

JAERI-M
89-216

加速度変動時の限界熱流束に関する実験(その2)
(加速度変動時の限界熱流束の測定：第1報)

1989年12月

楠 剛・大辻 友雄^{*1}・井川 博雅^{*1}

黒沢 昭^{*1}・岩堀 宏治^{*2}・横村 武宣^{*3}

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, 1989

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 横高野高速印刷

加速度変動時の限界熱流束に関する実験（その2）

（加速度変動時の限界熱流束の測定：第1報）

日本原子力研究所原子力船研究開発室

楠 剛・大辻 友雄^{*}・井川 博雅^{*}

黒沢 昭^{*1}・岩堀 宏治^{*2}・横村 宣^{*3}

（1989年11月28日受理）

舶用炉においては、船体運動に伴うみかけの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、動揺時の限界熱流束の低下を定量的に求めることがある。実験はR 113を用いて行った。

実験の結果、0.5 MPa の圧力条件でも静止時限界熱流束に対する動揺時限界熱流束の比は見かけの重力加速度の最低値の1/4乗に比例するという保守的相関式が適用できることを確認した。また、加速度変動による流量、出口ボイド率の変動の周波数応答関数を測定した。出口ボイド率の変動の周波数応答関数より加速度変動は沸騰流路のある狭い区間でのみボイド率変動に強く影響すると判断した。

本研究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：〒 319-11 茨城県那珂郡東海村白方字白根2-4

*1 神戸商船大学

*2 弓削商船高等専門学校

*3 東京コンピュータサービス

Experimental Study on the Critical Heat Flux
in a Varying Acceleration Field (Part 2)
(The Measurement of critical Heat Flux
under Varying Acceleration Field. I)

Tsuyoshi KUSUNOKI, Tomoo OTSUJI^{*1}, Hiromasa IKAWA^{*1}
Akira KUROSAWA^{*1}, Koji IWAHORI^{*2} and Takeyoshi YOKOMURA^{*3}

Office of Nuclear ship Research and Development
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received November 28, 1989)

In establishing the thermohydraulic design method and the safety assessment of marine reactors, it is most important theme to understand how the varying acceleration induced by ship motion affect on critical heat flux.

We made the joint study for the purpose clarifying quantitatively the decrease in CHF, due to varying acceleration. Experiment was carried out using R-113 as working fluid.

From the experimental results, we can conclude: The conservative relation can be applied even under 0.5 MPa, that the ratio of CHF under the oscillating acceleration to CHF under stationary field is in proportion to a quarter power of the minimum gravitational acceleration. The frequency response functions of flow rate and exit void fraction to acceleration oscillation were obtained. It is indicated that acceleration oscillation influences void fraction significantly at certain section of flow region.

Keywords: Critical Heat Flux, Varying Acceleration, Marine Reactor,
Frequency Response, R-113

A joint study between JAERI and Kobe University of Marcantile Marine

*1 Kobe University of Marcantile Marine

*2 Yuge Marcantile Marine College

*3 Tokyo Computer Service Co. Ltd

目 次

1. はじめに	1
2. 実験装置	2
2.1 試験ループ	2
2.2 動揺装置	2
2.3 計測	3
3. 実験	7
3.1 実験条件	7
3.2 静止時限界熱流束	7
3.3 動揺時限界熱流束	7
3.4 出口ボイド率および流量の変動	8
4. 結論	32
参考文献	33

Contents

1. Introduction	1
2. Experimental apparatus	2
2.1 Test Loop	2
2.2 Heaving apparatus	2
2.3 Measurement	3
3. Experiment	7
3.1 Experimental condition	7
3.2 Critical heat flux under stationary field	7
3.3 Critical heat flux under varying acceleration field	7
3.4 Variation of flow rate and exit void fraction	8
4. Conclusion	32
Reference	33

1. はじめに

船用原子炉プラントの設計に際して考慮すべき重要な問題の一つは、動搖による限界熱流束の低下である。神戸商船大学では、環状流路内におけるフレオン113の垂直上昇流を対象に、0.3 MPaの圧力のもとで、流量、入口サブクール度をパラメータとして、限界熱流束に対する比を測定した。この研究の結果、動搖時の限界熱流束に関する保守的相関式として、次式を得た。¹⁾

$$q''_c/q''_{c0} = (1 - a/g_e)^{1/4} \quad 0 \leq a/g_e \leq 0.5 \quad (1.1)$$

ここで、 q''_c 、 q''_{c0} はそれぞれ動搖時、静止時の限界熱流束を表し、 a は加速度変動の振幅、 g_e は地球の重力加速度を表す。上記の相関式はフレオン113を作動流体として、限られた流路形状、熱水力学的条件での測定結果に基づいて得られたものであり、実際の炉の設計にそのまま適用することには問題がある。日本原子力研究所原子力船研究開発室ではフレオン113を用いて実験条件を拡大して実際の船用原子炉の運転状態を模擬した実験を計画している。また、将来的には水を冷却流体とした実験を計画しており、この場合には単に水を用いた試験的研究に終わらすことなく、水とフレオンの動搖時における相似則に関する研究を行うことが望ましい。本共同研究は予定されている実験と比較対照されるべきフレオン実験データを整備することを目的としている。

本報告では、加速度変動が強制対流限界熱流束に及ぼす影響に関する測定結果を述べるとともに、加速度変動に起因する流量、出口ボイド率の変動に関して得られた2、3の興味ある知見を報告する。

2. 実験装置

用いた実験装置は、フレオン113を作動流体とする沸騰ループと、このループを搭載して加速度変動を加える動揺装置からなる。

2.1 試験ループ

沸騰ループの概念図をFig. 2.1に示す。試験部底部より流入したフレオンは試験部で加熱されて沸騰し、気液二相流となって気液分離器に入る。分離器で分離された蒸気はコンデンサで凝縮し、分離器底部に戻る。分離器を出た液体フレオンはサブクーラに導かれ、そこで所定の温度まで冷却され、循環ポンプ、入口絞り、流量計を経て試験部に戻る。

試験部は内管加熱の二重管である。内管、すなわちヒータは、外径10mm、肉厚0.5mmのSUS304の円管であり、加熱部長は1000mmである。その上流端側には直径10mmの銅棒が、下流端側には外径10mm、肉厚1mmの銅管がろう付けされており電極の役割を果たす。試験部の外管は内径22mm、肉厚4mmのパイレックスガラス管であり、内部の流動状況が観察できる。

ヒータの加熱は直接通電ジュール加熱による。電源では最大出力39V、513Aのサイリスタ整流器定電圧直流電源を用いた。

フレオンの循環には揚程5m、吐出量55ℓ/minの遠心ポンプを用い、流量調整は試験部入口の手前に設けられたボール弁により行った。

コンデンサとサブクーラはともにシェルアンドチューブ型のものであり、水道水によって冷却される。加圧器は最大負荷5kWのヒータを内蔵しており、加圧器で発生した蒸気は、試験部で発生し気液分離器で分離された蒸気と合流してコンデンサで凝縮される。

2.2 動揺装置

本装置は37kWの誘導電動機、無段变速機、伝達機構からなる駆動部、ループがそれに沿って上下運動する高さ10mのタワーによって構成されている。動揺装置の概念図をFig. 2.2に示す。負荷を無視したときの理論加速度波形は近似的に

$$a(t) = \ell \omega^2 \frac{(1-r^2) \sin \omega t}{(1-r^2 - 2r \cos \omega t)^2} \quad (2.1)$$

で与えられる。ここで、 ℓ はループの運動の振幅、 ω は振動の角周波数、 r は駆動部の構造によって決まる定数である。使用した動揺装置においては、 $\ell = 2.7\text{ m}$ 、 $r = 0.18$ である。ループが正弦状に運動していると仮定した時に、ループの振幅と動揺振動数から求められる加速度振幅 $\ell \omega^2$ を公称加速度振幅と呼ぶことにすると、理論加速度のピーク値は公称加速度振幅の約1.16倍になる。負荷が加わった時の実際の加速度波形は、ワイヤロープのばね効果により、理論加速

度に比べて高周波成分が強められる。以下では、便宜上、公称加速度振幅をもって加速度振幅を表すこととする。

本動揺装置によって得られる加速度振幅の上限値は無段変速機の強度により決まるが加速度振幅が $0.3 g_e$ を越えると変速機の破損が頻発した。

2.3 計測

2.3.1 圧力測定

系圧力は気液分離器気相部の圧力をもって代表させ、同所に取り付けられたひずみゲージ式圧力変換器により測定した。測定精度は 0.0025 MPa である。

2.3.2 溫度測定

フレオン温度は試験部の入口と出口においてKタイプのシーズ型熱電対を用いて測定した。

2.3.3 流量測定

流量の測定は試験部入口の手前に設けられたターピン流量計によって行った。後述するように、実験は 500 および $1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の2種類の質量流束について行ったが、低流量時には 670 、高流量時には 210 pulse/l の感度のターピン流量計を用いた。時間的に変化する流量を測定するために、流量計のピックアップからパルスが到着する度に、前のパルス到着時刻からの経過時間の逆数を出力する周波数-電圧変換器を使用した。

2.3.4 ボイド率測定

ボイド率は試験部出口において静電容量型ボイド計を用いて測定した。検出部の長さは 23 mm である。本ボイド率計はフレオン温度や周囲温度に対して極めて敏感であるので、測定の度毎にヒータ電流を遮断して 0% の、さらにフレオン液ができるだけ迅速に試験部から抜いて 100% の較正を行った。

2.3.5 加速度測定

ループの運動加速度は、ループの枠に取り付けられたひずみゲージ式加速度変換器により測定した。加速度の符号は垂直上向きを正とした。運動加速度を $a(t)$ とすると、見かけの重力加速度 $g(t)$ は

$$g(t) = g_e + a(t) \quad (2.2)$$

で与えられる。

2.3.6 热流束測定

熱流束分布は一様とみなせるので、熱流束は投入電力と伝熱面積から求めることができる。ただし、ヒータの両端に接続された銅棒と銅管の部分での消費電力は無視した。

2.3.7 限界状態の検出

ドライアウトもしくはD N B の発生の検出にはブリッジ式C H F 検出器を用いた。ヒータの下流端より約15mm 上流側に電圧タップをろう付けし、この電圧タップの両側にヒータを2分割して外部抵抗と組み合わせて抵抗ブリッジ回路を作った。限界状態が起こる前の状態で外部抵抗を調整してブリッジの平衡をとっておく。ヒータ下流端で限界状態が発生すると、その部分の温度が急激に上昇し電気抵抗が増加する。そのためにブリッジの平衡電圧が発生されるので、それを增幅して限界状態発生の判定を行う。ヒータの損傷およびフレオンの熱分解を防止するために、C H F 検出器出力がある設定値を越えた場合には、ヒータ加熱電源は遮断されたようにした。

2.3.8 データの記録

圧力、入口および出口のフレオン温度、体積流量、ヒータ印加電圧、ヒータ電流の信号を直流増幅器で増幅した後、約2秒のサンプリング間隔で、A D 変換器によりデジタル値に変換してマイクロコンピュータにとり込み、飽和温度、入口サブクール度、質量流束、ヒータへの投入電力、出口の熱力学的クオリティ等を計算、表示させた。

