窒素-4 ふっ化炭素混合冷媒の細線プール沸騰熱伝達
に関する研究*天 野 俊 之^{*1}Pool Boiling Heat Transfer on Fine Thin Wire
in Nitrogen-Tetrafluoromethane Mixtures

Toshiyuki AMANO

Nucleate and film pool boiling heat transfers, critical heat fluxes, and minimum heat fluxes for nitrogen, tetrafluoromethane, and their mixtures have been measured on a fine thin wire. The orientation of wire was horizontal and vertical. Critical heat fluxes and minimum heat fluxes for mixtures were in concentrations larger than those for either pure component. The heat flux in nucleate boiling regime for mixtures was explained well by the experimental formula. Transition behavior from nucleate boiling to film boiling has been observed for step current heat input and rapid heating. It was found that there was no transition behavior for mixtures in comparison with the pure component. The nitrogen-tetrafluoromethane mixtures should be used for cryogenics of oxide superconductors having critical temperature more than 110 K.

Key Words: Thermal Engineering, Cryogenics, Phase Change, Boiling Heat Transfer, Binary Mixtures, High-T_c Superconductor, Stability of Superconductor

1. 緒 言

1986年の酸化物超電導体発見以来、臨界温度は急激な上昇を見せ、Bi系・Tl系においては120 K以上の臨界温度が得られている。このように高い臨界温度を有する超電導材の最大利点を熱工学的立場から眺めると、冷却媒体として液体ヘリウムを用いる必要がなく液体窒素で良いということに尽きる。そのため最近、酸化物超電導体を液体窒素により冷却した場合の検討がなされ始めている^{(1)~(3)}。これらの検討では“酸化物超電導体を液体窒素浸漬冷却により完全安定化を図ろうとすると、超電導の最大特長である高電流密度化が犠牲になる”という結論で一致している。完全安定化とは、超電導線が全線にわたりクエンチ(超電導破壊)したときに生じるジュール発熱量を冷媒の熱除去能力以下に抑えるような安定化基準である。そのような結論が得られた原因の一つは液体窒素の酸化物超電導体用冷媒としての能力不足にある。逆にいえば、液体窒素以上の冷却性能を有する冷媒があれば、高電流密度化を犠牲にすることなく完全安定化を図る可能性が

あるのである。

そこで著者は、酸化物超電導体の冷媒として液体窒素以上の冷却性能を有するものを探す目的で混合冷媒に着目した。混合冷媒に着目した理由にAckermannらの報告⁽⁴⁾がある。彼らは窒素とメタンとの混合冷媒の沸騰熱伝特性を調べ、メタンの濃度が70~90 mol %のときに限界熱流束が最大となることを見いだしている。つまり、単成分冷媒に比べ混合冷媒のほうが許容熱流束が大きく、それだけ超電導コイル用冷媒として優れている可能性が考えられる。そこでたまたま別の実験時に混合する機会のあった液体窒素と液体4ふっ化炭素の混合冷媒系に着眼した。

さて、超電導コイル用の冷媒として望まれる沸騰特性を考えると以下のことが挙げられる。

- (1) 限界熱流束(CHF)が大きいこと
- (2) 過熱度が小さいこと
- (3) 極小熱流束(MHF)が大きいこと
- (4) 急発熱下でも核沸騰状態が維持されること

これらの特質に関して簡単に説明しておく。(1)は超電導コイルの発熱に対し最大許容熱負荷を与える。(2)は超電導コイル発熱時の温度上昇度を定めるものであり、またクエンチ時(超電導破壊時)のコイル焼損の有無に深く関与する。(3)は超電導コイルの予冷時

* 平成元年6月1日 第26回日本伝熱シンポジウムにおいて講演。原稿受付 平成2年3月19日。

^{*1} 正員、三菱電機(株)中央研究所 (〒661 尼崎市塚口本町8-1)。

の冷却性能に影響を及ぼす。そして(4)は超電導コイルに発生する過渡的熱じょう乱に対し安定性の限界を与えるものである。混合冷媒は液体窒素に比べ前述のように少なくとも(1)に関して優れた特質を持つ可能性が強く、したがってほかの特質をどの程度有するかを調べることは非常に意義のあることと考える。

