	1500	45

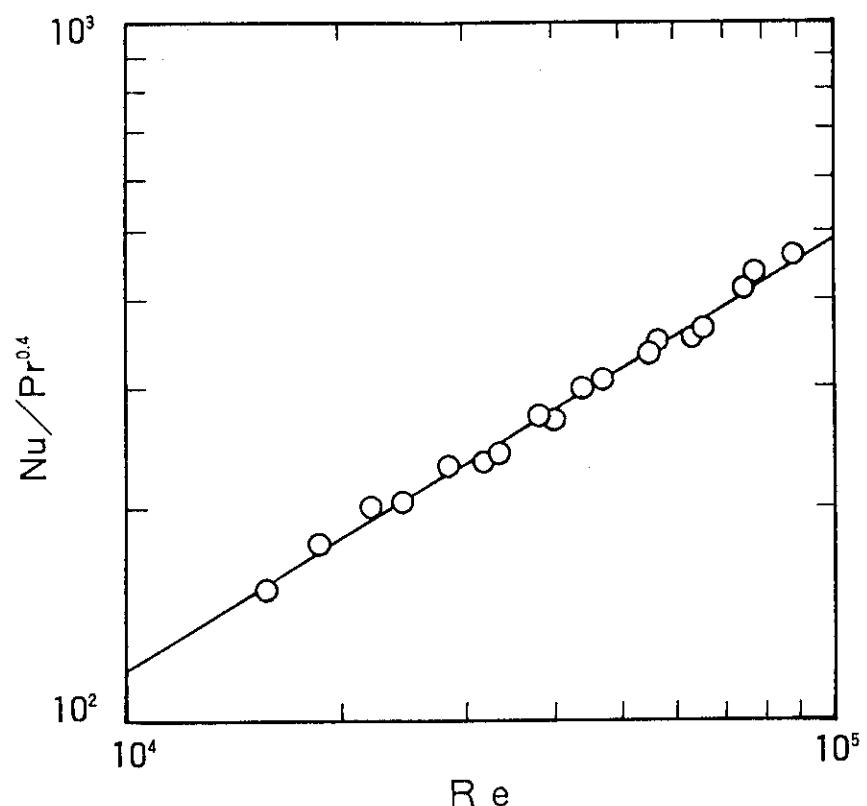


Fig. 3.1 Heat transfer characteristics in single phase flow

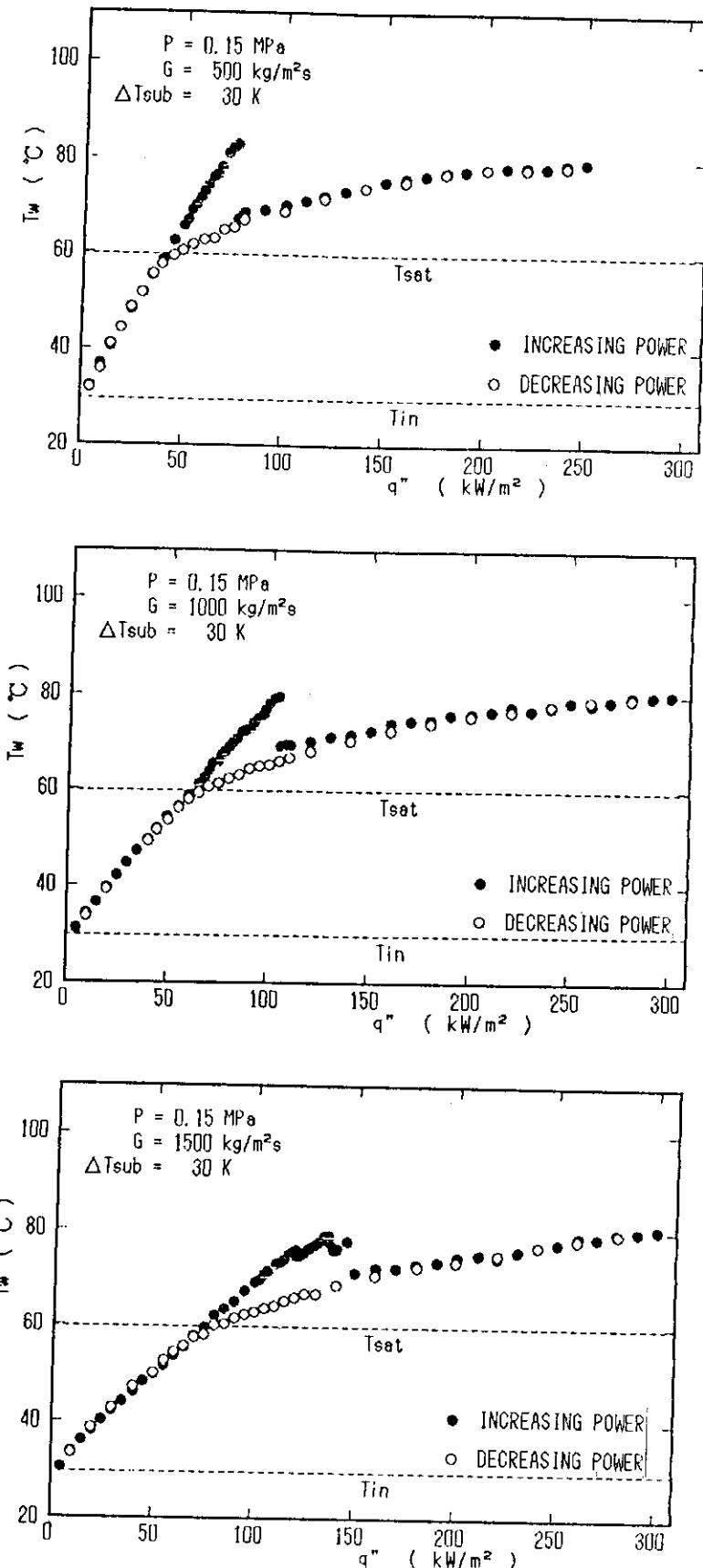


Fig. 3.2(1/4) Relationship between heat flux and heater temperature

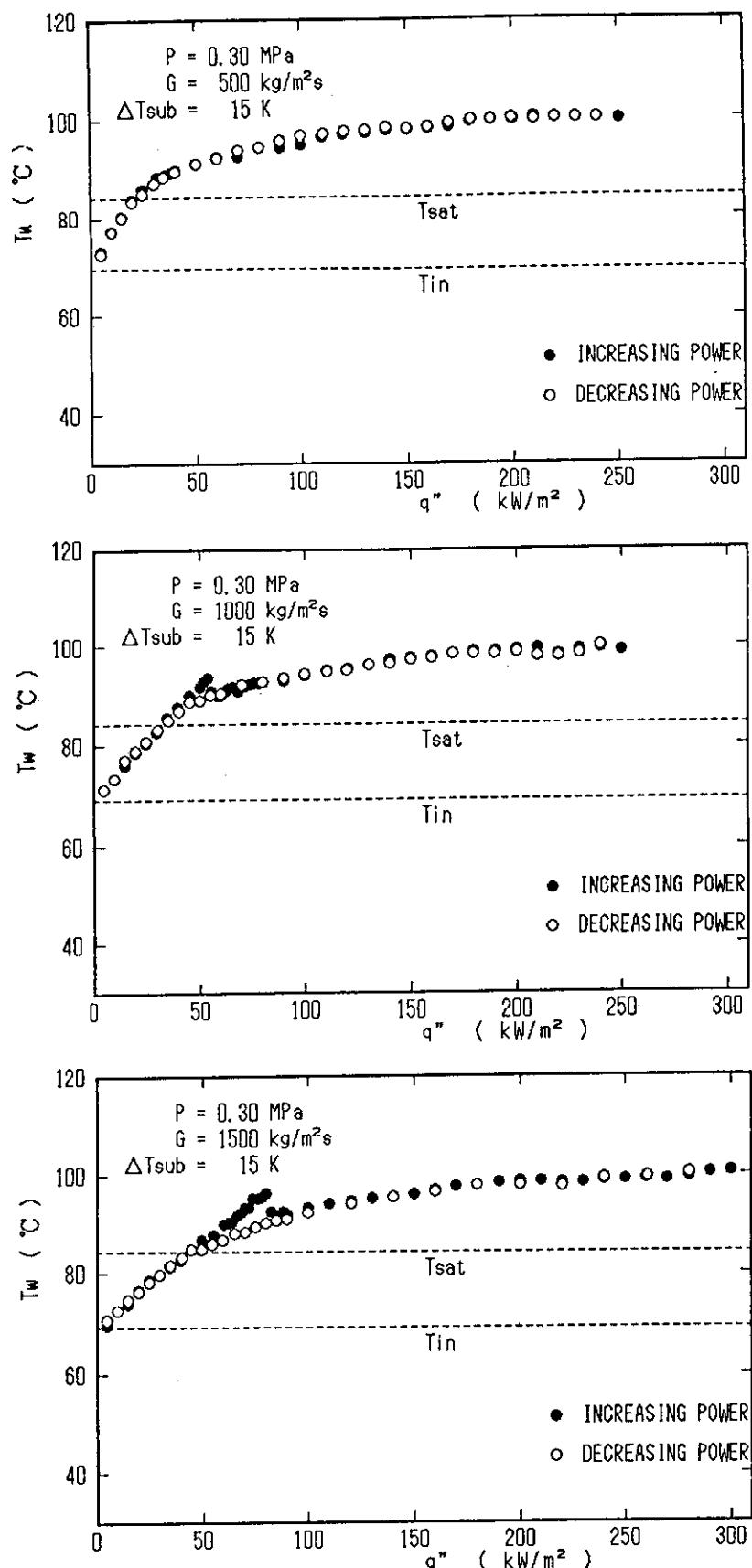


Fig. 3.2(2/4) Relationship between heat flux and heater temperature

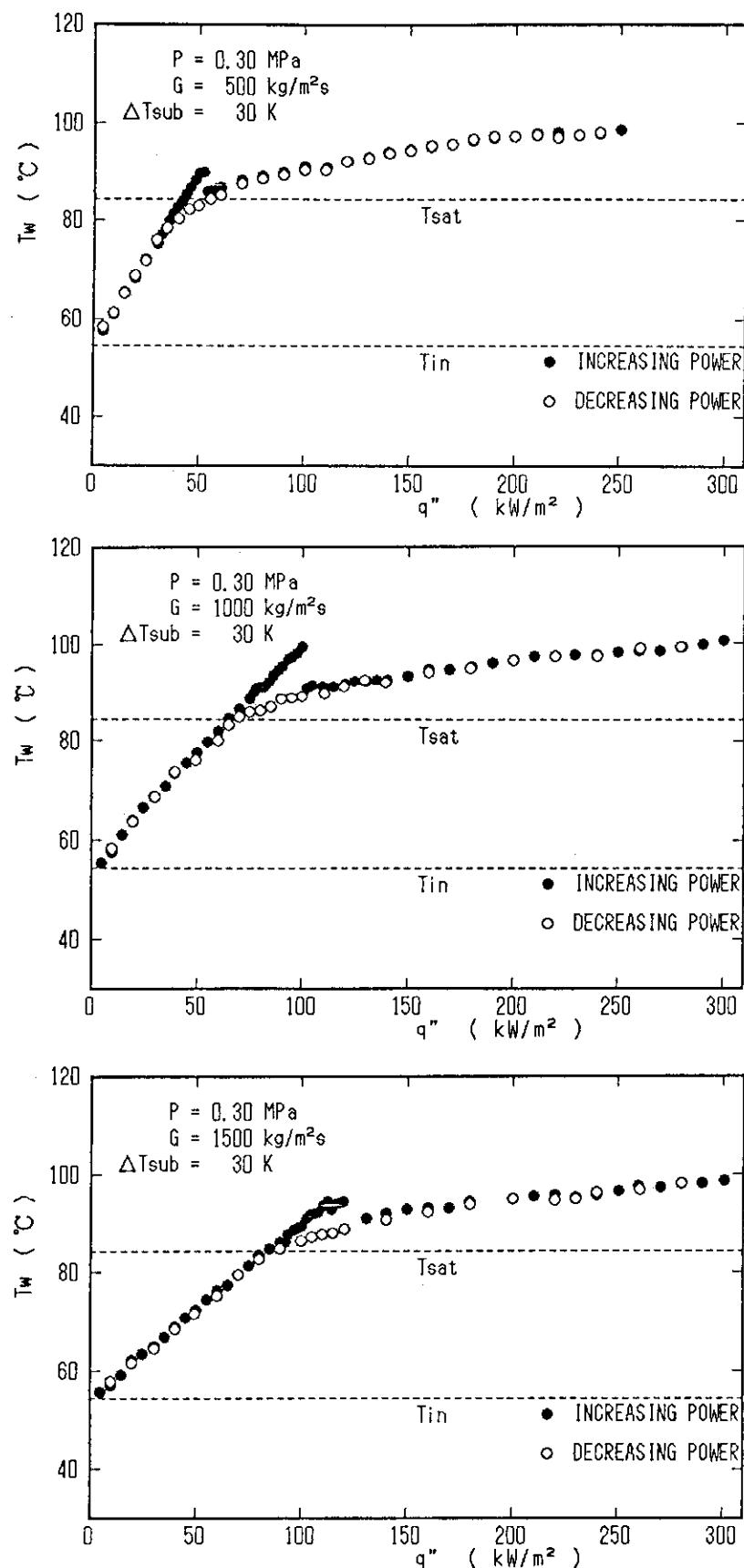


Fig. 3.2(3/4) Relationship between heat flux and heater temperature

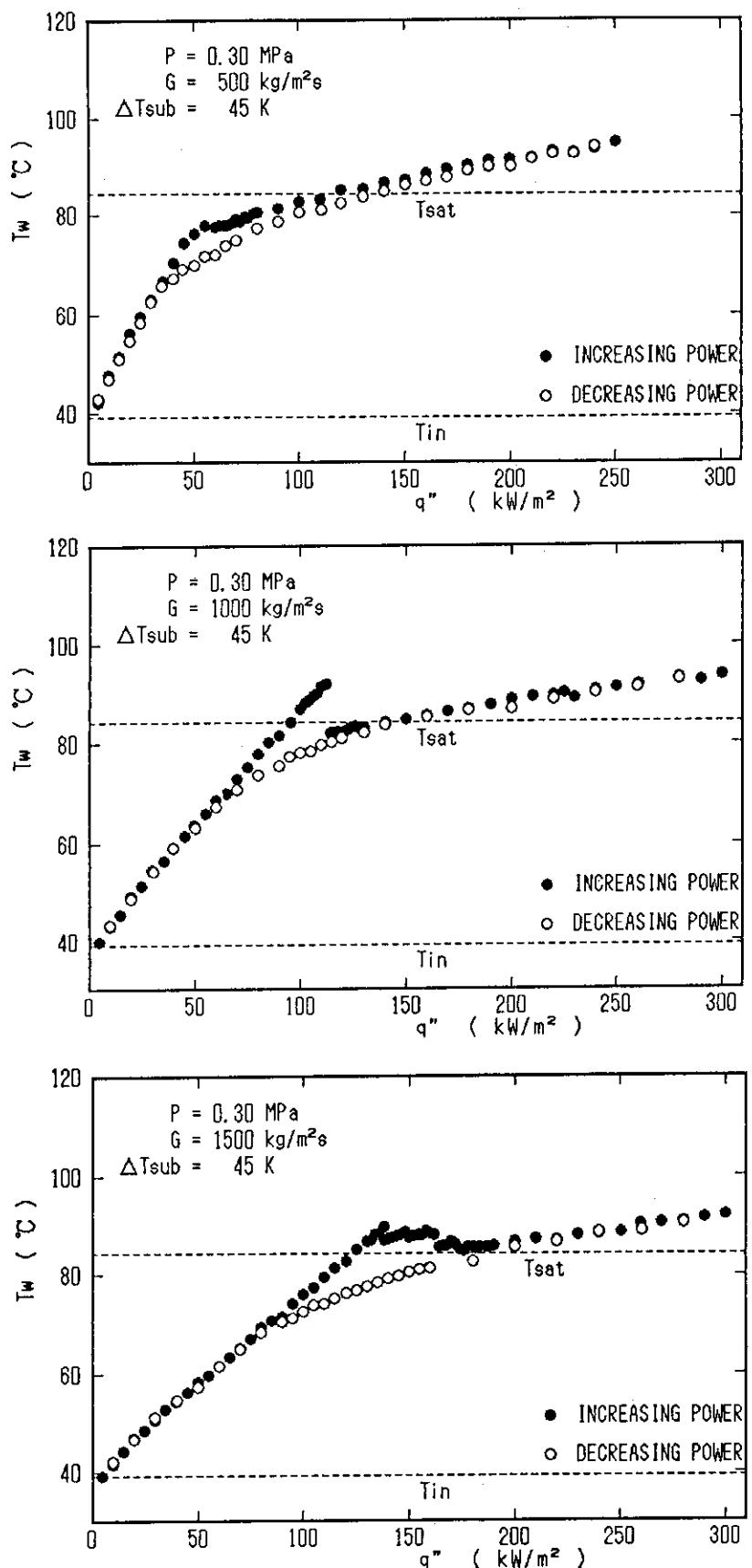


Fig. 3.2(4/4) Relationship between heat flux and heater temperature

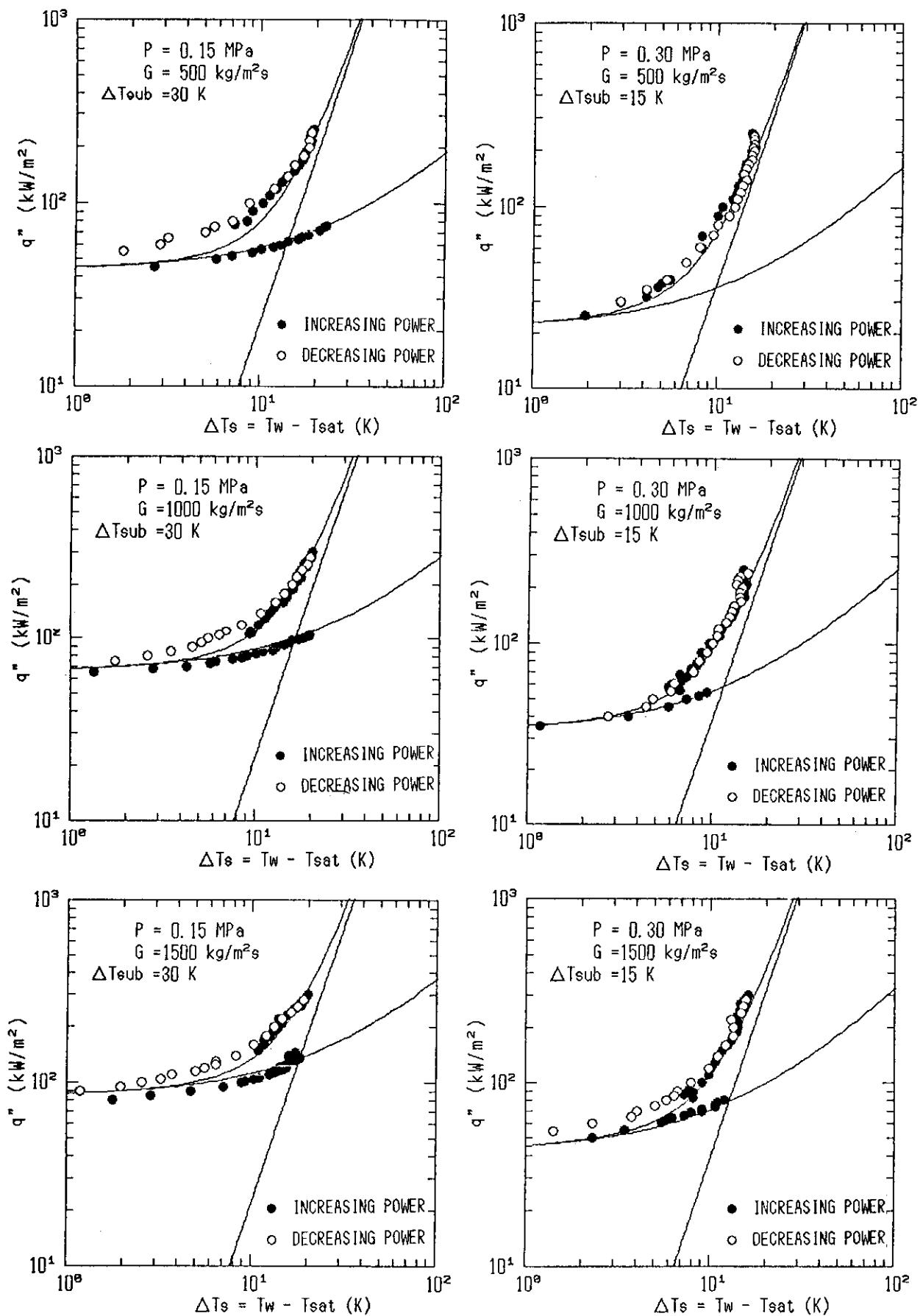


Fig. 3.3(1/2) Boiling curve

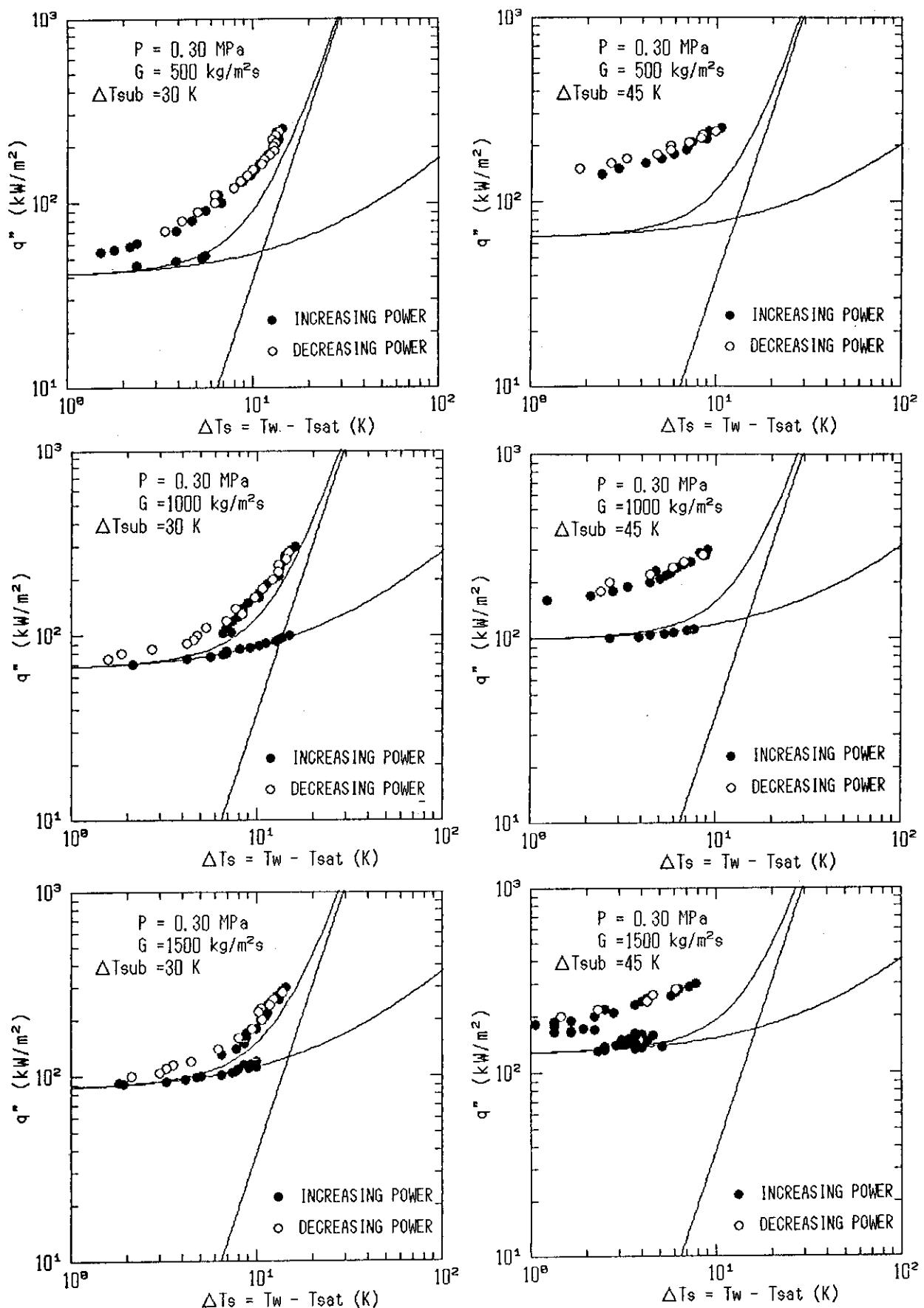


Fig. 3.3(2/2) Boiling curve

4. 伝熱面近傍のボイド率と気泡速度

加速度変動が気泡の挙動に及ぼす影響を調べるために、静止時における挙動が十分把握されなければならない。サブクール沸騰時の気泡の大きさ等に関しては、主として写真観察による研究が幾つかなされているが、単一気泡を対象とした研究を除くと、気泡の挙動を特徴づけるパラメータが何かということさえもまだ十分把握できていない状態にあるように思われる。そこで、強制対流サブクール沸騰時の伝熱面近傍における二相流の構造を解明に資するために、最近開発された光ファイバボイド計を用いてボイド分布と気泡速度分布を測定した。