動的挙動の記録のために、加速度、圧力、流量、出口ボイド率、C H F 検出器出力の信号をアナログ式データレコーダで記録した。

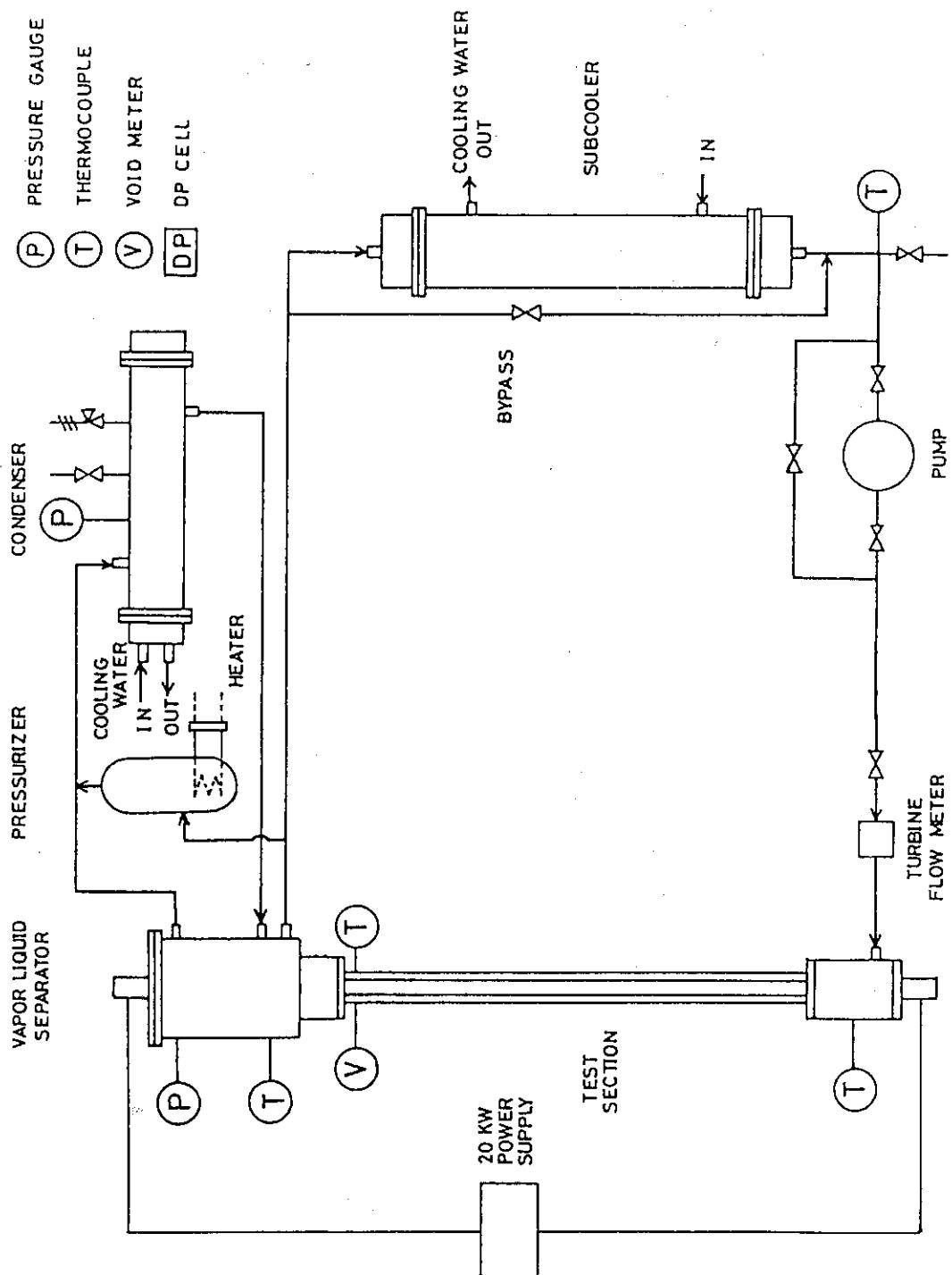


Fig. 2.1 Schematic diagram of test loop

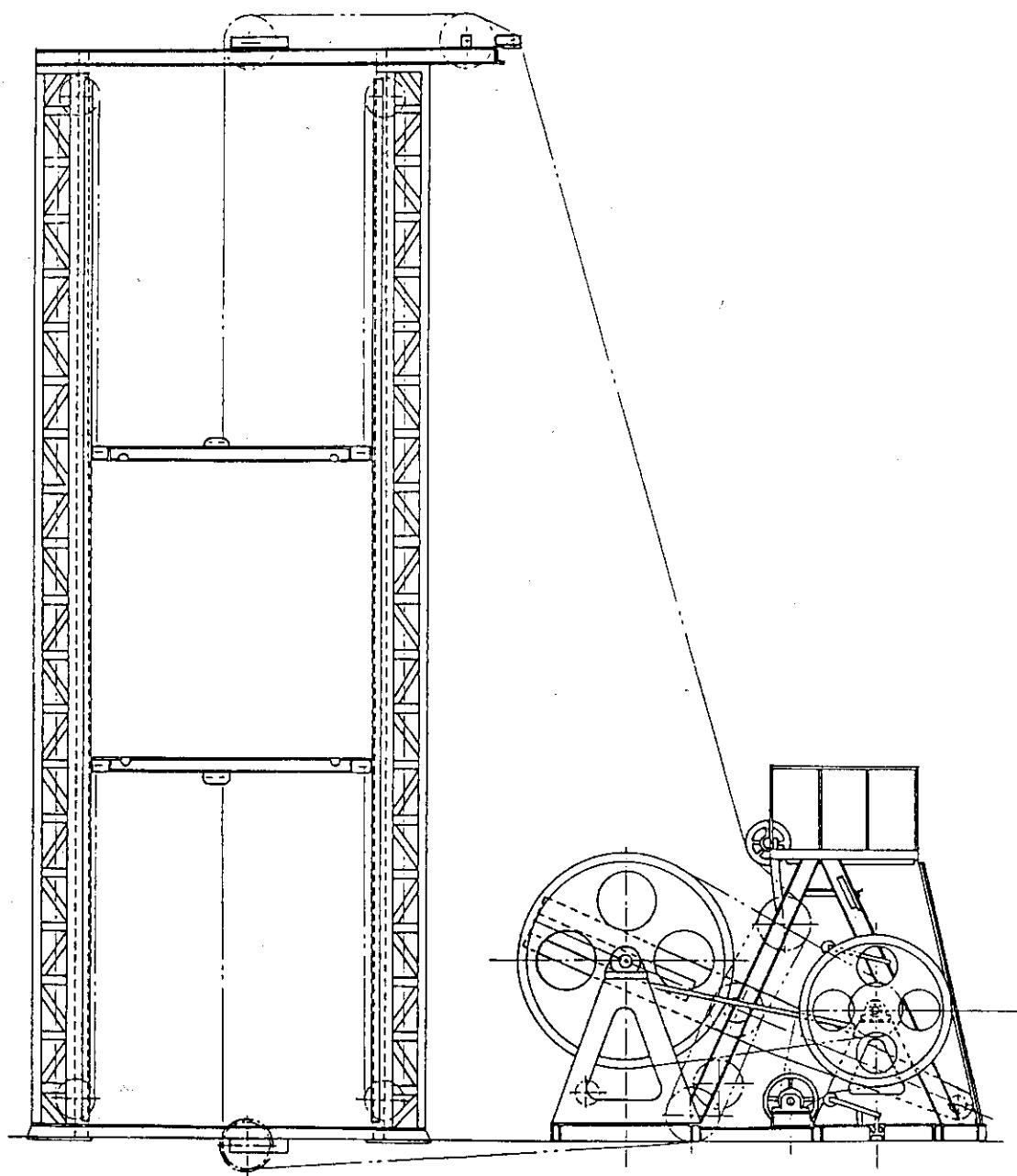


Fig. 2.2 Heaving apparatus

3. 実験

3.1 実験条件

実験パラメータの範囲は次の通りである。

圧 力	0.5 MPa
質 量 流 束	500, 1000 kg/m ² s
入口サブクール度	0, 25, 50 K
加速度振幅	0.10, 0.15, 0.20, 0.25 g _e

異なる流体の気液二相流の間で相似則を成り立せようとする時には、通常、各流体の気液密度比が等しくなるようにされる。この基準を適用すると、フレオン113における圧力0.5 MPaは、水における約4.0 MPaに相当する。入口サブクール度のうち0 Kとあるのは公称値であり、実際の値は自然放熱により2～6 Kとなる。加速度振幅の上限は無段変速機の強度により0.25 g_eに制限された。

3.2 静止時限界熱流束

各実験条件における静止時限界熱流束の測定値をTable 3.1に示す。この表において、出口クオリティX_eは熱バランスから求めた熱力学的平衡クオリティを表し、出口ボイド率α_eは実測値である。限界熱流束の値は9～13回の測定の平均値である。

3.3 動搖時限界熱流束

前節で述べたように、静止時でも限界熱流束の測定値は数%のばらつきを有する。他方、静止時限界熱流束から見た動搖時限界熱流束の相対的な変化割合も数%のオーダの値であり、加速度変動の影響はデータのばらつきに埋もれてしまう可能性がある。しかし、ほとんど間をおかずに測定した静止時限界熱流束は、通常1%以内の精度で一致することが過去の実験から経験的に分かっている。そこで、常に静止時限界熱流束と動搖時限界熱流束を一対の値として測定し、両者の比を測定対象とした。以下に実験手順を述べる。静止時限界熱流束の予想値よりも数%低い熱流束のもとで、所定の圧力、流量、入口サブクール度で系を静定させた後、熱流束を約0.5%ずつ階段状に上昇させて静止時限界熱流束を見出す。その後、熱流束を動搖時限界熱流束の予想値よりも数%低い値にまで下げて再び系を安定させる。系が安定したところでループを上下方向に加振し、所定の加速度振幅に達した後に、静止時と同様の手順で動搖時限界熱流束を測定する。

加速度振幅が0.20 g_eの時の加速度、出口ボイド率、入口流量、CHF検出器出力の時間的変化をFig. 3.1～3.6に示す。入口流量は平均値からの変化率で表されている。各図において、右端近くでボイド率とCHF検出器出力が急激に減少しているのはヒータ電源の遮断によるもの

である。ループを動搖させたことによる圧力と入口温度の変化は観察されなかった。これらの図より各変数の特徴を見てみると、

- (1) 動搖による出口ボイド率の変化は、入口サブクール度が大きく、出口クオリティが小さい時の方が大きい。
- (2) 入口流量は、動搖によってほとんど変化しない。
- (3) C HF 検出器出力は、出口クオリティが高い時には、限界状態が発生する前に加速度変動と同期した変動を示すが、出口クオリティが低いか負の場合にはそのような変動は観察されない。同出力が上昇し始めるのは、常に見かけの重力加速度が最低値付近にある時である。等のことが分かる。これらの項目の中で、(1)と(3)は長さ 1300 mm のヒータを用いて、圧力 0.3 MPa で行った以前の実験¹⁾において観察された結果と同じであるが入口流量の変動は、以前の実験に比べて動搖に起因する変動がずっと小さくなっている。これは、今回の実験では循環ポンプにより揚程の高いものを用いたためであると考えられる。

各実験条件において、静止時限界熱流束に対する動搖時限界熱流束の比 q''_c/q''_{co} を加速度振幅 a/g_e の関数として測定した結果を Fig. 3.7 に示す。各図に描かれた実線は式 (1.1) による予測値である。これらの結果は、以前の実験結果とほぼ同じ傾向を示している。すなわち、一般に加速度振幅の増大とともに限界熱流束は低下するが、出口クオリティが高いときには、動搖時限界熱流束は静止時の値よりも大きくなる。

今回の実験条件の範囲においても、経験的相関式 (1.1) が保守的な相関式として使用できることが分かった。

3.4 出口ボイド率および流量の変動

動搖時の限界熱流束は出口ボイド率および流量の変動と密接に関係していると考えられる。また、限界熱流束の問題を離れても、ボイド率と流量は原子炉や蒸気発生器の動特性にとって重要な変数である。そこで、今回の限界熱流束実験の中でアナログデータレコーダに記録されたデータを用いて、加速度変動がこの両変数に及ぼす影響を検討した。加速度変動時の出口ボイド率と流量の挙動は Fig. 3.1 ~ 3.6 に示されているが、内在的な変動が大きいために、加速度変動の影響は明確でない。従って、なんらかの統計的な処理を行うことが必要である。ここでは加速度を入力、出口ボイド率および入口流量の変動率を出力と見なしてそれぞれ、

$$H_{gv}(j\omega) = \frac{\delta \alpha(j\omega)}{\delta a(j\omega)/g_e} \quad (3.1)$$

$$H_{gw}(j\omega) = \frac{\delta W(j\omega)/W_o}{\delta a(j\omega)/g_e} \quad (3.2)$$

で定義される周波数応答関数を測定した。

周波数応答関数を精度を持って測定するためには、入力の振幅がある程度大きくてはならない。公称加速度振幅における加速度の振幅スペクトルの実測例を Fig. 3.8 に示す。各図とも

左端のラインが基本周波数の振幅を表している。この結果から解析を行う最大周波数を 2.0 Hz と決定した。

周波数解析には 2 チャンネルのアンチエリアシングローパスフィルタ、12 ビット 4096 ワードのメモリを有するトランジエントレコーダ 2 台、FFT ボードを内蔵したパーソナルコンピュータ HP 9000/216 を用いた。ローパスフィルタの遮断周波数は 5 Hz に設定した。

次にデータ処理手順について説明する。加速度信号から動搖周期を測定し、その 1/512 をサンプリング間隔 Δt として、入力（加速度）および出力（出口ボイド率または流量変動率）を AD 変換してトランジエントレコーダに記憶させた。トランジエントレコーダの記憶容量は 4096 ワードであるから、8 周期分を記憶できることになる。このデータを 1 周期毎にフーリエ変換し、入力と出力のパワースペクトル密度および入出力間のクロスパワースペクトル密度の平均値を計算した。その後、これらの平均値から、周波数応答関数とコヒーレンス関数を求めた。実験によっては 8 周期経過する前に限界状態に達してしまった場合があったが、この時には平均化の回数を減らした。

平均化回数が 4 以上で、コヒーレンス関数の値が 0.1 よりも大きい全てのデータをプロットした結果を Fig. 3.9 ~ 3.14 に示す。以下に出口ボイド率と流量変動率について、得られた周波数応答を検討する。ボイド率と循環流量は互いにフィードバックシステムを構成するので、厳密にはそれを個々に扱うことはできないが、今回の実験における流量変動率は高々 0.5 % と小さいので、流量の変動によるボイド率の変動は無視できるとみなした。

3.4.1 出口ボイド率

分析周波数範囲（0.1 ~ 2 Hz）を等比的に分割し、各周波数区分に属するすべてのデータに平均化回数とコヒーレンスに応じた重みをかけて平均した周波数応答を Fig. 3.15 に示す。同図から以下のことが分かる。

- (1) 低周波数域では、加速度変動に対してボイド率の変動は位相が 180 度ずれている、すなわち逆位相である。
- (2) $G = 500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ で、入口サブクール度の小さい時を除くと、ゲインは周波数依存性が小さくほぼ一定である。
- (3) 同じ流量では、一般に、入口サブクール度が大きい時の方が、すなわち出口ボイド率が高い時の方がゲインは高い。
- (4) 位相のずれは周波数とともにほぼ直線的に低下するように見える。

ゲインが一定で、位相のずれが周波数とともに直線的に変化するという周波数応答特性は、出口ボイド率変動は加速度変動の時間遅れに比例する、すなわち、

$$\delta \alpha(t) = -C \delta g(t - \tau) \quad (3.3)$$

という関係が成り立つことを示唆している。ここで、右辺の負符号は低周波数域で逆位相になることを考慮して付けたものである。この関係式が成立するならば、周波数応答の位相のずれ ϕ は

$$\phi = \pi - \omega \tau \quad (3.4)$$

で与えられ、周波数 $f = \omega / 2\pi$ に対して ϕ をプロットすれば直線になるはずである。横軸に周波数を直線目盛りでとり、位相のずれをプロットしなおした結果を Fig. 3.16 に示す。Fig. 3.15 の場合と異なり、ここでは周波数の区分わけを等差的に行っている。 $G = 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の時にはかなりよく直線に乗っているが、 $500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の場合はばらつきがやや大きい。同図には、最小自乗法で求めた τ の値と、回帰直線が記入されている。