以上のように着眼と考えから表記混合冷媒系のプール沸騰熱伝達特性を調べたところ、冷媒として興味深い沸騰特性を有することおよび高い臨界温度を有する超電導コイルの冷媒として非常に優れた特性を持つことが判明した。本論文はそれらの結果について報告するものである。

記 号

q : 熱流束 W/m^2

ΔT_{sat} : 過熱度 K

ΔT_{id} : 混合液の理想混合過熱度 K

ΔT_{er} : 混合液の過剰過熱度 K

C : モル分率

C_w : 重量濃度 $\%$

c : 定圧比熱 $J/g \cdot K$

d : 細線の直径 cm

g : 重力の加速度 cm/s^2

g_c : 重力換算係数

h : 熱伝達率 $W/cm^2 \cdot K$

k : 熱伝導率 $W/cm \cdot K$

m : 核沸騰曲線に関する指数

$A = \Delta T_{er} / \Delta T_{id}$

B : 混合冷媒の核沸騰曲線に関する係数

$F = \left[\frac{k_v^3 \rho_v (\rho_l - \rho_v) g L'}{\mu_v \Delta T_{sat}} \right]^{0.25}$

H : 混合冷媒の仮想蒸発潜熱 J/g

L : 蒸発潜熱 J/g

$L' = L \left(1 + 0.34 \frac{C_v \Delta T_{sat}}{L} \right)^2$

P : 圧力 $dynes/cm^2$

σ : 表面張力 $dynes/cm$

ρ : 密度 g/cm^3

μ : 粘性係数 $g/cm \cdot s$

添 字

l : 液体における値

v : 気体における値

F : 4 ふっ化炭素における値

N : 窒素における値

2. 混合冷媒の特徴

窒素-4 ふっ化炭素混合冷媒(以下 N_2 - CF_4 混合冷媒と記す)の特徴を簡単に述べておく。液体 CF_4 は液体 N_2 に比べ粘り気のある無色透明の液体である。液体 CF_4 を液体 N_2 に混入させると、融点が液体 N_2 の沸点より高いにもかかわらず固化することなく溶け込み、液体 N_2 に比べて非常に細かい泡が発生するようになる。固化しない理由はモル効果(液体 CF_4 から見て凝固点降下、液体 N_2 から見て沸点上昇)によるものと思われる。それはモル効果の程度をオーダ的に見積もった結果と、単成分冷媒から混合冷媒とした場合の飽和温度の変化量とがほぼ一致するからである。

混合冷媒の定量的特徴をつかむため、蒸発過程と飽和温度の濃度依存性を調べた。

2・1 混合冷媒の蒸発過程 混合冷媒の自然蒸発過程における温度変位のモニタ結果を図1に示す。温度変化から判断して混合冷媒は初め液体 N_2 成分が蒸発し、その後に液体 CF_4 成分が蒸発すると考えられる。このことを確認するため混合冷媒の蒸発潜熱を測ってみた。方法は、混合冷媒中にヒータを置き定常加熱し単位時間当たりの重量変化から求めるものである。得られた値は $202 \sim 204 \text{ kJ/kg}$ であった。この値は明らかに液体 N_2 の蒸発潜熱であることから上述のことが裏付けられたといえる。

2・2 混合冷媒の飽和温度 混合冷媒の大気圧下における飽和温度の濃度依存性を図2に示す。重量濃度および飽和温度は後述のようにそれぞれはかりおよび温度センサによって測定した。測定の結果、液体 CF_4 の濃度がかなり大きくなっても飽和温度はあまり上昇せず、液体 N_2 の飽和温度より数 K 程度上昇するだけであることが判明した。以下、単に濃度と記した場合には CF_4 の重量濃度を指すこととする。

