

## 均一加熱条件下の水によるサブクール沸騰限界熱流束

稲坂 富士夫\*

### Critical Heat Flux of Subcooled Flow Boiling in Water under Uniform Heating Conditions

By  
Fujio INASAKA\*

#### Abstract

A heat flux of more than  $10 \text{ MW/m}^2$  has to be removed in high heat flux components of fusion reactors such as divertors/limiters and beam dumps of the neutral beam injectors. Water in the subcooled flow boiling regime is considered to be the most promising coolant for the purpose. However, studies on the critical heat flux (CHF) to determine the upper limit of the cooling capability are very few in such a high heat flux region. The present paper aims to clear the characteristics of the CHF at subcooled flow boiling in the following three kinds of channels where the high heat flux cooling seems to be possible; narrow tubes (where those dimensions affect the CHF), ordinary tubes (where those dimensions do not affect the CHF) under high water velocity conditions and swirl tubes with internal twisted tapes.

At first, experiments on the CHF and pressure drops in the narrow tubes were conducted at nearly atmospheric pressure under the following conditions; inner tube diameters of 1–3 mm, heated tube length of 10–100 mm and water mass velocity of 7–20  $\text{Mg/m}^2\text{s}$ . The test tube is made from stainless steel and was heated directly by Joule heating method. There were two experimental conditions; high heat flux regions and low heat flux regions, based on the CHF characteristics. The CHF at high heat flux regions was higher than the predictions made by existing empirical correlations. They occurred at small inner diameter and short length tubes, as well as at high water mass velocity. The decrease of frictional pressure drop and the increase of the CHF, with the decrease of inner tube diameter, are attributed to the decrease of void fraction in the narrow tubes.

Secondly, experiments on the CHF in ordinary tubes were conducted under the following conditions; inner tube diameter of 3 mm, heated tube length of 100 mm, tube outlet pressures of 0.3–1.0 MPa and water mass velocity of 5.5–30  $\text{Mg/m}^2\text{s}$ . The CHF in the pressure range of 0.1–1.0 MPa were determined by two parameters; mass velocity and exit quality. Considering the dependence of pressure on the empirical parameter in the Tong CHF correlation based on the model of bubble boundary layer separation, a new modified correlation was proposed. It was verified that this modified Tong correlation predicts the accurate CHF of lower than about  $20 \text{ MW/m}^2$  in the pressure range from 0.1 to 13.8 MPa and was also useful in the prediction of high CHF from 20 to  $130 \text{ MW/m}^2$  at low and

---

\*原子力技術部

原稿受付 平成5年2月17日

medium pressures, which might correspond to the cooling conditions of fusion reactor components.

Finally, experiments on the CHF in tubes with internal twisted tapes were conducted. The test tube is made from stainless steel with an inner diameter of 6.0 mm and a heated length of 100 mm. The inserted tapes are made from zirconia with an approximate thickness of 1.2 mm and a width of 5.4 mm. The twisted tape ratios  $y$  (ratio of the axial tube length to the inner tube diameter corresponding to complete 180 degree twists of the inserted tape) are 2.7, 4.3, 8.7, and  $\infty$ . The experimental fluid conditions were selected by a combination of the following parameters; tube outlet pressures of 0.1–1.5 MPa and axial water mass velocity of 6.5–17.3 Mg/m<sup>2</sup>s. The swirl flow CHF increased in proportion to the one third power of ( $y^{-1}$ ) for small  $y$ . The enhancement of swirl flow CHF was found to be remarkable at the pressures below 0.5 MPa; and at the pressures above 0.5 MPa, the enhancement effect of CHF decreased gradually as the pressure increased, and was reduced almost to zero at above 2.0 MPa. An empirical correlation for swirl flow that includes the effect of the pressure has been proposed covering a pressure range from the atmospheric pressure to 4.0 MPa. The correlation was confirmed to give reasonably good predictions.

## 概要

核融合炉のダイバータノリミタ、あるいは中性粒子入射装置のビームダンプなどの高熱流束機器は、従来の原子炉燃料棒が受ける熱負荷と比べると数倍から数十倍高い $10\sim 100\text{MW/m}^2$ の定常的熱負荷を受けることが想定されている。また、強力な中性子源とその利用施設を目的とする超高中性子束炉（Advanced Neutron Source: ANS）では、超高中性子束を達成するために小さな炉心と大出力を必要とし、米国オークリッジ研究所が進めている炉心設計においても、冷却水路が $1.02\text{mm}$ という狭あい流路を用い、 $27\text{m/s}$ の流速で冷却水を循環させることにより最大熱流束 $17\text{MW/m}^2$ の除熱が考えられている。

このような高熱流束除熱には、水によるサブクール沸騰が最も有利とされるが、除熱機器を設計するに当たっては、機器の除熱限界を定める限界熱流束（Critical Heat Flux: CHF）を予め精度良く予測しておくことが必要不可欠である。これまでの研究によると、細管（管内径がパラメータとして限界熱流束に影響を与え、その限界熱流束を増大させる効果を持つ小口径管）を利用した構造を用いれば高熱負荷除熱の可能性が高いことが報告されている。また、通常管（管内径が限界熱流束に影響を与えない比較的広い口径管）に対しては、圧力を上げ高流速の水を流すか、管内に振りテープを挿入したり、内部フィンを設けるなどのCHF促進技術の利用も高CHFを得るための方法として有望視されている。CHF促進技術の中でも、ねじりテープ挿入による水のサブクール沸騰は最もCHF特性が優れているものと考えられており、振りテープを挿入した管群からなる核融合炉の高熱流束機器の研究開発が現在活発に進められている。

水のサブクール沸騰CHFについては、軽水型原子炉の開発に伴って30年ほど前から多くの実験的研究が為されてきた。しかし、これらの多くは管内径が $3\text{mm}$ 以上の通常管を対象とし、かつ熱流束レベルも $10\text{MW/m}^2$ 以下のものであり、細管、あるいは振りテープ挿入管に対する系統的な実験的研究、および通常管に対する高質量速度条件の高CHFに対する系統的な実験的研究は極めて少ない。

細管に対するサブクール沸騰限界熱流束については、これまでにOrnatskiiらが管内径 $0.4\sim 2.0\text{mm}$ を対象に、またBerglesが管内径 $0.6\sim 4.6\text{mm}$ を対象とした実験的研究を実施しており、管内径、あるいは加熱管長と管内径の比が小さくなると限界熱流束は増大することを報告している。しかしながら、限界熱流束が増大する領域のパラメータ境界は定量的に示されておらず、またその増大メカニズムについても明確な説明は与えられていない。

また、細管を用いた場合には圧力損失が極端に大きくなるので、細管内における圧力損失や流動特性の評価をしておくことも非常に重要である。通常管に対するサブクール沸騰時の圧力損失、および核沸騰開始、気泡離脱開始といった流動特性の研究は、これまでに数多く為されているが、細管についてはDormer-Berglesの摩擦圧力損失比に関する実験的研究があるのみである。しかしながら彼らの研究も、比較的低質量速度条件を対象としたもので、限界熱流束が増大する領域の圧力損失特性を明らかにしてはいない。

通常管に対するサブクール沸騰限界熱流束については、前述したように軽水型原子炉の開発にともなって数多くの実験的研究が為されており、多くの限界熱流束相関式が提案されている。しかし、これらの多くは $10\text{MW/m}^2$ 以下の低熱流束レベルを対象としていること、またその適用圧力範囲は $2.0\text{MPa}$ 以上の中圧から高圧、あるいは $1.0\text{MPa}$ 以下の低圧を対象としたものがほとんどで、核融合炉機器の適用が考えられる圧力 $0.1\sim 4.0\text{MPa}$ の高熱流束条件に対してはお互いかなりのくい違いがあることが問題となっている。

均一加熱条件での振りテープ挿入管に対するサブクール沸騰限界熱流束については、これまでにGambillらやDriziusらの実験的研究があり、それぞれ管内壁面における流速の増加およびテープ振り比をパラメータとする限界熱流束実験式を与えている。また、最近の核融合炉機器の開発研究にともなって、電子ビーム照射装置などを用いた振りテープ挿入管に対する非均一加熱条件での限界熱流束データも報告されてきており、ストレート流相関式に流速の増加あるいは管摩擦係数の増大を修正項として適用することにより、振りテープ挿入管の限界熱流束予測式として用いる方法も提案されている。しかしながら、振りテープ挿入管に対する系統的な実験的研究は極めて少なく、テープ振り比といった旋回流効果の因子となるパラメータと限界熱流束促進効果の関係は十分に明らかにされているとは言い難い。特に、圧力変化の限界熱流束促進効果に対する影響については、圧力の依存性はなかったという報告のみで、広い圧力範囲に対しては系統的に全く調べられていない。唯一、比較的系統的

に調べられたものとして、Driziusの実験的研究があるが、調べられた圧力範囲も狭く、圧力の依存性はみられなかったとしていることに加え、管内径が1.6mmという細管を対象としたもので、核融合炉機器の除熱設計条件として考えられている内径3mm以上の振りテーブ挿入管への適用にはかなり無理があるものと考えられる。また、振りテーブ挿入管に対する限界熱流束相関式についても、GambillやDriziusらの実験式は、主として各実験データが取られたパラメータ範囲のみに適用できるものと考えられ、核融合炉機器の適用が考えられるパラメータ条件に対しては検証はされていない。非均一加熱条件のデータに対して適用された相関式についても、均一加熱条件との関連やメカニズムについては十分な検討は為されていない。

このように、核融合炉機器を代表とする高熱負荷機器の除熱設計では、水によるサブクール沸騰が最も有利とされるが、さらに解明しておかねばならない課題が残されており、特に、高熱流束レベルに対する細管、通常管、振りテーブ挿入管の限界熱流束特性の解明が強く望まれている。

本研究は、核融合炉の高熱流束機器などの高熱負荷機器の除熱を想定し、高限界熱流束が得られると考えられる狭あい流路、およびねじりテーブ挿入管、ならびに通常管に対する高質量速度条件のサブクール沸騰限界熱流束の研究を通じ、以下のことを明らかにすることにより、核融合炉の高熱流束機器などの除熱設計に資することを目的として実施した。

- ・細管における管内径、加熱管長、質量速度といった各パラメータの限界熱流束に対する影響を系統的に調べ、限界熱流束が増大するパラメータ領域の境界を定量的に示すとともに、限界熱流束増大のメカニズムを明らかにする。
- ・通常管に対し、核融合炉の適用が考えられる低圧から中圧にかけての高熱流束レベルにおいて信頼性のある限界熱流束相関式を確立するとともに、そのメカニズムを明らかにする。
- ・テーブ振り比といった旋回流効果の因子となるパラメータや圧力変化の限界熱流束促進効果に対する影響を系統的に明らかにするとともに、核融合炉機器の適用が考えられるパラメータ範囲に対し、妥当な予測を与える振りテーブ挿入管の限界熱流束相関式を確立する。

具体的には先ず、狭あい流路内におけるCHFおよび流動特性を明らかにするために、単純化した管内径1~3mmの細管を用い、管出口圧力を大気圧とした高質量速度条件の水による強制サブクール沸騰時のCHFと圧力損失の実験を実施した。CHF実験では、管内径、あるいは加熱管長が小さくなり、質量速度が大きくなると、比較的内径が大きい管に対して提案された従来のGunther、Knoebel、Griffelの各CHF実験式による予測値よりもCHFがかなり大きくなる高熱流束域と、従来の実験式とCHFが良く一致する低熱流束域が存在することを明らかにし、その境界が、管内径、加熱管長、および質量速度のパラメータで表せることを定量的に示した。そして高熱流束域では、管内径、あるいは加熱管長が小さくなり、質量速度が大きくなるほど従来の実験式による予測値よりも実験値の方が大きくなることを明らかにした。また、高圧領域を対象とするTongの気泡境界層剥離モデルに基づく実験式の実験定数を修正すれば、大気圧条件下の低熱流束域、および高熱流束域のCHFに適用できることを明らかにした。

さらに、細管内の圧力損失実験を通じ、次のことを明らかにした。熱流束を零から上げていった場合の摩擦圧力損失比の変化をみると、先ずその比がほぼ一定か若干増え始める時の熱流束実験値とBergles-Rohsenowの核沸騰開始条件が、高-低熱流束域を問わずほぼ一致する。そしてさらに熱流束を上げていくと、その比が急激に増え始める熱流束実験値とSaha-ZuberやLevyの気泡離脱開始条件が、低熱流束域ではほぼ一致するのに対し、高熱流束域ではこれらの条件より実験値の方がかなり大きくなり、高熱流束域では、気泡離脱開始に必要な熱流束が低熱流束域条件よりも大きくなる。また、摩擦圧力損失比の変化を低質量速度条件で得られたDormar-Berglesの整理結果と比較すると、低熱流束域ではほぼ一致するのに対し、高熱流束域では実験値の方がかなり小さくなる。そして、通常管から導かれたSaha-Zuberの気泡離脱開始条件およびAhmadの乾き度分布式を流動モデルとして求めた二相増倍係数は、低熱流束域では植田やOwens-Schrockらの相関式とほぼ一致するのに対し、高熱流束域ではかなり小さくなり、高熱流束域のボイド率は、質量速度が大きくなるほどAhmadの乾き度分布式が与える通常管のボイド率よりも小さくなる。またこのために高熱流束域の限界熱流束も高くなると考えられる。

次に、圧力と質量速度の通常管に対するCHFへの影響を明らかにするために、管内径を3mmと固定し、管出口圧力を1.0MPaまで上げた場合のサブクール沸騰CHF実験を実施した。そして、低圧から高圧まで広い圧力範囲に渡って成り立つ通常管に対する新しいCHF実験式を提案すると共に、本式を含めこれまでに提案されているサブクール沸騰CHFに対する7個の実験式と3個の理論モデルの評価、およびCHFメカニズムに対する考察を行った。

圧力を1.0MPaまで上げた場合の実験では、CHFはほとんど圧力に依存せず、ほぼ質量速度と管出口クオリティだけで決まることを示した。そして、本実験で得られた低熱流束域の実験データ、および他の研究者による低圧から中圧のCHFデータを用い、高圧に対して成り立つTongの気泡境界層剥離モデルCHF実験式を、大気圧から高圧までの低熱流束域に適用できるように、式中の実験定数を補正した新たな修正Tong (Modified Tong) 式を提案し、本式が、130MW/m<sup>2</sup>までの低熱流束域のCHFデータに対し、妥当な予測を与えることを示した。また、CHF相関式を実験データと比較評価する場合、多くの研究者らは、管出口条件を計算より求め、これを直接相関式に代入して評価しているが、管入口条件を含む熱バランス式と相関式とを連立させ、管入口から管出口までの熱バランス条件を考慮して予測値を求める方が妥当であることを、種々の相関式およびデータを用いて確かめた。そして、核融合炉の高熱流束機器の除熱として実際への適用が考えられる圧力0.1~4.0MPaの通常管のCHFデータに対し、7つの限界熱流束実験式と3つの限界熱流束理論モデルを評価した結果、Gunther、Knoebelと共に、著者の提案した修正Tongの各実験式と、甲藤モデルが最も妥当な予測を与えることを示した。さらに、各限界熱流束実験式や理論モデル中の物性値の圧力変化に対するCHFへの影響を検討した結果、気液密度および粘度比の物性値は、ボイド率や加熱面への液の供給状況を決定し、CHFを支配する重要なパラメータであるが、低圧では両者の気液に対する物性値は液の方が極端に大きいため、2MPa近傍以下の低圧におけるCHFは、これらの物性値に殆ど影響を受けず、ほぼ水の流速とサブクール度だけで決まることを明らかにした。

さらに、ねじりテープ挿入管のCHF特性を系統的に明らかにするため、管内径6mm、加熱管長100mmのステンレス管内に、幅約5.4mm、厚さ約1.2mmのジルコニア製のねじりテープを挿入し、管出口圧力を大気圧から1.5MPaまで上げた場合の実験を実施した。その結果、ねじりテープによるCHF促進効果は、テープによって発生する水の半径方向の慣性力が大きい場合には、水の半径方向の無次元遠心加速度の1/6乗に、あるいは半径方向の流速の1/3乗に比例して増大することを示した。しかし、その促進効果は、圧力0.6MPa以下では顕著であるが、圧力が0.6MPa以上になると次第に弱まり、圧力2.0MPa近傍ではストレート管のCHFとほとんど変わらなくなることを明らかにし、この圧力の限界熱流束促進効果に対する影響を考慮した振りテープ挿入管に対する新しい限界熱流束実験式を提案した。また本式を含め、これまでに提案されている5つの実験式を圧力0.1~4.0MPaの本実験データおよびGambillの実験データに対し検証した結果、本圧力範囲に対しては提案した実験式が、また圧力0.4MPa以上に対しては水の増速効果を考慮したTong-75-1の実験式も妥当な予測を与えることを示した。

最後に、核融合炉の高熱流束機器への適用として、細管、通常管および振りテープ挿入管を利用した場合の除熱構造について、本報告で提案した各CHF実験式を用いて均一加熱条件での検討を行った。適用条件として、現在研究開発が進められている国際熱核融合炉 (International Thermal Experimental Reactor: ITER) のダイバータに対する工学設計条件 (表面ピーク平均熱流束15MW/m<sup>2</sup>) が選ばれた。内径1mmの細管構造を用いた場合として高熱流束域に対して提案した実験式を適用すると、大気圧条件でも冷却水流速10m/sで約2.8のCHFマージン (予測CHFとチャンネル平均熱流束との比) が得られることを示した。また、ダイバータ設計条件である管出口圧力2.6MPa、冷却水流速10m/s、入口水温50℃の条件に対し、管内径3mm、加熱管長10cmの通常管を用いた場合として修正Tong式を適用すると、約2.4のCHFマージンが得られること、管内径15mm、加熱管長10cm、テープ振り比2の振りテープ挿入管を用いた場合として提案した旋回流式を適用すると、約1.8のCHFマージンが得られることを示した。均一加熱条件では、狭あい流路を利用した場合の除熱構造が最も有利と考えられるが、実際の核融合炉機器は、プラズマによる片側からの熱照射を受ける非均一加熱条件であり、そのCHF特性も変わるものと考えられるので、さらに非均一加熱条件に対するCHF特性を明らかにしていく必要があることを述べた。

以上に記した本研究成果を要約すると、以下ようになる。

- (1) 管内径、あるいは加熱管長が小さくなり、質量速度が大きくなると、比較的広い口径管から導かれた従来のサブクール沸騰相関式よりも実験値の方が数倍大きくなる高熱流束域と、実験値が従来の相関式とほぼ一致する低熱流束域が存在することを明らかにし、その境界が、管内径、加熱管長および質量速度をパラメータとして表せることを定量的に示した。
- (2) 高熱流束域の二相摩擦増倍係数は低熱流束域に比べてかなり小さくなることを明らかにし、質量速度が大きくなるほど高熱流束域のポイド率は小さくなることを示した。
- (3) 高圧用に提案されたTongの境界層剥離モデルに基づく限界熱流束実験式中の実験定数を、低圧にも適用できるように修正し、広い圧力範囲に渡って成り立つ新たな修正Tong式を提案し、本式が、高限界熱流束データに対しても妥当な予測を与えることを示した。
- (4) 圧力2.0MPa近傍以上では、加熱面への液の供給、あるいは気泡境界層内の気泡の充満といったメカニズムの面で気液密度比や粘度比の物性値は、限界熱流束を支配する重要なパラメータとなるが、圧力2.0MPa近傍以下の低圧では、この2つの物性値は液の方が極端に大きいためこれらの物性値の影響をあまり受けず、限界熱流束は主として液のサブクール度と質量速度だけで決まることを明らかにした。
- (5) 振りテープ挿入による限界熱流束促進効果は、管内壁面における水の半径方向の慣性力によってうまく説明でき、慣性力が大きい場合には、その促進効果は半径方向の水の無次元遠心加速度の1/6乗に、あるいは半径方向の水の流速の1/3乗に比例して増大することを明らかにした。
- (6) この促進効果は、圧力0.6MPa近傍以下に対しては顕著であるが、0.6MPa以上になると次第に弱まり、2.0MPa近傍でほぼ消滅することを明らかにした。
- (7) 圧力の影響を考慮し、水の半径方向の無次元加速度をパラメータとする新しい振りテープ挿入管の限界熱流束実験式を提案するとともに、本式が妥当な予測を与えることを示した。

目 次	頁
Abstract	1
概要	3
目次	6
記号	7
1. 序論	8
1.1 はじめに	8
1.2 従来の研究と課題	9
1.3 研究の目的と方法、および本論文の構成	12
2. 細管内サブクール沸騰限界熱流束と流動特性	14
2.1 目的	14
2.2 実験装置および実験方法	14
2.3 限界熱流束	15
2.3.1 形状パラメータの限界熱流束への影響	15
2.3.2 高熱流束域と低熱流束域	17
2.3.3 他の低熱流束域相関式との比較	17
2.3.4 Tong式によるデータ整理	19
2.4 流動特性	20
2.4.1 单相流圧力損失	20
2.4.2 二相摩擦圧力損失と流動特性	20
2.4.3 二相摩擦増倍係数のモデリング	23
2.5 ポイド率と限界熱流束との関連に関する考察	26
2.6 まとめ	26
3. 通常管に対するサブクール沸騰限界熱流束	28
3.1 目的	28
3.2 実験装置および実験方法	28
3.3 実験結果	28
3.4 通常管に対する新しい実験相関式の提案	29
3.5 各限界熱流束相関式の評価	30
3.5.1 各限界熱流束相関式	30
3.5.2 評価方法：DSMとHBM	32
3.5.3 各相関式の予測結果	35
3.6 限界熱流束メカニズムに関する考察	40
3.7 まとめ	41
4. 振りテープ挿入管のサブクール沸騰限界熱流束	42
4.1 目的	42
4.2 実験装置と実験方法	42
4.3 実験結果	43
4.3.1 テープ振り比の影響	43
4.3.2 大気圧近傍における旋回流限界熱流束実験式の提案	43
4.3.3 圧力の影響と実験式の補正	44
4.4 旋回流限界熱流束相関式の評価	46

4.4.1	限界熱流束促進効果の因子と相関式	46
4.4.2	各相関式の予測結果	47
4.5	限界熱流束促進効果に関する考察	48
4.6	まとめ	49
5.	核融合炉機器への適用	50
5.1	細管による高熱流束除熱	50
5.2	通常管による高熱流束除熱	50
5.3	振りテープ挿入管による高熱流束除熱	51
5.4	非均一加熱条件に関する考察	52
5.5	まとめ	53
6.	結論	54
	謝辞	56
	引用文献	66
	付録	
1.	大気圧限界熱流束実験データリスト	60
2.	圧力損失実験データリスト	61
3.	圧力を上げた場合の限界熱流束 実験データリスト	67
4.	振りテープ挿入管限界熱流束 実験データリスト	68

## 記号

$a_t$	:遠心加速度	$m/s^2$
$C$	:式(2-7)のTong式中の実験パラメータ	
$c_{pl}$	:水の比熱	$J/kg \cdot K$
$C_{Tong}$	:式(3-2)で表されるTongの与えた実験 パラメータ	
$D$	:管内径	$m$
$DB_L$	:Levyの気泡離脱開始条件熱流束	$W/m^2$
$D_e$	:等価水力直径	$m$
$D_s$	:基準管内径	$m$
$D_o$	:管外径	$m$
$E$	:印加電圧	$V$
$f$	:管摩擦係数	
$G$	:質量速度	$kg/m^2s$
$G_r$	:コアから気泡層へ入り込む質量速度	$kg/m^2s$
$g$	:標準重力加速度	$m/s^2$
$H$	:水のエンタルピ	$J/kg$
$H_l$	:飽和水のエンタルピ	$J/kg$
$H_{lg}$	:水の蒸発潜熱	$J/kg$
$H_v$	:水のエンタルピ	$J/kg$

$H_{ld}$	:気泡離脱開始点の水のエンタルピ	$J/kg$
$h$	:熱伝達率	$W/m^2K$
$I$	:印加電流	$A$
$J_a$	:ヤコブ数	
$L$	:加熱管長	$m$
$L_B$	:蒸気スラッグの長さ	$m$
$L_1$	:気泡離脱開始点位置から管出口までの管長	$m$
$L_0$	:管入口から気泡離脱開始点位置までの管長	$m$
$OB$	:核沸騰開始条件熱流束	$W/m^2$
$P$	:管出口圧力	$Pa$
$P_c$	:臨界圧力	$Pa$
$P_e$	:ペクレ数	
$P_r$	:プラントル数	
$P_s$	:換算圧力(圧力/臨界圧力)	
$q$	:熱流束	$W/m^2$
$q_c$	:限界熱流束	$W/m^2$
$q_{OB}$	:気泡離脱開始熱流束	$W/m^2$
$q_{OB}$	:核沸騰開始熱流束	$W/m^2$
$q_{SAT}$	:管出口が飽和状態となる熱流束	$W/m^2$
$q_1$	:熱流束	$W/m^2$
$q_2$	:熱流束	$W/m^2$
$q_3$	:熱流束	$W/m^2$
$R$	:計算値/実験値	
$R_e$	:レイノルズ数	
$T_{in}$	:水の管入口水温	$^{\circ}C$
$T_s$	:水の飽和温度	$^{\circ}C$
$T_w$	:壁面温度	$^{\circ}C$
$U_B$	:蒸気スラッグの流速	$m/s$
$u$	:衝突噴流速度	$m/s$
$V$	:水の軸方向流速	$m/s$
$V_r$	:壁面に於ける実質流速	$m/s$
$V_t$	:水の半径方向流速	$m/s$
$X$	:マルチネリ・パラメータ	
$x$	:熱平衡クオリティ	
$Y_B^*$	:無次元気泡径	
$y$	:テープ振り比(180度振りピッチ/管内径)	
$\alpha_{Ahmad}$	:Ahmadのボイド率分布式が与えるボイド率	
$\alpha_{est}$	:推定したボイド率	
$\gamma$	:旋回流限界熱流束/ストレート流限界熱流束	
$\Delta P_{ADB}$	:管全長に対する水単相流摩擦圧力損失	$Pa$
$\Delta P_F$	:管全長に対する二相流摩擦圧力損失	$Pa$
$\Delta P_l$	:気泡離脱領域の二相流摩擦圧力損失	$Pa$

$\Delta P_{10}$ :気泡離脱領域の液相成分のみの 単相流摩擦圧力損失	Pa	$\Gamma$ :式(2-23)で表されるLevy式中のバラ メータ
$\Delta P_{musr}$ :実験で測定される全圧力損失	Pa	$\Phi_L$ :二相摩擦増倍係数
$\Delta T_{DB}$ :気泡離脱開始点の水のサブクール度	K	$\Phi_{LAV}$ :平均の二相摩擦増倍係数
$\Delta T_{sub}$ :水のサブクール度	K	$X$ :非平衡乾き度
$\delta$ :薄液膜の厚さ	m	$X_1$ :サブクールコア領域の非平衡乾き度
$\varepsilon$ :比抵抗	$\Omega \cdot m$	$X_2$ :気泡層内の非平衡乾き度
$\zeta$ :形状係数		$\Psi$ :式(3-12)で表されるパラメータ
$\theta$ :無次元遠心加速度		$\Psi(R)$ :計算値/実験値の平均値
$\kappa_1$ :水の熱伝導率	W/m $\cdot$ K	
$\mu_1$ :飽和水の粘度	Pa $\cdot$ s	<u>添字</u>
$\mu_l$ :水の粘度	Pa $\cdot$ s	cal :計算値
$\mu_v$ :蒸気の粘度	Pa $\cdot$ s	DB :気泡離脱開始条件
$\xi$ :加熱管長/等価水力直径		ex :管出口状態
$\rho_f$ :飽和水の密度	kg/m $^3$	exp :実験値
$\rho_l$ :水の密度	kg/m $^3$	in :管入口状態
$\rho_v$ :蒸気の密度	kg/m $^3$	$\sigma$ :水の表面張力
$\sigma(R)$ :計算値/実験値の標準偏差値		min :最小設計条件
$\tau_w$ :壁面せん断力	Pa	OB :核沸騰開始条件
		ST :ストレート流条件
		SW :振りテーブルによる旋回流条件

## 1. 序論

### 1.1 はじめに

核融合炉開発研究に伴う炉心プラズマ閉じ込め技術は、近年の大型トカマク実験により大きく進展し、次期ステップとしての実験炉へと動き始めている。国際原子力機関の下で1988年に開始された国際熱核融合炉(International Thermal Experimental Reactor: ITER)の設計活動も、1990年にその概念設計を完了し、1991年からは工学設計段階へと動き始めた。これら一連の設計活動においては、プラズマ対向機器の除熱能力向上が1つの大きな課題として取り上げられている。ダイバータあるいは中性粒子入射装置のビームダンプを代表とする核融合炉の高熱流束機器は、プラズマから強い熱負荷を受けるが、ITERの工学設計段階では10~100MW/m $^2$ の定常的熱負荷を受けることが想定されている。この熱負荷レベルは、従来の原子炉燃料棒と比べると数倍から数十倍大きいものである。また、強力な中性子源とその利用施設を目的とする超高中性子束炉(Advanced Neutron Source: ANS)の開発研究が、米国のオークリッジ研究所(ORNL)で1987年より約10年計画で進められている。ANSでは、超高中性子束を達成するために小さな炉心と大出力を必要とし、ORNLの炉心設計でも冷却水路が1.02mmという狭あい流路を用い、27m/sの流速で冷却水を循環することにより最大熱流束17MW/m $^2$ の除熱が考えられている。

これらの高熱負荷プラント機器の設計に当たっては、機器の耐える最大熱負荷を精度良く予測しておくことが必要不可欠となる。この最大熱負荷を決めるのに最も重要なものが除熱限界を定める限界熱流束(Critical Heat Flux: CHF)であり、機器はこのCHF値に安全率をかけることによって設計される。このような高熱負荷の除熱方法としては、水によるサブクール沸騰が最も有利と考えられている。水のサブクール沸騰CHFについては、軽水型原子炉の開発に伴って30年前ぐらいから数多くの研究が為されてきており、多くの実験データとCHF相関式が提案されている。しかしながら、これらのデータおよびCHF相関式の多くは、等価水力直径が3mm以上で、か



つ熱流束が $10\text{MW}/\text{m}^2$ 以下を対象としたものがほとんどで、高熱流束や等価水力直径が $3\text{mm}$ 以下の狭あい流路条件に適用するにはかなり問題があり、研究の必要性が強調されている。

## 1.2 従来の研究と課題

従来の一連のサブクール沸騰CHFの研究について最も良くまとめられたものとして、Boyd<sup>(11),(12)</sup>のレビューがある。Boydは、核融合炉の高熱流束機器の除熱を想定し、先ず従来の研究について次のようにまとめている。

- (1)水のサブクーリングが大きくなるほど、CHFは増大する。
- (2)一般に、質量速度が大きくなるほど、CHFは増大する。
- (3)大気圧から圧力を増大していくと、換算圧力（臨界圧力との比）が $0.75$ 付近まではCHFは増大するが、種々の流体条件に対する境界値は明確に定義されていない。
- (4)内径が小さくなるほどCHFは増大するが、その理由については満足する説明が与えられていない。
- (5)加熱管長が小さくなるほど、CHFは増大する傾向がある。
- (6)加熱管長 $L$ と管内径 $D$ の比 $L/D$ がある値より小さくなると、 $L/D$ が小さくなるほどCHFは増大するが、 $L/D$ が効かなくなる限界値は明確に定義されていない。
- (7)これまでに提案されたサブクール沸騰CHFの相関式の多くは、 $L/D$ が大きい場合の $10\text{MW}/\text{m}^2$ 以下に対するもの、あるいは $L/D$ が非常に小さい場合の高熱流束レベルに対するもので、核融合炉の除熱条件に適用した場合にはお互いに $\pm 50\%$ 以上のくい違いがあり、かつ各相関式の適用範囲も狭いパラメータ範囲に限られている。
- (8)これまでに幾つかのサブクール沸騰CHFメカニズムが提案されているが、いずれも未だ不完全であり、クオリティ域の液膜ドライアウト機構のように満足できるメカニズムは示されていない。

そしてBoydは、核融合炉の高熱流束機器の除熱構造を鑑み、今後次のような研究の必要性があると述べている。

- (1)加熱管長と内径の比 $L/D$ が $50\sim 600$ 、ならびに小口径管の $10\text{MW}/\text{m}^2$ 以上のCHFデータを蓄積する。
- (2)CHFと流動・形状パラメータ、および熱物性値との物理的因果関係を明らかにし、信頼性のあるCHF相関式を確立する。

Boydのレビューが指摘しているように、狭あい流路で質量速度を大きくすると、大きなCHFが得られることが期待できる。しかしながら、流路が狭くなると極端に圧力損失も大きくなり、また質量速度を大きくすると、ANSの場合のように流路を構成するアルミニウム被覆材のエロージョンといった適用上の問題が課題となってくる。核融合炉の高熱流束機器の除熱構造を考えると、高限界熱流束を達成するためには、Hoffmanら<sup>(3)</sup>やMoirら<sup>(4)</sup>の研究に見られるように、局部的に狭あい流路を適用するか、CHF促進法を適用した比較的広い流路を用いることが考えられる。

表1-1に、これまでに報告されたストレート管に対する水のサブクール沸騰CHFデータのうち、 $20\text{MW}/\text{m}^2$ 以上のCHFを含むものを掲げた。表中、1列目の( )は $20\text{MW}/\text{m}^2$ 以上のデータ数、また2列目以降の[ ]は、最大のCHFが得られたときの条件を示している。これまでに得られた最も高いCHFは、Ornatskiiら<sup>(10)</sup>の管内径 $0.5\text{mm}$ に対する $224.5\text{MW}/\text{m}^2$ であるが、表に見るように $20\text{MW}/\text{m}^2$ 以上の高CHFデータは、Ornatskiiのデータおよびごく最近報告されたCelataら<sup>(12),(13)</sup>のデータを除き極めて少ない。また、形状パラメータとCHFとの因果関係を示したものは、Ornatskii<sup>(10)</sup>の $L/D=28$ に対する管内径 $D=0.4\sim 2.0\text{mm}$ のCHFへの影響、およびBergles<sup>(7)</sup>の $L/D=25$ に対する $D=0.6\sim 4.6\text{mm}$ のCHFへの影響と $D=2.4\text{mm}$ に対する $L/D=5\sim 35$ のCHFへの影響を調べたものだけであり、狭あい流路における管内径 $D$ 、加熱管長 $L$ 、あるいは $L/D$ といった形状パラメータや流動パラメータとCHFとの因果関係を十分に明らかにしているとは言い難い。

また、狭あい流路を用いた場合には、二相圧力損失も過大となるため、この評価ならびに沸騰流動特性とCHFとの関連を明らかにしておくことは極めて重要である。強制流動サブクール沸騰の流動特性の研究として、沸騰開始条件を示したBergles-Rohsenow<sup>(14)</sup>の研究がある。また、気泡が加熱面から離脱を開始する条件として、水

