

冷媒の水平平滑管内沸騰・蒸発熱伝達に関する研究

桃木, 悟
九州大学総合理工学研究科熱エネルギーシステム工学専攻

<https://doi.org/10.11501/3060379>

出版情報：九州大学, 1991, 博士（工学）, 課程博士
バージョン：
権利関係：

第5章

混合冷媒の沸騰・蒸発熱伝達

5.1 測定結果

5.1.1 実験条件および測定結果

表5.1(a),(b)にそれぞれ向流, 並流の場合の実験範囲を示す. 実験は, HCFC22のモル分率が約0.1,0.25,0.5,0.75,0.9の5種類の組成について行った. 表中の熱収支の値は最小で0.90であり, 液単相熱伝達や純冷媒の沸騰・蒸発熱伝達の実験の場合に0.94であったのに比べると良くない. 実験時の周囲の状況は, 純冷媒と混合冷媒の場合でほとんど変わらないので, これは熱損失ではなく主に冷媒のエンタルピの推算誤差が原因と考えられる.

測定結果の一例を図5.1に示す. T_s は熱源水温度, T_{rm} は冷媒温度の測定値, T_{rc} はエンタルピより求めた冷媒温度, T_{wi} は管壁温度の周方向平均値, x はクオリティ, q は熱流束, z/d は加熱長さを内管内径で無次元化した値である. また, 図の左端および右端の冷媒温度の測定値はそれぞれ試験区間入口および出口の混合室での値である. 純冷媒の場合と異なり, 飽和域でも冷媒温度が上昇する. そのために, 純冷媒の場合と比べて, 向流の場合には流れ方向に対する熱流束の増加の程度は小さく, 並流の場合には熱流束の減少の程度が大きい. 管壁温度 T_{wi} と冷媒温度 T_{rm} との差は飽和域では, 向流の場合クオリティにかかわらずほぼ一定であるが, 並流の場合には急激に減少する. また, クオリティが大きくなると冷媒の測定温度 Δ と推算温度 ∇ は一致しなくなり, 最大約3°Cの差が生じている. これは, 純冷媒の場合にその差が最大0.15°Cであったのと

表 5.1: 実験条件

(a) 向流

冷媒	HCFC22/CFC114				
HCFC22 モル分率	0.11 ~ 0.12	0.22 ~ 0.23	0.49 ~ 0.51	0.74 ~ 0.75	0.91
圧力 MPa	0.40 ~ 0.47	0.50 ~ 0.52	0.47 ~ 0.59	0.54 ~ 0.81	0.61 ~ 0.81
質量速度 $\text{kg/m}^2\text{s}$	113 ~ 348	116 ~ 357	113 ~ 393	115 ~ 357	114 ~ 310
熱流束 kW/m^2	3.1 ~ 39.9	3.9 ~ 34.7	2.3 ~ 37.9	1.6 ~ 43.7	3.6 ~ 46.5
熱収支 Q_r/Q_s	0.91 ~ 0.98	0.93 ~ 0.95	0.92 ~ 0.94	0.90 ~ 0.96	0.94 ~ 0.99

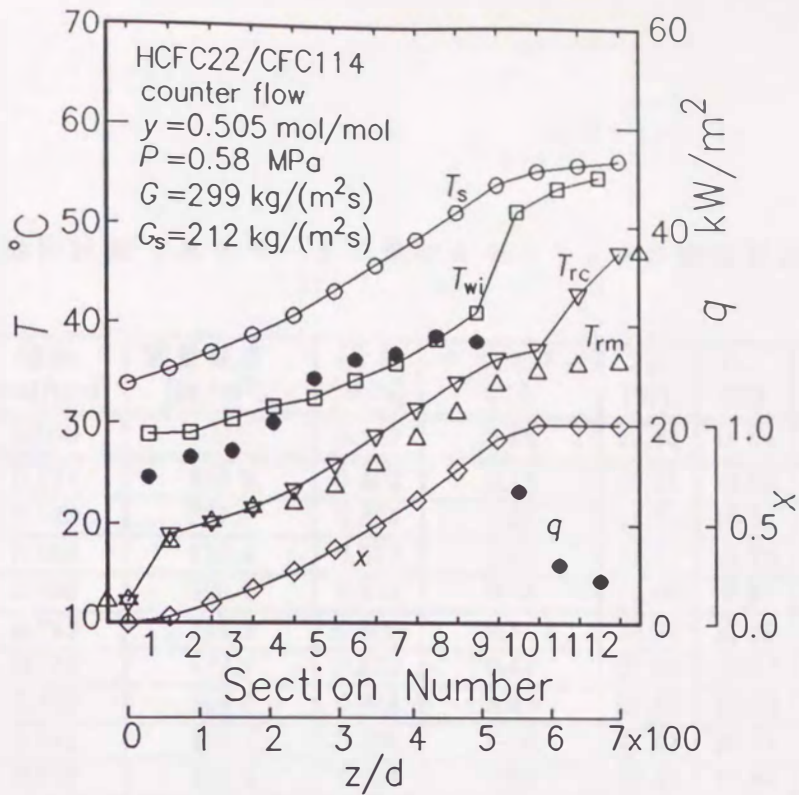
(b) 並流

冷媒	HCFC22/CFC114				
HCFC22 モル分率	0.12	0.22	0.50	0.74 ~ 0.75	0.91
圧力 MPa	0.40 ~ 0.47	0.50	0.57	0.62 ~ 0.80	0.62 ~ 0.69
質量速度 $\text{kg/m}^2\text{s}$	113 ~ 299	116 ~ 300	115 ~ 297	115 ~ 302	112 ~ 295
熱流束 kW/m^2	1.2 ~ 53.9	0.7 ~ 64.6	1.8 ~ 72.8	1.0 ~ 72.7	2.5 ~ 72.9
熱収支 Q_r/Q_s	0.95 ~ 0.96	0.94 ~ 0.95	0.93 ~ 0.94	0.90 ~ 0.94	0.95 ~ 0.97

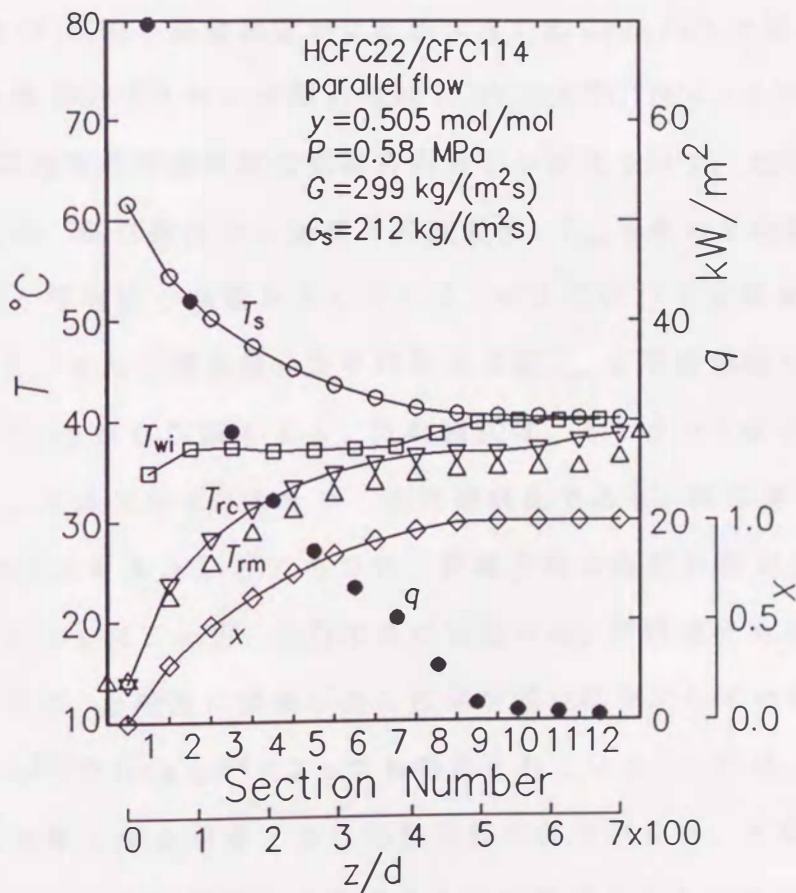
比べると極めて大きい。

表 5.2 は、蒸発器出口が飽和状態であるデータの最終セクション出口での測定温度 T_{12} とその直後の混合室での測定温度 T_{mx} との比較を示す。 T_{12} と T_{mx} の差は最大で 0.69°C であり、ほとんどのデータが $\pm 0.3^\circ\text{C}$ の範囲内にある。したがって、測定温度は $\pm 0.3^\circ\text{C}$ 程度の誤差でバルク温度とみなしてよいと考えられる。これに対して、推算に用いた一般化修正 BWR 状態方程式の精度は約 $\pm 2.5^\circ\text{C}$ であると考えられる^[59] ので、上述の測定温度と推算温度の差は、主に推算温度の誤差によると推測される。

図 5.2 は、質量速度 G が 300 と $115\text{kg/m}^2\text{s}$ であるデータを、Scott ら^[51] によって修正された Baker 線図上にプロットした図である。本実験データの流動様式は、冷媒の種類および組成の値にかかわらず、クオリティが大きくなるにつれて、 $G = 300\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合にはスラグ流から環状流に変化し、 $G = 115\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合にはスラグ流から波状流に変化している。



(a) 向流



(b) 並流

図 5.1: 測定結果の代表例 (混合冷媒)

表5.2: 出口が飽和状態であるデータの最後のセクションの測定温度と混合室での測定温度

Run No.	組成 [mol/mol]	質量速度 [kg/m ² s]	圧力 [MPa]	クオリティ [°C]	T_{12} [°C]	T_{mx} [°C]	$T_{mx} - T_{12}$ [°C]
0Aug213	0.000	302.1	0.449	0.68	49.33	48.64	-0.69
1apr161	0.121	113.3	0.402	0.78	40.25	39.99	-0.26
1apr171	0.122	297.0	0.455	0.66	43.83	43.27	-0.56
0nov131	0.509	118.4	0.572	0.83	31.87	31.70	-0.17
0nov152	0.508	298.7	0.563	0.72	28.94	28.91	-0.03
1feb231	0.743	114.5	0.605	0.85	22.30	22.10	-0.20
0dec053	0.741	112.2	0.810	0.67	27.86	27.81	-0.05
0dec072	0.742	244.2	0.544	0.80	17.73	17.58	-0.15
0dec042	0.744	298.1	0.806	0.76	27.86	28.14	+0.28
1feb236	0.747	301.5	0.609	0.93	19.36	19.55	+0.19
0Jul052	1.000	294.7	0.692	0.76	9.94	9.51	-0.43
0Jun292	1.000	289.1	1.131	0.73	27.82	27.63	-0.19

図5.3(a)および(b)は、質量速度が比較的大きい約300kg/m²sの場合について、それぞれ純冷媒 HCFC22 および混合冷媒 HCFC22/CFC114($y = 0.503$)のクオリティに対する伝熱管外表面温度の管周方向分布の変化を示す。図5.3において、 T_{wi} は頂部、底部、左右側部の伝熱管外表面温度、 T_{wm} はその平均値であり、縦軸は局所の値と平均値との差を示している。 x^* は式(4.1)で定義される平衡クオリティである。また、図には、周平均管壁温度 T_{wm} と冷媒温度の推算値 T_b も示してある。図5.2から判断すると、流動様式は、クオリティが小さいところはスラグ流で、クオリティが大きいところは環状流である。純冷媒の場合には、クオリティが0.2より大きいところでは、管周方向の温度分布が小さく、環状流の傾向を示している。一方、混合冷媒の場合には、環状流であると考えられるにもかかわらず、全般的に頂部が高く底部が低い値を示している。このような結果は吉田ら^[68]やJungら^[25]によっても報告されている。これは、重力の影響で管の頂部の液膜の厚さが薄くなり伝熱抵抗が減少するが、管周方向の拡散抵抗のために気液界面の温度も上昇することが原因と考えられる。

	y mol/mol	P MPa
□	0(CFC114)	0.45
◇	0.223	0.50
△	0.505	0.58
▽	0.752	0.62
○	1(HCFC22)	1.14

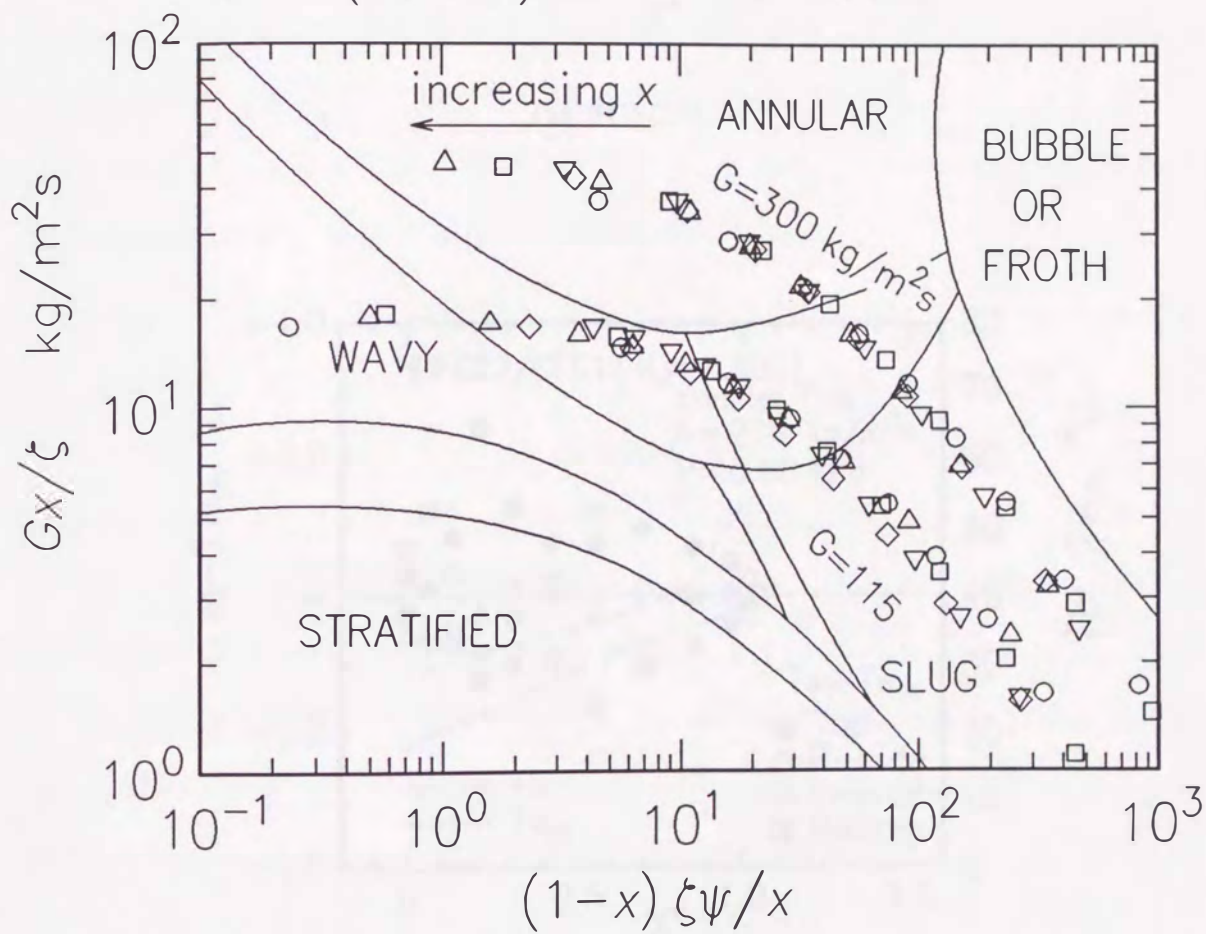
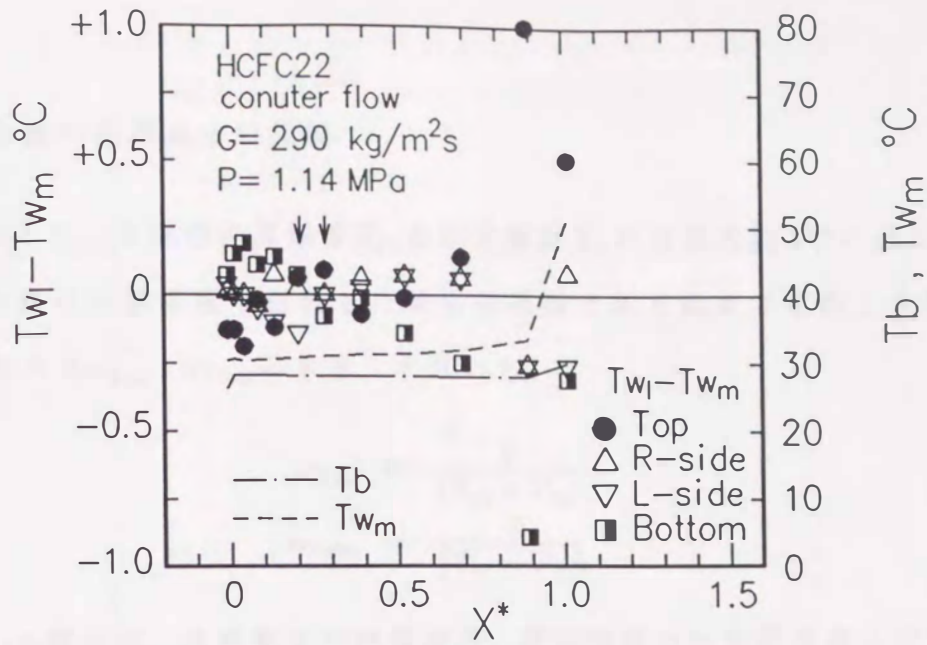
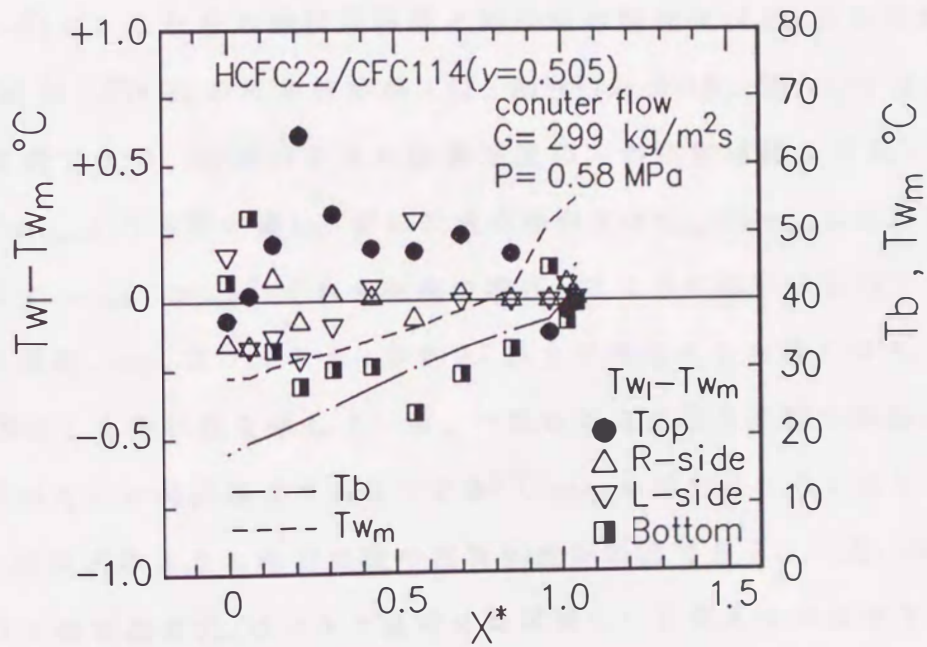


图 5.2: 修正 Baker 线图



(a) HCFC22



(b) HCFC22/CFC114 ($y = 0.505$)