2・3 混合冷媒の物性値 混合冷媒に関する物性値の詳細は不明であり、 CF_4 単体についてさえほかの

図1 混合冷媒の自然蒸発過程

フロン系冷媒と比べ物性値の情報が著しく乏しい^{(5)~(7)}。ここでは N_2 の物性値と入手し得た CF_4 の物性値を表 1 に示しておく。念のため、 CF_4 が規制対象フロンではないことを付言しておく。ちなみに規制対象の特定フロンは、 CCl_3F 、 CCl_2F_2 、 $CClF_2-CCl_2F$ 、 $CClF_2-CClF_2$ 、 $CClF_2-CF_3$ の五つである。

3. 実験方法

実験方法は伝熱面として $\phi 0.2$ の純白金線を用い、これを冷媒で満たされた真空断熱容器内に水平および垂直に置き、通電加熱することにより沸騰特性を測定するものである。いうまでもなく白金線は発熱抵抗体・温度センサ・伝熱面の三つの役割を兼ねている。熱流束は白金線への通電電流と白金線両端電圧との積を白金線表面で除すことで、また伝熱面の温度はそのときの白金線の抵抗値から算出した。冷媒の温度は冷媒中に置いた温度センサ(銅-コンスタンタン熱電対および白金抵抗体の 2 種類)により、そして濃度は真空

断熱容器を載せたはかりの読みより重量濃度としてそれぞれ求めた。記録は、準定常的熱負荷を加えたときには通常の記録計を、非定常熱負荷を印加したときにはトランジェントコーダを用いて行った。なお、実験においては基本的に同一条件下で 3 回の測定を行い、その平均値を実測値とした。

4. 実験結果および考察

4.1 核沸騰特性 これについては各濃度において通電電流を少しずつ段階的に変化させ測定した。その結果を示したのが図 3 および図 4 である。図 3、4 を見ると、細線の方角によらず熱流束が増加するに従い、始め自然対流熱伝達が支配する領域があり、あるところ(沸騰開始点)から核沸騰領域に移行している。そして核沸騰曲線は濃度によらず単成分冷媒に比べ高過熱度側へ偏移している。これらの現象は、液体窒素と液体アルゴンとの混合冷媒の場合⁽⁸⁾と同様であり、2 成分系に一般的に生ずる現象といえる。垂直細線では水平細線に比べ同一濃度に対して低過熱度側へ偏移しており、それに伴い沸騰開始点も低過熱度側へ移行している。沸騰開始点近傍についてはヒステリシス現象が見られ、特に垂直細線において顕著であった。垂直細線の熱流束上昇時のヒステリシスを図 4 に矢印(←)で示しておく。自然対流領域においては単成分冷媒、混合冷媒ともおおむね

$$q \propto (\Delta T_{sat})^m \dots\dots\dots (1)$$

の関係があり、指数 m の値は 1.25~1.5 程度である。また核沸騰線についてもほぼ同様の形式で表すことができる。ただ、指数 m の値は濃度によって異なり、また同一条件下においても途中で変化しているが、測定値によればおおむね 4~7 程度である。混合冷媒の指数 m が後述の計算式(2)における値 2.5 より大きいのは、2 成分系のため沸騰開始点が高過熱度側に移行していることに関係していると思われる。

一方、熱伝達率で見ると、混合冷媒の場合には単成分冷媒に比べ過熱度の上昇程度が熱流速の上昇程度より大きいため混合冷媒の熱伝達率は単成分冷媒に比べ小さい値となる。これも窒素-アルゴン系混合冷媒の場合と同じである。また水平細線に比べ垂直細線のほうが同一熱流束値において低過熱度側へ偏移していることから熱伝達率は全般的に大きくなることがわかる。これは西尾ら⁽⁹⁾のヘリウムによる平面伝熱面の場合と同傾向である。

