

おしらせ

冷凍水産物適正保管普及講習会開催

農林水産省水産庁におかれては、エネルギー高価格時代に対応し、冷凍水産物の品質を保持しつつ、極力冷蔵経費を削減し得る、合理的かつ適正な冷蔵保管温度の基準を設定するため、本会に試験研究と調査及び普及事業を委託されました。

このたび、この試験研究と調査の結果をふまえて、福岡において、本趣旨に基づく普及講習会を開催いたしますこととなりました。

つきましては、業界各社におかれましては、省エネ技術習得に絶好の機会でありますから、担当各位が積極的にご参加されるよう、お取計いお願い致します次第です。

尚、明年1、2月には、北日本地区として、八戸・網走地区において開催いたします。詳細は決定次第お報せします。

記

[福岡]

日時：昭和58年11月22日（火）午後1時～4時半

場所：福岡商工会議所 福岡市博多区博多駅前2-9-28

科目・講師：(1) 冷凍水産物の適正保管 田中武夫（東海区水産研究所）
(2) 冷蔵倉庫・冷凍装置の省エネルギー 酒井克巳（酒井技術士事務所）

申込先：〒160 東京都新宿区三栄町8番地
社団法人 日本冷凍協会 TEL 03 (359) 5231

参加料：受講料 無料（テキスト代は1,000円当日会場にて販売いたします）

申込締切：福岡 昭和58年11月12日 満員しだい締切ます。

冷凍水産物適正保管普及講習会 申込書

No. _____

ふりがな 氏名	
勤務先 及びその住所	〒 TEL ()
受講希望地	福岡 (○を付して下さい)

冷凍水産物適正保管普及講習会テキスト (1983)

1. 冷凍水産物

- 1.1 凍結、貯蔵、解凍.....田中武夫
- 1.2 適正保管温度.....小嶋秩夫
- 1.3 適正保管における諸問題.....村上公博

2. 冷蔵倉庫と冷凍装置

- 2.1 冷蔵倉庫と省エネルギー.....伊村 悟
- 2.2 冷凍装置と省エネルギー.....大西一郎
- 2.3 冷凍装置運転上の諸問題.....大西一郎

<B5> 70 p

定価 1,000円 送料 240円

研究論文

油フロン113混合液の沸騰
熱伝達に及ぼすフロン濃度の影響

Effect of Fluorocarbon Concentration on Boiling Heat Transfer of Oil-Fluorocarbon Mixture

坂口 晴一郎*
Seiichiro SAKAGUCHI

山崎 晴幸*
Haruyuki YAMAZAKI

Summary

This paper describes the heat transfer performance of binary mixture which is composed of both oil (polyolester) and fluorocarbon (R113). This binary mixture will be useful to an evaporator for a newly developed energy recovery power generating system.

In order to obtain the design data on the heat transfer performance characteristics of the evaporator in the new system, pool boiling experiments were performed around a vertical straight heater pin at atmospheric pressure. Heat flux was changed from 5 to 80 kW/m² and fluorocarbon concentration of mixture from 50 to 100 weight %. These data are discussed comparing with the published study results of pure liquid nucleate boiling heat transfer.

It has become clear that the heat transfer coefficient of oil-fluorocarbon binary mixture decreases markedly with increasing oil concentration. For example, at a heat flux of 50 kW/m², the boiling heat transfer of the binary liquid including one half oil contents should be one fifth smaller than that of pure liquid of fluorocarbon.

Otherwise, calculational method was studied on the basis of combination between heat diffusion and mass diffusion of fluorocarbon component.

Finally, comparison of experimental results with calculated ones has been performed and shows that a newly-proposed calculation method is useful for rough estimation of the boiling heat transfer characteristic of oil-fluorocarbon R113 binary mixture ranging from heat flux $q=5$ to 80 kW/m², fluorocarbon concentration $\beta=50$ to 100 weight per cent.

1. ま え が き

ここ数年来、石油の高価格時代を迎えて、省エネルギー技術に関する研究が盛んである。中でも、比較的低い温度レベルの熱源から熱を回収し、フロン等の低沸点の有機媒体を 作動媒体としてタービンを回転させ、発電するシステムの開発が注目を集めている。これらのシステムには、廃熱、地熱、太陽熱等の熱エネルギーを利用してフロンの蒸気を発生させる蒸発器が組み込まれるが、フロンの伝熱に及ぼす物性、例えば熱伝導率や比熱が水に比べ小さいなど、熱伝達特性が水などに比べて劣ることと、対象とする熱源が小温度差であることの2つの理由により、蒸発器の伝熱面積

が大きくなり、プラントの経済性を悪くする原因になりうるので蒸発器の伝熱性能の向上が望まれている。一方、システムには回転機の軸受、バルブ等の摺動部に潤滑油が用いられているので、フロンと潤滑油が接触して、フロン中に油が混入することが考えられる。このことは、今、開発研究中の発電システムに限らず、一般の冷凍機空調用冷凍サイクル、ヒートポンプサイクルに用いられている蒸発器でも経験することであるが、混入油が蒸発器の伝熱特性に及ぼす影響を

*株式会社・日立製作所 機械研究所
Mechanical Engineering Research Laboratory,
Hitachi Ltd.
原稿受理 昭和58年1月20日

及ぼしているかという問題については、必ずしも、定量的に解明されていないのが現状であると思われる。そこで、フロンと油が共存する状態での沸騰伝熱実験を行い、油混入の効果を定量的に把握したので、本報で報告し、類似の問題に関心を持たれる方々の参考に供するものである。

2. 記号の説明および単位

- A: 定数
- A_n : 式(39)に用いられる定数
- A_1 : 低熱流束領域での式(39)の定数
- A_2 : 高熱流束領域での式(39)の定数
- a : 温度伝導率 $= \lambda / (\zeta C_L)$ (m²/s)
- C: 濃度
- C_0 : 無限遠点での濃度
- C_1 : 式(28)で用いられる定数
- C_2 : 式(29)で用いられる定数
- C_L : 比熱 (kJ/kgK)
- C_∞ : 液体のバルク濃度
- D: 拡散係数 (m²/s)
- d: 代表寸法 (m)
- E: 式(16)の係数
- F_1 : 式(42)で定義される関数
- F_2 : 式(43)で定義される関数
- f_c : 式(44)で定義される関数
- f_s : 式(28), 式(29)に用いられている伝熱面表面性状に関する定数
- g: 重力加速度 (m/s²)
- h_{fg} : 蒸発潜熱 (kJ/kg)
- K_p : 式(16)中の定数
- k: 式(56)で定義される定数
- k': 式(52)で定義される定数
- M_A : 溶質 A の分子量 (-)
- M_B : 溶媒 B の分子量 (-)
- M_F : フロン R113 の分子量 (-)
- M_0 : ポリオールエステル油の分子量 (-)
- m_n : 式(39)のべき数 (-)
- m: フロン R113 の分子量 (-)
- \dot{m} : 物質伝達速度 (-)
- Nu: ヌセルト数 (-)
- P_0 : 蒸気圧 (MPa)
- P_i : 気泡内の非凝縮性ガスの蒸気圧 (MPa)
- P_∞ : 無限遠点の圧力 (MPa)
- Pe: ペクレ数 $(= Pr \cdot Re)$ (-)
- P: 圧力 (MPa)
- Pr: プラントル数 $(= \nu/a)$ (-)

- P_c : 臨界圧力 (MPa)
- P_m : 混合物の蒸気圧 (MPa)
- P_{so} : 油の飽和蒸気圧 (MPa)
- P_{SF} : フロンの飽和蒸気圧 (MPa)
- Q: 熱量 (kJ/H)
- q: 熱流束 (kW/m²)
- qr: 式(49)で定義される遷移熱流束 (kW/m²)
- R: 気泡の半径 (m)
- Re: レイノルズ数 (-)
- r: 半径方向座標 (m)
- T: 温度 (K)
- T_s : 飽和温度 (K)
- T_w : 伝熱面温度 (K)
- T_{ws} : 水の飽和温度 (K)
- T_c : 臨界温度 (K)
- T_0 : バルク温度 (K)
- t: 時間 (s)
- t_w : 伝熱面温度 (°C)
- t_∞ : バルク温度 (°C)
- u: 半径方向速度 (m/s)
- \tilde{V}_A : 溶質 A のモル容積 (cm³/g-mole)
- x_F : フロン濃度 (モル分率) (-)
- y^* : 気相中のフロン濃度 (-)
- α_l : 局所沸騰熱伝達係数 (kW/m²K)
- α_m : 平均沸騰熱伝達係数 (kW/m²K)
- α : 沸騰熱伝達係数 (kW/m²K)
- β : フロン濃度 (重量率)
- β_w : 伝熱面近傍の液体中のフロン濃度 (重量率)
- β_∞ : 無限遠点の液体中のフロン濃度 (重量率)
- δ : 式(14)で定義される定数
- ϵ : 式(3)で定義される定数
- ρ_L : 飽和液体の密度 (kg/m³)
- ρ_G : 飽和蒸気の密度 (kg/m³)
- λ_l : 混合媒体の熱伝導率 (kW/mK)
- σ : 表面張力 (N/m)
- ν : 動粘性係数 (m²/s)
- μ : 粘性係数 (Pa·s)
- ϕ_B : 会合パラメータ
- ΔT_s : 伝熱面過熱度 $(= T_w - T_s)$ (K)
- ΔT : 温度差 (K)

3. 従来の研究

冷凍システムの冷媒中に油が混入したときの蒸発器の伝熱特性変化を求める必要性から、フロン R12 に

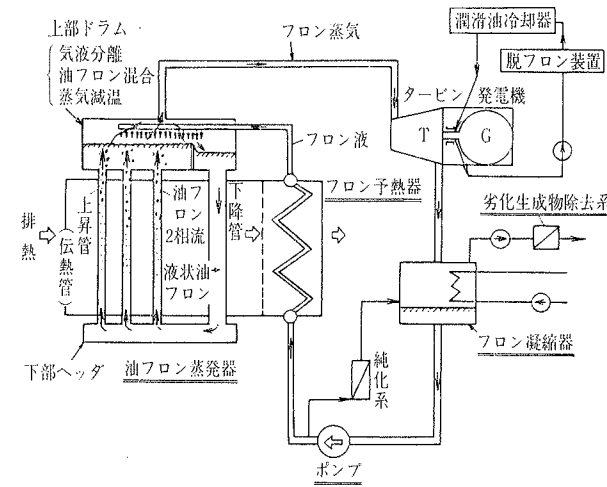


図1 油フロンタービン発電システム

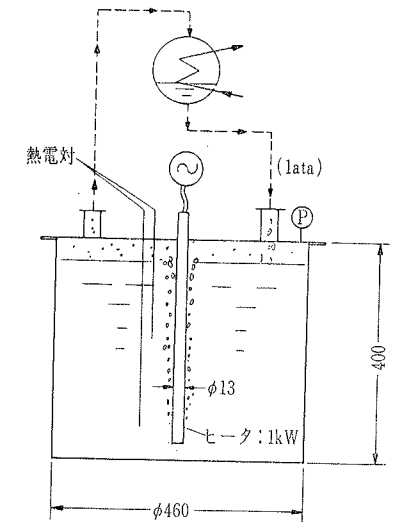


図2 プール沸騰伝熱装置

%程度の潤滑油が混入した場合の熱伝達率を実測した例がある。それによると、4%程度までは、油の混入率が増すにつれて熱伝達率が増加し、それより油混入率が大きい範囲では、油混入率の増加と共に熱伝達率が低下していくことが報告されている。しかし、概して、系統的に研究したものはほとんどないのが現状である。このような、2成分の液体の混合物を沸騰させたときの伝熱の問題は、圧縮式冷凍機システムに限らず、吸収式冷凍システムの蒸発器、低温度差熱源利用バイナリ発電プラントシステムの蒸発器に共通のテーマであるが、2成分混合媒体の沸騰伝熱研究としてとり扱った例はほとんどない。

そこで、図1に示した廃熱利用バイナリ発電プラントの蒸発器を例にとり油とフロン113の混合媒体(以下、油フロンと呼ぶ)の沸騰伝熱特性を実験的に検討する。このシステムは、最近新しく開発され、実用化されたもので、蒸発器内に充填された油とフロン113の混合物すなわち、油フロンを自然循環させながら、廃熱の熱エネルギーでフロン113の蒸気を発生させ、タービン発電機を回すシステムである。このシステムにより、熱源温度レベルの高温側への適用拡大を可能にし、変動的熱源への柔軟性をもたせたシステムにすることができるとのである。