4.1 光ファイバボイド計

光ファイバを通過してきたレーザ光は、ファイバの端面で一部反射されてファイバ内を逆向きに戻っていく。光ファイバのコアの屈折率を n_c 、端面周辺の媒質の屈折率を n 、端面での反射率 r は次式で与えられる。

$$r = \left(\frac{n_c - n}{n_c + n} \right)^2$$

いま、ファイバ端面がフレオン 113 の気液二相流中におかれているとすると、フレオン 113 の液体の屈折率は約 1.35、蒸気の屈折率はほとんど 1 に等しいので、 $n_c = 1.5$ とすると端面が液および蒸気に接しているときの反射率はそれぞれ約 0.3 %、約 4 %となる。従って、反射光のパワーを計測することによって端面が気液のいずれに接しているかが時々刻々判別でき、一定時間内における蒸気接触時間の積算値からファイバ先端位置での時間平均ボイド率を測定できる。

気液界面がファイバ端面の近くにあるときには、Fig. 4.1 に示すように、端面を通過した光の一部が気液界面で反射され再びファイバ内に戻る。気液界面が移動しているとドップラ効果により気液界面からの反射波の振動数は入射波の振動数から界面速度に比例した値だけシフトする。従って、ファイバ端面で反射した光と気液界面で反射してファイバ内に再入射した光が合成されて光ビートを発生する。その振動数（ドップラ振動数） $\Delta\nu$ は次式で与えられる。

$$\Delta\nu = 2nu/\lambda \quad \dots \quad (4.1)$$

ここでは、 λ はレーザ光の波長、 u は気液界面の速度、 n は端面が接している媒質の屈折率である。 n 、 λ は既知であるから、 $\Delta\nu$ を測定すれば、(4.1) 式から界面速度即ち気泡速度を求めることが可能となる。Fig. 4.1 に示すようにこのドップラ信号は気泡接近時と気泡通過直前に発生するが、両者は端面が気液いずれに接しているかを表すボイド信号から判別することができる。