単成分冷媒に対して、Brentari-Smith らの低温流体に関する整理式(2)による計算を水平細線の場合の図 3 に併載しておく。

表 1 窒素および 4 ふっ化炭素の熱物性値

PROPERTIES	N_2	CF_4
Density of liquid (kg/m ³)	808	1634
Density of saturated vapor (kg/m ³)	4.61	7.74
Thermal conductivity (W/m·K)	0.135	0.099
Latent heat (kJ/kg)	199	133
Isobaric specific heat (kJ/kg·K)	2.06	0.91
Viscosity (Pa·s)	1.6×10^{-4}	3.6×10^{-4}
Kinematic viscosity (m ² /s)	2.0×10^{-7}	2.2×10^{-7}
Surface tension (N/m)	0.9×10^{-2}	1.4×10^{-2}
Prandtl number (-)	2.5	—
Boiling point at 1 atm (K)	77.3	145.2
Melting point at 1 atm (K)	63.2	89.2

図 2 混合冷媒飽和温度の濃度依存性(1 atm)

$$q = 4.87 \times 10^{-7} \left(\frac{c_l}{\rho_v L} \right)^{1.5} \left(\frac{k_l \rho_l^{1.282} p^{1.750}}{\sigma^{0.906} \mu_l^{0.625}} \right) \Delta T_{\text{sat}}^{2.5} \quad \dots\dots\dots (2)$$

この式は、多くの実験値を基に Kutateladze の式を修正したものである。実測値と比べ指数 m の値に違いがあるが、この原因の一つに細線による影響が考えられる。また液体 N_2 の場合の q - ΔT_{sat} 平面における計算値と実測値との位置関係は水平、垂直とも飯田らの結果⁽¹⁰⁾と同じである。

2 成分系混合液については Thome⁽¹²⁾が単成分液の物性値と気液平衡データ (相図) から核沸騰熱伝達率を予測する式を提案し、アルコール-水、アセトン-水、

エタノール-ベンゼン、窒素-アルゴン、窒素-酸素、窒素-メタンの各系について誤差 30 % 以内で実測値と合うことを報告している。しかし、本混合液については気液平衡データがないため Thome の手法による予測値との比較ができない。したがってここでは Calus ら⁽¹³⁾と類似の考え方により水平細線の場合の実験式を求めてみることにした。

混合液の過熱度 ΔT_{sat} が混合液の理想混合過熱度と過剰過熱度との和で与えられるとする。

$$\Delta T_{\text{sat}} = \Delta T_{\text{id}} + \Delta T_{\text{er}} \\ = \Delta T_{\text{id}}(1 + A) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで $A = \Delta T_{\text{er}} / \Delta T_{\text{id}}$ である。 ΔT_{id} は単成分液の過熱度に応じた線形内分として次式で表される。

$$\Delta T_{\text{id}} = C_N \Delta T_{\text{sat}, \text{N}} + C_F \Delta T_{\text{sat}, \text{F}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 C_N , C_F はそれぞれ液体 N_2 および液体 CF_4 のモル分率である。単成分冷媒の水平細線の核沸騰曲線が実測値より求めた以下の式で与えられるとする。

$$q_N = 13.0 (\Delta T_{\text{sat}, \text{N}})^{4.3} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$q_F = 0.511 (\Delta T_{\text{sat}, \text{F}})^{4.5} \quad \dots\dots\dots (6)$$

すると、式(15)、(16)よりある熱流束値における単成分冷媒の過熱度が求まり、これと式(4)を用いて各濃度における ΔT_{id} が求められる。この ΔT_{id} と ΔT_{sat} の実測値とを比較したのが図5である。この図5から混合液の ΔT_{sat} は濃度ごとに

$$\Delta T_{\text{sat}} = B \Delta T_{\text{id}} \quad \dots\dots\dots (7)$$

で与えられることがわかる。つまり、ここでは $B = 1 + A$ の関係になる。各濃度における B 値を図5中に示す。これより測定濃度範囲においては、 B は

$$B = 2 + C_w \quad \dots\dots\dots (8)$$

で表されることになる。したがって式(3)は、

図3 核沸騰特性(水平細線)

図4 核沸騰特性(垂直細線)

図5 理想過熱度と実測過熱度の関係

$$\Delta T_{\text{sat}} = (2 + C_w) \cdot (C_N \Delta T_{\text{sat},N} + C_F \Delta T_{\text{sat},F}) \quad \dots\dots\dots (9)$$