4. 実験装置と実験方法

図2に実験装置を示す。直径460mm、高さ400mmの円筒形の容器内に油とフロンの混合物を入れる。油としてはポリオールエステル油を用いる。ポリオールエステル油とは脂肪酸と多価アルコールを反応させて合成したエステル油で、耐熱性、耐フロン性(油とフ

ロンが共存するとき、冷凍機油等の通常の油はフロンの熱分解を促進するといわれる)に優れており、油フロンタービン発電システムのために特に開発されたものである。フロンとしては、市販のフロンR113を用いた。油とフロン113を常温で混合し、よく攪拌した後、円筒形の容器内に満たす。この容器の側面には、沸騰状況を観察できるように観測窓が設けられている。容器上面には水冷の凝縮器が取り付けられ、沸騰で発生したフロン113の蒸気を凝縮液化させる役目を担っている。凝縮液は自由落下して、油フロン液の自由液面に於て油フロン中に混入し、還流されるので定常状態では、プール内の油フロン液中のフロン濃度の値は一定に保持されている。

沸騰伝熱面は図3に示したように棒状のヒータピンの形状をしたもので、棒の内部に発熱体が収められており、通電することによりジュール発熱して熱伝導によって外面に熱が伝達され、このときヒータピン外面に接触している油フロンが加熱されても沸騰が発生する。ヒータの主な仕様は、直径は外面で13mm、発熱部の長さ300mm、ピン軸方向の熱伝導は半径方向のそれに比べて無視できるので、実質的に伝熱面積は発熱部長さ300mmに相当する部分の面積であるとみなすと $1.23 \times 10^{-2} \text{ m}^2$ である。ヒータの最大出力は1kWであるので、最大熱流束 81.3 kW/m^2 の実験まで可能である。

伝熱面表面の温度測定のために、図3中に示したように、素線の直径0.05mm、ガラス被覆のアルメルクロメル熱電対(JIS規格:K熱電対)を伝熱面表

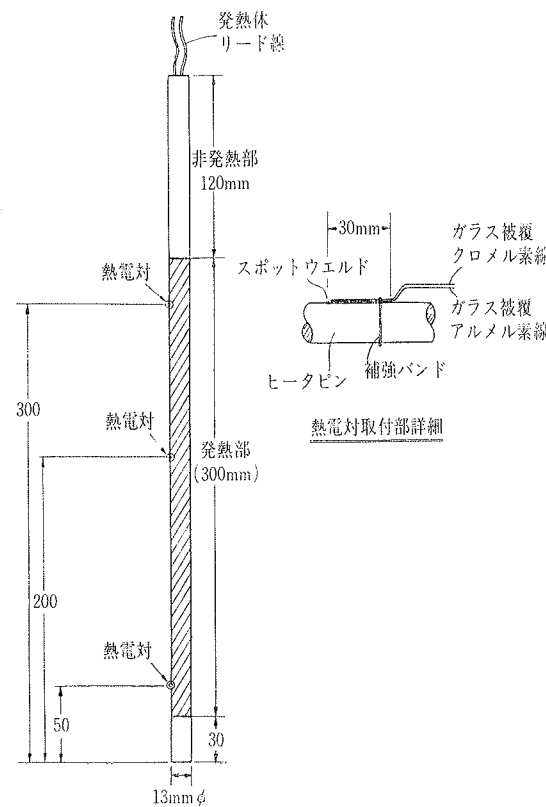


図3 沸騰伝熱ヒータピンと熱電対取付方法

面にスポット溶接して、その起電力を mV メータで測定し、あらかじめ求めたアルメクロメル熱電対の温度と起電力の関係式から表面温度を求めた。なお、熱電対の冷接点は水箱内に入れて 0°C に保持した。油フロンのプール中の温度を測るために、ステンレス鋼で被覆したアルメクロメル熱電対 (JIS:K 熱電対) を発熱体の中央部付近の深さのところで、発熱体下端付近に固定した。

本研究の目的は、油フロンの沸騰現象を観察して、蒸気圧の大きく異なる 2 成分混合媒体の沸騰の様相を把握し、廃熱利用バイナリ発電プラントの主要機器である油フロン蒸発器の伝熱設計に必要な基本データを得ることにある。そこで沸騰現象に影響すると考えられる主要な可変因子として、油フロン中の混合比、及び熱流束をとり、圧力を大気圧、油とフロンの種類もポリオールエステル油とフロン R 113 の組み合わせに固定して実験した。熱流束は 5 kW/m² から 80 kW/m² の範囲に、また、油フロン液の中のフロン 113 の濃度を重量率で 100% (油が混入しないフロン 113 だけのもの)、72%、52% の三通りに変えた。混合比 72% は実際の油フロン蒸発器の設計濃度を目安にしたも

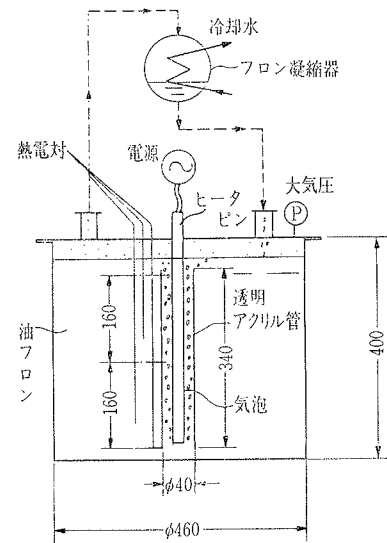


図4 垂直管内自然循環沸騰伝熱装置

のであり、52% はフロン濃度が低下したときの影響をみるために選んだものである。

油フロン蒸発器では、気泡の浮力による自然循環流れを利用した構造になっているので、自然循環流れの影響をみるために、プール沸騰実験装置の一部を改良して実験した。図 4 は、その実験装置である。垂直に配置したヒータピンの外側に同心軸状にアクリル製の管を挿入した。アクリル管の内径が 40 mm、長さが 340 mm で、下端はヒータピンの下端と同一高さに来るように配置した。これにより、高さ 340 mm の管の内外で生ずる密度差により、自然循環の効果をみようと試みたものである。

実験では、フロン濃度を 55% に、圧力を大気圧に固定して、熱流束を最大 80 (kW/m²) の値まで可変にして、長手方向の温度分布を測定した。熱電対の取付位置を図 5 に示す。伝熱面温度測定用に長手方向三点、ガイド管内の油フロン液温度測定用に三点、ガイド管の周辺のプール温度測定用に二点、それぞれ熱電対を配置した。

5. 実験結果

5.1 垂直ヒータピン外面でのプール沸騰熱伝達

図 6 は熱流束 48.9 kW/m²、フロン濃度 100% すなわち油が混入していない液中で沸騰実験したときのヒータピン表面温度の長手方向分布を、熱流束 55.5 kW/m²、フロン濃度 52% (重量率) のときの温度分布と比較したものである。熱流束の差はわずかであるので、実質的には 2 者の温度の差は油が混入したこと

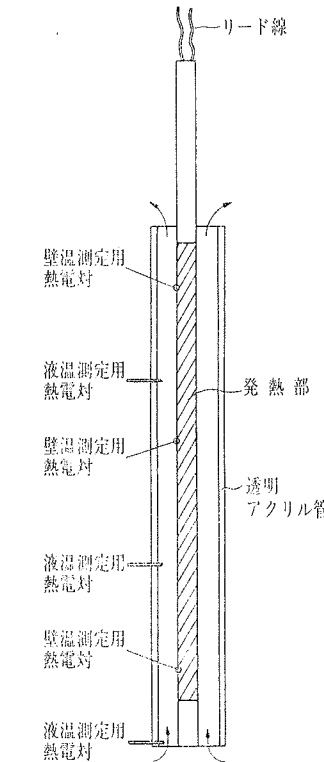


図5 自然循環実験装置温度測定位置

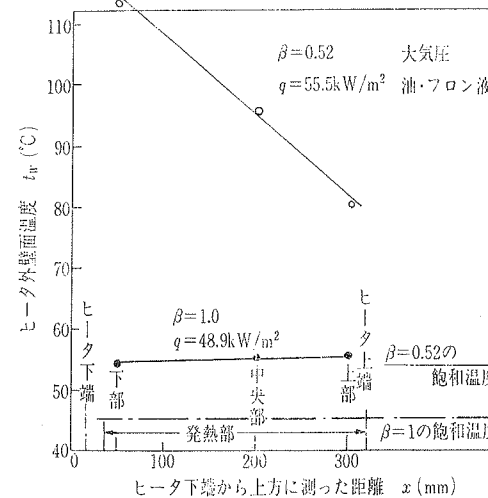


図6 ヒータ表面温度の長手方向分布

よる効果とみなすことができ、図からわかるようにその差の大きさが著しい。すなわち熱流束が約 50 kW/m² のとき約半分の量の油混入によってヒータピン表面温度は下部で約 60°C、発熱部中央付近で約 40°C、ヒータ発熱部上部で約 25°C 高くなることわかる。前述の図 6 に用いた油フロン (油とフロン R113 の

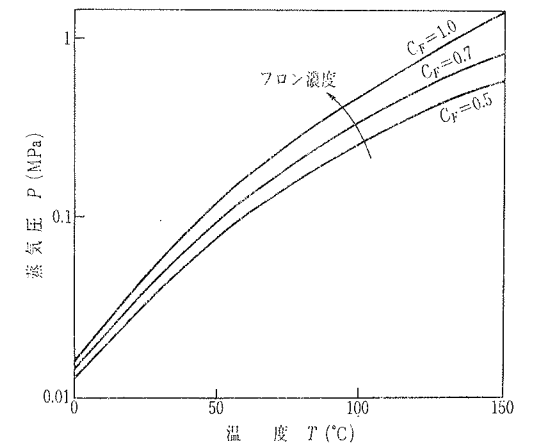


図7 油フロン蒸気圧と濃度、温度の関係

混合物) の飽和温度は、油フロン中のフロン濃度 β (重量率) によって異なる値を示す。油フロン 2 成分系の混合液の蒸気圧の濃度依存性は図 7 のようになる⁽⁴⁾。図から液温一定でもフロン R113 濃度上昇を共に蒸気圧が上昇すること、逆にいえば、同じ蒸気圧についてフロン濃度が上昇するにつれて飽和温度が低下することがわかる。

ヒータピン各点の伝熱特性は、ヒータピンの軸方向位置 x の他に熱流束 q フロン濃度 β の値によって影響をうける。これを定量的に把握するために、熱伝達係数で比較してみることにする。局所熱伝達係数 α_t は次式のように平均の熱流束 q を各位置での伝熱面温度と飽和温度との差 ΔT_s で除した値と定義して

$$\alpha_t = q / \Delta T_s \dots \dots \dots (1)$$

実験データを図にプロットすると図 8 のようになる。フロン濃度の低下、すなわち、フロン液中への油の混入によって沸騰熱伝達係数がフロンだけの沸騰伝達係数の約 $\frac{1}{2}$ 程度に低下することがわかる。またフロンだけの場合に比べて油フロンの場合には、位置 x の影響が顕著でありヒータピンの下端付近より上部の方が熱伝達が良いこともわかる。これは、下端では、気泡の量が少なく、自然対流伝熱が支配的であるのに対して、上方ではそれより下方から浮力上昇してきた気泡による攪拌効果が大である故に自然対流の熱伝達に気泡群運動による対流促進効果が重量されたことによると考えられる。

沸騰伝熱を定量的に把握するために、熱流束 q と伝熱面過熱度 (すなわち、伝熱面温度と飽和温度との差) との相関、いわゆる沸騰特性曲線を検討してみる。図 9 にフロン液 ($\beta=1$) の沸騰特性曲線 (熱流束と過熱度の関係) とフロン濃度 $\beta=0.52$ の油フロン液