試験部に光ファイバボイド計のプローブを取り付けた状態を Fig. 4.2 に示す。プローブはヒータに向かい合ったテフロン製台座に取り付けられている。プローブの先端面の直径は 0.35 mm で、ヒータ上流より 70 mm 下流側に位置している。プローブ全体をヒータと垂直な方向にマイクロメ

ータにより移動することができ、ポイド率および気泡速度をヒータからの距離の関数として測定できる。

4.2 実験条件及び実験方法

測定はすべて圧力 0.3 MPa のもとで行ない、質量流束 G 、サブクール度 ΔT_{sub} 、熱流束 q'' を Table 4.1 に示すように変化させた。

所定の熱力学的条件のもとで系が安定したら、ヒータに最も近い場所でポイド率と気泡速度を測定する。ポイド率は、2秒づつ 100 回測定し、その平均値を求めた。気泡速度は、50 個または 100 個の気泡について測定し、rms 値およびヒストグラム等を求めた。その後、プローブの位置を少しづつ移動させながら上記の手順を繰り返した。既述したように、ドップラ信号は 1 個の気泡について接近時と通過直前の 2 回発生するが、今回の実験ではすべて気泡通過直前の信号を用いた。

4.3 実験結果と考察

質量流束、サブクール度を一定にして、熱流束を変えたときのポイド率分布を Fig. 4.3 に示す。横軸はプローブ先端面中心のヒータ壁面からの距離を示す。多くの場合、ポイド率は、ヒータ壁面からの距離とともに単調には減少せず、壁面から少し離れた所にピークを有する。熱流束を上昇させると、全体のポイド率は増加しポイド率の分布も変化した。伝熱面近傍におけるポイド率の増加は特に顕著である。写真観察によれば、伝熱面上で気泡は層構造をなしており、面上には微少な気泡が付着し、その外側（主流側）には微少な気泡が成長もしくは合体して形成されたやや大きい気泡が付着している。さらにその外側には離脱した気泡が液体中を流れている。光ファイバポイド計によるポイド率のピークが現われる場所は、微少な壁面付着気泡層の外側の合体気泡層の位置と対応することが分かった。

参考として Fig. 4.4 に同じ条件で行った実験の際に撮影したスチル写真を示す。Fig. 4.4 の写真は、5 章に示す気泡寸法の測定のために行ったもので、光ファイバポイド計は取り付けられていない。

気泡速度をヒータ壁面からの距離の関数として測定した結果の 2 つの例を Fig. 4.5 に示す。同図には 50 個の気泡の速度の平均値と rms 値がプロットされている。この図を見ると壁面から離れるにつれて平均速度は上昇するが、ある距離を過ぎたところで急に rms 値が大きくなることが分かる。この理由を考えるために、壁からの距離とともに気泡速度のヒストグラムがどのように変化するかを調べた。その結果を Fig. 4.6 に示す。この図より、気泡は遅い気泡と速い気泡に大別でき、壁面近傍では遅い気泡が、壁面から離れた場所では速い気泡が支配的であることが分かる。写真撮影の結果と対応させると、遅い気泡は壁面に付着した気泡であり、速い気泡は離脱してバルク液体内を流れている気泡であることがわかる。

今回の実験では液体の流速を測定していないが、気泡のダイナミックスを検討する上で不可決のパラメータと考えられるので、その測定を行なうべく目下準備を進めている。

Table 4.1 Test conditions; Void fraction and bubble velocity
 System Pressure $p = 0.3\text{MPa}$

Mass Flux G kg/m ² s	Inlet Subcooling ΔT_{sub} K	Heat Flux q" kw/m ²
500	15	200
500	30	150
500	30	200
500	30	250
1000	15	200
1000	15	250
1000	30	150
1000	30	250