Fig. 3.16 より、出口ボイド率の変動は加速度変動の時間遅れで表されるという仮説がほぼ正しいことが示されたが、この仮説が正しいとすると、加速度変動は沸騰流路全体ではなく、その中の狭い区間にのみ影響し、そこで生じた乱れが流れによって下流側に移送されるというメカニズムを考えられる。そこで、既存の二相流モデルを用いて、遅れ時間の測定値から、加速度変動の影響を最も強く受けるとみなされる位置を求める試みを試みた。

沸騰流路内のボイド率、気液速度を位置の関数として計算するためには、サブクール沸騰を考慮した流れのクオリティ x を求めることと、ボイド率とクオリティとの間の関係式が必要である。ここでは、前者に関しては、Saha-Zuber によるサブクール沸騰開始位置の相関式²⁾と、Zuber-Staub の内挿法³⁾を使用し、後者すなわち二相流モデルについては、ドリフトフラックスモデルを用いた。ドリフトフラックスモデルに従うと、ボイド率は

$$\alpha = \frac{x}{\rho_g} \left[Co \left(\frac{1-x}{\rho_f} + \frac{x}{\rho_g} \right) + \frac{Vgj}{G} \right]^{-1} \quad (3.5)$$

によって得られる⁴⁾。ここで、 ρ_f 、 ρ_g はそれぞれ液および蒸気の密度である。分布パラメータ Co とドリフト速度 Vgj の値については数多くの提案がなされているが、ここでは次の 6 種類の組合せに対して計算を行い、出口ボイド率の計算値が実測値と最も良く合うものを用いた。

(1) 均質流モデル

$$Co = 1 \quad Vgj = 0$$

(2) スラグ流モデル

$$Co = 1.2 \quad Vgj = 0.35 (g \Delta \rho D / \rho_f)^{1/2}$$

(3) チャーン流モデル

$$Co = 1.35 \quad Vgj = 1.53 (\sigma g \Delta \rho / \rho_f^2)^{1/4}$$

(4) Dix モデル⁵⁾

$$Co = \left[1 + \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \frac{1-x}{x} \right)^b \right] \left(1 + \frac{\rho_g}{\rho_f} \frac{1-x}{x} \right)^{-1}$$

$$b = (\rho_g / \rho_f)^{0.1}$$

$$Vgj = 2.9 (\sigma g \Delta \rho / \rho_f^2)^{1/4}$$

(5) Nabizadeh モデル⁶⁾

$$Co = \left[1 + \frac{1}{n} Fr^{-0.1} \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^n \left(\frac{1-x}{x} \right)^{11n/9} \right] \left(1 + \frac{\rho_g}{\rho_f} \frac{1-x}{x} \right)^{-1}$$

$$n = (0.6 \Delta \rho / \rho_f)^{1/2} \quad Fr = G^2 / \rho_f^2 g D$$

$$Vgj = 1.18 (\sigma g \Delta \rho / \rho_f^2)^{1/4}$$

(6) 神船大モデル⁷⁾

$$Co = 0.938 \quad Vgj = 0.408 \text{ m/s}$$

ここで、 σ は表面張力、D は流路の等価直径、 $\Delta \rho = \rho_f - \rho_g$ である。(6)のモデルは、今回の実験とほぼ同じ試験部を用い、0.3 MPa の圧力下で行われた雑音解析による蒸気速度の測定から得られたものである。

任意の位置zにおける蒸気速度 $Ug(z)$ は上で得られたクオリティ、ボイド率から、

$$Ug(z) = x(z) G / \rho_g \alpha(z) \quad (3.6)$$

により求められる。位置zにある蒸気が流路出口 $z=L$ に到達するのに要する時間 $\tau(z)$ は

$$\tau(z) = \int_z^L \frac{dz'}{Ug(z')} \quad (3.7)$$

によって計算できる。与えられた流量、入口サブクール度、熱流束に対して、式(3.5)～(3.7)により求めた $\alpha(z)$ 、 $\tau(z)$ の例を Fig. 3.17 に示す。この図から、 $\tau(z)$ が加速度対出口ボイド率の周波数応答から求めた遅れ時間 τ_d に等しくなる位置、およびその位置におけるボイド率 α を求めることができる。動揺時限界熱流束を測定した6通りの実験条件について求めた α の値を Table 3.2 に示す。ここで、熱流束の値は限界熱流束の0.95倍とした。同表より、 α は0.3付近の比較的狭い範囲に集中していることが分かる。

以前に行った蒸気速度の測定に関する研究の結果、ボイド率の低い間は低速度の気泡がボイド率の変動に対して支配的であるが、約0.3のボイド率を境にして、それよりも高いボイド率では高速度の気泡が支配的になることが分かった。⁷⁾ この低速度および高速度の気泡はそれぞれヒータに付着した気泡およびヒータから離脱して主流中を流れる気泡であると考えられる。このことと今回の測定で得られた結果を合わせて考えると、加速度変動は、ヒータあるいはヒータ面上の気泡境界層からの気泡の離脱に対して最も強く影響を及ぼすと推論される。しかしながら、この推論はかなり間接的な証左に基づいて得られたものであるので、より直接的な測定によって確かめることが必要である。また、 $G = 500 \text{ kg/m}^2 \text{s}$ ではゲインが周波数とともに変化し、周波数対位相遅れのプロットも直線からのずれが大きいので、上に述べた気泡の離脱過程への影響以外の要因も存在する可能性が大きい。

3.4.2 流量変動率

Fig. 3.15 と同様の方法で得られた平均化された加速度対流量変動率の周波数応答を Fig.

3.1 8 に示す。この図より次のことが分かる。

- (1) 測定により得られた周波数範囲では、ゲインは周波数とともに増大する。
- (2) 低周波数域におけるゲインは、低流量時には入口サブクール度の増加とともに低くなるが、高流量時には中間の入口サブクール度 ($\Delta T_{in} = 25\text{K}$) の時に最小となる。
- (3) 低周波数域では、位相のずれは通常 0, すなわち加速度変動と流量変動は同位相であるが、
 $G = 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, $\Delta T_{in} = 50\text{K}$ の場合には逆位相になっている。

加速度変動と流量変動が逆位相になり得るという項目(3)の事実は以下のように定性的に説明できる。循環流量の加速度依存性は、自然循環ヘッドが見かけの重力加速度とともに変化することに起因している。自然循環ヘッドは沸騰流路の蒸発部とライザ部の軸方向平均ボイド率 $\bar{\alpha}$ と見かけの重力加速度 g の積に比例する。この積の変動量 $\delta (\bar{\alpha} g)$ は近似的に、

$$\delta (\bar{\alpha} g) = \bar{\alpha}_0 \delta g + g_0 \delta \bar{\alpha} \quad (3.8)$$

と記述できる。ここで、 $\bar{\alpha}_0$, g_0 はそれぞれ静止時の平均ボイド率と重力加速度を表している。 $\bar{\alpha}_0$, g_0 はともに正であり、既述のように、低周波数域ではボイド率の変動は常に加速度変動に対して逆位相であるから、式 (3.8) の右辺の第 1 項が加速度変動と同位相であるのに対して、第 2 項は逆位相となる。従って、入口サブクール度が小さく、平均ボイド率が高いときには第 1 項が支配的で流量は見かけの重力加速度と同位相で変化するが、入口サブクール度が大きく、平均ボイド率が低い場合には第 2 項が支配的になり、流量変動が逆位相になると考えられる。

Table 3.1 Test conditions and data under stationary field

P MPa	G kg/m ² s	ΔT _{in} K	q'' _{co} kW/m ²	α _e —	x _e —
0.5	500	6	137.5 ± 1.5	0.83	0.183
0.5	500	25	187.7 ± 2.9	0.75	0.104
0.5	500	50	252.3 ± 3.8	0.64	0.012
0.5	1000	3	159.3 ± 3.6	0.72	0.115
0.5	1000	25	264.9 ± 1.8	0.48	0.014
0.5	1000	50	352.2 ± 16.5	0.39	-0.109

Table 3.2 Void fraction in the region directly influenced by acceleration oscillation

P MPa	G kg/m ² s	ΔT _{in} K	q'' kW/m ²	τ _d s	best fit model*	α _e (τ) —
0.5	500	6	131	0.443	6	0.25
0.5	500	25	178	0.362	6	0.34
0.5	500	50	240	0.150	5	0.45
0.5	1000	3	151	0.362	4	0.23
0.5	1000	25	252	0.165	5	0.28
0.5	1000	50	334	0.089	5	0.36

*4 Dix's model

5 Nabizadeh's model

6 Model developed by Kobe university of mercantile marine

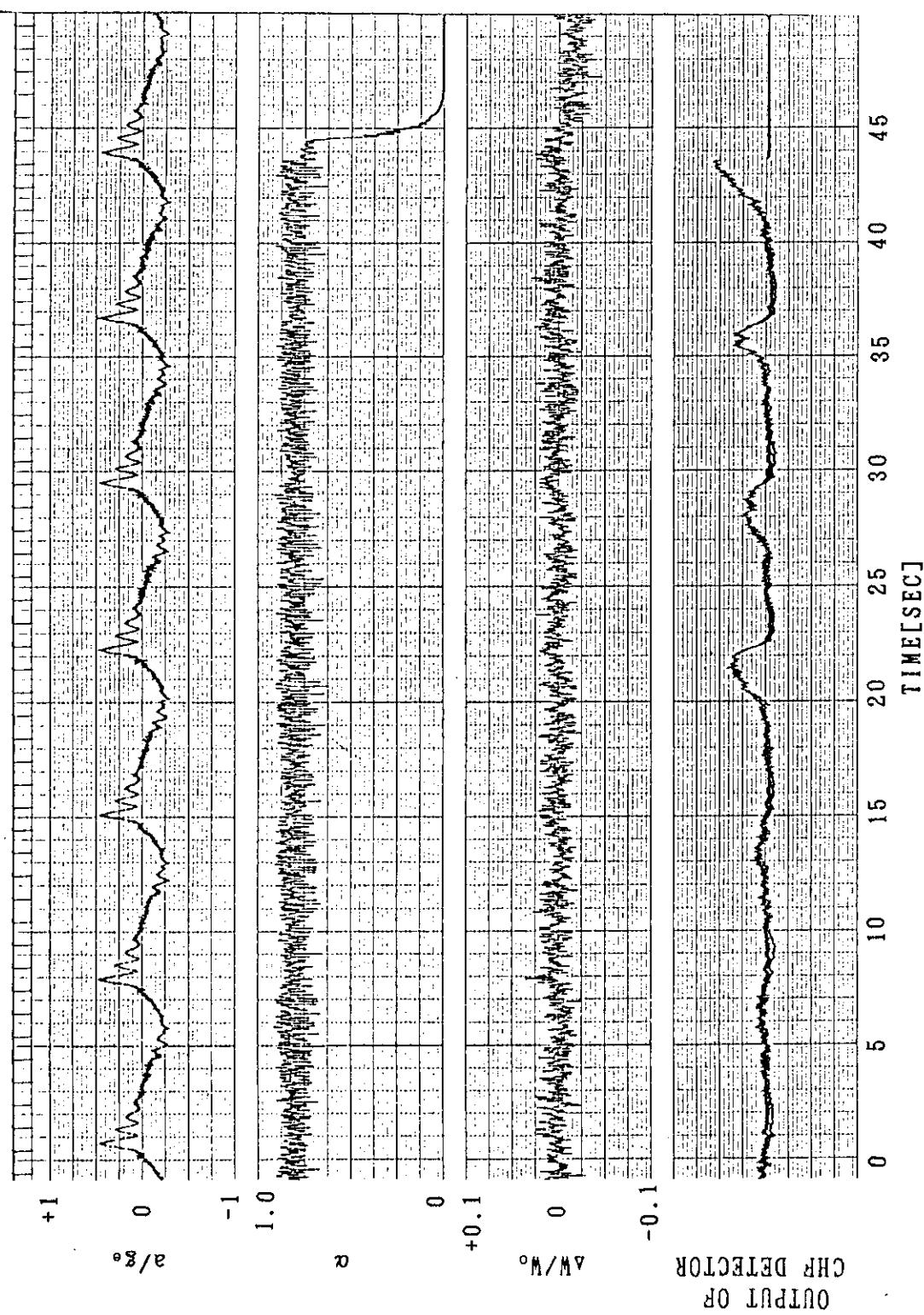


Fig. 3.1 Responses of inlet flow rate, void fraction and output of CHF detector ($P=0.5$ MPa, $G=500$ kg/m²s, $\Delta T_{in}=6$ K, $a=0.20$ g_e)