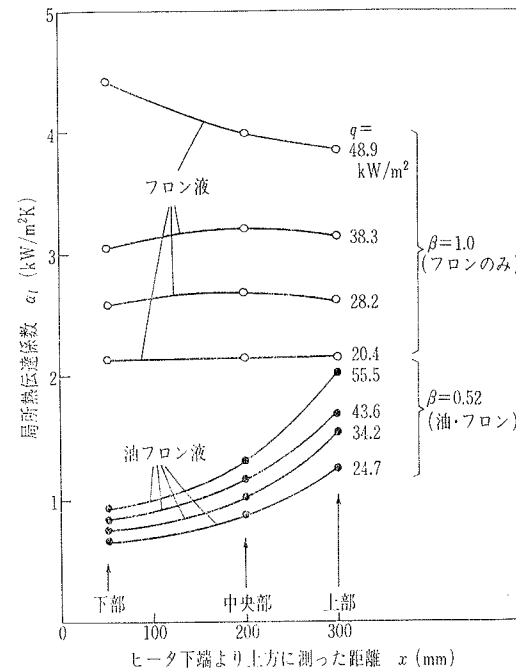


図8 局所熱伝達係数の長手方向分布

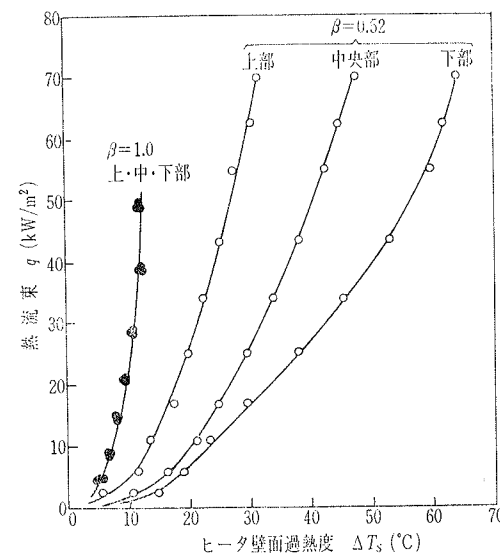


図9 飽和沸騰時の熱流束と壁面過熱度の関係

の沸騰特性曲線を示す。図には、ヒータの軸方向位置による差を示すために、ヒータ下部、中央部、上部、3点を区別して示してある。この図からフロン濃度 β の減少につれて(油の混入率の増加に対応)同じ熱流束に対して伝熱面過熱度が大きくなることがわかる。例えば、熱流束が 50 kW/m^2 のときはフロン濃度 β が100%から52%へ低下すると、ヒータの下部、中央部、上部でそれぞれ約 12°C から 27°C 、 40°C 、

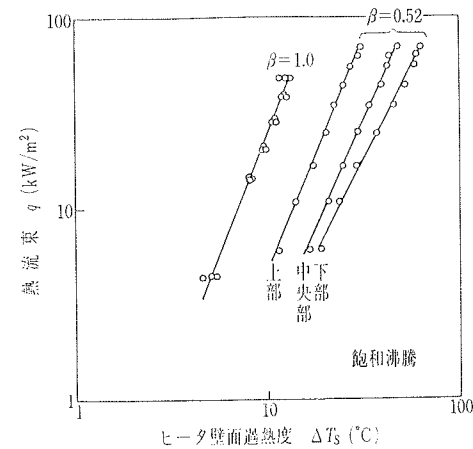


図10 熱流束と過熱度の関係

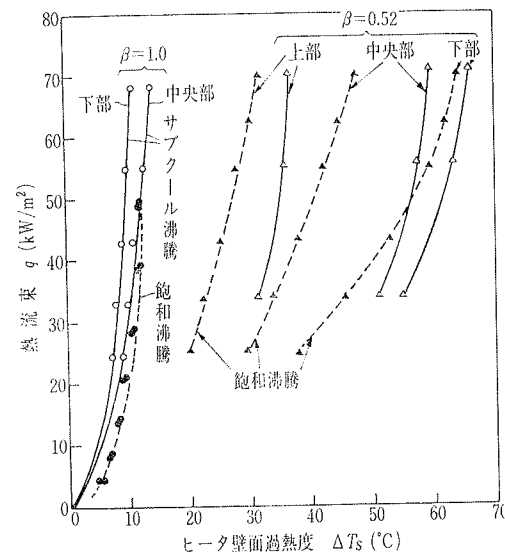


図11 サブクール沸騰時の $\alpha-\Delta T_s$ 特性 (飽和沸騰と比較)

56°C へ増加していることがわかる。この結果はプール内のバルク温度が飽和温度に保持されている、いわゆる飽和沸騰の場合のもので、発生した気泡がプール内で凝縮によって消滅しない場合のデータである。沸騰特性曲線を対数目盛のグラフ用紙にプロットしなおしたのが図10である。 $\beta=1$ 、 $\beta=0.52$ の場合のいずれもほぼ直線の変化をすることがわかる。

サブクール沸騰の場合は図11のようになる。サブクール沸騰の場合も、飽和沸騰と同様に同一熱流束に対してフロン濃度の低下と共に温度差が大きくなる。例えば、熱流束が 50 kW/m^2 のとき、フロン濃度が100%から52%へ低下するにつれて、温度差は約 $10\sim 12^\circ\text{C}$ から 35°C (下部)、 62°C (上部) となり、飽和沸

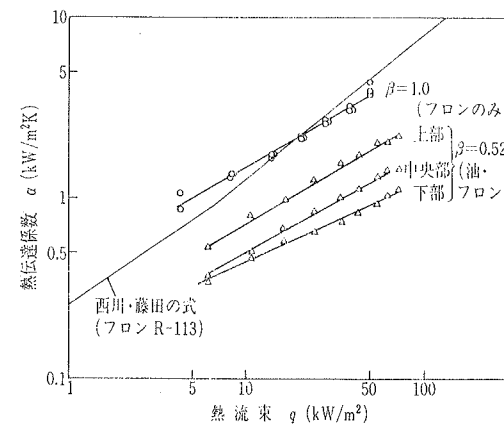


図12 飽和沸騰時の熱伝達係数

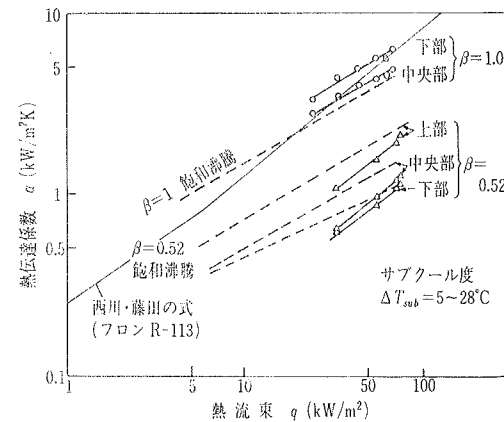


図13 サブクール沸騰時の熱伝達係数

騰に比べて温度差が大きくなるのがわかる。次に熱流束と沸騰熱伝達係数の関係を求めておく。

沸騰熱伝達係数を式(1)のように定義して、飽和沸騰及びサブクール沸騰に対してプロットするとそれぞれ図12、図13のようになる。いずれも、熱流束が 70 kW/m^2 以下の本実験範囲では熱流束の増加と共に熱伝達係数が増加している。比較のために西川・藤田⁽⁸⁾らによって発表されている、水平上向き平板でのフロン R113 の飽和沸騰の実験式を図中に示した。飽和沸騰の場合、油の混入によって、熱伝達の熱流束への影響度がやや小さくなる傾向がみられる。ところでフロン濃度100%のときのデータが西川、藤田らの実用簡易式から求めた値と比べてみるとほぼよい一致を示しているものの、熱流束への依存性、即ち、図中の勾配に差がみられる。この原因としては伝熱面姿勢が本実験では垂直であるのに対して、引用した実用簡易式では水平であることによると予想される。

油が混入していない場合、すなわち、フロン100%

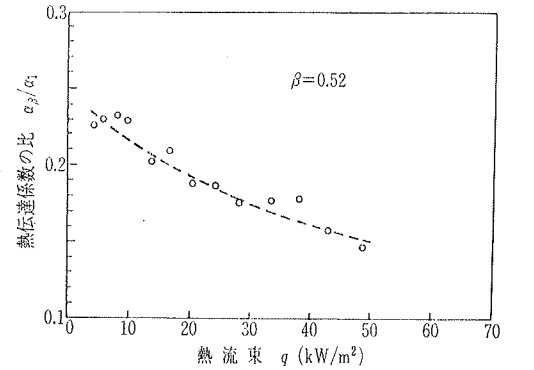


図14 沸騰熱伝達係数に及ぼす油混入の影響

のとき沸騰熱伝達係数と、油が混入した場合の沸騰熱伝達係数とを比較してみる。図14は横軸に熱流束をとり、たて軸にフロン濃度が低下、すなわち、油が混入している場合の熱伝達係数とフロンだけの液体中におけるプール沸騰熱伝達係数の比をとり、プロットしたものである。図から、熱流束 q が大きくなるほど、油混入による熱伝達係数の低下が大きくなる傾向がみられることがわかる。

5.2 ガイド管付き垂直ヒータピン周りの沸騰

垂直に配置したヒータピンの外側に同心軸上にアクリル管をかぶせて、上下端をプール内に開放し、自然循環が起るような構造にした場合の熱伝達特性の実験をした。

図15に沸騰の様相を示す写真を載げた。熱流束の増加と共に、ガイド管内に存在する気泡群の量が増加していく様子がわかる。

図16に、熱伝達特性を知るために、各部の温度分布を示した。横軸に高さ方向の距離を、ヒータ下端を原点にしてとり、たて軸にガイド管内の油フロンの液温、壁温をプロットしたものである。図には、気泡の発生がない自然対流のとき(□印)、気泡は発生しているが管内で気泡が消滅して一部だけ気泡群が流れているサブクール沸騰の場合(△印)、及び、液が飽和温度近くになっていて管内全体に気泡群が流れている飽和沸騰の場合(○印)について温度分布を示した。図からサブクール沸騰、飽和沸騰では管内の長手方向で液温がほぼ一定であるのに対し、沸騰していない場合には出入口で約 20°C の温度差が生じていることがわかる。また、伝熱面表面温度は、沸騰していない自然対流の場合は入口から出口方向に温度上昇しているのに対して、沸騰している場合には、逆に壁面温度が出口側になるほど低下してくる傾向がある。これは、下部で発生した気泡によって管内の平均流速が増大

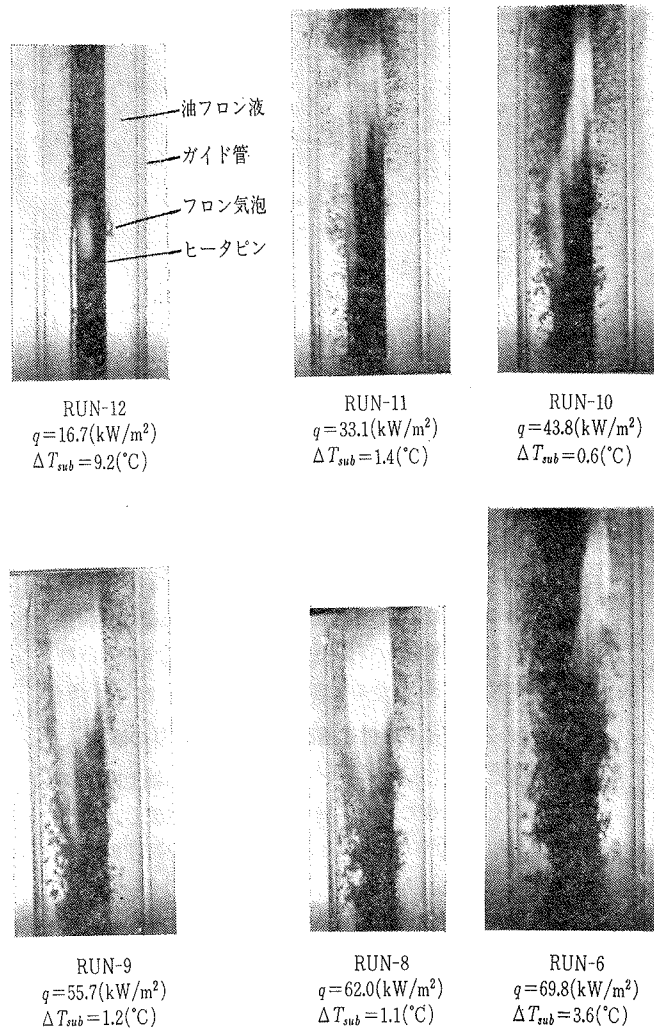


図15 ガイド管付きプール沸騰時の様相(熱流束の影響)