となる。この整理式により求めた核沸騰曲線が図3の実線である。実値と計算値は±10%程度の誤差で一致しており、実測値が式(9)でほぼ整理できることがわかる。垂直細線の場合については液体CF₄の核沸騰曲線が得られてなく同様の式を導くことができないが、混合冷媒における核沸騰曲線の高過熱度側への偏移の仕方がほぼ濃度に比例していることから水平細線と同様の整理が可能なのは確実である。

以上に示した実測値の結果から、混合冷媒は“諸言”で述べた望まれる特性のうち(2)について明らかに単成分冷媒より劣っていることがわかる。

4・2 限界熱流束 限界熱流束(以下CHFと記す)については白金線を徐々に加熱しバーンアウトさせることにより求めた。結果を図6に示す。垂直細線の場合には各濃度とも水平細線の場合に比べ7~8割程度の値となっているが、どちらの場合にも混合冷媒のCHFは単成分冷媒のCHFに比べかなり大きくなっていることがわかる。例えば水平細線において、濃度20%の混合冷媒におけるCHFは液体N₂に比べ2倍となり、液体CF₄と比べても1.3倍となっている。またCHFの濃度依存性については細線の方によらず濃度に対して上に凸の特性があるが、ある濃度範囲ではわずかな濃度依存性が見られる程度であり、Ackermannら⁽⁴⁾の窒素-メタン混合液のような濃度に対する複雑な凸凹特性とは様相が異なっている。参考のため単成分冷媒について Kutateladze の式(10)と Rohsenow の式(11)によるCHF値を載せておく⁽¹⁴⁾。

$$\frac{q_{\text{CHF}}}{L\rho_v} \left[\frac{\rho_v^2}{\sigma g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{0.25} = 0.16 \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$\frac{q_{\text{CHF}}}{L\rho_v} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l - \rho_v} \right)^{0.6} = 0.0121 \text{ m/s} \quad \dots\dots\dots (11)$$

どちらもほぼ実験値と合っているようだが、式(10)、(11)が無限水平上向き平板に関する考察から導かれた式であることを考えると、液体N₂の場合式(10)のほうが、液体CF₄の場合は式(11)のほうが実験値と良く合うようにみえる。

混合冷媒のCHFが単成分冷媒のCHFに比べ大きくなることは予想されたことであるが、図6のような濃度に対する凸特性は単に液体CF₄の成分の過冷却という観点だけでは説明がつかない。N₂-CF₄系混合冷媒の場合、図1, 2などの結果を踏まえるとマクロ的に以下のような沸騰機構が考えられる。伝熱面から熱を受け蒸発した気泡のうち、高沸点成分CF₄は伝熱

面より離れた所で周囲の低沸点成分液N₂と熱交換され気泡が消滅するかあるいは熱交換がバランスし見掛け上気泡の発生が終了し、そのため伝熱面上は蒸気成分が少なくぬれやすい状況となり混合冷媒のCHFが大きくなっているのである。つまり、伝熱面の熱は[伝熱面→低沸点成分]あるいは[伝熱面→高沸点成分→低沸点成分]という経路をたどり低沸点成分が運び去る。したがって、高沸点成分と低沸点成分との熱交換に限界がくると熱交換されない気泡が増へ伝熱面の大部分が気泡に覆われるようになりバーンアウトすると考えられる。このような考えに従うと、図6のようにCHFがある濃度でピークとなる特性を次のように推察できる。はじめはCF₄濃度が増えるにつれ伝熱面上の気泡CF₄の成分が増え、液体N₂との熱交換効果で伝熱面ぬれ条件が良好となりCHFが上昇する。ある濃度まで増えると気泡CF₄成分と液体N₂成分との熱交換能力に限界がくるためCHFがピークをむかえる。その後は気泡CF₄成分が増えるにれ液体N₂成分が減少するため気泡CF₄成分との熱交換量が制限されCHFが減少するのである。

