

과냉 비등류의 실제건도와 보이드율에 관한 연구

김종현* · 김춘식** · 김경근** · 오 철**

A Study on the Real Quality and Void Fraction of Subcooled Refrigerant Flow

J. H. Kim · C. S. Kim · K. K. Kim · C. Oh

Key Words : Subcooled boiling(과냉비등), Void fraction(보이드율), Real quality(실건도), Equilibrium quality(열평형건도), Liquid bulk temperature(액혼합평균온도), Boiling curve(비등곡선)

Abstract

Real quality and axial void fraction distribution of subcooled refrigerant flow is very important to predict the heat transfer rate and pressure drop in the design of refrigerating system.

In the subcooled boiling region, the liquid bulk temperature is still below the corresponding saturation temperature. But beyond the net vapor generation point, bubble detachment is occurred actively from the vapor layer formed on the wall.

A reliable method to predict the vapor fraction from the liquid bulk temperature is suggested in this paper. And also the actual quality of the subcooled R-113 flow is calculated in the range of 261 ~ 1239 kg/m²s mass velocity and 10~30 K subcooling.

사용기호			[kcal/m ² s]
A	: 유로단면적	[m ²]	
C_{pe}	: 정압비열	[kcal/kg]	
G	: 질량속도	[kg/m ² hr]	
L_{fg}	: 증발잠열	[kcal/kg]	
m_c	: 응축율	[kg/hr]	
p_h	: 가열관 둘레길이	[m]	
q	: 열플럭스	[kcal/m ² s]	
q_b	: 기체 냉매에 전달된 열플럭스		
		q_l	: 액체 냉매에 전달된 열플럭스 [kcal/m ² s]
		s	: 기액의 속도비
		T_s	: 포화온도 [°C]
		T_{lb}	: 실제의 액체온도 [°C]
		ΔT_{sub}	: 과냉도 [°C]
		x	: 실제건도
		x_{eq}	: 열평형건도
		α	: 보이드율 [%]

* 정회원, 한국선급

** 정회원, 한국해양대학교

1. 서론

최근 환경보호문제와 전력수요의 주요 원인인 냉방전력을 최소화하기 위하여 다각적인 노력이 국가차원에서 이루어지고 있으며, 산업의 발전과 더불어 다양한 냉동공조기기의 개발이 추진되고 있다. 특히 프레온 물질의 국제적 사용규제로 인하여 시급히 대체냉매의 국산화, 열전달특성에 관한 기초적 실험데이터의 축적, 이에 대응하는 냉동기기 개발 및 종합적인 열설계 능력의 축적이 요구된다.

증발관의 입구부에서 과냉상태의 냉매는 포화증기와 과냉액이 공존하는 열역학적 비평형상태가 된다. 이러한 영역에서 실제 보이드율의 계산 및 흐름의 양식(Flow Pattern), 국소열전달율과 비등곡선 등은 급후 대체냉매를 이용한 냉동시스템의 상세한 열설계를 위하여 매우 중요하다.

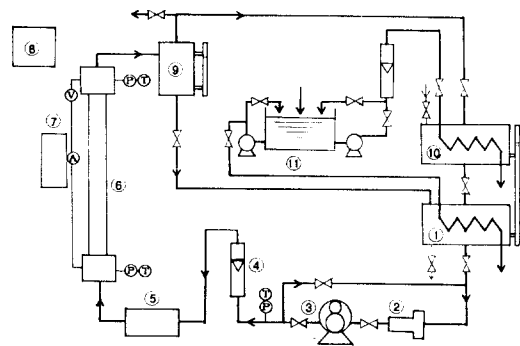
Saha & Zuber¹⁾는 과냉류가 균일히 가열되는 관내에 유입할 경우 열전달영역을 (1) 단상류영역, (2) 고과냉도 영역, (3) 저과냉도 영역으로 구분하고 있다. 이들 연구자는 액체의 평균온도가 상당히 상승하여 저과냉도 영역이 시작되는 정미의 기포발생점(Net Vapor Generation Point)에 관하여, 질량속도가 비교적 적은 경우에는 증기 발생량과 응축량의 관계에 의하여, 큰 경우에는 전열 면에서 발생된 증기포가 전열면을 활발히 이탈하지 못하면 보이드율이 증가하지 못하므로 증기포 이탈의 수력학적 조건에 의하여 정미의 기포발생점이 결정된다고 하였다. 또한 Ahmad²⁾는 열플럭스를 과냉액과 증기에 전달되는 전열량으로 각각 나누어, 증기의 응축량을 실험식을 통하여 정리함으로써, 흐름방향의 단면평균 보이드율을 추정 가능하도록 하는 방법을 제시하였다.

냉매용의 증발관 열설계 측면에서는 단면 전체의 흐름의 발달과정은 물론 전열면 극히 근방의 과냉류의 흐름상태도 매우 중요하다. Hino 등³⁾은 과냉비등류의 실험에서 한계열플럭스(CHF)상태 하에서 합체기포의 거동을 살피기 위하여, 극세 열전대 프루브를 과냉류에 직접 삽입하여 포화증기와 과냉액의 통과시간과 온도를 측정함으로써 단면에서의 국소보이드율의 분포를 분석하고 있다.

본 논문에서는 Hino의 국소액체온도의 측정결과를 토대로 과냉류 혼합평균온도를 구하고, 기액의 속도비를 적절히 가정함으로써 열평형식으로부터 실제의 보이드율을 추정할 수 있는 구체적 방법과 그 결과에 대하여 기술하였다. 실험유체는 R-113 냉매이며 질량속도는 1239, 514, 261kg/m²s 입구과냉도는 10, 20, 30 K이다.