し、伝熱が促進されることによるものと考えられる。図17に熱流束 $q=53\sim54\text{ kW/m}^2$ 、フロンの濃度55% (重量率) のときの、垂直管内の長手方向位置の違いによる局所熱伝達係数の実験値をプロットした。沸騰していない場合よりも、沸騰している場合の方が、又垂直管下端側(入口)よりも上端側(出口)の方が熱伝達係数が大きくなることわかる。この傾向は、いずれも、気泡群の攪拌効果が熱伝達係数を大きくするように作用していると考えれば、定性的傾向を説明できる。

バルク温度と飽和温度との差、すなわち、サブクール度の熱伝達係数への依存性をみてる。図18はサブクール度を変えてガイド管付き垂直ヒーターピン自然循環沸騰熱伝達係数の長手方向平均値をプロットしたものである。サブクール度の増加と共に熱伝達係数の低

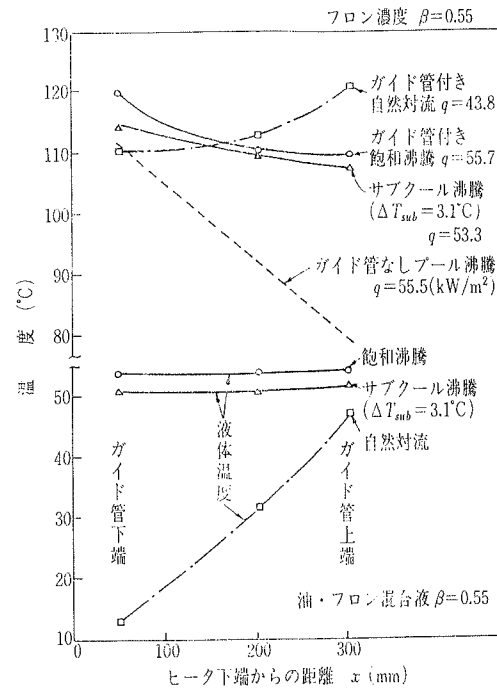


図16 ガイド管付きヒーターピン周りの温後分布

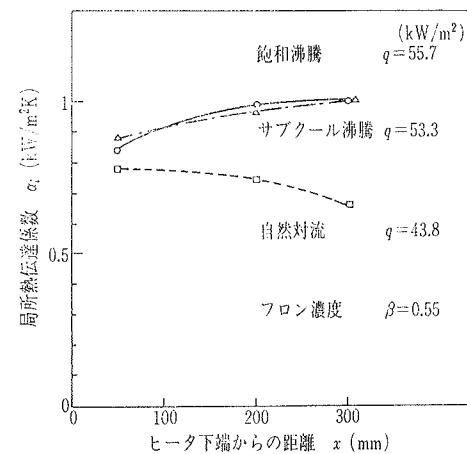


図17 ガイド管付きプール沸騰熱伝達係数の位置依存性

下がみとめられる。この原因は、一つには発生した気泡が凝縮消滅するために気泡群の攪拌効果が抑制されることと、もう一つには、サブクール度増加と共に予熱域が大きくなり長手方向の下端付近での沸騰開始点が上方に移動するために平均熱伝達係数が低下するためと考えられる。図19にサブクール沸騰時の写真を、図20に飽和沸騰時の写真を示した。サブクール沸騰と飽和沸騰を比べるとサブクール沸騰では気泡発生点がヒーター下部から上方に移ってくる事が写真からわかる。

5.3 プール沸騰とガイド管付き沸騰との比較

図21は、横軸に伝熱面過熱度(壁面温度と飽和温度との差)をとり、たて軸に熱流束をとって、プール沸騰のデータとガイド管付き沸騰のデータを比較したものである。図より、同一熱流束においてプール沸騰の方がガイド管付き沸騰より小さい伝熱面過熱度でよいことがわかる。

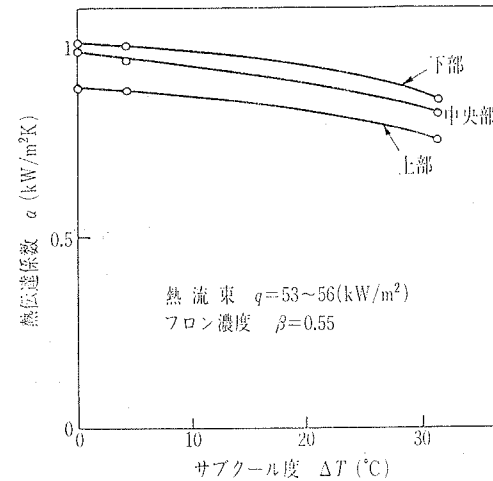
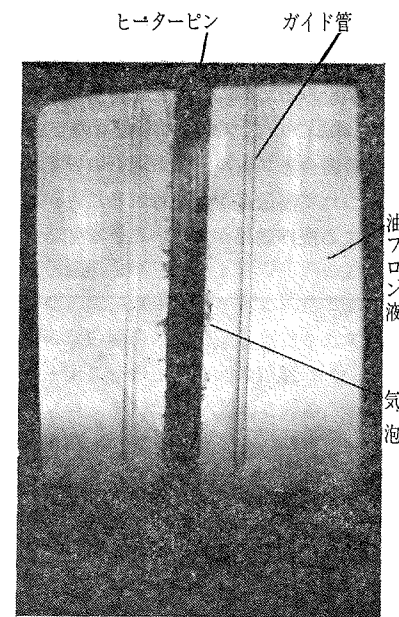


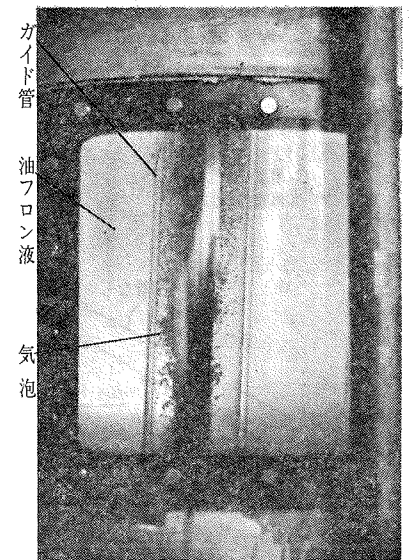
図18 沸騰熱伝達係数に及ぼすサブクール度の影響



RUN-1
ΔTsub=42.7°C
β=0.55
P=0.1MPa
q=43.8kW/m²

図19 サブクール沸騰

熱伝達係数について実験データを整理したのが図22である。ヒーター軸方向位置が上、中、下のいずれの位置であっても、ガイド管の有る場合の方が、ガイド管のないプール沸騰の場合よりも、熱伝達係数が小さくなることわかる。熱伝達係数をヒーター全長にわたって平均的に取り扱うために、図23に伝熱面長手方向の温度差の平均値をもとに求めた平均熱伝達係数と熱流束の関係をプール沸騰とガイド管付き沸騰で比較してみる。プール沸騰の熱伝達係数の方がガイド管付き沸騰のそれより大きくなることわかる。これらの比をたて軸にとり、横軸に熱流束をとってガイド管の有無



RUN-10
ΔTsub=0°C
β=0.55
P=0.1MPa
q=43.8kW/m²

図20 飽和沸騰

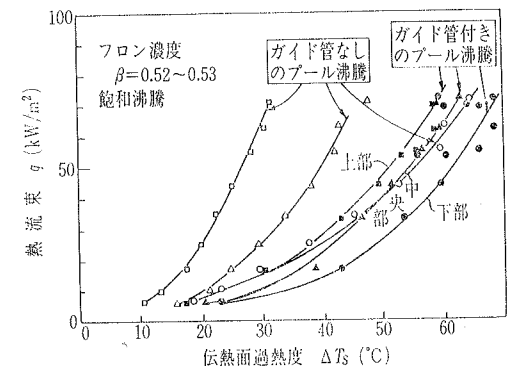


図21 ガイド管の有無が油・フロンの沸騰熱伝達に与える影響

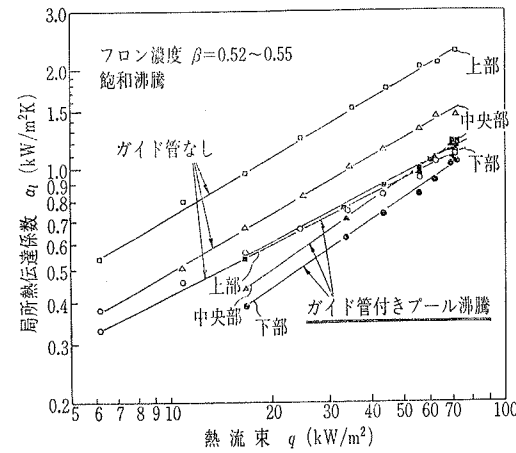


図 22 熱伝達係数に及ぼすガイド管の影響

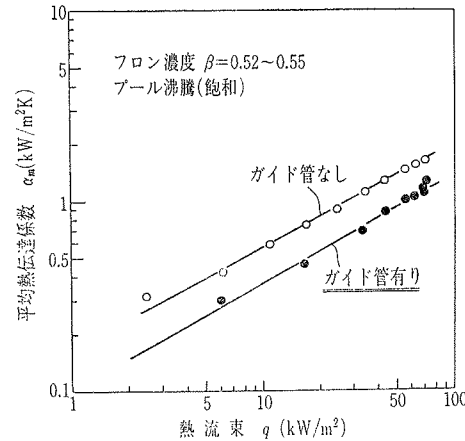


図 23 平均熱伝達係数へのガイド管有無の影響

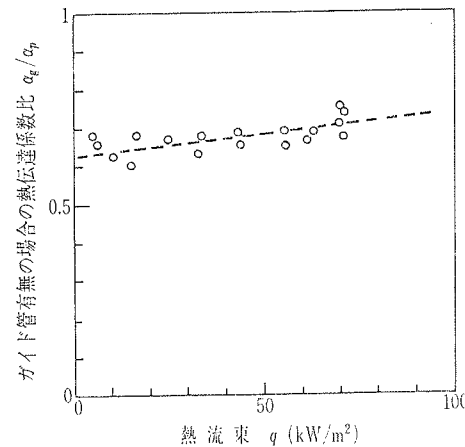


図 24 ガイド管の有無による熱伝達係数の差

のデータを比べると、図24のようになり、熱流束が大きくなるほどガイド管の有る場合と無い場合との差が小さくなる傾向が認められる。すなわち、ガイド管をつけた影響は、高熱流束では、低熱流束側ほどは大きくないことがわかる。これらの結果は、定性的に次のように説明できると考える。油フロン液の沸騰では、伝熱面近傍の油フロン液中のフロンが蒸発して気泡となり浮力によって運び去られるので、油フロン液中のフロン濃度が低下する。しかし、プール沸騰ではその空間を埋めるために周辺からフロン濃度の高い主流の液が常に供給されるので、伝熱面近傍には蒸発に関与するフロンが比較的豊富に存在する。これに対して、ガイド管付き沸騰では、管入口(下端部)から油フロン液が供給されるだけであり、管内を上昇するにつれて、フロンの蒸発によって油フロン液中のフロン濃度が低下していくので、管上方に於ける局所熱伝達係数がプール沸騰に比べて小さくなるものと考えられる。他方、ガイド管を付けると気泡発生による浮力の効果が管全長のヘッド差としてその循環力に効果的に作用するので、自然循環流量増加に伴う対流伝熱効果が加味される。したがって、熱流束の増加によってプール沸騰とガイド管付き沸騰の差が縮まってくるという前述の図24の結果が現われるものと考えられる。図25は、伝熱面長手方向の各位置 x での熱伝達係数がガイド管の有る場合と無い場合とで、どのように変化するかをみるために、ガイド管有無の熱伝達係数を、位置 x についてプロットしたものである。ガイド管付きの場合とプール沸騰の場合のいずれも、上方に行くにつれて熱伝達が促進されることがわかり、気泡浮力による攪拌効果が大きいことを知ることがで