图 5.3: 管周方向壁温分布

5.1.2 純冷媒の整理式との比較

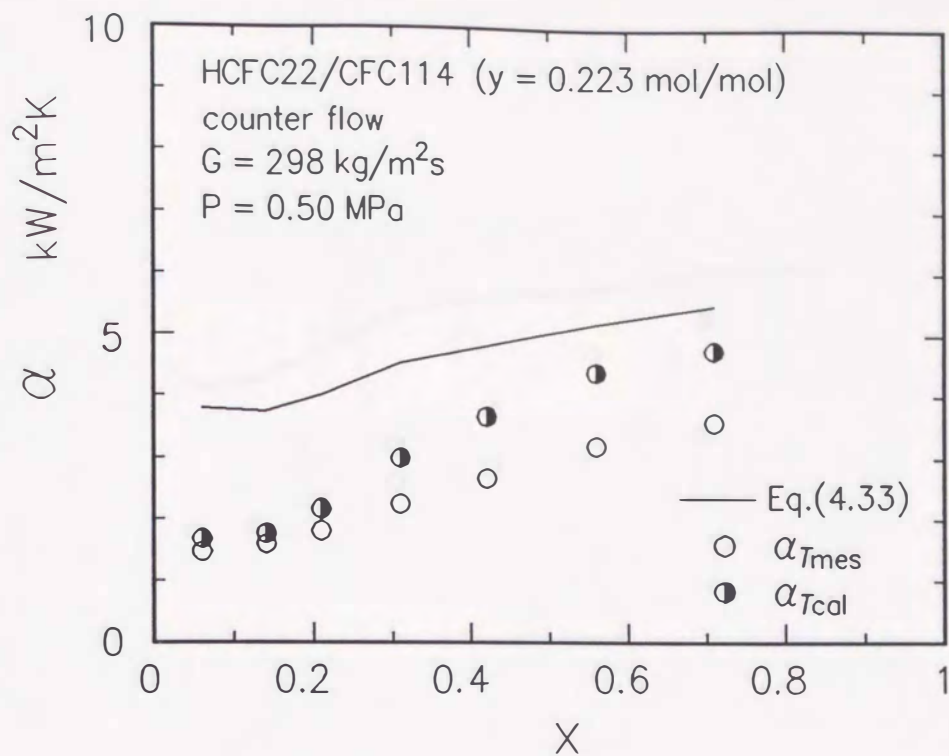
前述のように、冷媒の推算温度 T_{rm} と測定温度 T_{rc} には最大約 3°C の差がある。そこで、冷媒の推算温度で定義した熱伝達係数と測定温度で定義した熱伝達係数をそれぞれ α_{Tcal} , α_{Tmes} とする。すなわち、

$$\alpha_{Tcal} = \frac{q}{(T_{wi} - T_{rc})} \quad (5.1)$$

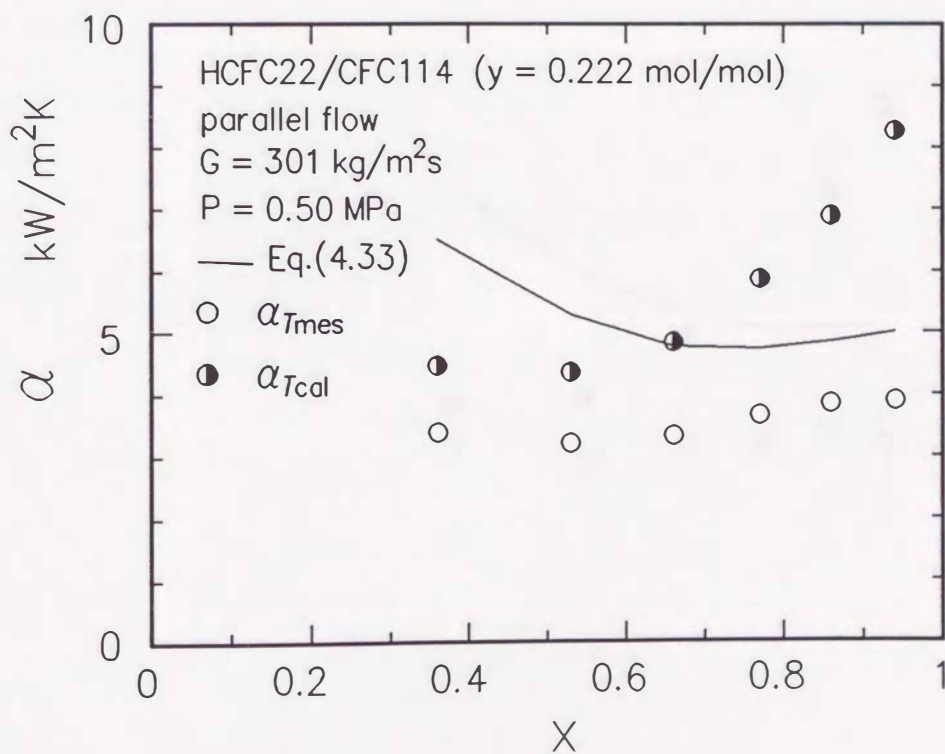
$$\alpha_{Tmes} = \frac{q}{(T_{wi} - T_{rm})} \quad (5.2)$$

なお、 α_{Tcal} の誤差は、冷媒温度の推算誤差、壁面温度の推算誤差および熱流束の測定誤差から判断すると向流の場合には約 70%、並流の場合には約 200% となる。一方、 α_{Tcal} の誤差は、前述のように T_{rm} の誤差を 0.3°C とすると、向流の場合には 10% 程度、並流の場合には 20% 程度である。

図 5.4(a)~(f) は、これらの熱伝達係数と純冷媒の整理式 (4.33) との比較を示す。図 (a),(b) は HCFC22 のモル分率が 0.22、図 (c),(d) は 0.5、図 (e),(f) は 0.74 のときの代表例である。前述のように推算温度の方が測定温度より高いので、 α_{Tcal} の方が α_{Tmes} よりも常に高い。特に並流の場合には α_{Tcal} は α_{Tmes} よりかなり大きな値を示す。 α_{Tcal} , α_{Tmes} いずれも向流の場合、式よりも低い値を示しているが、並流の場合、 α_{Tcal} はクオリティが約 0.7 以上では式よりも高くなり、0.9 以上では、50% 以上も高い値を示している。一般に非共沸混合冷媒の熱伝達係数は拡散抵抗のために純冷媒よりも低下する^[17]。 α_{Tcal} の傾向はこれに反しているおり、これは前述のように冷媒温度の推算誤差が原因である。一方、表 5.2 に示したように測定温度 T_{rm} はバルク温度にほぼ等しいと考えられるので、以下では α_{Tmes} を熱伝達係数の実験値と考えることにする。

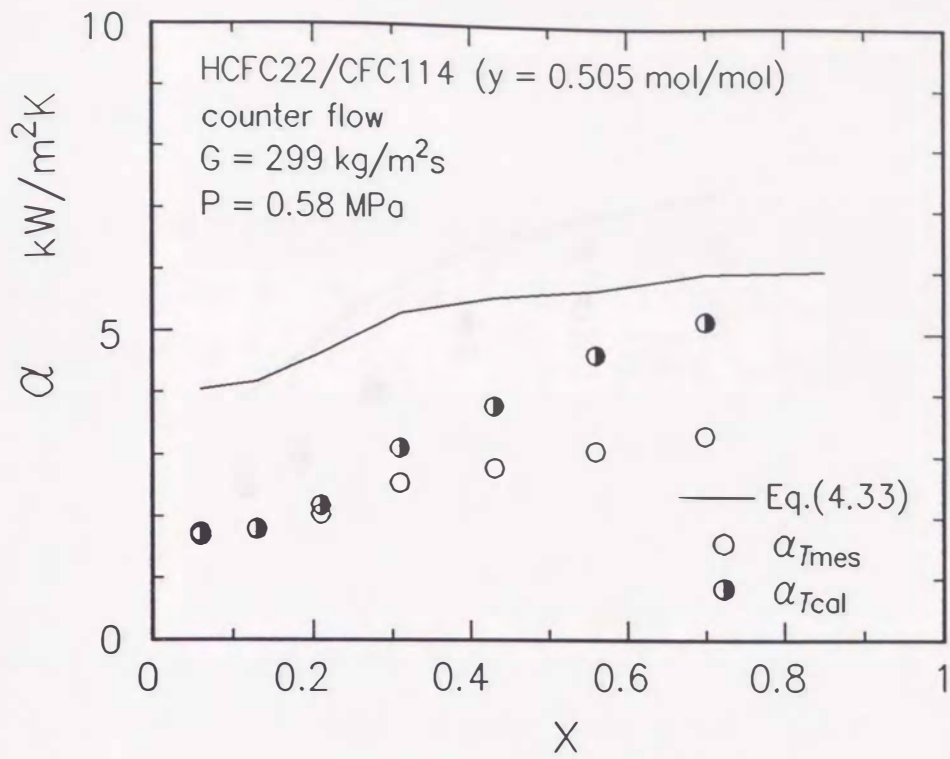


(a) $y = 0.22$, 向流の場合

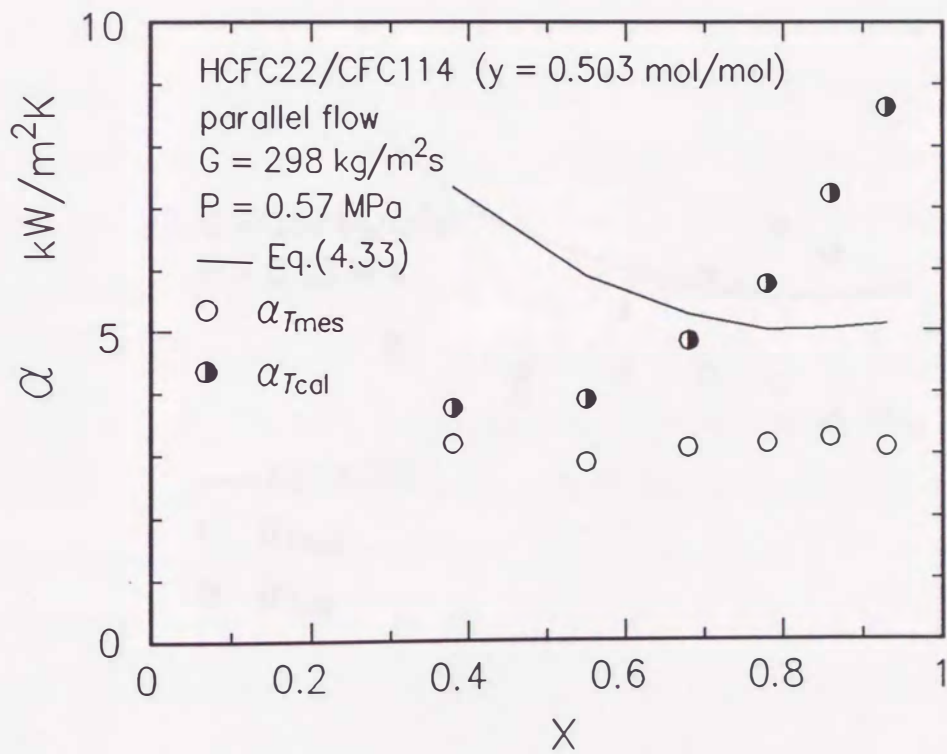


(b) $y = 0.22$, 並流の場合

図 5.4: 熱伝達係数の測定値と純冷媒の整理式との比較

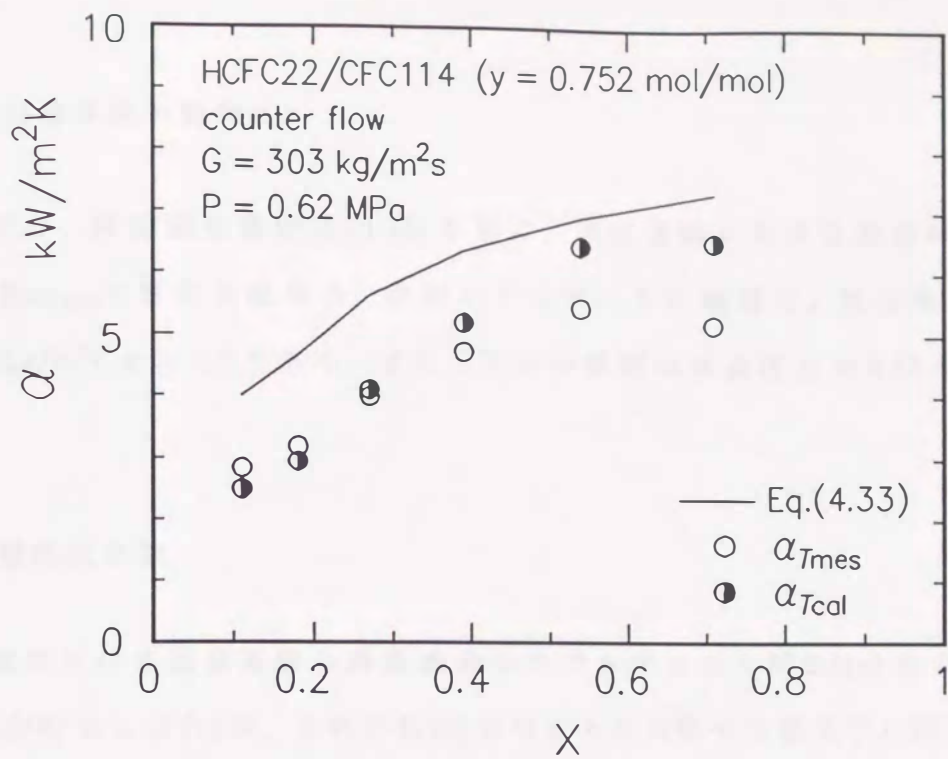


(c) $y = 0.5$, 向流の場合

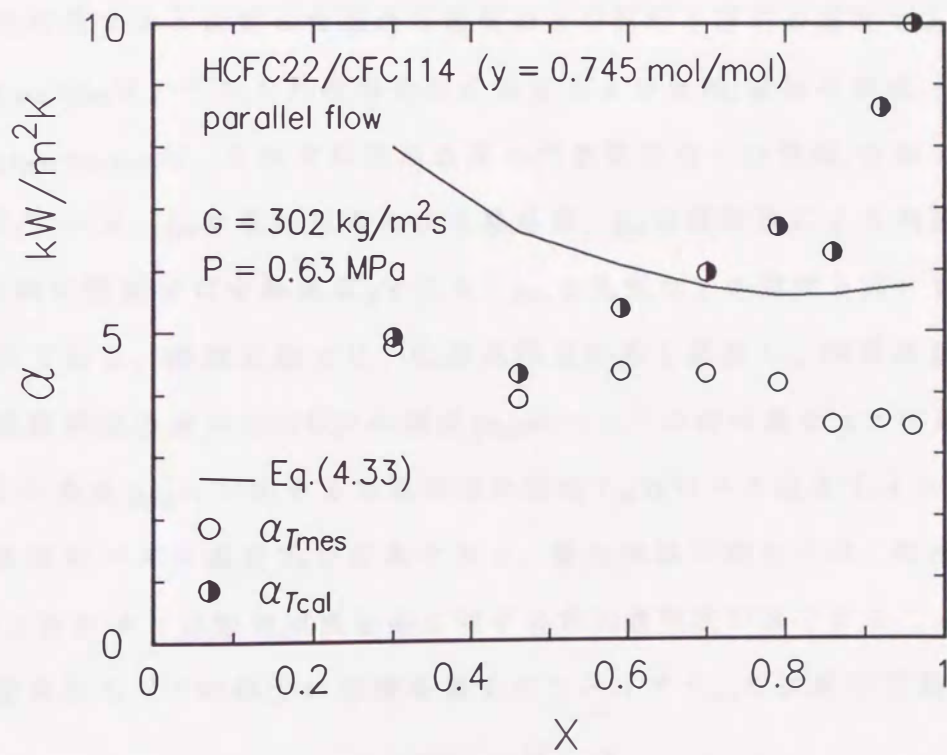


(d) $y = 0.5$, 並流の場合

図5.4: 熱伝達係数の測定値と純冷媒の整理式との比較



(e) $y = 0.75$, 向流の場合



(f) $y = 0.75$, 並流の場合

図5.4: 熱伝達係数の測定値と純冷媒の整理式との比較

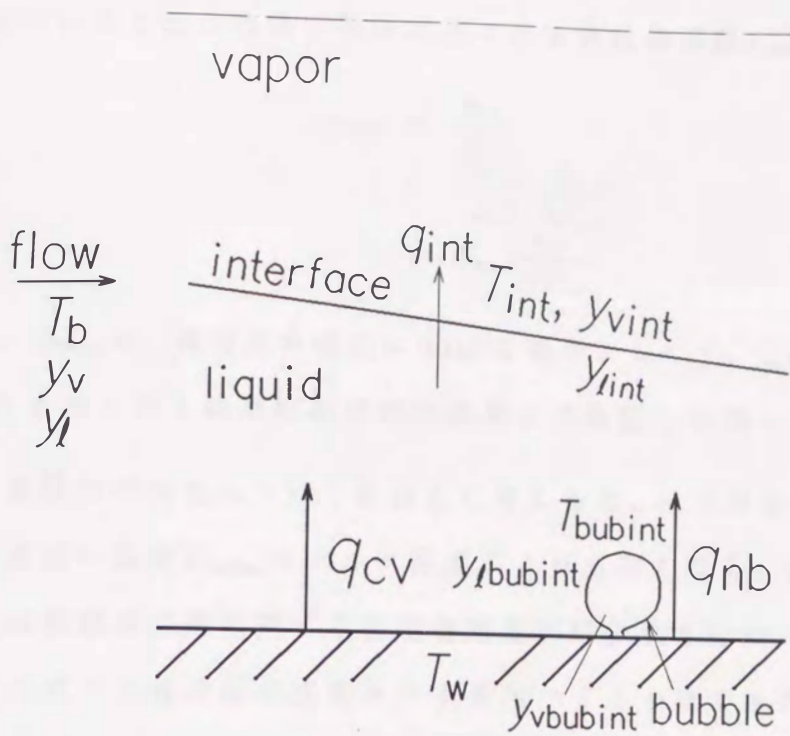
5.2 熱伝達係数の整理式

本節では、純冷媒の整理式(4.33)を基に、環状流域における混合冷媒の熱伝達係数 α_{Tmes} の整理を試みる。対象とするデータの範囲は、純冷媒と同様、 $G \geq 200 \text{kg/m}^2\text{s}$, $x \geq 0.2$ である。また、圧力の範囲は換算圧力で0.13～0.16である。

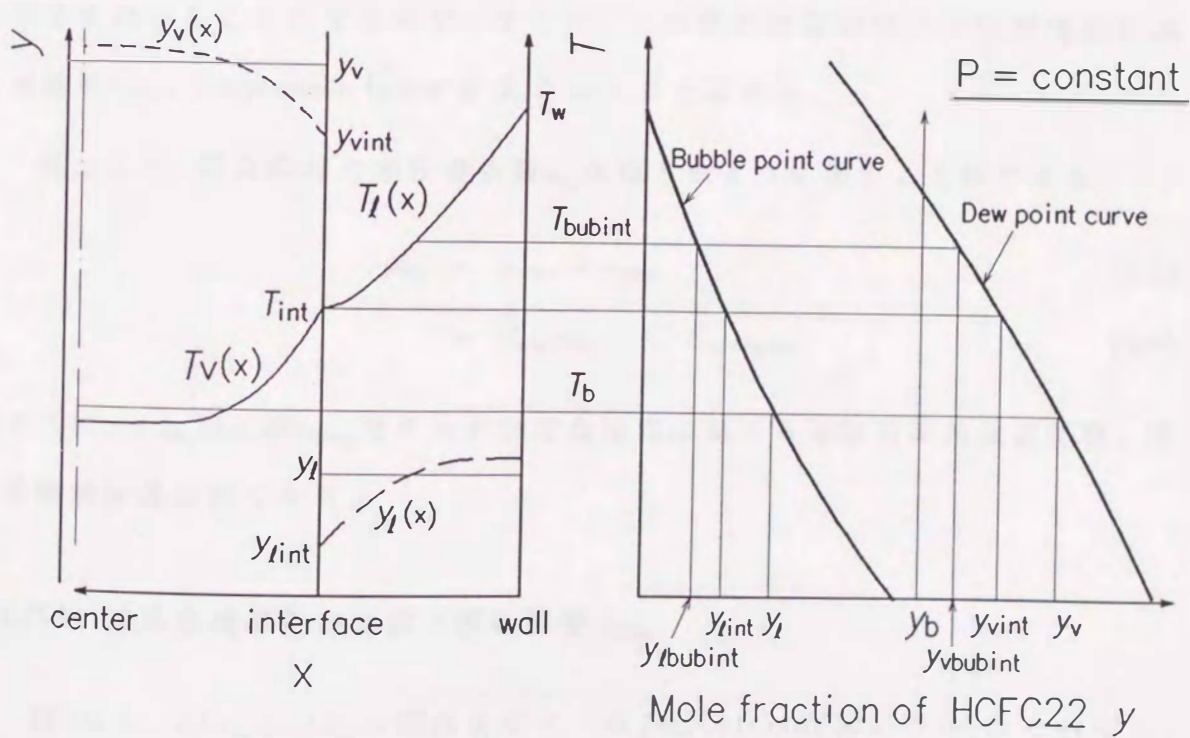
5.2.1 整理式の型

環状流における混合冷媒の沸騰・蒸発をモデル化すると図5.5(a)のようになる。図5.5(b)および(c)は、それぞれ(a)のモデルに対応する温度 T とHCFC22の濃度 y の壁面からの距離 x に対する分布および相平衡図を示している。 T_b および y_v, y_l は、それぞれ気液の各相で温度および濃度分布が一様であり、相平衡の関係を満足すると仮定した場合の温度および気相と液相の濃度である。 T_{int} および y_{vint}, y_{lint} は、それぞれ液膜表面の温度および気相、液相の濃度、 T_{bubint} および $y_{vbubint}, y_{lbubint}$ は、それぞれ気泡表面の代表温度および気相、液相の代表濃度を表している。 q_{cv} は強制対流による熱流束、 q_{nb} は核沸騰による熱流束であり、その和が壁面での全熱流束 q である。 q_{int} は蒸気コアの温度上昇に費やされる熱流束である。液膜表面では、低沸点成分が多く蒸発し、物質拡散抵抗の影響で気液界面の液のHCFC22の濃度 y_{lint} はバルクの液の濃度 y_l よりも小さくなる。この濃度 y_{lint} に対応する気液界面の温度 T_{int} はバルク温度 T_b よりも高い。熱伝達係数をバルク温度 T_b で定義すると、混合冷媒の場合には、気液界面温度 T_{int} の上昇により強制対流熱伝達に対する有効過熱度が減少することを考慮する必要がある。この減少の程度を表すパラメータ S_{mac} を次式で定義する。

$$S_{mac} = \frac{\Delta T_{int}}{\Delta T} = \frac{T_w - T_{int}}{T_w - T_b} \quad (5.3)$$