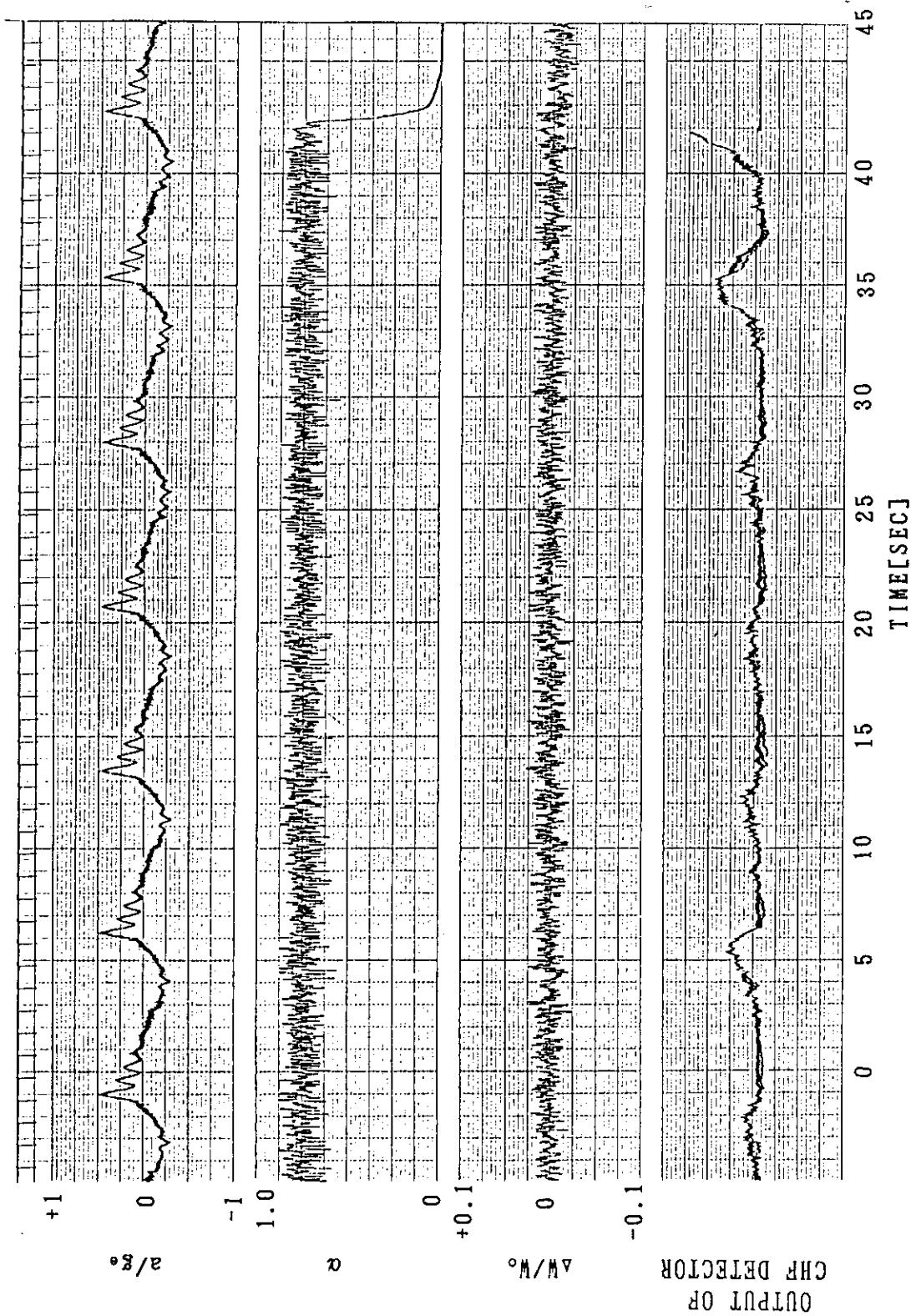


Fig. 3.2 Responses of inlet flow rate, void fraction and output of CHF detector ($P=0.5$ MPa, $G=500$ kg/m²s, $\Delta T_{in}=25$ K, $a=0.20$ g_e)

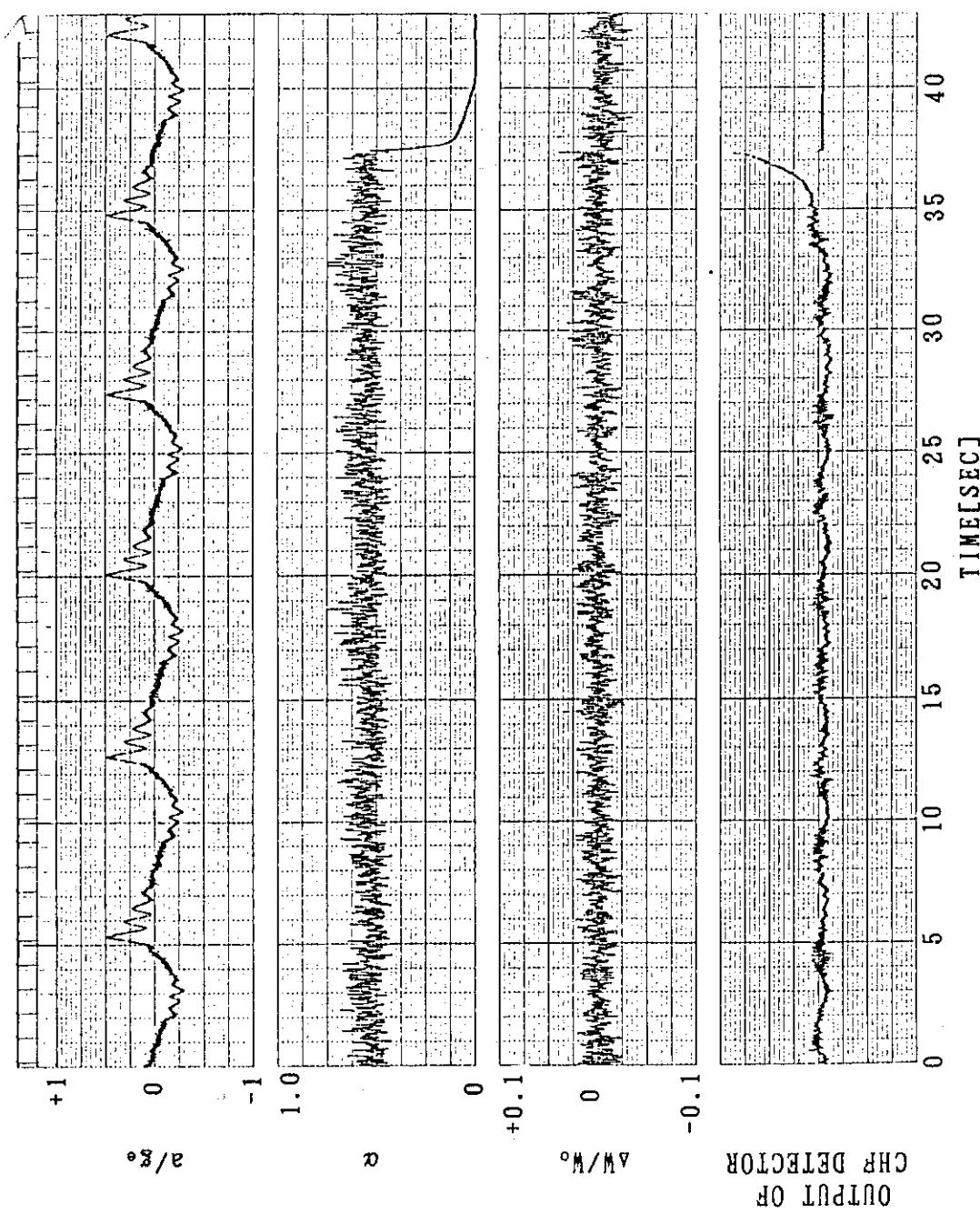


Fig. 3.3 Responses of inlet flow rate, void fraction and output of CHF detector ($P=0.5$ MPa, $G=500$ kg/m²s, $\Delta T_{in}=50$ K, $a=0.20$ g_e)

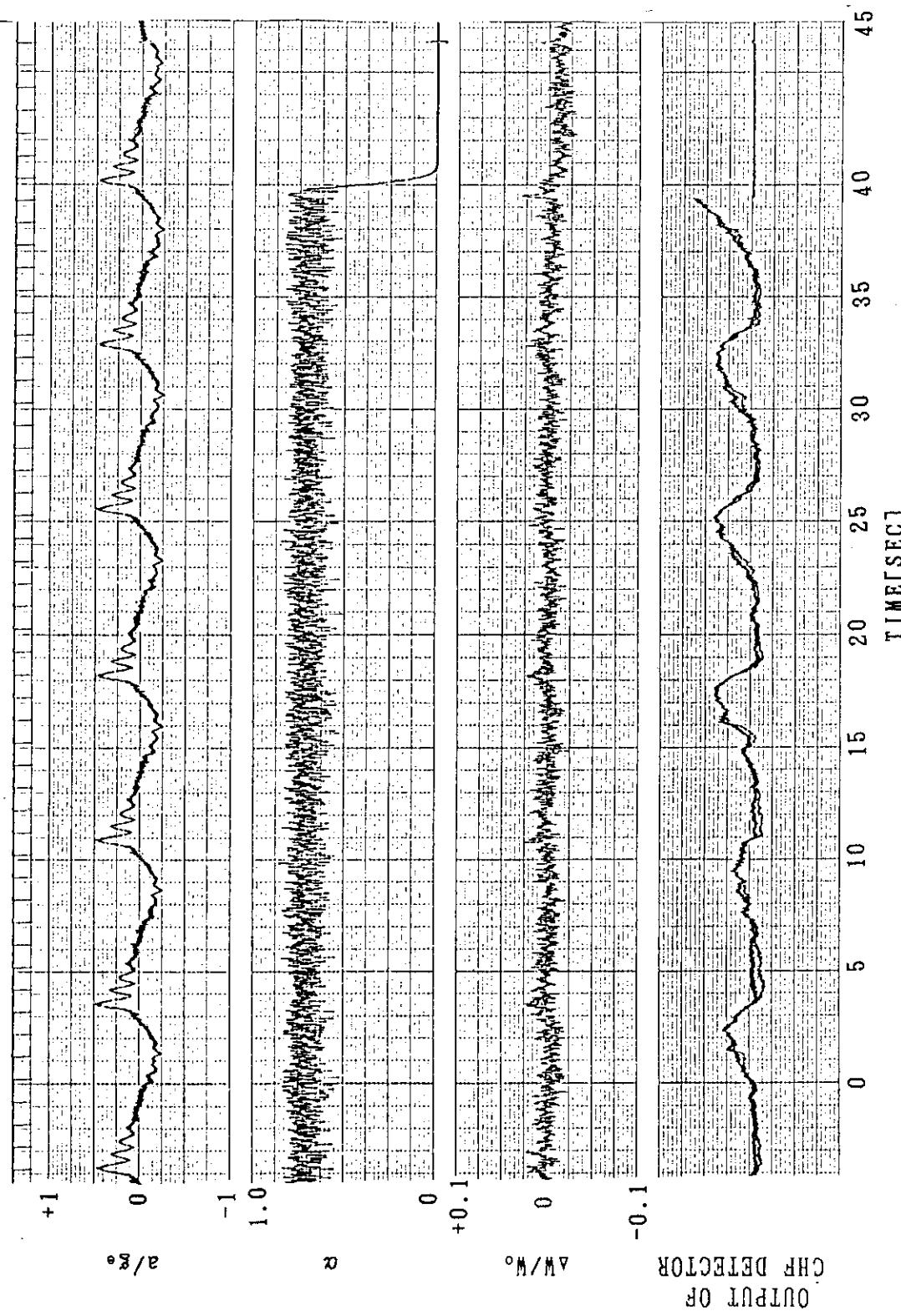


Fig. 3.4 Responses of inlet flow rate, void fraction and output of CHF detector ($P=0.5$ MPa, $G=1000$ kg/m²s, $\Delta T_{in}=3$ K, $a=0.20$ g_e)

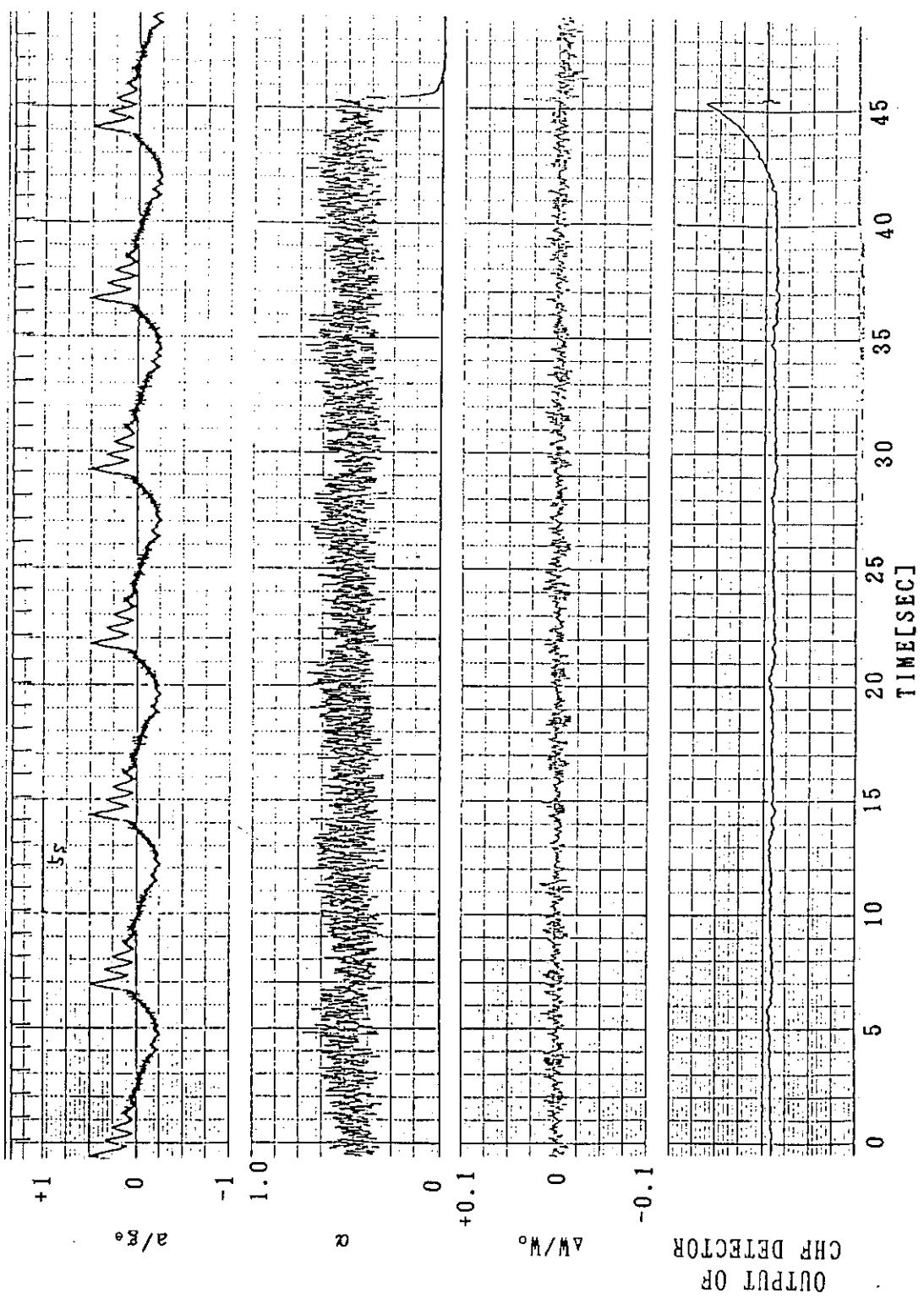


Fig. 3.5 Responses of inlet flow rate, void fraction and output of CHF detector ($P=0.5$ MPa, $G=1000$ kg/m²s, $\Delta T_{in}=25$ K, $a=0.20$ g_e)