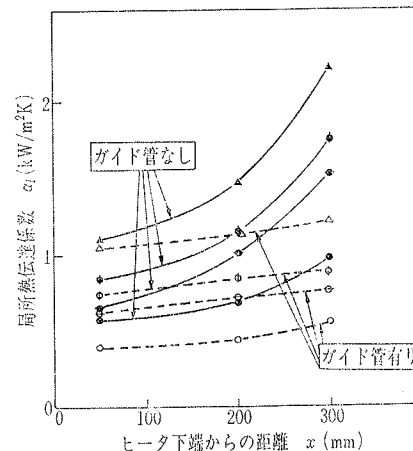


図 25 局所熱伝達係数の軸方向分布に及ぼすガイド管有無の影響

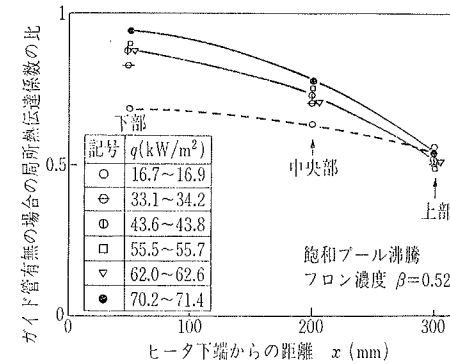


図 26 局所熱伝達係数の軸方向分布

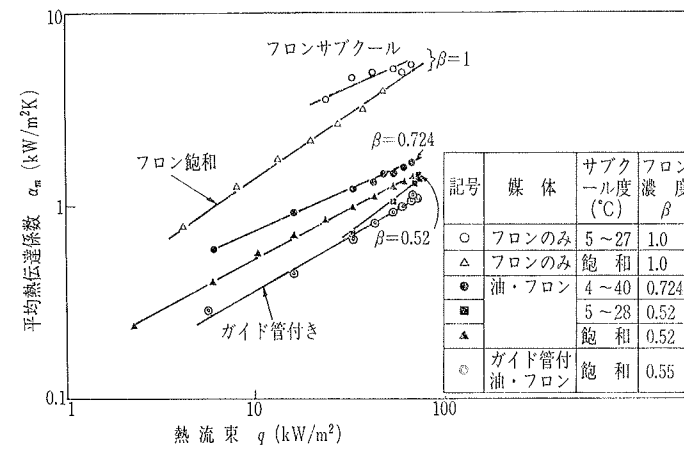


図 27 平均熱伝達係数と熱流束の関係

きるが、ガイド管付き沸騰がプール沸騰ほどその効果が現われないのは、上述のごとくガイド管付きでは油フロン液中のフロン濃度の低下がおり、蒸発特性を抑制するためと考えられる。

局所熱伝達に及ぼすガイド管の有無の効果を定量的に表すために、ガイド管が有る場合の熱伝達係数をガイド管のない場合の値で除した値をたて軸にとり、横軸にヒータピンの長手方向の距離 x をとって、実験データをプロットしたのが図26である。ヒータピンの上方に行くほど、ガイド管有無の差が大きくなることわかる。

以上述べた実験データをまとめて、図27にプロットした。たて軸に、熱伝達係数と beta=1 すなわちフロンのみのときの熱伝達係数との比をとって、横軸に熱流束をパラメータにフロン濃度 beta をとって、ガイド管の有る場合と無い場合の両方について実験データを示した。

6. 解析的検討

次に、これらの結果を従来の研究をもとにして導いた理論計算結果と比較してみる。

6.1 計算モデル 1

過熱された液中での気泡の成長を考えてみる。連続の式、運動量方程式及びエネルギー方程式は、それぞれ次のように表わされる⁽⁴⁾。

半径 R の球形気泡を考える。気泡の中心に原点をとった座標系を考えると、半径 r での気泡に隣接する液体の流速 u と、気泡の半径 R、その時間微分 R-dot の間には連続の式(2)の関係式が成り立つ。

$$ur^2 = \epsilon \dot{R} R^2 \dots \dots \dots (2)$$

ここで

$$\epsilon = (\rho_L - \rho_G) / \rho_L \dots \dots \dots (3)$$

運動量の方程式は気泡内の蒸気圧 P_v、非凝結性ガスの分圧 P_i、周辺の圧力を P_\infty、表面張力を \sigma、動粘性係数を \nu、密度を \rho_L とするとき式(4)のようになる。

$$\frac{P_v - P_i - P_\infty - 2\sigma/R}{\epsilon \rho_L} = R \ddot{R} + \frac{3}{2} \dot{R}^2 + 4\nu \frac{\dot{R}}{R} \dots \dots \dots (4)$$

エネルギーの式は、温度 T、温度伝導度 a、時間を t とするとき、式(5)のように表わされる。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) - \frac{\epsilon R^2 \dot{R}}{r^2} \frac{\partial T}{\partial r} \dots \dots \dots (5)$$

2成分系の液体では濃度を C、拡散係数を D とすると物質伝達方程式として、式(6)が成り立つ。

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \left(\frac{\partial^2 C}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial C}{\partial r} \right) - \frac{\epsilon R^2 \dot{R}}{r^2} \frac{\partial C}{\partial r} \dots \dots \dots (6)$$

式(3)は式(4)を導く過程で既に使ったので式(4)と独立ではない。したがって式(4)、式(5)、式(6)を次の境界条件のもとに解けばよい。

$$R(0) = \frac{2\sigma}{Pr_0 - P_i - P_\infty} \dots \dots \dots (7)$$

$$\dot{R}(0) = 0 \dots \dots \dots (8)$$

初期状態で周辺が一様温度 T_0 にあるとして、

$$T(r, 0) = T_0 \dots \dots \dots (9)$$

同様に、濃度も C_0 に一様であるとする、

$$C(r, 0) = C_0 \dots \dots \dots (10)$$

また、無限遠点では温度が不変として

$$T(\infty, t) = T_0 \dots \dots \dots (11)$$

同様に濃度も無限遠点で不変とすると,

C(∞, t) = C_0..... (12)

L. E. Scriven によって, 過熱度が比較的小さい場合の近似解として (すなわち, 慣性項が無視できる場合) 次のような式を求めている.

R = δ √ a t..... (13)

R = (12/π)^0.5 * ΔT √ a t / ((ρ_c h_fg / ρ_L C_L) [1 - (y* - β) (a/D)^0.5] (C_L/h_fg) (dT/dβ))..... (15)

なる式を導いている.

他方, Stephan と Körner は 2 成分系のプール沸騰における気泡生長の熱力学について論じ, 2 成分混合物中の低沸点成分の気相における濃度と液相でのフロン濃度との差 y* - β が増加するにつれて気泡への熱伝達が低下することを明らかにし, (y* - β) の最大値が熱伝達係数の最小値と一致することを見いだした(6).

W. F. Calus を P. Rice(7) は, この知見をさらに発展させて単成分液体の沸騰熱伝達に関する整理式

[Nu / K_p^0.7] * [T_s / T_w]^4 = E [Pe]^0.7..... (16)

をもとに, 2 成分混合液体についての補正因子として [1 + |y* - β| (a/D)^0.5]..... (17)

を考え, 2 成分混合液体の沸騰熱伝達の整理式として

[Nu / K_p^0.7] * [T_s / T_ws]^4 = E * [Pe / (1 + |y* - β| (a/D)^0.5)]^0.7..... (18)

なる式を提案している. ここで

Nu = α d / λ_i..... (19)

d = √ (σ / (g (ρ_L - ρ_c)))..... (20)

K_p = P / (y σ (ρ_L - ρ_c))^0.5..... (21)

Pe = Re * Pr = (q / h_fg) * (ρ_L / ρ_g) * (ρ_L / λ_i) * d..... (22)

ところで, 沸騰熱伝達は, 気泡の成長速度と密接に関係している. すなわち, 半径 R の単一気泡が無限の大きさの液体の中にあるとき, 熱量 Q と R の時間微分との間には

q = (Q/A) = ρ_v h_fg (dR/dt)..... (23)

A = 4 π R^2..... (24)

が成立する. 式 (15) と式 (18) の分母の第 2 項は二成分系になったことによる物質, 熱伝達の項であるので式 (15) と式 (18) の形を比較したとき, この項の式の形が同じ形式である方が合理的である. そこで式

δ ≡ √ (2 * (ρ_c / ρ_L) * [h_fg / C_L - (m ρ_L - C_∞) a / (dT/dβ)_p] D)..... (14)

また, C_L は比熱, ρ_c は蒸気の密度, h_fg は蒸発潜熱, m は蒸気相でのフロン濃度 (質量分率) を表わす.

Van Stralen(5) は, さらに, この解を発展させて

(18) の右辺の分母 [1 + |y* - β| (a/D)^0.5] の代わりに

{1 - C_L / h_fg (y* - β_∞) (dT/dβ)_β=β_∞ (a/D)^1/2}..... (25)

を用いることにする. 他方, フロンのみのときの沸騰熱伝達の整理式は

α = (A q)^m..... (26)

の形をしていることが知られているので, 上記の式 (18) において, 液体中のフロンの濃度 β が 1 になったときには, 従来のフロンのみの式と一致する必要がある. これらの条件を満たすような, 熱伝達の式として, あらたに

[Nu / K_p^0.7] = E [Pe / {1 - C_L / h_fg (y* - β_∞) (dT/dβ)_β=β_∞ (a/D)^1/2}]^m..... (27)

なる式を考えてみる.

フロン R113 を含む, 単成分のフロン系冷媒に関する熱伝達係数について, 西川, 藤田らにより提案された実用簡易式は, 低熱流束域 (q < q_r) で

α = C_1 * (P_c^1/3 / m^1/6 * T_c^5/6) * F_1 (P/P_c) q^3 * f_s^2/3..... (28)

高熱流束域 (q > q_r) で

α = C_2 * (P_c^1/5 / m^1/10 * T_c^9/10) * F_2 (P/P_c) q^4/5 * f_s^4/5..... (29)

である(3). 今, 大気圧下のフロン R113 に適用すると上式はさらに単純化され,

α = (A_1 q)^2/3 q < q_r..... (30)

α = (A_2 q)^4/5 q ≥ q_r..... (31)

と表わされる. ここで α [kW/m^2 K] は熱伝達係数, q [kW/m^2] は熱流束である.

物質伝達の効果を表わす項の補正を施して

α = [A_1 q / {1 - C_L / h_fg (y* - β_∞) (dT/dβ)_β=β_∞ (a/D)^1/2}]^2/3 q < q_r..... (32)

が伝熱面方向に向って拡散することになる. 図28に, その状況を模式的に示した.

今, 現象が相対的に緩慢であるために, 各点で平衡状態を保ちながら濃度が決まると仮定する. このとき, 各点の濃度は, 油・フロン混合液体の温度がわかれば, 油・フロン混合体の沸騰線から求めることができる. 既に別報告の物性値のところでも述べた(2)ように, 油・フロン液の蒸気圧がフロン濃度と温度の関数として求められているので, 蒸気圧を系の圧力 (今の場合, 大気圧) に等しいと置いて, フロン濃度と温度との関係を求めてみる.

油・フロンの蒸気圧の式は

P_m = [(1 - x_F) P_{SO} + x_F P_{SF}] * 1.06 x_F..... (35)

ここで, P_m は油フロン混合媒体の蒸気圧 (MPa), P_{SO} は同一温度における油の蒸気圧 (MPa), P_{SF} は同一温度におけるフロン R113 の蒸気圧 (MPa), そして x_F は油フロン液中のフロン R113 の濃度 (モル率) である. 油・フロン液が実際に使用される温度 150°C 程度より低い温度領域では P_{SO} < P_{SF} とみなせるので,

P_m ≃ 1.06 x_F^2 P_{SF}..... (36)

である. フロン R113 の蒸気圧 P_{SF} は温度の関数として

P_{SF} = 3225 exp[-3326.3 / (273.2 + t)]..... (37)

のように表わされる(1). 従って, 大気圧におけるフロン濃度 x_F と温度 t との関係は

x_F = 5.456 * 10^-3 exp[1663.2 / (273.2 + t)]..... (38)

となる. 図29にこの結果を図示する.

ところで前述の図28の気泡群混合層内の気相中フロン濃度は, 今考えている温度範囲では, 油の蒸気圧を実質的に無視できるので, 気相中にはフロンの蒸気だけの存在を考えればよく, (34) 式の y* は 1 となる. (34) 式の右辺の分母は, 混合物を媒体に使用したこ

α = [A_2 q / {1 - C_L / h_fg (y* - β_∞) (dT/dβ)_β=β_∞ (a/D)^1/2}]^4/5 q ≥ q_r..... (33)

となる.

今, 油とフロンの混合物のデータをもとに, 上述の整理式をさらに簡略化して, 計算結果と実験結果を比較してみる.