(a) 物理モデル



(b) 温度および濃度の分布

(c) 相平衡図

図 5.5: 物理モデル

式(5.3)を用いると混合冷媒の強制対流による熱伝達係数 α_{cvm} は

$$\begin{aligned}\alpha_{cvm} &= \frac{q_{cv}}{\Delta T_{int}} \\ &= \frac{\Delta T}{\Delta T_{int}} \frac{q_{cv}}{\Delta T} \\ &= S_{mac} \frac{q_{cv}}{\Delta T_{int}}\end{aligned}\quad (5.4)$$

と表せる。 ΔT_{int} は、純冷媒の場合には ΔT に相当するので、上式の $q_{cv}/\Delta T_{int}$ は式(4.34)より求められる純冷媒の強制対流熱伝達係数 α_{cv} に等しい。

つぎに液膜内の気泡について微視的に考えると、液膜表面の温度 T_{int} と同様に、気泡表面の温度 T_{bubint} はバルク温度 T_b よりも高くなる。したがって、この場合にも核沸騰熱伝達に対する有効過熱度が減少するため、プール核沸騰熱伝達係数の式には純冷媒の式をそのまま用いることはできない。また、前述のように液膜内の温度分布が純冷媒と異なるため、強制対流の効果による核沸騰の有効過熱度の減少を表す suppression factor S に対しても純冷媒の式をそのまま用いることはできない。そこで、この混合冷媒のプール核沸騰熱伝達係数を α_{pbm} 、suppression factor を S_m とおくことにする。

以上より、混合冷媒の熱伝達係数 α_m は以下のように表すことができる。

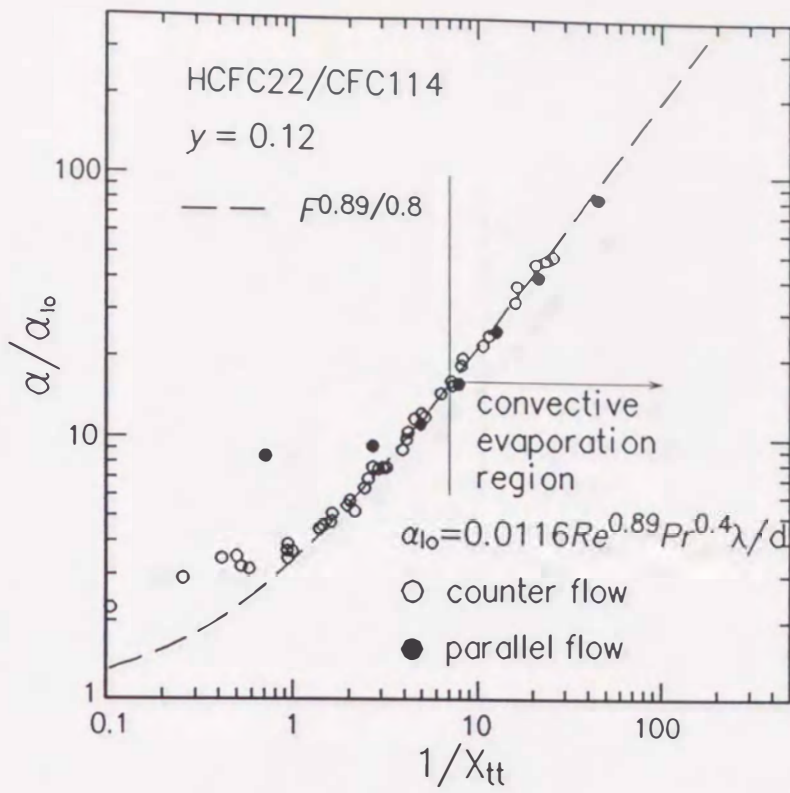
$$\alpha_m = \alpha_{cvm} + \alpha_{nbm} \quad (5.5)$$

$$= S_{mac}\alpha_{cv} + K^n S_m \alpha_{pbm} \quad (5.6)$$

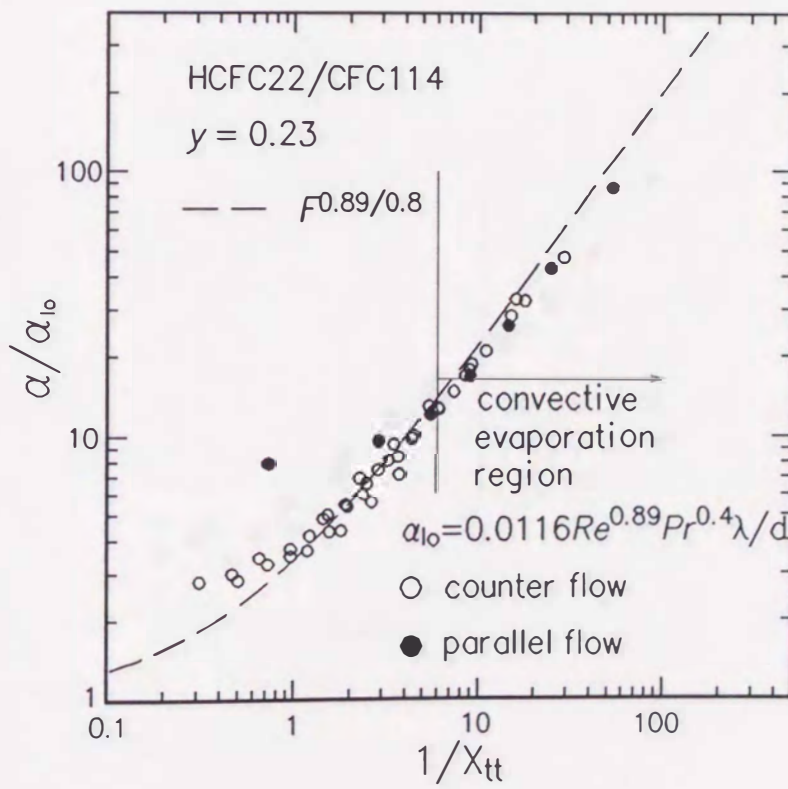
ここに、 α_{cvm} および α_{nbm} はそれぞれ混合冷媒における強制対流熱伝達係数、核沸騰熱伝達係数である。

5.2.2 液膜気液界面の温度上昇の影響 S_{mac}

図5.6は、 α/α_{lo} と $1/X_{tt}$ の関係を示す。図(a),(b),(c),(d)および(e)はそれぞれ、 $y \approx 0.12$, $y \approx 0.23$, $y \approx 0.5$, $y \approx 0.74$ および $y \approx 0.9$ の場合である。図には破線で $F^{0.89/0.8}$ の値も示している。各図に矢印で示すように、 $y = 0.12$ の場合には

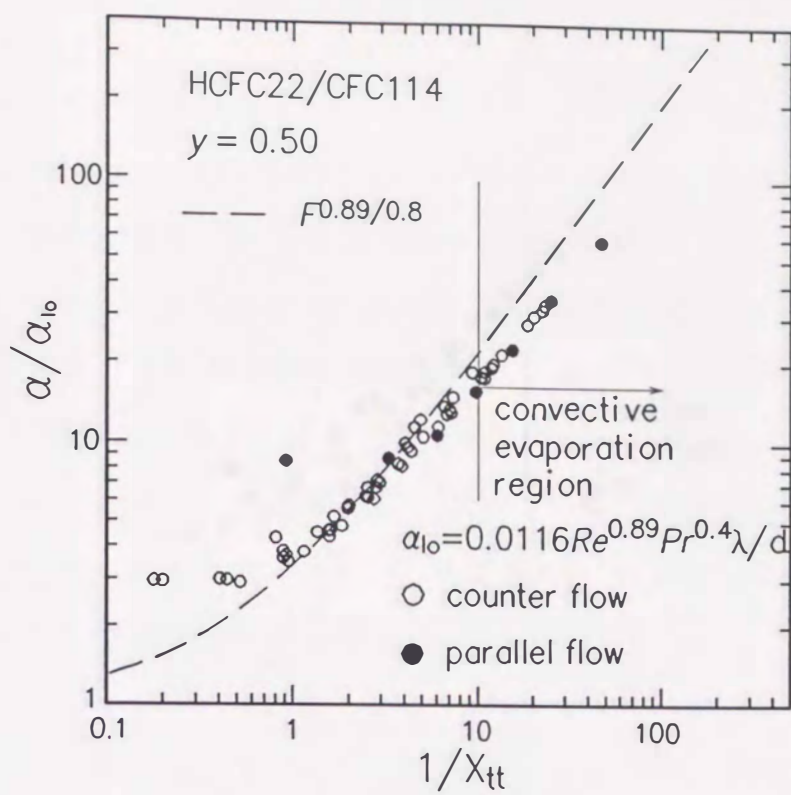


(a) $y \approx 0.12$

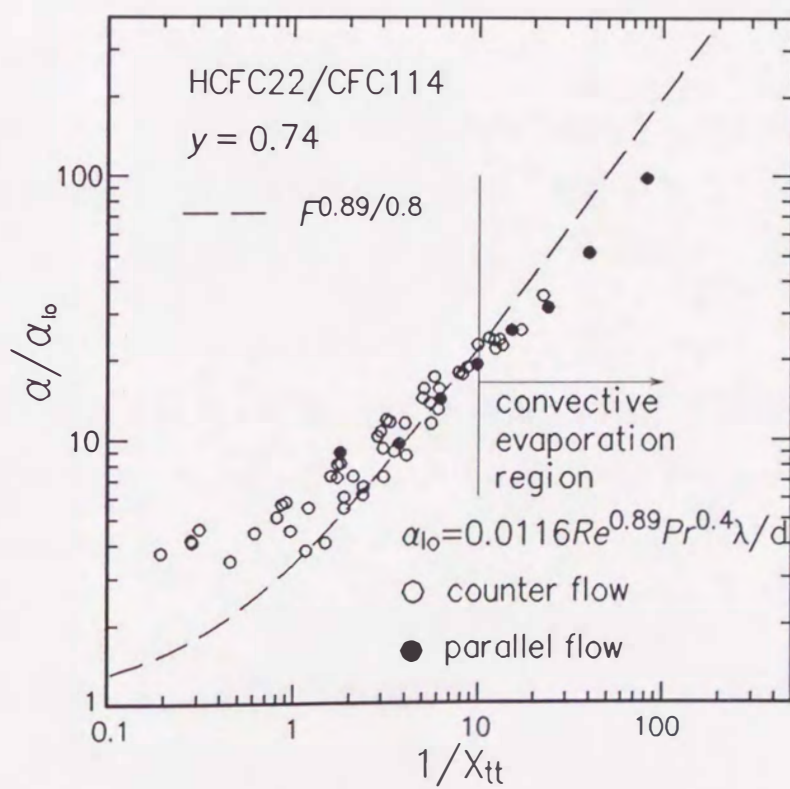


(b) $y \approx 0.23$

図 5.6: α/α_0 と $1/X_{tt}$ の関係

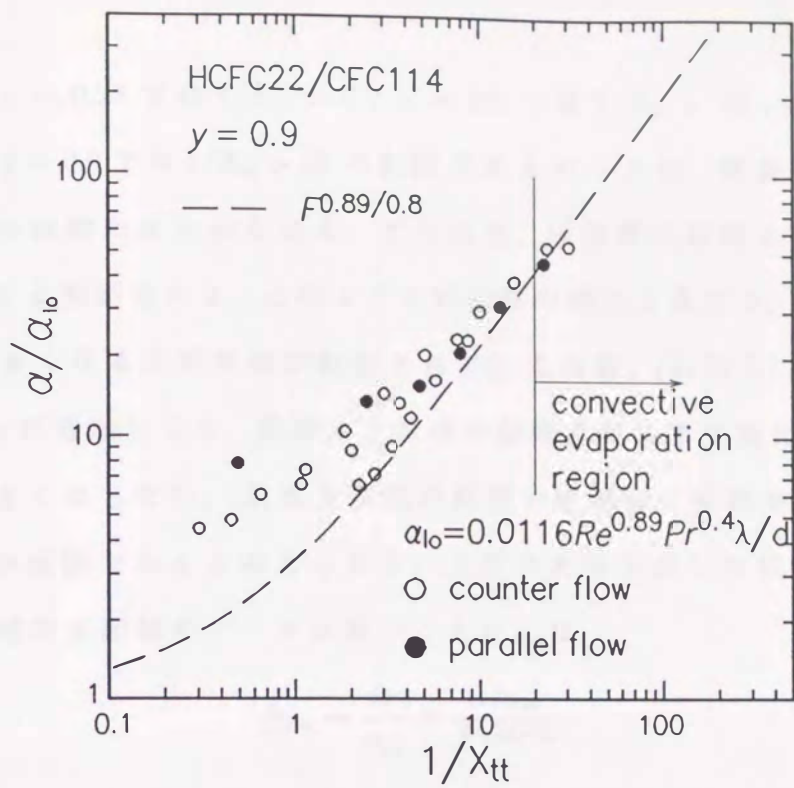


(c) $y \approx 0.5$



(d) $y \approx 0.74$

図 5.6: α/α_{10} と $1/X_{tt}$ の関係



(e) $y \approx 0.9$

図 5.6: α/α_{10} と $1/X_{tt}$ の関係

$1/X_{tt} > 7$, $y = 0.23$ では $1/X_{tt} > 6$, $y = 0.5$ では $1/X_{tt} > 10$, $y = 0.74$ では $1/X_{tt} > 10$, $y = 0.9$ では $1/X_{tt} > 20$ の範囲にあるデータは、熱流束にかかわらずほぼ一本の曲線でまとめられる。すなわち、核沸騰が抑制された強制対流支配域にあると判断される。このように純冷媒の場合と異なり、向流の場合にも $1/X_{tt}$ が大きくなると核沸騰が抑制されているのは、(1) 図 5.1 に示したようにクオリティが増加しても、熱源水と冷媒の温度差があまり変化せず、熱流束があまり大きくなり、(2) 拡散抵抗の影響で核沸騰に有効な過熱度が減少する、ことが原因であると考えられる。上述の矢印で示した領域のデータすなわち強制対流支配域のデータに基づく S_{mac} は

$$S_{mac} = \frac{\alpha}{\alpha_{cv}} = \frac{\alpha/\alpha_{lo}}{F^{0.89/0.9}} \quad (5.7)$$

で求められる。このようにして求められた S_{mac} を以下の式で表すことにする。

$$S_{mac} = \frac{1}{1 + a_0 x^{1+n'} (1-x)^{-n'} (|y_v - y_l| + a_1 |y_v - y_l|^2)} \quad (5.8)$$

ここに、 n', a_0, a_1 は実験定数である。

表 5.3 は、式 (5.8) の n' の値を変えて最小二乗法で求めた a_0 と a_1 の値および測定値と予測値の標準偏差と最大偏差を示している。表 5.3 より、 $n' = 0.39$, $a_0 = 0.30$, $a_1 = 5.20$ のときに標準偏差と最大偏差が最も小さくなることがわかる。

なお、式 (5.8) は、気液界面の熱伝達の観点からは以下のように考えることができる。蒸気コアのバルク温度 T_{vb} はバルク温度 T_b と等しいと仮定すると、 q_{int} は次式で求められる。

$$q_{int} = \alpha_{int} (T_{int} - T_b) \quad (5.9)$$

ここに、 α_{int} は気液界面と蒸気間の熱伝達係数である。また、 $q = \alpha (T_w - T_b)$ であるから、式 (5.3) と (5.9) より、

$$S_{mac} = \frac{1}{1 + (q_{int}/q)(\alpha/\alpha_{int})} \quad (5.10)$$

表 5.3: n', a_0, a_1

n'	a_0	a_1	標準偏差	最大偏差
0.1	0.15	35.0	0.063	0.15
0.3	0.27	9.2	0.038	0.094
0.35	0.29	6.8	0.038	0.091
0.36	0.29	6.4	0.038	0.090
0.37	0.29	6.0	0.038	0.089
0.38	0.30	5.6	0.038	0.089
0.39	0.30	5.2	0.038	0.088
0.40	0.30	4.9	0.039	0.092
1.0	0.37	-4.0	0.072	0.16
2.0	0.33	-7.5	0.085	0.21

となる。加熱長さを z , 冷媒の流量を W とすると, エネルギーバランスより, q および q_{int} は次式で表せる。

$$\begin{aligned} q_{\text{int}} &= \frac{1}{\pi d_i} x W C_{p_v} \frac{dT_{vb}}{dz} \\ &= \frac{1}{\pi d_i} x W C_{p_v} \frac{dT_b}{dz} \end{aligned} \quad (5.11)$$

$$\begin{aligned} q &= \frac{1}{\pi d_i} W \frac{dh_b}{dz} \\ &= \frac{1}{\pi d_i} W \frac{dh_b}{dT_b} \frac{dT_b}{dz} \end{aligned} \quad (5.12)$$

したがって,

$$\frac{q_{\text{int}}}{q} = x C_{p_v} \frac{dT_b}{dh_b} \quad (5.13)$$

となる。これを式 (5.10) に代入すると次のようになる。

$$S_{\text{mac}} = \frac{1}{1 + x C_{p_v} \frac{dT}{dh} (\alpha/\alpha_{\text{int}})} \quad (5.14)$$

この式と式 (5.8) を比較すると $x C_{p_v} \frac{dT}{dh} (\alpha/\alpha_{\text{int}})$ が $a_0 x^{1+n'} (1-x)^{-n'} (|y_v - y_l| + a_1 |y_v - y_l|^2)$ に相当している。 $C_{p_v} \frac{dT}{dh}$ は x の変化に対してほぼ一定とみなせるので, $(\alpha/\alpha_{\text{int}})$ が $x^{n'} (1-x)^{-n'} (|y_v - y_l| + a_1 |y_v - y_l|^2)$ で表されていると考えられる。

5.2.3 混合冷媒の核沸騰熱伝達係数 α_{nbm}

5.2.3.1 混合冷媒の suppression factor S_m

混合冷媒の場合には、気液界面の温度は T_{int} であるので、液膜の温度分布は式(4.16)でなく次式のように仮定する。

$$T(x) - T_{int} = Ce^{\beta x} \quad (5.15)$$

純冷媒の場合と同様、 $x=0$ における境界条件、すなわち $T(0) = T_w$ と温度勾配 $(dT/dx)_{x=0} = (T_{int} - T_w)/(\lambda_l/\alpha_{cv})$ を用いると

$$T(x) - T_{int} = (T_w - T_{int}) \exp\left(-\frac{\alpha_{cv} x}{\lambda_l}\right) \quad (5.16)$$

過熱度を $T - T_b$ で定義すると、 $x=0$ から気泡が成長する領域の厚さ δ までの平均過熱度は

$$\begin{aligned} \overline{\Delta T}|_{\delta} &= \frac{1}{\delta} \int_0^{\delta} [T(x) - T_b] dx \\ &= \frac{1}{\delta} \int_0^{\delta} [T(x) - T_{int}] dx + \frac{1}{\delta} \int_0^{\delta} (T_{int} - T_b) dx \\ &= (T_w - T_{int}) \frac{\lambda_l}{\alpha_{cv} \delta} \left[1 - \exp\left(-\frac{\alpha_{cv} \delta}{\lambda_l}\right) \right] + (T_{int} - T_b) \\ &= (T_w - T_b) \frac{T_w - T_{int}}{T_w - T_b} \frac{\lambda_l}{\alpha_{cv} \delta} \left[1 - \exp\left(-\frac{\alpha_{cv} \delta}{\lambda_l}\right) \right] + (T_{int} - T_b) \\ &= (T_w - T_b) S_{mac} \frac{\lambda_l}{\alpha_{cv} \delta} \left[1 - \exp\left(-\frac{\alpha_{cv} \delta}{\lambda_l}\right) \right] + (T_{int} - T_b) \end{aligned} \quad (5.17)$$

である。したがって、

$$\begin{aligned} S_m &= \overline{\Delta T}|_{\delta} / \Delta T \\ &= S_{mac} \frac{\lambda_l}{\alpha_{cv} \delta} \left[1 - \exp\left(-\frac{\alpha_{cv} \delta}{\lambda_l}\right) \right] + \frac{T_{int} - T_b}{T_w - T_b} \\ &= S_{mac} \frac{\lambda_l}{\alpha_{cv} \delta} \left[1 - \exp\left(-\frac{\alpha_{cv} \delta}{\lambda_l}\right) \right] + \left(1 - \frac{T_w - T_{int}}{T_w - T_b} \right) \\ &= S_{mac} \frac{\lambda_l}{\alpha_{cv} \delta} \left[1 - \exp\left(-\frac{\alpha_{cv} \delta}{\lambda_l}\right) \right] + (1 - S_{mac}) \end{aligned} \quad (5.18)$$

となる。δは純冷媒の場合と同じであると仮定すると、最終的に S_m は次式で求められる。

$$S_m = S_{\text{mac}} \frac{1}{\xi} (1 - e^{-\xi}) + (1 - S_{\text{mac}}) \quad (5.19)$$

$$\xi = 0.33 \times 10^{-5} J_d^{*1.25} La \frac{\alpha_{cv}}{\lambda_l} \quad (5.20)$$

ここに、 La および J_d^* はそれぞれ式(4.21),(4.23)で定義されるラプラス定数および修正ヤコブ数である。

5.2.3.2 混合冷媒のプール核沸騰熱伝達係数 α_{pbm}

Stephan-Körner^[56]はエタノール-水系等、冷媒を含まない17種類の混合物のプール沸騰熱伝達の実験に基づいて、壁面過熱度に関する次の実験式を提案している。

$$\Delta T = \{1 + A_0(0.88 + 0.12p)|y_v - y_l|\} \Delta T_{\text{id}} \quad (5.21)$$