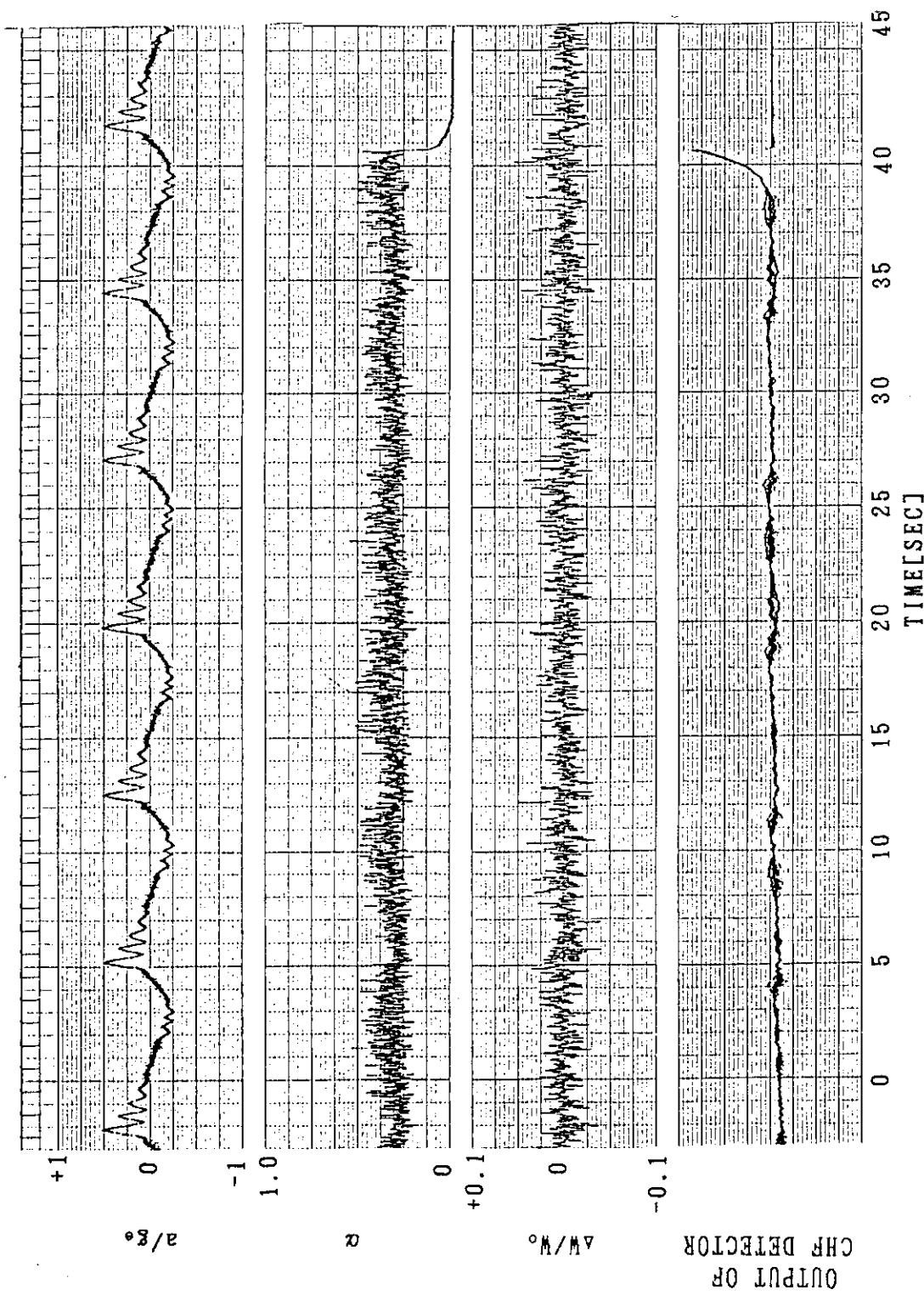


Fig. 3.6 Responses of inlet flow rate, void fraction and output of CHF detector ($P=0.5$ MPa, $G=1000$ kg/m²s, $\Delta T_{in}=50$ K, $a=0.20$ ge)

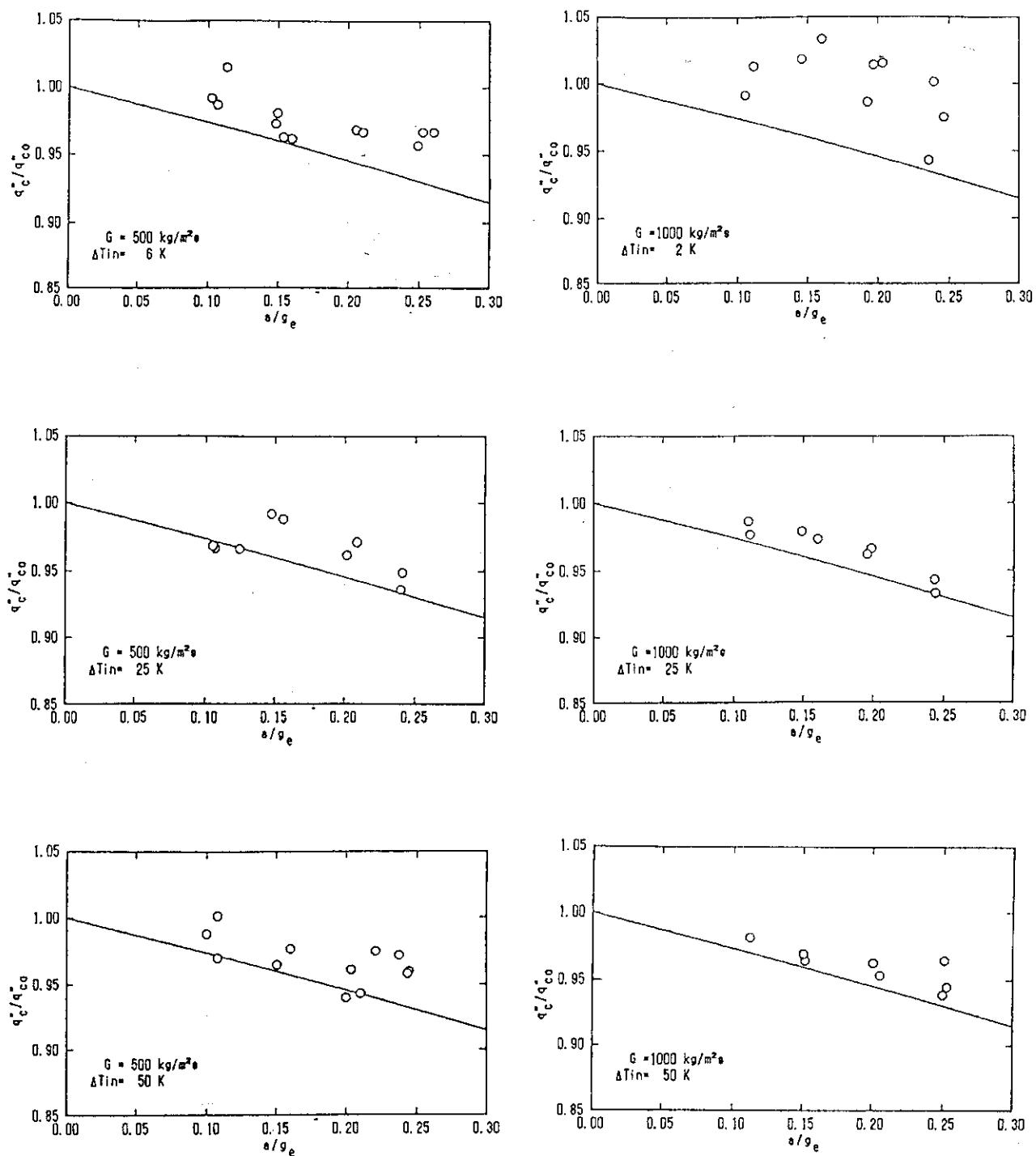


Fig. 3.7 Ratio of CHF under varying acceleration field to that under stationary field