一定圧力 (今の場合, 大気圧) のもとでは式 (21) より K_p は一定である. また式 (22) より, P_e は熱流束 q に比例する. T_s / T_ws は今対象としている温度範囲 50~150°C では T_s / T_ws は 0.87~1.37 である. 簡略化のために, この項 T_s / T_ws を 1 とみなし式 (18) を整理すると

α = (A q)^0.7 / [1 + |y* - β| (a/D)^0.5]^0.7..... (34)

ここで, A は系の圧力に依存した定数である. 式(34)における |y* - β| は, 気泡内蒸気中のフロン濃度 y* と気泡の境界面での液体中のフロン濃度 β との差を表わしている. 他方, 混合液体中に加熱面が存在するときにも, 単一成分液体の沸騰のときに観察されると同様の薄膜液層が伝熱面と気泡との間に存在するものとして, 図28のような, 伝熱・物質伝達モデルを考える. すなわち, 伝熱面近傍の混合液体中から, 蒸気圧の高い成分であるフロンの蒸発が起り, 気泡となって成長し, これらの複数の気泡が集まって気泡群となり油・フロン液体と混合して気泡群混合層を形成しながら, 浮力によって上方に流動すると考える. このとき伝熱面近傍の油・フロン液中のフロン濃度 β_w が低下し, バルクの濃度 β_∞ より, (β_∞ - β_w) だけ低い濃度のところでバランスすることになる. すなわち, 濃度差 β_∞ - β_w を駆動力として混合媒体中をフロン分子

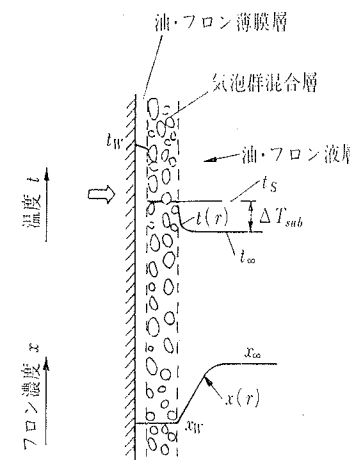


図 28 混合媒体沸騰の熱・物質伝達の物理モデル

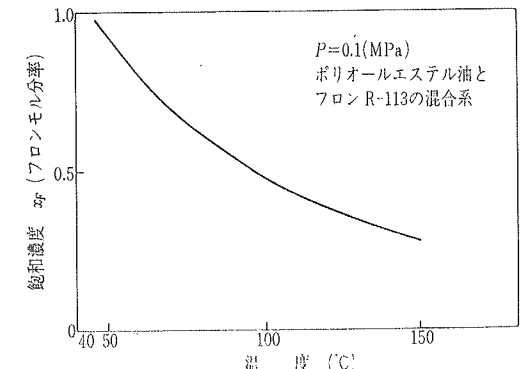


図 29 油-フロン混合物の飽和濃度と温度の関係

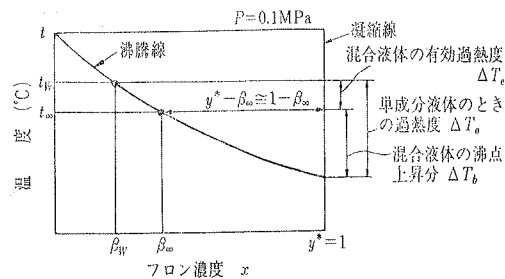


図30 油・フロン系媒体の沸点-組成線図

とによる沸騰熱伝達係数への補正因子と考えることができる。式の中にある $|y^* - \beta|$ あるいは $|1 - \beta|$ の物理的意味について考えてみる。図30は油・フロンの沸点組成線図である。図中 $y^* - \beta_{\infty}$ は、図からわかるように、混合液体の沸点上昇分 ΔT_b に対応する量であることがわかる。今、液体が t_w の温度まで過熱されたとした時、沸点からの温度上昇分（これを過熱度と呼ぶ）は、フロンだけの液体のとき（すなわち、 $\beta = 1$ ）は、 ΔT_0 となるのに対して、混合液体になって、フロンの濃度が β_{∞} になったときには ΔT_e となり、混合液体の沸点上昇分 ΔT_b だけ ΔT_0 よりも、気泡生長に有効に作用する過熱度が減少することになる。

次に、油フロン混合液体の物性値に関する実験整理式を用いて、式(32)、式(33)の熱伝達係数 α と熱流束 q 、フロン濃度 β との関係計算を求めてみる。

$|y^*| \approx 1$ 、温度と濃度に関する式(38)、油フロンに関する物性値の整理式(1)を用いて式(32)、式(33)をまとめて表示すると、

$$\alpha = \left[\frac{A_n q}{1 + (1 - \beta)(a/D)^{0.5} f_c} \right]^{m_n} \dots (39)$$

ここで、 A_n は圧力に依存した定数であり、低熱流束領域の値を A_1 、高熱流束領域の値を A_2 と表わすことにする。西川・藤田によって提案された次の実用式を用いてこれらの値を求めてみる。

$$A_1 = 500^{\frac{3}{4}} \frac{P_c^{1/2}}{m^{1/4} T_c^{5/4}} \left\{ F_1(P/P_c) \right\}^{3/2} \cdot f_s \cdot C_1 \dots (40)$$

$$A_2 = 300^{\frac{5}{4}} \frac{P_c^{1/4}}{m^{1/8} T_c^{9/8}} \left\{ F_2(P/P_c) \right\}^{5/4} \cdot f_s \cdot C_2 \dots (41)$$

$$F_1(P/P_c) = (P/P_c)^{0.19} [1 + 2(P/P_c)^2 + 7(P/P_c)^3] \dots (42)$$

$$F_2(P/P_c) = (P/P_c)^{0.23} [1 + 3(P/P_c)^2 + 8(P/P_c)^3] \dots (43)$$

ここで、 P は圧力 (MPa)、 P_c は臨界圧力 (MPa)、 T_c は臨界温度 (K)、 m はフロンR113の分子量 (-)、 f_s は表面条件の影響を表わす係数である。また、 C_1 、 C_2 は単位を S I 単位系で用いる場合の換算係数であ

り、熱流束 q を (kW/m^2)、熱伝達係数 α を ($\text{kW}/\text{m}^2\text{K}$) で表わす場合は

$$C_1 = \left(\frac{10.2}{860} \right)^{1/2}, \quad C_2 = \left(\frac{10.2}{860} \right)^{1/4}$$

である。フロンR113の P_c 、 T_c 、 m はそれぞれ $P_c = 3.41 \text{ MPa}$ 、 $T_c = 487.25 \text{ K}$ 、 $m = 187.38$ である。

式(39)において、 f_c は式(38)を用いて次式で表わされる。

$$f_c = \frac{C_m}{h_{fg}} \frac{dT}{Gd} = - (y^* - \beta_{\infty}) \left(\frac{dT}{d\beta} \right) = - (1 - \beta_{\infty}) \frac{T_w^2}{1663.2 \beta_{\infty}} \left(\frac{dx}{d\beta} \right) \dots (44)$$

モル分率 x と重量率 β の間には、次の関係がある⁽¹⁾。

$$x = \frac{1}{1 + \left(\frac{1 - \beta}{\beta} \right) \left(\frac{M_F}{M_0} \right)} \dots (45)$$

これを微分して

$$\frac{dx}{d\beta} = \left\{ \frac{1}{\beta + (1 - \beta) \left(\frac{M_F}{M_0} \right)} \right\}^2 \left(\frac{M_F}{M_0} \right) \dots (46)$$

式(39)のべき数は $m_1 = 2/3$ 、 $m_2 = 4/5$ である。今大気圧 (0.1 MPa)、油フロン蒸発器の設計圧 (1 MPa) の場合についてこれらの値を求めてみると、下表のようなになる。

	低熱流束域	高熱流束域
圧力(MPa)	A_1	A_2
0.1	0.135	0.139
1.0	0.330	0.359

なお、低熱流束域と高熱流束域の遷移点での熱流束 q_T は、 $q = q_T$ 点で式(39)の α_1 と α_2 が等しいことから、次のようにして求まる。

$$\left(\frac{A_1 q_T}{B} \right)^{m_1} = \left(\frac{A_2 q_T}{B} \right)^{m_2} \dots (47)$$

ただし、 $B \equiv 1 + (1 - \beta)(a/D)^{0.5} f_c \dots (48)$

$$\text{これより、} q_T = B \left(\frac{A_2 m_2}{A_1 m_1} \right)^{\frac{1}{m_1 - m_2}} \dots (49)$$

となる。

式(39)~式(49)を用いて数値計算した結果を図31に示す。フロン濃度 β (重量率) をパラメータにして熱流束 q (kW/m^2) と熱伝達係数 α ($\text{kW}/\text{m}^2\text{K}$) の関係を、系の圧力が 0.1 MPa の場合について求めた。

図31をみるとわかるように、フロン濃度 β が小さくなるほど熱伝達係数 α が低下してくる。この傾向は、先に実験で求めた図12、図13と一致している。しかし、計算結果を熱流束についてみると、熱流束の大小にかかわらず、 α_{β}/α_1 、すなわち、油・フロン液体

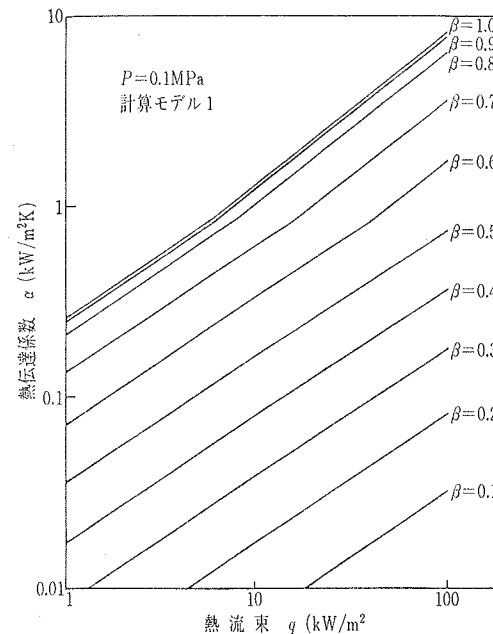


図31 熱伝達係数に及ぼす熱流束とフロン濃度の影響 (計算モデル1による解析結果)

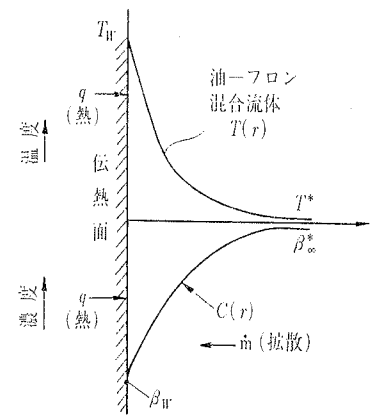


図32 拡散モデル

中での沸騰熱伝達係数に対する純フロンの沸騰熱伝達係数の値の比がほぼ一定である(図31のグラフの勾配が等しい)。このことは、図14の実験結果が熱流束 q の増加と共に熱伝達係数の比が低下してくる傾向があることと矛盾する。この原因は、式(32)、(33)をみればわかるように、油混入の効果を表わす分母に含まれる諸量が、液体のバルク温度と濃度だけに依存する量であり、熱流束に依存する形になっていないことから当然の帰結といえる。

そこで、次に計算モデル1をさらに変形した、計算モデル2を考えることにする。

6.2 計算モデル 2

ここで考える計算モデルは、図32に示すようなものである。このモデルの特徴は、油フロン液中のフロン濃度分布 $C(r)$ が熱の流れによって液中に形成される温度分布 $T(r)$ との間に、次のような関係があるものと仮定する点にある。すなわち、壁面と主流との温度差と濃度差を次のように関係づける。

今の場合、伝熱面温度 t_w 、主流の温度 t_{∞} 及び主流の濃度 β_{∞} は与えられるが、伝熱面近傍の濃度 β_w は未知である。そこで、濃度差 $(\beta_{\infty} - \beta_w)$ は温度差 $(t_w - t_{\infty})$ に比例すると仮定して、その比例定数を k' とおく。すなわち、

$$\beta_{\infty} - \beta_w = k' (t_w - t_{\infty}) \dots (50)$$

伝熱面近傍の濃度 β_w が伝熱面温度 t_w に対応した飽和濃度に等しいと仮定すると、式(38)より

$$\beta_{\infty} - \beta_w = 5.456 \times 10^{-3} \left[\exp \frac{1663.2}{273.2 + t_{\infty}} - \exp \frac{1663.2}{273.2 + t_w} \right] \dots (51)$$