ここに p は圧力[bar]、 ΔT_{id} は成分1と成分2のモル分率平均過熱度で次式で与えられる。

$$\Delta T_{\text{id}} = y_l \Delta T_1 + (1 - y_l) \Delta T_2 \quad (5.22)$$

ΔT_1 および ΔT_2 は、それぞれ成分1および2の物質の、系と同じ圧力、同じ熱流束での飽和プール核沸騰による過熱度である。また、 A_0 は混合物の組み合わせによって決まる値であり、彼らが対象とした混合物に関しては0.42～3.56の範囲内にある。

式(5.21)より、

$$\alpha_{\text{pbm}} = \alpha_{\text{id}} \left(\frac{1}{1 + A_0(0.88 + 0.12p)|y_v - y_l|} \right) \quad (5.23)$$

ここに、 α_{pbm} は、混合物のプール核沸騰熱伝達係数である。また、 α_{id} は ΔT_{id} で定義した熱伝達係数で、式(5.22)より次式が導かれる。

$$\frac{1}{\alpha_{\text{id}}} = \frac{1}{\alpha_1} y_l + \frac{1}{\alpha_2} (1 - y_l) \quad (5.24)$$

ここに、 α_1 および α_2 は、それぞれ成分1および2の物質の、系と同じ圧力の飽和プール核沸騰熱伝達係数である。

式(5.23)には圧力が有次元の形でそのまま含まれているので、本実験の冷媒に対して有効であるとは限らない。そこで簡単のために以下のように表すことにする。

$$\alpha_{pbm} = \alpha_{id} \left(\frac{1}{1 + A_1 |y_v - y_l|} \right) \quad (5.25)$$

ここに、 A_1 は実験定数である。

ここで、 α_1 および α_2 をStephan-Abdelsalamの式(1.33)より求め、 $\alpha_1 = C_{SA1} q^{0.745}$ および $\alpha_2 = C_{SA2} q^{0.745}$ と表すと、式(5.24)は次の様になる。

$$\alpha_{id} = \frac{1}{\frac{y_1}{C_{SA1}} + \frac{1-y_1}{C_{SA2}}} q^{0.745} \quad (5.26)$$

したがって、式(5.25)および(5.26)より

$$\alpha_{pbm} = \left(\frac{1}{1 + A_1 |y_v - y_l|} \right) \frac{1}{\frac{y_1}{C_{SA1}} + \frac{1-y_1}{C_{SA2}}} q^{0.745} \quad (5.27)$$

このように α_{pbm} は純冷媒のプール沸騰熱伝達と同様に $q^{0.745}$ に比例するので、式(5.6)中の指数 n の値は0.745である。

5.2.3.3 実験定数 A_1 の決定

式(5.6)中の K の定義は純冷媒の場合と全く同じであるので、 K は式(4.39)より求められる。ただし、この場合 η は次式で定義される値である。

$$\eta = \frac{\alpha_{cvm}}{S_m \alpha_{pbm}} \quad (5.28)$$

以上より、 A_1 が決定されれば式(5.6),(5.8),(4.34),(4.39),(5.19)および(5.27)より混合冷媒の熱伝達係数 α_m が求められる。この計算を実験定数 A_1 の値を適当に変

えて行い測定値と比較したところ、 $A_1 = 4.8$ とすると測定値との一致が最も良かった。

以上により得られた混合冷媒の熱伝達係数の整理式を以下にまとめて示す。

$$\alpha_m = \alpha_{cvm} + \alpha_{nbm} \quad (5.29)$$

$$\alpha_{cvm} = S_{mac} \alpha_{cv} \quad (5.30)$$

$$\alpha_{nbm} = K^{0.745} S_m \alpha_{pbm} \quad (5.31)$$

ここに、 S_{mac} 、および α_{cv} はそれぞれ次式で求める。

$$S_{mac} = \frac{1}{1 + 0.3x^{1.39}(1-x)^{-0.39}(|y_v - y_l| + 5.2|y_v - y_l|^2)} \quad (5.32)$$

$$\alpha_{cv} = 0.0116 \left(\frac{\lambda_l}{d_i} \right) Re_{tp}^{0.89} Pr_l^{0.4} \quad (5.33)$$

$$Re_{tp} = F^{1/0.8} Re_{lo} \quad (5.34)$$

$$Re_{lo} = \frac{G(1-x)d_i}{\mu_l} \quad (5.35)$$

$$F = 1 + 2X_{tt}^{-0.88} \quad (5.36)$$

$K^{0.745}$ および S は次式で求める。

$$K^{0.745} = \frac{1}{1 + 0.875\eta + 0.518\eta^2 - 0.159\eta^3 + 0.7907\eta^4} \quad (5.37)$$

$$\eta = \frac{\alpha_{cvm}}{S_m \alpha_{pbm}} \quad (5.38)$$

$$S_m = S_{mac} \frac{1}{\xi} (1 - e^{-\xi}) + (1 - S_{mac}) \quad (5.39)$$

$$\xi = 0.33 \times 10^{-5} J\ddot{a}^{*1.25} La \frac{\alpha_{cv}}{\lambda_l} \quad (5.40)$$

$$La = \sqrt{\frac{2\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \quad (5.41)$$

$$J\ddot{a} = \frac{\rho_l C_{p_l} T_{sat}}{\rho_v h_{fg}} \quad (5.42)$$

α_{pbm} は次式で求める.

$$\alpha_{pbm} = \alpha_{id} \left(\frac{1}{1 + 4.8|y_v - y_l|} \right) \quad (5.43)$$

$$\frac{1}{\alpha_{id}} = \frac{1}{\alpha_1} y_l + \frac{1}{\alpha_2} (1 - y_l) \quad (5.44)$$

ここに, α_1 および α_2 はそれぞれ成分1および2の系と同じ圧力での飽和プール核沸騰熱伝達係数で次に示すStephan-Abdelsalamの式より求める.

$$\alpha_{pb} = 1.35 \times 207 \frac{\lambda_l}{d} \left(\frac{q d}{\lambda_l T_{sat}} \right)^{0.745} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^{0.581} Pr_l^{0.533} \quad (5.45)$$

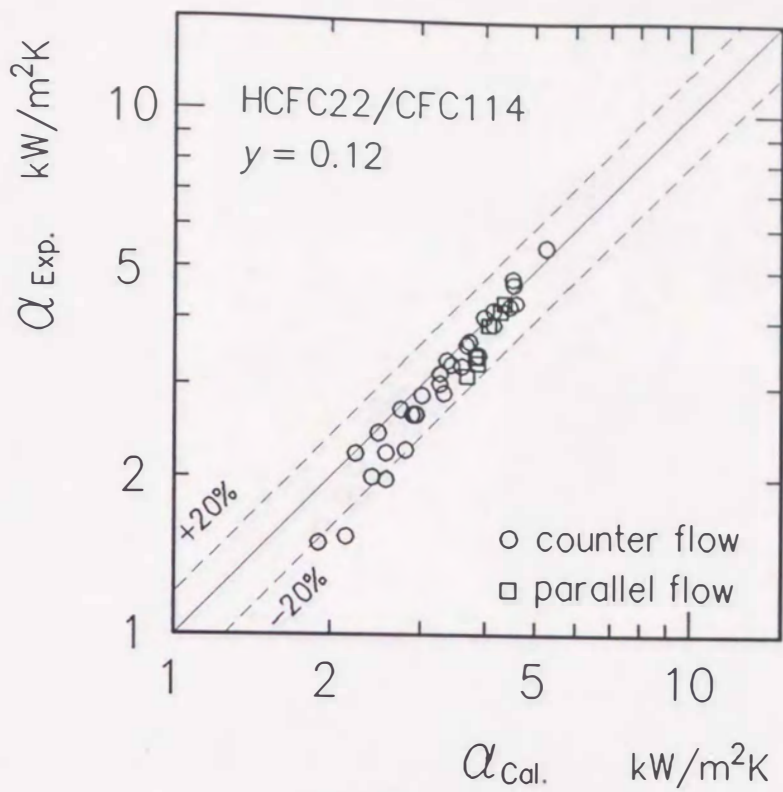
$$d = 0.0146 \beta \sqrt{\frac{2\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \quad \text{with } \beta = 35 \text{deg} \quad (5.46)$$

5.3 熱伝達係数の測定値と計算値の比較

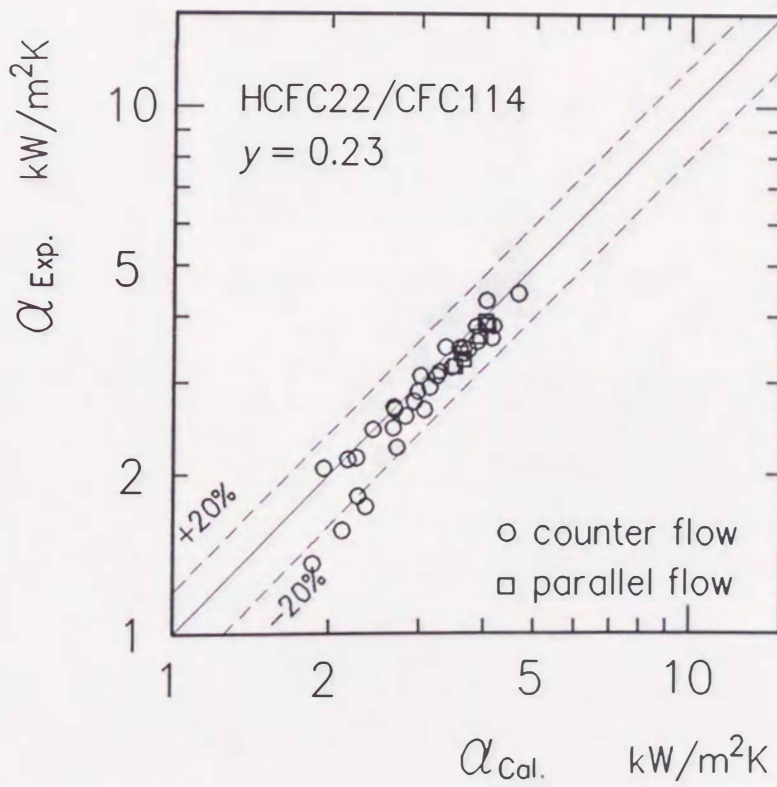
図5.7に本実験で得られた熱伝達係数の測定値と計算値との比較を示す. いずれの組成の場合も大半のデータが±20%以内の誤差で整理されている. 表5.4は, 熱伝達係数の測定値と計算値の平均偏差を示す. 本整理式は全実験データを平均偏差8.9%で整理している. CFC114の濃度が大きい $y \approx 0.12$ の場合にはADが-9.1%であるのに対して, HCFC22の濃度が大きい $y \approx 0.9$ の場合にはADが+7.5%というように濃度によって違いが認められるのは, 純冷媒に対する整理式がHCFC22で低めに, CFC114では高めに予測するためである.

図5.8(a)および(b)の下図は実験結果の代表例について, 熱伝達係数をクオリティに対して示したものであり, 熱伝達係数の測定値 α を○印, 整理式による計算値を実線で示している. また, 上図は液膜の気液界面温度の上昇による熱伝達の低下を表す S_{mac} (実線)および次式で定義したプール核沸騰熱伝達係数の純冷媒に対する低下の程度を示す S_{mic} (破線)をクオリティに対して示す.

$$S_{mic} = \alpha_{pbm} / \alpha_{pb} \quad (5.47)$$



(a) $y \approx 0.12$



(b) $y \approx 0.23$

図 5.7: 熱伝達係数の測定値と計算値の比較

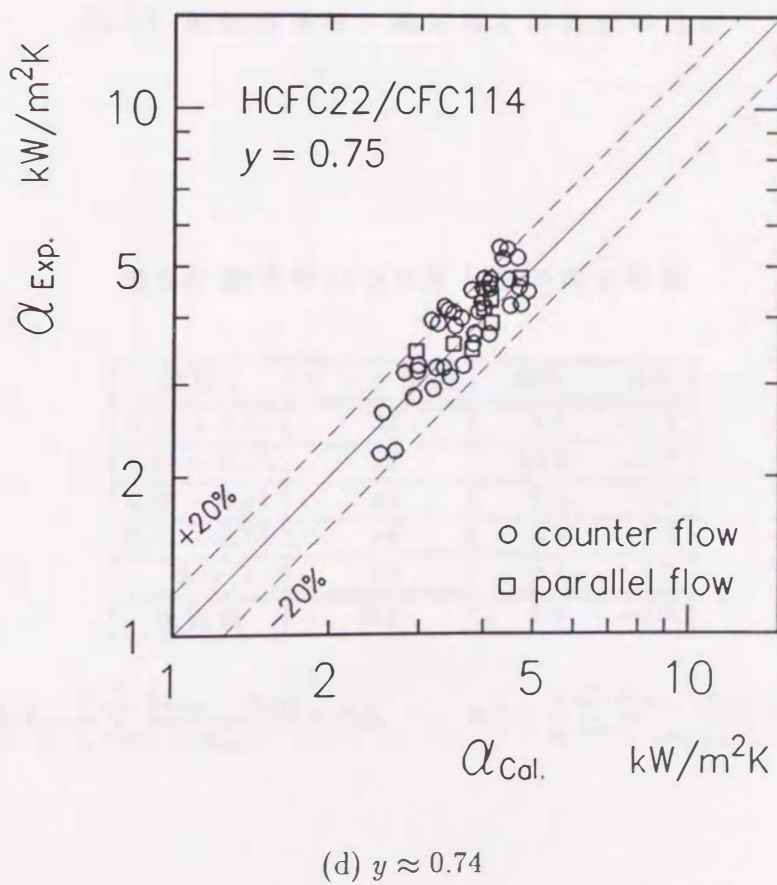
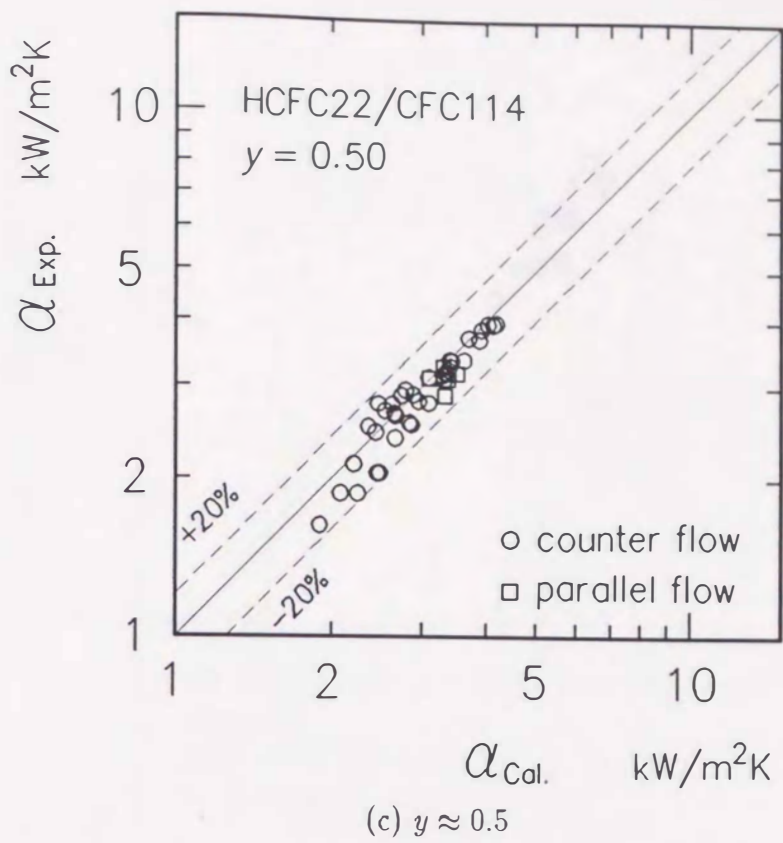
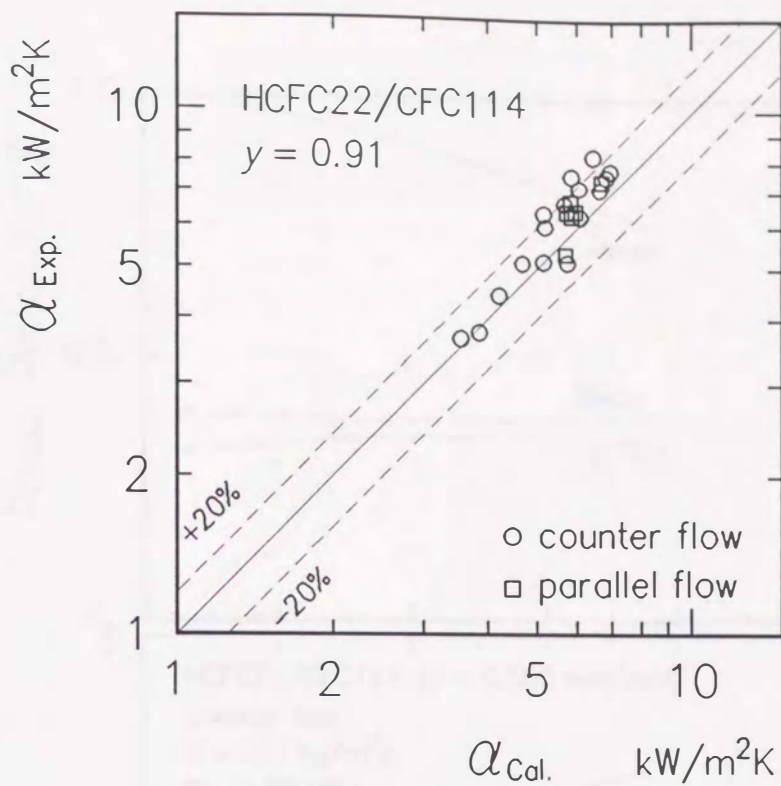