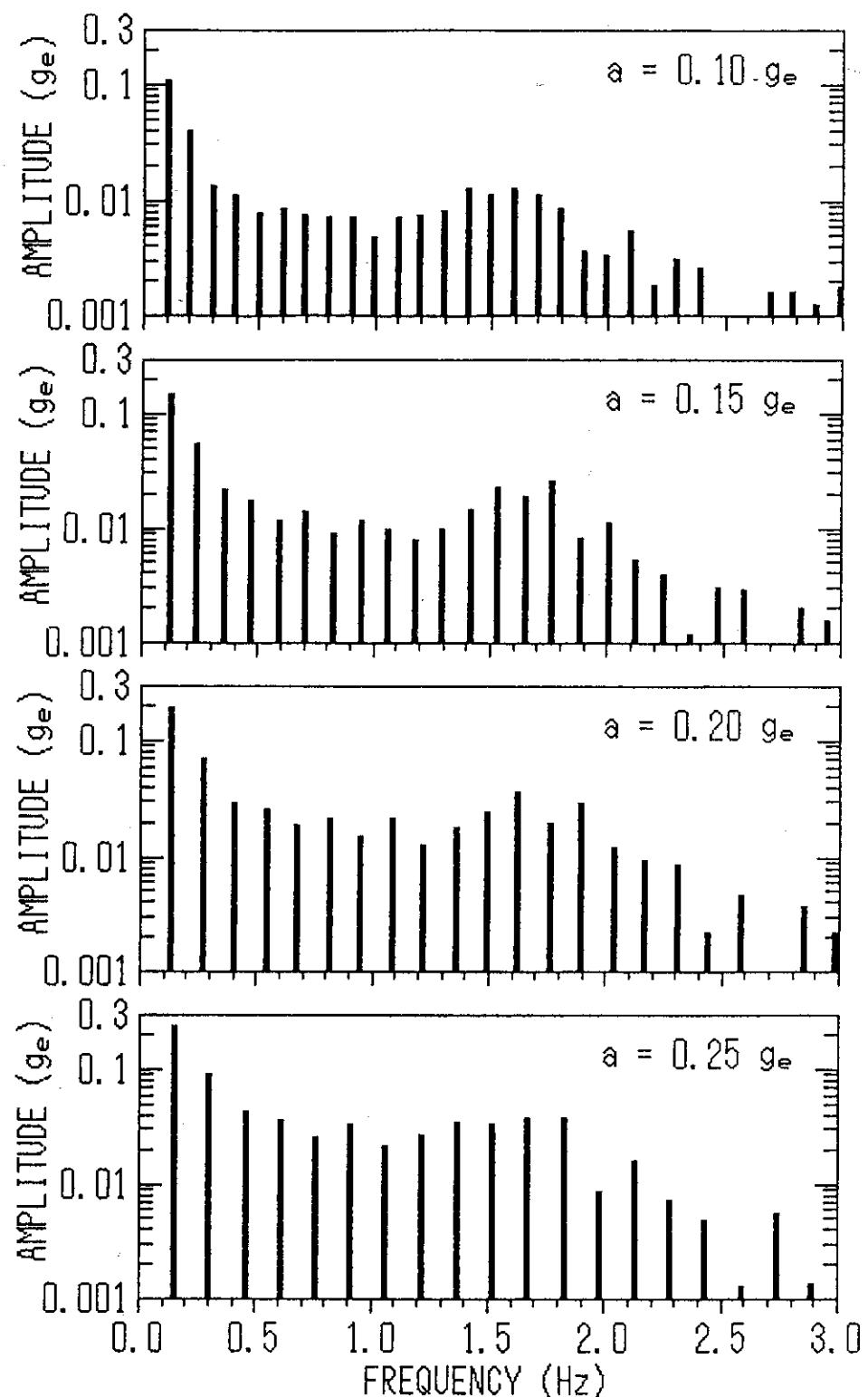


Fig. 3.8 Spectra of acceleration amplitude

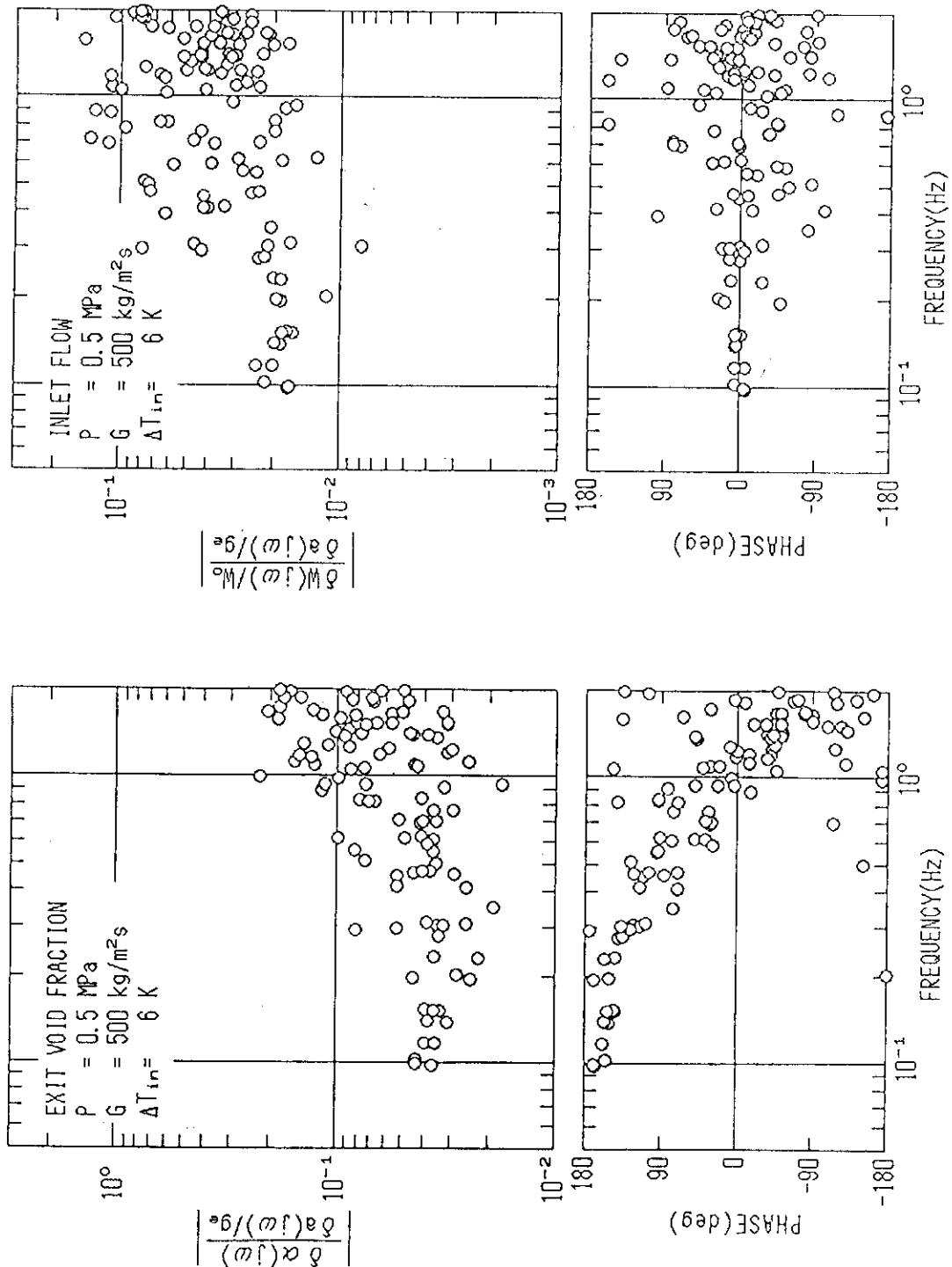


Fig. 3.9 Frequency responses of exit void fraction and inlet flow rate to acceleration ($P=0.5 \text{ MPa}$, $G=500 \text{ kg/m}^2\text{s}$, $\Delta T_{in}=6 \text{ K}$)

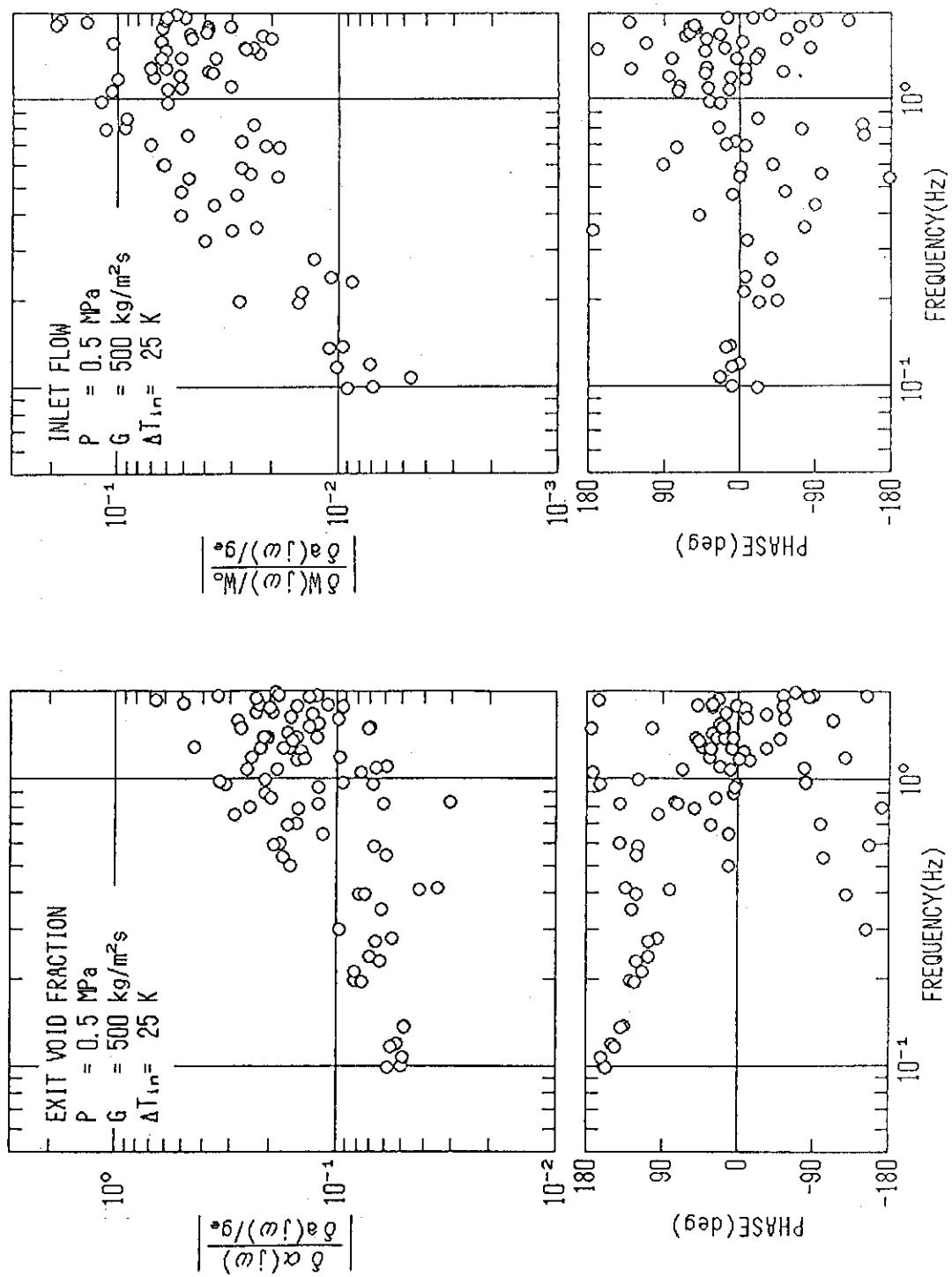


Fig. 3.10 Frequency responses of exit void fraction and inlet flow rate to acceleration ($P=0.5 \text{ MPa}$, $G=500 \text{ kg/m}^2 \text{s}$, $\Delta T_{in}=25 \text{ K}$)

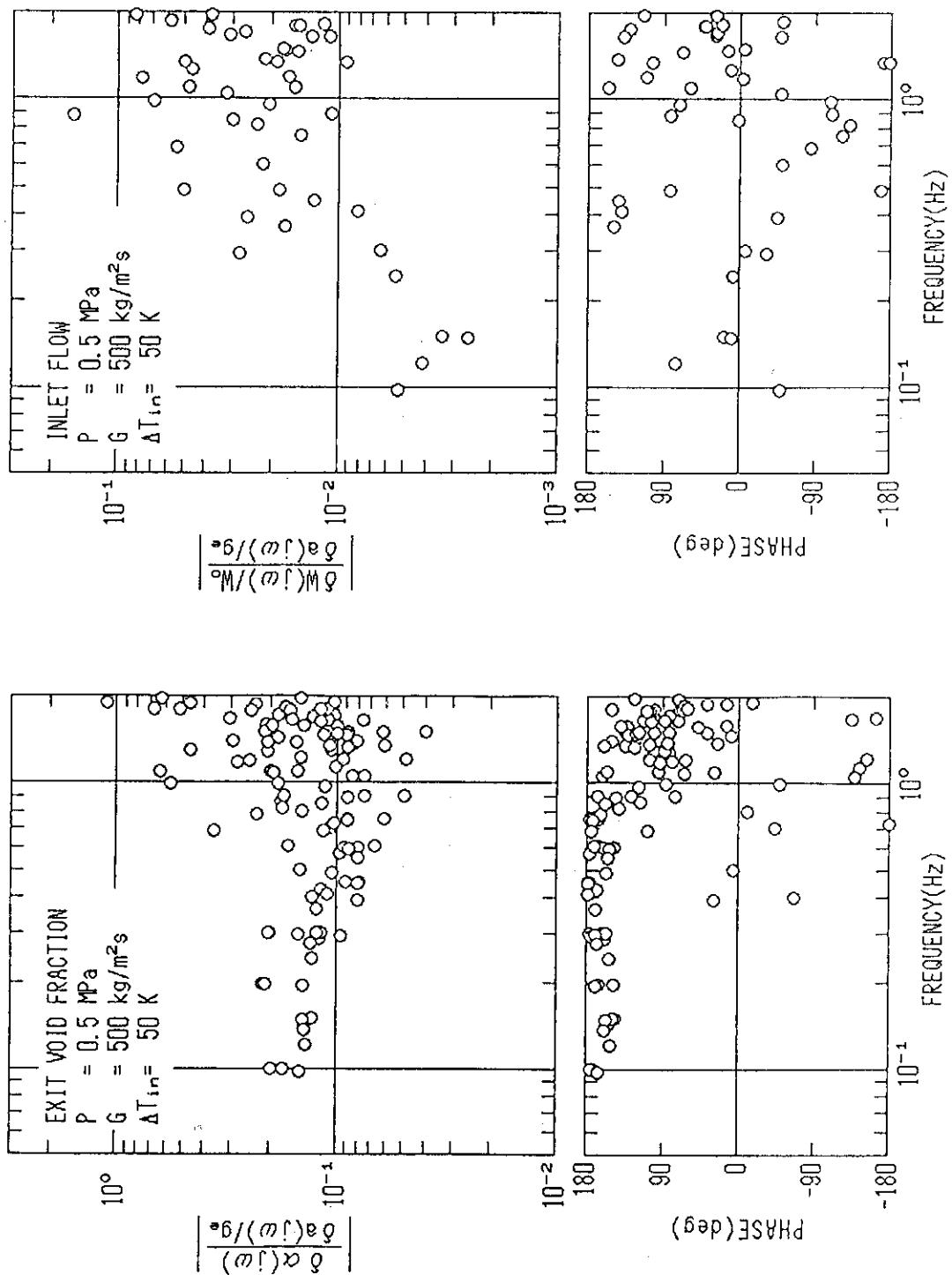


Fig. 3.11 Frequency responses of exit void fraction and inlet flow rate to acceleration ($P=0.5 \text{ MPa}$, $G=500 \text{ kg/m}^2\text{s}$, $\Delta T_{in}=50 \text{ K}$)

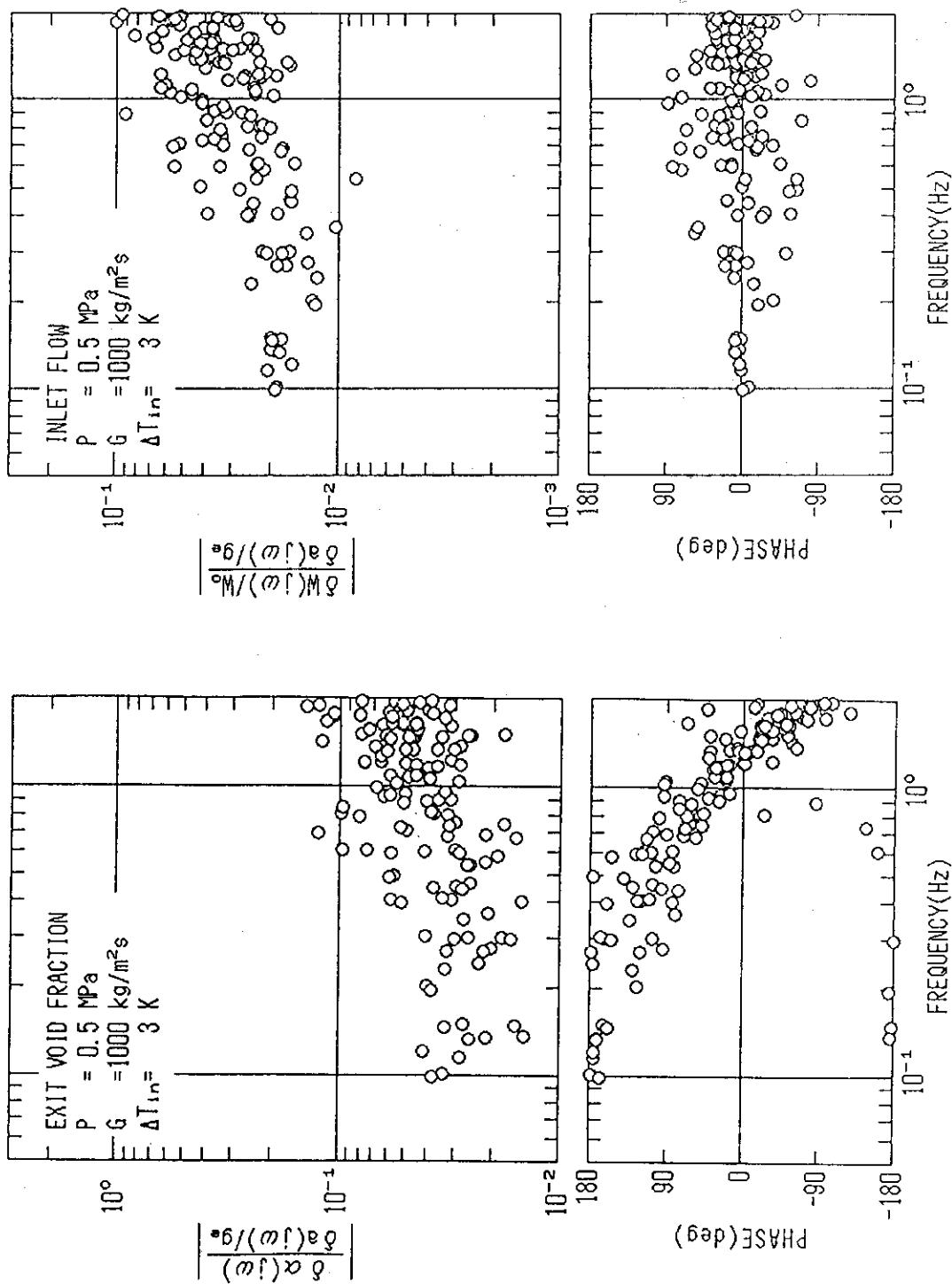


Fig. 3.12 Frequency responses of exit void fraction and inlet flow rate to acceleration ($P=0.5 \text{ MPa}$, $G=1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, $\Delta T_{in}=3 \text{ K}$)