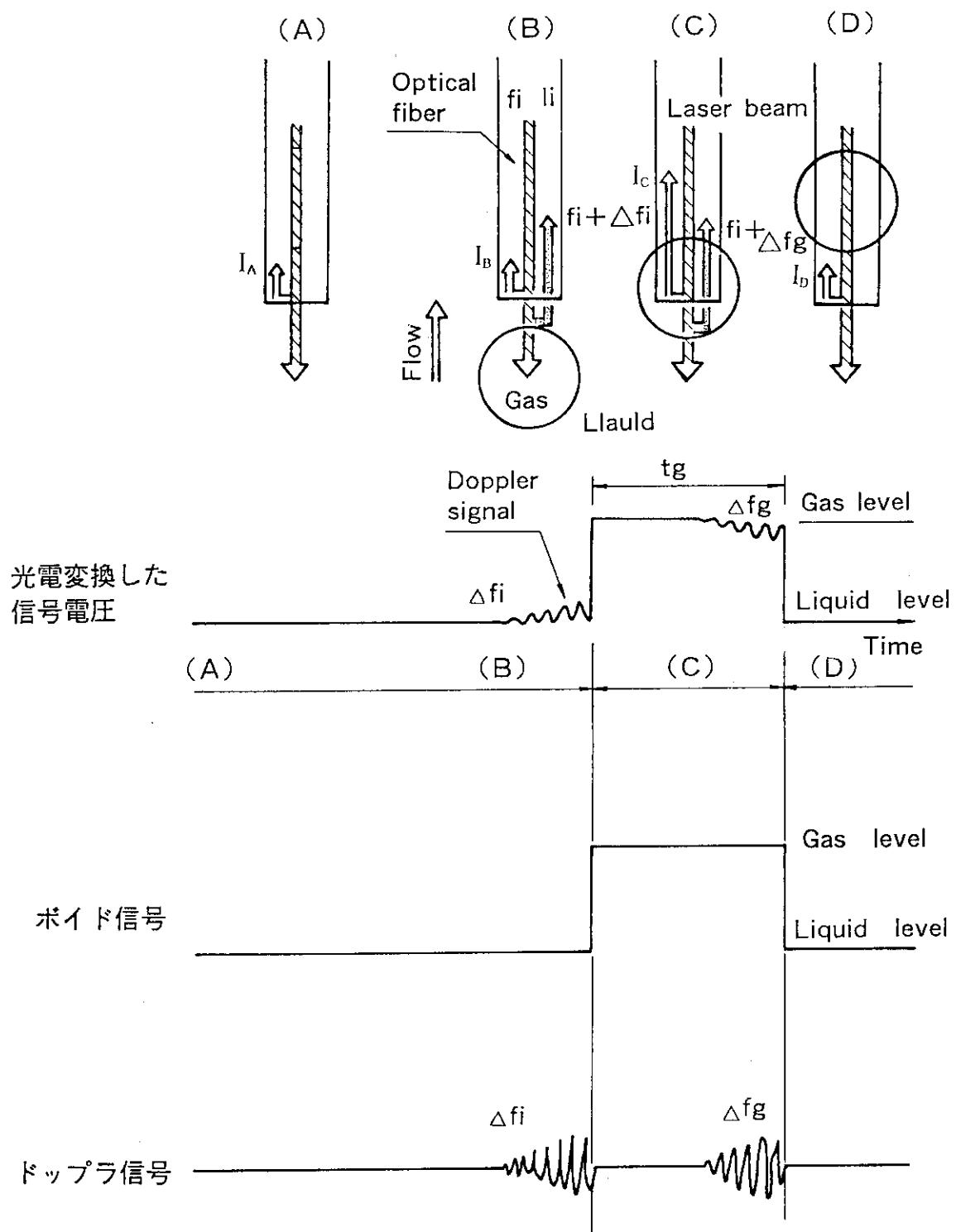


Fig. 4.1 Principle of optical fiber void fraction meter

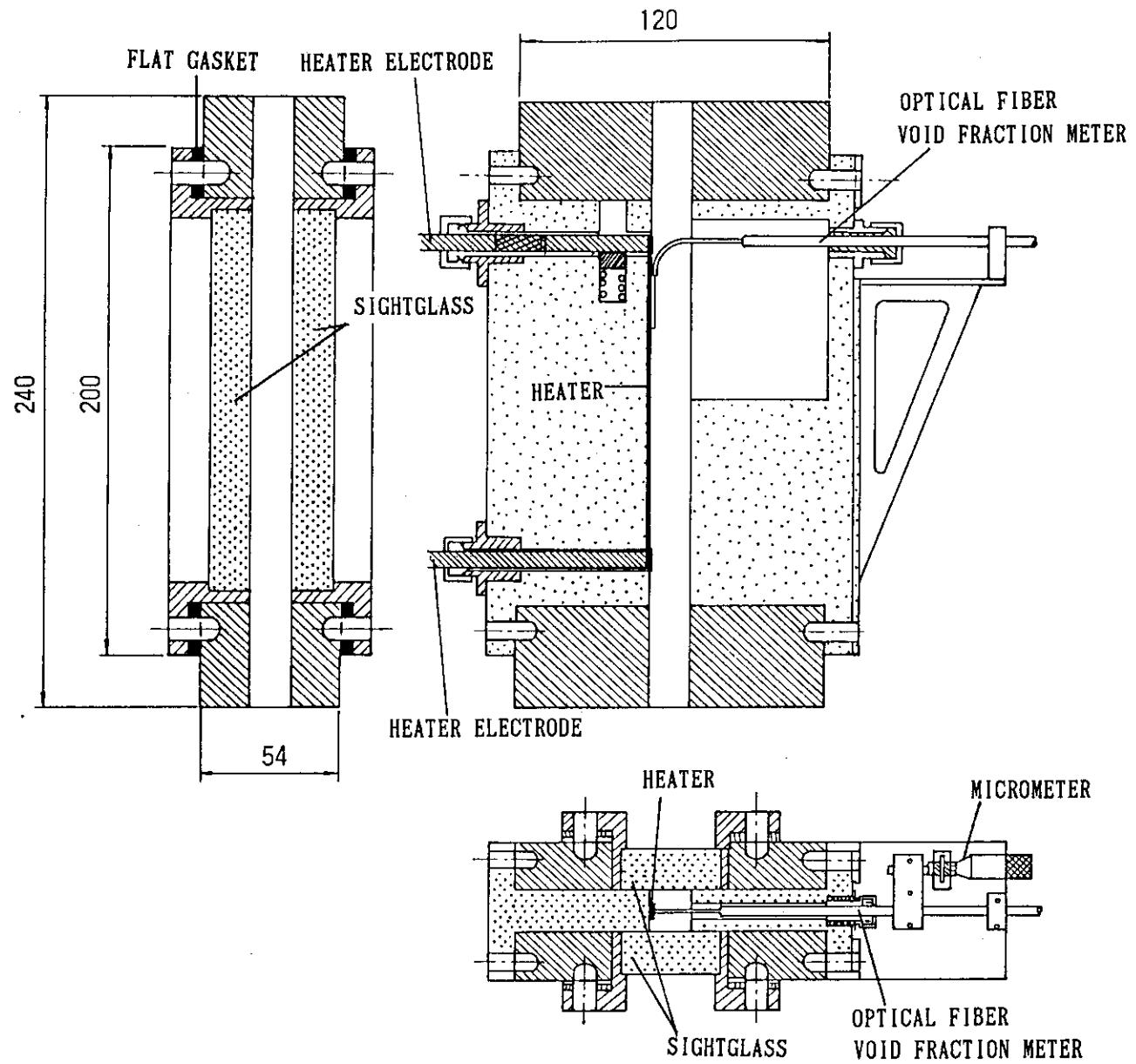


Fig. 4.2 Test section with optical fiber void fraction meter

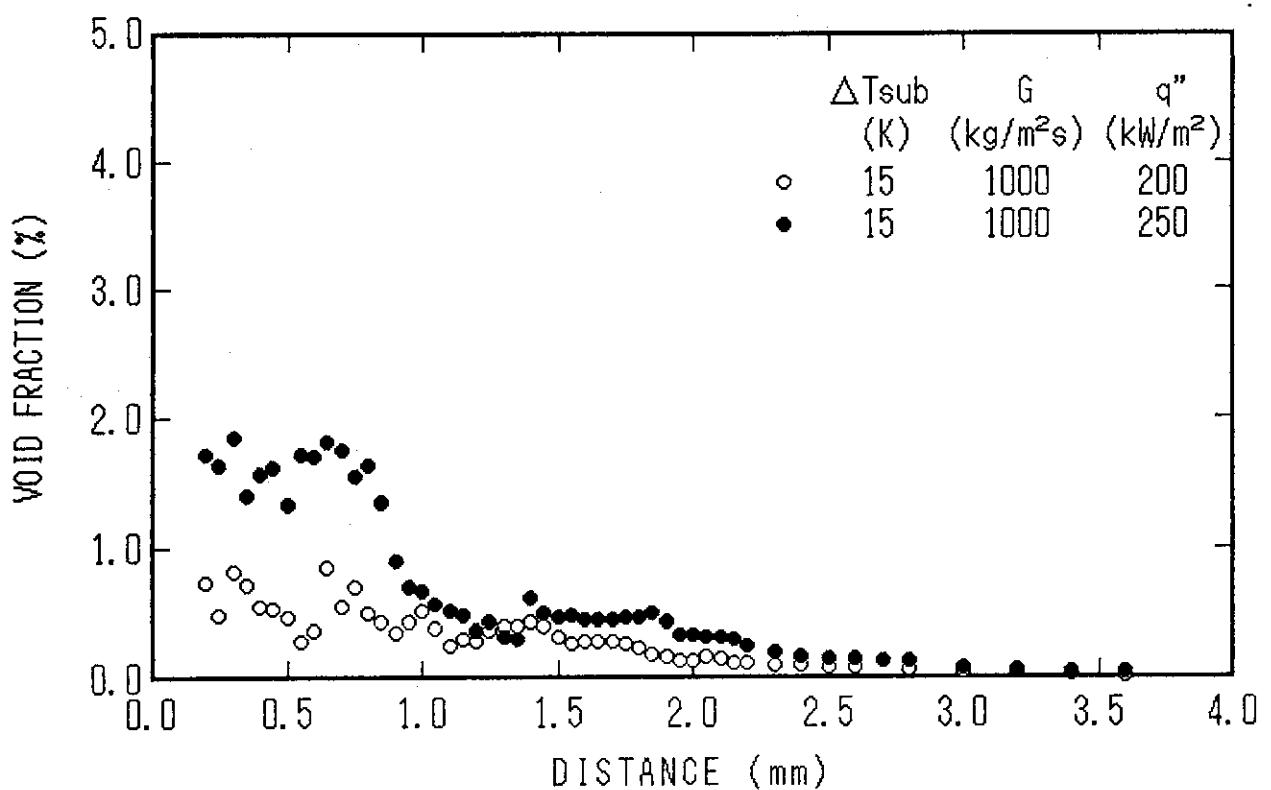
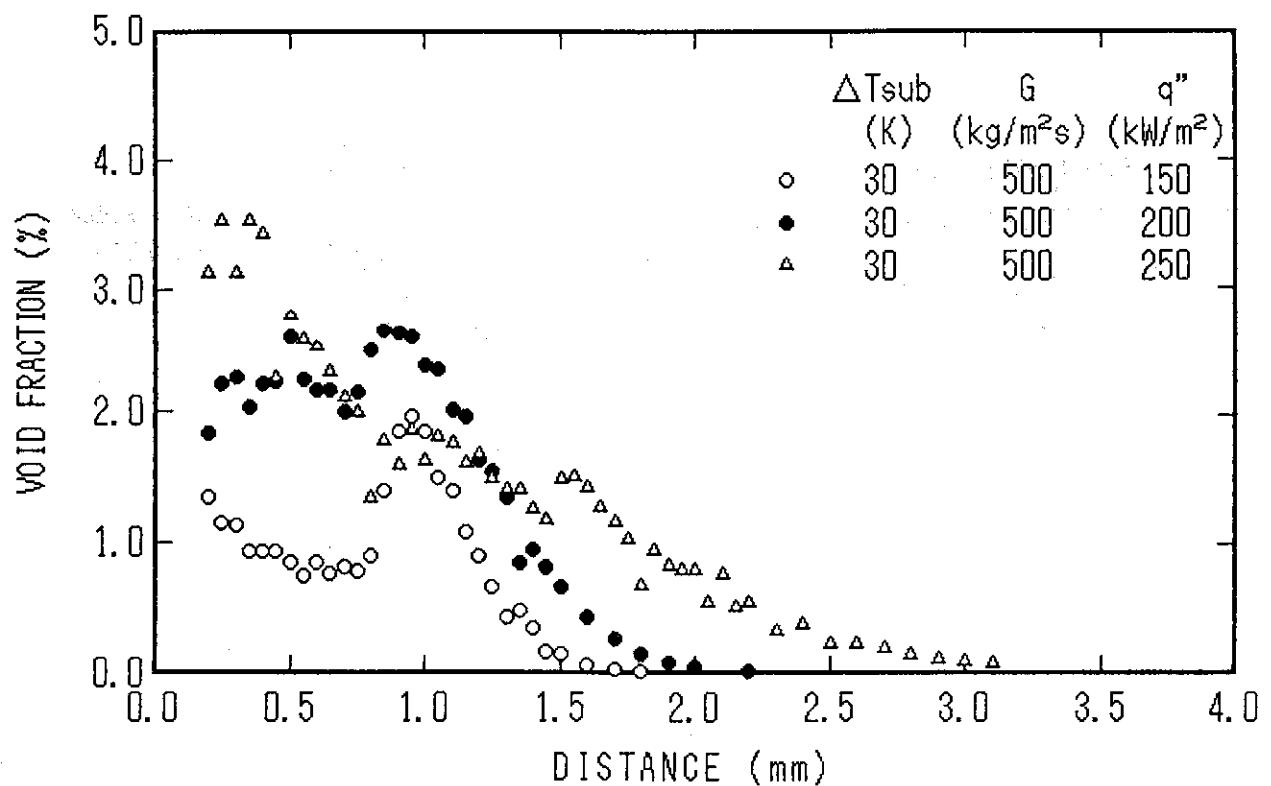
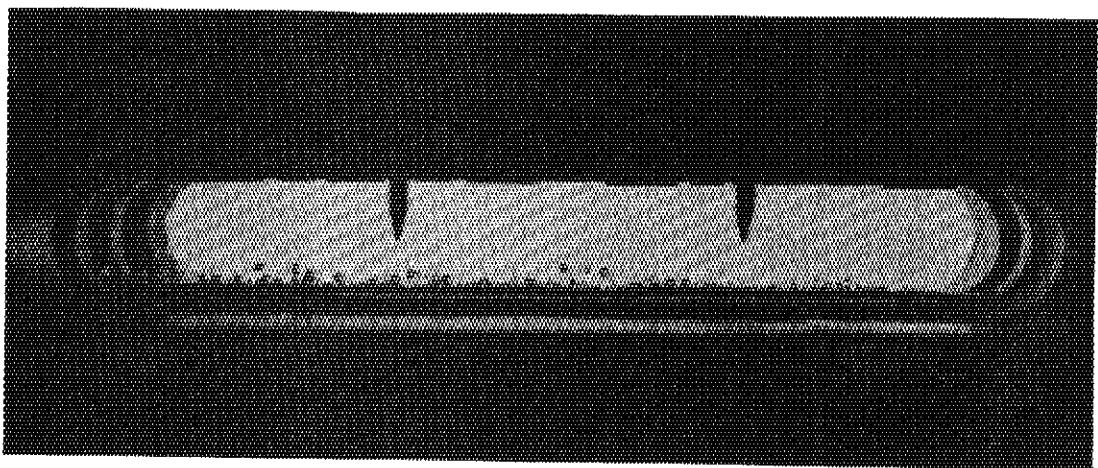
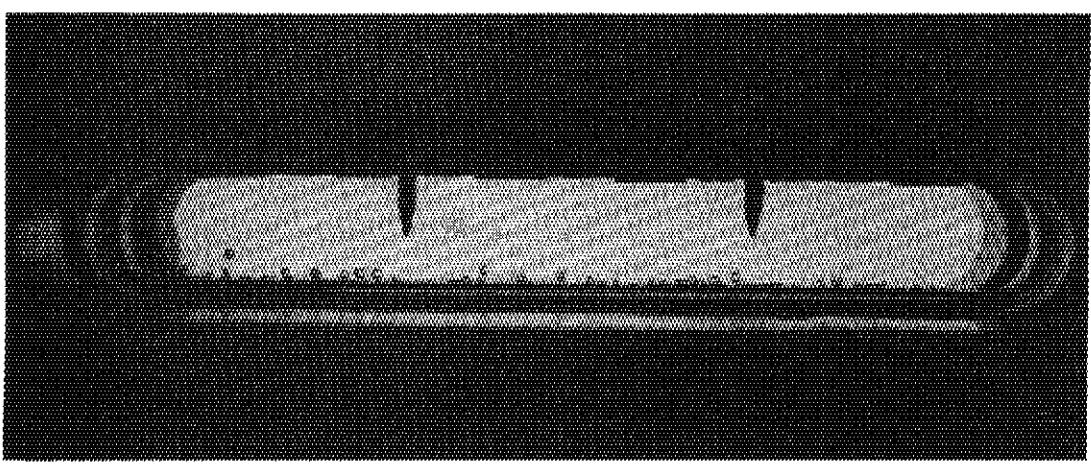


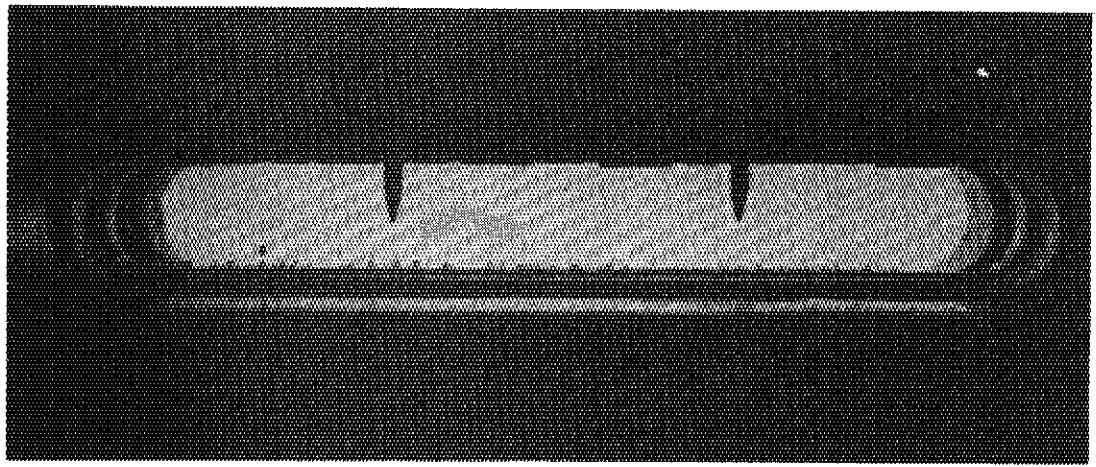
Fig. 4.3 Distribution of void fraction



$\Delta T_{\text{sub}} = 30 \text{ [K]}$, $G = 500 \text{ [kg/m}^2 \cdot \text{s]}$,
 $q'' = 250 \text{ [kW/m}^2]$



$\Delta T_{\text{sub}} = 30 \text{ [K]}$, $G = 500 \text{ [kg/m}^2 \cdot \text{s]}$,
 $q'' = 200 \text{ [kW/m}^2]$



$\Delta T_{\text{sub}} = 30 \text{ [K]}$, $G = 500 \text{ [kg/m}^2 \cdot \text{s]}$,
 $q'' = 150 \text{ [kW/m}^2]$