表1-1 ストレート管に対する水の高限界熱流束実験パラメータ

No. of data points	P [MPa]	D [mm]	L [mm]	L/D	G [Mg/m <sup>2</sup> s]	$\Delta T_{sub,ex}$ [K]	$q_c$ [MW/m <sup>2</sup> ]	Authors (Ref.)
7 (1)*	0.1~4.0 [2.5]**	2.1~2.6 [2.6]	305~465 [464]	128~191 [179]	7.8~23.1 [23.1]	14~50 [42]	9.6~23.2	Gambill et al. (5)
22 (18)	0.1~0.5 [0.2]	4.6~7.8 [4.6]	37~206 [97]	6.6~54 [21]	11.7~53.0 [53]	41~121 [79]	7.0~54.4	Gambill et al. (6)
48 (3)	0.2	0.6~4.6 [0.6]	10~230 [10]	5~50 [17]	3.0~6.1 [6.1]	1~44 [18]	4.9~25.2	Bergles (7)
3 (3)	1.3~1.6 [1.5]	3.05	19~70 [38]	6.2~23 [12.5]	46.9~61.5 [61.5]	144~153 [153]	90.9~130.	Schaefer et al. (8)
1 (1)	3.0	11.7	584	50	45.2	168	42.9	Mayersak et al. (9)
163 (163)	1.1~7.2 [3.2]	0.4~2.0 [0.5]	11~56 [14]	28	10~90 [90]	36~195 [157]	29~224.5	Ornatskii et al. (10)
9 (6)	0.8, 1.7 [0.8]	3	289	97	4.7~40.4 [40.4]	24~57 [54]	6.4~41.5	Boyd (11)
121 (90)	0.1~2.6 [2.6]	2.5, 4, 5 [2.5]	100	20~40 [40]	5.92~40.0 [40]	28~149 [136]	4.0~60.6	Celata et al. (12),(13)

\* ( ) means the number of data points that  $q_c$  values are higher than 20 MW/m<sup>2</sup>

\*\* [ ] means the condition that the highest  $q_c$  value was derived

力学条件を考えたLevy<sup>(15)</sup>、Staub<sup>(16)</sup>の式や、熱的条件を考えたSaha-Zuber<sup>(17)</sup>、Ahmad<sup>(18)</sup>の式がある。ボイド率に対するものとして、Ahmad<sup>(18)</sup>、Kroeger-Zuber<sup>(19)</sup>、Zuber-Findlay<sup>(20)</sup>らの式がある。しかし、これら流動特性に関する研究も、従来のCHFの研究と同様軽水炉条件や流路の等価水力直径が3mm以上の条件で為されたものが殆どで、狭あい流路については殆ど行われていない。二相摩擦増倍係数に関しては、乾き度領域に対するLockhart-Martinelli<sup>(21)</sup>の相関式が有名であるが、サブクール沸騰については、Owens-Schrock<sup>(22)</sup>、Tarasova<sup>(23)</sup>、植田<sup>(24)</sup>らの幾つかの実験式が提案されているが、いずれも軽水炉条件のものが多く、狭あい流路には適用できないものと考えられる。比較的系統的に調べられた狭あい流路のサブクール沸騰圧力損失として、唯一管内径1.6mmを対象としたDormer-Bergles<sup>(25)</sup>の研究があるが、質量速度は1.5~9.0 Mg/m<sup>2</sup>sの範囲であり、高CHF範囲の流動条件については調べられていない。

Tong-Hewitt<sup>(26)</sup>、Bergles<sup>(27)</sup>、ならびにBoyd<sup>(11),(12)</sup>は、サブクール沸騰CHFのメカニズムについて考察を行っている。彼らは

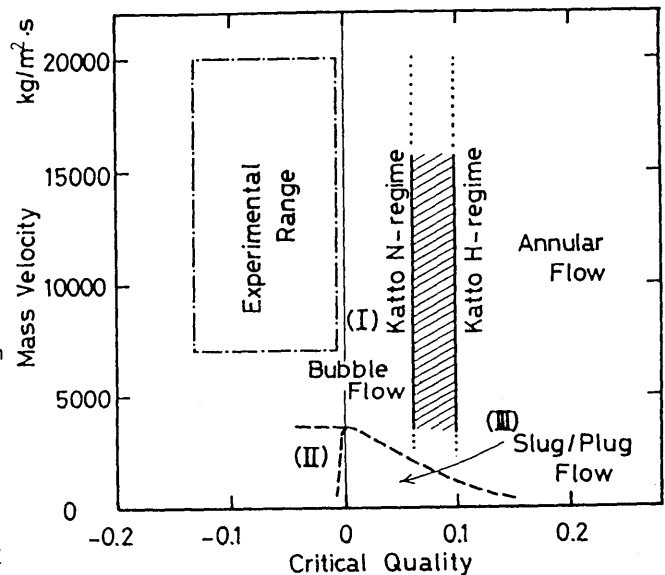


図1-1 CHFメカニズム領域の定量的表示

サブクールおよび低クオリティ域のCHFメカニズムを次のような3つのタイプに分類し、質量速度-平衡クオリティ座標においてこれらが支配する領域を定性的に示した。

- (I) 気泡境界層のドライアウト (BBLD)
- (II) 局所核沸騰によるドライアウト (LNID)
- (III) 蒸気スラグ周りの薄液膜蒸発

これまでの他者による研究結果をまとめるとことにより、大気圧における上記3つの領域は図1-1のようにある程度定量的に設定できる。領域(I)とAnnular flowの境界は、甲藤<sup>(28)</sup>が与えたH領域とN領域の境界に対応するものと考えられる。領域(III)は、水平管流動観察から導かれたものであるが、Baker<sup>(29)</sup>が与えた流動様式図のスラグ流動域に対応する比較的低流速域と考えられる。領域(II)は、領域(III)がサブクール域に入ったときに表れると考えられ、その境界は図に示すように推定される。しかしながら、大気圧における領域(II)の存在は明確には確かめられていない。BBLD領域では、流動様式は気泡流あるいはフロス流であり、気泡は加熱面近くのみ形成される。図中、一点鎖線で囲まれた領域は、本報告の実験範囲を示しているが、領域(I)に属している。

甲藤は<sup>(30)</sup>、飽和沸騰だけでなくサブクール沸騰でも蒸気スラグ下の薄液膜が乾燥し、加熱面への液の供給ができなくなるためにCHFを引き起こすと考えられることを示した。また日野<sup>(31)</sup>は、サブクール沸騰における限界状態の襲来時には、小気泡の合体のために加熱面近くの気泡通過時間が増え、結果として液膜が乾いている時間が増大し、壁面の温度変動が生じることを示した。よって領域(I)と(III)におけるCHF発生には、蒸気泡下の液膜の乾燥と液の供給不可が主要な役割を果たすものと考えられる。

最近になって熱流力的メカニズムを基礎とした幾つかのサブクール沸騰CHF理論モデルが提案されてきた。Weisman-Pei<sup>(32)</sup>は、サブクールコアと気泡境界層間のエンタルピ輸送を基礎とし、気泡境界層内に気泡が充満した場合を限界状態とするサブクールおよび低クオリティ域で成り立つ理論モデルを提案した。本モデルは、その後Weisman-Ileslamliou<sup>(33)</sup>によって高サブクール域に適用可能なように拡張されている。また、Leeら<sup>(34)</sup>は、加熱面と蒸気スラグ間の薄液膜乾燥モデルを、甲藤<sup>(35),(36)</sup>もLeeらと同種機構に基づくモデルを提案した。これらのモデルは、CHFのメカニズムを流動/形状パラメータおよび熱流力物性値の影響の観点から捕らえたもので、CHFのメカニズムを理解するのに最も有効な手段である。しかしながら、サブクール沸騰は非平衡が非常に強い現象であり、広い圧力、質量速度、平衡クオリティ、あるいは形状パラメータの範囲に渡って熱流力物性値の影響が正しく反映されているかについては十分検討の余地が残されている。

CHFを促進する方法としても、これまでに次のような幾つかの技法が提案されている。

- (1)二成分流体を用いる。
- (2)流体に表面活性材を混ぜる。
- (3)外部フィンを設ける。
- (4)ヴェーバートロンと呼ばれる流路内に内部フィンを設けた管を用いる。
- (5)加熱面の粗さを増す。
- (6)流路内に振りテープを挿入したり、流路入口に渦流発生器を設けることにより旋回流を発生させる。
- (7)流路内に金網やブラシを設ける。
- (8)主流に対し、さらに流体を注入する。
- (9)電場をかける。
- (10)流体中に圧力波を発生させる。

これら個々のCHF促進法に関する系統的な研究は極めて少ない。現在のところ振りテープ挿入による旋回流とサブクール沸騰を組み合わせたものが最もCHF特性に優れているものと考えられ、核融合炉でも振りテープ挿入管からなる除熱機器の開発研究が最近盛んに行われている<sup>(37)</sup>。

振りテープ挿入管のサブクール沸騰については、これまでにGambill<sup>(8)</sup>やDrizius<sup>(38)</sup>の実験的研究があり、各々振りテープ挿入管に対するCHF実験式を提案している。また、ストレート管に対するCHF実験式に振りテープ挿

入管の旋回流による管内壁面実質流速、あるいは管摩擦係数を適用する予測法もSchlosser<sup>(39)</sup>やKoski<sup>(40)</sup>によって用いられている。最近になって、振りテープ挿入管群からなる核融合炉の高熱流束機器の電子ビームなどによる非均一加熱条件のCHFデータが、Milora<sup>(41)</sup>やKoski<sup>(42)</sup>によって報告されているが、振りテープ挿入管に対する系統的なCHFデータは極めて少なく、CHF促進効果の系統的な圧力の影響に対する検討も不十分であり、提案された旋回流CHF実験式も、主として導き出されたデータに対してのみ適用できるものと考えられ、信頼性のある旋回流CHF相関式の確立が望まれている。

### 1.3 本研究の目的と方法、および本論文の構成

前節で述べたように、核融合炉の除熱機器や超高中性子束炉の開発に当たっては狭あい流路を対象とし、また核融合炉機器ではさらにCHF促進法の1つである振りテープ挿入管を対象とした高熱流束時の水のサブクール沸騰CHFや圧力損失の特性の解明が強く望まれている。本研究は、これまでに殆ど明らかにされていない以下のことを達成することにより、上記高熱負荷プラントの熱的安全設計に資することを目的として行うものである。

- (1) 10MW/m<sup>2</sup>以上のCHFデータベースを作成する。
- (2) 狭あい流路におけるCHFと管内径、加熱管長といった形状パラメータ、およびCHFと流動パラメータとの物理的因果関係を、流動特性を含めて系統的に明らかにする。
- (3) 狭あい流路を含めた一般的サブクール沸騰CHFのメカニズムについて、形状/流動パラメータおよび熱物性値の観点から検討を行うとともに、高CHFにも適用できるストレート管に対するCHF相関式を確立する。
- (4) これまでに提案された種々のストレート管に対するサブクール沸騰CHF相関式の評価を、核融合炉の高熱流束機器の実際への適用として有利と考えられる圧力0.1~4.0MPaの範囲に対して行い、妥当な予測を与える相関式を推薦する。
- (5) テープの振り比、流動パラメータ、および圧力とCHF促進効果との因果関係を系統的に明らかにし、信頼性のある振りテープ挿入管のCHF相関式を確立する。

具体的には、先ず狭あい流路内におけるCHFと流動特性を明らかにするために、単純化した管内径1~3mmのステンレス細管を用い、管出口圧力を大気圧とした高質量速度条件の水による強制サブクール沸騰時のCHFおよび圧力損失の実験を実施し、得られたデータを従来のCHFや流動特性に関する相関式と比較することにより、狭あい流路における形状/流動パラメータとCHFならびに流動特性との因果関係をメカニズムを含めて検討する。

また、通常管に対するサブクール沸騰CHF特性を明らかにするため、先ず管出口圧力を1.0MPaまで上げた場合の管内径3mmに対する高質量速度条件のCHF実験を実施した。そして広い圧力範囲に渡って妥当なCHFを予測する相関式を確立するために、本実験データおよび圧力を上げた場合の他の研究者によるCHFデータを基に、高圧を対象とするTongの現象論的CHF実験式を、低圧にも適用できるように式中のパラメータの修正を行い、新たな修正実験式（修正Tong式）を提案する。また、提案した実験式を含め、サブクール沸騰CHFに対する7つの実験式および3つの理論モデルを、圧力0.1~4.0MPaにおける数多くのデータに対して評価を行う。さらにCHFメカニズムを熱物性値の観点から明らかにするため、各相関式を構成するパラメータの圧力に対するCHFへの影響について検討を行う。

また、振りテープ挿入によるCHFの促進効果特性を明らかにするため、内径6mmのステンレス管内にジルコニア製の振りテープを挿入した旋回流管に対する水のサブクール沸騰CHF実験を行い、CHF促進効果に対する圧力依存性やテープ振り比の影響を系統的に検討するとともに、本実験データおよび他者のデータを含めて妥当な予測を与える旋回流CHF実験式の提案を行う。そして提案した旋回流式を含め、これまでに提案されている5つの振りテープ挿入管に対する実験式の評価を行い、妥当な予測を与える式を推薦する。

最後に、ITERのダイバータ設計条件が与える熱負荷に対する安全性を検討するために、本報告で提案した各CHF実験式を適用し、細管、通常管および振りテープ挿入管を用いた場合の除熱構造のCHFマージンについて議論を行う。

本論文は、これらを4つの章に分けて構成されている。第2章では細管におけるサブクール沸騰限界熱流束と

流動特性について、第3章では通常管に対するサブクール沸騰限界熱流束特性について、第4章では振りテープ挿入管に対するサブクール沸騰限界熱流束特性について、第5章では核融合炉の高熱流束機器の除熱構造について、そして第6章として本研究で得られた全結果を結論として述べるものである。

## 2. 細管内サブクール沸騰限界熱流束と流動特性<sup>(43-49)</sup>

### 2.1 目的

本章では、先ず形状パラメータとして管内径、加熱管長に焦点を当て、形状パラメータおよび水の質量速度、管出口平衡クオリティといった流動パラメータとCHFとの因果関係を系統的に調べるために、管出口圧力を大気圧と固定し、管内径1~3mm、加熱管長10~100mmとした場合の高質量速度条件(7000~20000kg/m<sup>2</sup>s)に対する水の強制サブクール沸騰CHF実験を実施し、細管内におけるCHF特性について検討を行う。また、管内径が小さくなるほど単相流時の圧力損失は極めて大きくなり、実際への適用を考えると、冷却水循環ポンプの吐き出し能力の面からも細管内における沸騰二相流時の圧力損失特性を明らかにしておくことは、極めて重要である。よってさらに、細管内における沸騰二相流時の流動特性を明らかにするため、管出口圧力を大気圧とし、管内径1mmと3mmを対象とした高質量速度条件の水の強制サブクール沸騰圧力損失実験を実施し、細管内における圧力損失およびボイド率特性の検討を行うとともに、細管内におけるCHF特性との関連について考察する。

### 2.2 実験装置および実験方法

図2-1に、細管内におけるサブクール沸騰CHF実験に用いた管出口がほぼ大気圧条件の実験装置(大気圧用実験装置)系統図を示す。装置は、水槽、高圧渦流ポンプ(吐出し量26L/minで全揚程180m)、3個の浮子式流量計(0.6~3、3~16、16~30L/min)、予熱器(3kW)、試験部、凝縮器、低電圧大電流直流電源(定格出力45kW)、およびイオン交換器で構成されている。イオン交換処理された水は、渦流ポンプによって水槽から浮子式流量計、予熱器、試験部を経て再び水槽へと循環する。流量が0.6L/min以下の場合、浮子式流量計で計測できないので、試験部から凝縮器、オリフィス流量計を経て外部へ放出される。この場合には、試験部より下流の圧力損失が少し増えるため、試験部出口の圧力は大気圧よりも若干大きくなる。なお、本装置の予熱器は、加熱容量が小さいため、振りテープ挿入管CHF実験では、内径5mm、肉厚1mm、加熱部長さ500mmのステンレス管内に水を流し、15kWの直流電源によって加熱するように改造された。

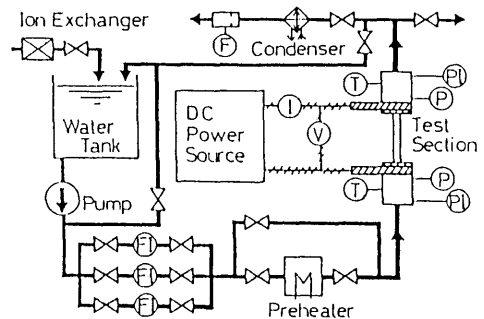


図2-1 大気圧用実験装置系統図

計測点は、流量、テスト管出入口圧力、テスト管出入口温度、加電流、加電圧の7つである。流量の計測は、試験部上流部の浮子式流量計の指示を読みとるか、0.6L/min以下の場合、下流部のオリフィス流量計の差圧を増幅し、A/D変換器を介してパーソナルコンピュータに取り込んだ。圧力の計測は、テスト管上/下流部に取り付けたブルドン管式精密圧力計を読み取るのと並行して、ひずみ計式圧力発信器からの信号を増幅し、コンピュータに取り入れた。温度計測は、テスト管上/下流部に取り付けたCA熱電対の信号を、印加電圧は電極間の電圧を、また印加電流は直流電源が並行出力として出す1/10<sup>4</sup>の電流信号をそれぞれA/D変換器を介してコンピュータに取り入れた。

計測点は、流量、テスト管出入口圧力、テスト管出入口温度、加電流、加電圧の7つである。流量の計測は、試験部上流部の浮子式流量計の指示を読みとるか、0.6L/min以下の場合、下流部のオリフィス流量計の差圧を増幅し、A/D変換器を介してパーソナルコンピュータに取り込んだ。圧力の計測は、テスト管上/下流部に取り付けたブルドン管式精密圧力計を読み取るのと並行して、ひずみ計式圧力発信器からの信号を増幅し、コンピュータに取り入れた。温度計測は、テスト管上/下流部に取り付けたCA熱電対の信号を、印加電圧は電極間の電圧を、また印加電流は直流電源が並行出力として出す1/10<sup>4</sup>の電流信号をそれぞれA/D変換器を介してコンピュータに取り入れた。

図2-2に、限界熱流束試験部の概略を示した。試験部の加熱管はステンレス管(SUS304)で、上下がコンプレッションフィッティングによって垂直に固定されており、水は管内を下から上へと流れる。このステンレス管を、上下加熱端外周に取り付けた銅電極を通じ、直流電源により直接ジュール加熱することにより一様加熱を模擬している。電気絶縁は、テスト管上/下流部に取り付けたテフロン継手がその役割を担っている。

図2-3に、圧力損失実験に用いた試験部の概略図を示した。試験部は、ステンレス管(SUS304)を本体とし、上下の銅製電極に銀ろう付けされている。銅電極の上下は、電気絶縁を兼ねたテフロン製ブロックで、この部分にCA熱電対、ひずみ計式圧力発信器およびブルドン管式精密圧力計が取り付けられている。

実験は、先ずポンプを起動してループ内に水を循環させてから、試験部上流ループ内の空気抜きを十分に行い、

浮子式流量計の上流にある弁で流量を設定する。次に、予熱器の印加電力を調整し入口水温を設定してから、直流電源によってテスト管への印加電力を管が赤熱熔融（バーンアウト）するまで少しずつ上げていった。バーンアウト近くでは、印加電力の上げ幅を熱流束で3%ぐらいとし、バーンアウトしたときの1ステップ前の計測データを限界熱流束とした。

限界熱流束実験条件は、以下について実施した。

#### 実験条件

管内径	D = 1(肉厚1mm)、2(肉厚0.5mm)、3(肉厚0.5mm) mm
加熱管長	L = 10、30、50、100 mm
水の入口水温	$T_{in} = 20、40、60\text{ }^{\circ}\text{C}$
質量速度	G = 7、13、20 $\text{Mg/m}^2\text{s}$

また、圧力損失実験条件は、下記について実施した。

#### 実験条件

管内径	D = 1mm(肉厚1mm)、3mm(肉厚0.5mm)
加熱管長	L = 10mm、30mm、50mm、100mm
質量速度	G = 7000、13000、20000 $\text{kg/m}^2\text{s}$
入口水温	$T_{in} = 20、60\text{ }^{\circ}\text{C}$

管出口圧力は、ほぼ大気圧である。

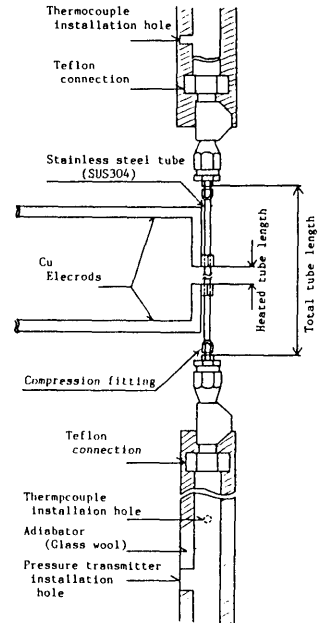


図2-2 細管内限界熱流束試験部

## 2.3 限界熱流束

### 2.3.1 形状パラメータの限界熱流束への影響

まず、得られた全てのデータに対し熱バランスを検討したところ、管内径が1mmで加熱管長が10、30mmと特に短く熱流束が高い特殊なケースを除いて式(2-1)と(2-2)による熱流束 $q$ の違いは、ほぼ±5%以内であった。

$$q_1 = \frac{IE}{\pi DL} \quad (2-1)$$

$$q_2 = \frac{GD}{4L}(H_{i,ex} - H_{i,in}) \quad (2-2)$$

ここで、 $I$ は印加電流、 $E$ は印加電圧、 $D$ は管内径、 $L$ は加熱管長、 $G$ は質量速度、 $H_{i,ex}$ と $H_{i,in}$ はそれぞれ管出口と入口の水のエンタルピーである。

しかしながら、特殊ケースの場合には、熱流束がかなり大きく、電極部への熱損失が無視できないので、本実験では、サーモグラフィによる加熱時の管表面温度測定結果等を基に、ステンレス管の比抵抗 $\varepsilon$ を補正した次式による熱流束値を採用した。

$$q_3 = \frac{4\varepsilon I^2}{\pi^2 D(D_o^2 - D^2)} \quad (2-3)$$

ここで、 $D_o$ は管外径である。特殊ケースを除いた場合には $q_1 = q_2 = q_3$ であり、特殊ケースの場合で、 $q_3$ の値は最大で $q_1$ より35%小さくなった ( $D=1\text{mm}, L=10\text{mm}, G=20\text{ Mg/m}^2\text{s}, T_{in}=20\text{ }^{\circ}\text{C}$ )。

また、オリフィスを通して流量を計測した場合には、管出口の状態が大気圧よりこくわずが高くなり、飽和温度が最大で $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ より数度高くなったが、誤差として全体に与える影響が小さいため、これを全て $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ とみなし

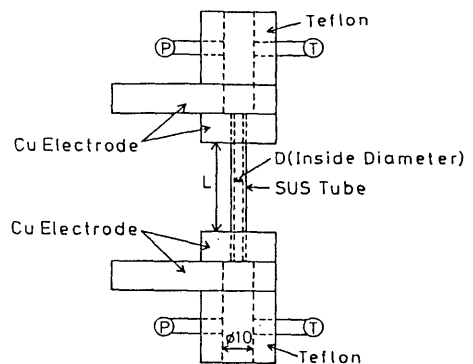


図2-3 圧力損失実験用試験部

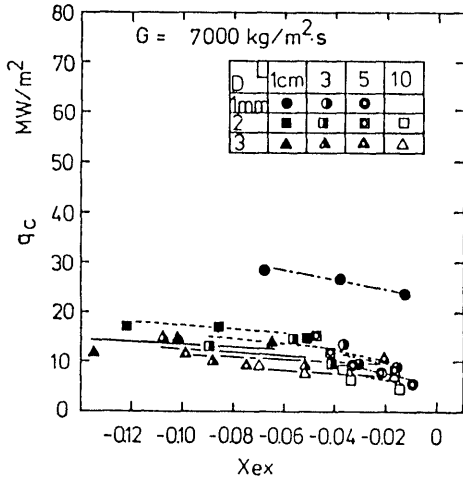


図 2-4 限界熱流束と出口オリティの関係 (G=7000 kg/m<sup>2</sup>s)

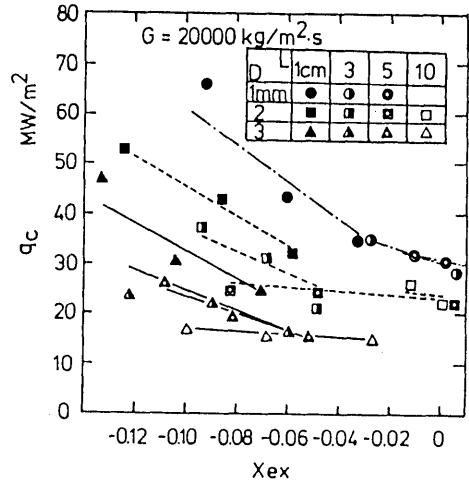


図 2-5 限界熱流束と出口オリティの関係 (G=20000 kg/m<sup>2</sup>s)

て処理した。

図2-4、2-5に、質量速度G=7000と20000kg/m<sup>2</sup>sの場合のCHF実験結果q<sub>c</sub>をそれぞれ管出口平衡クオリティx<sub>ex</sub>に対して示した。各図は、管内径D、加熱管長Lをそれぞれパラメータとして描かれているが、図2-5に見るように質量速度が20000kg/m<sup>2</sup>sと大きい場合には、管内径、あるいは加熱管長が小さくなるほどCHFは大きくなり、D=1mm、L=1cm、x<sub>ex</sub>=-0.09(T<sub>m</sub>=20℃)の場合には、約65MW/m<sup>2</sup>というかなり大きいCHFが得られることが分かる。一方、図2-4に見るように、質量速度が7000kg/m<sup>2</sup>sと小さい場合には、管内径、加熱管長がある程度大きくなると、内径、管長のCHFへの影響は殆どなくなることが分かる。

Bergles<sup>17)</sup>は、低質量速度ではあるが、比較的細い管に対するサブクール沸騰CHF実験を行い、管内径、および加熱管長と管内径の比L/DのCHFへの影響を調べた。図2-6は、Berglesの圧力0.21MPa、質量速度6100kg/m<sup>2</sup>s、L/D=25、管出口平衡クオリティx<sub>ex</sub>≒-0.038の条件で調べられた内径の影響と、本実験結果を比較したものであ

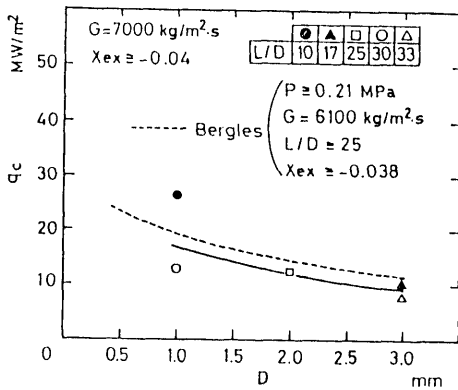


図2-6 本実験データとBerglesデータの管内径のCHFへの影響

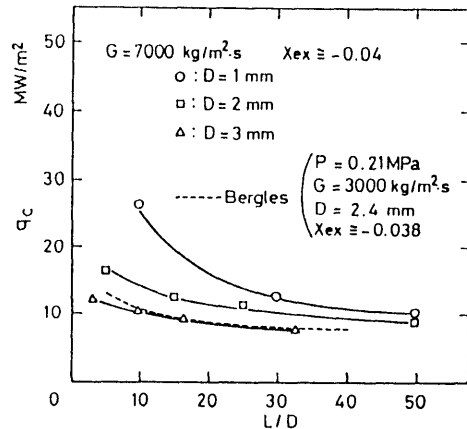


図 2-7 本実験データとBerglesデータのL/DのCHFへの影響



る。本実験データは、Berglesのデータと比較するために、 $L/D=10\sim 33$ の $x_{ex}\sim 0.04$ のデータが選ばれた。図中の破線が、Berglesの内径の影響を示したものであり、実線が本実験データから $L/D\sim 25$ に対する内径の影響を内挿したものである。圧力条件が若干異なるが、両者とも内径が小さくなるほどCHFは大きくなり、似かよった傾向を示していることが分かる。図2-7は、同じくBerglesの質量速度 $3000\text{ kg/m}^2\text{s}$ 、内径 $2.4\text{ mm}$ に対する $L/D$ のCHFへの影響と、本実験データとを比較したものである。本実験データは、質量速度が一番小さい $7000\text{ kg/m}^2\text{s}$ 、 $x_{ex}\sim 0.04$ のデータが選ばれた。図中、破線がBerglesのデータを、○、□、△の各記号が本実験データの内径 $D=1, 2, 3\text{ mm}$ に対する $L/D$ の影響をそれぞれ示している。本実験条件とBerglesの実験条件は質量速度がかなり違うが、質量速度が小さくなるほどCHFは小さくなることを考慮すると、本実験データの内径 $2, 3\text{ mm}$ に対する $L/D$ の影響と、Berglesの内径 $2.4\text{ mm}$ に対する影響が似かよっていることが分かる。但し、本実験データでは、内径が小さくなるほど曲線は左側で鋭く立ち上がり、 $L/D$ の減少に対するCHFへの影響度が内径が小さくなるほど大きくなることを示している。狭あい流路においては、このように $D, L/D$ だけでなく、 $D$ あるいは $L$ が独立変数としてCHFに影響を与え、かつその影響は質量速度のパラメータともなっていることが分かる。

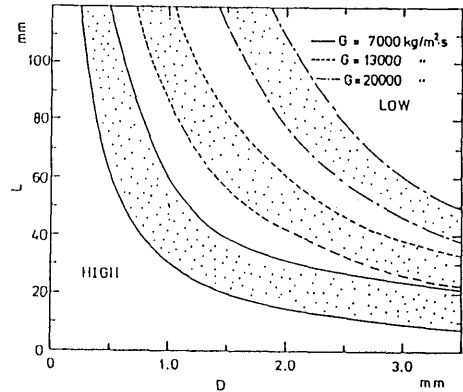


図2-8 高熱流束域と低熱流束域の境界

### 2.3.2 高熱流束域と低熱流束域

前節で述べたように、管内径 $D$ 、あるいは加熱管長 $L$ が小さくなり、質量速度 $G$ も大きくなると、これらのパラメータがCHFに影響を与える領域が存在する。一般にこの領域は熱流束が大きいので、高熱流束域（HIGH）と呼ぶことにし、また $D$ や $L$ が影響を与えない領域は、一般に熱流束が小さいので、低熱流束域（LOW）と呼ぶことにする。本実験データの全てから、各質量速度における $D$ と $L$ のCHFへの影響を整理することにより、高熱流束域と低熱流束域の境界は、図2-8のように、 $D, L$ 、および $G$ をパラメータとして表すことができる。図中、HIGHが高熱流束域、LOWが低熱流束域を示しているが、領域の遷移は徐々に行われると考えられるので、その境界は遷移領域を持って示した。境界は、 $L$ と $D$ が反比例する形で表され、 $D$ が小さいほど $L$ は大きくなり、高熱流束域は質量速度が大きくなるほど広がる。

### 2.3.3 他の低熱流束域相関式との比較

軽水型原子炉などの開発研究に伴って、これまでに数多くのサブクール沸騰CHF相関式が提案されている。これらの相関式の多くは、比較的内径が大きい領域に対して提案されたものであるが、低圧および中圧を対象とするものとして、Gunther<sup>(50)</sup>、Knoebel<sup>(51)</sup>、Griffel<sup>(52)</sup>の各実験式がある。

Guntherは、加熱長さ $76\text{ mm}$ 、水力等価直径 $12.7\text{ mm}$ の矩形流路における圧力 $0.1\sim 1.1\text{ MPa}$ 、水の流速 $1.5\sim 12\text{ m/s}$ のサブクール沸騰CHF実験を実施し、得られたデータより、次のCHF実験式を導いた。

$$q_c = 7.2 \times 10^4 V^{0.6} \Delta T_{sub,ex} \quad (2-4)$$

ここで、 $V$ は水の流速、 $\Delta T_{sub,ex}$ は管出口における水のサブクール度である。

Knoebelは、管内径 $7.8\sim 11.2\text{ mm}$ 、加熱管長 $508\sim 610\text{ mm}$ 、圧力 $0.2\sim 0.7\text{ MPa}$ 、水の流速 $4.2\sim 14.2\text{ m/s}$ の実験データより、次のサブクール沸騰CHF実験式を提案している。

$$q_c = 48.5 \times 10^4 (1 + 0.17V)(1 + 0.124 \Delta T_{sub,ex}) \quad (2-5)$$

また、Griffelは管内径 $5.6\sim 37.5\text{ mm}$ 、加熱管長 $610\sim 1972\text{ mm}$ 、圧力 $0.4\sim 13.8\text{ MPa}$ 、水の質量速度 $G=1.3\sim 11.4$

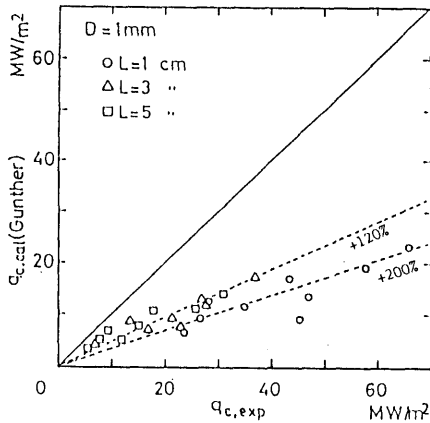


図2-9 実験データとGunther式の比較 (D=1mm)

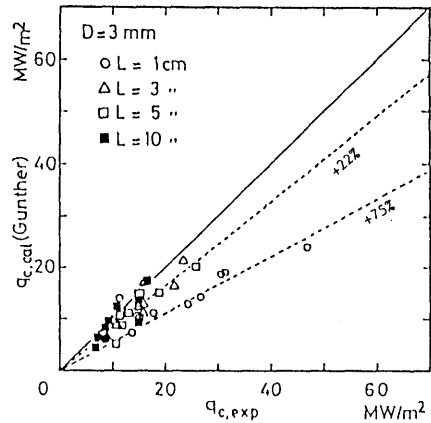


図2-10 実験データとGunther式の比較 (D=3mm)

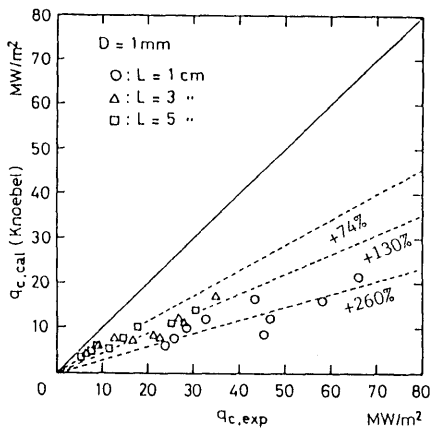


図2-11 実験データとKnoebel式の比較 (D=1mm)