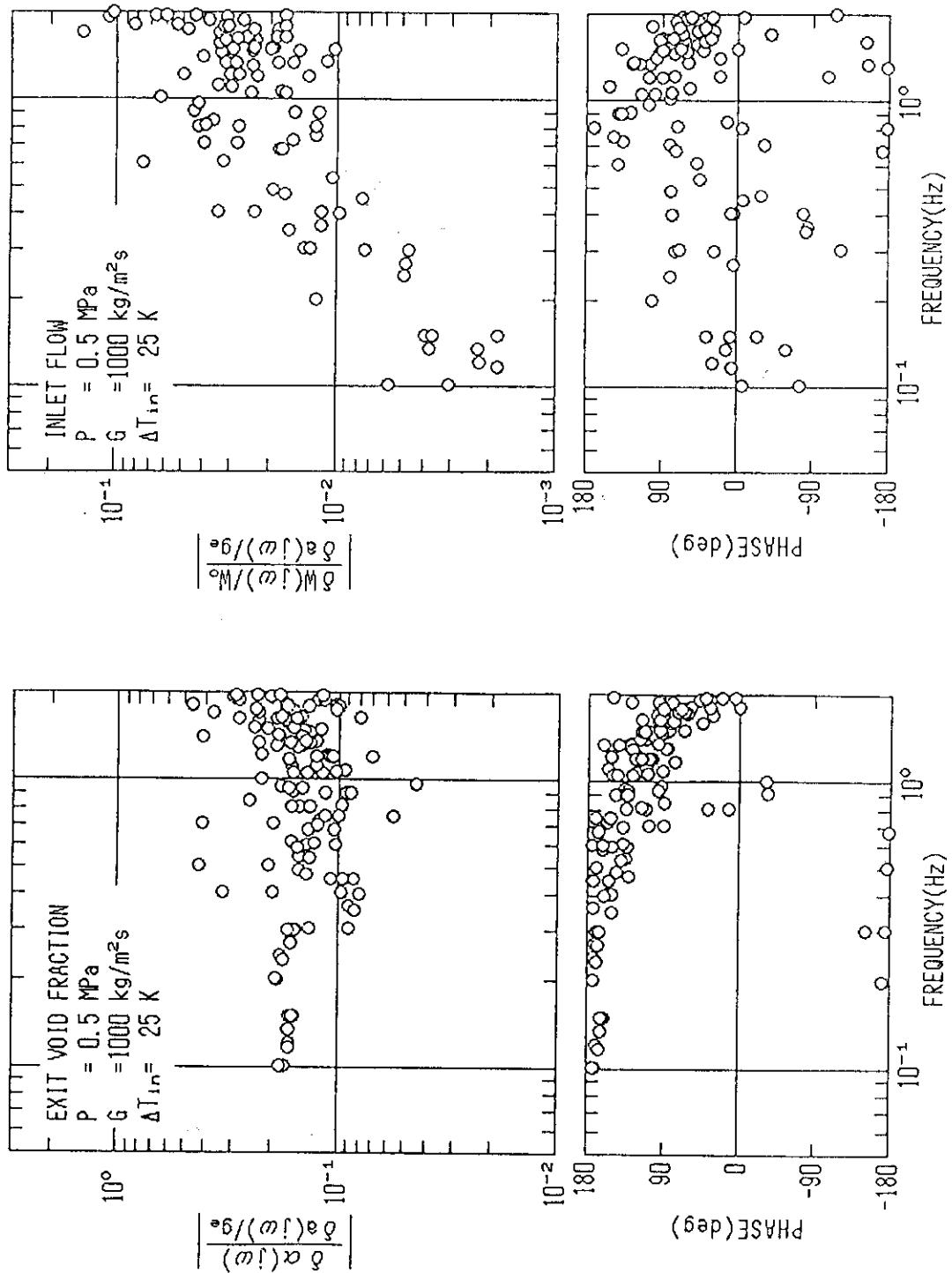


Fig. 3.13 Frequency responses of exit void fraction and inlet flow rate to acceleration ($P=0.5 \text{ MPa}$, $G=1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, $\Delta T_{in}=25 \text{ K}$)

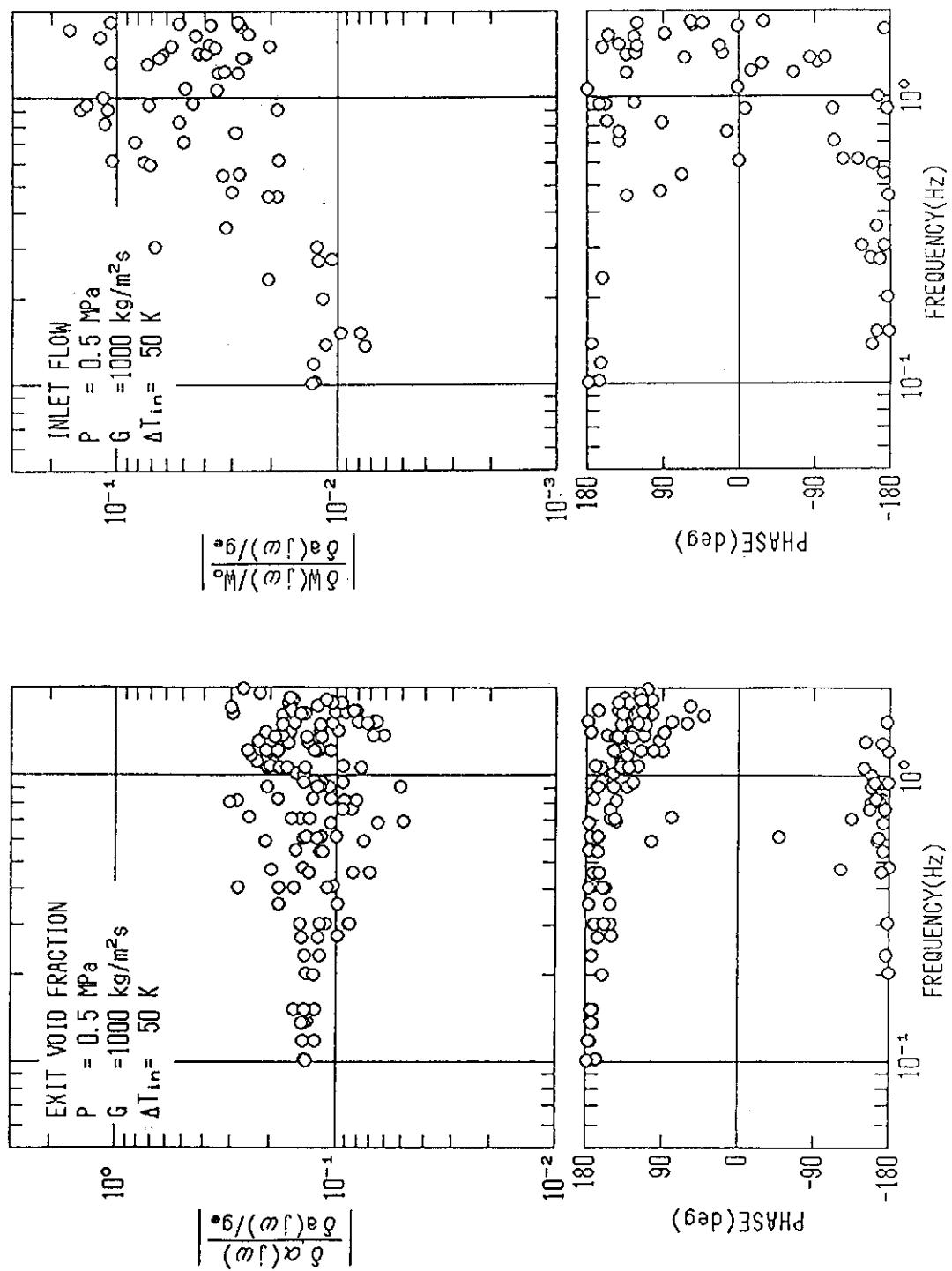


Fig. 3.14 Frequency responses of exit void fraction and inlet flow rate to acceleration ($P=0.5 \text{ MPa}$, $G=1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, $\Delta T_{in}=50 \text{ K}$)

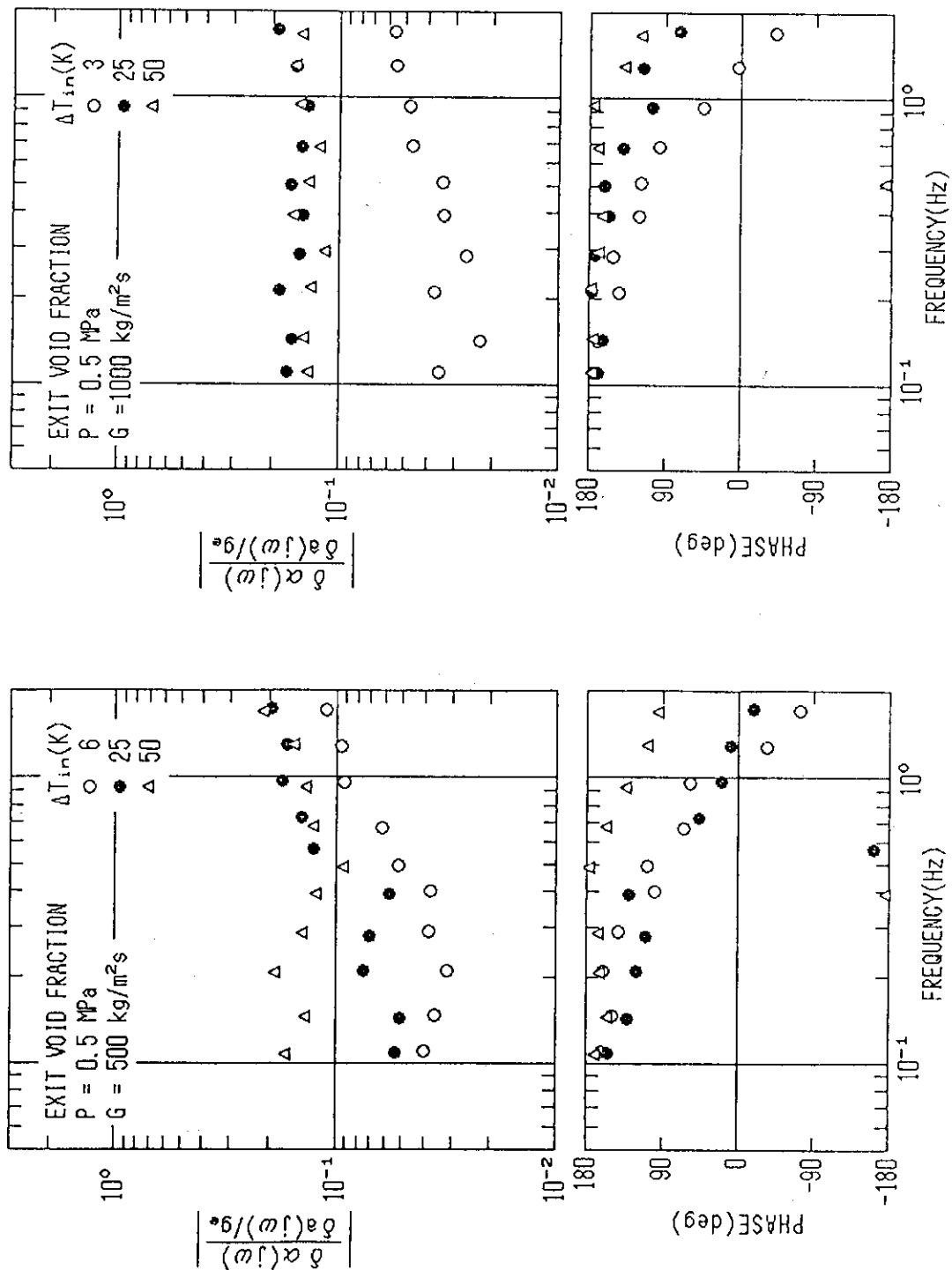


Fig. 3.15 Frequency responses of exit void fraction to acceleration
(average)