Fig. 4.4 Photograph of bubbles

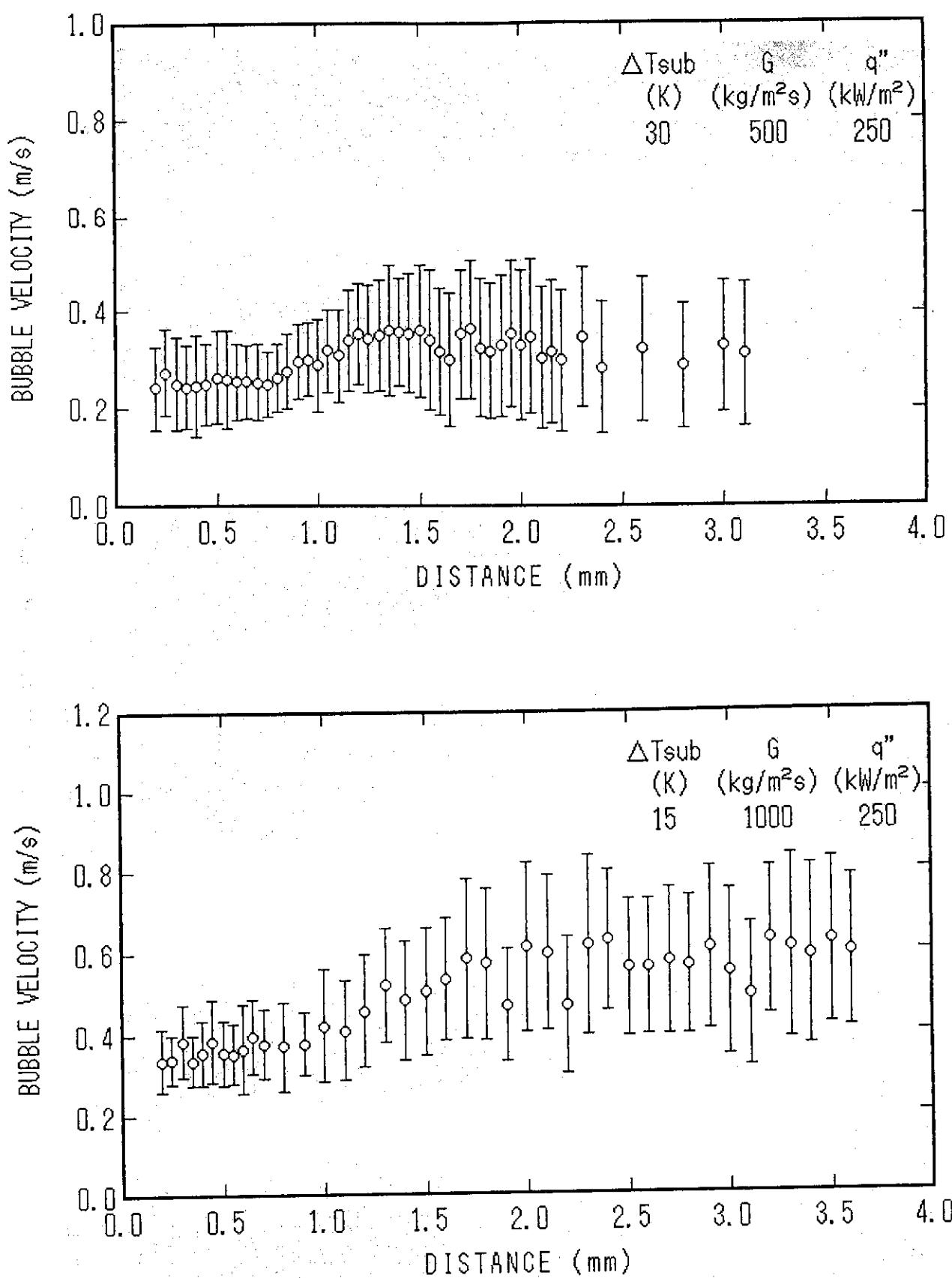


Fig. 4.5 Distribution of bubble velocity

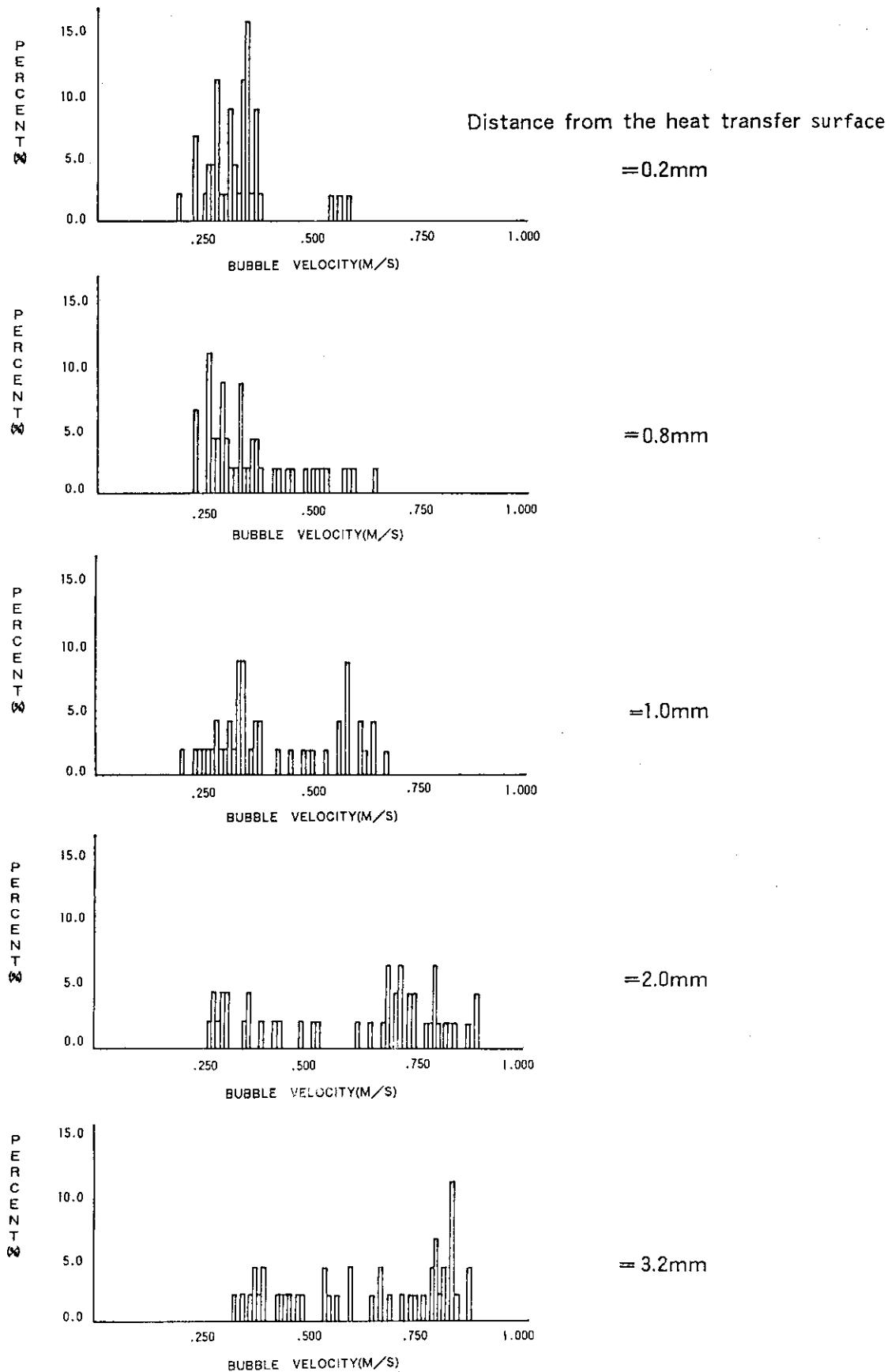


Fig. 4.6 Histogram of bubble velocity at various distance from the heat transfer surface

5. 静止時の気泡寸法

気泡の大きさに対する加速度の影響を検討する上で、気泡寸法が加速度以外の熱水力パラメータとの関係を調べておく必要があるので、動搖による加速度変動の影響を調べる前に、静止時の気泡寸法を測定した。低クオリティ域およびサブクール沸騰域での限界熱流束の低下は、見かけの重力加速度が小さいときに巨大気泡ができやすくなることに起因すると考えられる⁶⁾。従って、5章および6章の気泡の観察は主として寸法の大きな気泡に注目して行った。

第1報では0.15 MPaの圧力のもとでの気泡寸法を質量流束、サブクール度、熱流束の関数として結果を報告したが、今回は圧力を0.30 MPaに高めて同様の実験を行なったのでその結果を報告する。なお、第1報では気泡寸法の計測を目視で行なったが、今回は画像処理装置を用いて計測した。そこで、計測方法の測定結果に与える影響を除くために、圧力0.15 MPaにおける気泡寸法についても同様の方法で計測したので、これについても併せて報告する。

5.1 実験装置と実験方法

使用した実験装置は前節で述べた装置と同一であるが、今回光ファイバボイド計は取り外し、Fig. 2.3の状態で実験を行った。写真撮影には35 mmカメラを用いた。使用フィルムはネオパンFである。試験部をはさんでカメラを光源と反対側に設置し、透過光撮影を行なった。圧力を一定に保ち、質量流束、サブクール度、熱流束をそれぞれ数通り変化させ、各条件毎に5枚のスチル写真を撮影した。実験条件をTable 5.1に示す。熱流束は質量流束とサブクール度の組合せ毎に、気泡発生から300 kW/m²もしくは限界熱流束まで50 kW/m²ずつ変化させた。

5.2 実験結果

気泡寸法の測定は、画像処理装置を用いて各写真より大きいものから順に選んだ3つの気泡寸法に対して行ない、同一条件の5枚の写真より選び出した15個の気泡の平均値をもって気泡寸法とした。

撮影した35 mmフィルム上の画像の流路下流端より約7 cm上流の範囲（ヒータ全長の約60%）を顕微鏡で拡大し、TVカメラを通して画像処理装置に伝送した。

画像処理装置では、まず注目すべき気泡を背景から分離して抽出する。この分離抽出は特殊なシェーディング補正により機械的に処理を行なった。複数の気泡が重なり合っている場合の気泡同士の分離観察者が手作業で行なった。また、全体の気泡が小さいために測定された気泡寸法が画像処理装置の最小解像度程度に小さいものについては、気泡の計測精度を考慮してデータから除外した。次に、気泡を橢円で近似し、長軸途端軸の長さを計測し、長軸を回転橢円体と見なしで気泡の体積を求めた。

このようにして得られた気泡体積と同一体積を有する球の直径をもって気泡径と定義した。気

泡系を質量流束，サブクール度，熱流束のべき乗の積で表せると仮定して，最小自乗法により係数と指数を求め，以下のような相関式を得た。係数a，指数b，c，dの各値はTable 5.2の通りである。

$$Db = a \cdot G^b \cdot \Delta T_{sub}^c \cdot q''^d \quad \dots \dots \dots (5.1)$$

Db : 気泡の直径 (mm)

G : 質量流束 (kg/m²s)

ΔT_{sub} : サブクール度 (K)

q'' : 熱流束 (kW/m²s)

この相関式から予想される値と実験値との比較を圧力0.15 MPaにおけるものをFig. 5.1に，0.30 MPaにおけるものをFig. 5.2にそれぞれ示す。なお，実測値と相関式による予測値との相対偏差のrms値はそれぞれ11.2%，16.2%であった。0.30 MPaのrms値が大きいのは，①気泡が小さく計測誤差が大きい，②高質量流束，高サブクール度，低熱流束のデータが少ない等の理由によるものと考えられる。0.15 MPaにおける気泡直径に対する各パラメータの依存性は第1報の結果とほぼ等しく，画像処理装置を使用したことによる影響は小さいと考えることができる。しかし，圧力が0.30 MPaの場合と0.15 MPaの場合の相関式を比較すると各パラメータに対する依存性は異なっており，特に質量流束とサブクール度に対する相違はかなり大きい。これは，圧力に対する依存性が，質量流束およびサブクール度に対する依存性と独立ではないことを示している。

Table 5.1 Test conditions; Size of bubbles under stationary acceleration field

System Pressure P MPa	Mass Flux G kg/m ² s	Inlet Subcooling ΔT_{sub} K
0.30	500	15
	1000	15
	1500	15
0.30	500	30
	1000	30
	1500	30
0.30	500	45
	1000	45
	1500	45

Table 5.2 Constants in equation (5.1)

压 力	a	b	c	d
0.15 MPa	7.81 ± 0.58	-0.530 ± 0.033	-0.603 ± 0.028	0.729 ± 0.042
0.30 MPa	484.0 ± 3.6	-1.180 ± 0.085	-0.906 ± 0.085	0.865 ± 0.092

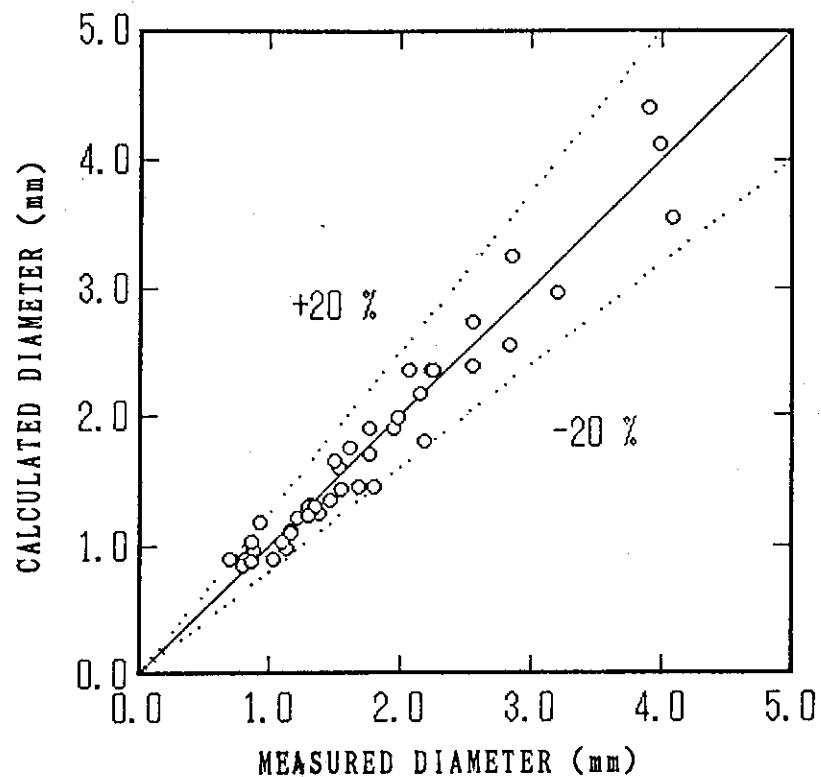


Fig. 5.1 Comparison between experimental and calculated bubble diameter at 0.15 MPa

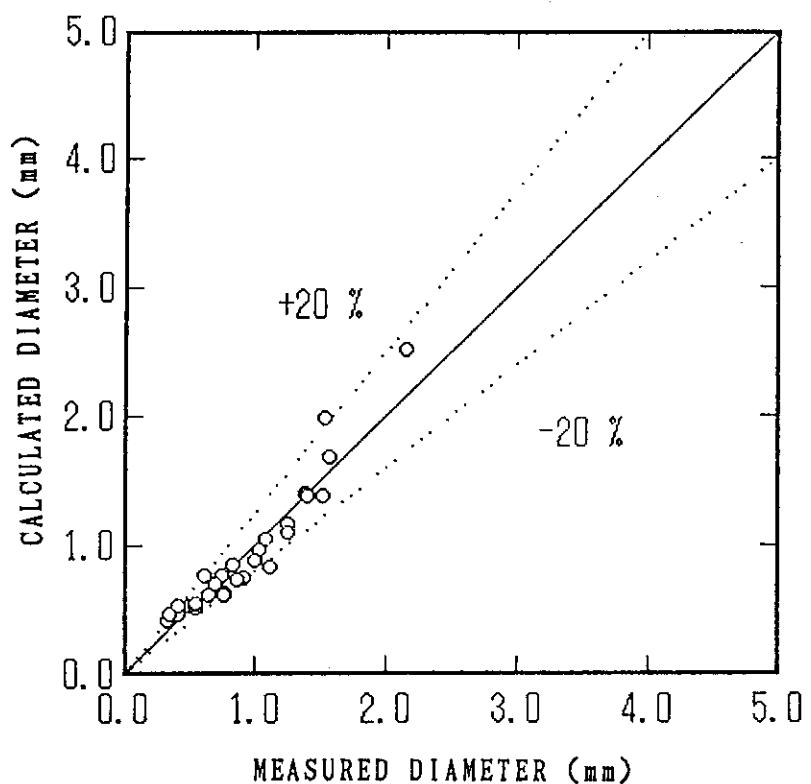


Fig. 5.2 Comparison between experimental and calculated bubble diameter at 0.30 MPa

6. 動搖時の気泡寸法

沸騰している伝熱面上の気泡の挙動は極めて複雑であり、特に多数の気泡が密集して存在しているときには気泡同士が相互に干渉するのでこの現象を簡単な力学モデルで記述することはほとんど不可能に近いと思われる。従って、加速度が気泡の挙動に及ぼす影響を理論的に解明することは困難を極め、注目すべきパラメータを特定できないが、ここでは加速度変動と巨大気泡発生の関連を調べるために、気泡の大きさ及びヒータからの離脱過程と加速度の関係について実験的な検討を行なった。