図5.7: 熱伝達係数の測定値と計算値の比較



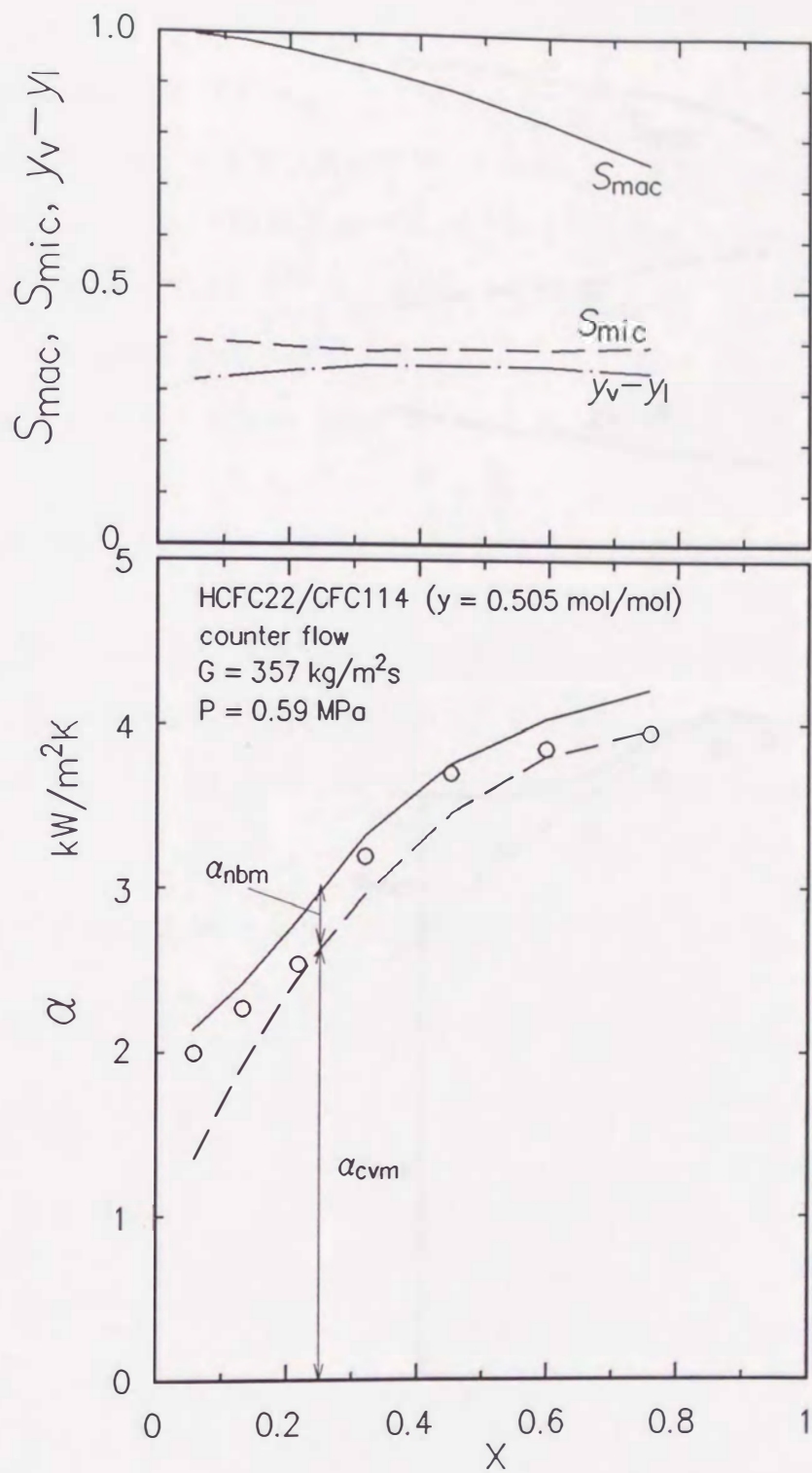
(e) $y \approx 0.9$

図 5.7: 熱伝達係数の測定値と計算値の比較

表 5.4: 測定値 ($x \geq 0.2$) と整理式の比較

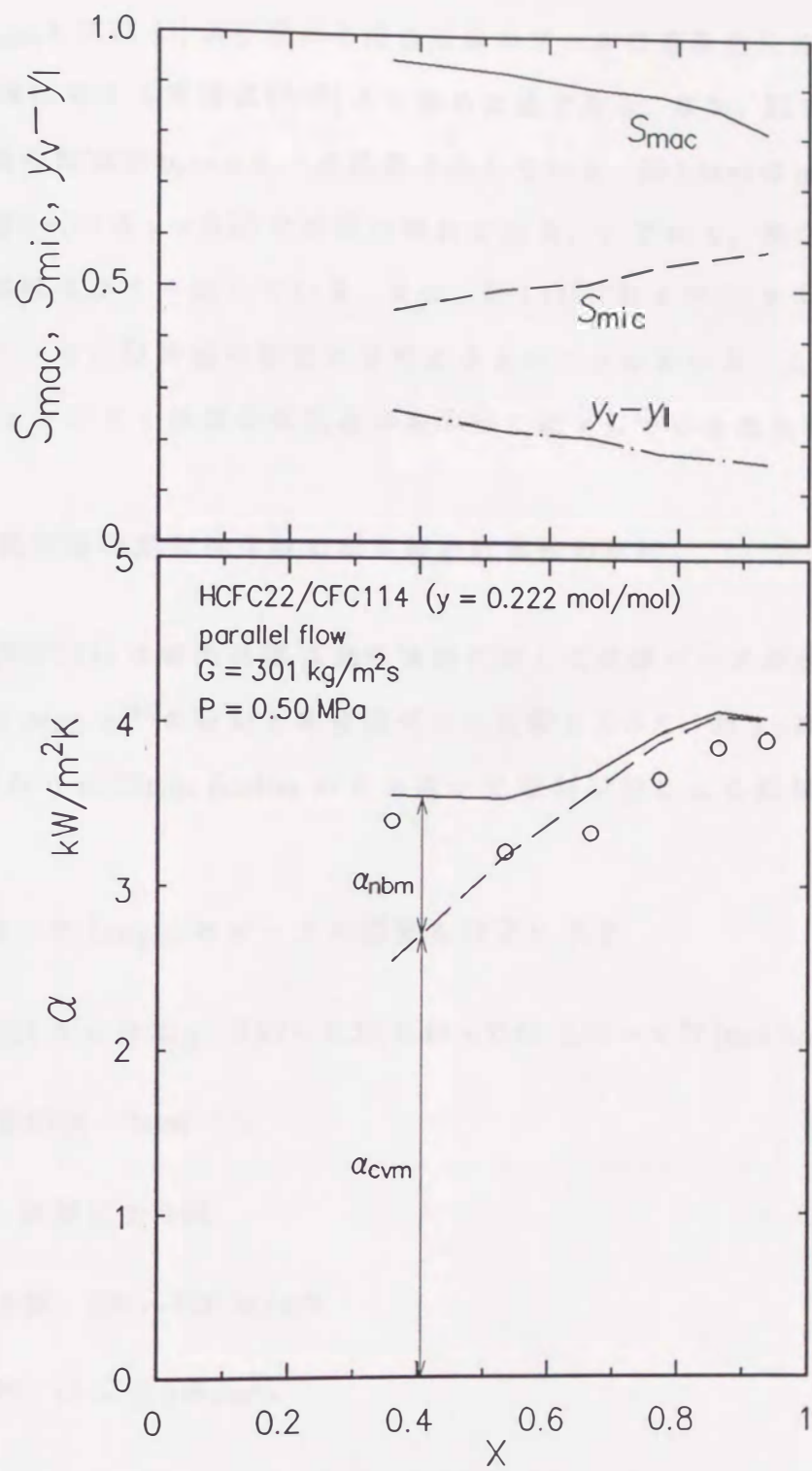
組成 y	データ個数	MD	AD
0.11 ~ 0.12	36	9.5	-9.1
0.22 ~ 0.23	37	10.9	-9.7
0.49 ~ 0.51	45	7.0	-6.2
0.74 ~ 0.75	48	6.4	2.3
0.91	22	9.1	7.5
全組成	188	8.9	-2.5

$$MD = \frac{1}{n} \sum \frac{|\alpha_{\text{exp}} - \alpha_{\text{cal}}|}{\alpha_{\text{cal}}} \times 100, \quad AD = \frac{1}{n} \sum \frac{\alpha_{\text{exp}} - \alpha_{\text{cal}}}{\alpha_{\text{cal}}} \times 100$$



(a) $y = 0.5$, 向流

図 5.8: 熱伝達係数の測定値と計算値のクオリティに対する変化



(b) $y = 0.22$, 並流

図 5.8: 熱伝達係数の測定値と計算値のクオリティに対する変化

ここに、 α_{pbm} は式(5.43)より求める混合冷媒のプール核沸騰熱伝達係数であり、 α_{pb} は純冷媒に対する整理式(4.45)より求めた値である。なお、図には参考として液と蒸気の組成差 $y_v - y_l$ を一点鎖線で示している。図5.8(a)は $y = 0.5$ で向流の場合、図5.8(b)は $y = 0.22$ で並流の場合である。いずれも、熱伝達係数の測定値と計算値はよく一致している。また、図4.14(a)および(b)に示した純冷媒の場合と比べると核沸騰の影響が非常に小さいことがわかる。これは、 S_{mic} の値が0.4~0.6と小さく核沸騰熱伝達が約半分に低下しているためである。

5.4 他の研究者の熱伝達係数の測定値と計算値の比較

HCFC22/CFC114の管内沸騰・蒸発の実験に関して実験データが表として公表されているJungら^[26]の結果と本整理式との比較を行った。第4.4節と同様に式(5.33)の代わりにDittus-Boelterの式を用いて強制対流による熱伝達係数を求めた。

比較に用いたJungらのデータの範囲を以下に示す。

- HCFC22モル分率 y : 0.22 ~ 0.23, 0.45 ~ 0.48, 0.75 ~ 0.77 [mol/mol]
- 伝熱管内径 : 9mm
- 圧力 : 換算圧力0.08
- 質量速度 : 350 ~ 520 kg/m²s
- 熱流束 : 17 ~ 45 kW/m²s

図5.9にJungらの熱伝達係数の測定値と計算値との比較を示す。 $y = 0.76$ の場合には測定値が若干低い値を示しているが、本整理式による計算値はほとんどのデータと±20%以内で一致している。なお、比較に用いた124個のデータと整理式との平均偏差MDおよび偏差の平均値ADは、それぞれ7.1%および

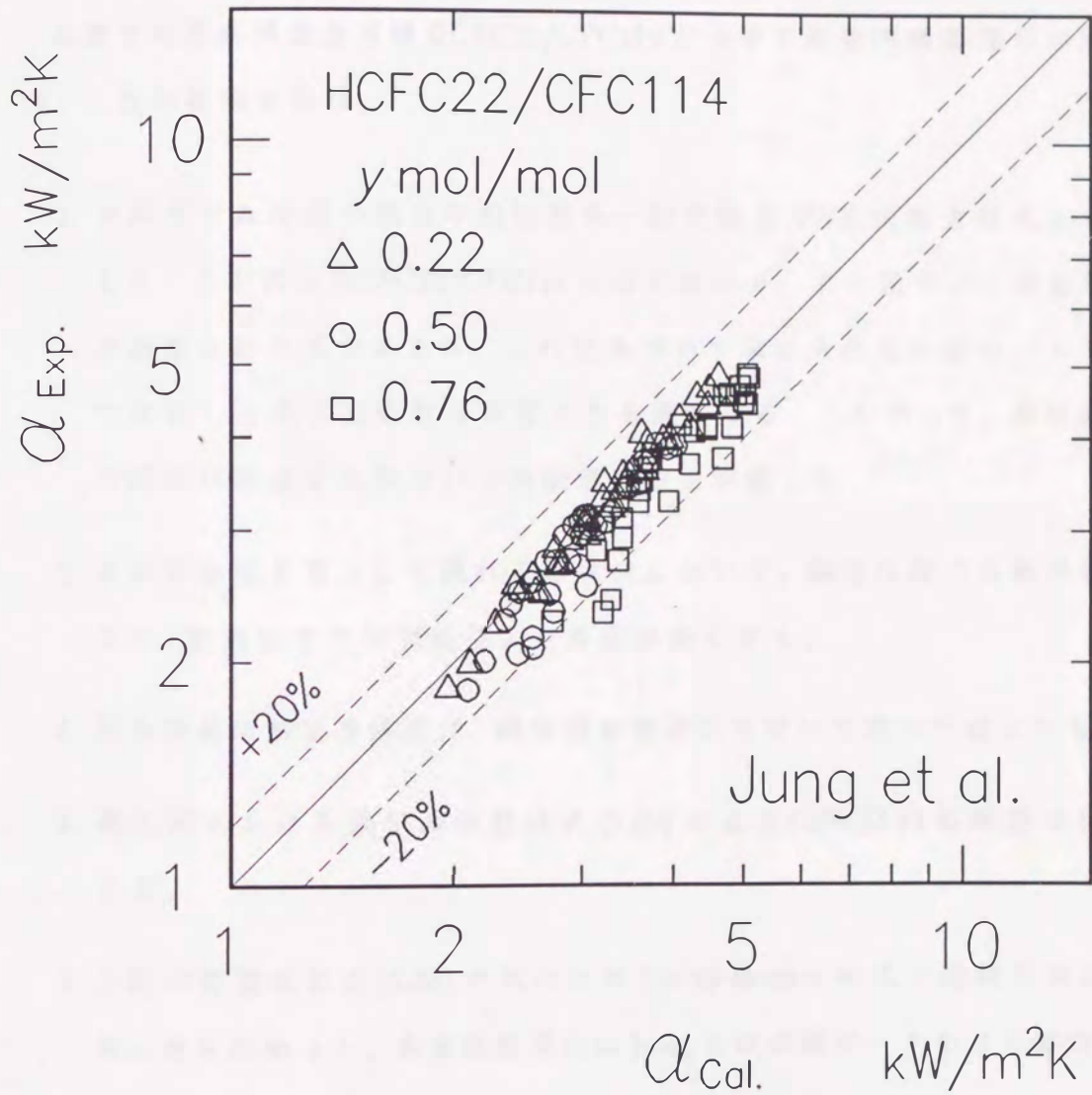


図 5.9: Jung らによる熱伝達係数の測定値と計算値の比較

-6.1%である。本整理式は、換算圧力0.13～0.16のデータに基づいているが、換算圧力0.08であるJungらのデータとも良く一致している。

5.5 まとめ

本章では非共沸混合冷媒 HCFC22/CFC114 の水平平滑管内沸騰・蒸発の実験を行い、次の結論を得た。

1. 本研究では冷媒の熱力学的性質を一般化修正BWR状態方程式より算出した。この式はHCFC22/CFC114の相平衡のデータに基づいて最適な係数が決定された式であるが、これに基づいて求められた冷媒のバルク温度で定義した熱伝達係数は実際よりも高くなる。したがって、本研究では冷媒の測定温度に基づいて熱伝達係数を定義した。
2. 液が管全周を濡らして流れる環状流において、混合冷媒では純冷媒と異なり、管頂部の方が管底部より温度が高くなる。
3. 混合冷媒の熱伝達係数は、純冷媒の整理式を用いて求めた値よりも低い。
4. 環状流における熱伝達係数は式(5.29)により±20%以内の誤差で整理できる。
5. 上記の整理式の式(5.33)の代わりにDittus-Boelterの式で強制対流による熱伝達を求めると、本実験整理式はJungらの実験データをよく整理する。

第6章

CFC12とその代替冷媒HFC134aの沸騰・蒸発熱伝達係数の比較

第1章に述べたように、現在、自動車用空調機等に広く使用されているフロン系冷媒CFC12は、成層圏のオゾン層を破壊性するため、近い将来使用が禁止される。HFC134aはオゾン層破壊に寄与せず、かつ熱力学的性質、特に飽和の温度と圧力の関係がCFC12に近いことから、CFC12の代替物質の有力候補と考えられている(例えば文献[55])。そこで本章では、空調機等の蒸発器への応用を想定してHFC134aの水平平滑管内沸騰・蒸発熱伝達の実験を行いCFC12の熱伝達と比較した結果について述べる。

6.1 測定結果の比較

実験は、向流で主に圧力が0.64MPa、蒸発温度が24°Cの場合について行った。表6.1に実験範囲の詳細を示す。

表6.1: 実験条件

冷媒	HFC134a	CFC12
圧力 MPa	0.62 ~ 0.77	0.63 ~ 0.78
質量速度 $\text{kg/m}^2\text{s}$	112 ~ 410	112 ~ 408
熱流束 kW/m^2	1.6 ~ 63.2	1.3 ~ 52.1
熱収支 Q_r/Q_s	0.98 ~ 0.99	0.99 ~ 1.01

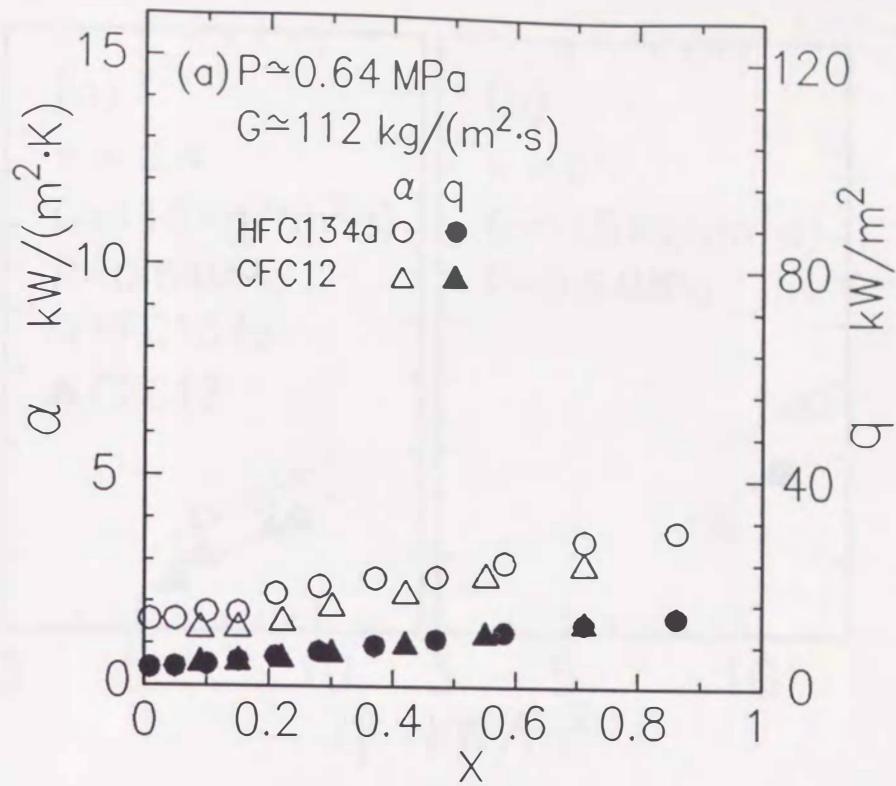
図6.1は、それぞれ質量速度と飽和温度が等しい場合についてHFC134aとCFC12の熱流束分布がよく一致しているデータの熱伝達係数 α および熱流束 q

をクオリティ x に対して示したものである。図(a)は質量速度が比較的小さい $112\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合、図(b)は大きい $305\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合で、いずれの場合もHFC134aの熱伝達係数の方が高くなっていることがわかる。

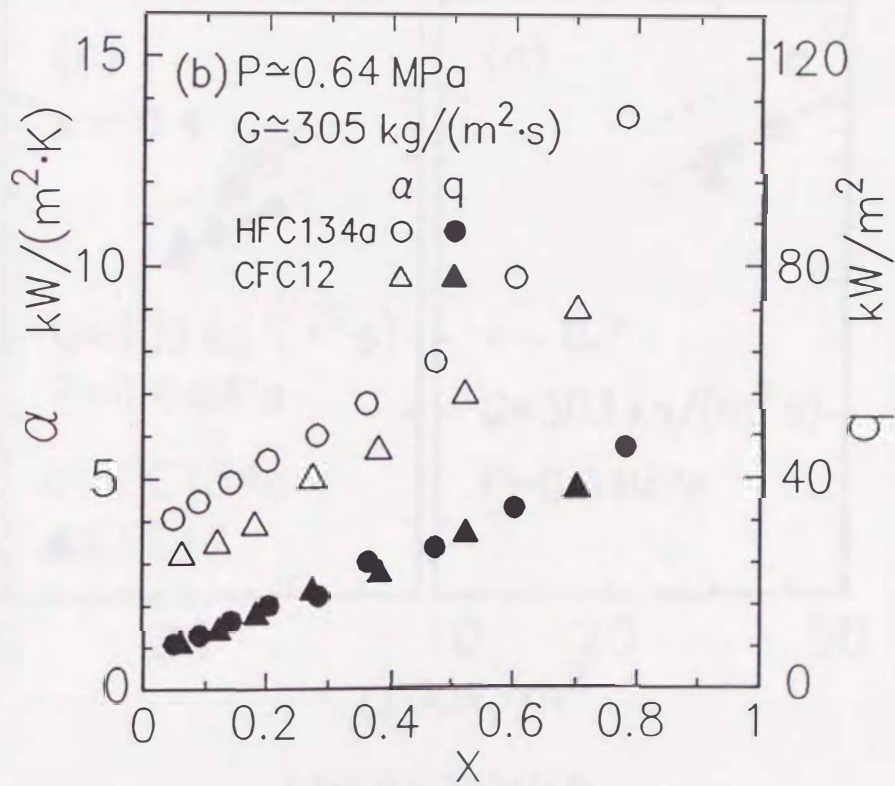
図6.2はある一定のクオリティにおける熱伝達係数を熱流束に対して示している。図6.2(a)および(b)は質量速度 G が約 $115\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合、図6.2(c)および(d)は約 $303\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合である。圧力はいずれも 0.64MPa 、蒸発温度は約 25°C である。図中の実験値は熱伝達係数と熱流束の測定値をクオリティに対して内挿して求めた。また、比較の目安として実験値を破線でつないで示している。一般には熱伝達係数に及ぼす熱流束の影響はクオリティが大きいほど小さいと考えられるが、第4章で述べたように、本研究のように向流型の蒸発器を用いた場合には、高クオリティ域でも核沸騰はあまり抑制されない。したがって、クオリティが0.4と0.7の場合で、熱流束の影響の違いは認められない。しかし、いずれの場合もHFC134aの熱伝達係数はCFC12よりも25%程度大きい値を示す。

6.2 計算値の比較

図6.3(a)および(b)はそれぞれ図6.1(a)および(b)の条件の場合について、本整理式(4.33)と実験値との比較を示す。本章で用いたデータは、第4章および第5章のデータと異なり、数年間の実験の後に続けて得られたものである。伝熱面の状態が清浄な場合と異なっていたと考えられる。したがって、図(b)の高質量速度の場合にも、いずれの冷媒も実験値の方が20%程度高い値を示している。これに対して、図(a)の低質量速度の場合には実験値の方がやや低い値を示している。これは、第4章で述べたように、 $G = 115\text{kg/m}^2\text{s}$ では、気液が上下に分離して流れる分離流であるためと考えられる。しかし、図(a)および(b)のいずれの場合も、熱伝達係数の計算値は、実験値と同様にHFC134a