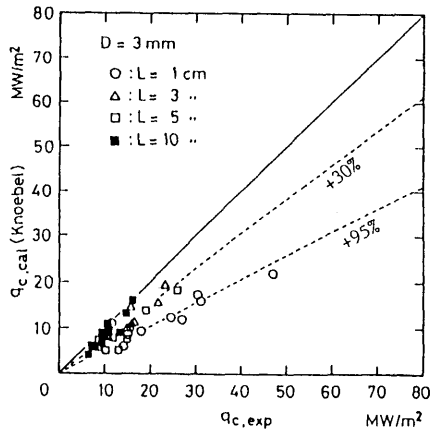


図2-12 実験データとKnoebel式の比較 (D=3mm)

Mg/m<sup>2</sup>sの実験データを基に、次のサブクール沸騰実験式を提案している。

$$q_c = (128.7G + 1.21 \times 10^6)(8 + 1.8\Delta T_{sub,ex})^{1.27} \quad (2-6)$$

図2-9に、内径D=1mmの実験データ $q_{c,exp}$ とGunther式による予測値 $q_{c,cal}$ (Gunther)との比較を示した。高熱流束域に属する内径1mmの実験値は、管長5~3cmで約1.4~2倍程度、管長1cmで約3倍予測値よりも大きいことが分かる。図2-10には、内径3mmの場合の実験値とGunther式との比較を示した。高熱流束域に属する管長1cmおよび3~5cmの実験値は、それぞれ予測値よりも約80%および約20%大きいのに対し、低熱流束域に属する管長10cmの実験値は、ほぼ予測値と一致する。

図2-11、2-12は、Knoebel式による予測値と、内径1mmおよび3mmの実験値との比較を、また図2-13、2-14は、同様にGriffel式による予測値と実験値との比較をそれぞれ示したものである。内径1mmおよび内径3mmで加熱管長が5cm以下に対する実験値の予測値に対する大きさは、各式で若干異なるが、Knoebel式、Griffel式もGunther式と同様の傾向を示しており、内径3mmで加熱管長10cmの低熱流束域の実験データはほぼ一致する

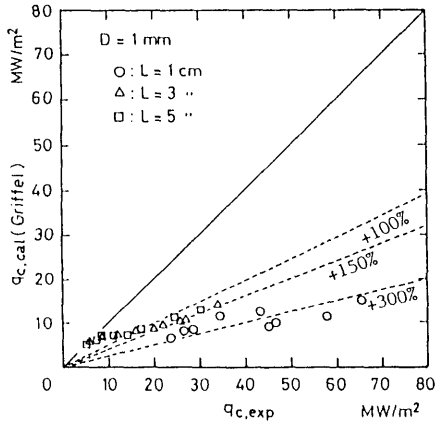


図2-13 実験データとGriffel式の比較 (D=1mm)

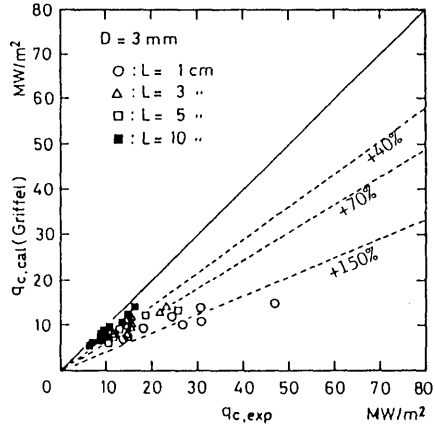


図2-14 実験データとGriffel式の比較 (D=3mm)

が、高熱流束域の実験データは、内径が小さく加熱管長が小さくなるほど予測値よりも大きくなっているのが分かる。

2.3.4 Tong式によるデータ整理

Tong<sup>(53)</sup>は、サブクールおよび低クオリティ域では、加熱面から発生する蒸気の吹き出しによる境界層剥離が限界熱流束状態を引き起こすとした次の現象論的CHF実験式を提案した。

$$\frac{q_c}{H_{fg}} = C \frac{G^{0.4} \mu_f^{0.6}}{D^{0.6}} \tag{2-7}$$

ここで、 $H_{fg}$ は蒸発潜熱、 $\mu_f$ は水の飽和粘度である。そしてTongは、圧力7~14MPa、質量速度1.4~4.0 Mg/m<sup>2</sup>sの範囲のデータを基に、式(2-7)中のパラメータCを、管出口平衡クオリティ $x_{ex}$ の関数とする次式を与えた。

$$C = 1.76 - 7.433x_{ex} + 12.222x_{ex}^2 \tag{2-8}$$

図2-15は、式(2-7)を用い、本実験データから逆算したCを $x_{ex}$ に対して示したものである。図中、Tongと記した実線は、式(2-8)の関係を表し、■は低熱流束域の実験値を、△は高熱流束域の実験値（高熱流束域-I）を、また○は高熱流束域の特性が特に強い実験値（D=1mm、L=1cmでG=13000、20000kg/m<sup>2</sup>s：高熱流束域-II）を示している。本実験データは、高压域から導かれたTongのCよりかなり小さいが、高-低熱流束域の違いにも拘らず、Tongの式でうまく整理でき、本実験範囲のCHFのメカニズムが、Tongのモデルに近いことを推定させる。実験データを見ると、高熱流束域の特性が強いほどCの値は大きくなり、本実験データに対する各領域のCを、CHFの誤差範囲±15%以内で次のように表せる。

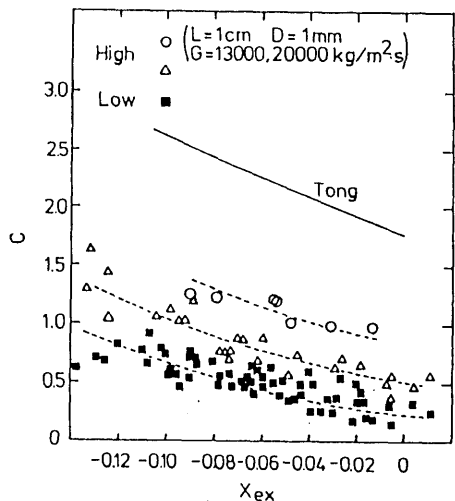


図2-15 実験データから求めたTong式中のパラメータと平衡クオリティの関係

低熱流束域 :  $C=0.24-1.91x_{ex}+22.9x_{ex}^2$  (2-9)

高熱流束域-I :  $C=0.52-2.61x_{ex}+26.2x_{ex}^2$  (2-10)

高熱流束域-II :  $C=0.84-3.42x_{ex}+30.4x_{ex}^2$  (2-11)

以上のように、高熱流束域では管内径、あるいは加熱管長が小さくなるほどこれまでに提案された実験式による予測値よりもCHFが大きくなることを定量的に示した。管内径が小さくなるほど発生気泡が小さくなり、加熱管長が小さくなるほど境界層に対する上流効果が大きくなると考えられ、高熱流束域では、これらの効果が組み合わさってCHFを大きくするものと考えられる。

2.4 流動特性

2.4.1 単相圧力損失

加熱実験に先だつて、全テストピースに対して水単相流による圧力損失測定実験を流速 $V=2.0\sim 20.0\text{m/s}$  (2.0m/sきざみで計11点、レイノルズ数で $2\times 10^3\sim 8\times 10^4$ )の範囲で行った。測定される圧力損失 $\Delta P_{msur}$ は、管出入口部の縮小・拡大による形状圧力損失とテスト管内の摩擦圧力損失の和で、次式で表せる。

$$\Delta P_{msur} = \left( \frac{fL}{D} + \zeta \right) \frac{\rho_l V^2}{2} \tag{2-12}$$

ここで、 $f$ は管摩擦係数、 $\zeta$ は形状係数、 $\rho_l$ は水の密度である。

管長、流速の異なる単相圧力損失データから、式(2-12)を用いて内径1mmおよび3mmの管摩擦係数 $f_{1mm}$ 、 $f_{3mm}$ 、ならびに形状損失係数 $\zeta$ を定めた。流れはほぼ乱流域に入っており、 $f_{1mm}$ は式(2-13)で、 $f_{3mm}$ はブラジウスの式(2-14)でほぼ表された。

$$f_{1mm} = 0.1547 Re^{-0.26} \tag{2-13}$$

$$f_{3mm} = 0.3164 Re^{-0.26} \tag{2-14}$$

また、形状損失係数 $\zeta$ は流速の依存性をわずかに持つが、ほぼ $\zeta=1.6$ で表された。この形状損失係数は、サブクール沸騰時も変わらないものと仮定し、測定される全圧力損失から本係数による形状圧力損失を引くことにより、サブクール沸騰時の摩擦圧力損失とした。

2.4.2 二相摩擦圧力損失と流動特性

図2-16に、管内径 $D=3\text{mm}$ 、加熱管長 $L=10\text{cm}$ 、質量速度 $G=7000\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合の熱流束 $q$ の上昇に伴うサブクール沸騰時と加熱前の単相時の摩擦圧力損失比 $\Delta P_f / \Delta P_{f,ADB}$ の遷移を一例として示す。図中、○が入口水温 $T_{in}=20^\circ\text{C}$ 、●が $T_{in}=60^\circ\text{C}$ の場合を示している。熱流束を零から少しずつ増やしていくと、壁面水温の上昇に伴う粘度の低下によって先ずこの比は減少していく。核沸騰が始まると、壁面温度上昇の停止と発生気泡による若干の圧力損失増大によって圧力損失比の減少は止まり、ほぼ一定か若干増大し始める。さらに熱流束を上昇させると、気泡が壁面から離脱し始め、ボイド率も実質的に増大し始めるので、圧力損失も急に増大し、ついに限界熱流束点に至る。図に見るように、 $T_{in}=20^\circ\text{C}$ と $60^\circ\text{C}$ では、加熱し始めてからの圧力損失比の低下の度合いが違うが、これは入口水温が異なるため、粘度の低下度が異なるためである。

ところで、Bergles-Rohsenow<sup>(14)</sup>は、勾配を持つ温度境界層内のキャビティにおける気泡の成長を考え、水の圧力 $0.1\sim 14\text{MPa}$ の範囲の種々の流体条件に適用した結果、核沸騰開始熱流束 $q_{0B}$ を与える次の実験式を表した。

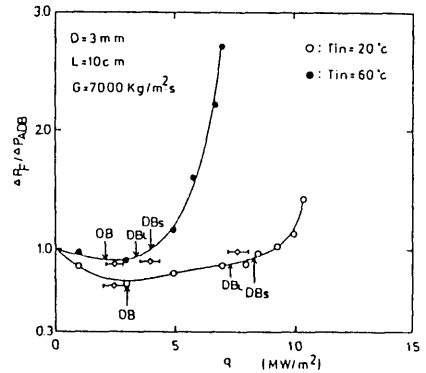


図2-16 熱流束上昇に伴う摩擦圧力損失比の変化例

$$q_{OB} = 1.798 \times 10^{-3} P^{1.156} \left[ \frac{9}{5} (T_w - T_s) \right]^{\frac{2.828}{P^{0.0234}}} \quad (2-15)$$

ここで、 $P$ は圧力、 $T_w$ は壁面温度、 $T_s$ は水の飽和温度である。

式(2-15)による $q_{OB}$ は、次のDittus-Boelterの単相流に対する乱流の熱伝達率式を連立させることにより求められる。

$$\frac{hD}{\kappa_l} = 0.023 \left( \frac{GD}{\mu_l} \right)^{0.8} P_r^{0.4} \quad (2-16)$$

ここで、 $h$ は熱伝達率、 $\kappa_l$ は水の熱伝導率、 $\mu_l$ は水の粘度、 $P_r$ はプラントル数 ( $=c_{pl}\mu_l/\kappa_l$ ) である。

Saha-Zuber<sup>(17)</sup>は、熱的条件によって支配されるとした気泡離脱条件を考え、次のような気泡離脱開始熱流束 $q_{OB}$ を与える実験式を示した。

$$q_{DB} = \frac{\Delta T_{sub,in}}{\left( \frac{4L}{c_{pl}GD} + \frac{D}{455\kappa_l} \right)} \quad \text{for } P_g \leq 70000 \quad (2-17)$$

$$q_{DB} = \frac{0.25 G c_{pl} \Delta T_{sub,in}}{\left( \frac{L}{D} + 38.46 \right)} \quad \text{for } P_g > 70000 \quad (2-18)$$

ここで、 $P_g$ はベクレ数 ( $=GDc_{pl}/\kappa_l$ )、 $\Delta T_{sub,in}$ は水の入口サブクール度、 $c_{pl}$ は水の比熱、 $\kappa_l$ は水の熱伝導率である。

またLevy<sup>(15)</sup>は、水力学条件に基づく気泡離脱条件を考え、次のような気泡離脱開始時の水の過冷度 $\Delta T_{DB}$ を与える式を示した。

$$\Delta T_{DB} = \frac{q_{DB}}{h} - \gamma P_r Y_B^* \quad \text{for } 0 \leq Y_B^* \leq 5 \quad (2-19)$$

$$\Delta T_{DB} = \frac{q_{DB}}{h} - 5\gamma \left\{ P_r + \ln \left[ 1 + P_r \left( \frac{Y_B^*}{5} - 1 \right) \right] \right\} \quad \text{for } 5 < Y_B^* \leq 30 \quad (2-20)$$

$$\Delta T_{DB} = \frac{q_{DB}}{h} - 5\gamma \left\{ P_r + \ln [1 + 5P_r] + 0.5 \ln \left[ \frac{Y_B^*}{30} \right] \right\} \quad \text{for } Y_B^* > 30 \quad (2-21)$$

$$Y_B^* = 0.015 \frac{\sqrt{\sigma D \rho_l}}{\mu_l} \quad (2-22)$$

$$\gamma = \frac{q_{DB}}{P_l c_{pl} \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho_l}}} \quad (2-23)$$

ここで、 $P_r$ はプラントル数、 $Y_B^*$ は無次元気泡径、 $c_{pl}$ は水の比熱、 $\tau_w$ は壁面せん断力、 $\sigma$ は水の表面張力、 $h$ は乱流の熱伝達率であり式(2-16)のDittus-Boelterの式で与えられる。

図2-16の中で、記号OBで記した熱流束は、管出口におけるBergles-Rohsenowの核沸騰開始熱流束を示し

ている。また、 $DB_L$ で記した熱流束は、管出口におけるLevyの気泡離脱開始熱流束を、 $DB_S$ はSaha-Zuberによる気泡離脱開始熱流束を示している。核沸騰および気泡離脱が始まると、摩擦圧力損失比に何らかの変化を与えるものと考えられるが、図に見るように、Bergles-RohsenowやSaha-Zuber、Levyの各条件によって与えられる熱流束と、流動変化にともなう実験値の摩擦圧力損失の変化がうまく対応していることが分かる。すなわち、矢印OBに対しては核沸騰開始のために圧力損失比が一定または上昇し始める点（図中には、一点として定めることが難しいので、◇の記号に範囲を持って示してある）に、 $DB_L$ 、 $DB_S$ に対しては、気泡離脱開始のためにポイド率も実質的に急増し始め、圧力損失比が急激に増大し始める点にそれぞれ近いことが分かる。

図2-17に、全ての実験条件について実験的に得られた摩擦圧力損失比が減少から一定へと変わる点での熱流束と、Bergles-Rohsenowによる核沸騰開始熱流束との比較を示した。実験値の熱流束は、図2-16に示したように1つの範囲として示してある。ばらつきは多いが、管内径や質量速度に拘らず両者は広い範囲で比較的良く一致していることが分かる。

図2-18は、摩擦圧力損失比が急上昇し始める実験値の熱流束と、Saha-Zuberの気泡離脱開始条件による熱流束との比較を示したものである。内径3mm、あるいは内径1mmで質量速度が7000kg/m<sup>2</sup>sの条件は白抜きの記号で示してあるが、両者の一致はかなり良い。しかし、内径1mmで質量速度が大きくなると両者のずれは大きくなり、実験的に摩擦圧力損失比が急上昇し始める熱流束は、Saha-Zuberの気泡離脱開始熱流束の値よりも大きくなること分かる。

図2-19には、同様にLevyの気泡離脱条件による熱流束との比較を示した。傾向は、Saha-Zuberとの比較と同様だが、内径1mmで流量が大きい場合にずれがより大きくなること分かる。

Dormer-Bergles<sup>(25)</sup>は、管内径1.6~5.0mmを対象とし、圧力0.20~0.35MPaで比較的低い質量速度を範囲 ( $G=1.5\sim 9.0\text{Mg/m}^2\text{s}$ ) とする圧力損失実験を行い、加熱管の二相摩擦圧力損失 $\Delta P_F$ と非加熱状態の单相摩擦圧力損失 $\Delta P_{ADB}$ との比 $\Delta P_F/\Delta P_{ADB}$ を、熱流束 $q$ と管出口が飽和状態になるための熱流束 $q_{SAT}$ との比 $q/q_{SAT}$ に対して示すことにより、二相摩擦圧力損失比 $\Delta P_F/\Delta P_{ADB}$ が加熱管長と管内径の比 $L/D$ で

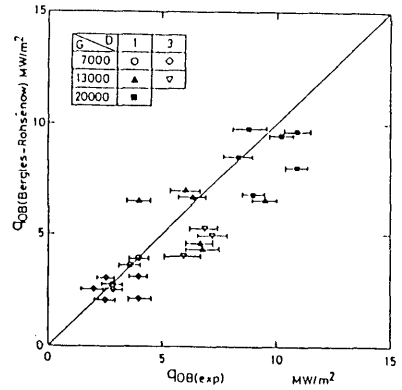


図2-17 摩擦圧力損失特性変移点の熱流束とBergles-Dormerの沸騰開始熱流束の比較

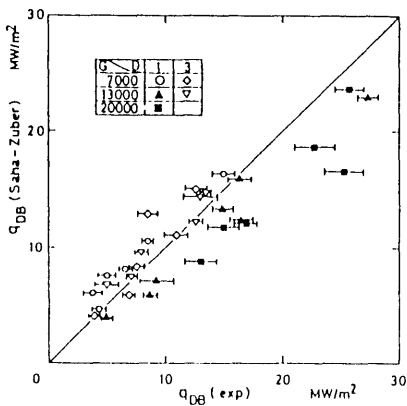


図2-18 摩擦圧力損失比が急に上昇し始める熱流束とSaha-Zuberの気泡離脱熱流束の比較

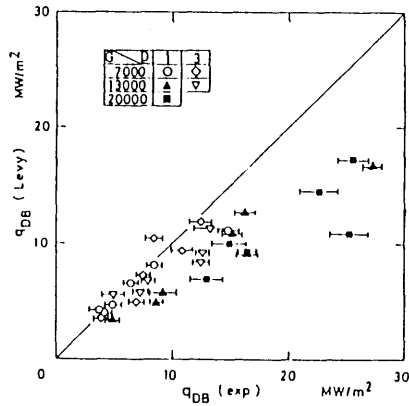


図2-19 摩擦圧力損失比が急に上昇し始める熱流束とLevyの気泡離脱熱流束の比較

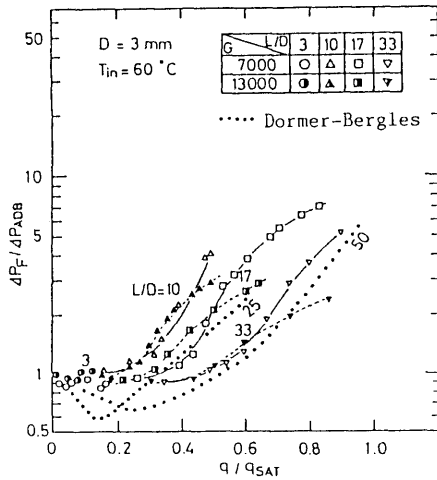


図2-20 熱流束上昇に伴う摩擦圧力損失比の変化とDormer-Berglesの結果との比較 (D=3mm)

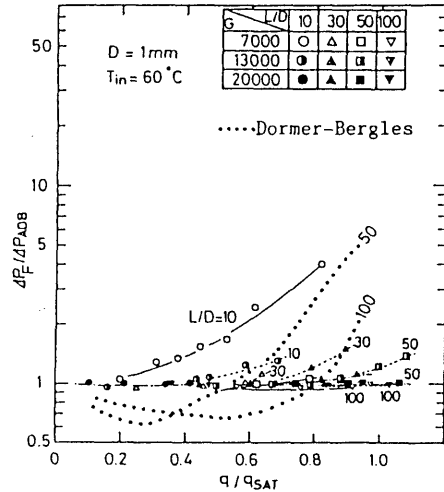


図2-21 熱流束上昇に伴う摩擦圧力損失比の変化とDormer-Berglesの結果との比較 (D=1mm)

比較的良く整理できることを示した。図2-20は、内径 $D=3\text{mm}$ で入口水温 $T_{in}=60^\circ\text{C}$ の場合の $\Delta P_F/\Delta P_{ADB}$ の実験値とDormer-Berglesの結果を比較したものである。図中、小さい黒丸でつながった曲線がDormer-Berglesの結果を示しており、 $L/D$ の値は傾けて記してある。また、黒丸より少し大きい各記号が本実験結果を示しており、 $L/D$ の値は正立で記してある。Dormer-Berglesの結果は、 $T_{in}=27^\circ\text{C}$ の水を用いていることと、圧力が少し大きいために、圧力損失比のいったん低下する度合いは、本実験結果よりも大きくなっている。本実験の同じ $L/D$ に対する質量速度 $7000\text{kg/m}^2\text{s}$ と $13000\text{kg/m}^2\text{s}$ の熱流束増大に伴う圧力損失比の変化は、 $q/q_{SAT}$ が大きい領域で $13000\text{kg/m}^2\text{s}$ の方が若干小さくなる傾向を持つが、内径 $3\text{mm}$ の実験結果は、一般的に管長/管内径で良く整理でき、Dormerらの結果とも比較的良好な相関を示すことが分かる。図2-21には、内径 $1\text{mm}$ の場合の比較を示した。内径 $1\text{mm}$ の実験による圧力損失比は、 $G=7000\text{kg/m}^2\text{s}$ を除いて全般にDormerらの結果より小さくなり、質量速度が大きくなるほどその傾向が強くなること分かる。

このように、管内径が $3\text{mm}$ と大きい場合の低熱流束域のサブクール沸騰圧力損失は、従来の圧力損失モデルに近い相関を示すのに対し、管内径が $1\text{mm}$ と細く質量速度が大きい高熱流束域ではかけ離れる傾向を示す。高熱流束域では、発生気泡に対するサブクールコアの凝縮効果が異常に強いいため、気泡径は小さく、従ってボイド率も小さくなって限界熱流束も従来の予測式よりも高くなり、圧力損失も小さくなるものと考えられる。Bergles-Rohsenowの沸騰条件が、高-低熱流束域に拘らず本実験データに対して比較的良好な一致を示すのは、彼らの発泡モデルが温度境界層内の極めて壁面近くを対象としており、沸騰条件は主として加熱面への熱流束に依存し、主流の凝縮効果は発泡にあまり影響を与えないものと考えられる。

#### 2.4.3 二相摩擦増倍係数のモデリング

サブクール沸騰摩擦圧力損失実験データより二相摩擦増倍係数を求め、Lockhart-Martinelliの相関式<sup>(21)</sup>、およびOwens-Schrock<sup>(22)</sup>、Tarasova<sup>(23)</sup>、植田<sup>(24)</sup>らの実験式と比較した。図2-22に、解析に用いた流動モデルを示す。管入口からBergles-Rohsenowの条件式で定まる沸騰開始点OBまでは水単相流とし、OB点からSaha-Zuberの条件で定まる気泡離脱開始位置DBまでの気泡附着領域ではボイド率と圧力損失の増大は無視できるとする。気泡離脱位置DBから下流では、流れ方向に適切なサブクール沸騰のボイド率分布を仮定することにより非平

平衡乾き度分布が求められる。サブクール沸騰に対する非平衡乾き度分布式としては、Ahmad<sup>(18)</sup>やKroeger-Zuber<sup>(19)</sup>、Zuber-Findlay<sup>(20)</sup>等の式があるが、本実験のサブクール沸騰領域では殆ど差がないことを確認し、本解析では次式のAhmadの乾き度分布式を用いることにした。

$$x = \frac{x_{ex}(z) - x_{exDB} \exp\left[\frac{x_{ex}(z)}{x_{exDB}} - 1\right]}{1 - x_{exDB} \exp\left[\frac{x_{ex}(z)}{x_{exDB}} - 1\right]} \quad (2-24)$$

ここで、 $x$  は非平衡乾き度、 $x_{exDB}$  は気泡離脱開始点DBの平衡クオリティ、 $x_{ex}(z)$  はDB点から下流位置 $z$ における平衡クオリティである。

Lockhart-Martinelli<sup>(21)</sup>の摩擦圧力損失特性は、乾き度 $x$ の断熱二相系において二相摩擦増倍係数 $\Phi_L$ をマルチネリ・パラメータ $X$ の関数として与えたもので、乱流の場合次式で表せる。

$$X^2 = \left(\frac{1-x}{x}\right)^{1.75} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l}\right) \left(\frac{\mu_l}{\mu_v}\right)^{0.25} \quad (2-25)$$

$$\Phi_L = \sqrt{\frac{\Delta P_f(x)}{\Delta P_{f0}(x)}} \quad (2-26)$$

ここで、 $\Delta P_f(x)$  は乾き度 $x$ に対する二相摩擦圧力損失、 $\Delta P_{f0}(x)$  は乾き度 $x$ のうち液相成分だけが単相流として流れたときの摩擦圧力損失である。

ところで、本実験のように管出口の乾き度が $x_{ex}$ の状態得られる摩擦圧力損失は、管長に沿って乾き度が零から $x_{ex}$ まで変化する状態を積分した値に相当する。よって実験値より、次のような平均の二相摩擦増倍係数 $\Phi_{LAV}$ が求められる。

$$\Phi_{LAV} = \sqrt{\frac{\Delta P_f}{\Delta P_{f0}}} \quad (2-27)$$

ここで、 $\Delta P_f$  は気泡離脱位置から管出口までの長さ $L_f$ に対する二相摩擦圧力損失、 $\Delta P_{f0}$  はその間の液相成分だけの単相流摩擦圧力損失であり、管入口から気泡離脱開始位置までの長さを $L_0$ 、測定された全圧力損失を $\Delta P_{musr}$ とすると、 $\Delta P_f$ と $\Delta P_{f0}$ はそれぞれ次式で与えられる。

$$\Delta P_f = \Delta P_{musr} - \frac{\left(\frac{L_0}{D} f + \zeta\right) G^2}{2\rho_l} \quad (2-28)$$

$$\Delta P_{f0} = \frac{f L_f (1 - x_{ex})^2 G^2}{2D\rho_l} \quad (2-29)$$

ここで、 $f$  は管摩擦係数、 $\zeta$  は形状損失係数である。

Owens-Schrock<sup>(22)</sup>は、管内径 $D=3, 4, 6$ mm、加熱管長 $L=380, 410$ mmに対する大気圧の水のサブクール沸騰二相摩擦増倍係数実験式を導いており、その平均の二相増倍係数式は次式で表せる。

$$\Phi_{LAV}^2 = 0.97 + 0.046 \frac{\exp(6.13Y) - 1}{Y} \quad (2-30)$$

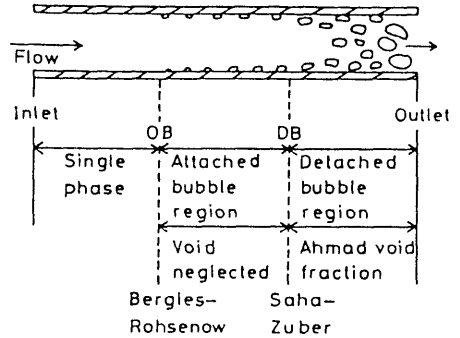


図2-22 解析に用いた流動モデル



$$Y = 1 - \frac{\Delta T_{sub,ex}}{\Delta T_{sub,DB}} \quad (2-31)$$

ここで、 $\Delta T_{sub,ex}$ と $\Delta T_{sub,DB}$ はそれぞれ管出口と気泡離脱開始点位置の水のサブクール度である。

また、Tarasova<sup>(23)</sup>も、圧力 $P=1.0\sim 20\text{MPa}$ 、管内径 $D=2.9, 8.3\text{mm}$ 、質量速度 $G=1.4\sim 3.0\text{Mg/m}^2\text{s}$ に対する水のサブクール沸騰二相増倍係数実験式を提案しており、平均の二相増倍係数式は次式で表せる。

$$\Phi_{LAV}^2 = 1 + \left( \frac{q\rho_l}{H_{fg}G\rho_v} \right)^{0.7} \left( \frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.08} \left( \frac{26.3}{Y} \ln \frac{1.315}{1.315 - Y} - 20 \right) \quad (2-32)$$

ここで、 $q$ は熱流束、 $\rho_l$ と $\rho_v$ はそれぞれ水と蒸気の密度、 $H_{fg}$ は水の蒸発潜熱である。

植田<sup>(24)</sup>は、一様加熱を受ける蒸発管の摩擦圧力損失を推定するMartinelli-Nelson<sup>(54)</sup>の相関を、次の形の実験式として表している。

$$\Phi_{LAV}^2 = 1 + 1.2 X^{0.75} \left( 1 + 0.01 \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_v}} \right) \left[ \left( \frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.8} - 1 \right] \quad (2-33)$$

図2-23は、内径 $D=3\text{mm}$ の場合の式(2-27)で得られる $\Phi_{LAV}$ と、Saha-Zuberの気泡離脱開始条件および式(2-24)で求められる管出口非平衡乾き度 $x = x_{ex}$ に基づく式(2-25)の $X$ の実験的に得られた関係を、Lockhart-Martinelliの相関や各実験式と比較したものである。図中、破線がLockhart-Martinelliの相関を、また細い実線がTarasova、二点鎖線が植田、太い実線がOwens-Schrockの実験式の関係をそれぞれ示している。ただし、式(2-25)、(2-26)のLockhart-Martinelliの相関は局所値を与えているので、図中の曲線は、 $x=0$ から管出口までを積分し、平均の $\Phi_{LAV}$ として記してある。図に見るように、 $D=3\text{mm}$ の場合の実験値の $\Phi_{LAV}$ は、 $x$ の増大とともにほつきりと増大していき、ほぼOwens-Schrockの実験式と良い一致を示し、Lockhart-Martinelliの相関とTarasovaの実験式は実験値より少し大きく、植田の実験式はほぼその中間の値をとることが分かる。このことは、サブクール沸騰においても、飽和沸騰と同様、摩擦圧力損失が $\Phi_L$ と $X$ によって整理できることを示している。そしてメカニズム的には、二相流における圧力損失の増大を引き起こすポイド率による増速効果が両者の沸騰でも余り変わらず、また気泡による乱れなどの効果も余り変わらないか、圧力損失に占める割合が小さいことを推定させる。本実験データより、 $\Phi_{LAV}$ と $X$ の関係を求めると、図2-23中の一点鎖線で示したように次式で近似することができる。

$$\Phi_{LAV} = 1 + \frac{2.42}{X} + \frac{2.80}{X^2} \quad (2-34)$$

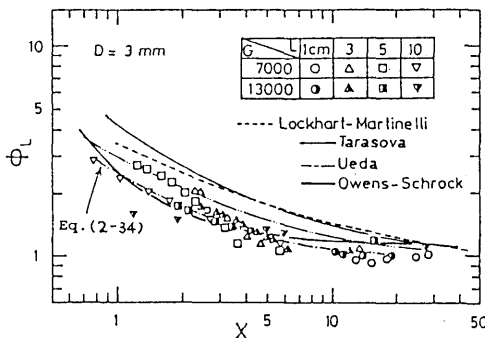


図2-23 解析で求められた二相増倍係数と各相関式の比較 ( $D=3\text{mm}$ )

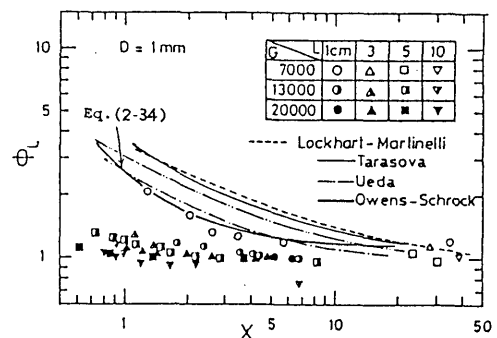


図2-24 解析で求められた二相増倍係数と各相関式の比較 ( $D=1\text{mm}$ )

図2-24には、内径1mmの場合の同様の結果を示した。質量速度 $G=7000\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合の実験値の $\phi_L$ と $X$ の関係は、内径3mmの関係とほぼ同様であり、Owens-Schrockの実験式とほぼ一致する。しかし、 $G=13000$ 、 $20000\text{kg/m}^2\text{s}$ と質量速度が大きくなると、 $X$ に対する $\phi_{LAV}$ はかなり小さくなり、ほぼ1ぐらいの値をとることが分かる。これは、 $\phi_{LAV}$ に対する $X$ の値が大きすぎる、すなわち本解析モデルで用いたAhmadの乾き度分布式の与える値が大きすぎることを示唆しており、内径1mmの高質量速度の場合には、実際にはそのボイド率は、Ahmad式による値よりも小さくなっていると結論できる。また、実験値の $\phi_{LAV}$ が1より小さいものがいくつかあるが、これは気泡離脱開始条件としてSaha-Zuber式を用いたため、図2-18に示したように、内径1mmで高質量速度の場合、二相流領域を実際よりも大きく見積もっているためと考えられる。

## 2.5 ボイド率と限界熱流束との関連に関する考察

内径1~2mmといった細管に対するサブクール沸騰時のボイド率と二相摩擦増倍係数の関係を与えた実験データはこれまで1つも報告されていない。しかしながら、前節で述べたように、飽和沸騰に対するLockhart-Martinelliの相関や植田の実験式、およびサブクール沸騰に対するOwens-Schrock、Tarasovaの各実験式も、内径3mm に対してはたとえ実験条件が異なっても殆ど同じか似たような $\phi_{LAV}$ - $X$ の関係を与える。このように、ボイド率すなわち $X$ が正しく見積もられるならば、 $\phi_{LAV}$ - $X$ の関係は $X$ が増大するほど $\phi_{LAV}$ も同じように増大すると考えることができ、この関係は内径1mmの場合にも維持されると仮定できる。よって、内径1mmおよび3mmの $\phi_{LAV}$ - $X$ の関係も実際には式(2-34)で表せると仮定することにより、各々の管に対するサブクール沸騰時のボイド率を推定できる。