6.1 実験方法

加速度変動条件下での気泡の挙動を観察するために、高速カメラで気泡の動きを記録し、その映像を画像処理装置を用いて処理する方法を用いた。

動搖加速度の振幅は、動搖装置の安全性を考慮して±0.25gとした。この時の動搖周期は6.6 sである。高速カメラのフィルム送りのスピードは、気泡の速度から800 ft/sとした。使用した高速カメラで撮影できる駆数は最大で16,000コマなので、上記の動搖周期の場合には約3周期記録できる。鮮明な画像を得るために照明にはストロボスコープを用いたが、800 Hzの速さで発光するストロボスコープ入手できなかったので、最大440 Hzの発光速度を有するストロボスコープを2台用いて高速カメラのシャッターに同期させながら交互に発光させた。

圧力を0.30 MPaとし、質量流束を $500 \sim 1500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、サブクール度を $15 \sim 45 \text{ K}$ 、熱流束を $100 \sim 200 \text{ kW/m}^2$ の範囲で変化させて、8種類の実験条件で撮影を行なったが、フィルムの解析をするには気泡の大きさが小さすぎるものがあり、実験データ処理を実施したのはTable 6.1に示す4ケースである。

所定の実験条件のもとで、静止状態で高速カメラによる撮影を行なったのち、動搖装置を起動し、目標の加速度振幅に達したところで動搖状態の撮影を行なった。撮影したフィルムを解析装置のスクリーンに映写し、その映像をテレビカメラから画像処理装置に入力して、気泡寸法や気泡の離脱位置を計測した。

6.2 気泡寸法

動搖時に撮影した各フィルムについて、400フレームごとに大きな加速度に対してプロットした結果をFig. 6.1～6.4に示す。これらの図において、時間軸は加速度変動の1周期が1となるように規格化した。また、時間軸に平行な2本の点線は、静止時に撮影したフィルムから求めた気泡系の平均値±標準偏差の値を示している。

これらの図から、データのばらつきは大きいが、加速度の低下とともに気泡径は僅かに大きくなる傾向が見られる。

6.3 気泡の離脱

大きな寸法の気泡は主としてヒータ面上での気泡同士の合体によって形成されるので、気泡の離脱が起こり易いか否かは大きな気泡の発生に強い影響を及ぼすと考えられる。撮影したフィルムを観察すると、ヒータの上流側半分と下流側半分とでは気泡の密度が異なるために、離脱過程もかなり異なっている。上流側半分に注目して、気泡の離脱位置と加速度との関係を調べた結果をFig. 6.5～6.7に示す。これらの図を見ると、低加速度の時ほど、より上流側で離脱していることがわかる。

主として下流側半分に注目して、気泡が離脱する位置と離脱時の気泡体積を測定し、加速度が正の場合と、負の場合に分けてプロットした結果の2例をFig. 6.8および6.9に示す。質量流束 $G = 500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の場合は加速度の正負による気泡体積および離脱位置の差異は明らかではないが、 $G = 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の場合は負の加速度の時に、下流側で大きな気泡が離脱していることが分かる。ただ、データの個数が十分ではないので、明確な結論を出すには至っていない。

6.4 考 察

今回の実験を実施する前に筆者らが考えていたモデルは、加速度が低いときには浮力が小さくなるので気泡の離脱が抑制され、加熱面上により長い時間留まり、その間に気泡同士の合体が進んで大きな気泡ができ易くなる、ということであった。低加速度時に気泡が大きくなるということは今回の実験結果である程度認められたが、途中のプロセスを確認するまでには至らなかった。特に、Fig. 6.5～6.7は加速度が低いときの方が早く離脱するということを示しており、当初の予想とは逆の結果が得られた。この現象の原因としては、動搖に起因する静圧変動を挙げができるが、今後の検討を要する。

Table 6.1 Test conditions; Size of bubbles under varying acceleration field

Mass Flux G $\text{kg/m}^2\text{s}$	Inlet Subcooling ΔT_{sub} K	Heat Flux q" kW/m^2
500	30	150
1000	15	150
1000	30	150
1000	30	250

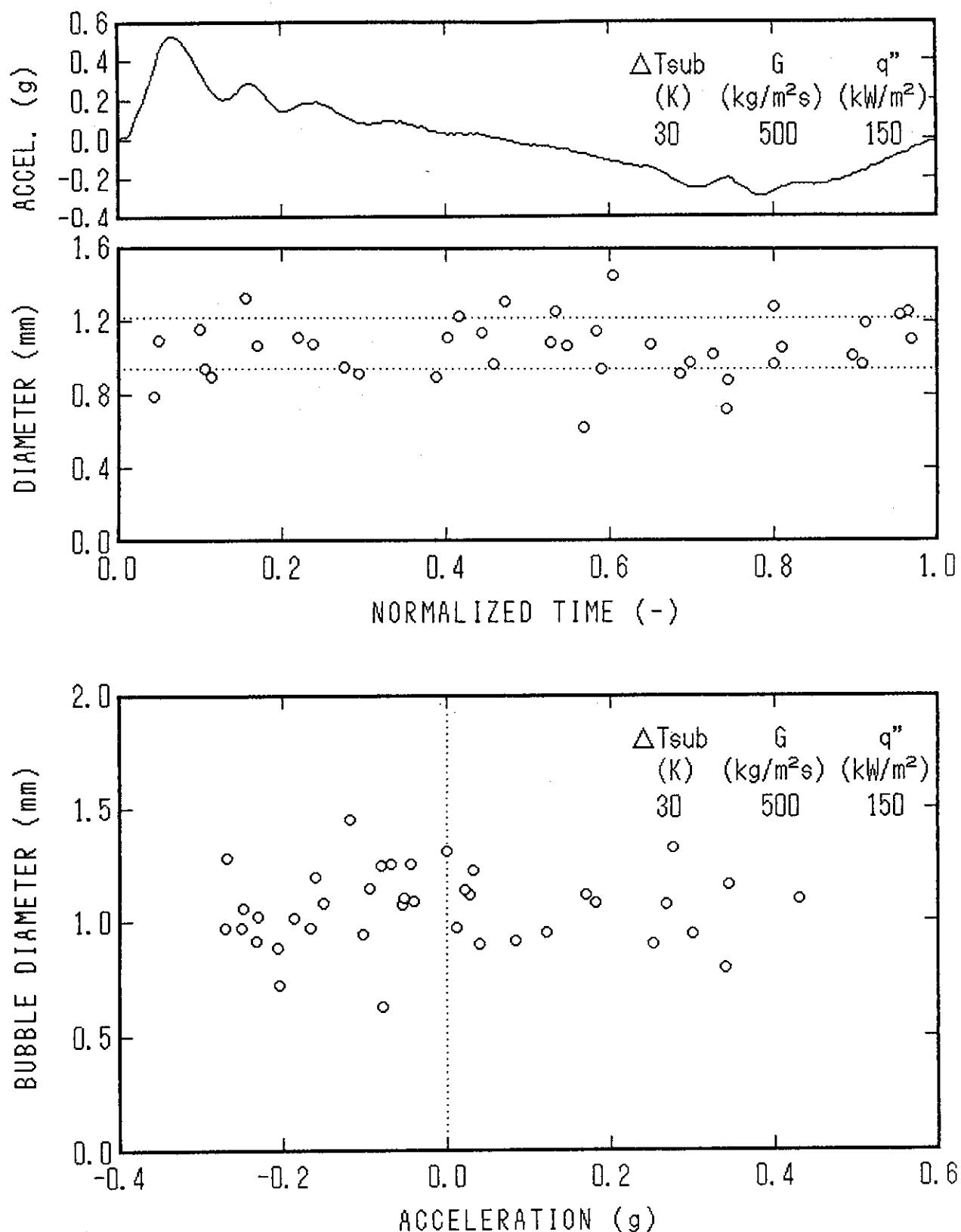


Fig. 6.1 Relationship between acceleration and bubble diameter
 $(\Delta T_{\text{sub}}=30\text{K}, G=500\text{kg}/\text{m}^2\text{s}, q''=150\text{kW}/\text{m}^2)$

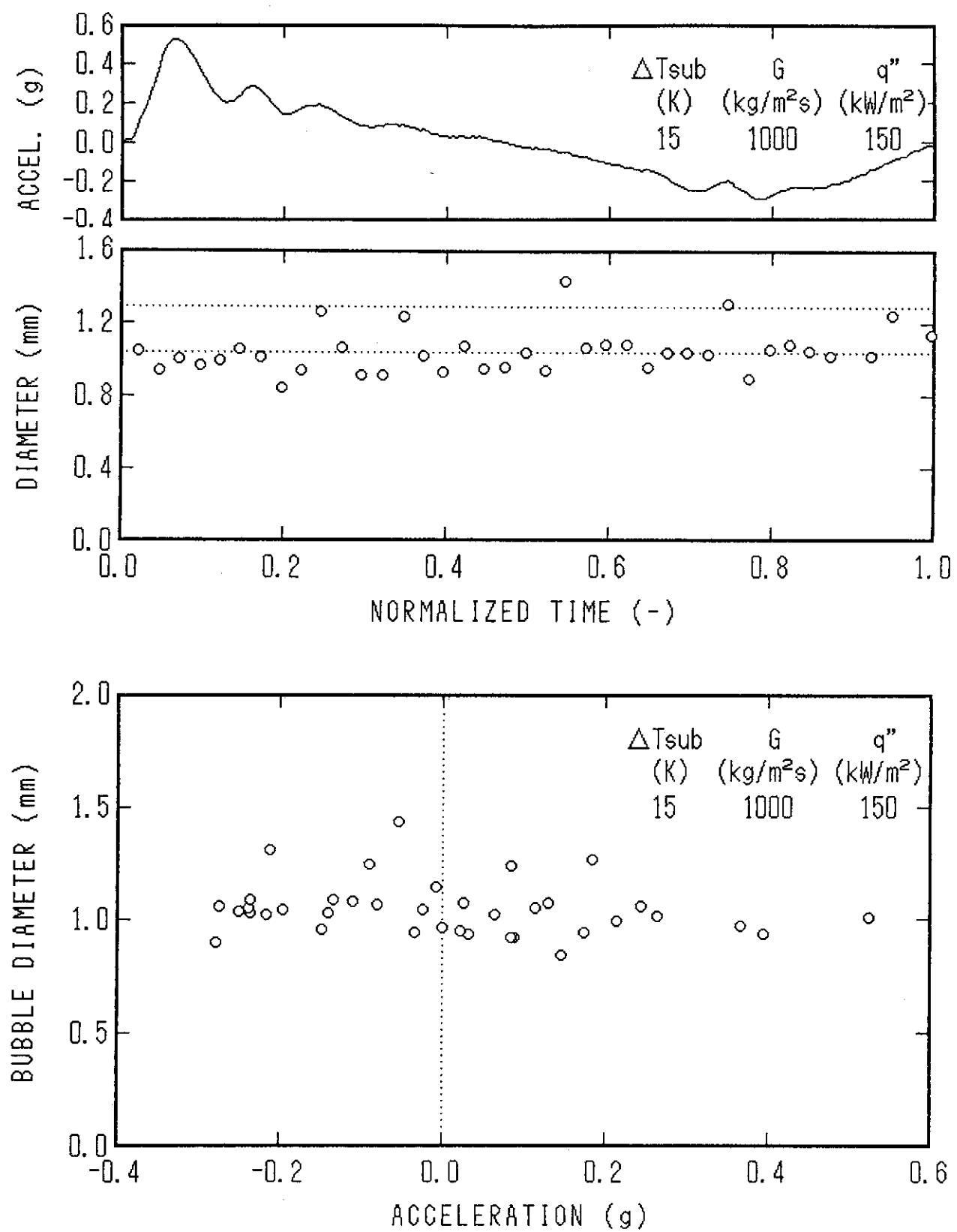


Fig. 6.2 Relationship between acceleration and bubble diameter
 $(\Delta T_{\text{sub}}=15\text{K}, G=1000\text{kg/m}^2\text{s}, q''=150\text{kW/m}^2)$

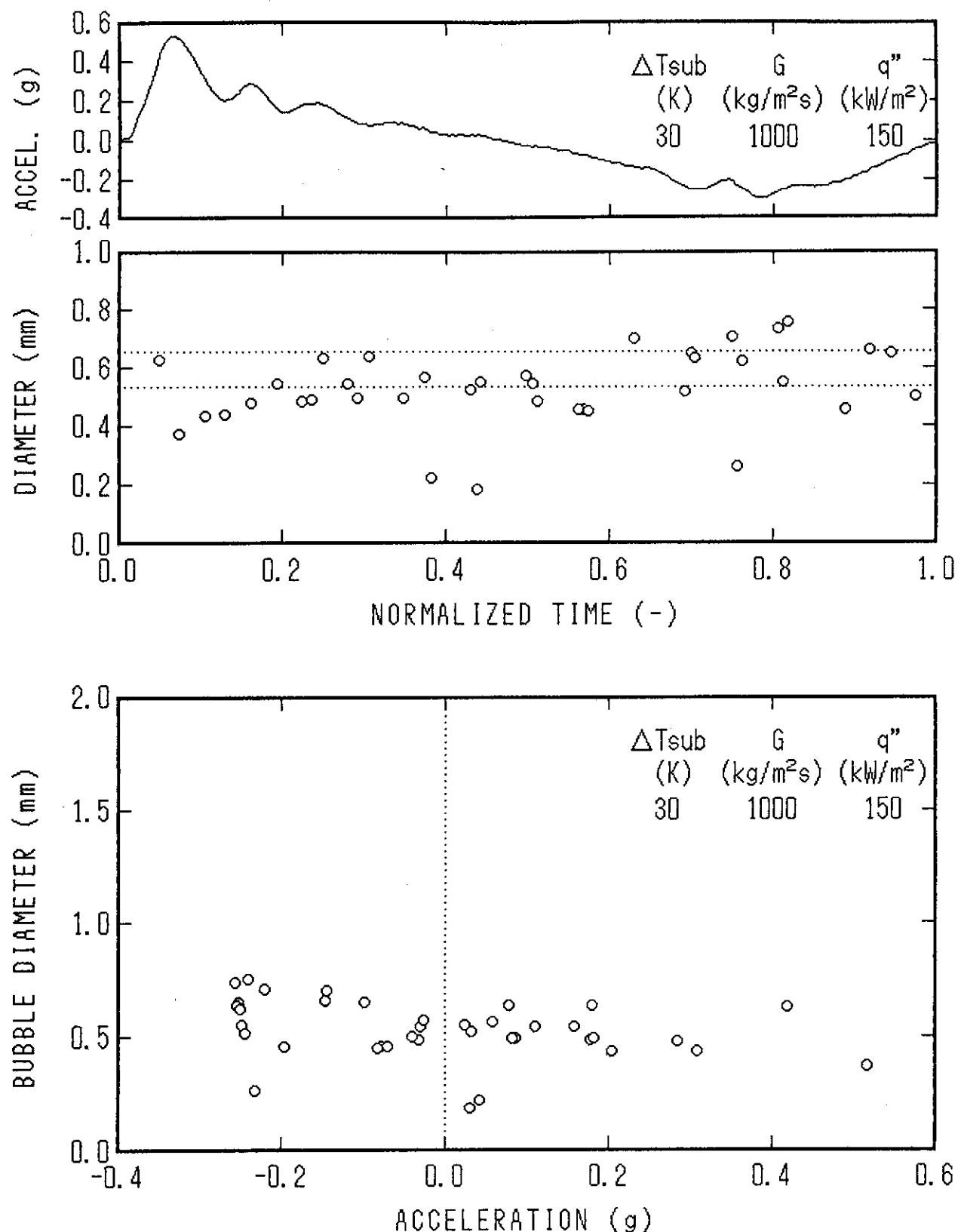


Fig. 6.3 Relationship between acceleration and bubble diameter
 $(\Delta T_{\text{sub}}=30\text{K}, G=1000\text{kg}/\text{m}^2\text{s}, q''=150\text{kW}/\text{m}^2)$