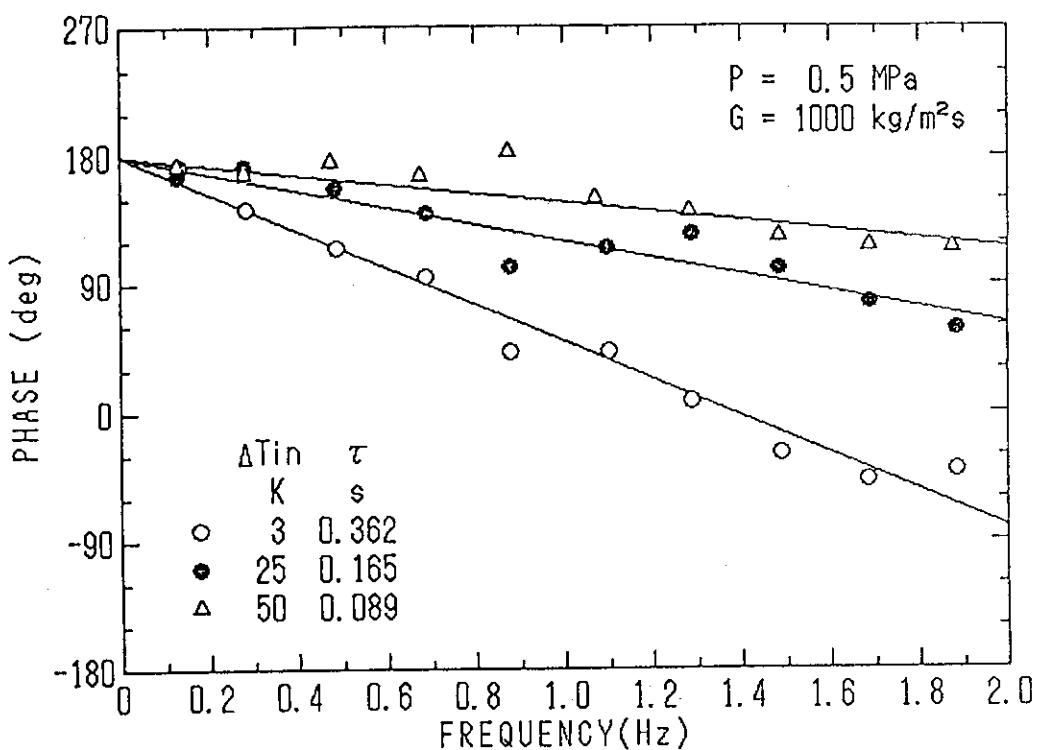
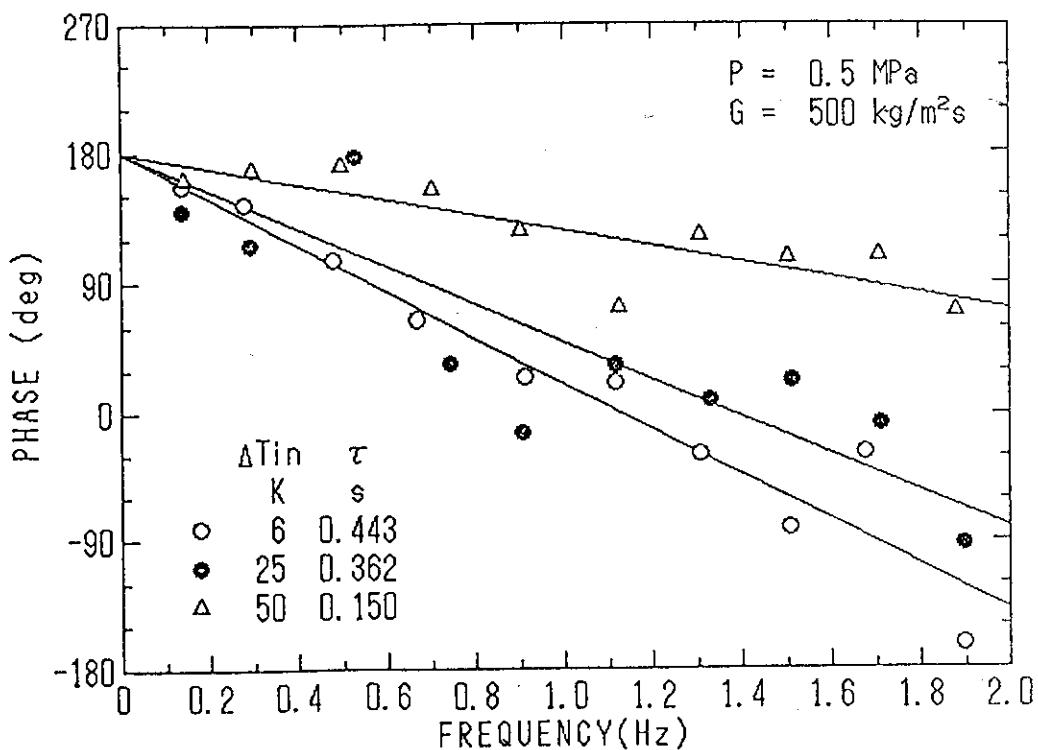


Fig. 3.16 Phase shift of frequency responses of exit void fraction to acceleration

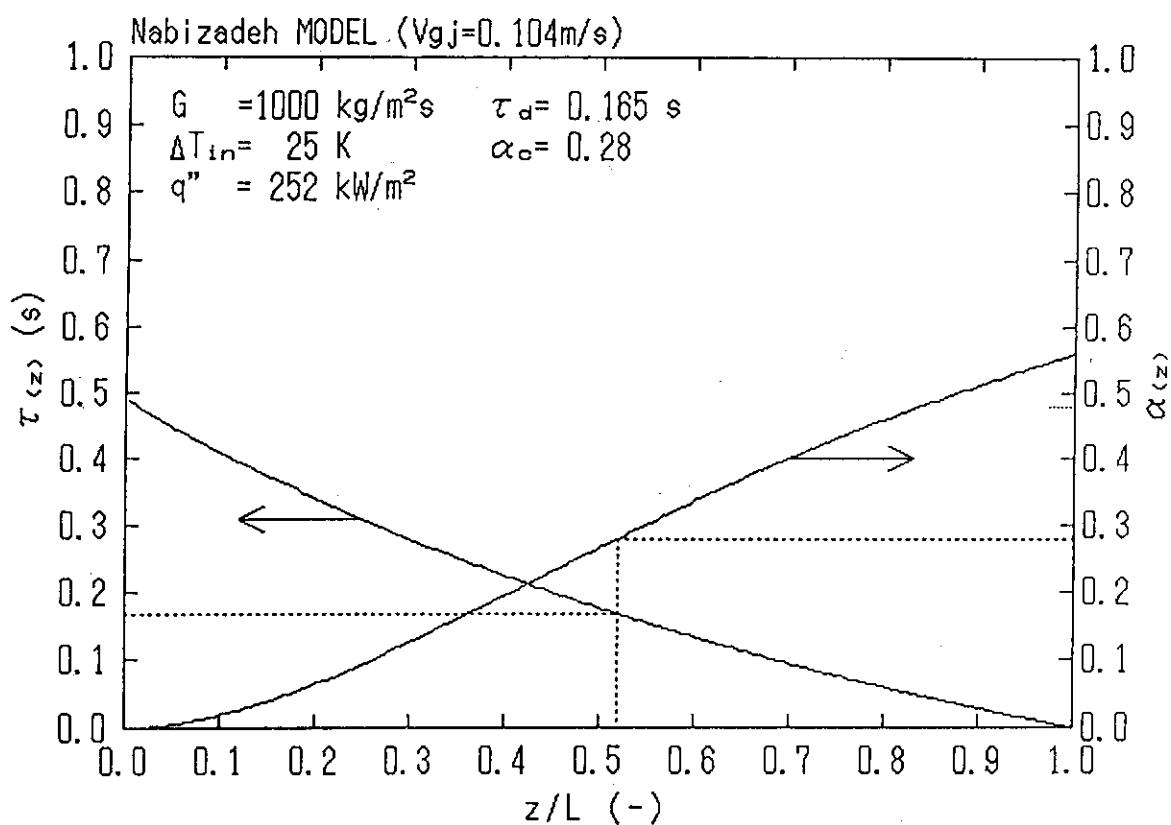


Fig. 3.17 Distribution of void fraction and transit time of void

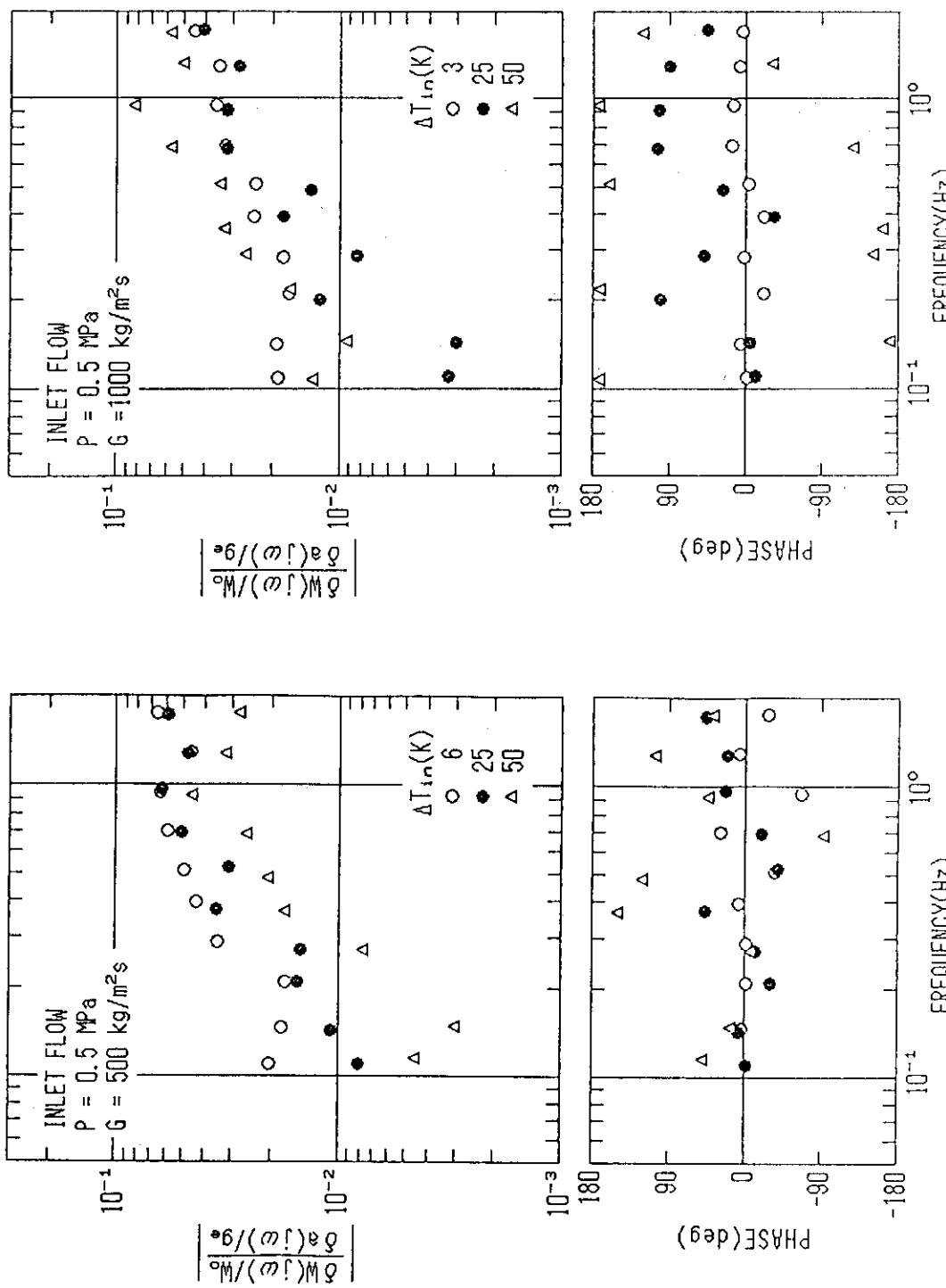


Fig. 3.18 Frequency response of inlet flow rate to acceleration
(average)

4. 結論

圧力 0.5 MPa のもとで、二重管流路におけるフレオン 113 の強制対流垂直上昇流について、流量、入口サブクール度をパラメータとして、限界熱流束に及ぼす加速度変動の影響を実験的に調べた。本研究で得られた主な結論は以下の通りである。

- (1) 加速度振幅の増大とともに限界熱流束は一般に低下し、静止時限界熱流束に対する動搖時限界熱流束の比は、見かけの重力加速度の最低値の $1/4$ 乗に比例するという保守的相関式が適用できる。
- (2) 加速度を入力、出口ボイド率を出力とみなすと、入出力間の伝達関数はむだ時間要素のそれで表すことができる。このことから、加速度変動は沸騰流路のある狭い区間にのみ影響し、そこで生じた乱れが流れによって下流側に移送されるというメカニズムが考えられる。
- (3) 循環流量は、通常、加速度変動と同位相で変化するが、入口サブクール度が大きいときは逆位相となる。

また、結論(2)に関する検討の結果と、以前に行われた蒸気速度の測定に関する研究の結果⁷⁾をあわせて考えると、加速度変動はヒータからの気泡の離脱に対して最も強く影響を及ぼすと推論される。

終わりにあたり、卒業研究として本研究に参加された神戸商船大学学生（当時）の北谷 嶽、高橋文彦、小山 悟、橋本英明の諸氏に謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) T. Otsuji and A. Kurosawa, "Critical Heat Flux of Forced Convection Boiling in an Oscillating Acceleration Field -I. general trends" Nucl. Eng. Des. Vol. 71, 15 (1982)
- 2) P. Saha and N. Zuber, "Point of Net Vapor Generation and Vapor Void Fraction in Subcooled Boiling" Proc. 5th Int. Heat Conf., Tokyo, Vol. 4, 175 (1974)
- 3) N. Zuber, F. W. Staub, G. Bijwaard and P. G. Kroeger, "Steady State and Transient Void Fraction in Two Phase Flow Systems" GEAP-5417 (1967)
- 4) N. Zuber and J. A. Findlay, "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems" J. Heat Transfer, Vol. 87, 453 (1965)
- 5) G. E. Dix, "Vapor Void Fraction for Forced Convection with Subcooled Boiling at Low Flow Rates" NEDO-10491 (1971)
- 6) F. Mayinger, "Stroemung und Waermeuebergang in Gas-Fluessigkeits-Gemischen" Springer-Verlag, Wien (1982)
- 7) 大辻友雄, 黒沢 昭, "環状流路内沸騰二相流の蒸気速度の測定" 神戸商船大学紀要 第2類 No.36, 169 (1988)