従って、比例定数 k' は

$$k' = \frac{|\beta_{\infty} - \beta_w|}{t_w - t_{\infty}} = \frac{5.456 \times 10^{-3}}{t_w - t_{\infty}} \times \left[\exp \frac{1663.2}{273.2 + t_{\infty}} - \exp \frac{1663.2}{273.2 + t_w} \right] \dots (52)$$

他方、 $t_w - t_{\infty} = q/\alpha \dots (53)$

が成立する。今、熱伝達係数 α を与える式として、計算モデル1と類似の形の次式を考え、

$$\alpha = \left[\frac{Aq}{1 + (\beta_{\infty} - \beta_w)(a/D)^{0.5}} \right]^{0.7} \dots (54)$$

が成立すると仮定する。

式(50)、(53)、(54)より

$$\alpha = \left(\frac{Aq}{1 + k' \frac{q}{\alpha} \left(\frac{a}{D} \right)^{0.5}} \right)^{0.7} = \left[\frac{Aq}{1 + k(q/\alpha)} \right]^{0.7} \dots (55)$$

ここで、

$$k \equiv k' (a/D)^{0.5} \dots (56)$$

と置いた。

ところで、油の混入していないフロンだけのときは単成分系では $k=0$ であるから、このときの沸騰特性は従来の研究で得られた結果と一致するように A を決める。すなわち、西川らによって得られている核沸騰熱伝達の整理式を用いて、フロンR113の場合に適用すると、

$k=0$ において、西川の式は⁽³⁾

$$\alpha < 0.9 \text{ (kW/m}^2\text{K) では} \\ \alpha = (A_1 q)^{2/3}, A_1 = 0.0962 \dots (57) \\ \alpha \geq 0.9 \text{ (kW/m}^2\text{K) では}$$

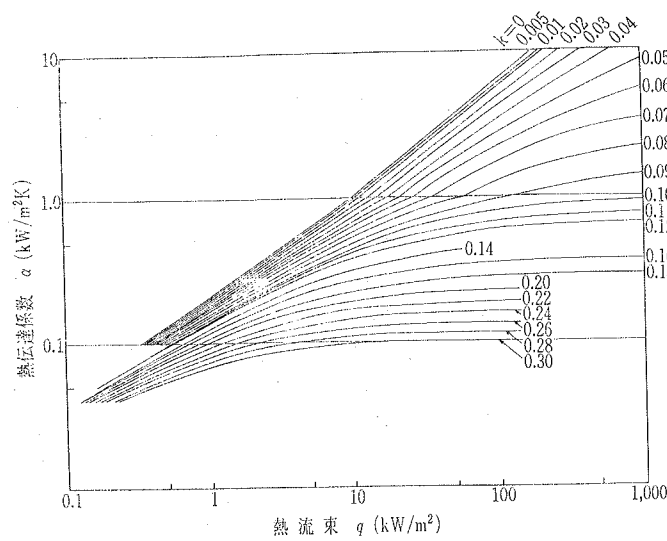


図33 解析計算結果

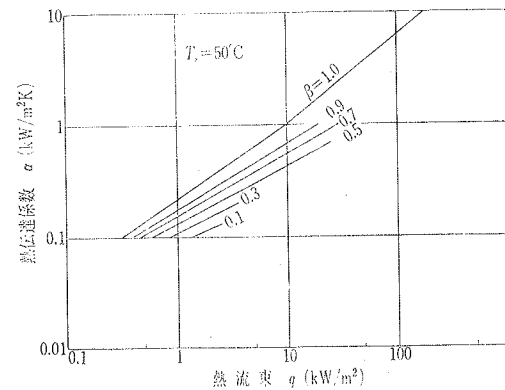


図34 沸騰熱伝達係数の濃度、熱流束依存性(計算値)

$$\alpha = (A_2 q)^{0.8}, A_2 = 0.100 \dots \dots \dots (58)$$

となる。式(57)、(58)と式(55)を比べて(30)式(55)のAを決め、熱流束qについて整理すると、

$$q = \frac{1}{\frac{0.0962}{\alpha^{1.5}} - \frac{k}{\alpha}} ; \alpha < 0.9 \dots \dots \dots (59)$$

$$q = \frac{1}{\frac{0.100}{\alpha^{1.25}} - \frac{k}{\alpha}} ; \alpha \geq 0.9 \dots \dots \dots (60)$$

となる。

式(55)をみるとわかるように、右辺分母の第1項は単成分の沸騰の熱抵抗分に相当し、第2項が2成分、即ち、フロンの中に油が混入した場合のフロンの拡散の効果を表わしていることになる。kは式(56)からわかるように、油フロン液中のフロンの拡散係数Dが温度伝導率aに比べて大きいほど小さくなる。式(59)、(60)kが小さいほど、同じ熱伝達係数を得るための熱流束qは小さくなり式(53)より、壁面温

度twと主流の温度t∞との差が小さくなる。

kをパラメータにして、熱流束qと熱伝達係数αの関係を計算したのが図33である。図中のパラメータkは式(52)、(56)の両式からわかるように温度と濃度の関数であるので、任意の主流温度t∞、主流の濃度βに対して一意的に求められる。このようにして求めたフロン濃度をパラメータにしてαとqの関係を求めたのが図34である。パラメータに主流の油フロン中のフロン濃度CFをとった。フロン濃度の減少とともに同じ熱流束に対して熱伝達係数が低下してくることがわかる。また、熱流束の増加と共に熱伝達係数が増加する傾向は単成分(フロンだけの)沸騰のときと同様であるけれども、フロン濃度の低下と共にその増加の割合が小さくなる傾向が見られる。

式(59)、(60)をみると、αとkの間にある特定の関係式が成立するとき分母が0になり、熱流束が発散することになり、物理的意味がなくなる。このときの関係は、

$$\left. \begin{aligned} \alpha < 0.9 \text{ では } \alpha &= (0.0962/k)^2 \\ \alpha \geq 0.9 \text{ では } \alpha &= (0.1/k)^4 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (61)$$

であり、図示すると図35のようになる。

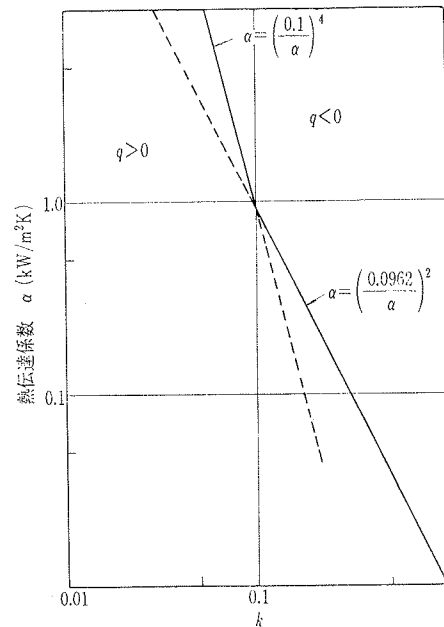


図35 熱伝達の限界線

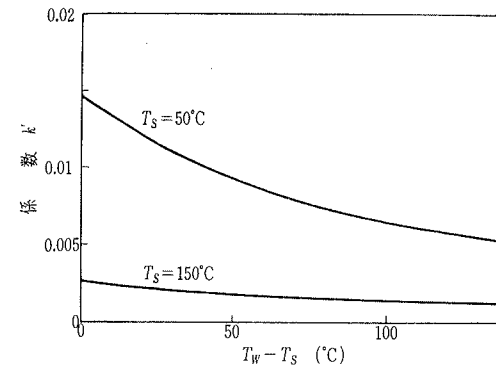


図36 飽和濃度曲線の勾配

この境界線を境にしてkが大きい領域では熱流束qが負となる。すなわち、油フロン中のフロンの拡散がきわめて小さくなる(k大に対応)と伝熱面近傍での沸騰による油フロン液中のフロン濃度減少分を拡散によって補充しきれなくなり熱伝達の限界が生ずることを意味している。

ところで、ここで求めた解析計算結果は、使用した拡散係数a、Dや飽和濃度曲線に大きい影響をうける。そこで、次に物性値について検討しておく。

図36は、k'の温度差依存性を示したもので、油フロンの飽和濃度曲線から導いた。

もう一つの重要な物理量は溶媒油フロン液中における溶質フロンの拡散係数Dの値である。本報では、これを実測していないので、物理化学的な方法で求められた理論解を用いて推定する(8)。

一般に溶媒B中における溶質Aの拡散係数DABは液体状態では

$$D_{AB} = 7.4 \times 10^{-12} (\Psi_B M_B)^{1/2} T / (\mu \tilde{V}_A^{0.6})$$

で求められる。

ここで、

- DAB (m²/s) : 拡散係数
- \tilde{V}_A (cm³/g-mole) : 溶質Aの沸点におけるモル容積
- μ (centi poise) : 溶媒の粘性係数
- ΨB : 会合パラメータ
- 会合しない溶媒ではΨB=1.0
- T (°K) : 絶対温度
- MB : 溶媒の分子量

今、油フロン混合液では、 $\tilde{V}_A = 955$ (cm³/g-mole), MB=735であるから、油フロン中のフロン濃度をパラメータにして各温度Tに対して、粘性係数を求め(2)、DABを計算すると例えば表1のような結果が得られる。

なお、上述の拡散係数の式は、溶媒中の溶質の濃度

表1 油フロン113液の熱物性値

温度	濃度	濃度	濃度	密度	粘性係数	動粘性係数	比熱	熱伝導率	蒸気圧	拡散係数	温度伝導率	プラントル数	シュミット数	$(\frac{\alpha}{D})^{0.5}$
°C	質量率	容積率	モル率	kg/m³	Pa·s	m²/s	kJ/(kgK)	W/(mK)	MPa	m²/s	m²/s	—	—	($\frac{\alpha}{D}$) ^{0.5}
t	β	α	x	ρ	μ	ν	Cp	λ	P	D	a	ν/a	ν/D	
50	0.1	0.0643	0.3035	966.6	2.01 × 10 ⁻²	2.079 × 10 ⁻⁵	1.795	0.1219	0.01068	1.784 × 10 ⁻¹⁰	7.026 × 10 ⁻⁸	295.9	1.165 × 10 ⁵	19.8
	0.2	0.1338	0.4951	1007	1.517 × 10 ⁻²	1.507 × 10 ⁻⁵	1.700	0.1199	0.02841	2.363 × 10 ⁻¹⁰	7.008 × 10 ⁻⁸	215.1	6.38 × 10 ⁴	17.2
	0.3	0.2094	0.6270	1050	1.118 × 10 ⁻²	1.065 × 10 ⁻⁵	1.605	0.1178	0.04557	3.206 × 10 ⁻¹⁰	6.988 × 10 ⁻⁸	152.4	3.32 × 10 ⁴	14.8
	0.4	0.2918	0.7234	1097	8.017 × 10 ⁻³	7.306 × 10 ⁻⁶	1.510	0.1155	0.06066	4.472 × 10 ⁻¹⁰	6.966 × 10 ⁻⁸	104.9	1.63 × 10 ⁴	12.5
	0.5	0.3819	0.7968	1149	5.570 × 10 ⁻³	4.847 × 10 ⁻⁶	1.416	0.1129	0.07361	6.436 × 10 ⁻¹⁰	6.941 × 10 ⁻⁸	69.83	7.53 × 10 ³	10.4
	0.6	0.4810	0.8547	1206	3.733 × 10 ⁻³	3.095 × 10 ⁻⁶	1.321	0.1101	0.08469	9.604 × 10 ⁻¹⁰	6.912 × 10 ⁻⁸	44.78	3.22 × 10 ³	8.48
	0.75	0.6496	0.9217	1303	1.890 × 10 ⁻³	1.450 × 10 ⁻⁶	1.179	0.1054	0.09848	1.897 × 10 ⁻⁹	6.859 × 10 ⁻⁸	21.14	7.64 × 10 ²	6.01
	0.85	0.7779	0.9569	1377	1.126 × 10 ⁻³	8.175 × 10 ⁻⁷	1.084	0.1018	0.1062	3.185 × 10 ⁻⁹	6.817 × 10 ⁻⁸	11.99	2.57 × 10 ²	4.63
	0.95	0.9215	0.9868	1459	6.301 × 10 ⁻⁴	4.318 × 10 ⁻⁷	0.9894	0.09771	0.1129	5.690 × 10 ⁻⁹	6.766 × 10 ⁻⁸	6.381	7.59 × 10 ¹	3.45
	1.0	1.00	1.000	1505	4.589 × 10 ⁻⁴	3.050 × 10 ⁻⁷	0.9421	0.09549	0.1159	7.812 × 10 ⁻⁹	6.737 × 10 ⁻⁸	4.528	3.90 × 10 ¹	2.93
150	0	0	0	863.1	2.806 × 10 ⁻³	3.251 × 10 ⁻⁶	2.151	0.1071	0	1.477 × 10 ⁻⁹	5.769 × 10 ⁻⁸	56.35	2.20 × 10 ³	6.25
	0.2	0.1501	0.4951	916.9	1.828 × 10 ⁻³	1.994 × 10 ⁻⁶	1.928	0.1039	0.3234	2.266 × 10 ⁻⁹	5.878 × 10 ⁻⁸	33.92	8.80 × 10 ²	5.09
	0.4	0.3202	0.7234	977.9	1.125 × 10 ⁻³	1.151 × 10 ⁻⁶	1.704	0.1003	0.6903	3.681 × 10 ⁻⁹	6.016 × 10 ⁻⁸	19.13	3.13 × 10 ²	4.04
	0.6	0.5145	0.8547	1048	6.464 × 10 ⁻⁴	6.171 × 10 ⁻⁷	1.481	0.09612	0.9638	6.409 × 10 ⁻⁹	6.196 × 10 ⁻⁸	9.959	9.63 × 10 ¹	3.11
	0.75	0.6795	0.9217	1107	4.038 × 10 ⁻⁴	3.649 × 10 ⁻⁷	1.313	0.09260	1.121	1.026 × 10 ⁻⁸	6.371 × 10 ⁻⁸	5.727	3.56 × 10 ¹	2.49
	0.8	0.7387	0.9401	1128	3.410 × 10 ⁻⁴	3.024 × 10 ⁻⁷	1.258	0.09133	1.166	1.215 × 10 ⁻⁸	6.439 × 10 ⁻⁸	4.696	2.49 × 10 ¹	2.30
	1.0	1.000	1.000	1222	1.618 × 10 ⁻⁴	1.325 × 10 ⁻⁷	1.034	0.08575	1.319	2.56 × 10 ⁻⁸	6.788 × 10 ⁻⁸	1.951	5.17	1.63
	0	1.0	1.000	1645	1.021 × 10 ⁻³	6.208 × 10 ⁻⁷	0.8964	0.1003	0.01794	3.135 × 10 ⁻⁹	6.804 × 10 ⁻⁸	9.125	1.98 × 10 ²	4.66