さて、混合液のCHFについてラフな見積もりを行ってみる。上述のような理想化したモデルに基づく、混合冷媒のCHFは高沸点成分のみのCHFに低沸点成分との熱交換効果を付加したものになろう。そこで、混合液の見掛けの蒸発潜熱として以下のような仮想潜熱を導入する。

$$H = H_F + C_w H_N \quad 0 < C_w \leq C \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$H = H_F + (1 - C_w) H_N \quad C < C_w < 1 \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここで $C = H_N / (H_N + H_F)$ である。式(12)、(13)の右辺第2項が低沸点成分との熱交換加果を表している。ただし熱交換は100%行われているとしている。この仮想潜熱を用い、ほかの物性値として高沸点成分の値を用いると式(10)または式(11)から混合液のCHFが求められる。その結果は図6中に示してあり、実験との

図6 限界熱流束特性

比較はモデルの適用可能性がより強い水平細線(○印)の場合が妥当であろう。見積り値は凸曲線ではなく折れ線形的であるが実験値の傾向を良く表している。この見積り値は厳密な沸騰機構に基づくモデルによるものではなく偶然の一致ということも十分考えられるが、このような概略的一致を示した以上マクロ的には先に述べたような沸騰機構の存在を示唆するものといえよう。より正確には気泡の成長、物質伝達効果、対流の影響、飽和蒸気の2成分混合比、高沸点成分の顕熱など種々のことを考慮する必要がある。また実験値との比較についても濃度に対しより細かい実験データが心要と思われる。

いずれにしても以上の測定結果から“緒言”で挙げた望まれる特性(1)に関して、混合冷媒が単成分冷媒より優れていることが明白である。

4.3 膜沸騰特性 測定のための膜沸騰状態を実現するには工夫を要する。単成分冷媒の場合にはさして難しくないが、混合冷媒の場合にはあらかじめ白金線を加熱した状態で冷媒中に挿入することにより強制的に実現させている。水平細線の場合の測定結果を図7に示す。膜沸騰熱伝達については、核沸騰熱伝達と違い CF_4 濃度による差異は見られず、ほぼ同じ値を示している。ただ液体 N_2 に比べ混合冷媒および液体 CF_4 の場合には熱流束が小さい領域において低過熱度側へ偏移しているという特徴がある。どうも混合冷媒の膜沸騰は CF_4 成分の物性が支配的なようである。図7の実線は測定点を結んだもので、破線は Breen-Westwater⁽¹⁵⁾による式(14)、(15)を用い N_2 単成分について計算したものである。

$$\frac{h(\lambda_c)^{0.25}}{F} = 0.59 + 0.069 \frac{\lambda_c}{d} \dots\dots\dots (14)$$

$$\lambda_c = 2 \sqrt{\frac{g c \sigma}{g(\rho_l \rho_v)}} \dots\dots\dots (15)$$

この式には伝熱面の寸法の影響が含まれているが、 $d \geq 1 \text{ cm}$ の場合の計算値と比較し実験値にも寸法の影響が現れている。 $d = 0.02 \text{ cm}$ の場合の計算値と実験値を比較するとほぼ合っているといえ、混合冷媒の場合にも低過熱度側に若干のずれはあるものの過熱度に対する熱流束の上昇具合がほぼ一致していることから寸法の影響や係数あるいは指数を多少修正することにより計算式を適用できることがわかる。

4.4 極小熱流束 極小熱流束(以下 MHF と記す)値は、定温度制度ではなく定電流制御により熱流束を徐々に下げていったときの白金線両端電圧を監視し、出力信号の急激な変化点から求めた。水平細線の場合の測定結果を図8に示す。精度の良い MHF 測定

とはいえないが、濃度による違いの傾向を見るには十分である。測定値には若干のばらつきがあるが、単成分冷媒に比べ混合冷媒では濃度によらず数割程度大きな値となっている。全体的な傾向は CHF の場合と同様といえ、混合冷媒は単成分冷媒に比べ膜沸騰から核沸騰へ移行しやすいといえる。測定結果から MHF は CHF を用いて次式で与えられる。

$$q_{MHF} \sim (q_{CHF}/3) \dots\dots\dots (16)$$

式(16)による CHF と MHF との比率は一般的な比率に比べかなり小さいが、これは伝熱面が細線であること MHF の測定法による誤差に起因すると思われる。また、式(16)がほとんど濃度によらず成り立つことから、単成分液における CHF と MHF との相対関係がそのまま混合液にも適用できると考えられる。