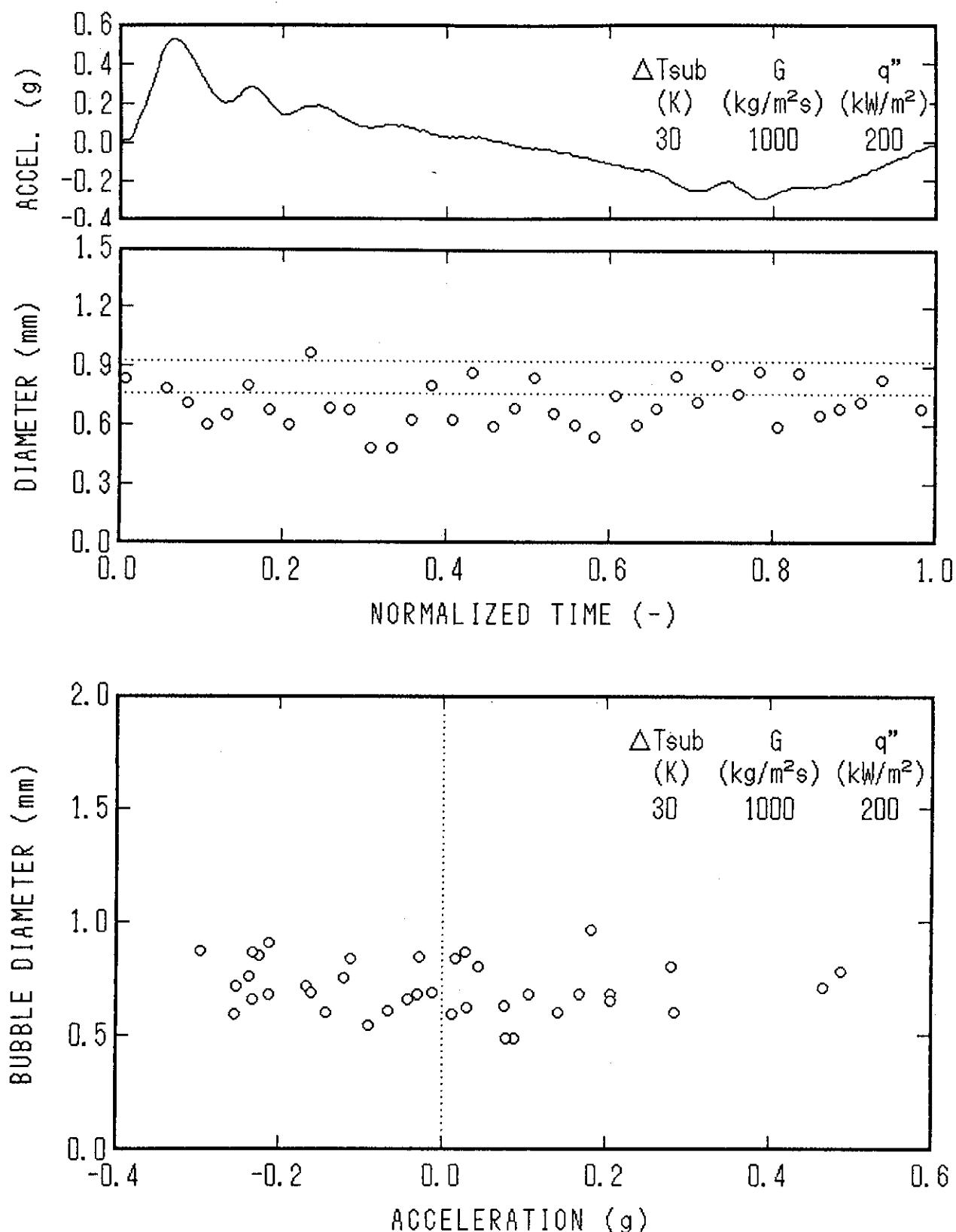


Fig. 6.4 Relationship between acceleration and bubble diameter
 $(\Delta T_{\text{sub}}=30\text{K}, G=1000\text{kg}/\text{m}^2\text{s}, q''=200\text{kW}/\text{m}^2)$

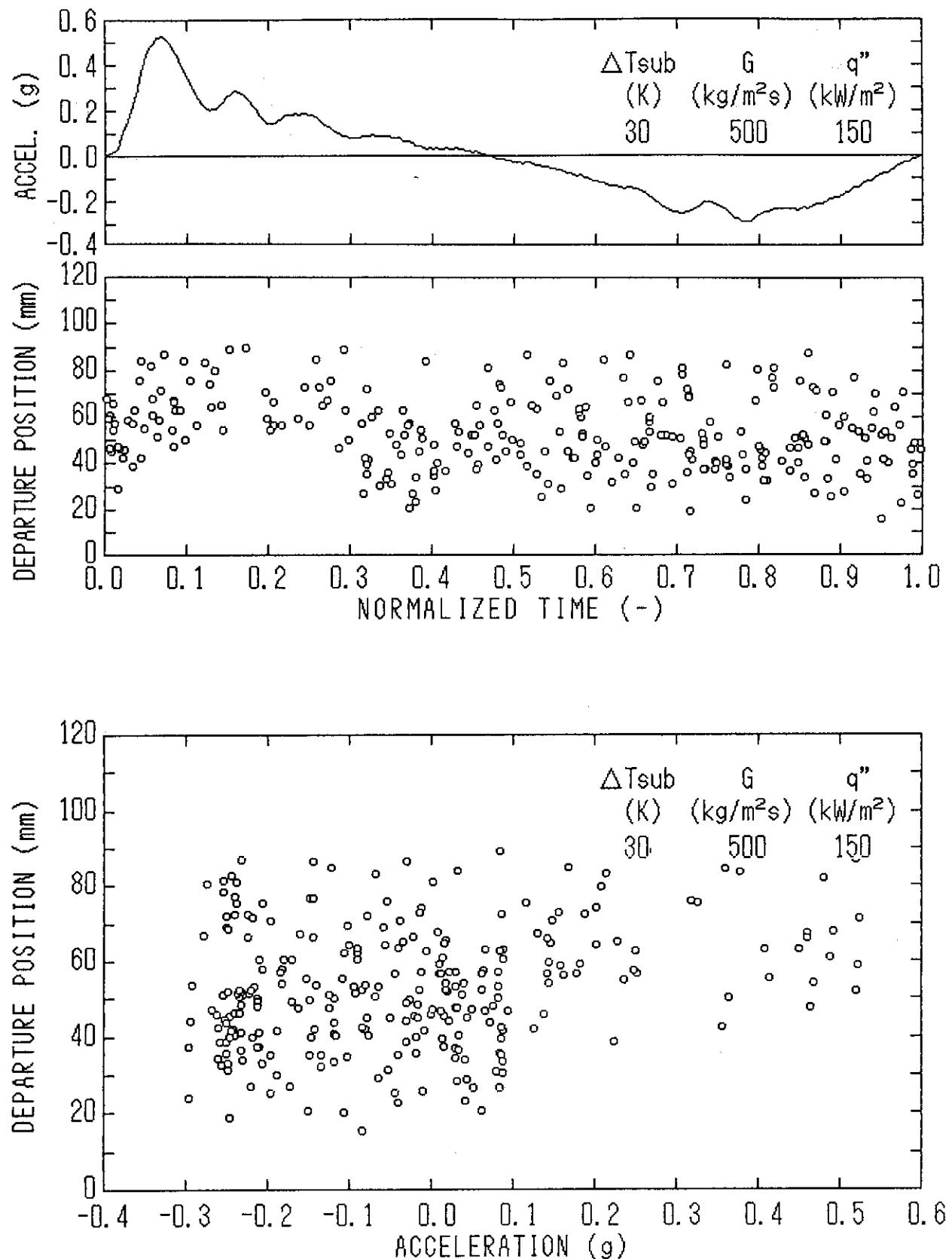


Fig. 6.5 Relationship between acceleration and bubble departed position ($\Delta T_{\text{sub}}=30\text{K}$, $G=500\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$, $w''=150\text{kW}/\text{m}^2$)

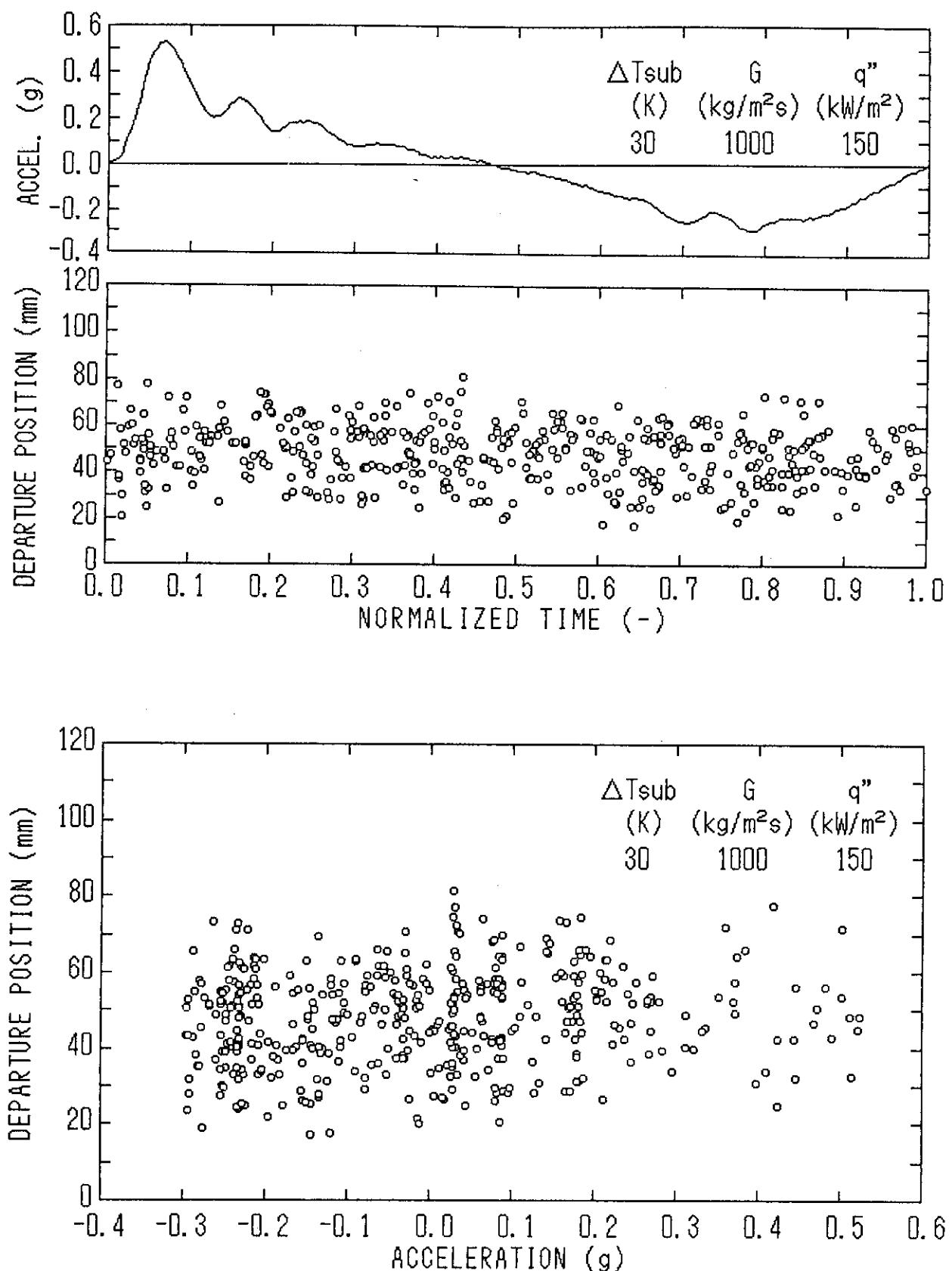


Fig. 6.6 Relationship between acceleration and bubble departed position ($\Delta T_{\text{sub}}=30\text{K}$, $G=1000\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$, $q''=150\text{kW}/\text{m}^2$)