図2-25は、このようにして推定したボイド率 $\alpha_{esti}$ と、Ahmadの乾き度分布式より計算されるボイド率 $\alpha_{Ahmad}$ を比較したものである。縦軸には $\alpha_{esti}$ と $\alpha_{Ahmad}$ の比を、横軸には式(2-31)で表される無次元沸騰長さ $Y$ をとっている。 $D=3\text{mm}$ および $D=1\text{mm}$ の質量速度 $G=7000\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合には、 $\alpha_{esti}/\alpha_{Ahmad}$ の値はほぼ1となり、 $\alpha_{esti}$ と $\alpha_{Ahmad}$ の値がほぼ等しくなることを示している。しかし、 $D=1\text{mm}$ の $G=13000\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合には、 $\alpha_{esti}$ は $\alpha_{Ahmad}$ に対して約30%、 $D=1\text{mm}$ で $G=20000\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合で約55%小さくなることを示している。

このように、一般に内径が小さくなり、質量速度が大きくなるほどサブクールコアの発生気泡に対する凝縮効果は顕著となり、発生気泡もより小さくなるものと考えられる。また、ボイド率の減少は、気泡境界層内の気泡の充満を遅らせ、加熱面への液の供給を容易にするので、高熱流束域のCHFも低熱流束域に比べて大きくなるものと考えられる。

## 2.6 まとめ

管内径1~3mmを対象とした水によるサブクール沸騰時の限界熱流束、および圧力損失の実験的研究を通じ、以下のことを明らかにした。

- (1)管内径、加熱管長が小さくなると、流路形状の寸法効果のため、管内径および加熱管長が限界熱流束に影響を与える高熱流束域が存在する。

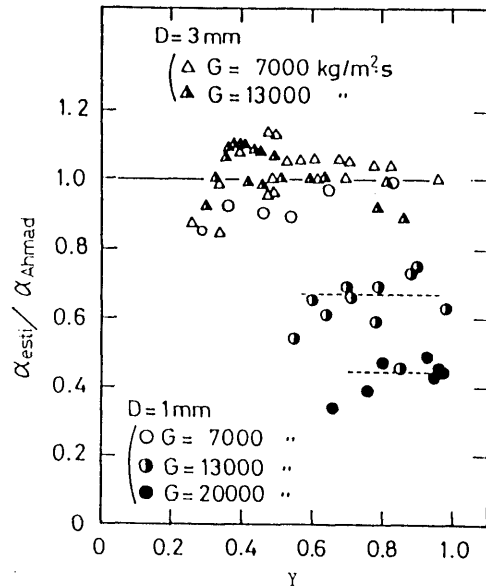


図2-25 Ahmadの与えるボイド率と推定されたボイド率の比較

- (2)高熱流束域の限界熱流束は、これまでに提案された比較的低压で広い口径管を対象とするGunther、Knoebel、Griffelの各サブクール沸騰限界熱流束相関式による予測値よりもかなり大きくなるのに対し、低熱流束域の限界熱流束は、これらの相関式の予測値とほぼ一致する。
- (3)実験結果から各パラメータ間の影響を整理した結果、高-低熱流束域の境界は、管内径、加熱管長、および質量速度の各パラメータで表せる。
- (4)高熱流束域の限界熱流束は、気泡境界層剥離機構に基づく高圧用のTong式中のパラメータを修正することにより関係づけられる。
- (5)熱流束を零から上げていった場合、摩擦圧力損失比がほぼ一定か若干増え始める時の熱流束実験値は、高-低熱流束域を問わずBergles-Rohsenowの核沸騰開始条件とほぼ一致する。
- (6)さらに熱流束を上昇させた時の摩擦圧力損失比が急に増え始める熱流束実験値は、低熱流束域ではSaha-ZuberやLevyの気泡離脱開始条件とほぼ一致するのに対し、高熱流束域ではこれらの条件より実験値の方がかなり大きくなる。
- (7)熱流束上昇に伴う摩擦圧力損失比の変化は、低熱流束域ではDormer-Berglesの整理結果とほぼ一致するのに対し、高熱流束域ではかなり小さくなる。
- (8)圧力損失実験データよりAhmadのボイド率分布式を用いて解析的に求められた二相摩擦増倍係数は、低熱流束域ではOwens-Schrockや植田の各実験式と比較的良好な相関を示すのに対し、高熱流束域ではかなり小さくなり、解析に用いたAhmadのボイド率分布式は、高熱流束域に対してはボイド率を大きく見積もりすぎる。
- (9)二相摩擦増倍係数の解析結果より、高熱流束域のボイド率は管内径1mmの質量速度20Mg/m<sup>2</sup>sの場合で約55%、管内径1mmの質量速度13Mg/m<sup>2</sup>sの場合で約30%ほどAhmadの与える値よりも小さくなる。

### 3. 通常管に対するサブクール沸騰限界熱流束<sup>(46),(55-57)</sup>

#### 3.1 目的

本章では、低熱流束域における高熱負荷除熱に焦点を絞り、高質量速度条件に対する圧力のCHFへの依存性を検討するために、管内径を3mmと固定し、管出口圧力を1.0MPaまで上げた場合の水によるサブクール沸騰CHF実験を実施する。また、高圧用に提案されたTong<sup>(59)</sup>式中のパラメータを広い範囲に渡って適用できるように修正を行い、通常管に対する新しいCHF実験式を提案すると共に、核融合炉機器の実際への適用が考えられる圧力0.1~4.0MPaの範囲において信頼性のある相関式を推薦するために、種々の相関式について評価を行う。さらに、CHFメカニズムを物性値の面から明らかにするための検討を行う。

#### 3.2 実験装置、および実験方法

##### 高圧用実験装置

図3-1に、実験装置の系統図を示した。本装置は、水槽、高圧循環ポンプ（吐出圧2MPaで100L/min）、オリフィス流量計、試験部、熱交換器、および低電圧大電流直流電源（定格出力45kW）からなる。計測点は、試験部出入口に取り付けたブルドン管式圧力計の直接読み取り、およびパーソナルコンピュータに取り込まれる試験部出入口と水槽の水の温度（CA熱電対）、テスト管への印加電圧と印加電流、ならびにオリフィス流量計からの差圧信号のの8点である。試験部出口の圧力調整は、試験部出口のグローブ弁を絞り込むことによって行われる。

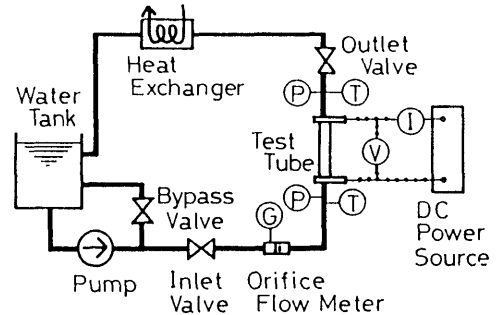


図3-1 高圧用実験装置系統図

図3-2に、試験部の概略図を示す。用いたテスト管は、管内径3mm、管外径4mmのステンレス管（SUS304）で、上下はコンプレッション・フィッティングによって絶縁用テフロン継ぎ手に垂直に固定されている。テスト管の上下加熱端外周には、銅電極がネジで固定されており、加熱長さは100mmである。

実験は、下記条件の幾つかの組み合わせについて実施した。

##### 実験条件

管出口圧力	$P = 0.3 \sim 1.0 \text{ MPa}$
質量速度	$G = 5.5 \sim 30 \text{ Mg/m}^2\text{s}$
入口水温	$T_{in} = 25 \sim 75 \text{ }^\circ\text{C}$

#### 3.3 実験結果

図3-3に、全実験結果を管出口平衡クオリティに対して示した。但し、図中の管出口圧力 $P=1.0\text{MPa}$ 、質量速度 $G=30\text{Mg/m}^2\text{s}$ の条件の記号◆で記したデータは、電力不足のためバーンアウトに至らなかったものであるが、CHF値はわずかに大きいぐらいと考えられる。圧力 $P=0.35 \sim 1.0\text{MPa}$ の範囲では、 $G=30\text{Mg/m}^2\text{s}$ で約 $40 \sim 50\text{MW/m}^2$ という高CHFが得られることが分か

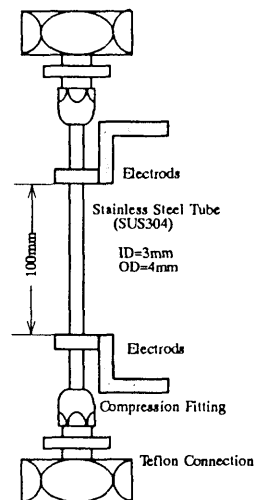


図3-2 高圧用限界熱流束試験部

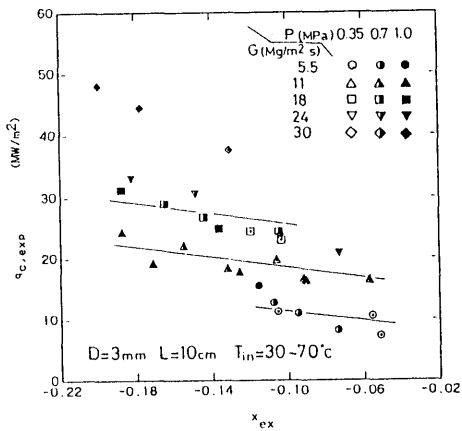


図3-3 平衡クオリティに対する実験結果

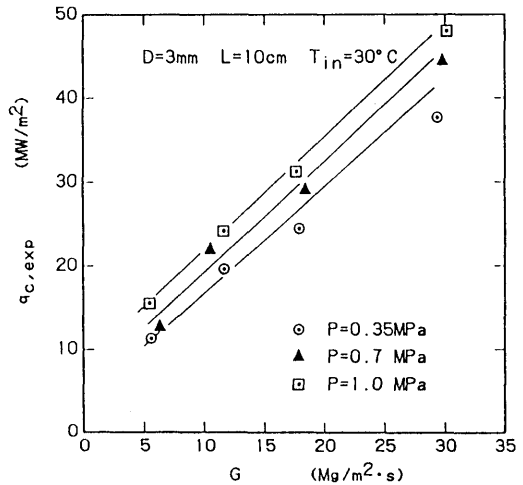


図3-4 質量速度に対する実験結果

る。また、 $G=5.5, 11, 18 \text{ Mg/m}^2\text{s}$ のデータを見ると、 $x_{ex}$ に対して示した場合、本圧力範囲ではCHFは圧力に殆ど依存せず、質量速度と管出口平衡クオリティの2つのパラメータで代表されることが分かる。 $G=24, 30 \text{ Mg/m}^2\text{s}$ では、データ不足のため現時点ではCHFが2つのパラメータだけで決まるかどうかは断定できない。

図3-4には、入口水温 $T_{in} \sim 30^\circ\text{C}$ の実験結果を管出口圧力 $P$ をパラメータとして質量速度 $G$ に対して示した。CHFは、圧力0.35から1.0MPaの増大に対しては約40%ぐらいしか増大しないのに対し、 $G$ が5.5から30 $\text{Mg/m}^2\text{s}$ と増大すると約3倍も増大し、流量に対する依存性が大きいことが分かる。

### 3.4 通常管に対する新しい実験相関式の提案

2.3.4節で、内径1~3mm管のCHFデータがTongの境界層剥離モデルに基づく実験式で良く整理できることを示した。ここに再度TongのCHF実験式を示す。

$$\frac{q_c}{H_{fg}} = C \frac{G^{0.4} \mu_f^{0.6}}{D^{0.6}} \tag{3-1}$$

$$C = 1.76 - 7.433x_{ex} + 12.222x_{ex}^2 \tag{3-2}$$

ここで、 $q_c$ は限界熱流束、 $H_{fg}$ は水の蒸発潜熱、 $G$ は質量速度、 $\mu_f$ は飽和水の粘度、 $D$ は管内径、 $x_{ex}$ は管出口の平衡クオリティである。

しかし、この実験式は、圧力7.0~14MPaの軽水炉条件で導かれたものであり、大気圧に適用した場合には、図2-15に示したようになり大きな値を予測する。図3-5は、圧力0.1~5.3MPaにおける他の研究者、および本実験の低熱流束域CHFデータから、式(3-1)を用いて逆にパラメータ $C$ を求め、平衡クオリティ $x_{ex}$ に対してプロットしたものである。図中、■が大気圧における低熱流束域の本実験データ、●が圧力0.2 MPaのBergles<sup>(7)</sup>のデータ、○、△、□がそれぞれ圧力0.2、0.4、0.7MPaのKnoebel<sup>(51)</sup>のデータ、▽は圧力3.5MPaのThompson-Macbeth<sup>(58)</sup>のデータ、◇は圧力5.3MPaのGriffel<sup>(52)</sup>のデータを示している。また図中の破線は、式(3-2)のTongが与えた7~14MPaに対する $C$ と $x_{ex}$ の関係を示している。実験データより求められる $C$ の値は、同じ圧力に対してかなりばらつきを持つが、圧力が増大するほど $C$ の値は大きくなる傾向を示す。この図より、圧力の $C$ への影響が次式のように関係づけられた。

$$\frac{C}{C_{Tong}} = 1 - \frac{52.3 + 80x_{ex} - 50x_{ex}^2}{60.5 + (Px \cdot 10^{-5})^{1.4}} \quad (3-3)$$

ここで、 $C_{Tong}$ は式(3-2)のTongが与えるパラメータCの値であり、Pは管出口圧力である。図3-5中の各実線は、各圧力に対する式(3-3)の関係を示している。CHF予測値は、式(3-3)で求められるCの値を、式(3-1)に代入することによって計算される。この式(3-3)によって低圧にも適用できるように拡張されたTongの実験式を修正Tong式 (Modified Tong Correlation) と呼ぶことにする。

図3-6は、式(3-3)の与える $C/C_{Tong}$ の値を圧力に対して示したものである。図中、実線が平衡クオリティ $x_{ex} = -0.02$ の、破線が $x_{ex} = -0.10$ の関係を示している。また図中の各記号は、各研究者のデータから求められる値を示しているが、ばらつきがあるので範囲を持って示してある。 $C/C_{Tong}$ の値は、圧力とともに増大していくが、クオリティ $x_{ex}$ に対する依存性は小さいことを示している。このように、Tongの提案した気泡境界層剥離の概念が、低圧から高圧に渡るCHFデータに対してもまとまった形で適用できることは、Tongの提案した概念の正当性を示唆するものである。

### 3.5 各限界熱流束相関式の評価

これまでに数多くのサブクール沸騰CHF相関式が提案されてきたが、大気圧から高圧までを適用範囲とする式は殆どない。唯一ごく最近ではあるが、甲藤<sup>(35),(36)</sup>は中圧～高圧を適用範囲とするCHF理論モデルを提案し、大気圧まで適用できるように拡張した。一般に、核融合炉機器の除熱では、0.1～4.0MPaといった低～中圧力範囲が適用上有利とされる。よって本節では、低圧から中圧を適用範囲とする4つのCHF実験式、比較対象としてよく引用される3つの高圧用CHF実験式、および最近提案された3つの理論モデルを取り上げ評価を行う。

#### 3.5.1 各限界熱流束相関式

Gunther<sup>(50)</sup>

実験式:

$$q_c = 71987 V^{0.5} \Delta T_{sub,ex} \quad (3-4)$$

[適用圧力範囲: P=0.1～1.13MPa]

ここで、 $q_c$ は限界熱流束、Vは水の流速、 $\Delta T_{sub}$ は管出口の水のサブクール度である。

Knoebel<sup>(51)</sup>

実験式:

$$q_c = 484608 (1 + 0.169V) (1 + 0.1242 \Delta T_{sub,ex}) \quad (3-5)$$

[適用圧力範囲: P=0.2～0.74MPa]

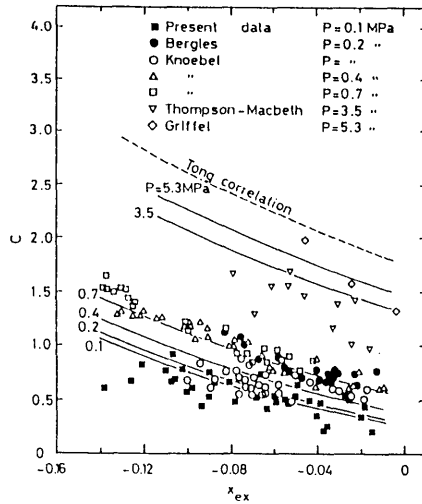


図3-5 種々の圧力データから求められたパラメータCと平衡クオリティの関係

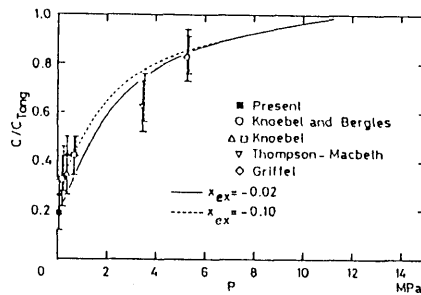


図3-6 修正したパラメータの圧力依存性

Griffel<sup>(52)</sup>

実験式:

$$q_c = (128.7G + 1.21 \times 10^6) (8 + 1.8 \Delta T_{sub,ex})^{0.27} \quad (3-6)$$

[適用圧力範囲: P=0.4~13.8]

ここで、Gは質量速度である。

修正Tong

実験式: (3.4節で提案した式)

$$q_c = C \frac{G^{0.4} \mu_f^{0.6}}{D^{0.6}} \quad (3-7)$$

$$\frac{C}{C_{Tong}} = 1 - \frac{52.3 + 80x_{ex} - 50x_{ex}^2}{60.5 + (P \times 10^{-5})^{1.4}} \quad (3-8)$$

$$C_{Tong} = 1.76 - 7.433x_{ex} + 12.222x_{ex}^2 \quad (3-9)$$

ここで、 $H_{fg}$ は水の蒸発潜熱、 $\mu_f$ は飽和水の粘度、 $D$ は管内径、 $x_{ex}$ は管出口平衡クオリティ、 $P$ は管出口圧力である。

W-3<sup>(59)</sup>

実験式:

$$q_c = 3.155 \times 10^6 [(2.022 - 6.24 \times 10^{-8} P) + (0.1722 - 1.427 \times 10^{-8} P) \times \exp((18.177 - 5.989 \times 10^{-7} P)x_{ex})] \times$$

$$[(0.1094 - 1.177x_{ex} + 0.1275x_{ex}|x_{ex}|)G \times 10^{-3} + 1.037][1.157 - 0.869x_{ex}] \times$$

$$[0.2664 + 0.8357 \exp(-124.1D)][0.8258 + 0.3414 \times 10^{-6} (H_f - H_{in})] \quad (3-10)$$

[適用圧力範囲: P=6.9~15.9MPa]

ここで、 $H_f$ 、 $H_{in}$ はそれぞれ水の飽和エンタルピおよび入口エンタルピである。W-2<sup>(60)</sup>

実験式:

$$q_c = 3.155 (0.23 \times 10^6 + 69.32G) (3.0 + 0.018 \Delta T_{sub,ex}) \times [0.435 + 1.23 \exp(-0.0093L/D)][1.71 - 1.4 \exp(-\psi)] \quad (3-11)$$

$$\psi = 0.532 \left( \frac{H_f - H_{in}}{H_{fg}} \right)^{\frac{3}{4}} \left( \frac{\rho_v}{\rho_f} \right)^{-\frac{1}{3}} \quad (3-12)$$

[適用圧力範囲: P=5.5~19.0MPa]

ここで、 $\rho_v$ 、 $\rho_f$ はそれぞれ蒸気および飽和水の密度である。Tong-75<sup>(61)</sup>

実験式:

$$q_c = 0.23 f G H_{fg} (1 + 0.00216 P_*^{1.8} R_*^{0.5} J_a) \quad (3-13)$$

$$P_* = P/P_c \quad (3-14)$$

$$R_* = GD/\mu_f \quad (3-15)$$

$$J_a = -x_{ex} \rho_f / \rho_v \quad (3-16)$$

$$f = 8R_*^{-0.6} (D/D_c)^{0.32} \quad (3-17)$$

[適用圧力範囲: P=6.9~13.8 MPa]

ここで、 $f$ は管摩擦係数、 $P$ は換算圧力、 $Re_0$ はレイノルズ数、 $J_0$ はヤコブ数、 $P_c$ は臨界圧力、 $D_0$ は基準内径 (=0.0127m) である。

Weisman-Pei<sup>(32)</sup>

理論モデル:

$$\frac{q_c}{H_{lg}} \frac{H_l - H_{ld}}{H_l - H_{ld}} = (x_2 - x_1) G_r \quad (3-18)$$

[適用圧力範囲:  $P=2.0\sim 20.5\text{MPa}$ ]

ここで、 $H_l$ は水のエンタルピ、 $H_{ld}$ は気泡離脱開始点位置の水のエンタルピ、 $x_1$ 、 $x_2$ はそれぞれコア領域と気泡層内の平均乾き度、 $G_r$ はコアから気泡層内へ入り込む質量速度である。本式の右辺の $x_1$ 、 $x_2$ 、 $G_r$ は $q_c$ の関数となり、その表現の詳細は文献(32)を参照されたし。

Weisman-Ileslamlou<sup>(33)</sup>

理論モデル:

$$q_c = G_r [H_l(1 - x_2) + H_g x_2 - H_l] \quad (3-19)$$

[適用圧力範囲:  $P=6.8\sim 19.0\text{MPa}$ ]

本式の右辺はWeisman-Peiモデルと同様 $q_c$ の関数となり、詳細は文献(33)を参照されたし。また、本モデルは、Weisman-Peiモデルを $X_{ex} < -0.12$ の高サブクール域に拡張したものである。

甲藤<sup>(35),(36)</sup>

理論モデル:

$$q_c = \frac{\delta \rho_l H_{lg}}{L_B U_B} \quad (3-20)$$

[適用圧力範囲:  $P=0.1\sim 19.6\text{MPa}$ ]

ここで、 $\delta$ は薄液膜の厚さ、 $L_B$ は蒸気スラグの長さ、 $U_B$ は蒸気スラグの流速であるが、本式も右辺は $q_c$ の関数となり、その詳細は文献(35)、(36)を参照されたし。

### 3.5.2 評価方法: DSMとHBM

CHFの実験パラメータとして、管内径 $D$ 、加熱管長 $L$ 、水の質量速度 $G$  (あるいは流速 $V$ )、圧力 $P$ 、水の管入口エンタルピ $H_{in}$  (あるいは入口平衡クオリティ $x_{in}$ 、入口サブクール度 $\Delta T_{sub,in}$ )、水の管出口エンタルピ $H_{ex}$  (あるいは平衡クオリティ $x_{ex}$ 、サブクール度 $\Delta T_{sub,ex}$ ) の6つが考えられる。しかし熱流束 $q$ が均一の場合には、水の入口および出口エンタルピの間には次の熱バランス式が成り立つ。

$$H_{ex} - H_{in} = \frac{4Lq}{DG} \quad (3-21-a)$$

$$\text{or} \quad x_{ex} = \frac{1}{H_{lg}} \left( \frac{4Lq}{DG} - H_l + H_{in} \right) \quad (3-21-b)$$

よって実験における独立変数は5つとなり、CHFは次式で表される。

$$q_c = \text{func}(G, H_{in}, P, D, L) \quad (3-22)$$

サブクール沸騰の場合、限界状態は一般に管出口付近で生じるので、管出口の水の状態を用い、式(3-22)の代わりに次式の形を用いることができる。

$$q_c = \text{func}(G, x_{ex}, P, D, L) \quad (3-23)$$

式(3-22)、(3-23)の形は、*system parameters concept*と呼ばれるものである。もし、限界状態の発生が主に管出口の条件で決まり、管長の影響も小さいとするなら、式(3-23)は次式のように近似できる。

$$q_c = \text{func}(G, x_{ex}, P, D) \quad (3-24)$$

式(3-24)の形は、*local conditions concept*と呼ばれるものであり、データを整理するのに便利なのでしばしば用いられる。

しかしながら、限界熱流束における局所のサブクール流れは、非平衡状態が強いので少なからず上流の影響を



受けるものと考えられる。これまでに式(3-23)や(3-24)のような多くのCHF実験式が提案されてきたが、これらを適用する場合、ほとんどの研究者は管出口条件をそのまま式に代入することによりCHF予測値を求めている。本節では、与えられた相関式から予測値を求める方法として、直接管出口の条件を式に代入する方法 (*direct substitution method*: DSM) と、系の熱バランスを考慮して求める方法 (*heat balance condition method*: HBM) の2つを用いた場合の予測結果の違いについて先ず検討を行う。

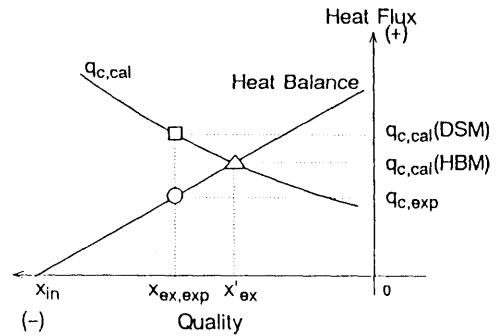


図3-7 CHF-HB曲線におけるDSMとHBMの関係

図3-7は、熱流束と平衡クオリティ座標における予測CHF曲線と熱バランス(HB)曲線のスケッチを示したものである。HB曲線は、熱流束0の時の水の入口クオリティ  $x_{in}$  を出発点として、熱流束の増大とともにクオリティは増大するので、右上がりの直線となる。また、CHFは一般にクオリティが小さくなるほど増大するので、CHF曲線は図に見るように左上がりの曲線で示せるものとする。HB曲線上で熱流束が増大していき、図中の○で記した点でCHFが発生したとし、その時のCHF値を  $q_{c,exp}$ 、クオリティを  $x_{ex,exp}$  とする。

・直接代入法 (DSM)

実験値のクオリティ  $x_{ex,exp}$  を式(3-23)あるいは(3-24)に直接代入することにより予測値が求められる。求められるCHF値  $q_{c,cal}(DSM)$  は、図中CHF曲線上の  $x_{ex,exp}$  に対応する□印となる。

・熱バランス法 (HBM)

入口条件の実験値  $H_{in}$  が用いられ、式(3-21-b)と式(3-22)、あるいは式(3-21-b)と式(3-23)を連立させて解くことにより、 $x_{ex}$  は消去される。求められるCHF値  $q_{c,cal}(HBM)$  は、図中△印で記したCHF曲線とHB曲線の交点となる。

DSMとHBMによるCHFの予測値は、○印の実験値がCHF曲線とHB曲線の交点上にない限り異なる出口条件に対して求められることになる。実験値が交点上に位置するか、CHF曲線のクオリティに対する傾きが非常に小さいなら、DSMとHBMによる違いは殆どなくなることになる。

図3-8に、*system parameters concept*に基づくW-2式のCHF曲線とHB曲線の平衡クオリティ  $x_{ex}$  に対する関係を示した。計算された条件は、Celata<sup>(13)</sup>の内径  $D=2.5\text{mm}$ 、加熱管長  $L=100\text{mm}$  の実験条件が選ばれた。図中には、4つのCHF曲線(左上がり)とHB曲線(右上がり)の組み合わせが、それぞれ4つの実験条件に対して描かれている。太い実線の組み合わせは、管出口圧力  $P=2.56\text{MPa}$ 、質量速度  $G=20\text{Mg/m}^2\text{s}$ 、入口水温  $T_{in}=30^\circ\text{C}$  の実験条件に対するものである。この実験条件を基準とし、細い実線の組み合わせ(CHF曲線は、 $T_{in}=30^\circ\text{C}$  の太い実線と殆ど重なっている)は、 $T_{in}$  のみを  $41^\circ\text{C}$  に上げた場合、一点鎖線の組み合わせは  $P$  のみを  $0.8\text{MPa}$  に下げた場合、点線の組み合わせは  $G$  のみを  $40\text{Mg/m}^2\text{s}$  に上げた場合を示している。W-2式は、高圧、低質量速度条件で導かれたものであり、 $P=0.8\text{MPa}$  と  $G=40\text{Mg/m}^2\text{s}$  の実験データに対しては余り良い予測を示さないが、図に見るように、HBMによる予測値の方がDSMによる予測よ

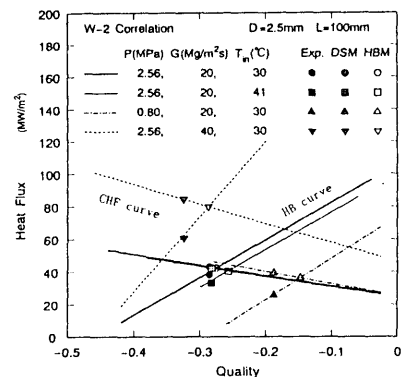


図3-8 Celataデータに対するW-2式のDSMとHBMの違い

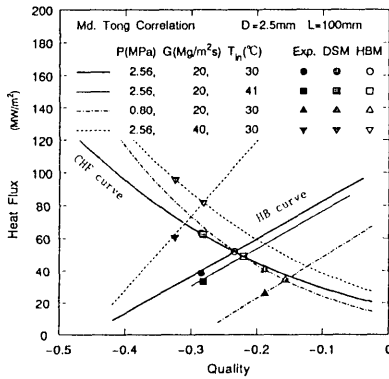


図3-9 Celataデータに対する修正Tong式の DSMとHBMの違い

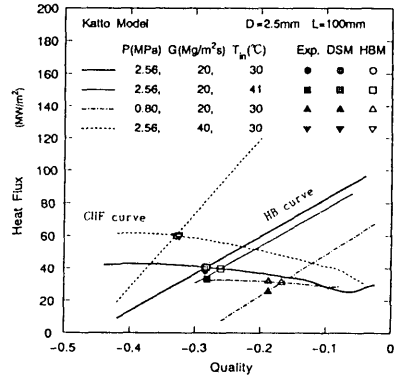


図3-10 Celataデータに対する甲藤モデルの DSMとHBMの違い

りも実験値に対する予測精度がより良いことが分かる。W-2式は *system parameters concept* に基づく式であるが、熱バランスの関係を完全に含んでいるだけでなく、HBMによって上流の影響を考慮する方が妥当であることを示している。

図3-9には、*local conditions concept* に基づく修正Tong式のCHF曲線とHB曲線の関係を示した。計算条件は、図3-8と同様である。修正Tongは、 $H_{in}$ をパラメータとして含んでいないので、 $T_{in}=41^{\circ}\text{C}$ に対するCHF曲線は、 $T_{in}=30^{\circ}\text{C}$ の太い実線のCHF曲線と同じになる。本式は、後で述べるようにCelataのデータに対し良い予測を与えないが、図に見るように、実験値に対しHBMの方がDSMよりかなり良い予測を与えることが分かる。本式のように、加熱管長をパラメータとして含んでいない *local conditions concept* に基づく式では、DSMの場合CHF曲線の一点上にLと $T_{in}$ の組み合わせが数多く存在する。HBMを用いることにより、Lと $T_{in}$ の組み合わせが1つに固定されることになる。

図3-10に、甲藤の理論モデルによるCHF曲線とHB曲線の関係を示した。本モデルは、基本的には *local conditions concept* に基づくものであるが、CHF曲線のクオリティに対する傾きが小さいので、DSMとHBMによる解の差は殆どない。また、Celataデータに対する本モデルの予測精度はかなり良いが、HBMによる解の方が実験値に対しより良い予測を与えることが分かる。

*System parameters concept*、ならびに *local conditions concept* に基づく各実験相関式は、いずれにしてもある基本となるCHFデータベースから導き出されている。Gunther式のように等価水力直径ならびに加熱管長が固定されたデータベースから導き出された式もあるが、一般に各実験式はあるパラメータ範囲を持つデータベースから導き出されている。各データベースの熱バランスは殆ど誤差がないのは当然であり、導き出されたデータベースに対して各実験式のDSMとHBMの相違を比較するなら、その差は余り大きくないものと思われる。図3-7で言うなら、もともと各実験式は、CHF曲線上の口の位置が実験値の○に近いように導き出されているからである。しかしながら、各データベースをもとに実験式を導き出すにしても、データの分散は少なからず存在すると考えられること、第二にあるパラメータ範囲のデータベースといえども全てのパラメータの組み合わせをカバーしているとは言えないこと、さらにはパラメータ範囲から外れたパラメータ条件に対する予測を考えると、各実験式は少なからず予測誤差を持ち、かつ全ての実験条件に対し熱バランスを完全に正しく反映しているわけではない。このように考えると、図3-8から図3-10のDSMとHBMの違いが示すように、各相関式を適用するに当たっては、HBMにより熱バランスを考慮する方が実験体系により近い条件で解が求められるので予測精度がより向上することを示している。次節ではさらに、種々のデータを用い、11個の相関式に対するDSMとHBMの違いを比較し、このことを確かめる。

### 3.5.3 各相関式の予測結果

本報告では、核融合炉機器への適用として有利とされる圧力0.1~4.0MPaのCHFデータに対し、3.5.1節で上げた10個の相関式のDSMとHBMによる評価を行う。CHFデータ<sup>(5-6,8-9,11-13,51,55,62-65)</sup>は、表3-1に示したように、高いCHF値を持つもの、およびデータ点数の多いデータベースが選ばれた。実験データ総数は、892点である。

図3-11から図3-20までの10個の図に、各相関式のDSMとHBMによる予測結果を順に示した。但し、各相関式のうち、Weisman-Peiモデルだけは熱バランス式をモデル自体に含んでいるので、オリジナルがHBMによる解法であり、DSMの方は実験値の出口条件を固定し、入口条件を変化させることにより求めた。甲藤モデルは、モデル中で計算されるボイド率が0.7以下のデータに対してのみ推薦されているので、ボイド率が0.7以上になるデータは削除された。よって求められたデータ点数は、他の相関式よりもかなり小さくなっている。また、DSMとHBMでは異なる出口条件で解が求められるので、甲藤モデルの場合は、DSMとHBMでもデータ点数は異なっている。各図の縦軸には、予測値 $q_{c,cal}$ と実験値 $q_{c,exp}$ との比 $R$ がとっており、図中の $\psi(R)$ は全データに対する $R$ の平均値を、 $\sigma(R)$ は $R$ の標準偏差値を示している。

Gunther式(図3-11)は、明らかにDSMよりHBMの方が予測精度が向上するのが分かる。HBMでは、圧力0.15~0.3MPaのCelataデータに対しては-40%ぐらいの小さい値を予測し、圧力3.0MPaのMayersakデータに対しては+60%程度大きい値を予測するのを除き、 $R$ の平均値±標準偏差値で $1.01 \pm 14\%$ とかなり良い予測を与えることが分かる。Knoebel式(図3-12)も、明らかにHBMの方が予測精度は向上しており、HBMでは、Gunther式と同様に0.2MPa近傍でCelataのデータに対し小さい予測を、Mayersakのデータに対しては+75%程度大きい値を予測するが、 $0.95 \pm 12\%$ と全体に良い予測を与える。Griffel式(図3-13)の場合は、HBMの方がDSMに比べて少し予測精度は良くなるが、圧力0.12~3.0MPaにかけての高CHFデータに対し-25~-70%程度小さい値を予測することが分かる。修正Tong式(図3-14)の場合も、明らかにHBMの方が予測精度は向上している。HBMでは、圧力0.2~0.7MPaにかけてのCelataおよびDP-725のデータに対し-30%程度小さい値を、圧力0.8~2.5MPaのCelataのデータに対し+50%程度大きい値を予測するのを除き、 $0.94 \pm 15\%$ と良い予測を与えることが分かる。W-3式(図3-15)も、HBMの方が明らかに予測精度は向上するが、HBMでも全体にかなり大きい値を予測する。W-2式(図3-16)は、HBMの方が少し予測精度は良くなり、圧力2.0MPa以下では大気圧に近づくほどより大きい値を予測する傾向を持つが、圧力2.0MPa以上ではMayersakと一部のCelataデータを除き、良い予測を与えることが分かる。Tong-75式(図3-17)も、明らかにHBMの方が予測精度は向上する。HBMによる予測では、圧力0.9MPa以下では大気圧に近づくほどより大きい値を予測するが、圧力0.9MPa以上では