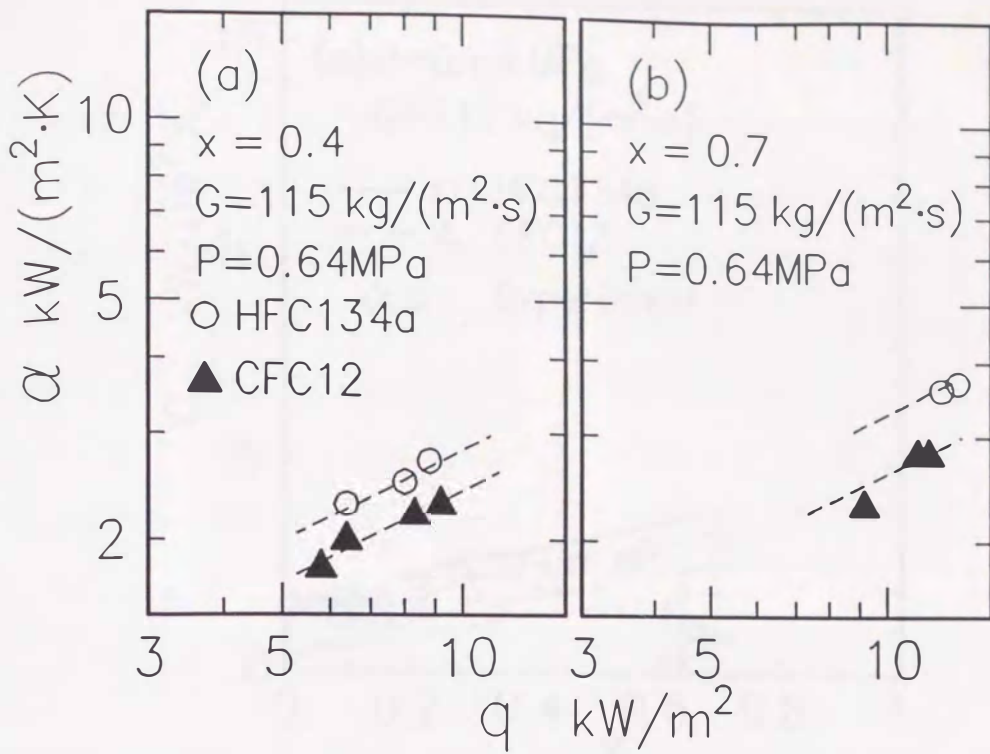


(a) $G \approx 305 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$

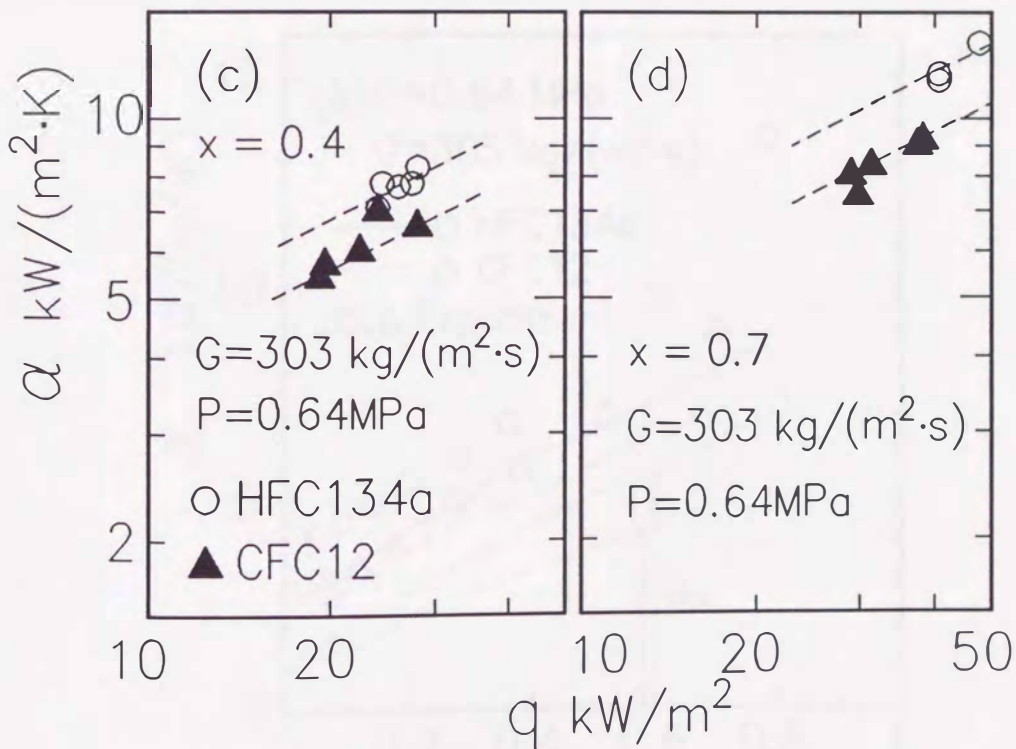


(b) $G \approx 112 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$

図 6.1: 熱伝達係数と熱流束のクオリティに対する分布

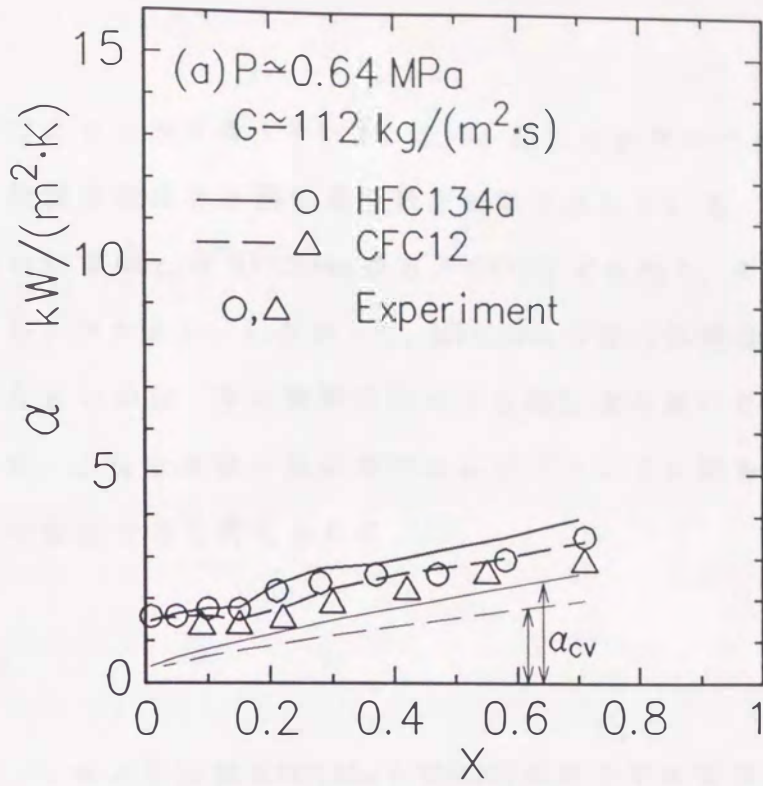


(a)(b) $G \approx 115 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$

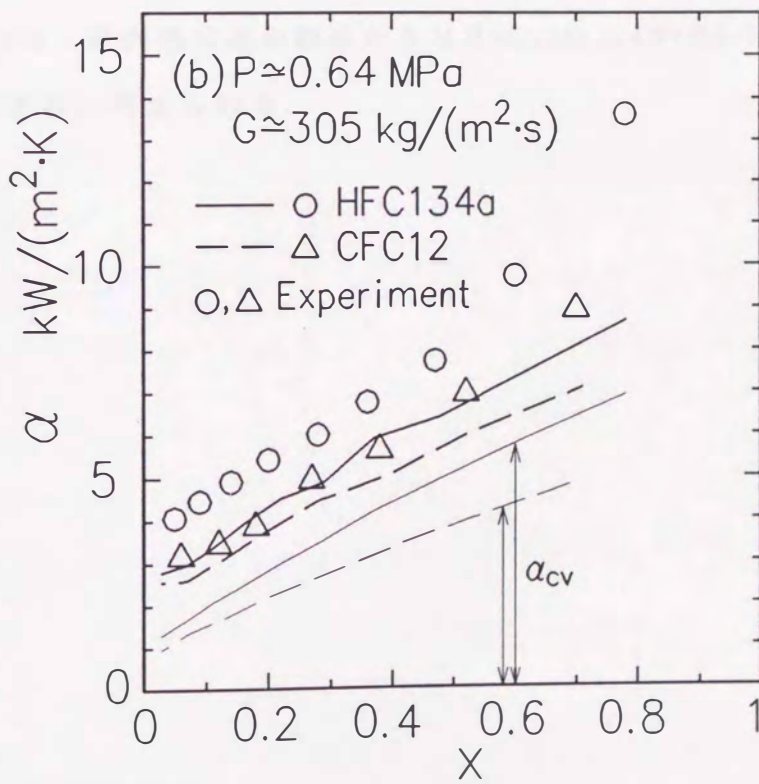


(c)(d) $G \approx 303 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$

図6.2: 熱伝達係数と熱流束の関係



(a) $G \approx 115 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$



(b) $G \approx 303 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$

図 6.3: 本整理式による熱伝達係数の比較

の方がCFC12よりも高くなっている。また、図には参考のために、式(4.34)で求められる強制対流による熱伝達係数を細線で示している。この強制対流による熱伝達の計算値 α_{cv} はHFC134aの方がCFC12より高く、その差は熱伝達係数の差よりもやや大きい。したがって、HFC134aの管内沸騰・蒸発熱伝達係数がCFC12より大きいのは、主に強制対流による熱伝達が良いためであると推測できる。また、これらは液の熱伝導率およびプラントル数がHFC134aの方が大きいことに起因すると考えられる。

6.3 まとめ

本章では、フロン系冷媒HFC134aとCFC12の水平平滑管内沸騰・蒸発熱伝達を実験的に比較した。その結果、質量速度、温度、クオリティおよび熱流束が等しい場合、HFC134aの熱伝達係数はCFC12よりも大きくなることがわかった。したがって、蒸発熱伝達の観点からはHFC134aはCFC12の代替物質として十分使用できると考えられる。

第7章

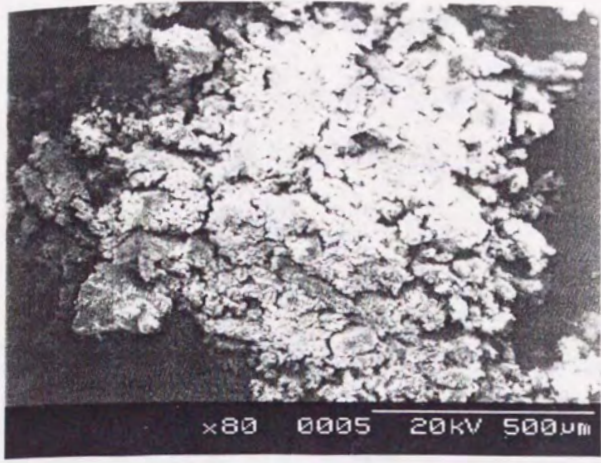
沸騰・蒸発熱伝達におよぼす伝熱面汚れの影響

本研究の遂行中に実験装置の改造を行った。そして実験を再開したところ、約2週間後、以前よりも高い熱伝達係数が得られた。この状態は、約4ヶ月後に伝熱管内面に付着していた粉末状の汚れを取り除くまで続いた。これは、実験装置内部の洗浄に用いたCFC113に冷凍機油が混入していたために装置内に油が混入したことが原因と判明した。本章では、この熱伝達係数の上昇を伝熱管内面に付着していた汚れの影響であると考え、その分析結果とともに汚れがある場合と清浄な場合の熱伝達係数の比較について述べる。

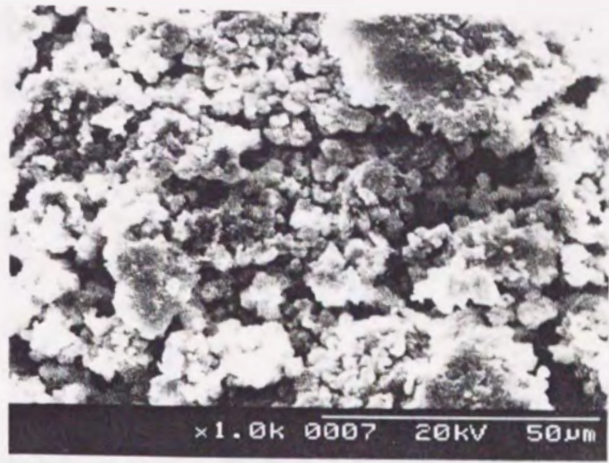
7.1 伝熱管内面の汚れ

前述のように高い熱伝達係数が得られた一連の実験の後、伝熱管を柔らかいブラシに巻き付けたきれいな布で掃除したところ、伝熱管の内部からすすのような褐色の粉末状の物質が採取された。この物質の電子顕微鏡写真を図7.1に示す。

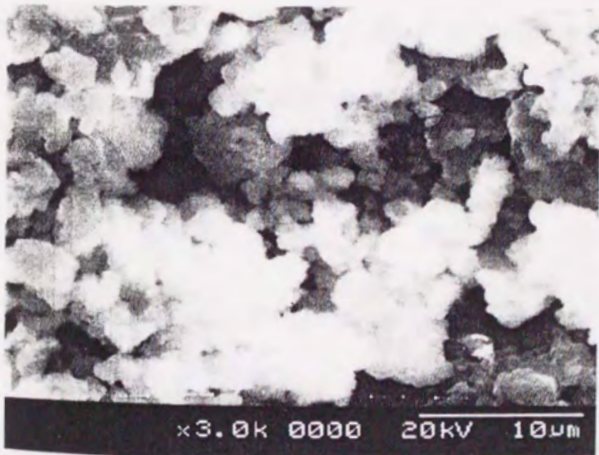
この汚れ150mgをクロロホルムに溶解したところ、無機質と有機質の割合は質量比で3:1であった。この無機質の部分をエネルギー分散型X線分析装置を用いて分析したところ、主成分はSi:32モル%、Fe:20モル%、Zn:15モル%、Cl:10モル% Cu:5モル%、であった。このうちSiは真空グリース、Cuは伝熱管表面または冷媒配管、Feはポンプによるものと考えられる。一方、有機質の部分の元素分析の結果、CとHがモル比で1:2の割合で含まれることが分かった。また、核磁気共鳴分析の結果、Fは含まれていなかった。



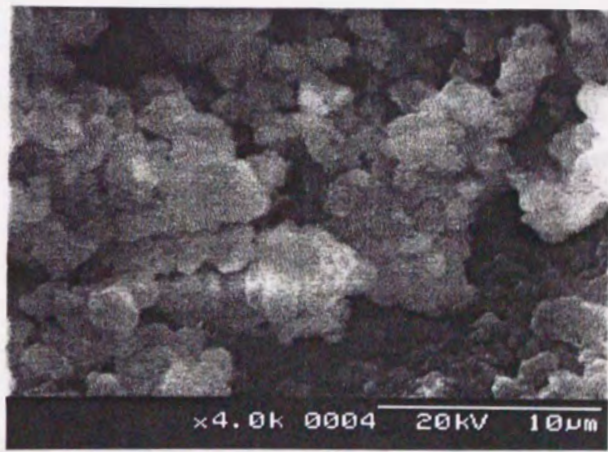
(a) ×80



(b) ×1000



(c) ×3000



(d) ×4000

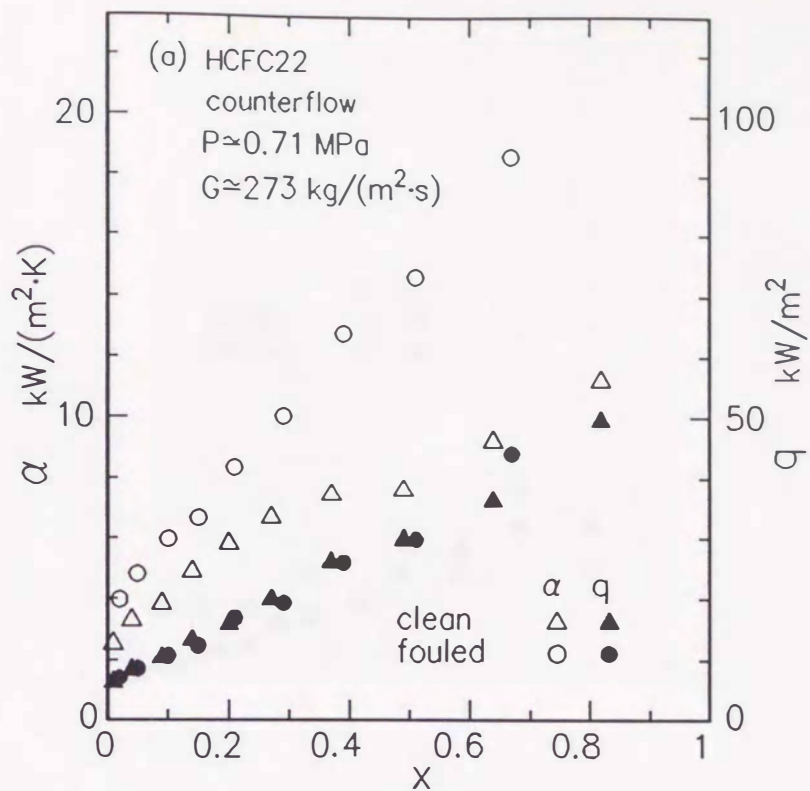
図 7.1: 汚れの顕微鏡写真

以上の解析結果から，この汚れの主成分はナフテン (C_nH_{2n}) 系の油であり，これがポンプの無潤滑運転や加熱器でのオーバーヒートによってすす状に変化したものと考えられる．本実験では，熱伝達におよぼす油の影響を除くため冷媒の循環にポンプを使用しているが，熱伝達係数が高くなる2週間程前の装置内部の洗浄に用いた CFC113 の中にナフテン系の冷凍機油 (SUNISO 5GS) が混入していたために，これが系内に残留し，汚れの原因となったと考えられる．

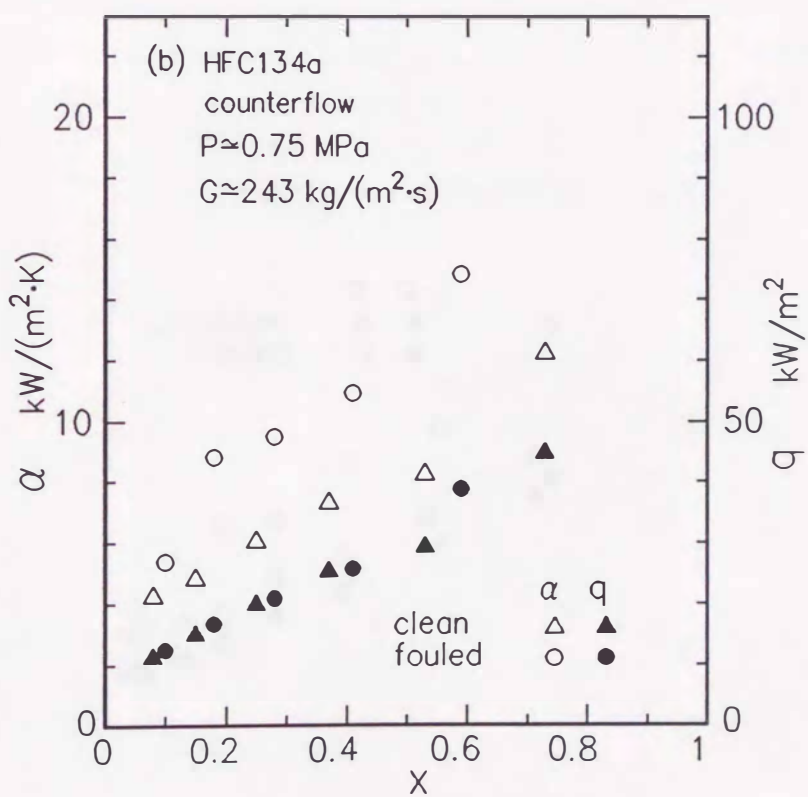
7.2 熱伝達係数の測定結果

図7.2は伝熱面が清浄な場合と汚れた場合について，熱流束 q とクオリティ x の関係がほぼ等しいものを選んで熱伝達係数 α とクオリティ x の関係を示したものである．(a)~(d)は向流の場合，(e)と(f)は並流の場合の結果である．向流の場合には熱伝達係数はクオリティとともに増加し，冷媒の種類やクオリティにかかわらず汚れがある場合の方が清浄な場合よりもかなり高い．一方，並流の場合には汚れがない場合の熱伝達係数はクオリティの増加とともに減少するが，クオリティが高くなるとほぼ一定かあるいはやや上昇する傾向をみせる．また，汚れがある場合の熱伝達係数は高いクオリティ域を除いて清浄な場合よりもかなり高い．しかし，HCFC22の場合， $x > 0.7$ では逆に清浄な場合の方が高い値を示している．

図7.3(a)および(b)は種々の冷媒について，汚れがある場合の熱伝達係数 α_{fouled} を清浄な場合の熱伝達係数 α_{clean} に対して示す．図中のデータは，熱伝達係数の測定値をクオリティに対して内挿して求め，汚れがある場合とない場合の質量速度，圧力，クオリティおよび熱流束がそれぞれ等しい条件で比較したものである．図(a)は向流の場合であり汚れがある場合の方が50~100%程度大きい．図中の矢印はそれぞれの記号でクオリティが大きくなる方向を示しているが，いずれも熱伝達係数の増加の程度はクオリティによらずほぼ一定である．