この実験結果から“緒言”にある望まれる特性(3)について混合冷媒が優れていることがわかる。

4.5 非定常熱負荷時の沸騰特性 実際の超電導機器を考えた場合、なんらかの理由で急激な熱じょう乱(非定常熱負荷)が加わることが多く、クエンチ防止対策上このような場合の沸騰特性を知ることが重要である。特に、液体ヘリウムの場合と異なり液体 N_2 や混合冷媒では一度膜沸騰状態になると温度が数百 K まで上昇するため超電導コイル構成材が溶融する可能性もあることから、どの程度の非定常熱負荷まで核沸騰状態が保てるかを知ることが重要となる。そこで、急加熱時およびステップ通電加熱時の沸騰特性について調べてみた。

単成分冷媒に対し急加熱(sweep rate: $\sim 10 \text{ A/s}$)を行うと、CHF よりかなり小さい熱流束値において核沸騰から膜沸騰へ遷移することが観測される。一方、混合冷媒の場合にはそのような遷移現象が全く観測されない。次に、ステップ通電加熱を行ってみた。すると

図7 膜沸騰特性(水平細線)

この場合には混合冷媒であってもある熱負荷において遷移現象が観測された。これらの現象は水平細線、垂直細線とも同様であった。

ここで、実験時のステップ通電加熱について簡単に述べておく。加熱用電源として定電流形直流電源を用いているため実際の熱負荷は白金線の抵抗変化(温度変化)とともに時間的に変化する。このときの白金線の熱容量は極めて小さい。したがって熱負荷は熱負荷印加時に核沸騰状態が維持されれば図9の実線のようなパターンになり、もし核沸騰状態が維持されなければ白金線の温度が変化することから一点鎖線のようなパターンになる。熱負荷パターンの非直線部分はすべて白金線の温度変化による抵抗変化に起因している。ここでは図9のような熱負荷パターンを総称してステップ通電加熱と呼んでいる。

ステップ通電加熱における沸騰特性の測定結果を図10(a), (b)に示す。単成分冷媒の場合にはある熱流束より小さい値では核沸騰状態が維持され、その熱流束より大きい値では核沸騰から膜沸騰へ遷移し膜沸騰状態を維持する。このときの遷移点における熱流束値(以下 THF と記す: Transient heat flux)は N_2 , CF_4

ともそれぞれの CHF の 20~25 % 程度である。もちろん、さらに大きい熱負荷印加時には膜沸騰状態も維持されずバーンアウトに至る。ところが、混合冷媒の場合には濃度に関係なく核沸騰から膜沸騰へ遷移しかつ膜沸騰状態が定常的に維持されるという現象は生じない。つまり、ある熱流束値以下では遷移せず核沸騰状態を維持し、それ以上のときには遷移を生じるが遷移したときには必ずバーンアウトに至ってしまうのである。この現象を生じる THF は、例えば水平細線の濃度 10 wt % のときには $15 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ であり、これは CHF の 50 % にあたる。単成分冷媒における THF と比べても大変大きいことがわかる。各濃度における THF と CHF との比を示したものが図 11 である。水平細線、垂直細線ともほぼ同じ特性を示しており、図 11 中の実線は実測値から遷移境界を便宜的に描いたものである。THF と CF_4 濃度との関係は CHF の場合と同様で CF_4 濃度に対して凸特性を持っているが、より際立ち、~70 wt % 程度では CHF の 90 % 熱負荷までバーンアウトしない。これらの現象は 2 成分系ゆえに生じ、高沸点成分の存在が大きく影響していると思われる。つまり、高沸点成分が一種の熱バッファ的

図 8 極小熱流束特性(水平細線)