表3-1 相関式の評価に用いたストレート流限界熱流束データ

Sources (Ref.)	No. of Data Points	P [MPa]	$D_e$ [mm]	L/ $D_e$	G [Mg/m <sup>2</sup> s]	$x_{cx}$	$q_{c,exp}$ [MW/m <sup>2</sup> ]
Celata et al. (12),(13)	121	0.1~2.6	2.5, 4, 5	20~40	2.2~40.0	-0.355~-0.056	4.0~60.6
Gambill et al. (6)	22	0.1~0.5	4.6~7.8	6.6~26.6	11.7~53.0	-0.241~-0.117	7.0~54.4
Schaefer et al. (8)	3	1.3~1.6	3.05	6.25, 22.9	46.9~61.5	-0.374~-0.352	90.9~130.
Mayersak et al. (9)	1	3.0	11.7	50	45.2	-0.408	42.9
Boyd (11)	5	0.8	3	96	26.9~40.4	-0.119~-0.010	6.4~41.5
Inasaka et al. (55)	30	0.3~1.1	3	33	10.5~30.2	-0.201~-0.073	4.6~48.0
ORNL-3079 (5)	7	1.1~3.9	2.1~2.6	128~191	7.8~23.1	-0.134~-0.040	9.6~23.2
DP-355 (62)	64	0.2~6.0	6~12	41~96	1.6~12.6	-0.144~-0.012	3.2~10.0
DP-725 (63)	52	0.4~4.0	6.4~25	24~96	2.4~11.8	-0.254~-0.052	5.2~11.8
EUR-2432 (64)	135	1.1~3.1	10	35	0.9~3.8	-0.234~-0.002	5.1~12.2
Knoebel (51)	391	0.2~0.7	9.5	64	3.9~13.7	-0.157~-0.011	3.3~11.4
Thorgerson (65)	61	0.44	7.8, 8.4	72, 78	4.3~13.4	-0.158~-0.046	4.2~12.4

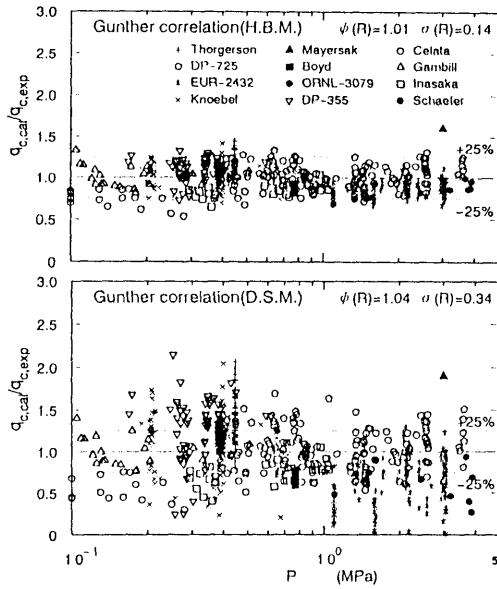


図3-11 Gunther式のDSMとHBMによる予測結果

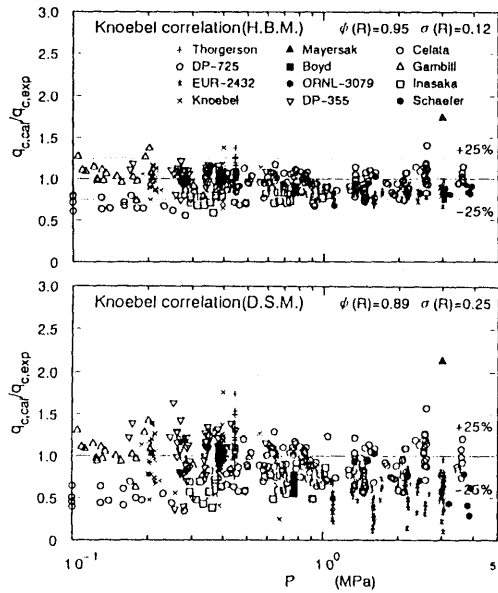


図3-12 Knoebel式のDSMとHBMによる予測結果

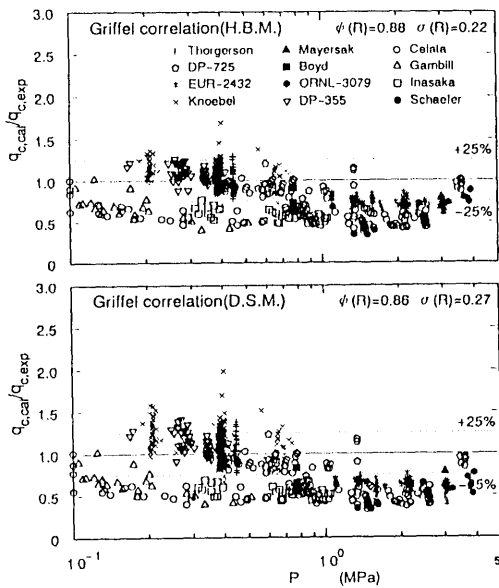


図3-13 Griffel式のDSMとHBMによる予測結果

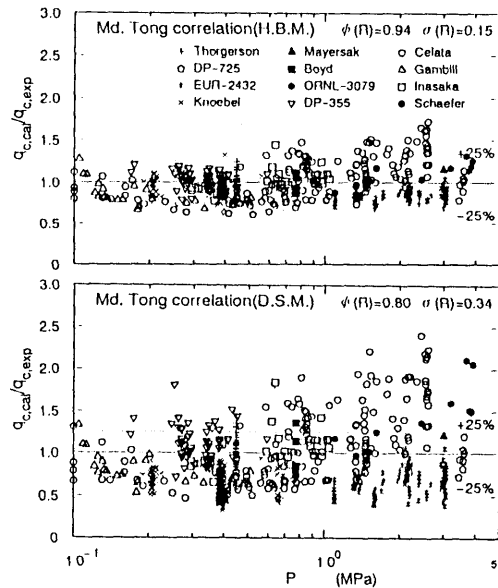


図3-14 修正Tong式のDSMとHBMによる予測結果

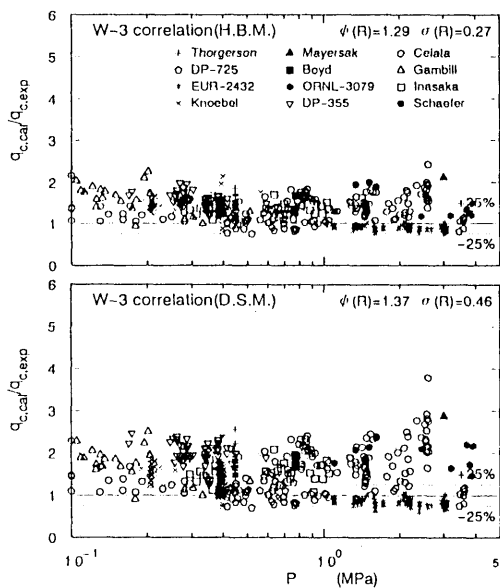


図3-15 W-3式のDSMとHBMによる予測結果

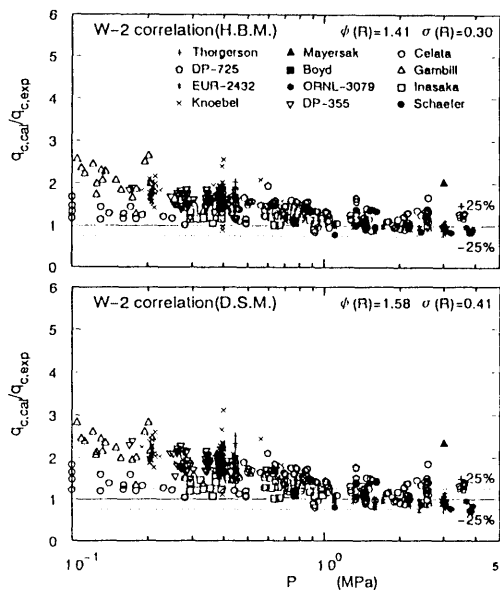


図3-16 W-2式のDSMとHBMによる予測結果

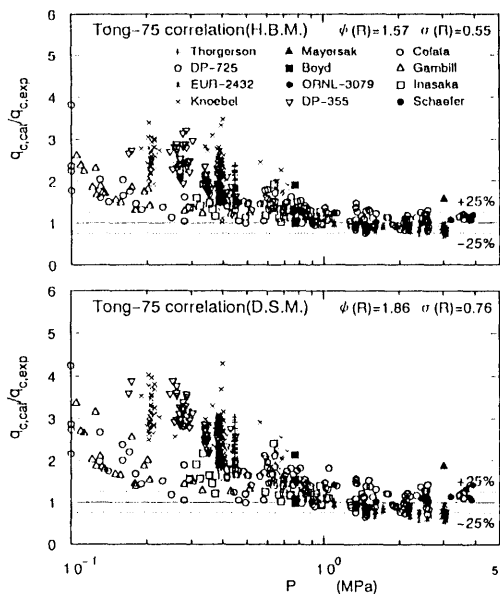


図3-17 Tong-75式のDSMとHBMによる  
予測結果

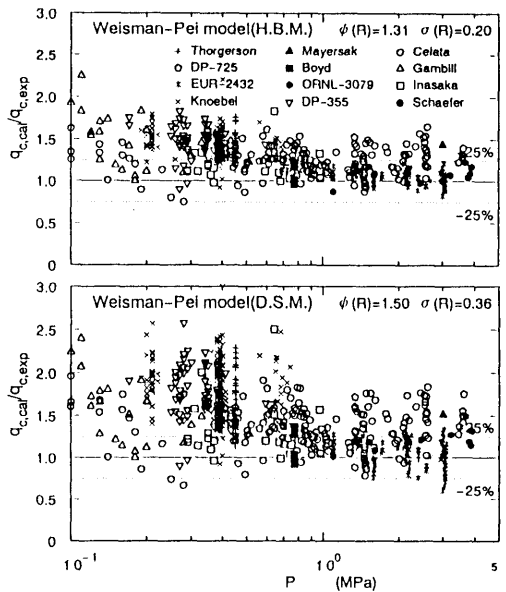


図3-18 Weisman-Peiモデルの  
DSMとHBMによる予測結果

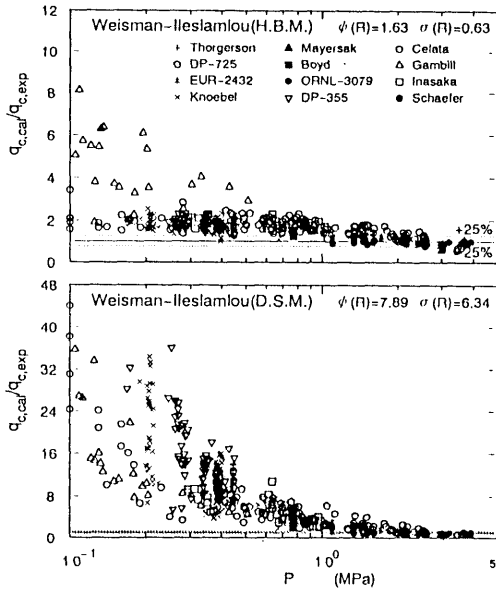


図3-19 Weisman-Ileslamlouモデルの DSMとHBMによる予測結果

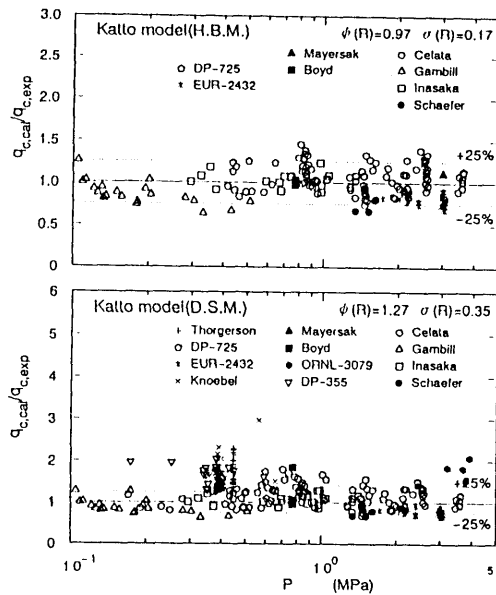


図3-20 甲藤モデルのDSMとHBMによる 予測結果

Mayersakのデータを除き妥当な予測を与えることが分かる。Weisman-Peiモデル(図3-18)も、明らかにHBMの方が予測精度は向上し、HBMでは、圧力1.0MPa以下では大気圧に近づくほど予測精度は悪くなるが、圧力1.0MPa以上では一部のCelataデータおよびMayersakデータを除き、ほぼ良い予測を与えることが分かる。Weisman-Ileslamlouモデル(図3-19)は、Weisman-Peiモデルを $x_{c,cr} < -0.12$ の高サブクール領域に拡張したものであるが、明らかにHBMの方が予測精度は向上する。圧力2.0MPa以下では大気圧に近づくほど大きな値を予測するが、圧力2.0MPa以上ではほぼ良い予測を与えることが分かる。甲藤モデル(図3-20)は、同じデータに対するDSMとHBMによる違いは殆どない。これは、図3-10に示したように、甲藤モデルのCHF予測曲線の管出口平衡クオリティに対する傾きが小さいためである。DSMではボイド率が0.7以下に入る比較的低サブクルールのデータが増え、これらに対しては+80%程度大きい値を予測するが、HBMでは全体に予測データ点数はかなり少なくなるが、 $0.97 \pm 17\%$ と妥当な予測を与えることが分かる。

これらの各相関式による総合評価を、表3-2に示した。管内径が小さくなったり、加熱管長が小さくなり、質量速度も大きくなると、CHFの特性も変わると考えられるので、表中、HBMによるデータは低熱流束域(Low heat flux region)と高熱流束域(High heat flux region)の2つのグループに分けられている。圧力を上げた場合の両者の境界は、現時点では明確に定義されていないので、本報告ではこの境界が管内径 $D=3\text{mm}$ で水の流速 $V=10\text{m/s}$ 、あるいは $L/D=50$ で $V=20\text{m/s}$ であると仮定した。実験データのうち、全てのSchaefer<sup>(8)</sup>、およびMayersak<sup>(9)</sup>、Celata<sup>(12),(13)</sup>の75%、Gambill<sup>(6)</sup>の73%、ORNL-3079<sup>(5)</sup>の71%、Inasaka(圧力を上げた場合の本実験データ)の23%のデータが高熱流束域に入る。

HBMによる評価

Gunther式とKnoebel式は、共に似かよった予測結果を与える。低熱流束域では、前者は $1.02 \pm 13\%$ (Rの平均値±標準偏差)、後者は $0.95 \pm 12\%$ と妥当な予測を与えるのに対し、高熱流束域では両者とも少し低い値を予

表3-2 圧力0.1~4.0MPaにおける各相関式の総合評価結果

Method Correlation	by HBM 769 data points Low Heat Flux Region ( $D \geq 3\text{mm}$ or $V \leq 10\text{m/s}$ ) and ( $L/D \geq 50$ or $V \leq 20\text{m/s}$ )	by HBM 123 data points High Heat Flux Region ( $D < 3\text{mm}$ and $V > 10\text{m/s}$ ) or ( $L/D \leq 50$ and $V > 20\text{m/s}$ )	by DSM 892 data points
Gunther	good $1.02 \pm 13\%^*$	good $0.94 \pm 17\%$ except for Mayersak data, but $0.77 \pm 15\%$ for Celata & Inasaka data at $P < 0.6\text{MPa}$	$1.04 \pm 34\%$ HBM is better
Knoebel	good $0.95 \pm 12\%$	good $0.94 \pm 16\%$ except for Mayersak data, but $0.75 \pm 11\%$ for Celata & Inasaka data at $P < 0.6\text{MPa}$	$0.96 \pm 25\%$ HBM is better
Griffel	good $0.93 \pm 19\%$	too low $0.56 \pm 11\%$	$0.86 \pm 27\%$ HBM is much better
Md. Tong	good $0.91 \pm 11\%$ , but $0.88 \pm 11\%$ at $P \sim 0.3\text{MPa}$ & $1.11 \pm 8\%$ at $P \sim 2\text{MPa}$	high $1.12 \pm 23\%$ , ( $0.87 \pm 17\%$ at $P = 0.2 \sim 0.6\text{MPa}$ and $1.21 \pm 21\%$ at $P = 1.0 \sim 4.0\text{MPa}$ )	$0.84 \pm 34\%$ HBM is better
W-3	high $1.25 \pm 24\%$ , but $0.91 \pm 13\%$ at $P > 1.5\text{MPa}$	too high $1.56 \pm 25\%$	$1.37 \pm 46\%$ HBM is better
W-2	too high $1.54 \pm 39\%$ , but $1.01 \pm 12\%$ at $P > 1.0\text{MPa}$	high $1.35 \pm 37\%$ , but $1.16 \pm 20\%$ at $P > 1.0\text{MPa}$ except for Mayersak data	$1.58 \pm 41\%$ HBM is much better
Tong-75	too high $1.64 \pm 55\%$ , but $0.94 \pm 14\%$ at $P > 0.9\text{MPa}$	high $1.20 \pm 33\%$ , but $1.01 \pm 15\%$ at $P > 0.9\text{MPa}$ except for Mayersak data	$1.86 \pm 76\%$ HBM is much better
Weisman-Pei	high $1.32 \pm 19\%$ , but $1.08 \pm 14\%$ at $P > 1.0\text{MPa}$ and $x_{ex} > -0.12$	high $1.23 \pm 25\%$ , but $1.03 \pm 11\%$ at $P > 1.0\text{MPa}$ and $x_{ex} > -0.12$	$1.50 \pm 36\%$ HBM is much better
Weisman-Ileslamlou	too high $1.61 \pm 38\%$ , but $0.98 \pm 18\%$ at $P > 2.0\text{MPa}$ and $x_{ex} < -0.12$	too high $1.89 \pm 132\%$ , but $1.04 \pm 20\%$ at $P > 2.0\text{MPa}$ and $x_{ex} < -0.12$	$7.89 \pm 534\%$ HBM is better
Katto	good $0.90 \pm 14\%$ (94 points)**	good $1.02 \pm 20\%$ , but $0.86 \pm 14\%$ for $L/D < 30$ (103 points)**	$1.27 \pm 35\%$ (499 points)*** HBM is much better

\* average  $\psi(R)$  and standard deviation  $\sigma(R)$  of  $q_{c,cal}/q_{c,exp}$  \*\* data of calculated void fraction higher than 0.7 omitted.  
\*\*\* number of data points is greater than HBM due to difference in outlet conditions.

測する。

Griffel式は、低熱流束域に対しては $0.93 \pm 19\%$ とほぼ良い予測を与えるが、高熱流束域に対してはかなり低い値を予測する。

本報告で提案した修正Tong式は、低熱流束域に対しては全体として $0.91 \pm 11\%$ と妥当な予測を与えるが、式(3-8)で示すように単純な形で低圧から高圧にかけての圧力補正を行ったため、 $P = 0.3\text{MPa}$ 近傍で若干低く、 $P = 2.0\text{MPa}$ 近傍で若干大きめの値を予測する。また本式は、高熱流束域に対しては $1.12 \pm 23\%$ と予測精度が少し悪くなるのが分かる。

W-3式は、 $P > 7.0\text{MPa}$ 、 $-0.15 < x_{ex} < 0.15$ の範囲で推薦されたもので、低熱流束域では圧力 $1.5\text{MPa}$ 以上のデータに対して $0.91 \pm 13\%$ と妥当な予測を与えるが、 $1.5\text{MPa}$ 以下のデータに対しては大きい値を、また高熱流束域ではかなり大きい値を予測する。

W-2式とTong-75式は、共に高圧領域で推薦される式であるが似かよった予測を与える。低熱流束域、高熱流束域を問わず、圧力 $1.0\text{MPa}$ 以上のデータに対して、前者はほぼ $1.01 \pm 12\%$ 、後者はほぼ $0.94 \pm 14\%$ と妥当な予測を与えるが、 $1.0\text{MPa}$ 以下のデータに対しては、両者ともかなり大きい値を予測する。

Weisman-PeiとWeisman-Ileslamlouの各モデルは、低熱流束域、高熱流束域のデータに対し、各々 $P > 1.0\text{MPa}$ で $x_{ex} > -0.12$ 、 $P > 2.0\text{MPa}$ で $x_{ex} < -0.12$ と、ほぼ式が導き出されたパラメータ範囲において妥当な予測を与える。

甲藤モデルは、低熱流束域、高熱流束域を問わず妥当な予測を与えるが、低圧領域の低-中位のサブクールデータは、ボイド率が $0.7$ 以上となってしまう、多くのデータが適用除外となる。本モデルは、管内径が $2.5 \sim 5.0\text{mm}$ と比較的細く、かつ質量速度が $2.2 \sim 41\text{Mg/m}^2\text{s}$ と比較的大きいBoyd、Celata、Inasakaのデータのみを基に低圧用に拡張されたもので、低圧領域では高サブクール域のみに適用できるものと考えられる。

### DSMによる評価

甲藤モデルの場合、同じデータに対するDSMとHBMの違いは殆どないが、DSMではボイド率が0.7以上に入るデータが増え、図3-20を見て分かるように、DSMでは増えた分のデータに対する予測精度が悪くなる。ここで取り上げた11個の相関式を比較する限り、DSMを用いた場合には実験データに対する予測精度はより悪くなるのが分かる。

図および表から分かるように、*local conditions concept*に基づく実験式はもとより、*system parameters concept*に基づく実験式や理論モデルを含めて、HBMを用いる方が妥当であると結論できる。また、HBMを用いた場合、低熱流束域で妥当な予測を与える相関式として、次の各式が推薦される。

- Gunther, Knoebel, 修正Tong, 甲藤モデル for  $P=0.1\sim 4.0\text{MPa}$
- Tong-75, W-2 for  $P=1.0\sim 4.0\text{MPa}$

### 3.6 限界熱流束メカニズムに関する考察

図3-21に、圧力 $P=0.1\sim 20\text{MPa}$ に対するGunther<sup>(50)</sup>、修正Tong、Tong<sup>(53)</sup>の各実験式とWeisman-  
Peiモデル<sup>(32)</sup>のCHF予測曲線を示した。各相関式は、管内径 $D=3\text{mm}$ 、加熱管長 $L=100\text{mm}$ 、質量速度  
 $G=20\text{Mg/m}^2\text{s}$ 、管出口平衡クオリティ $x_{e,0}=-0.1$ の条件に対して計算された。図中、各CHF曲線の実線部分がそ  
の相関式の導き出された圧力範囲を意味している。低圧を対象とするGunther式は、式(3-4)に見るように、流体  
の物性値は含まず、流速とサブクール度の2つのパラメータしか含んでいないにも拘らず、3.5.3節で示したよう  
に、低圧領域では妥当な予測を与える。一方、高圧を対象とする式(3-1)、(3-2)で示されるTong式を低圧に適用  
した場合には、かなり大きい値を予測する。Gunther式が示すように、低熱流束域では物性値は殆どCHFに影響  
を与えないものと考えられ、修正Tong式の低圧領域に対するパラメータの修正は、物性値に対する圧力補正を意  
味している。Weisman-Peiや甲藤のメカニスティック・モデル、および現象論に基づくTong式やTong-  
75式においては、気液密度比、および液（または均質流体）の粘度で表されるレイノルズ数は、CHFを支配する  
重要なパラメータとなっている。気液密度比は、気液二相流のすべり速度比やボイド率を決定する重要な物性値  
であり、液の気泡に対する凝縮効果といった液と蒸気間の熱のやりとりを実質的に決定する。また粘度で表され  
るレイノルズ数は、気液の攪乱効果を決定する重要な物性値で、加熱面への液の供給のし易さと密接な関係を持  
つ。気液密度比および粘度比は、大気圧では液の方が極端に大きく、圧力が増大するにつれその比は指数的に小  
さくなり、圧力2.0MPa近傍以上では殆どゆっくりと減少していく。低圧では水の密度や粘度は蒸気と比べて極端  
に大きいために、物性値が殆どCHFに影響を与えず、管内径、加熱管長の影響がないとするなら、CHFは主に液  
の流速とサブクール度だけに支配されるものと考えられる。現にこれまでに提案されているサブクール沸騰CHF  
相関式は、Griffel式と甲藤モデルを除き、1.0~2.0MPaを境に、低圧用か高圧用の2種類に分類される。甲藤モ  
デルは、大気圧から高圧まで適用可能なモデルを提案しているが、水の場合で1.0~2.0MPaの間にCHF特性の変化があ  
ることを指摘し、高圧用とは異なる実験パラメータを提案している。またGriffel式は、Gunther式と同じパラメータを用  
い、圧力0.4~13.8MPaに対して導き出されてはいるが、全圧力に対する予測精度は余り良くなく、高圧に対しては少し  
無理があると考えられる。

逆に、Gunther式を高圧に適用した場合には、物性値が含まれていないためにかなり小さい値を予測する。修正Tong  
式が低圧から高圧の低熱流束域のデータに対し妥当な予測  
を与えるのは、圧力変化に対する物性値の変化が正しく考慮  
されているためと考えられる。Weisman-Peiモデルは、熱バ  
ランスおよび物性値からなる2つの実験パラメータを含んで

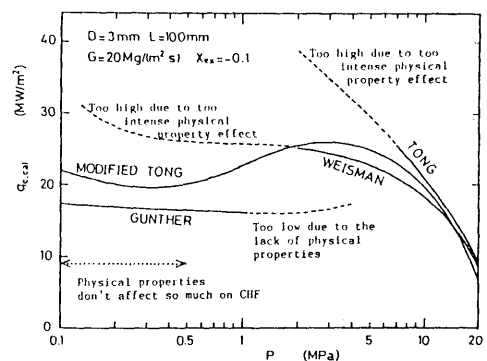


図3-21 各相関式の圧力に対する予測結果



いるが、大気圧近傍に適用した場合に大きい予測を与えるのは、低圧の物性値変化による急激なCHFの増加を補正できないためと考えられる。

### 3.7 まとめ

管内径3mmの通常管を対象とし、圧力を上げた場合のサブクール沸騰限界熱流束の実験的研究、および限界熱流束相関式を実験データに対して評価する方法として2つの方法を取り上げ、10個の限界熱流束相関式を対象とした評価結果、ならびに圧力変化に対する熱物性値の限界熱流束への影響の検討を通じ、以下のことを明らかにした。

- (1) CHFに対する圧力の影響は、質量速度のCHFへの影響ほど大きくないが、圧力1.0MPaまでの範囲では圧力の増大とともにCHFは増大し、管内径3mmの低熱流束域でも、質量速度を30Mg/m<sup>2</sup>sまで上げると50 MW/m<sup>2</sup> 近くのCHFが得られる。
- (2) 高圧用に提案された気泡境界層剥離機構に基づくTongの限界熱流束実験式中のパラメータを、種々の圧力に対する低熱流束域の実験データを用いて修正し、大気圧から高圧まで適用できる修正Tong式を提案した。
- (3) *Local conditions concept*に基づく実験式はもとより、*system parameters concept*に基づく実験式や理論モデルを含め、HBMを用いる方が妥当である。
- (4) 圧力0.1~4.0MPaの範囲の低熱流束域限界熱流束データに対しては、Gunther、Knebel、修正Tongの各実験式と甲藤モデルが最も妥当な予測を与える。また、圧力1.0~4.0MPaに対しては、Tong-75、W-2の各実験式も妥当な予測を与える。
- (5) 圧力2MPa近傍以上では、気液の密度比および粘度の物性値が限界熱流束のメカニズムと密接な関係を持つと考えられるが、低圧ではこれらの物性値は殆ど限界熱流束には影響を与えず、主に水の流速とサブクール度だけで決まる。

4. 振りテープ挿入管のサブクール沸騰限界熱流束<sup>(66-68)</sup>

## 4.1 目的

本章では、テープ振り比、および圧力のCHF促進効果への影響を系統的に明らかにするために、管内径6mmのステンレス管内にジルコニア製の振りテープを挿入した旋回流管に対するサブクール沸騰実験を実施するとともに、妥当な旋回流CHFを予測する実験式について検討を行う。

## 4.2 実験装置と実験方法

実験には図2-1に示した大気圧用実験装置と、図3-1に示した高圧用実験装置を使用した。図4-1には、用いた振りテープ挿入管の概略断面図を示した。内径6mm、肉厚0.25mmのSUS304製のステンレス管内に、振りテープが挿入されている。振りテープは、管を直接通電加熱するため、通電性のないセラミクス（ジルコニア）製で、幅約5.4mm、厚さが約1.2mmであるが、水の冷却効果減少を防ぐためにテープの四隅は約1mm程度面取りしてある。テープの振り比は、180度振りピッチ/管内径で定義される。テープの管内取付は、テープ両端の平板部分に小さな穴をあけ、0.2mmのワイヤによって引っ張り、そのワイヤを接着剤で管の両端に固定している。しかしながら、ジルコニアテープの製作上、振りテープの写影外径を精度良く均一に作る事が難しく、管内壁面との隙間（平均隙間約0.3mm）は、位置によりかなりばらつきがあるものと考えられる。水はこの管内を垂直上向きに流れ、ステンレス管は、直流電源によって直接ジュール加熱される。

実験は、先ずテープ振り比の影響を系統的に調べるために、管出口を大気圧とし、以下について行った。

## 実験条件

水の質量速度	$G = 6.5 \sim 17.3 \text{ Mg/m}^2\text{s}$
入口水温	$T_{in} = 40 \text{ }^\circ\text{C}$
テープ振り比	$\gamma \sim 2.7, 4.0, 9.0, \infty$ (平板)

さらに、高圧用実験装置を用い、振りテープ挿入によるCHF促進効果の圧力の影響を系統的に調べるために管出

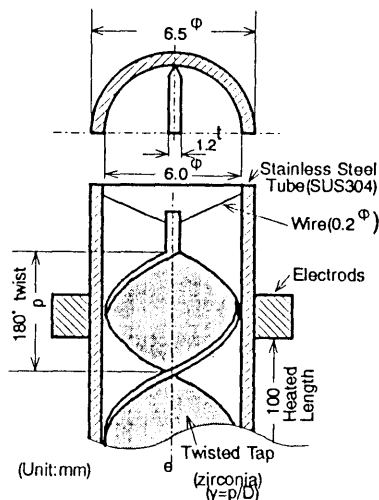


図4-1 振りテープ挿入管の概略断面図

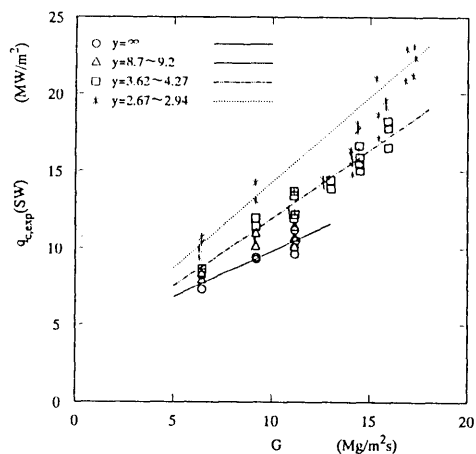


図4-2 質量速度に対する旋回流CHF  
実験値 ( $P=0.1 \text{ MPa}$ )

口圧力を1.5MPaまで上げた場合の実験を実施した。

### 4.3 実験結果

#### 4.3.1 テープ振り比の影響

図4-2は、得られた全実験データ $q_{c,exp(SW)}$ をテープ振り比 $y$ をパラメータとして質量速度 $G$ に対して示したものである。図中、\*が $y \sim 2.7$ 、□が $y \sim 4.0$ 、△が $y \sim 9.0$ 、○が $y = \infty$ のデータをそれぞれ示している。振りテープ挿入管による旋回流CHFは、 $G$ とともに増大するが、データ全体として少しばらつきがあることが分かる。特に\*の $y \sim 2.7$ のデータについてはかなり小さいと考えられるデータが多い。これは前節で述べたように、振りテープの写影外径が均一でなく、管内平面との隙間も一定でないためと考えられ、テープの製作と取付法によってはCHFが約20%も小さくなるケースが生じ易いことを指摘しておきたい。振りテープのCHFへの影響を系統的に検討するに当たっては、このような特に低いデータは無視して考えると、△の $y \sim 9.0$ のデータはスワールによるCHF促進効果は殆ど見られず、○の $y = \infty$ （平板）のデータと同じ $G$ に対しては殆ど同じで、 $G$ の増大にほぼ正比例して大きくなることが分かる。また、□の $y \sim 4.0$ 、\*の $y \sim 2.7$ とテープ振り比が小さくなるほど同じ $G$ に対してCHFは大きくなり、かつ $G$ に対する増大率も大きくなることが分かる。

図4-3には、実験データを質量速度 $G$ をパラメータとしてテープ振り比の逆数である $(y^{-1})$ に対して示した。 $(y^{-1})$ が約0.1以下では、そのCHFは $(y^{-1})=0$ の平板のそれと殆ど変わらないが、 $(y^{-1})$ が0.1以上になると、旋回流CHFは図中の実線で示すように $(y^{-1})$ の1/3乗に比例して増大するのが分かる。Driziusら<sup>(38)</sup>は、旋回流CHFが $(y^{-1})$ の0.1乗に比例する式(4-9)を与えているが、この違いは用いた管内径の違いによるものと考えられる。彼らの用いた管は内径が1.6mmと極めて細いため、サブクールコアの発生気泡に対する凝縮効果もともと強く、比較的内径が大きい場合の旋回流による気泡をつぶす効果ほど効かないためと考えられる。

#### 4.3.2 大気圧近傍における旋回流限界熱流束相関式の提案

本研究では、振りテープによって発生する水の半径方向の慣性力が流体を攪乱し、発生気泡をつぶしたり、加熱面への液の供給を促進するためにCHFを高めるものと仮定し、Jensen<sup>(69)</sup>が用いたものと同様の管内壁面における水の半径方向の無次元遠心加速度 $\theta$ をパラメータとして考える。

$$\theta = \frac{a_t}{g} \quad (4-1)$$

$$a_t = \frac{\pi^2 V^2}{2Dy^2} \quad (4-2)$$

ここで、 $a_t$ は式(4-2)で与えられる壁面における水の半径方向の遠心加速度、 $g$ は標準重力加速度、 $V$ は軸方向流速、 $D$ は管内径である。