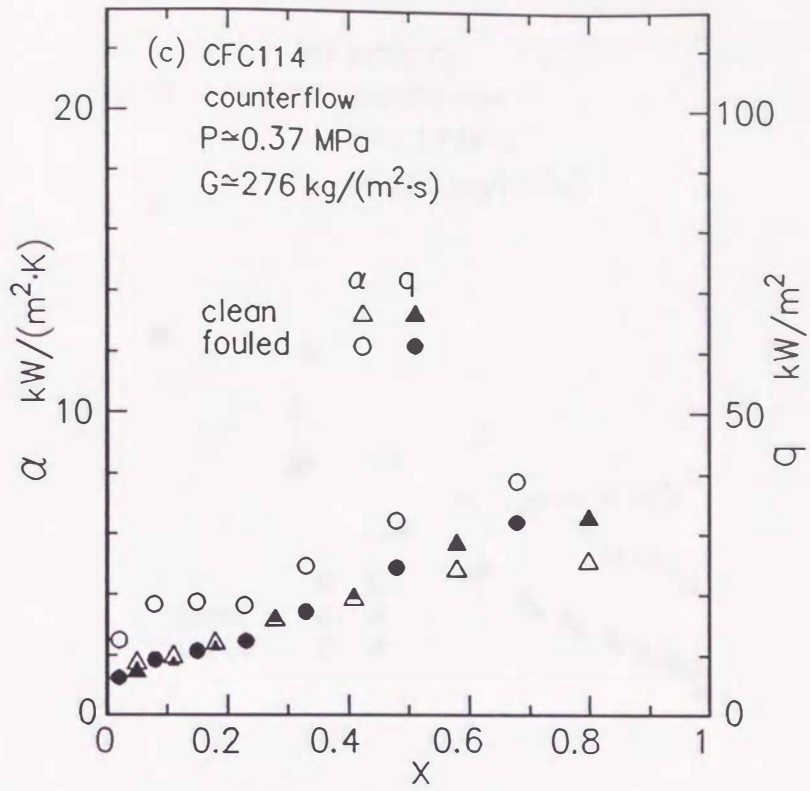


(a) HCFC22, 向流

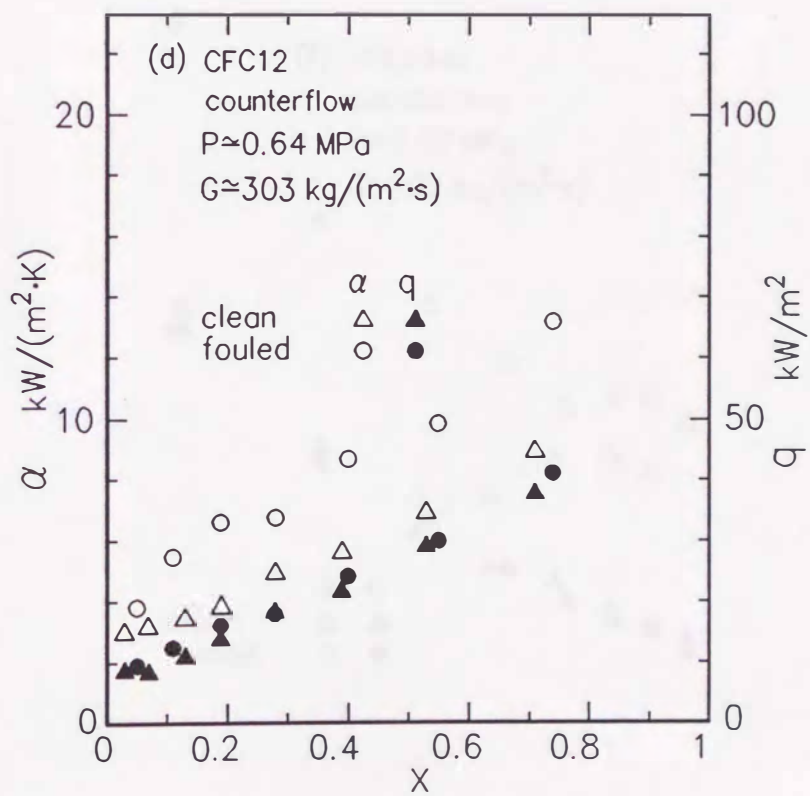


(b) HFC134a, 向流

図7.2: 熱伝達係数と熱流束のクオリティに対する分布

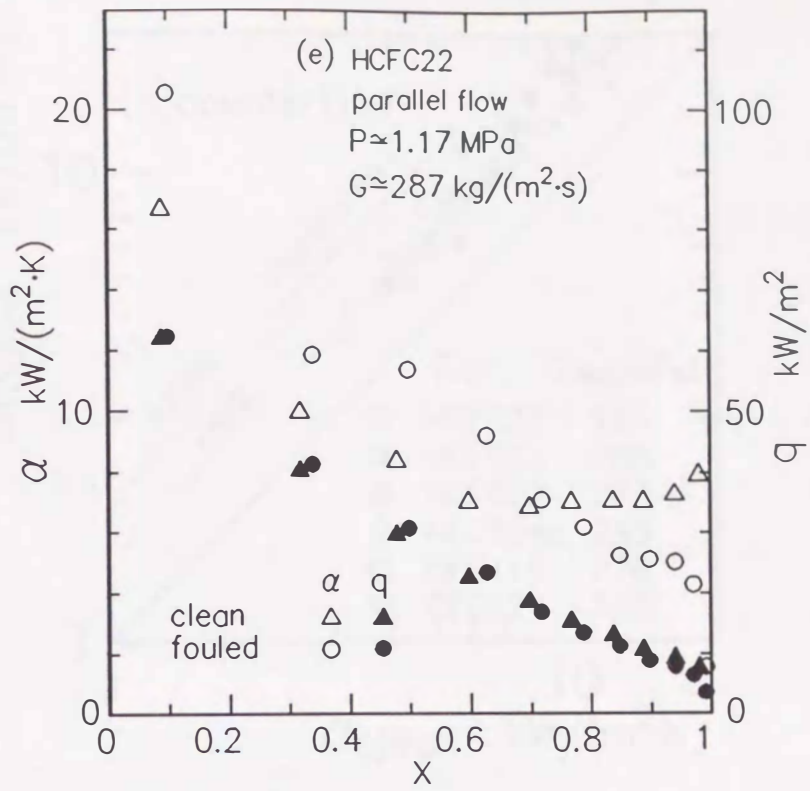


(c) CFC114, 向流

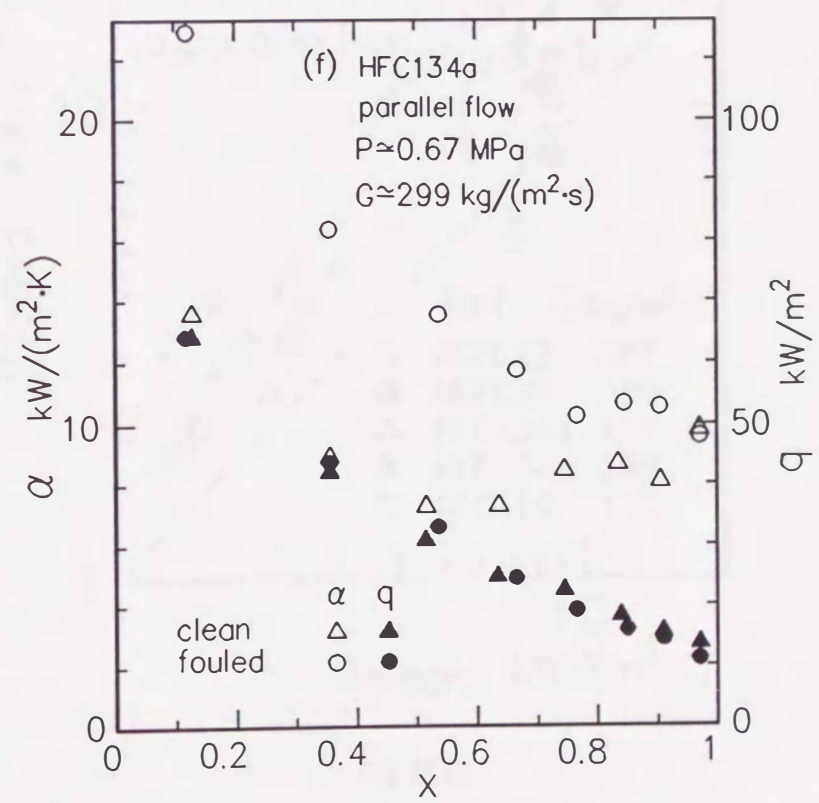


(d) CFC12, 向流

図7.2: 熱伝達係数と熱流束のクオリティに対する分布

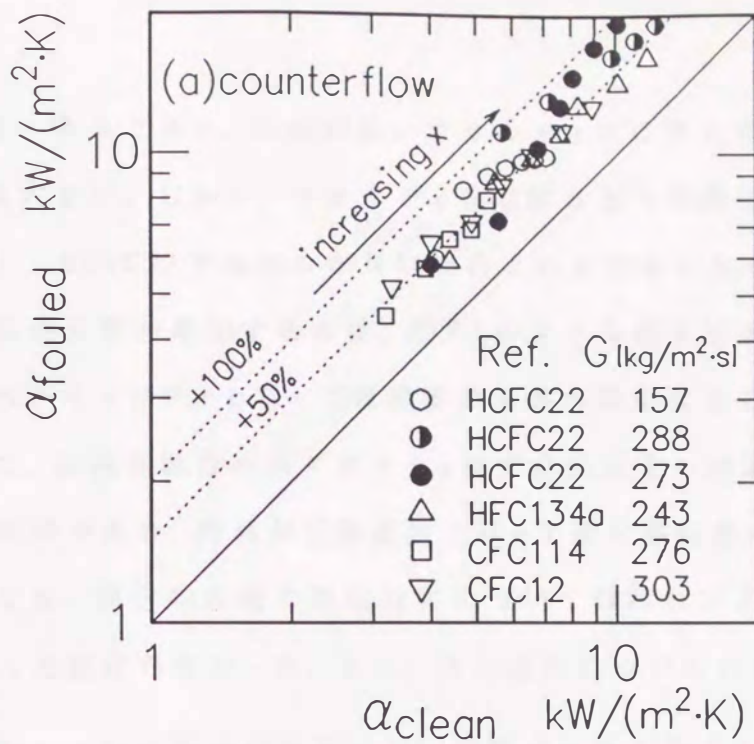


(e) HCFC22, 並流

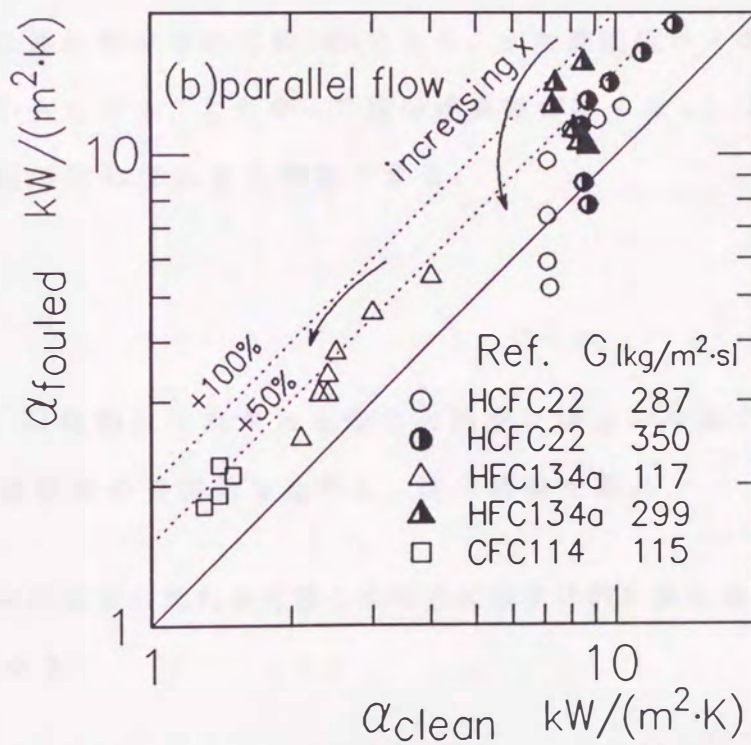


(f) HFC134a, 並流

図 7.2: 熱伝達係数と熱流束のクオリティに対する分布



(a) 向流



(b) 並流

図 7.3: 汚れがある場合と清浄な場合の熱伝達係数の比較

図(b)は並流の場合であり、比較的低いクオリティでは汚れがある場合の方が50~100%程度大きい。しかし、クオリティの増加とともに熱伝達係数の増加の程度は減少し、HCFC22では汚れがない場合よりも小さくなる。このように汚れにより熱伝達係数が増加するのは、図7.1のような粉末状の汚れが伝熱面に付着し、これがキャビティとなって核沸騰熱伝達が良くなることが原因と考えられる。また、並流の場合の高クオリティ域では熱流束も非常に小さいので強制対流が支配的であり、汚れが伝熱抵抗となって逆に熱伝達が悪くなったと考えられる。なお、周方向局所の壁温分布については汚れがある場合と清浄な場合でほとんど変化がなかった。また、圧力損失については第8章に述べる。

伝熱面が汚れている場合の実験では、冷媒中に油が混入していたと考えられる。この混入量を推算すると最大でも1.4%であった。油を含むCFC12の管内沸騰・蒸発に関する金ら^[30]の研究によると、油濃度1.4%、質量速度 $290\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ で油による熱伝達係数の増加は約10%である。また油濃度がそれより低くなるほどその値も小さくなる。したがって熱伝達係数が高くなった主な原因は上述のように管内面の汚れであると判断できる。

7.3 まとめ

本章では、伝熱面に汚れがある場合と清浄な場合の冷媒の水平平滑管内沸騰・蒸発熱伝達係数の実験値を比較し、次の結論を得た。

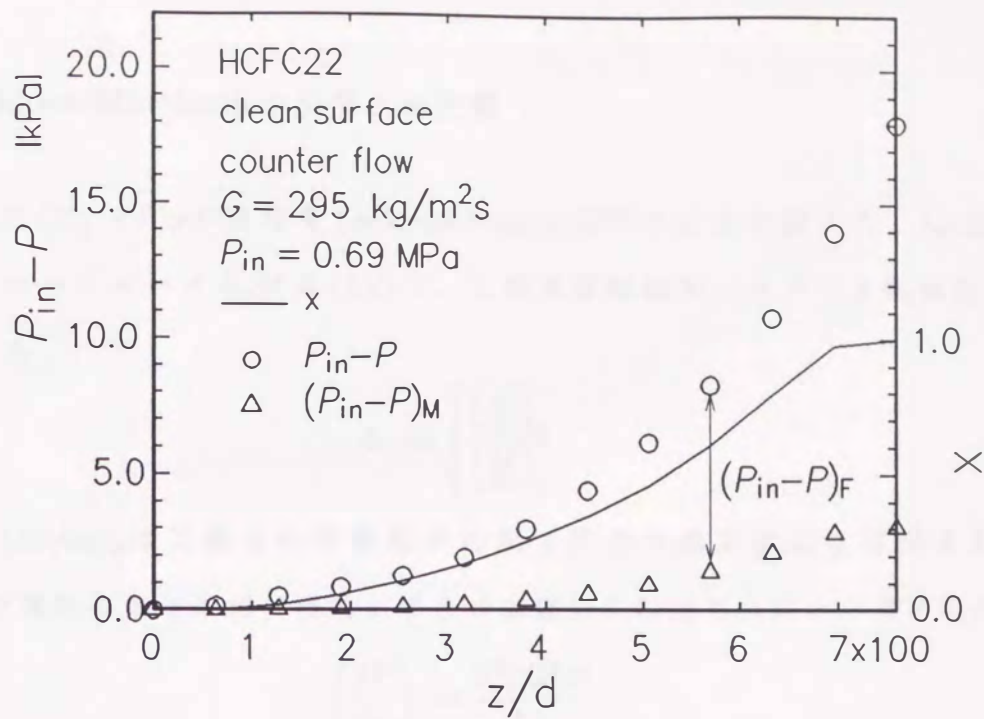
1. 伝熱面に粉末状の汚れが付着した場合には全体的に熱伝達係数が50~100%程度増加する。
2. 強制対流が支配的である低熱流束、高クオリティ域では、汚れが付着した方がやや低い値を示す。

第 8 章

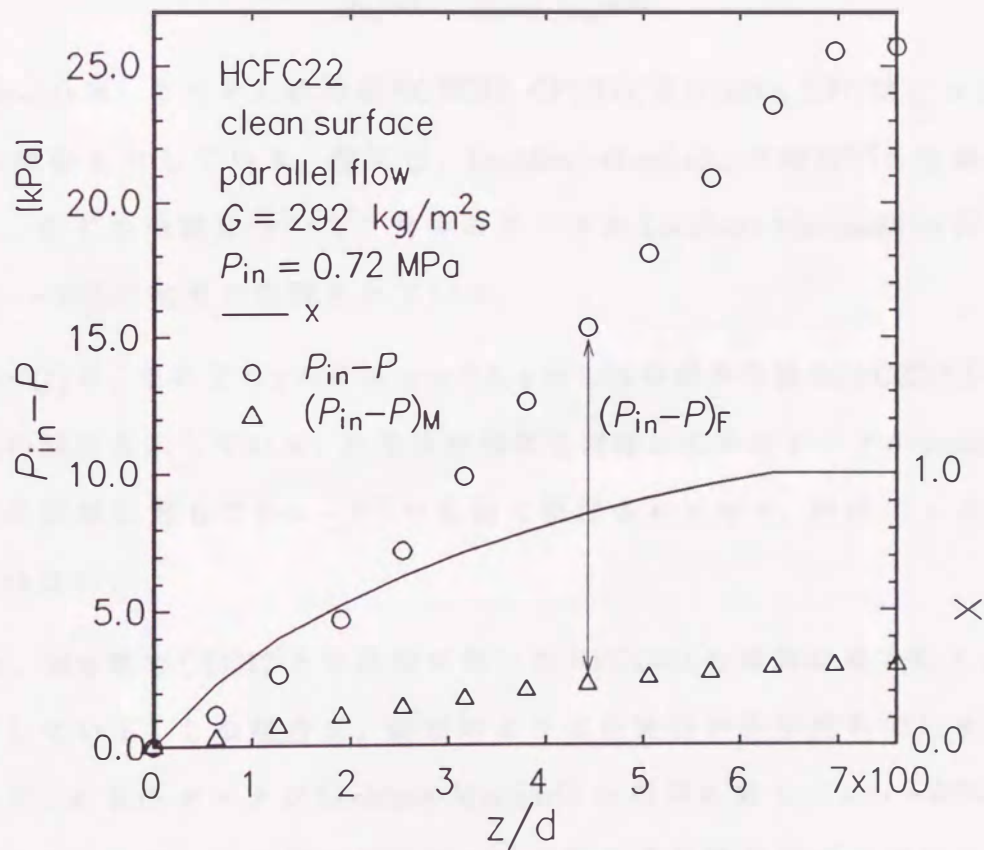
圧力損失

8.1 測定結果

図 8.1(a) および (b) はそれぞれ向流の場合，並流の場合の流れ方向に対する圧力降下の測定結果の一例を HCFC22 の場合について示す。いずれも質量速度が $290\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合である。○は圧力降下の測定値 $P_{\text{in}} - P$ ，△はクオリティから式 (2.17) を用いて算出した加速による圧力降下 $(P_{\text{in}} - P)_{\text{M}}$ であり，両者の差は摩擦による圧力降下 $(P_{\text{in}} - P)_{\text{F}}$ である。 z/d は試験区間入口からの距離を管内径で除して無次元化した値である。なお，図には参考のためにクオリティ x を実線で示している。向流の場合，圧力降下の測定値は流れ方向に指数関数的に増大している。これに対して並流の場合には，ほぼ直線的に増加している。また，向流に比べて並流の方が圧力降下が大きい。これらの理由は次のように考えられる。すなわち，向流の場合には熱流束が z/d とともに増大するために，クオリティの増大は入口近くよりも出口近くの方が大きい。これに対して，並流の場合にはクオリティは入口近くで急激に増加する。ほぼ一定となる。加速による圧力降下はこのクオリティの変化とほぼ同様な傾向を示している。クオリティが大きいほど，すなわち流速が大きいほど摩擦損失も大きい。したがって，向流の場合の圧力降下は，入口近くで小さく出口近くで急激に大きくなるのに対し，並流の場合には，入口近くでもある程度圧力が降下し，それ以降ではほぼ一定の割合となると考えられる。また，並流の場合には，向流の場合よりも，摩擦損失が大きい高クオリティ域が蒸発区間に占める割合が大きいため全体にわたる圧力降下が大きくなると考えられる。



(a) 向流の場合



(b) 並流の場合

図 8.1: 流れ方向に対する圧力降下

8.2 Lockhart-Martinelli の相関との比較

摩擦損失 $(P_{in} - P)_F$ の整理を Lockhart-Martinelli^[33] の方法で試みた。Lockhart-Martinelli のパラメータ X_{tt} は式 (1.4) で、二相流摩擦損失パラメータ Φ_v は次式で定義される。

$$\Phi_v = \sqrt{\frac{\left(\frac{dP}{dz}\right)_F}{\left(\frac{dP}{dz}\right)_v}} \quad (8.1)$$

ここに、 $(dP/dz)_F$ は二相流の摩擦損失勾配で圧力の測定値より導出される。 $(dP/dz)_v$ は蒸気のみが単相で流れた場合の摩擦損失勾配で次式から求められる。

$$\left(\frac{dP}{dz}\right)_v = \frac{2f_v G^2 x^2}{d_i \rho_v} \quad (8.2)$$

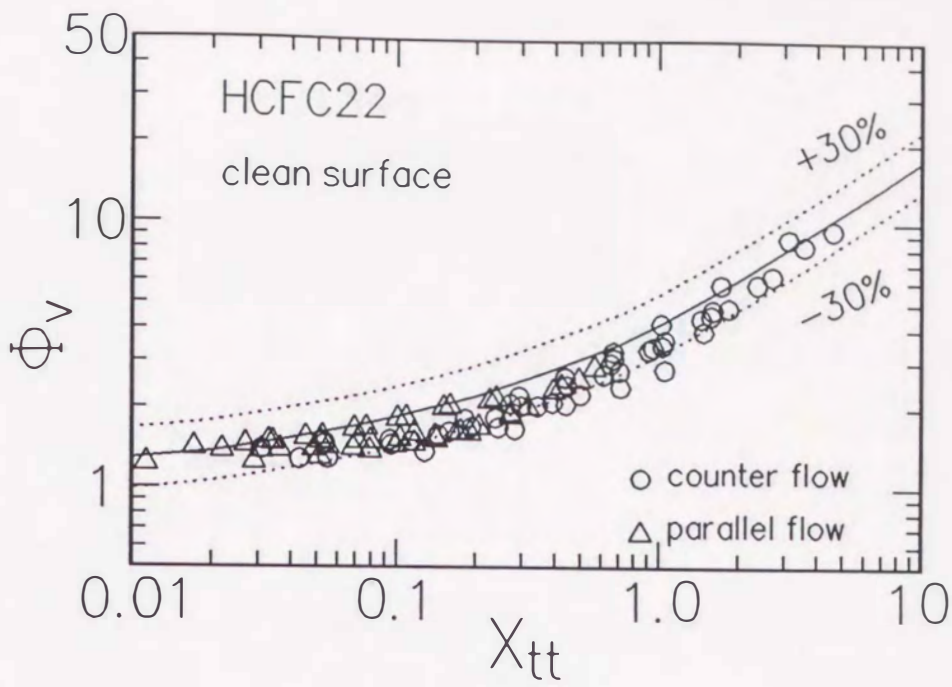
f_v は摩擦係数で、次に示す平滑管に対する Colburn^[62] の式より求めた。

$$f_v = \frac{0.046}{Re_v^{0.20}} = \frac{0.046}{(Gx d_i / \mu_v)^{0.20}} \quad (8.3)$$