図 9 ステップ通電加熱のパターン

(a) 水平細線

(b) 垂直細線

図 10 ステップ通電加熱時のバーンアウト特性

図 11 ステップ通電加熱時の遷移特性

役割を果たしていると思われる。細線において THF が CHF の 50 % 以上となるような現象は、著者の知る限り今回初めて得られた特性といえる。例えば窒素-アルゴン系混合冷媒には見られないことを実験的に確認している。ちなみに窒素-アルゴン系における THF も CHF の 25 % 程度であった。

混合冷媒におけるステップ通電加熱時の非遷移特性は、酸化物超電導体用冷媒として望まれる特性(4)をそのまま特長であり、本混合冷媒が優れた冷媒となる可能性を強く示唆するものである。

5. 結 論

窒素-4 ふっ化炭素系混合冷媒中に水平および垂直に置かれた細線のプール沸騰熱伝特性を調べ、液体窒素の場合と比較することにより以下の特性を明らかにした。

(1) 混合冷媒は液体窒素に比べ CHF が 2 倍程度に、過熱度が数倍程度になる。

(2) 混合冷媒は液体窒素に比べ MHF が大きく、膜沸騰から核沸騰へ遷移しやすい。

(3) 混合冷媒は核沸騰から膜沸騰へ遷移しにくく、ステップ熱負荷時の遷移熱負荷は液体窒素に比べ数倍から十倍になる。

(4) 混合冷媒ではステップ通電加熱においていかなる熱負荷値でも膜沸騰状態を定常的に維持することはできない。

また混合冷媒の高温超電導体用冷媒としての適性は緒言で述べた望まれる特性四つのうち(1), (3), (4)の三つについては単成分冷媒より優れ, (2)については劣っていることが判明した。これらのことから、

(5) 窒素-4 ふっ化炭素系混合冷媒は 110 K 以上の臨界温度を有する高温超電導体用冷媒として優れている。

ことがわかった。以上の結論は、主として超電導体用冷媒としての適否という観点から窒素-4 ふっ化炭素系混合冷媒の細線における沸騰熱伝達特性を調べて得たものである。

最後にこの研究に対し適切な助言を与えていただいた三菱電機(株)中央研究所 尾原昭徳主幹、藤井雅雄主幹、また貴重な助力をしていただいた同 長尾政志氏に感謝する。

文 献

- (1) 伊藤, 低温工学, **22-6**(1986), 37.
- (2) 古戸, S 62 低温工学材料部資料集, (1988), 113.
- (3) 斉藤, エネルギーシステムへの超電導技術応用動向調査, (1989), 65, 未踏科学技術協会.
- (4) Ackermann, H., ほか 5 名, *Cryogenics*, **15**(1957), 657.
- (5) Jacobson, R. T., ほか 名, *NBS Tech. Note*, 648(1973).
- (6) 渡辺, 冷媒の物性値, 冷凍, **52-600**(1977), 10.
- (7) 日本機械学会編, 技術資料-流体の熱物性値集, (1983).
- (8) Thome, J. R. and Bald, W. B., *Proc. 7th Int. Cryogen. Eng. Conf.*, (1978), 523.
- (9) 西尾・Chandratilleke, R., 機論, **54-501**, B(1987), 1104.
- (10) Brentari, E. G. and Smith, R. V., *Adv. Cryogen. Eng.*, **10**(1964), 325.
- (11) 飯田・ほか 3 名, 冷凍, **54-571**(1975), 8.
- (12) Thome, J. R., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **26-7**(1983), 965.
- (13) Calus, W. F. and Leonidopoulos, D. J., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **9**(1974), 249.
- (14) 日本機械学会編, 伝熱工学資料・改訂第 4 版, (1986).
- (15) Breen, B. P. and Westwater, J. W., *Chem. Eng. Prog.*, **58-7**(1962), 67.
- (16) Lyon, D. N., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **7**(1964), 1097.
- (17) Wright, R. D., ほか 2 名, *AIChE J.*, **17-3**(1971), 626.
- (18) 山崎・坂口, 機論, **51-465**, B(1985), 1483.
- (19) 日本機械学会編, 沸騰熱伝達, (1965).