次に、ストレート流CHFに対する旋回流CHFの促進効果を検討するため、旋回流CHF: $q_{c,SW}$ とストレート流CHF: $q_{c,ST}$ の比 $\gamma$ を考える。

$$\gamma = \frac{q_{c,SW}}{q_{c,ST}} \quad (4-3)$$

図4-4は、 $q_{c,SW}$ として旋回流CHF実験値を、 $q_{c,ST}$ として本報告で提案したストレート流に対する修正Tong式による計算値を取った場合の $\gamma$ を、無次元遠心加速度 $\theta$ に対してプロットしたものである。図中、○が本実験データ、△が圧力1MPa以下のGambilli<sup>(6)</sup>のデータを示している。また、■はArakiら<sup>(70)</sup>が得た外部フィンを持つ管の

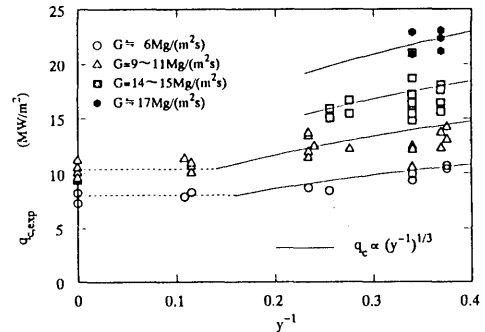


図4-3 旋回流CHFに対するテープ振り比の影響( $P=0.1\text{MPa}$ )

旋回流とストレート流実験値と比をそのままプロットしたものである。図に見るように、ストレート流に対する旋回流CHFの促進効果を示す $\gamma$ は、水の半径方向の慣性力をパラメータとして考えることによりうまく説明でき、 $\gamma$ は $\theta$ に対して次式で関係づけることができる。

$$\gamma = (1 + 0.01\theta)^{\frac{1}{6}} \quad (4-4)$$

図4-4中の実線は、式(4-4)の関係を示しており、本式は $\theta$ が大きいくに $\gamma$ がテーブ振り比の逆数( $\gamma^{-1}$ )、あるいは管内壁面における水の半径方向の流速 $V_r = \pi V / (2y)$ の1/3乗に比例することを表している。

ところで門出は、衝突噴流CHFの系統的な実験研究を行い、そのCHFが大気圧条件下で衝突噴流速度 $u$ の1/3乗に $(r^3)$ 、後に広い圧力範囲に適用できるものとして $u$ の0.314乗に $(r^2)$ 比例する整理式を与えている。また勝田ら $(r^3)$ は、パンアウト形式の衝突噴流CHFが $u$ の0.5乗に比例する式を与えている。門出の整理式は、 $u=0.3\sim 60\text{m/s}$ を範囲とする飽和沸騰およびサブクール沸騰条件に、勝田らの式は、 $u=0.5\sim 3.84\text{m/s}$ を範囲とする主に飽和沸騰条件に適用できるものである。いずれにしても旋回流CHFとストレート流CHFとの比 $\gamma$ の管内壁面における半径方向の水の流速 $V_r$ に対する比例指数1/3と、衝突噴流CHFの衝突速度 $u$ に対する比例指数は非常に近い値であり、振りテーブ挿入によるCHF促進効果のメカニズムが、衝突噴流沸騰系のそれと非常に似かよっていることを推定させる。

図4-5は、旋回流実験値と式(4-4)による予測値とを比較したものである。○が本実験データ、△が圧力1.0MPa以下のGambillデータ、■はKoskiら $(r^4)$ の非均一加熱条件下で得られた圧力1.14MPa、 $\gamma=2$ のデータである。Koskiらのデータを除き、提案した旋回流CHF実験式が、大気圧近傍のデータに対しほぼ±20%の予測精度を持つことが分かる。Koskiデータに対しては、-50~-24%小さい値を予測するが、これは円周方向の片側非均一加熱のため、加熱されていない側の冷たい水の影響が強いためと考えられる。

#### 4.3.3 圧力の影響と実験式の補正

Gambill $(r^6)$ は、圧力0.1~3.8MPaを範囲とする振りテーブ挿入管のCHF実験を実施したが、Gambillの圧力1.0MPa以上のデータに対しては、提案した式(4-4)の実験式はかなり大きい値を予測し、良い相関を示さなかった。そこでさらに、圧力を1.5MPaまで上げた場合の実験を行い、圧力の影響を系統的に検討した。

図4-6は、質量速度 $G=6.3\text{Mg/m}^2\text{s}$ 、入口水温 $T_{in}=37^\circ\text{C}$ の場合の旋回流CHF実験値を、テーブ振り比 $\gamma$ をパラメータとして管出口圧力 $P$ に対して示したものである。図中、○、△、□、▽の各記号がそれぞれ $\gamma=\infty$ 、9.0、4.0、2.7の実験値を示しており、実線は前節で提案した大気圧近傍でのみ成り立つ式(4-4)の予測値を、一点鎖線はストレート流に対する修正Tong式の予測値をそれぞれ示している。質量速度や入口水温が若干異なるので同じ $P$ と $\gamma$ に対する実験値には少しばらつきがあるが、圧力0.6MPa近傍以下では、 $\gamma$ が小さくなるほどCHFは大きくなり、そのCHFは圧力の増大と共に大きくなるが、0.6MPa近傍以上では $\gamma$ の依存性もなくなり、ストレート流CHF予測

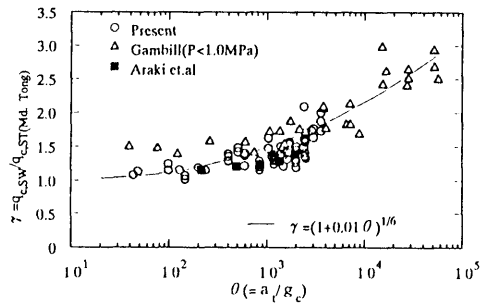


図4-4 半径方向の無次元加速度 $\theta$ で整理した旋回流実験値とストレート流計算値の比 $\gamma$

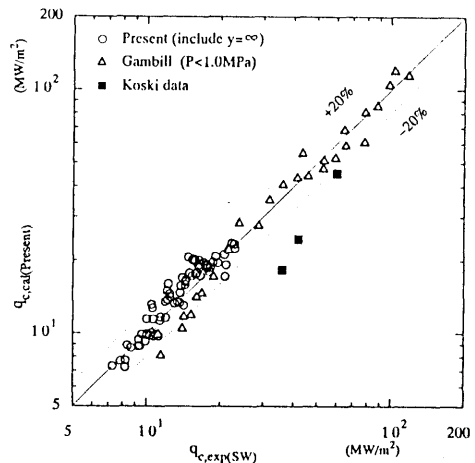


図4-5 大気圧近傍で成り立つ実験式と実験データとの比較

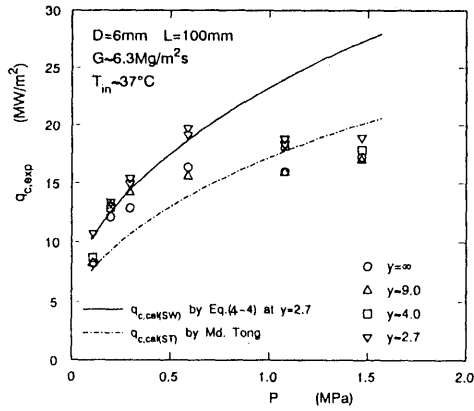


図4-6 圧力変化に対する旋回流CHF実験結果例

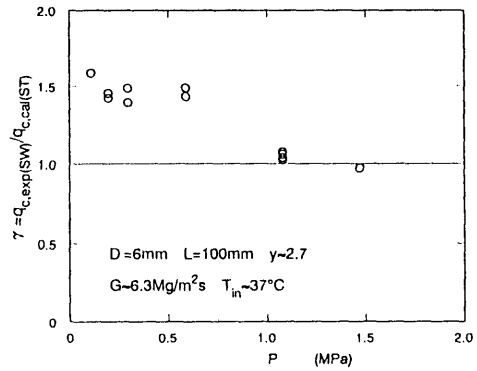


図4-7 圧力のCHF促進効果γに及ぼす影響

値に近づいていくのが分かる。

図4-7は、図4-6の実験データの中から $\gamma=2.7$ だけを選び、同条件に対する修正Tong式のスレート流CHF予測値で除した値 $\gamma$ を出口圧力 $P$ に対して示したものである。 $\gamma=1$ は、振りテープによるCHF促進効果が全くないことを意味しているが、図に見るように、圧力0.6MPa近傍以下では $\gamma$ はほぼ1.5ぐらいの値をとるが、圧力が1.0MPa以上ではほぼ1の値をとり、CHFの促進効果が殆ど消滅してしまうことが分かる。この圧力の影響は無次元遠心加速度 $\theta$ のパラメータとなるが、本実験データおよびGambillデータの全てを用いて整理することにより、前節で提案した大気圧近傍にのみ成り立つ実験式を、次式のように圧力補正できる。

$$\gamma = \frac{q_{c,SW}}{q_{c,ST}} = [1 + 0.01\theta \exp\{-(P \times 10^{-6})^2\}]^{\frac{1}{6}} \quad (4-5)$$

図4-8は、本実験データおよびGambillデータによる $\gamma$ を、無次元遠心加速度 $\theta$ をパラメータとして管出口圧力 $P$ に対してプロットしたものである。図中の実線は、各々 $\theta=0, 10^2, 10^3, 10^4, 10^5$ に対する式(4-5)の関係を示

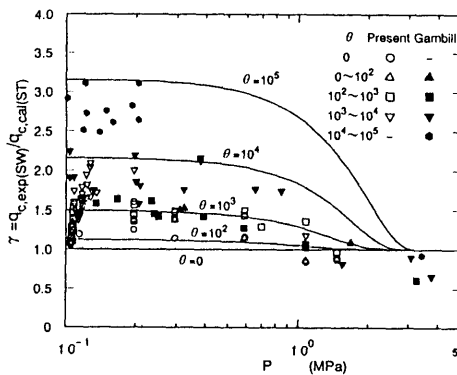


図4-8 Gambillデータ及び本実験データのCHF促進効果の圧力依存性

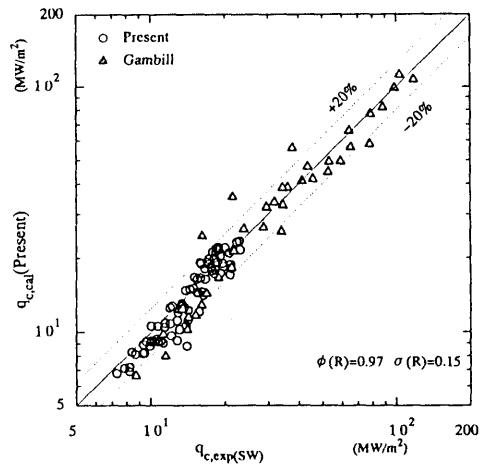


図4-9 圧力の影響を考慮した実験式とデータとの比較

している。図中、白抜き各記号が本実験データ、黒塗りの各記号がGambillデータであり、各々○、△、□、▽、◇の各記号がそれぞれ $\theta=0$ 、 $0\sim 10^2$ 、 $10^2\sim 10^3$ 、 $10^3\sim 10^4$ 、 $10^4\sim 10^5$ のデータを示している。図に見るよう  
に、実験データの $\gamma$ の値は、 $\theta$ のパラメータとなり、圧力0.6MPa近傍以下では $\theta$ が大きくなるほどCHFの促進  
効果は大きくなるが、0.6MPa以上では次第に小さくなり、圧力1.5MPa以上では殆ど消滅してしまう。また、こ  
れらの実験データに対する圧力の影響が、式(4-5)で比較的良く関係づけられていることが分かる。

図4-9に、提案したCHF実験式(4-5)と、実験データを比較した結果を示す。図中、○が圧力0.1~1.5MPaの本  
実験データ、△が圧力0.1~3.8MPaのGambillのデータを示している。また、図中の $\phi(R)$ および $\sigma(R)$ は、それ  
ぞれ全データに対する予測値と実験値の比Rの平均値および標準偏差値を示している。本報告で提案した旋回流  
CHF実験式が、圧力0.1~4.0MPaのデータに対し、Rの平均値0.97、標準偏差15%と妥当な予測を与えることが  
分かる。

#### 4.4 旋回流限界熱流束相関式の評価

##### 4.4.1 限界熱流束促進効果の因子と相関式

これまでにてねじりテープ挿入によるCHF促進効果の因子として、旋回流による管内平面での流速の増加、振り  
テープ挿入による管摩擦係数の増加、テープ振り比、および旋回流による遠心加速度の4つが考えられており、  
それぞれ次のような5つ(①~⑤)の旋回流CHF実験式が提案されている。

##### (1) 流速の修正

###### ① Gambill式<sup>(6)</sup>

$$\frac{(q_{c,sw})_{\min}}{10^6} = 4.17 \frac{V_r}{\left(\frac{L}{D}\right)^{\frac{1}{3}}} \quad (4-6)$$

$$V_r = \frac{V}{2y} \sqrt{(4y^2 + \pi^2)} \quad (4-7)$$

推薦範囲:  $P=0.1\sim 3.8\text{MPa}$ 、 $D=3.45\sim 10.2\text{mm}$ 、 $y=2.08\sim 12.03$ 、 $V=4.5\sim 47.5\text{m/s}$

ここで、添字minは、設計に対して最小条件を与えることを意味し、 $V_r$ は壁面実質流速、 $y$ は振りテープ比、 $V$ は  
軸方向流速である。

###### ② Tong-75-I式

Schlosserら<sup>(69)</sup>が適用したように、ストレート流に対するTong-75式<sup>(61)</sup>中の軸方向流速 $V$ の代わ  
りに式(4-7)の壁面実質流速 $V_r$ を用いる予測法である。

##### (2) 管摩擦係数の修正

###### ③ Tong-75-II式

Koski<sup>(40)</sup>が適用したように、Tong-75式中のストレート流管摩擦係数 $f$ の代わりに、式(4-8)で表  
される振りテープ挿入管摩擦係数 $f_{sw}$ を用いる。

$$f_{sw} = 2.75fy^{-0.406} \quad (4-8)$$

式(4-8)は、Lopina-Bergles<sup>(74)</sup>によって提案されたものである。

(3) テープ振り比

④ Drizius式<sup>(38)</sup>

$$\frac{q_{c,sw}}{(2y)^{-0.1} G} = \frac{1.75 \times 10^5}{\xi} + \frac{17.3\xi}{4^{0.01\xi}} \quad (4-9)$$

$$\xi = \frac{L}{D_o} \quad (4-10)$$

推薦範囲: P=0.4~1.4MPa, D=1.6mm, y=1~5,

V=4~25m/s

ここで, Gは質量速度, D<sub>o</sub>は水力等価直径である。

(4) 遠心加速度

⑤ Nariai-Inasaka式 (本報告4.3.3節で提案した式)

$$\frac{q_{c,sw}}{q_{c,ST}} = [1 + 0.019 \exp\{-(P \times 10^{-6})^2\}]^{\frac{1}{6}} \quad (4-11)$$

$$\theta = \frac{\pi^2 V^2}{2g y^2 D} \quad (4-12)$$

推薦範囲: P=0.1~3.8MPa, D=3.45~10.2mm,

y=2.08~∞, V=4.5~47.5m/s

4.4.2 各相関式の予測結果

非均一加熱条件で得られたデータも数少ないが、これまで均一加熱条件で得られた振りテープ挿入管のサブクール沸騰CHFデータは、本実験データ、およびGambill<sup>(6)</sup>、Drizius<sup>(38)</sup>のデータしか報告されていない。しかしながら、Driziusのデータは、内径1.6mmと極めて細い管で得られた特殊条件のデータなので、本節では本実験データおよびGambillデータを各相関式の検証用として用いる。

図4-10に、各旋回流相関式による実験データの予測結果を管出口圧力Pに対して示した。縦軸は、相関式による予測値 $q_{c,cal}$ と実験値 $q_{c,exp}$ の比であり、上から順にGambill、Tong-75-I、Tong-75-II、Drizius、Nariai-Inasakaの各相関式による予測結果を示す。図中、○が本実験データ、△がGambillのデータを示している。

Gambill式は、最小条件を与えるので実験データに対し少し低めの予測を与えるが、本式は圧力パラメータを含んでいないので、圧力0.6~2.0MPa範囲において-40%程度小さい値を与える。

Tong-75式は、もともと圧力6.9~13.8MPaのデータに対して導かれたストレート流に対する相関式なので、Tong-

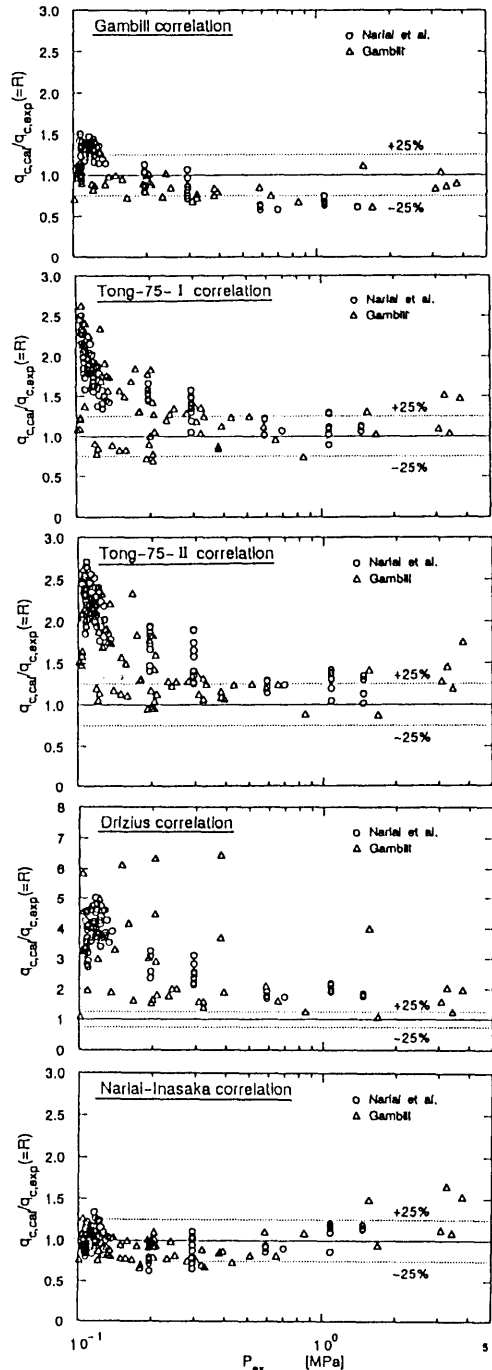


図4-10 各相関式による予測結果

75-1式の場合、圧力0.4MPa以上のデータに対しては-15~+25%とほぼ良い予測を与えるが、圧力0.4MPa以下の低圧に対しては、圧力が小さくなるほど大きな値を予測する。Tong-75-II式は、Tong-75-1と同じような予測傾向を持つが、圧力0.4MPa以上のデータに対しては、-5~+35%と、全体にTong-75-1式よりも少し大きい値を予測する。

Nariai-Inasaka式は、圧力 $P=0.1\sim 4.0$ MPaの実験データに対しほぼ良い予測を与えるが、 $P=0.25$ MPa近傍で-20%程度小さい値を、 $P=3.0$ MPa近傍で+25%程度大きい値を予測する。これは、本式で用いられる修正Tong式の予測精度がそのまま反映されているためである。

4.5 限界熱流束促進効果に関する考察

圧力が大きくなると振りテープ挿入によるCHF促進効果が小さくなるのは、低圧では気液密度比が大きいので振りテープ挿入によって発生する旋回流による発生気泡をつぶす効果が大きいのに対し、圧力が大きくなるほど気液密度比は指数的に小さくなるので、旋回流による効果も小さくなるものと考えられる。

Gambilliら<sup>(6)</sup>は、旋回流CHFが圧力に依存しない式(4-6)、(4-7)で表される実験式を提案している。図4-11は、Gambilli式と実験データを比較したものである。平均値0.97、標準偏差24%とほぼ良い予測を与えるように見えるが、圧力近傍0.6MPaのデータに対しては-40%程度小さい予測を与える。Gambilliは、旋回流CHFへの圧力の依存性を調べるために、大気圧近傍と比較的高い圧力とのデータ比較を5組(うち2組は管出口状態がクオリティ域)行っている。その結果、高い方の圧力が1.7MPaの場合の1組は約18% CHFが増大したが、高い方の圧力が3.1~3.8MPaの他の4組のCHFは殆ど差がなかったことを報告している。他の

パラメータが固定されていないのでGambilliデータから圧力の影響を系統的に調べるのは難しいが、図4-12は、Gambilliデータの中から $\gamma=2.4$ 、 $T_{in}=20^\circ\text{C}$ の条件を満たす9点を、縦軸に $q_c(L/D)^{1/3}/G$ を取り、圧力に対して示したものである。図中の実線は大気圧近傍にのみ成り立つ式(4-4)による旋回流CHF予測値を、一点鎖線は式(4-6)、(4-7)によるGambilli式の旋回流予測値を、また点線および破線はそれぞれストレート流に対する修正Tong式とGunther式の予測値を示している。Gambilliの旋回流式は最小条件を与えるので、データに対し少し小さい値を予測するが、圧力に対し一定の値を与える。図に見るように、Gambilliデータも圧力1MPa以下では増大する傾向を示しているが、圧力3MPa以上のデータは大気圧近傍のデータと殆ど変わらず、ストレート流予測値に近いことを示している。Gambilliは、圧力1MPa近傍の圧力依存性を系統的に比較しなかったことと、式が実験データの最小値を与えるものであったために、結果としてたまたま旋回流式は圧力に依存しなかったものと考えられる。

また、Drizius<sup>(39)</sup>もCHFが圧力に依存しない式(4-9)による旋回流実験式を提案しているが、これは細い管ではスワール効果が小さいことと、データが取られた圧力範囲がちょうどスワール効果が小さくなり始める領域であったためと考えられる。

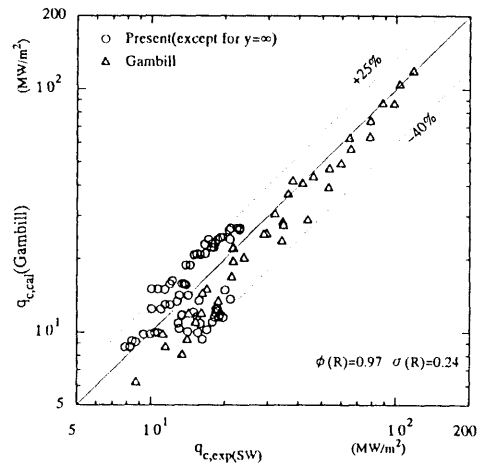


図4-11 Gambilli式と実験データとの比較

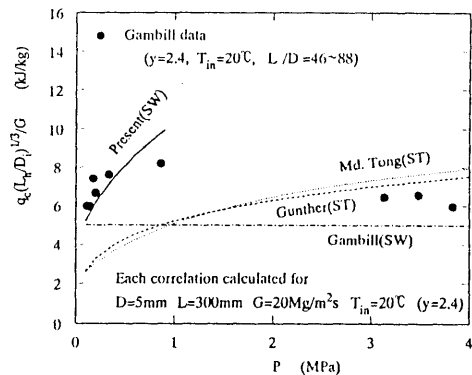


図4-12 Gambilliデータの圧力依存性と各相関式の比較



#### 4.6 まとめ

振りテープ挿入管限界熱流束の実験的研究を通じ、以下のことを明らかにした。

- (1)振りテープ挿入による旋回流限界熱流束は、質量速度の増大と共にほぼ正比例して増大するが、その増大率はテープの振り比が小さくなるほど大きくなる。
- (2)旋回流限界熱流束は、テープ振り比の逆数が約0.1以上では逆数の1/3乗に比例して増大する。
- (3)ストレート管に対する旋回流限界熱流束の促進効果は、管内壁面における水の半径方向の慣性力によって良く整理でき、慣性力が大きい場合には、半径方向の無次元遠心加速度の1/6乗に、あるいは半径方向の流速の1/3乗に比例して増大する。
- (4)振りテープ挿入による限界熱流束促進効果は、圧力0.6MPa近傍以下では顕著であるが、0.6MPa以上になると次第に弱まり、圧力2.0MPa近傍で殆ど消滅する。
- (5)振りテープ挿入によって発生する半径方向の水の無次元遠心加速度をパラメータとし、圧力に対する限界熱流束の促進効果を考慮した旋回流限界熱流束実験式を提案した。
- (6)本実験データおよびGambillの振りテープ挿入管限界熱流束データに対し、圧力0.1~4.0MPaの範囲では本報告で提案した旋回流限界熱流束実験式が、また圧力0.4~4.0MPaの範囲ではTong-75-1式が最も妥当な予測を与える。

## 5. 核融合炉機器への適用<sup>(55,57)</sup>

ITER計画におけるダイバータは、振りテープ挿入管による除熱構造が考えられており、流速10m/s、入口水温50℃、管出口圧力2.6MPa、管内径15mm、テープ振り比2、表面ピーク平均熱流束15MW/m<sup>2</sup>の熱流動パラメータが想定されている<sup>(75)</sup>。本章では、ITERのダイバータが受ける平均熱流束に対し、細管、通常管および振りテープ挿入管を利用した除熱構造を用いた場合にどのくらいの熱的設計余裕があるかを、本研究で提案した各実験式を適用することにより均一加熱条件での検討を行う。

### 5.1 細管による高熱流束除熱

狭い流路では、単相流時の圧力損失が極めて大きくなるので、ポンプの吐出能力の面を考慮すると長い流路を用いることは適用上有利ではない。しかし、核融合炉機器は片側からのみ熱照射されるので、照射側のみに短い狭い流路を用いる除熱構造が考えられる。図5-1は、Moirら<sup>(4)</sup>が報告しているビームダンプの除熱構造概念設計例である。熱照射を受ける片側だけが最小ギャップ0.5mmと狭い流路を適用することにより、圧力損失をなるべく小さくし、高熱負荷に耐えるように設計されている。本報告では、ITERのダイバータ除熱構造として狭い流路部の等価水力直径が1mm、加熱部長さが1cmと仮定した場合について検討を行う。図5-2は、管内径1mm、加熱管長1cm、入口水温30℃の条件に対し、2章で提案した高熱流束域に対する実験式を用いてCHFを予測した結果である。図中、HIGH-IとHIGH-IIは、それぞれ式(2-10)と(2-11)による予測結果であり、計算されたCHF予測値とダイバータのチャンネル平均熱流束との比であるCHFマージンが流速に対して示してある。但し、本予測式は大気圧条件のみに適用できるので、予測は大気圧条件に対して計算されている。また、ダイバータの表面熱流束とチャンネル熱流束の比は、Koski<sup>(75)</sup>が適用したように1.2とし、後者の熱流束を12.5MW/m<sup>2</sup>としてCHFマージンを計算している。HIGH-IとIIの式は、2章の図2-15に見るように、流量に対して連続してつながっていないので、図5-2に見るように流速13m/sの点で分離しているが、流速10m/sの条件では、本式を適用する限り大気圧条件でもCHFマージンが約2.8とかなり高く、狭い流路の利用が高熱流束除熱に対してかなり有効なことが分かる。

### 5.2 通常管による高熱流束除熱

図5-3は、内径3mmの通常管を利用した除熱構造に対して、3章で提案した修正Tong式を用いてCHFを予測した結果である。加熱管長は10cm、入口水温50℃、管出口圧力2.6MPaの条件で計算されている。図に見るように、3mmの通常管を用いた場合には、流速10m/sでCHFマージンはほぼ2.4ぐらいとなること分かる。

図5-4には、管内径D=3mm、加熱管長L=100mm、入口水温 $T_{in}=30^{\circ}\text{C}$ の条件で、10~40MW/m<sup>2</sup>のCHFを得

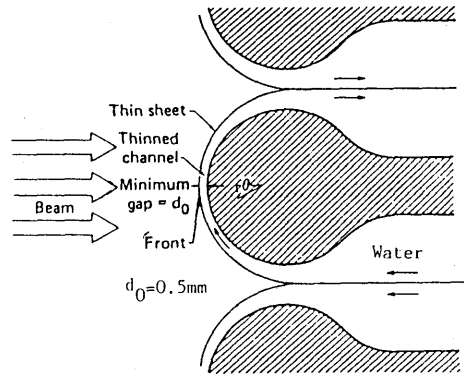


図5-1 狭い流路を利用した除熱構造例

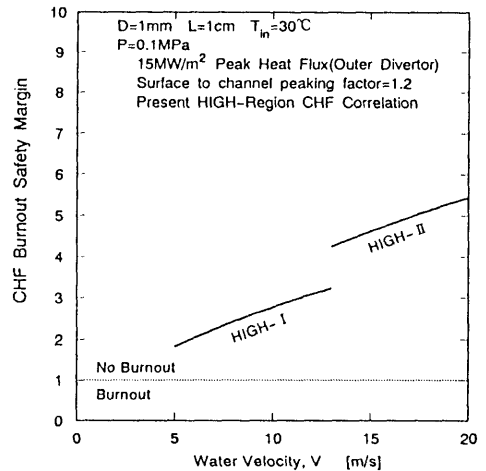


図5-2 内径1mmを用いた場合のダイバータのCHFマージン

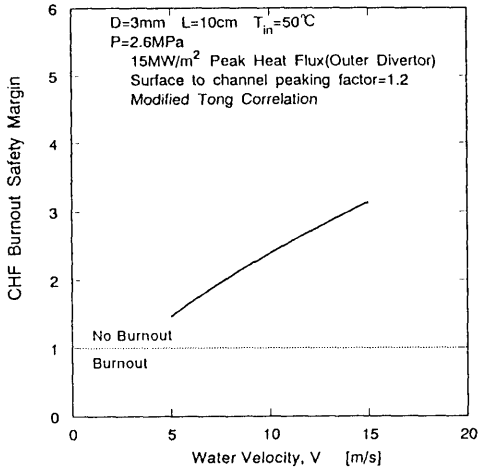


図5-3 内径3mmの通常管を用いた場合のダイバータのCHFマージン

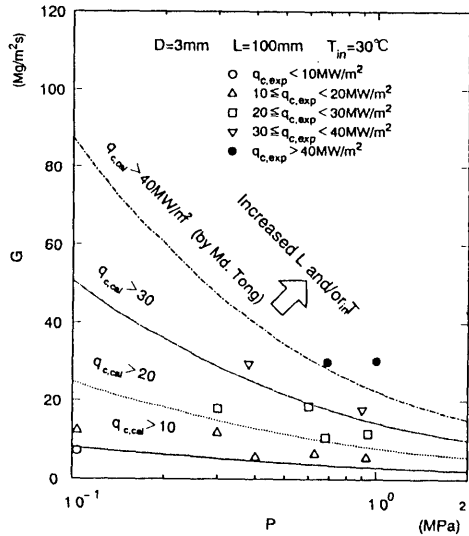


図5-4 通常管を用いた場合の10～40MW/m<sup>2</sup>のCHFを得るための冷却水条件

るための圧力Pと質量速度Gの冷却水条件を、修正Tong式を用いて予測したものである。図中、実線、点線、二点鎖線、一点鎖線がそれぞれ修正Tong式から求められた10、20、30、40MW/m<sup>2</sup>の境界を示している。各境界よりもPあるいはGが大きい領域が所定の値よりもCHFが大きくなる流体条件の領域である。図中の記号は、第3章で得られたCHF実験値に対する流体条件を示しており、そのCHF値は領域に分けて各記号で記してあるが、修正Tong式による予測領域に対しても妥当な関係にあることが分かる。図にみるように、この圧力条件範囲では、圧力が高くなるほどより小さな質量速度で所定のCHFを得ることができ、かつより大きいCHFを得るための条件は、圧力が高くなるほど質量速度にあまり依存しなくなり、より小さな質量速度でより大きいCHFを得ることができる。例えば、40MW/m<sup>2</sup>を得るためには、P=1.0MPaで質量速度は20数Mg/m<sup>2</sup>s程度でよいが、より低圧でより大きいCHFを得るためには、質量速度が指数的に増大することが分かる。10MW/m<sup>2</sup>以上を得るには、圧力の違いによる質量速度条件はあまり変わらず、質量速度が8Mg/m<sup>2</sup>s以上あればよいことが分かる。

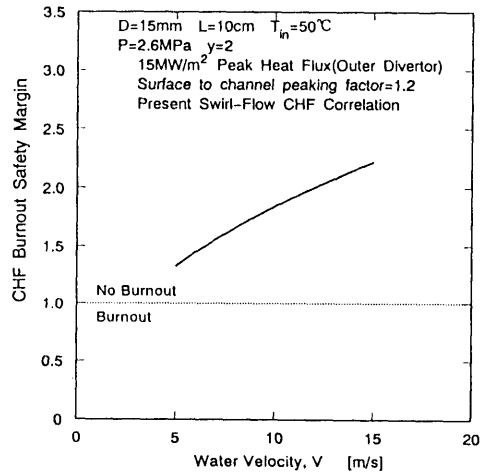


図5-5 振りテープ挿入管を用いた場合のダイバータのCHFマージン

5.3 振りテープ挿入管による高熱流束除熱

図5-5は、ITERのダイバータ条件に対し、4章で提案した旋回流式による予測結果を示したものである。流速10m/sではCHFマージンが約1.8と、細管あるいは通常管を利用した除熱構造と比べて一番低いことが分かる。但しこの結果には、4章で述べたように、圧力2.6MPaでは振りテープによるCHF促進効果は殆どなくなり、本予

測結果は、ほぼストレート管の予測値とほぼ等しくなっているということが大きく影響している。

図5-6には、管内径 $D=15\text{mm}$ 、加熱管長 $L=100\text{mm}$ 、入口水温 $T_{in}=50^\circ\text{C}$ 、テーブ振り比 $y=2$ の条件で、 $10\sim 40\text{MW/m}^2$ のCHFを得るための圧力 $P$ と流速 $V$ の冷却水条件を本報告で提案した旋回流CHF実験式を用いて予測したものである。圧力 $1.0\text{MPa}$ 近傍以上では振りテーブ挿入によるCHF促進効果が殆どなくなるので、図に見るように、圧力 $1.0\text{MPa}$ 以下では圧力が大きくなるほどより小さな流速で所定のCHFを得ることができるが、 $20\sim 40\text{MW/m}^2$ 以上のCHFを得るためには、圧力 $1.0\text{MPa}$ 以上では圧力が大きくなるほど逆により大きな流速が必要となることが分かる。CHFが $10\text{MW/m}^2$ の境界線が圧力 $1.0\text{MPa}$ 以上の領域においても単調減少になっているのは、流速が低いので圧力 $1.0\text{MPa}$ 近傍でのCHF促進効果が顕著でないためである。また、振りテーブ挿入によるCHF促進効果の圧力依存性を考慮すると、均一加熱条件下で議論する限り、圧力が $1.0\text{MPa}$ 近傍において振りテーブ挿入管を利用するのが最も有利であることを示している。