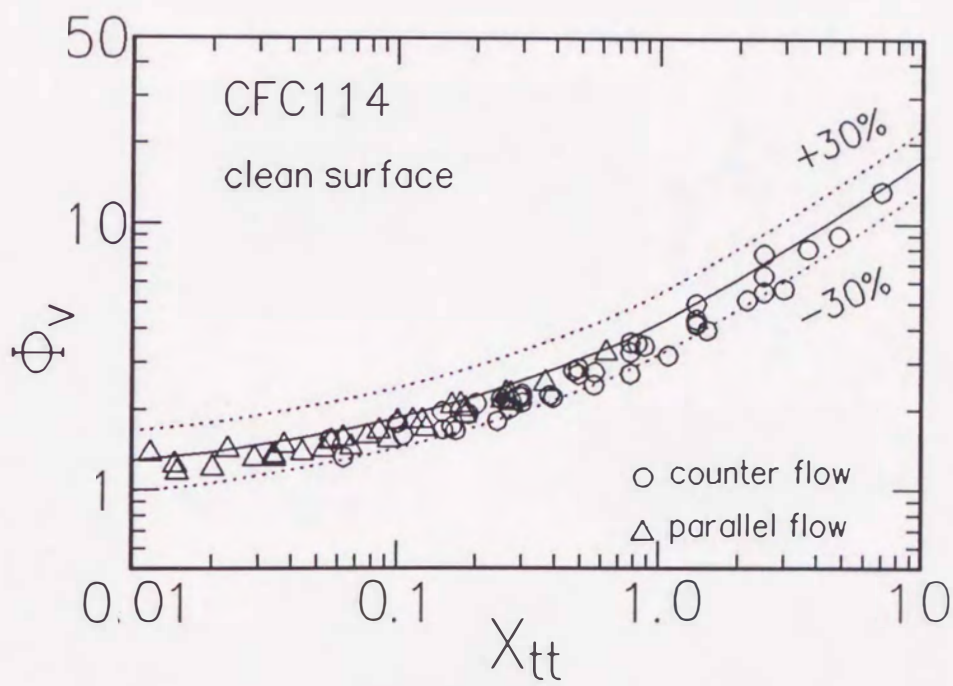
図 8.2(a)~(d) は、それぞれ純冷媒 HCFC22, CFC114, HFC134a, CFC12 について、 Φ_v と X_{tt} の関係を示している。図には、Lockhart-Martinelli の相関^[33] を実線で示してある。全ての冷媒について、大半のデータが Lockhart-Martinelli の相関に対して 0 ~ -30% の範囲で整理されている。

図 8.3(a)~(c) は、それぞれ $y \approx 0.23$, $y \approx 0.5$, $y \approx 0.74$ の混合冷媒 HCFC22/CFC114 の Φ_v と X_{tt} の関係を示している。純冷媒の場合と同様に大半のデータが Lockhart-Martinelli の相関に対して 0 ~ -30% の範囲で整理されており、組成による違いは認められない。

図 8.4 は、第 6 章で CFC12 との比較に用いた HFC134a の実験結果を Φ_v と X_{tt} の関係で示している。この場合は、前述のように伝熱面が多少汚れているにもかかわらず、大半のデータが Lockhart-Martinelli の相関に対して 0 ~ -30% の範囲で整理されている。この図に示すデータの熱伝達係数は清浄な場合よりも 20% 程度高い値を示したが、圧力損失については両者の違いは認められない。

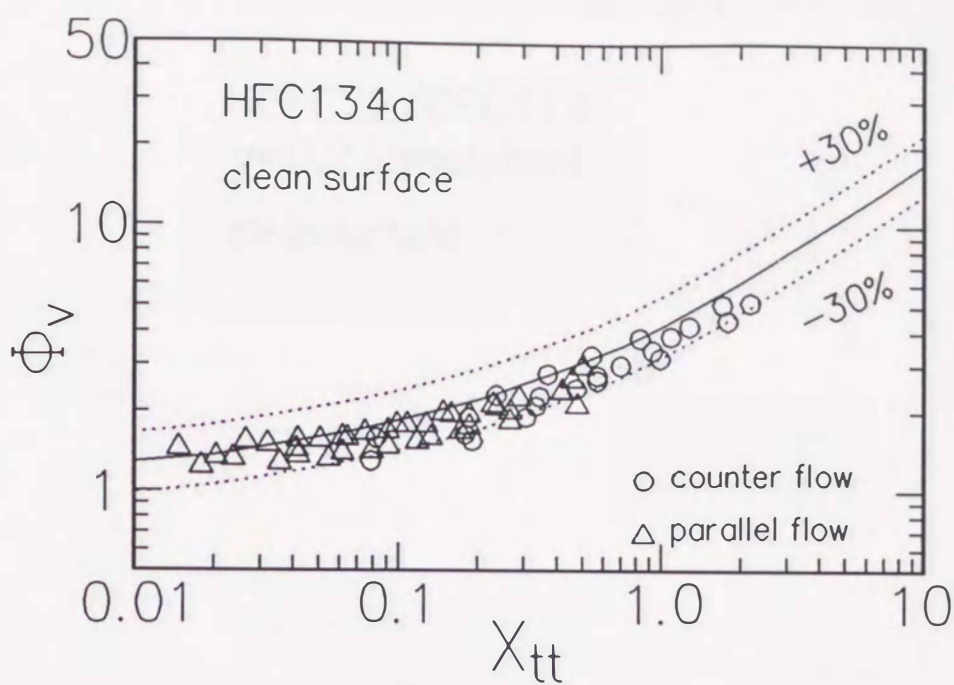


(a) HCFC22

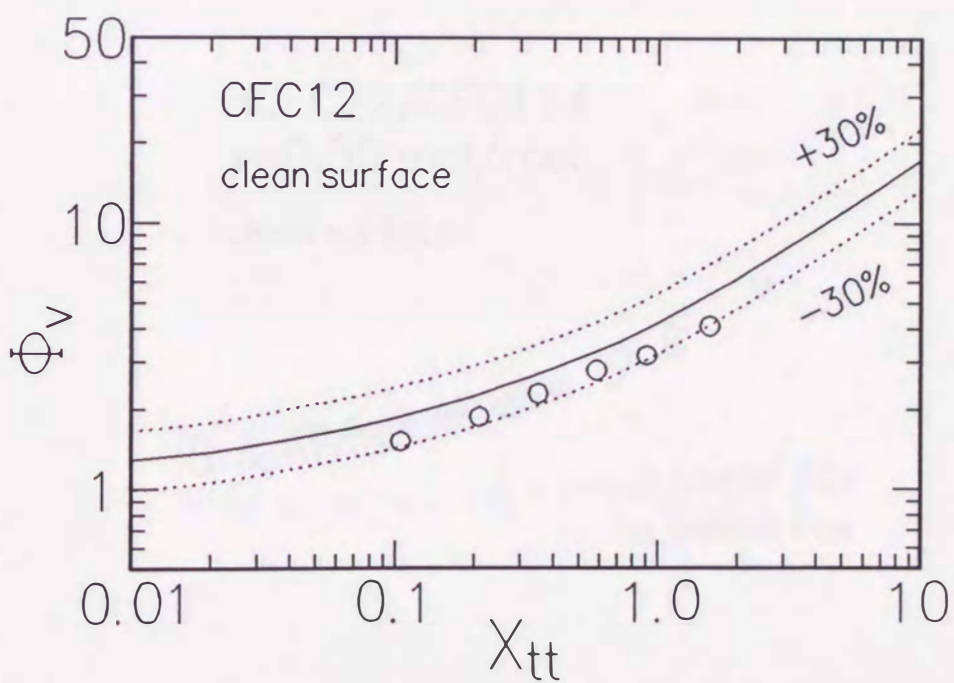


(b) CFC114

図 8.2: Lockhart-Martinelli の相関との比較 (純冷媒)

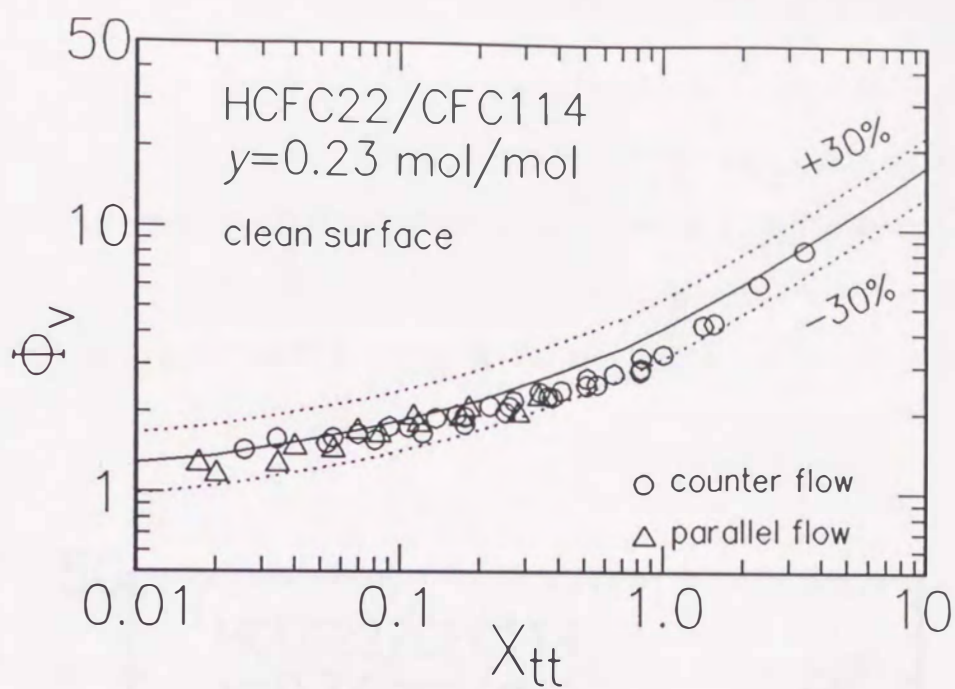


(c)HFC134a

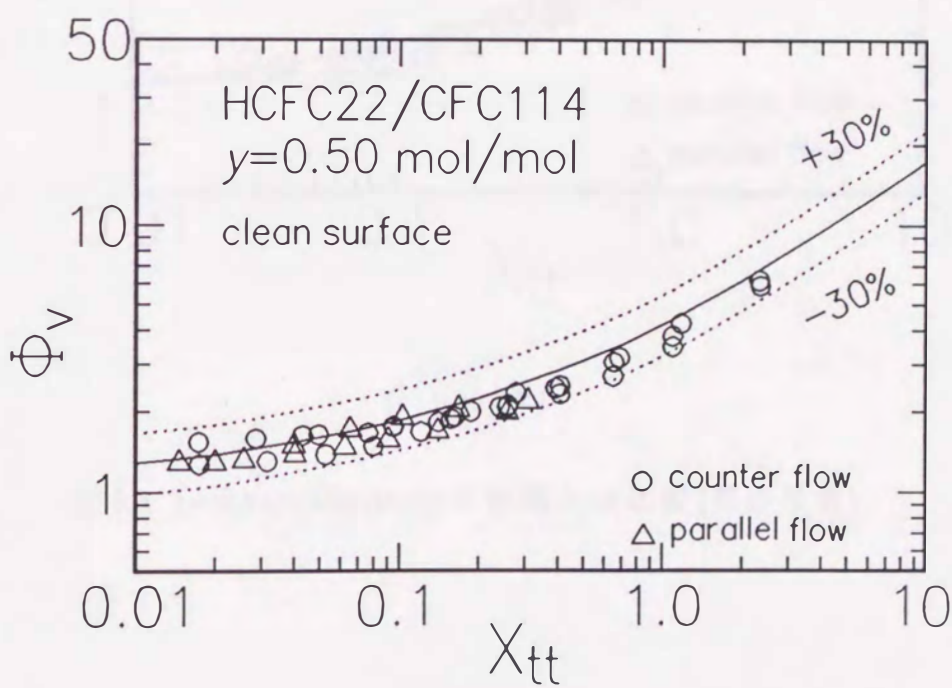


(b)CFC12

図 8.2: Lockhart-Martinelli の相関との比較 (純冷媒)

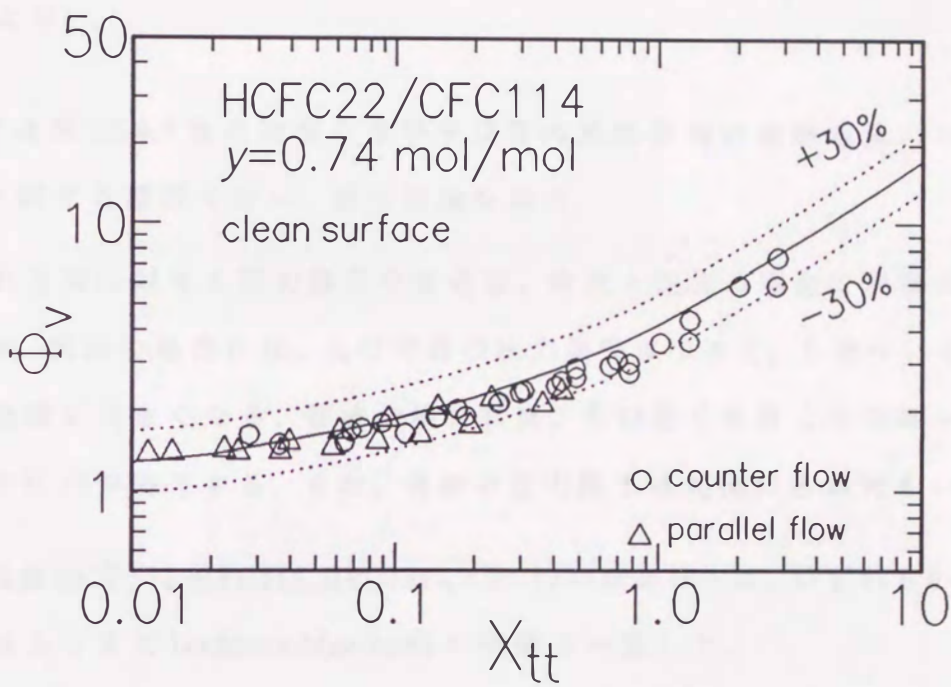


(a) $y \approx 0.23$



(b) $y \approx 0.5$

図 8.3: Lockhart-Martinelli の相関との比較 (混合冷媒)



(c) $y \approx 0.74$

図 8.3: Lockhart-Martinelli の相関との比較 (混合冷媒)

図8.5は、伝熱面に粉末状の汚れが付着していたと考えられる場合の結果をHFC134aについて示している。この場合も大半のデータがLockhart-Martinelliの相関に対して0～-30%の範囲内に整理されており、図8.2(c)および図8.4の結果にはほぼ等しい。第7章で述べたように、この図に示したデータの熱伝達係数は清浄な伝熱面の場合よりかなり高くなったが、圧力損失については差が認められない。

8.3 まとめ

本章では第4,5,6,7章の冷媒の水平平滑管内沸騰・蒸発の実験結果について圧力損失に関する整理を行い、次の結論を得た。

1. 流れ方向に対する圧力損失の変化は、向流と並流の場合で異なる傾向を示す。向流の場合には、入口付近の圧力損失は小さく、下流へいくにつれて急激に大きくなる。並流の場合には、入口近くを除くとほぼ一定の割合で圧力が降下する。また、全体の圧力降下は並流の方が大きい。
2. 純冷媒 HCFC22, CFC114, HFC134a, CFC12 の摩擦損失は、いずれも 0～-30% のばらつきで Lockhart-Martinelli の相関と一致した。
3. 混合冷媒 HCFC22/CFC114 の摩擦損失についても、組成によらず、0～-30% のばらつきで Lockhart-Martinelli の相関と一致した。
4. 第7章で述べた伝熱面表面に粉末状の汚れが付着した場合の摩擦損失は、清浄な場合とほぼ等しい。

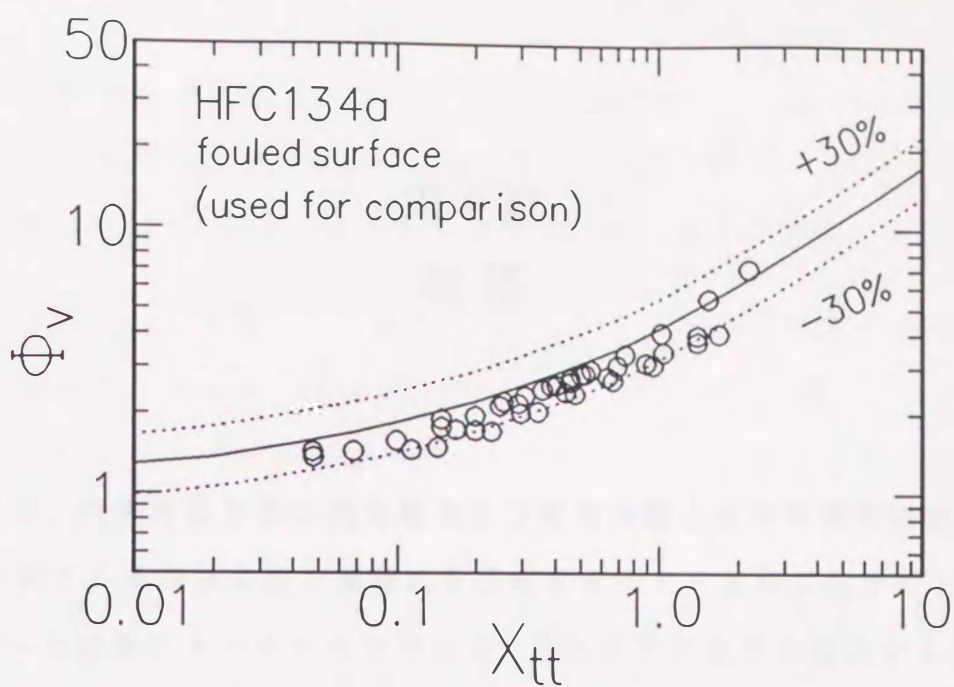


図 8.4: Lockhart-Martinelli の相関との比較 (伝熱面が多少汚れている場合)

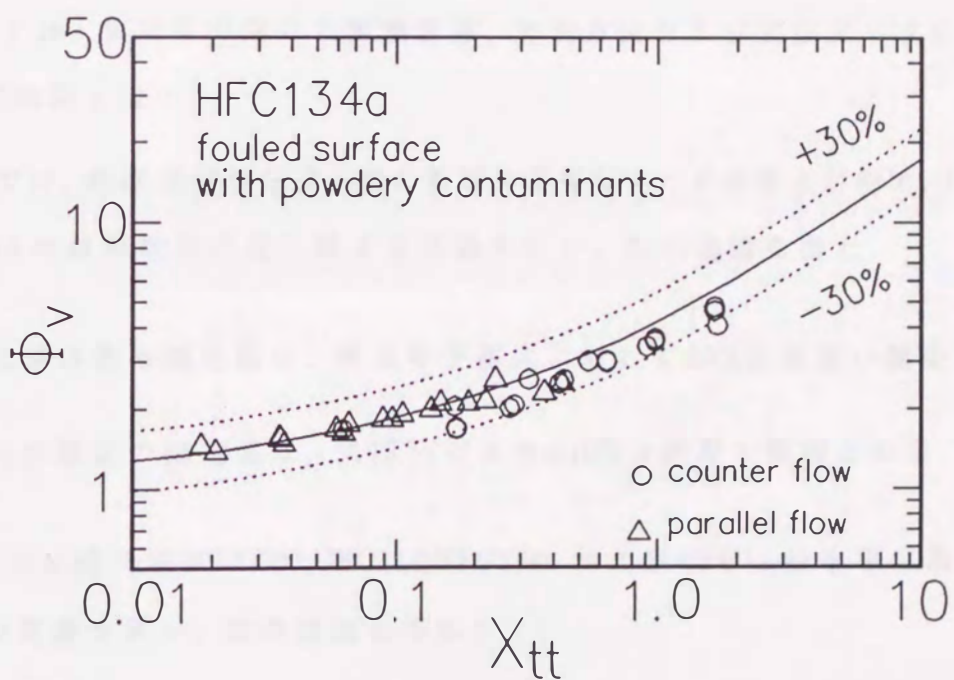


図 8.5: Lockhart-Martinelli の相関との比較 (伝熱面に粉末状の汚れが付着した場合)