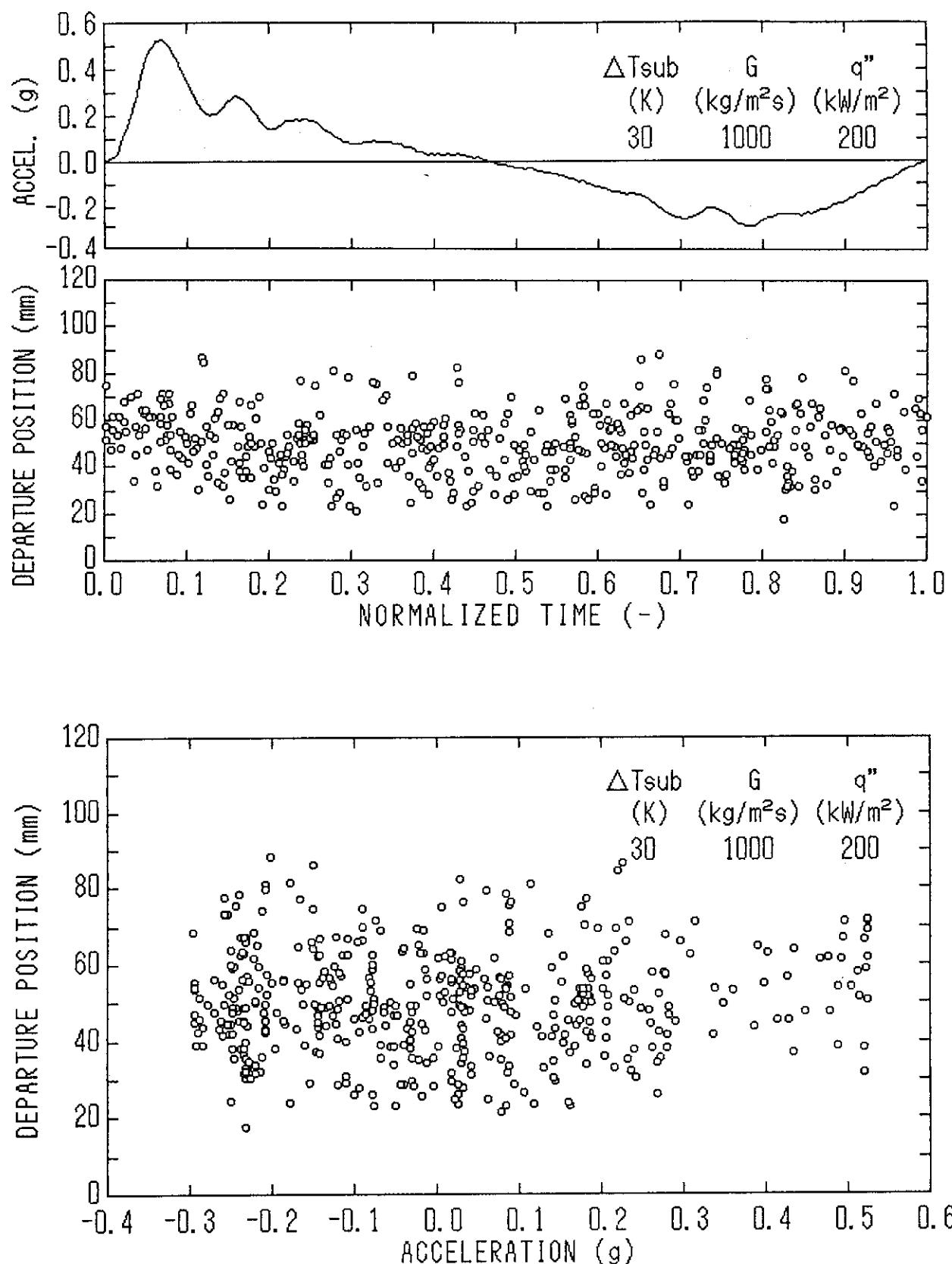


Fig. 6.7 Relationship between acceleration and bubble departed position ($\Delta T_{\text{sub}}=30\text{K}$, $G=1000\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$, $q''=200\text{kW}/\text{m}^2$)

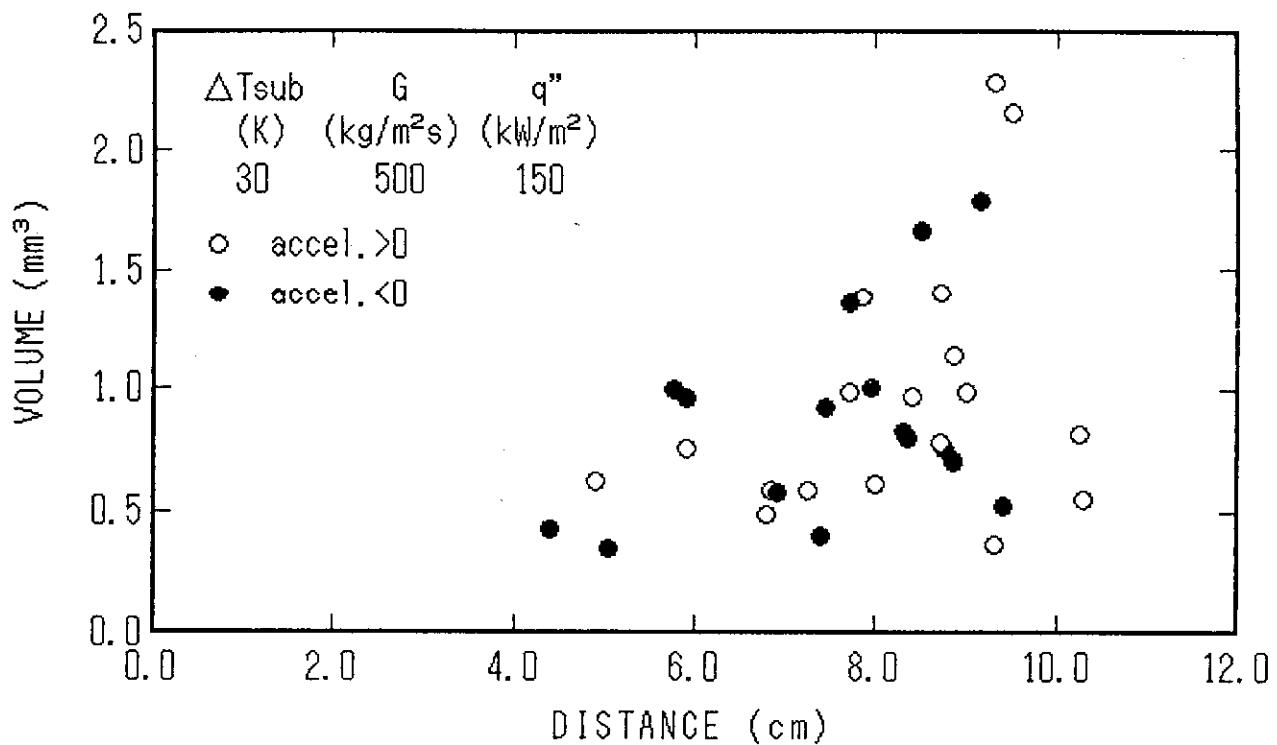


Fig. 6.8 Relationship between bubble size and bubble departed position
($\Delta T_{\text{sub}}=30\text{K}$, $G=500\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$, $q''=150\text{kW}/\text{m}^2$)

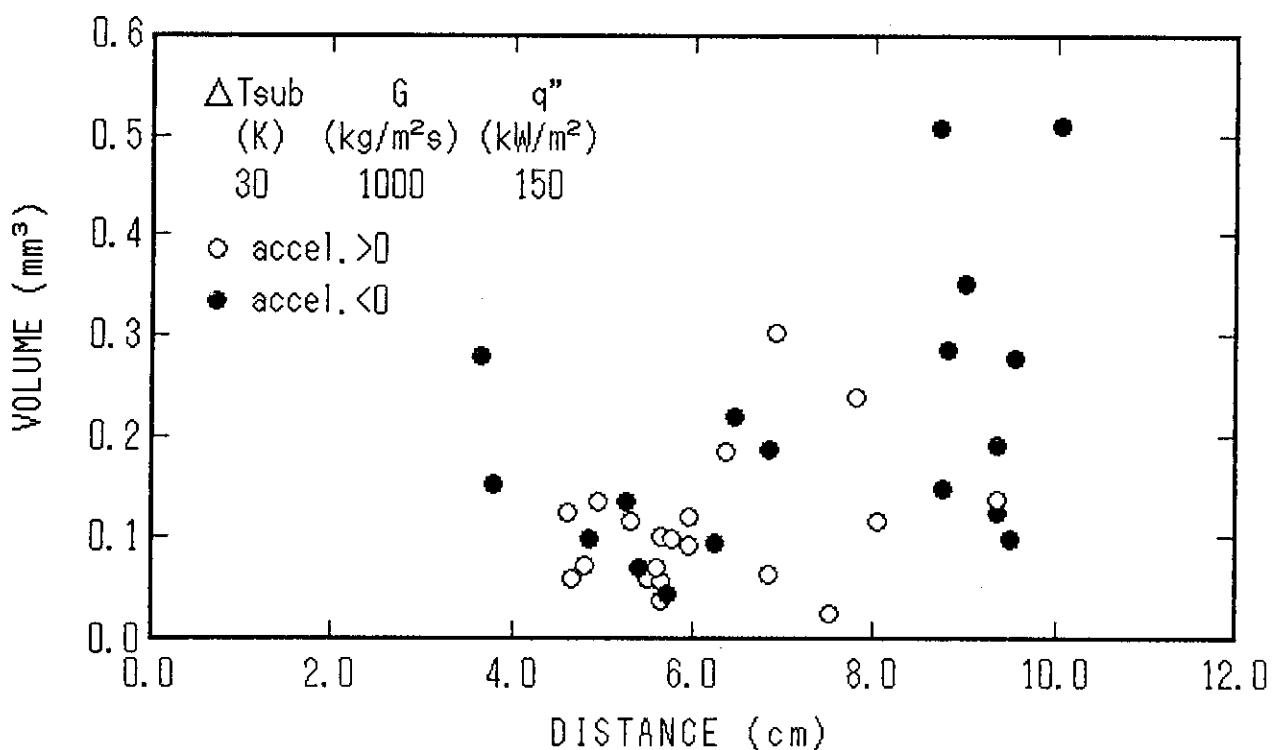


Fig. 6.9 Relationship between bubble size and bubble departed position
($\Delta T_{\text{sub}}=30\text{K}$, $G=1000\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$, $q''=150\text{kW}/\text{m}^2$)

7. ま と め

加速度変動がサブクール領域の気泡の挙動に及ぼす影響を把握するために、静止時及び動搖時の気泡の観察と測定を行なった。

静止時の伝熱面近傍のボイド率と気泡速度の測定を行った。その結果、ヒータ出力の変化に伴うボイド率分布の変化を把握した。また、壁面からの距離に伴う気泡速度の変化を把握した。

静止時の気泡寸法の測定を行ない、61年度の実験結果と併せて整理した結果、本試験部を用いた場合の質量流束、サブクール度、熱流束と気泡径の相関式を得た。

動搖時の気泡寸法の測定を行なった結果、低加速度時に気泡が大きくなることが確かめられたが、途中のプロセスを確認するには至らなかった。

参 考 文 献

- 1) 一色尚次, 村山雄二郎, 塚原茂司, 和田利政, 川俣善正, 山口勝次, 中田正也, 御手洗岩男, 横村武宣, 堀田秀夫: 「船用水冷却原子炉の熱限界と流力特性に及ぼすヒービング, 傾斜等の影響とその対策」, 船舶技術研究所報告, 第2巻 第1号 昭和40年
- 2) 手島登, 山口勝治: 「上下動搖時の二相流動特性の測定」, 船舶技術研究所報告, 第15巻 第5号 昭和53年
- 3) Tomoo OTSUJI and Akira KUROSAWA: "Critical heat flux of forced convection boiling acceleration field-I. General trend," Nucl. Eng. Des., 71, 15, (1982)
- 4) Tomoo OTSUJI and Akira KUROSAWA: "Critical heat flux of forced convection boiling acceleration field-II. Contribution of flowlation," Nucl. Eng. Des., 76, 13, (1983)
- 5) Tomoo OTSUJI and Akira KUROSAWA: "Critical heat flux of forced convection boiling acceleration field-III. Reduction mechanism of CHF in subcooled flow," Nucl. Eng. Des., 79, 19, (1984)
- 6) 大辻友雄: 「限界熱流束に及ぼす加速度変動の影響に関する研究」, 東京大学学位論文, 1982
- 7) 楠剛, 伊藤泰義, 横村武宣, 大辻友雄, 黒澤昭: 「加速度変動時の限界熱流束に関する実験(その1) (加速度変動がサブクール沸騰域の気泡の挙動に及ぼす影響第1報: 実験装置及び予備実験(共同研究)), JAERI-M 86-087, 1986年6月
- 8) P.SAHA and N.ZUBER: "Point of net vapor generation and vapor void fraction in subcooled boiling," 5th. Heat Transfer Conf. Vol. 4, 175 (1974)
- 9) S.LEVY: "Forced convection subcooled boiling prediction of vapor volumetric fraction," Int. J. Heat Mass Trans. 10 951 (1967)
- 10) Clark, J.A. and Rohsenow, W.M., Trans. ASME, 76 (1954), 553
- 11) Bergles, A.E. and Rohsenow, W.M., Trans. ASME, Ser. C, 86-3 (1964), 365
- 12) H.K.Forster and N.Zuber., Journal of APPLIED PHYSICS, Vol. 25, No. 4 (1954), 474