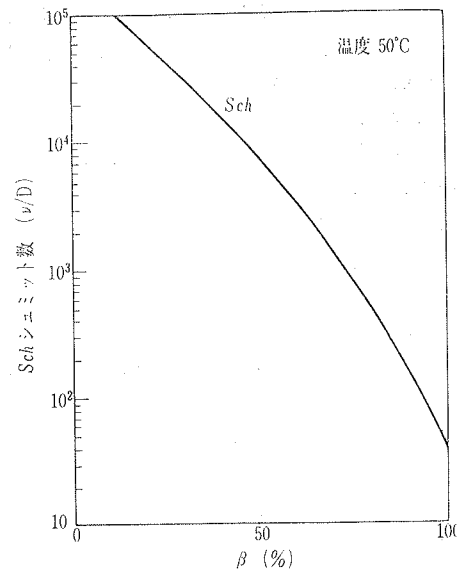


図 37 シュミット数の濃度依存性

が稀薄なときに成立するものであり、ここで取り扱っている混合液体の油フロンは、フロン濃度が必ずしも低くないので、引用するのに適当な式であるとはいえないが、従来の研究では実験データがなく、新たに、実験によって直接的に拡散係数を測定することが困難な現状から、他に適当な理論式がみあたらないので、一応の目安としてこの式を用いた。

濃度を横軸にとって、動粘性係数と拡散係数の比であるシュミット数を求めると、図37のようになる。油フロン中のフロン濃度 β (重量率) の値が小さくなるにつれ、指数函数的にシュミット数は大きくなり、粘性が拡散より支配的になることがわかる。

図38には、温度伝導率 a と拡散係数 D の濃度依存性を温度 50°C について求めた。温度伝導率がほとんど変化しないのに対して、拡散係数はフロン濃度の上昇と共に急激に増加することがわかる。式 (55) の拡散の項に含まれる $\sqrt{a/D}$ を求めてみると、図39のようになる。フロン濃度の減少、すなわち油の混入率の増加と共に $\sqrt{a/D}$ は大きくなり、その度合は温度が低いほど大きい。この性質が熱伝達に及ぼすフロン濃度の効果として表われてくるものと考えられる。図40には、 $\sqrt{a/D}$ をフロン濃度一定で温度に対して求めた結果を示す。この図からも、高温になるほど濃度の変化の効果が小さくなることを知ることができる。

6.3 解析計算結果と実験結果の比較

本研究の目的は、油フロン混合液の沸騰熱伝達に及ぼすフロン濃度の効果を定量的に求めることにあ

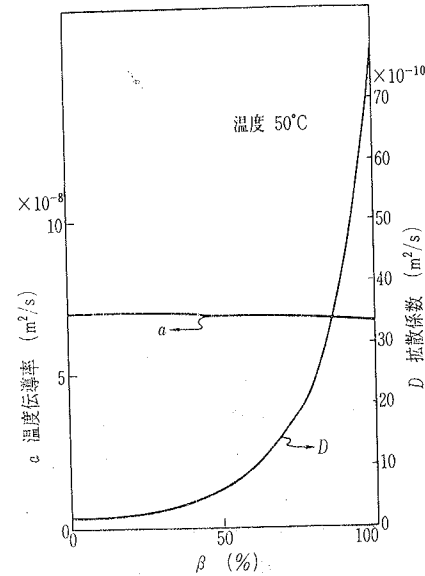


図 38 温度伝導率、拡散係数の濃度依存性

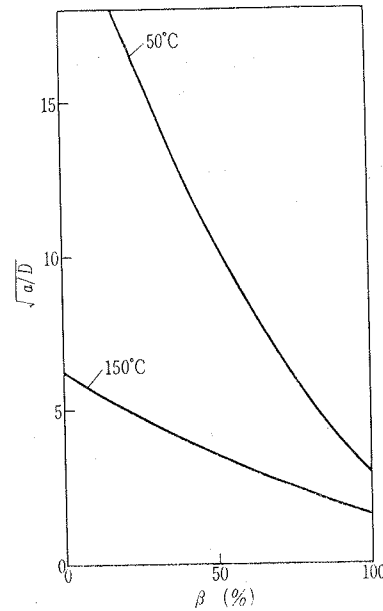


図 39 フロン濃度と sqrt(a/D) の関係

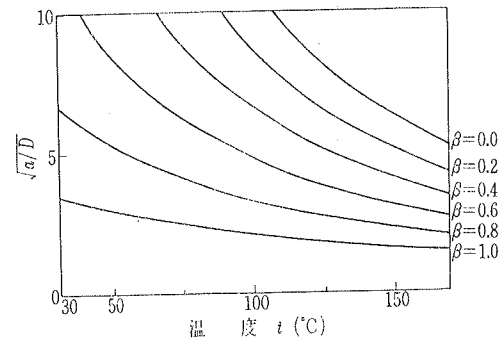
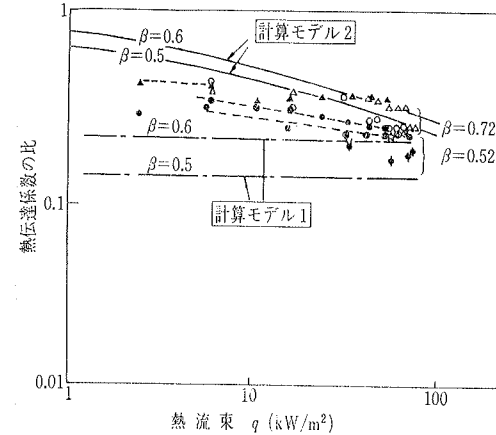


図 40 sqrt(a/D) の濃度、温度依存性



記号	軸方向位置 x (mm)	フロン濃度 beta	サブクール度 (°C)	ガイド管
△	50	0.724	5~28	無
○	200			
△	50	0.52	~0 (飽和沸騰)	有
○	200		4~40	
☆	50			有
○	200			
◎	200	0.55	~0	

図 41 実験値と計算値の比較

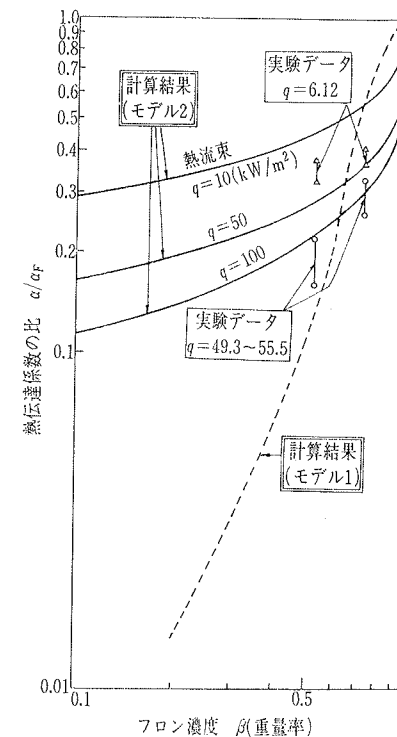


図 42 熱伝達係数の濃度依存性に関する計算と実験の比較

た。前節までの検討結果をまとめて、フロン濃度の影響を定量化すると図41、図42のようになる。

図41は、油フロンの沸騰熱伝達係数とフロンの沸騰熱伝達係数の比をたて軸にとり、横軸に熱流束をとって実験値をプロットし、先に述べた解析計算結果をモデル1とモデル2についてそれぞれ実線で示した。計算モデル1よりも、計算モデル2の方が実験値と計算値の一致がよいこと、計算モデル2による解は、熱流束の増加と共に油溶入の効果が大きく現われる点など実験値をよく説明できるモデルであることがわかる。

フロン濃度の大小によって、熱伝達係数の低下の度合がどのように変化するかわかるために、図42に計算結果と実験結果を示した。横軸にフロン濃度 β をとり、たて軸に熱伝達係数の比をとって、水平ヒータの実験結果をプロットしたものである。実線はモデル2による計算結果であり、フロン濃度の減少、換言すれば、油濃度の増加と共に熱伝達係数が低下してることがわかる。実験値と計算値の一致は十分とはいえないが、熱流束の増加と共に熱伝達係数が小さくなること、及び、油濃度の増加と共に熱伝達係数が低下することなど、油混入の影響をよく表わしているといえる。これに対して、計算モデル2は、フロン濃度が小さい領域で特に実験結果と解析結果との偏差が大きくなっていくことがわかる。

文 献

- (1) G. H. Green, F. G. Furse : Effect of Oil on Heat Transfer from a Horizontal Tube to Boiling Refrigerant 12-Oil Mixtures, ASHRAE Journal Oct., 1963.
- (2) 坂口, 小松崎, 赤津: 油とフロンの混合物の熱物性値に関する実験整理式, 冷凍58-670 (昭58年8月).
- (3) 西川, 藤田, 太田, 日高: 核沸騰におけるフロン系冷媒の熱伝達係数について, 「冷凍」53-607 (昭53年5月, p. 5-21).
- (4) L. E. Scriven : On the Dynamics of Phase Growth, Chemical Engineering Science, Vol. 10, p. 1~13 (1959).
- (5) S. J. D. Van Stralen : The Mechanism of Nucleate Boiling in Pure Liquids and in Binary Mixtures, Int. J. Heat Mass Transfer, Part I, (1966) 9, 995-1020; Part II, (1966) 9 1021-1046; Part III, (1967) 10 1469-1484; Part IV (1967) 10 1485-1498.
- (6) K. Stephan and M. Körner : Chemie Ing. Techn. Vol. 41, No. 7, 409-417 (1969).
- (7) W. F. Calus, P. Rice : Pool Boiling-Binary Liquid Mixtures, Chemical Engineering Science, 1972, Vol. 27, pp. 1687-1697.
- (8) R. B. Bird, W. E. Stewart, E. N. Lightfoot : Transport Phenomena, John Wiley and Sons, Inc, 1960, p. 515.