しかしながら実際の核融合炉機器は、片側だけから熱照射を受ける非均一加熱条件である。振りテーブ挿入によるCHF促進効果は、旋回流によって発生する半径方向の水の慣性力が発生気泡を潰したり、水の加熱面への供給を容易にするためと考えられるが、核融合炉機器の冷却水流路断面において、熱照射を受ける反対側の面は未沸騰であり、そのCHF特性は均一加熱条件とかなり異なるものと考えられる。次節で述べるように、非均一加熱に対する振りテーブ挿入管のCHF特性については、さらなる実験的研究が必要と考える。

#### 5.4 非均一加熱条件に関する考察

核融合炉機器は、実際には照射熱により片側からの強い非均一加熱を受ける。図5-7は、Koski<sup>(42)</sup>が電子ビーム照射装置を用いて得た非均一加熱条件下の振りテーブ挿入管のCHFデータと、各相関式を比較したものである。図中、

●は管内径 $7.62\text{mm}$ 、加熱管長 $40\text{mm}$ 、管出口圧力 $1.14\text{MPa}$ 、入口水温 $30^\circ\text{C}$ 、テーブ振り比 $2$ のKoskiのデータを示している。また、点線はGambill式、一点鎖線はTong-75-I式、二点鎖線はTong-75-II式、実線はNariai-Inasaka式による予測をそれぞれ示している。図に見るように、各相関式による予測値は、いずれも実験データより低く、例えば流速 $V=10\text{m/s}$ の場合をとると、Tong-75-II、Nariai-Inasaka、Tong-75-IおよびGambillの各式は、実験データよりもそれぞれ $-22$ 、 $-38$ 、 $-43$ 、 $-48\%$ 小さい値を予測する。均一加熱条件の圧力 $1.0\text{MPa}$ 近傍では、Tong-75-IとNariai-Inasaka式が最も良い予測を与えるはずであるが、実験データは、 $+35\%$ 程度大きい予測を与えるTong-75-II式による予測値よりもさらに大きい。このように、円周方向に強い非均一加熱を受ける場合の限界熱流束は、ストレート流を含めて均一加熱条件と異なる特性を持つものと考えられる。非均一加熱の場合には、管断面内では局所的に沸騰が生じており、均一加熱条件よりもさらに強い非平衡状態と考え

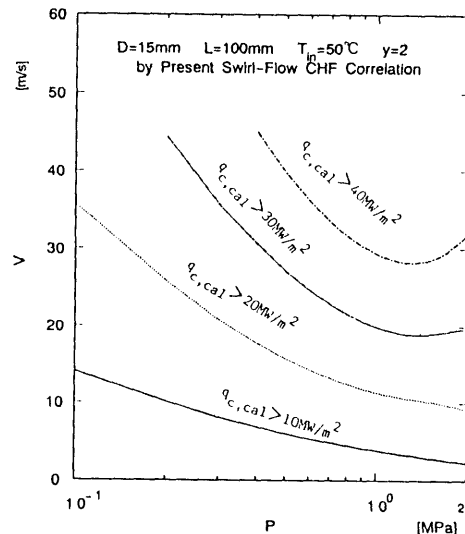


図5-6 振りテーブ挿入管を用いた場合の $10\sim 40\text{MW/m}^2$ のCHFを得るための冷却水条件

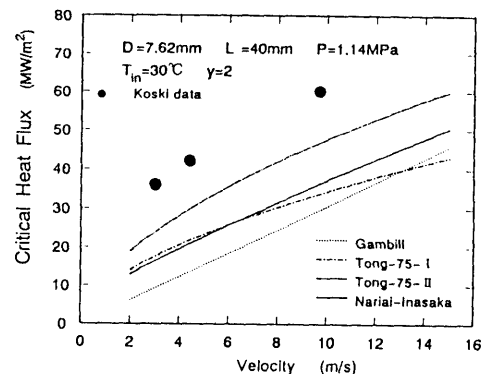


図5-7 Koskiの非均一加熱データに対する各相関式の予測結果

られ、今後、非均一加熱の条件下の限界熱流束特性をさらに明らかにしていく必要がある。

#### 5.5 まとめ

本報告で提案した各CHF実験式を適用して、ITERのダイバータ条件に対するCHFマージンを均一加熱条件を仮定して検討した結果、次のことを明らかにした。

内径1mmの細管、内径3mmの通常管、および内径15mmの振りテープ挿入管を利用した除熱構造を想定した場合、細管を利用した方が最もCHFマージンは大きくなり、最も有効であると考えられるが、振りテープ挿入管に対する限界熱流束特性は非均一加熱条件では変わるものと考えられるので、非均一加熱を受ける核融合炉機器への振りテープ挿入管の利用については、さらなる実験的研究が必要とされる。

## 6. 結論

現在、国際熱核融合炉の設計活動に見られるように、核融合炉の実現を目指した開発研究が精力的に行われているが、ダイバータや中性粒子入射装置のビームダンプを代表とする高熱流束機器は、従来の原子炉燃料棒が受ける熱負荷に比べ、数倍から数十倍大きい $10\sim 100\text{MW/m}^2$ の定常的熱負荷を受けることが想定されている。このような高熱負荷を定常的に除熱する工学機器は従来にないものであり、除熱能力の向上が1つの大きな課題として取り上げられている。

このような高熱流束除熱には、水によるサブクール沸騰の利用が最も有利とされるが、これまでの研究によると、流路として細管（管内径がパラメータとして限界熱流束に影響を与え、限界熱流束を増大させる効果を持つ小口径管）、あるいは振りテープ挿入管を利用した除熱構造を用いたり、通常管（管内径が限界熱流束に影響を与えない比較的広い口径管）に対しては、圧力を上げ高流速の水を流せば高熱負荷除熱の可能性が高いことが報告されている。水のサブクール沸騰については、軽水型原子炉の開発にともなって30年ほど前から数多くの実験的研究が為されてきた。しかしながらこれらの多くは、内径が3mm以上の比較的広い口径管を対象とし、かつ熱流束レベルも $10\text{MW/m}^2$ 以下の低質量速度条件に対するものがほとんどである。

細管に対するサブクール沸騰限界熱流束については、これまでに管内径が小さくなったり、加熱管長と管内径の比が小さくなると限界熱流束は大きくなるという2、3の実験データは報告されているが、これらのパラメータが限界熱流束に影響を与えはじめる境界は定量的に示されておらず、限界熱流束増大のメカニズムについても十分な説明は与えられていない。また、小口径管における沸騰時の圧力損失や流動特性については、低質量速度条件のものが幾つか報告されているのみで、限界熱流束が増大する領域に対しては殆ど明らかにされていない。

通常管に対する高質量速度条件の高限界熱流束の研究については、ごく最近の核融合炉機器の開発研究にともなって幾つかの高限界熱流束データが報告されてきている。また通常管に対しては、数多くのサブクール沸騰限界熱流束相関式がこれまでに提案されているが、核融合炉機器の除熱条件に対してはお互いにかんがいの違いがあること、かつ相関式の適用範囲も狭いパラメータ範囲に限られていることが問題となっており、高熱流束レベルに対する信頼性のある相関式の確立とCHFメカニズムの解明が強く望まれている。

振りテープ挿入管を用いた除熱構造は、限界熱流束促進技術の中で最も限界熱流束特性が優れているものと考えられており、最近核融合炉機器の除熱構造として活発に研究が行われているが、系統的な実験データは極めて少なく、これまでに振りテープ挿入による増速効果により限界熱流束は増大するという報告はあるが、振りテープ挿入管の限界熱流束特性や限界熱流束促進効果に対する圧力変化の系統的な影響については殆ど明らかにされていない。また、振りテープ挿入管に対する限界熱流束相関式についても、これまでに旋回流による流速の増加などをパラメータとした幾つかの実験式が提案されているが、核融合炉機器の適用が考えられる種々のパラメータ条件に対しては検証されておらず、信頼性のある相関式の確立が望まれている。

本研究は、前述した各課題を明らかにすることにより、核融合炉の高熱流束機器などの除熱設計に資することを目的としたもので、以下、各課題に対する研究結果を章毎に結論としてまとめる。

第2章「細管内サブクール沸騰限界熱流束と流動特性」では、管内径、加熱管長、質量速度といった各パラメータの限界熱流束に対する影響を系統的に調べ、限界熱流束が増大するパラメータ領域を定量的に示すとともに、細管における流動特性と限界熱流束増大のメカニズムを明らかにするために、管内径 $1\sim 3\text{mm}$ を対象とした限界熱流束および圧力損失の実験と解析を行い、以下のことを明らかにした。

- (1) 管内径、あるいは加熱管長が小さくなり、質量速度が大きくなると、比較的広い口径管から導かれた従来のサブクール沸騰相関式よりも実験値の方が数倍大きくなる高熱流束域と、実験値が従来の相関式とほぼ一致する低熱流束域が存在することを明らかにした。
- (2) 高熱流束域と低熱流束域の境界が、管内径、加熱管長および質量速度をパラメータとして表せることを示した。

- (3) 核沸騰開始や気泡離脱開始といった流動変化にともなって変わると考えられる摩擦圧力損失の変化が、Bergles-Rohsenowの核沸騰開始熱流束や、LevyあるいはSaha-Zuberの気泡離脱開始熱流束と、低熱流束域ではうまく対応することを明らかにした。
- (4) しかしながら高熱流束域では、気泡離脱開始に必要な熱流束は、LevyやSaha-Zuberによる値よりも大きくなること、ならびにその摩擦圧力損失比は、低熱流束域に比べてかなり小さくなることを明らかにした。
- (5) さらに流動モデルとして、Saha-Zuberの気泡離脱開始条件、およびAhmadのボイド率分布式を用い二相摩擦増倍係数の解析を行った結果、高熱流束域の二相摩擦増倍係数は低熱流束域に比べてかなり小さくなることを明らかにし、質量速度が大きくなるほど高熱流束域のボイド率が低熱流束域よりも小さくなることを示した。

第3章「通常管に対するサブクール沸騰限界熱流束」では、核融合炉の適用が考えられる低圧から中圧にかけて適用可能な相関式を確立するとともに、本圧力範囲の高熱流束条件に対して妥当な予測を与える相関式を提示し、その限界熱流束メカニズムを明らかにするため、圧力を上げた場合の高質量速度条件の限界熱流束実験を行い、圧力変化に対する熱物性値と相関式を構成する実験定数の限界熱流束に対する影響を検討した。また、核融合炉機器の適用が考えられる圧力範囲に対して、種々の限界熱流束相関式を評価した結果、以下の結論を得た。

- (6) 高圧用に提案されたTongの境界層剥離モデルに基づく限界熱流束実験式中の実験定数を、低圧にも適用できるように修正し、広い圧力範囲に渡って成り立つ新たな修正Tong式を提案し、本式が、高限界熱流束データに対しても妥当な予測を与えることを示した。
- (7) 圧力2.0MPa近傍以上では、加熱面への液の供給、あるいは気泡境界層内の気泡の充満といったメカニズムの面で気液密度比や粘度比の物性値は、限界熱流束を支配する重要なパラメータとなるが、圧力2.0MPa近傍以下の低圧では、この2つの物性値は液の方が極端に大きいためこれらの物性値の影響をあまり受けず、限界熱流束は主として液のサブクール度と質量速度だけで決まることを明らかにした。

第4章「振りテープ挿入管のサブクール沸騰限界熱流束」では、テープによって発生する旋回流と圧力変化の限界熱流束促進効果に対する影響を系統的に明らかにし、核融合炉機器の適用が考えられるパラメータ範囲に対し妥当な予測を与える振りテープ挿入管の限界熱流束相関式を確立するために、振りテープに対する限界熱流束実験を行い、各パラメータの限界熱流束促進効果に対する影響を検討・解析した結果、次のことを明らかにした。

- (8) 振りテープ挿入による限界熱流束促進効果は、管内壁面における水の半径方向の慣性力によってうまく説明でき、慣性力が大きい場合には、その促進効果は水の半径方向の無次元遠心加速度の1/6乗に、あるいは半径方向の水の流速の1/3乗に比例して増大することを明らかにした。
- (9) しかしながら、この促進効果は、圧力0.6MPa近傍以下に対しては顕著であるが、0.6MPa以上になると次第に弱まり、2.0MPa近傍ではほぼ消滅してしまうことを明らかにした。
- (10) これまでに誰も報告していない圧力の影響を考慮し、水の半径方向の無次元加速度をパラメータとする新しい振りテープ挿入管の限界熱流束実験式を提案するとともに、本式が妥当な予測を与えることを示した。

第5章「核融合炉機器への適用」では、現在計画が進められている国際熱核融合炉のダイバータの設計条件に対し、細管、通常管、および振りテープ挿入管を利用した除熱構造を用いた場合の比較検討を行った結果、均一加熱条件では、細管を用いたものが一番CHFマージンが大きく、除熱構造として最も有効であることを示したが、振りテープ挿入管の非均一加熱条件への適用については、さらなる実験的研究が必要であることを述べた。

## 謝辞

本研究の遂行に当たり終始御指導、御鞭撻を戴いた筑波大学構造工学系 成合英樹教授、論文をまとめるに当たり、貴重な御助言、御助力を戴いた船舶技術研究所機関動力部 波江貞弘室長と筑波大学構造工学系 小林康德教授、本間琢也教授、安達勤教授、ジルコニア振りテープ製作に当たり、多大なる御骨折りを戴いたニッコー株式会社 毛利護氏、また本実験研究を共に遂行した成合研究室の各諸氏に、深く感謝の意を表す次第である。

## 引用文献

- (1)R.D. Boyd, "Subcooled Flow Boiling Critical Heat Flux (CHF) and Its Application to Fusion Energy Components. Part I. A Review of Fundamentals of CHF and Related Data Base," *Fusion Technology*, Vol.7, No. 1 (1985), pp.7-30.
- (2)R.D. Boyd, "Subcooled Flow Boiling Critical Heat Flux (CHF) and Its Application to Fusion Energy Components. Part II. A Review of Micro Convective, Experimental, and Correlational Aspect," *Fusion Technology*, Vol. 7, No.1 (1985), pp.31-52.
- (3)M.A. Hoffman and A. Mokhtarani, "Heat Flux Limitations for Water-Cooled Extraction Grids in Ion Accelerators," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 68 (1981), pp.273-281.
- (4)R.W. Moir, C.E. Taylor, and M.A. Hoffman, "New Concept for A High-Power Beam Dump," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 68, (1981), pp.265-271.
- (5)W.R. Gambill and R.F. Bundy, "HFIR Heat-Transfer Studies on Turbulent Water Flow in Thin Rectangular Channels," *ORNL-3079*, ORNL (1961).
- (6)W.R. Gambill, R.D. Bundy, and R.W. Wansbrough, "Heat Transfer, Burnout, and Pressure Drop for Water in Swirl Flow Through Tubes With Internal Twisted Tapes," *Chemical Engineering Progress Symposium Series*, Vol. 57, No. 32 (1961), pp.127-137.
- (7)A.E. Bergles, "Forced-Convection Surface-Boiling Heat Transfer and Burnout in Tubes of Small Diameter," Ph. D. Thesis, MIT (1962).
- (8)J.W. Schaefer and J.R. Jack, "Investigation of Forced-Convection Nucleate Boiling of Water for Nozzle Cooling at Very High Flux," *Technical Note D-1214*, NASA (1962).
- (9)J. Mayersak, S.D. Raezer, and E.A. Bunt, "Confirmation of Gambill-Green Straight Flow Burnout Heat Flux Equation at Higher Flow Velocity," *Transaction of ASME, J. of Heat Transfer, C*, Vol. 86 (1964), pp.297-298.
- (10)A.P. Ornatskii and L.S. Vinyarskii, "Heat Transfer Crisis in a Forced Flow Underheated Water in Small-Bore Tubes," *High Temperature*, Vol. 3, No. 3 (1965), pp.400-406.
- (11)R.D. Boyd, "Subcooled Water Flow Boiling Experiments under Uniform High Heat Flux Conditions," *Fusion Technology*, Vol. 13 (1988), pp.131-142.
- (12)G.P. Celata, M. Cumo, G.E. Farello, and A. Mariani, "Preliminary Remarks on High Heat flux CHF in Subcooled Water Flow Boiling," *Int. J. Heat and Technology*, Vol. 8, No. 1-2 (1990), pp.20-42.
- (13)G.P. Celata, M. Cumo, and A. Mariani, "Burnout in Highly Subcooled Flow Boiling in Small Diameter Tubes," *7th Proceedings of Nuclear Thermal Hydraulics*, 1991 ANS Winter Meeting (1991), pp.18-25.
- (14)A.E. Bergles and W.M. Rohsenow, "The Determination of Forced-Convection Surface-Boiling Heat-Transfer," *Transaction ASME, J. of Heat Transfer*, Vol. 86 (1964), pp.365-372.
- (15)S. Levy, "Forced Convection Subcooled Boiling-Prediction of Vapor Volumetric Fraction," *Int. J. of Heat Mass Transfer*, Vol. 10 (1967), pp.951-965.
- (16)F.W. Staub, "The Void Fraction in Subcooled Boiling- Prediction of The Initial Point of Net Vapor Generation," *Transaction of ASME, J. of Heat Transfer*, Vol. 90, No. 1 (1968), pp.151-157.



- (17) P. Saha and N. Zuber, "Point of Net Vapor Generation and Vapor Void Fraction in Subcooled Boiling," *Proc. 5th Int. Heat Transfer Conf., Vol. 4* (1974), pp.175-179.
- (18) S.Y. Ahmad, "Axial Distribution of Bulk Temperature and Void Fraction in a Heated Channel With Inlet Subcooling," *Transaction of ASME, J. of Heat Transfer, Vol. 92*, No. 4 (1970), pp.595-609.
- (19) P.G. Kroeger and N. Zuber, "An Analysis of The Effects of Various Parameters on The Average Void Fractions in Subcooled Boiling," *Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 11* (1968), pp.211-233.
- (20) N. Zuber and J.A. Findlay, "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems," *Transaction of ASME, J. of Heat Transfer, Vol. 87, C* (1965), pp.453-468.
- (21) R.W. Lockhart and R.C. Martinelli, "Proposed Correlation of Data for Isothermal Two-Component Flow in Pipes," *Chem. Eng. Prog., Vol. 45*, No. 1 (1945), pp.39-48.
- (22) W.L. Owens and V.E. Schrock, "Local Pressure Gradients for Subcooled Boiling of Water in Vertical Tubes," *ASME Paper No. 60-WA-249* (1960).
- (23) N.V. Tarasova, A.I. Leontiev, V.I. Hlopushn, and V.M. Orlov, "Pressure Drop of Boiling Subcooled Water and Steam-Water Mixture Flowing," *Proc. 3rd Int. Heat Transfer Conf., Vol. 4* (1966), pp.178-183.
- (24) 植田, 「貫流ボイラの蒸発管群内流動について」, 火力発電, *Vol. 10*, No. 4 (1960), pp.325-332.
- (25) T. Dormer, Jr and A.E. Bergles, "Pressure Drop With Surface Boiling in Small Diameter Tubes," *Technical report No. 8767-31*, MIT (1964).
- (26) L.S. Tong and G.F. Hewitt, "Overall Viewpoint of Flow Boiling CHF Mechanisms," *ASME Paper 72-HT-54* (1972).
- (27) A.E. Bergles, "Burnout in Boiling Heat Transfer. Part II. Subcooled and Low Quality Forced-Convection Systems," *Nuclear Safety, Vol. 18*, No. 2 (1977), pp.154-167.
- (28) Y. Katto and H. Ohno, "An Improved Version of The Generalized Correlation of Critical Heat Flux for The Forced Convective Boiling in Uniformly Heated Vertical Tubes," *Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 27*, No. 9 (1984), pp.1641-1648.
- (29) O. Baker, "Simultaneous Flow of Oil and Gas," *Oil Gas J., Vol. 53* (1954), pp.185-190.
- (30) Y. Katto, "Critical Heat Flux," *Advances in Heat Transfer, Vol. 17*, Academic Press (1985).
- (31) R. Hino and T. Ueda, "Studies on Heat Transfer and Flow Characteristics in Subcooled Flow Boiling. Part 2. Flow Characteristics," *Int. J. Multiphase Flow, Vol. 11*, No. 3 (1985), pp.283-297.
- (32) J. Weisman and B.S. Pei, "Prediction of Critical Heat Flux in Flow Boiling at Low Qualities," *Int J. Heat Mass Transfer, Vol. 26*, No. 10 (1983), pp.1463-1477.
- (33) J. Weisman and S. Ileslamlou, "A Phenomenological Model for Prediction of Critical Heat Flux Under Highly Subcooled Conditions," *Fusion Technology, Vol. 13* (1988), pp.654-659.
- (34) C.H. Lee and I. Mudawwar, "A Mechanistic Critical Heat Flux Model for Subcooled Flow Boiling Based on Local Bulk Flow Conditions," *Int. J. Multiphase Flow, Vol. 14*, No. 6 (1988), pp.711-728.
- (35) 甲藤, 吉原, 「管内強制流動サブクール沸騰・限界熱流束の一般予測法」, 日本機械学会論文集(B編), 56巻528号 (1990-8), pp.309-316.
- (36) 甲藤, 「広い圧力範囲の強制流動サブクール沸騰・限界熱流束の予測」, 日本機械学会論文集(B編), 57巻542号 (1991-10), pp.135-141.
- (37) 宮, 関, 荒木, 「核融合炉における高熱流束実験の現状」, 日本原子力学会誌, *Vol. 29*, No. 10 (1987), pp.3-11.
- (38) M.-R.M. Drizius, R.K. Skema, and A.A. Slanciauskas, "Boiling Crisis in Swirled Flow of Water in Pipes," *HEAT TRANSFER-Soviet Research, Vol. 10*, No. 4 (1978), pp.1-7.
- (39) J. Schlosser, et al., "Thermal-Hydraulic Tests on Net Divertor Targets Using Swirl Tubes," *7th Proceedings of Nuclear Thermal Hydraulics*, ANS Winter Meeting (1991), pp.26-31.

- (40) J.A. Koski, "Thermal-Hydraulic Considerations in The Surface Contouring of A Limiter Head for Tore Supra," *7th Proceedings of Nuclear Thermal Hydraulics*, ANS Winter Meeting (1991), pp.7-17.
- (41) S.L. Milora, S.K. Combs, and C.A. Foster, "A Numerical Model for Swirl Flow Cooling in High-Heat-Flux Particle Beam Targets and The Design of A Swirl-Flow-Based Plasma Limiter," *Nuclear Engineering and Design/Fusion*, Vol. 3 (1986), pp.301-308.
- (42) J.A. Koski and C.D. Croessman, "Critical Heat Flux Investigations for Fusion Relevant Conditions With Water.- The Use of A Rastered Electron Beam Apparatus," *ASME Paper 88-WA/NE-3* (1988).
- (43) 稲坂、成合、志村、"細管内における強制流動沸騰限界熱流束の研究(限界熱流束実験データの検討)、" 日本機械学会論文集(日編)、52巻476号(1986), pp.1817-1821.
- (44) H. Nariai, F. Inasaka, and T. Shimura, "Critical Heat Flux of Subcooled Flow Boiling in Narrow Tube," *Proceeding of 1987 ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference* (1987), pp.455-462.
- (45) 稲坂、成合、志村、"細管内における強制流動サブクール沸騰圧力損失," 日本機械学会論文集(日編)、53巻494号(1987), pp.3093-3099.
- (46) F. Inasaka and H. Nariai, "Critical Heat Flux and Flow Characteristics of Subcooled Flow Boiling in Narrow Tubes," *JSME International Journal*, Vol.30, No.268 (1987), pp.1595-1600.
- (47) H. Nariai and F. Inasaka, "Critical Heat Flux and Flow Characteristics of Subcooled Flow Boiling with Water in Narrow Tubes," *Proceeding of the Japan-U.S. Seminar on Two-Phase Flow Dynamics* (1988).
- (48) F. Inasaka, H. Nariai, and T. Shimura, "Pressure Drop in Subcooled Flow Boiling in Narrow Tubes," *Heat Transfer-Japanese Research*, Vol.18, No.1 (1989), pp.70-82.
- (49) H. Nariai and F. Inasaka, "Critical Heat Flux and Flow Characteristics of Subcooled Flow Boiling with Water in Narrow Tubes," *DYNAMICS OF TWO-PHASE FLOWS*, CRC Press (1992), pp.689-708.
- (50) F.C. Gunther, "Photographic Study of Surface-Boiling Heat Transfer to Water Forced Convection," *Transaction of ASME*, Vol. 73, No.2 (1951), pp.115-123.
- (51) D.H. Knoebel, S.D. Harris, B. Crain, Jr, and R.M. Biderman, "Forced-Convection Subcooled Critical Heat Flux," *DP-1306*, E.I. Dupont de Nemours and Company, Feb. (1973).
- (52) J. Griffel, "Forced Convection Boiling Burnout for Water in Uniformly Heated Tubular Test Sections," *Columbia Univ. Report NYO-187-7*, May (1965).
- (53) L.S. Tong, "Boundary-Layer Analysis of The Flow Boiling Crisis," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 11 (1968), pp.1208-1211.
- (54) R.C. Martinelli and D.B. Nelson, "Prediction of Pressure Drop During Forced-Circulation Boiling of Water," *Transaction of ASME*, Vol. 70 (1948), pp.695-702.
- (55) F. Inasaka and H. Nariai, "Critical Heat Flux of Subcooled Flow Boiling with Water," *Proceeding of the 4th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics*, Vol.1 (1989), pp.115-120.
- (56) F. Inasaka and H. Nariai, "Evaluation of Subcooled Critical Heat Flux Correlations for Tubes with and without Internal Twisted Tapes," *Proceedings of Fifth International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics*, Vol. IV (1992), pp.919-928.
- (57) F. Inasaka and H. Nariai, "Critical Heat Flux of Subcooled Flow Boiling for Water in Uniformly Heated Straight Tubes," *Engineering and Design/Fusion*, Vol. 19 (1992), pp.329-337.
- (58) B. Thompson and R.V. Macbeth, "Boiling Water Heat Transfer Burnout in Uniformly Heated Round Tubes : A Compilation of World Data With Accurate Correlations," *UKAE Report AEEW-R356*, July (1964).
- (59) L.S. Tong, "Prediction of Departure from Nucleate Boiling for An Axially Non-Uniform Heat Distribution," *J. Nuclear Energy*, Vol. 21 (1967), pp.241-248.
- (60) L.S. Tong, H.B. Currin, and A.G. Thrp, Jr., "New Correlations Predict DNB Conditions," *NUCLEONICS*, Vol. 21, No. 5 (1963), pp.43-47.

- (61)L.S. Tong, "A phenomenological Study of Critical Heat Flux," *ASME Paper 75-HT-68* (1975).
- (62)S. Mirshak, W.S. Durant, and R.H. Towell, "Heat Flux at Burnout," *DP-355*, E.I. Dupont de Nemours and Company (1957).
- (63)D.F. Babcock, "Heavy Water Moderated Power Reactors," *DP-725*, E.I. Dupont de Nemours and Company (1962).
- (64)E. Burck and W. Hufschmidt, *EUR-2432.d (in German)*, EURATOM (1965).
- (65)E.J. Thorgerson, "Hydrodynamic Aspect of The Critical Heat Flux in Subcooled Convection Boiling," Ph.D. Thesis, Univ. of South Carolina (1969).
- (66)F. Inasaka, H. Nariai, W. Fujisaki, and H. Ishiguro, "Critical Heat Flux of Subcooled Flow Boiling in Tubes with Internal Twisted Tape," *Proceeding of the 1991 ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference* (1991), pp.65-70.
- (67)H. Nariai, F. Inasaka, W. Fujisaki, and H. Ishiguro, "Critical Heat Flux of Subcooled Flow Boiling in Tubes with Internal Twisted Tapes," *Seventh Proceedings of Nuclear Thermal Hydraulics, 1991 ANS Winter Meeting* (1991), pp.38-46.
- (68)稲坂、成合、藤崎、石黒、"大気圧におけるねじりテープ旋回流サブクール沸騰限界熱流束、" 日本機械学会論文集(B編)、58巻545号(1992), pp.216-222.
- (69)M.K. Jensen, "A Correlation for Predicting The Critical Heat Flux Condition With Twisted-Tape Swirl Generators," *Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 27*, No.11 (1984), pp.2171-2173.
- (70)M. Araki, et al., "Burnout Experiments on The Externally-Finned Swirl Tube for Steady-State and High-Heat Flux Beam Stops," *Fusion Engineering and Design, Vol.9* (1987), pp.231-236.
- (71)門出、「衝突噴流沸騰系のバーンアウトの研究」、日本機械学会論文集(B編)、46巻406号(昭55-6), pp.1146-1155.
- (72)門出、「衝突噴流沸騰系の限界熱流束(新しい整理式の提案)」、日本機械学会論文集(B編)、50巻453号(昭59-5), pp.1392-1396.
- (73)勝田、黒瀬、「液膜の沸騰熱伝達に関する研究(第2報、核沸騰限界熱流束について)」、日本機械学会論文集(B編)、47巻421号(昭56-9), pp.1849-1860.
- (74)R.F. Lopina and A.E. Bergles, "Heat Transfer and Pressure Drop in Tape-Generated Swirl Flow of Single-Phase Water," *J. of Heat Transfer, Vol.91*, No.8 (1969).
- (75)Edited by T. Kuroda and G.Nieider, "ITER Plasma Facing Components," *ITER Documentation Series No.30*, International Atomic Agency, Vienna (1990).

## 付録

## 1. 大気圧限界熱流束実験データリスト

(管出口圧力  $P = 0.1$  MPa)

No.	D	L	G	$T_h$	$x_m$	$q_o$
	[mm]	[cm]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]
1	1	1.05	8070	23.7	-.066	28.558
2	1	1.00	6710	37.7	-.038	26.668
3	1	1.00	7100	57.9	-.012	23.702
4	1	1.02	13530	15.4	-.081	57.845
5	1	1.01	13070	38.7	-.049	47.295
6	1	1.00	13020	59.1	-.007	45.657
7	1	0.98	20340	18.1	-.092	69.990
8	1	1.01	20160	38.8	-.060	60.250
9	1	0.96	19920	58.3	-.031	53.140
10	1	3.00	7130	21.1	-.037	13.363
11	1	3.03	7010	38.9	-.030	9.584
12	1	2.98	7020	61.2	-.016	6.684
13	1	3.00	13220	20.9	-.028	26.928
14	1	2.99	13000	38.1	-.005	21.450
15	1	2.98	12410	57.0	.005	17.247
16	1	2.98	20910	22.0	-.026	46.160
17	1	3.03	20000	39.1	.006	34.510
18	1	3.03	20000	59.7	.007	23.480
19	1	5.00	7270	21.3	-.031	9.380
20	1	5.00	7270	40.7	-.022	7.718
21	1	5.00	7060	59.6	-.010	5.503
22	1	4.99	13220	20.1	-.026	17.814
23	1	5.01	12680	40.3	-.002	14.723
24	1	5.04	13480	64.0	.002	11.714
25	1	5.02	20160	22.5	.003	30.860
26	1	5.00	19950	40.1	.004	25.600
28	2	0.96	7390	20.4	-.121	22.640
29	2	0.99	7040	40.0	-.085	20.470
30	2	0.98	6890	59.4	-.052	18.340
31	2	1.03	13500	21.2	-.120	32.476
32	2	0.99	12930	38.4	-.090	30.783
33	2	1.02	13050	58.8	-.059	21.160
34	2	1.00	20120	20.0	-.123	53.233
35	2	0.99	19990	41.7	-.086	43.623
36	2	1.00	19560	59.7	-.057	32.250
37	2	3.02	6870	20.6	-.090	13.278
38	2	3.04	7260	37.4	-.056	14.710
39	2	3.03	7110	56.6	-.042	9.629
40	2	3.01	13030	20.5	-.097	22.832
41	2	3.02	12940	40.2	-.072	17.666
42	2	2.97	12940	58.3	-.036	18.348
46	2	5.01	7010	21.1	-.047	15.285
47	2	4.97	7060	36.0	-.041	11.915
48	2	5.02	6900	60.4	-.017	8.333
49	2	5.00	12570	20.1	-.073	21.050
50	2	4.99	13000	41.1	-.030	19.760
51	2	5.00	12830	60.4	-.023	14.480
52	2	4.98	18110	20.3	-.082	24.526
53	2	5.08	18060	40.4	-.048	24.391
54	2	5.02	20000	60.7	.006	22.281
55	2	10.00	7110	20.5	-.037	8.494
56	2	10.02	6970	38.1	-.034	6.167
57	2	10.05	6900	60.2	-.015	4.647
58	2	10.05	12700	23.2	-.007	14.746
59	2	9.99	12920	40.6	.002	13.311
60	2	10.02	12780	63.1	.002	10.401
61	2	9.95	20000	20.8	-.011	26.490
62	2	9.98	20000	40.0	.001	19.580
63	2	9.97	20000	62.0	.005	12.590
64	3	1.02	6910	20.2	-.134	18.460
65	3	1.02	6800	38.0	-.102	18.190
66	3	0.97	6960	58.4	-.065	17.080
67	3	0.99	12570	20.3	-.133	31.288
68	3	1.01	12350	40.3	-.098	26.713
69	3	0.95	12830	55.4	-.075	17.743
70	3	1.02	20190	21.4	-.133	47.061
71	3	1.00	19800	39.0	-.103	30.471
72	3	0.96	19760	58.6	-.070	24.574
73	3	3.01	7410	21.7	-.108	14.856
74	3	3.02	7330	38.3	-.088	10.112
75	3	3.00	7230	59.8	-.052	8.923
76	3	3.00	12370	19.8	-.125	16.154
77	3	3.03	12640	41.0	-.086	15.809
78	3	3.00	12550	59.9	-.058	11.109
79	3	3.07	19480	22.8	-.121	23.476
80	3	3.03	19730	41.2	-.088	21.761
81	3	3.00	20010	60.0	-.058	15.854
82	3	5.00	6950	20.8	-.098	11.418
83	3	5.00	7490	38.4	-.075	9.186
84	3	5.04	7280	62.8	-.021	10.521
85	3	5.03	11580	21.1	-.110	15.375
86	3	5.04	12260	41.2	-.077	13.202
87	3	4.99	12220	55.2	-.054	11.725
88	3	5.01	19110	20.5	-.107	25.878
89	3	4.94	18990	40.7	-.081	18.773
90	3	4.97	19220	60.2	-.051	14.882
91	3	10.05	7240	21.2	-.070	9.046
92	3	10.01	7200	39.3	-.052	7.388
93	3	10.02	7350	60.7	-.016	6.853
94	3	10.01	12280	21.7	-.092	10.737
95	3	10.04	12560	40.8	-.063	9.800
96	3	10.04	12530	60.2	-.031	8.722
97	3	9.95	20610	21.3	-.099	16.520
98	3	9.98	20490	40.1	-.068	15.019
99	3	10.00	20000	61.1	-.026	14.707

## 2. 圧力損失実験データリスト (管出口圧力 0.1 MPa)

PL-9-1 D= 1 mm L= 1 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
7256.55	18.6	-.1511	0	.0138044
7255.02	18.8	-.1501	.22	.0138105
7239.14	18.9	-.1488	.68	.0127832
7345.38	19.1	-.1407	3.91	.0126938
7333.23	19.4	-.1322	7.20	.0136196
7312.1	19.5	-.1285	8.63	.0144567
7441.87	19.8	-.1175	13.14	.0150964
7194.42	20.1	-.1064	16.98	.015182
6838.14	20.2	-.0994	18.79	.0156128
7370.31	20.2	-.0951	22.02	.0177802

PL-9-2 D= 1 mm L= 1 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
13049.3	18.6	-.1511	0	.0464034
13083.6	17.3	-.1531	.27	.0466447
13095.3	17.2	-.1526	.82	.0466507
13123.2	17.3	-.1477	4.25	.0470414
13113.9	17.5	-.1409	9.05	.046212
13090.3	17.8	-.1288	17.51	.0463747
13137.9	18.3	-.1188	24.30	.0458904
13008.6	18.5	-.1162	25.69	.0450102
12980.2	18.7	-.1129	27.80	.0456063

PL-16-1 D= 1 mm L= 1 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
6987.4	64.6	-.0658	0	.013768
6655.2	63.3	-.0610	2.71	.0142381
6799.1	59.8	-.0590	6.05	.0138125
7114.8	56.9	-.0590	8.48	.0178188
7172.4	54.4	-.0575	11.03	.0191328
7198.1	53.5	-.0532	13.48	.0202493
7276.4	54	-.0462	16.15	.0236803
6964.6	55.2	-.0382	17.72	.0236234
6867.0	56.7	-.0302	19.50	.0332938
6281.2	59.5	-.0128	22.14	.0464397

PL-10-1 D= 1 mm L= 3 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
7093.6	18.1	-.1520	0	.0269952
7163.5	17.3	-.1518	.22	.02684
7250.6	17.2	-.1466	.96	.0258154
7167.5	17.2	-.1272	3.57	.024235
7296.4	17.4	-.1133	5.49	.0275382
7717.0	17.6	-.0987	7.87	.0324091
7388.1	17.8	-.0829	9.67	.0300675
6765.1	18	-.0605	11.67	.0303142

PL-16-2 D= 1 mm L= 1 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
12689.3	55.2	-.0833	0	.0465552
12595.8	57.9	-.0781	.13	.0444797
12562	58.7	-.0759	.65	.0440084
13041.4	58.4	-.0642	9.69	.0478977
12600.8	58.1	-.0514	18.86	.0456786
11976	58.4	-.0443	22.32	.0441202
11513.6	58.6	-.0428	22.19	.0413442
11513.9	59	-.0393	24.00	.0428998
10324.4	59.8	-.0300	26.08	.0395938
9507.2	60.4	-.0222	27.61	.0354854

PL-10-2 D= 1 mm L= 3 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
12722	18.3	-.1516	0	.0856597
12833.9	18.4	-.1509	.13	.0871414
12939.5	18.5	-.1479	.81	.0878311
13285.1	18.7	-.1366	3.56	.0906845
13481.4	18.9	-.1248	6.52	.093299
13421.3	19.1	-.1144	9.02	.0930541
13384.8	19.3	-.0996	12.63	.0933432
13508.6	19.6	-.0872	15.76	.0952178
11921.6	19.7	-.0723	17.19	.0759596
11672.6	19.8	-.0599	19.52	.0777053

PL-15-1 D= 1 mm L= 3 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
6714.3	54.5	-.0846	0	.02412
6760.1	55	-.0822	.18	.0244483
6948.8	56	-.0749	.89	.025134
7014.8	56.6	-.0601	2.71	.0248533
7277.4	57.6	-.0424	4.98	.0275533
7024.4	58.4	-.0326	5.91	.0269331
6248.3	58.8	-.0272	5.80	.0231467

PL-15-2 D= 1 mm L= 3 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
12365.9	63.2	-.0684	0	.0807872
12335.8	62	-.0696	.25	.0798893
12498.1	61.6	-.0670	1.04	.0814102
12815.6	61.5	-.0551	3.98	.084467
11959.3	61.7	-.0430	6.34	.0720723
12798.1	62	-.0277	10.33	.0856767
10793.5	61.5	-.0141	11.66	.0755751
8289.7	61.1	-.0075	10.12	.0563964

PL-11-1 D= 1 mm L= 5 cm					PL-14-2 D= 1 mm L= 5 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
7212.9	16.5	-.1550	0	.033128	12595.3	61.7	-.0712	0	.0863582
7251.4	16.9	-.1522	.16	.0325642	12932.9	61.1	-.0710	.18	.0902887
7302.8	17.4	-.1472	.50	.0306611	12982.4	60.1	-.0703	.57	.0909583
7372.6	17.6	-.1411	.98	.0296254	13075.1	59.4	-.0688	.98	.0914918
7635.7	17.9	-.1090	3.73	.0295105	13576.3	58.6	-.0573	3.01	.0970826
7397.9	18.2	-.0840	5.66	.0290433	13899.2	58.3	-.0385	6.11	.100188
8546.8	18.7	-.0697	7.82	.0416001	13566.7	58.1	-.0249	8.10	.0953957
7329.6	19	-.0562	7.78	.0316346	13589.1	58.1	-.0166	9.40	.0951387
7210.0	19.2	-.0482	8.27	.0315268	13528.4	58.2	-.0130	9.87	.0955007
7330.5	19.4	-.0447	8.67	.0326282	12597.9	58.3	-.0088	9.78	.0898096
6756.8	19.7	-.0409	8.24	.0292795	11521.2	58.3	-.0056	9.35	.0818437
					12291.7	58.4	-.0013	10.55	.0975667
					11453	58.5	.0020	10.24	.0909942
					11590.6	58.7	.0055	10.90	.0978138
					11473.7	59	.0123	11.47	.103996
PL-11-2 D= 1 mm L= 5 cm					PL-12-2 D= 1 mm L=10 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
13955	19.2	-.1500	0	.11355	13168.3	16.7	-.1546	0	.129685
13362.9	17.6	-.1514	.22	.103391	13382.6	16.6	-.1527	.15	.130779
13473.5	17.1	-.1501	.56	.104658	13578.9	16.8	-.1475	.52	.130308
13562.1	16.8	-.1479	.99	.10489	13734.3	16.9	-.1427	.89	.130653
13975.9	16.5	-.1301	3.91	.108446	14034.2	17	-.1303	1.87	.130858
14420.8	16.6	-.1055	8.01	.112696	14481.9	17.2	-.1070	3.81	.13116
14316	16.7	-.0899	10.44	.109981	14900.6	17.6	-.0816	5.99	.132285
13908.1	17.2	-.0738	12.53	.102858	15287.2	17.8	-.0530	8.58	.131589
13645.9	17.6	-.0664	13.32	.0966982	14209.7	18.2	-.0376	9.15	.11103
13539.7	17.8	-.0584	14.38	.0936223	14183.1	18.4	-.0184	10.64	.110243
13400.1	18.1	-.0497	15.47	.0949319					
11585.3	18.4	-.0356	15.15	.0743212					
PL-14-1 D= 1mm L= 5 cm					PL-13-1 D= 1 mm L=10 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
6848.1	55.1	-.0835	0	.0277158	6855.0	55.3	-.0831	0	.0342619
6940.9	56.4	-.0794	.13	.0295283	7058	55.6	-.0820	.02	.0357373
7047.6	57.2	-.0736	.47	.0312417	7323.9	56	-.0720	.40	.0364872
7117.4	58	-.0668	.90	.0307165	7502.4	56.5	-.0616	.81	.0373773
7331.6	58.6	-.0540	1.90	.0307685	7665	57.9	-.0339	1.91	.0365511
7520.7	59	-.0439	2.74	.0331535	7248.5	59	-.0179	2.38	.0314129
7826.8	59.3	-.0298	4.05	.0340403	7152.9	59.7	-.0050	2.82	.0302107
5504.9	59.5	-.0158	3.69	.0185764					
PL-12-1 D= 1 mm L=10 cm					PL-16-3 D = 1 mm L = 1 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
7188.7	22.9	-.1431	0	.0442696	19331.9	60.5	-.0734	0	.112029
7260.1	22.5	-.1392	.18	.0430713	19408.7	59.5	-.0751	.20	.111906
7392.9	21.5	-.1318	.57	.0425937	19470.3	59	-.0757	.61	.11199
7422.9	20.6	-.1246	.95	.0404249	19711.2	58.7	-.0679	9.90	.115364
7292.1	19.6	-.1057	1.79	.0356679	19878.9	58.7	-.0595	19.35	.118258
7414.8	19	-.0846	2.75	.0355419	19922.6	58.9	-.0499	29.83	.120214
7745.7	18.4	-.0569	4.13	.0380897	19180.5	59	-.0443	34.55	.114785
8102.4	17.8	-.0343	5.40	.0430075					

PL-13-2 D= 1 mm L=10 cm					PL-32-1 D= 3 mm L= 1 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
12931.9	61.6	-.0714	0	.0981506	6971.26	55.1	-.0835	0	.00674707
13072.2	60.7	-.0703	.20	.0990239	6968.85	55.8	-.0818	.43	.00680421
13160.1	59.7	-.0671	.57	.0988349	6942.13	56.8	-.0796	.87	.0058309
13309.6	59	-.0629	1.00	.101137	6961.94	57.8	-.0768	1.96	.00579874
13863.8	58.8	-.0499	2.09	.107184	6958.84	58.7	-.0742	3.05	.0056389
14642	59.2	-.0222	4.43	.111688	6953.96	60.1	-.0708	3.93	.00547086
12595.4	59.7	-.0123	4.45	.0827316	6951.24	60.8	-.0686	5.02	.00572293
13041.1	60.5	.0028	5.61	.0869555	6950.08	61.1	-.0673	5.89	.00589582
13574.5	61.1	.0144	6.64	.0991474	6948.52	61.5	-.0655	7.20	.00547047
12695.8	61.4	.0155	6.25	.0914189	6922.22	62.3	-.0631	8.26	.00578258
11554.7	61.5	.0161	5.72	.0852941	6898.39	62.5	-.0621	8.88	.00524298
11148.4	61.9	.0157	5.44	.0892229	6827.41	62.9	-.0597	10.72	.0051039
					6825.5	63.4	-.0577	12.00	.0045758
					6823.21	64	-.0556	13.07	.0048312
PL-31-1 D= 3 mm L= 1 cm					PL-32-2 D= 3 mm L= 1 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
7066.4	15.1	-.1576	0	.00814647	12781.3	55	-.0836	0	.0173816
7065.8	15.7	-.1557	.88	.00836369	12778.2	55.5	-.0822	1.20	.016999
7088.9	16.2	-.1533	2.67	.00746815	12773.1	56.3	-.0799	2.80	.0183342
7088.4	16.7	-.1503	5.11	.00750318	12769.9	56.8	-.0777	5.60	.0162479
7087.9	17.1	-.1483	6.67	.00752801	12766.8	57.3	-.0757	8.01	.0161302
7064.0	17.4	-.1459	8.86	.00749121	12763	57.9	-.0736	10.01	.0155255
7063.5	17.9	-.1440	9.97	.00750919	12753.5	59.4	-.0696	12.81	.0153127
7063.2	18.2	-.1425	11.07	.00742543	12749	60.1	-.0675	14.41	.0152075
7062.8	18.6	-.1409	12.18	.00744209	12744	60.8	-.0657	15.61	.0149155
7062.3	19.1	-.1390	13.28	.00795157	12741.1	61.2	-.0642	17.20	.0145496
7085.6	19.3	-.1379	14.21	.00753158	12739	61.5	-.0634	17.60	.0149023
7061.7	19.6	-.1362	15.49	.00788222	12736.9	61.8	-.0625	18.40	.0149534
7061.4	19.9	-.1350	16.38	.00740592	12618.2	62.2	-.0616	18.62	.0151642
7084.4	20.3	-.1337	17.10	.00796926					
7083.8	20.6	-.1322	18.21	.0074946					
7059.7	20.9	-.1301	19.91	.00794754					
PL-31-2 D = 3 mm L= 1 cm					PL-33-10 D = 3 mm L= 3 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
12946.3	19.8	-.1488	0	.023695	7219.9	17	-.1540	0	.0143507
12948.9	18.4	-.1509	1.21	.0240654	7219.5	17.3	-.1511	.98	.0135837
12946.8	19.5	-.1468	5.68	.0239227	7218.9	17.9	-.1450	3.02	.0136178
12945.2	20.2	-.1429	11.36	.023334	7217.5	19.2	-.1368	5.35	.013663
12943.9	20.6	-.1412	13.39	.0230623	7215.7	20.5	-.1296	7.31	.0139991
12942.9	20.9	-.1396	15.82	.0228914	7212.4	22.3	-.1216	9.19	.0155069
12941.9	21.2	-.1379	18.25	.0236002	7212.6	22.2	-.1166	11.30	.016025
12941.2	21.4	-.1370	19.47	.0235006	7214.3	21.3	-.1159	12.28	.0163257
12940.2	21.7	-.1362	19.87	.0234134	7215.6	20.6	-.1144	13.42	.0168265
					7215.4	20.7	-.1118	14.39	.0170379
					7214.6	21.1	-.1079	15.68	.0178419
					7213.5	21.7	-.1044	16.65	.0177609

PL-33-20		D = 3 mm		L = 3 cm	
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	
13010.3	18.3	-.1516	0	.0450118	
13011.8	17.5	-.1516	1.08	.0461643	
13011.3	17.8	-.1461	4.76	.0446747	
13009.7	18.6	-.1390	8.84	.0435179	
13008.2	19.4	-.1346	11.01	.0431818	
13006.7	20.1	-.1309	12.77	.0424659	
13005.4	20.5	-.1274	14.81	.0419565	
12898.2	21.3	-.1233	16.57	.0408554	
12894.9	22.3	-.1187	18.59	.0411385	
12788.2	23.4	-.1135	20.71	.0398494	

PL-34-10		D = 3 mm		L = 3 cm	
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	
6915.4	55.1	-.0835	0	.0123327	
6911.7	56.2	-.0790	.93	.0120741	
6909.3	56.9	-.0727	2.89	.0127665	
6906.5	57.7	-.0657	5.05	.0121878	
6904.1	58.4	-.0590	7.15	.0122011	
6796.4	59.4	-.0517	9.11	.0127193	
6799.4	58.5	-.0506	10.18	.0151784	
6546.5	58.8	-.0463	11.17	.0213107	
6267.9	61	-.0374	12.41	.0339507	
6271.4	60	-.0382	12.81	.0349689	
6274.5	59	-.0383	13.41	.0359795	

PL-34-20		D = 3 mm		L = 3 cm	
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	
12837.9	55.6	-.0825	0	.0324707	
12836.6	55.8	-.0809	.93	.0311576	
12830.3	56.8	-.0736	4.83	.0310361	
12822	58.1	-.0658	8.72	.0304534	
12810.5	59.9	-.0567	12.87	.0298121	
12705.7	60.3	-.0540	14.23	.0311105	
12391.3	61.2	-.0506	15.05	.0365174	
12295.3	60.4	-.0514	15.45	.0379146	
12191.1	60.6	-.0493	16.47	.041844	
12081.4	61.6	-.0458	17.46	.046922	
11574.6	60.9	-.0460	17.46	.0471578	
11469.8	61.2	-.0447	17.78	.0494712	
11267.3	60.9	-.0436	18.53	.0514908	
11264.8	61.3	-.0422	18.88	.0538584	
11204.3	61.2	-.0406	19.95	.0559357	
11057.9	61.5	-.0389	20.39	.0578118	
10747.1	62.1	-.0357	21.06	.0595869	

PL-35-1		D = 3 mm		L = 5 cm	
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	
6990.9	15.7	-.1565	0	.014649	
6989.1	17.4	-.1492	.96	.0115458	
6988.6	17.9	-.1401	2.89	.0089672	
6987.6	18.9	-.1300	4.86	.0105642	
6987.7	18.8	-.1212	6.96	.0111558	
6987.5	19	-.1164	8.01	.0110923	
7100.2	19.3	-.1114	9.21	.0116411	
7100.1	19.4	-.1066	10.32	.0123751	
7100.5	19	-.1027	11.44	.0123403	
7100.3	19.2	-.1001	11.97	.012798	
7100.0	19.5	-.0974	12.50	.0125643	

PL-35-2		D = 3 mm		L = 5 cm	
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	
12640.6	19.6	-.1492	0	.0437338	
12638.9	20.3	-.1455	1.03	.0425625	
12638.2	20.5	-.1409	2.85	.0412059	
12739.6	20.6	-.1362	4.79	.040395	
12742.1	19.7	-.1333	6.79	.0410115	
12742.5	19.5	-.1287	8.94	.0411244	
12741.7	19.9	-.1240	10.62	.0402566	
12741.7	19.9	-.1214	11.74	.0405576	
12742.3	19.6	-.1196	12.78	.0412935	
12702.3	19.1	-.1181	13.77	.0410086	
12702.3	19.1	-.1155	14.89	.0411037	
12702.1	19.2	-.1150	15.05	.0410757	
12702.1	19.2	-.1133	15.76	.0410079	

PL-36-1		D = 3 mm		L = 5 cm	
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	
6896.3	55.4	-.0829	0	.0130275	
6892.5	56.5	-.0768	.95	.012179	
6896.6	55.3	-.0699	3.07	.0121622	
6892.2	56.6	-.0593	4.97	.0120751	
6887.1	58.1	-.0469	7.22	.0137461	
6883.7	59.1	-.0428	7.74	.0156674	
6579.0	59.5	-.0395	7.98	.0204993	
6476.2	59.9	-.0348	8.71	.0299447	
6274.2	60	-.0320	8.99	.0332061	
6273.5	60.2	-.0289	9.58	.0400563	
6107.3	61.2	-.0233	10.10	.048338	
6069.7	60.4	-.0210	10.80	.0541002	
6047.2	60.9	-.0160	11.60	.0618582	
6027.7	60.9	-.0126	12.25	.0676731	



PL-36-2					PL-38-1				
D = 3 mm L = 5 cm					D = 3 mm L = 10 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
12839.1	60.2	-.0740	0	.0413238	6881.6	59.7	-.0749	0	.0152957
12797.3	60.4	-.0718	.80	.0409357	6882	59.6	-.0662	1.03	.0147216
12836.9	60.5	-.0668	2.90	.0390289	6983.2	59.7	-.0486	3.11	.0136653
12838.4	60.3	-.0623	5.00	.0379814	6880.2	60.1	-.0298	5.17	.0182749
12839.8	60.1	-.0579	7.09	.0383991	6880.2	60.1	-.0244	5.80	.0269554
12837.6	60.4	-.0528	9.03	.0389839	6581.6	58.7	-.0197	6.35	.0378608
12735.4	60.5	-.0497	10.24	.0417603	6479.7	58.8	-.0156	6.68	.0469647
12531	60.5	-.0473	11.10	.0481728	6376.2	59.4	-.0075	7.34	.0642741
12223.1	60.8	-.0417	12.90	.0610194	6071.1	60	.0050	8.16	.0871371
12019.4	60.9	-.0391	13.67	.0647312					
11670.7	61.3	-.0352	14.53	.0705933					
11204.1	61	-.0287	16.63	.0817595					
10999.2	61.1	-.0259	17.29	.0853683					
PL-37-1					PL-38-2				
D = 3 mm L = 10 cm					D = 3 mm L = 10 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
6951.5	18.3	-.1516	0	.0180342	12841.8	59.8	-.0747	0	.0470024
6951.4	18.4	-.1431	.98	.0140896	13049.5	59.3	-.0710	1.02	.0473156
7052.5	19	-.1253	2.98	.0106674	12843.7	59.5	-.0618	2.94	.0436856
6950.4	19.4	-.1083	4.85	.0120768	12943.3	59.8	-.0519	5.00	.0427291
6950.3	19.5	-.0903	6.95	.0131925	12942.7	59.9	-.0415	7.24	.0428994
6949.0	20.4	-.0796	8.01	.01347	12740.2	59.8	-.0365	8.25	.0483117
6947.1	21.5	-.0723	8.62	.0154733	12631.8	60.6	-.0303	9.17	.0577374
6843.8	22.4	-.0653	9.12	.0161988	12231	59.6	-.0298	9.38	.0586957
6739.4	23.2	-.0584	9.59	.0183998	11614	60.6	-.0194	10.59	.0713714
6737.9	24.1	-.0521	10.12	.0253546	11097.6	61.6	-.0100	11.52	.079482
PL-37-2					PL-9-3				
D = 3 mm L = 10 cm					D = 1 mm L = 1 cm				
G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>	G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]	[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
13004	20.9	-.1468	0	.0549423	19877	20.5	-.1475	0	.111117
13116.2	17.6	-.1487	.94	.0573369	19864.5	19.1	-.1498	.41	.109724
13323.3	17.9	-.1388	3.05	.0542646	19890.8	19.2	-.1492	.83	.109987
13383.7	18.8	-.1290	4.90	.0528189	19902.6	19.5	-.1457	4.16	.111288
13381.9	19.7	-.1183	6.96	.0509882	20119.6	19.8	-.1407	9.25	.115288
13317.4	20.5	-.1072	9.10	.0516319	20034	19.6	-.1320	19.47	.114712
13318.1	20.3	-.1042	9.85	.0526499	20095.2	19.9	-.1272	24.35	.115349
13318.8	20.1	-.0998	10.93	.0529764	20095.1	20.2	-.1240	27.29	.116481
13111.6	20	-.0940	12.08	.0514905	20001.7	20.4	-.1212	29.88	.114421
13111.2	20.1	-.0898	12.98	.0515403	20018.9	20.5	-.1190	32.21	.113826
13006	20.3	-.0823	14.43	.0528394	20095.1	20.7	-.1166	34.64	.115432
12690	21.5	-.0779	14.56	.0534738	20140.2	20.8	-.1146	36.82	.115566
12480.6	22.1	-.0712	15.49	.056402	19865.6	21	-.1124	38.40	.113378
11856.1	22.3	-.0634	16.21	.0573642	20067.7	21.1	-.1100	41.30	.114408
11438.8	22.6	-.0551	17.15	.060763					

PL-10-3 D = 1 mm L = 3 cm

G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
19514.5	20.6	-.1474	0	.199368
19526.3	20.7	-.1470	.06	.199599
19766.5	20.7	-.1450	.82	.204149
20143.4	20.7	-.1301	6.45	.209394
20267.2	20.8	-.1144	12.42	.211907
20610.9	20.8	-.0992	18.52	.221994
20486.4	19.8	-.0835	25.19	.221584
20311	18.7	-.0783	27.73	.218367
19434.3	18.1	-.0677	30.81	.207567

PL-15-3 D = 1 mm L = 3 cm

G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
19022.3	57.5	-.0790	0	.189084
19004.3	56.1	-.0807	.33	.188212
19115.2	56.4	-.0783	.99	.189719
19749.1	57.2	-.0605	7.09	.202377
20017.4	57.9	-.0430	13.27	.205839
19166.6	58.8	-.0305	16.60	.187613
16165.1	58.8	-.0266	15.19	.137157
17429.7	58.6	-.0236	17.48	.161316
15499.8	58.7	-.0179	17.17	.132752
16715.2	58.8	-.0128	20.04	.157124
15761.8	59	-.0043	21.33	.148179

PL-11-3 D = 1 mm L = 5 cm

G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
19486.9	19.4	-.1496	0	.212574
19545.1	19.3	-.1494	.08	.213071
19642.8	18.8	-.1487	.45	.215058
19663.7	18.4	-.1477	.82	.213486
20009.4	17.9	-.1361	3.68	.218526
20275.9	17.5	-.1194	7.71	.221095
20163.5	17.1	-.1035	11.46	.216914
20804	17.1	-.0849	16.17	.227342
21018.7	17.5	-.0653	20.83	.228857
20788.3	17.8	-.0549	22.91	.222066
20317.3	18.1	-.0493	23.54	.2106
19057	18.3	-.0475	22.40	.187453
18128.6	18.5	-.0272	25.38	.173868
18250	18.8	-.0190	27.12	.177765

PL-14-3 D = 1 mm L = 5 cm

G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
18899.5	60.6	-.0733	0	.185417
18968	56.7	-.0796	.19	.185984
19050	56.8	-.0779	.51	.18637
19119	57	-.0757	.91	.188312
19345.5	56.8	-.0675	2.79	.19178
19680.9	55.8	-.0554	5.93	.197133
20208.8	55.3	-.0378	10.32	.204418
20719.6	55.9	-.0207	14.33	.213932
20423.7	56.4	-.0071	17.05	.209446
17266.7	56.7	.0056	16.78	.152999
15924.3	56.9	.0170	17.46	.142826

PL-12-3 D = 1 mm L = 10cm

G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
19427.3	19.4	-.1496	0	.245499
19607.6	19.9	-.1475	.12	.245115
19728.8	20.2	-.1437	.49	.246919
19859.6	20.5	-.1396	.89	.247563
20384.5	20.4	-.1135	3.94	.244755
20806.1	19.5	-.0812	8.00	.240933
21809.7	18.6	-.0476	12.72	.249376
21637.1	18.4	-.0372	13.94	.239498
20675.6	18.5	-.0298	14.17	.216679
19565.3	18.7	-.0139	15.11	.193733
18565	19	.0058	16.35	.175976

PL-13-3 D = 1 mm L = 10 cm

G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
19188.6	61.4	-.0718	0	.19211
19290.9	59.1	-.0742	.20	.195344
19411.8	58.5	-.0720	.56	.197131
19563.7	58.7	-.0679	.98	.196763
20675.2	58.9	-.0398	4.26	.210063
21989.3	57.5	-.0030	9.43	.222386
19476.7	57.3	.0084	9.65	.17336
18949.1	57.7	.0179	10.33	.17228
18103.6	58.3	.0174	9.70	.166657

PL-3-1 D = 1 mm L = 1 cm

G	T <sub>in</sub>	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub>	ΔP <sub>F</sub>
[kg/m <sup>2</sup> s]	[°C]		[MW/m <sup>2</sup> ]	[MPa]
14752.3	56	-.0818	0	.0636314
14599.2	56	-.0818	0	.0614901
14877.4	57.9	-.0694	7.47	.0636876
15150.3	58.6	-.0567	17.28	.0669687
15106.3	58.9	-.0515	21.19	.0662632
14798.4	59.2	-.0445	26.19	.0661325
13602	59.4	-.0346	31.36	.0809762
13044.4	59.7	-.0242	37.33	.094821
12236.1	60.1	-.0147	41.07	.0990384

## 3. 圧力を上げた場合の限界熱流束実験データリスト

No.	P [MPa]	D [mm]	L [cm]	G [kg/m <sup>2</sup> s]	T <sub>in</sub> [°C]	x <sub>ex</sub>	q <sub>c</sub> [MW/m <sup>2</sup> ]
1	.392	3	10	5619.4	26.0	-.105	11.3
2	.313	3	10	6679.5	54.2	-.061	10.5
3	.333	3	10	4317.6	62.8	-.042	7.2
4	.294	3	10	11696.8	26.3	-.104	19.6
5	.353	3	10	11465.6	50.4	-.087	16.2
6	.362	3	10	11346.7	68.3	-.053	16.3
7	.294	3	10	17927.0	28.5	-.119	24.4
8	.323	3	10	19775.7	47.3	-.102	23.0
9	.353	3	10	24858.1	55.7	-.105	23.6
10	.372	3	10	24510.9	77.6	-.073	20.9
11	.372	3	10	29435.3	34.0	-.131	37.6
12	.617	3	10	6372.8	25.4	-.145	12.7
13	.637	3	10	4662.4	46.1	-.084	10.9
14	.637	3	10	6235.7	60.1	-.122	8.2
15	.666	3	10	10542.7	28.2	-.141	21.9
16	.657	3	10	12275.2	50.5	-.133	18.2
17	.715	3	10	10841.9	73.3	-.093	16.5
18	.588	3	10	18460.2	29.2	-.160	29.0
19	.745	3	10	18348.8	51.9	-.144	26.7
20	.735	3	10	18379.3	75.0	-.104	24.4
21	.696	3	10	24567.1	52.3	-.150	30.8
22	.676	3	10	29848.3	30.7	-.175	44.4
23	.912	3	10	5480.9	28.2	-.122	15.5
24	.921	3	10	11633.2	26.0	-.178	24.2
25	.970	3	10	11714.5	46.1	-.172	19.0
26	.990	3	10	10367.8	66.6	-.126	17.6
27	.882	3	10	17658.5	31.4	-.182	31.2
28	1.049	3	10	17567.6	74.0	-.136	24.9
29	1.029	3	10	23748.2	50.8	-.183	33.2
30	.980	3	10	30166.5	33.7	-.201	48.0

## 4. 振りテープ挿入管限界熱流束実験データリスト

No.	P [MPa]	D [mm]	L [cm]	G [kg/m <sup>2</sup> s]	$x_{ex}$	$q_c$ [MW/m <sup>2</sup> ]	y
1	.114	6	10	6520.4	-.0813	8.20	∞
2	.105	6	10	6520.9	-.0774	8.23	8.66
3	.105	6	10	6521.7	-.0781	8.66	4.27
4	.108	6	10	6520.1	-.0784	10.71	2.67
5	.105	6	10	9304.4	-.0829	9.28	∞
6	.107	6	10	9302.2	-.0831	10.09	8.66
7	.107	6	10	9305.5	-.0844	11.97	4.27
8	.107	6	10	9306.2	-.0849	13.06	2.67
9	.106	6	10	11287.7	-.0880	10.07	∞
10	.105	6	10	11285.1	-.0867	10.64	8.66
11	.107	6	10	11283.0	-.0868	11.95	4.27
12	.111	6	10	13181.7	-.0889	14.39	3.62
13	.104	6	10	6522.7	-.0779	7.28	∞
14	.104	6	10	6520.9	-.0772	7.84	9.22
15	.105	6	10	6521.9	-.0782	8.38	3.92
16	.107	6	10	6521.7	-.0788	10.39	2.67
17	.105	6	10	9305.8	-.0836	9.42	∞
18	.106	6	10	9304.4	-.0836	10.95	8.66
19	.107	6	10	9307.3	-.0852	11.43	4.27
20	.108	6	10	9302.2	-.0836	14.21	2.67
21	.105	6	10	11285.1	-.0864	9.62	∞
22	.106	6	10	11284.7	-.0871	10.05	8.66
23	.112	6	10	11282.5	-.0891	13.40	4.27
24	.112	6	10	13177.0	-.0885	13.83	3.62
25	.107	6	10	11279.0	-.0855	11.2	∞
26	.107	6	10	11283.8	-.0873	11.36	9.22
27	.111	6	10	11280.3	-.0878	13.69	4.27
28	.107	6	10	11363.6	-.0893	10.52	∞
29	.107	6	10	11343.6	-.0831	12.20	3.62
30	.106	6	10	6396.1	-.0785	9.34	2.94
31	.106	6	10	6393.6	-.0772	9.91	2.94
32	.115	6	10	14644.0	-.0918	15.42	3.62
33	.113	6	10	14664.9	-.0964	15.02	3.91
34	.117	6	10	14644.6	-.0926	16.64	3.62
35	.114	6	10	14659.9	-.0954	15.88	3.91
36	.118	6	10	15625.2	-.0944	17.14	2.94
37	.118	6	10	16108.4	-.0945	18.22	3.62
38	.116	6	10	16109.1	-.0936	17.81	3.62
39	.115	6	10	16131.4	-.0987	16.53	3.91
40	.122	6	10	15628.3	-.0973	18.64	2.94
41	.123	6	10	16017.0	-.0918	19.54	2.71
42	.127	6	10	16043.7	-.0997	19.14	2.71
43	.118	6	10	14583.5	-.0942	17.62	2.71
44	.122	6	10	17502.2	-.0986	23.07	2.71
45	.132	6	10	17526.7	-.1083	22.35	2.71
46	.126	6	10	17425.0	-.0846	21.17	2.71
47	.129	6	10	17046.3	-.1006	20.85	2.94
48	.135	6	10	17090.4	-.1137	22.90	2.94
49	.117	6	10	14562.1	-.0882	18.06	2.71
50	.117	6	10	14574.2	-.0912	17.64	2.71
51	.116	6	10	14589.2	-.0946	17.61	2.71

No.	P [MPa]	D [mm]	L [cm]	G [kg/m <sup>2</sup> s]	$x_{ex}$	$q_c$ [MW/m <sup>2</sup> ]	y
52	.127	6	10	15565.5	-.0848	20.99	2.94
53	.696	6	10	6579.7	-.1691	16.14	3.92
54	1.078	6	10	8089.9	-.2112	18.75	2.61
55	1.078	6	10	7970.8	-.2203	18.82	2.94
56	1.078	6	10	8300.9	-.2255	15.98	∞
57	1.078	6	10	8148.3	-.2218	15.86	8.66
58	1.078	6	10	8052.2	-.2107	18.17	3.62
59	1.078	6	10	7873.8	-.2113	18.30	2.71
60	1.078	6	10	8096.0	-.2140	18.39	2.64
61	1.470	6	10	7699.6	-.2406	17.23	∞
62	1.470	6	10	7682.5	-.2324	16.96	9.44
63	1.470	6	10	7774.9	-.2421	17.87	3.91
64	1.470	6	10	7517.7	-.2388	18.93	2.61
65	.588	6	10	7854.6	-.1786	16.34	∞
66	.588	6	10	7483.9	-.1752	15.53	8.66
67	.588	6	10	7527.4	-.1773	19.74	2.71
68	.588	6	10	7716.9	-.1640	19.13	2.64
69	.294	6	10	7932.6	-.1413	12.81	∞
70	.294	6	10	7552.4	-.1334	14.15	8.66
71	.294	6	10	7958.0	-.1351	14.92	2.71
72	.294	6	10	7590.7	-.1329	15.37	2.64
73	.196	6	10	7858.6	-.1186	12.11	∞
74	.196	6	10	7782.6	-.1170	13.05	9.44
75	.196	6	10	7709.1	-.1168	12.89	3.91
76	.196	6	10	7739.5	-.1126	13.37	2.71
77	.196	6	10	7672.2	-.1153	13.32	2.71
78	.196	6	10	9767.0	-.0957	14.00	∞
79	.196	6	10	9956.6	-.0873	12.80	8.66
80	.196	6	10	9706.5	-.0776	13.68	3.62
81	.196	6	10	10128.9	-.0679	13.90	2.71
82	.294	6	10	9952.5	-.1089	14.74	∞
83	.294	6	10	9854.6	-.1015	13.75	9.44
84	.294	6	10	9426.5	-.1027	16.32	3.91
85	.294	6	10	10071.6	-.1233	15.75	8.66
86	.294	6	10	9068.4	-.1034	18.23	3.62
87	1.078	6	10	9530.0	-.1752	21.04	3.91
88	1.078	6	10	9617.8	-.1923	20.04	2.64