2. 실험장치

실험장치는 Fig.1에 보이는 바와 같다. 실험냉매는 액저장탱크①로부터 건조기(dryer) ②를 거쳐 냉매 순환펌프③에 흡입된 다음, 유량이 조정되어 유량계④에서 유량이 측정되고, 냉매 온도조절기⑤에서 소정의 입구과냉도로 정확히 조절이 되어 실험부⑥에 유입한다. 실험부내의 전열관은 가열전원 장치⑦에 의하여 실험관에 직접 교류저전압을 인가하여 가열되며, 온도제어기⑧에 의하여 전



- ① Liquid Reservoir
- ② Dryer
- ③ Circulating Pump
- ④ Flow Meter
- ⑤ Temp. Controller
- ⑥ Test Section
- ⑦ Power Supply Equipment
- ⑧ Temp. Controller
- ⑨ Separator
- ⑩ Condenser
- ⑪ Cooling Water Tank

Fig. 1 Schematic Diagram of Experimental Apparatus

열관의 번아웃(Burn out)이 방지되도록 되어있다. 실험관을 유출한 기액이상류는 기액분리기⑨에서 분리되어 액체는 액저장탱크로 환류되고, 증기는 응축기⑩으로 유입한다. 응축기는 냉각수탱크에 설치된 냉각수펌프에 의하여 수도수로 냉각되도록 되어있다.

Fig.2에는 실험부의 상세도를 나타낸다. 실험유로의 단면은 동심환상형으로, 외관은 내경 20mm의 투명한 폴리카보네이트관으로서 유동상태를 관찰할 수 있도록 되어 있으며, 내관은 외경 10mm, 길이 400mm로서 전열관의 양단에는 직접 저전압의 교류를 인가하기 위하여 동전극이 연결되어 있다. 실험부의 입구구간(Entrance Region)은 200mm로서, 충분히 흐름이 안정되도록 하였다. 두께 0.5mm의 SUS 304 전열관의 출구에서 10mm 상류측의 관내측에는 미세한 6개의 C-A열전대를 밀착시켜 전열면 내부온도를 측정함으로써 전열면 외표면온도를 계산에 의하여 구할 수 있도록 하였다. 또한 실험관의 입구와 출구에는 압력공이 설치되어 입구와 출구의 압력을 측정할 수 있도록 하였다.

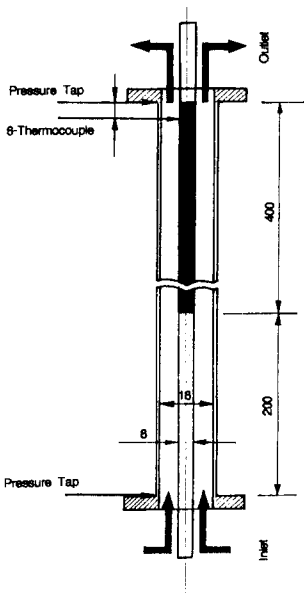


Fig. 2 Detailed Diagram of Test Section

3. 이론해석

균일히 가열되는 전열관에, Fig.3에서 보는 바와 같이, 질량속도 $G \text{ kg/m}^2\text{s}$, 과냉도 $\Delta T_{\text{sub}} = T_s - T_{\text{lib}}$ 인 냉매가 유입한다고 한다. 과냉비동영역(Subcooled Boiling Region)중에서 비교적 I의 고과냉도영역(Z_A)에서는 중심부 액체온도가 매우 낮으므로 기포의 상단부에서 응축이 지속적으로 일어나므로 전열면상의 기포는 성장을 못하여 전열면상에만 존재하게 된다. 그러나 저과냉도영역(Z_B)에서는 기포가 전열면으로부터 이탈을 서서히 개시하여 전열면 근방의 보이드율이 증가하고, 전열면에는 액체의 공급이 활발하여지므로 전열면 온도는 갑자기 낮아지면서 본격적인 핵비등이 이루어진다.

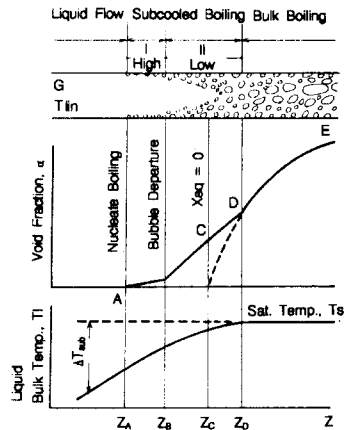


Fig. 3 Distribution of Void Fraction and Liquid Bulk Temperature

열평형방정식에서 이론적으로는 Z_C 위치에서 액체온도는 비로소 포화온도 T_s 에 도달하고, 핵비등에 의한 기포의 발생도 가능하게 된다. 그러나 실제로는 전술한 바와 같이 전열면 근방에 과열액층이 형성되어 과냉상태에서 증기포가 발생하게 되며, 열평형 전도 0의 위치에서는 이미 상당히 높은 보이드율을 갖게 된다.⁷⁾

이러한 과냉비동영역에 대하여 Fig.4와 같이, 가열 개시점으로부터 흐름방향거리가 z 인 위치에서 미소구간 dz 에 대하여 열평형을 생각한다. 일반적으로 dz 구간에서 증기의 전도는 dx 만큼 증가하고, 액체온도는 dT_{lib} 만큼 가열에 의하여 상승할 것

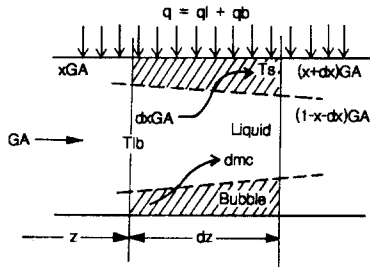


Fig. 4 Model of Heat Balance in Subcooled Boiling Flow

것이며, 또한 아직 액체온도가 포화온도에 도달하지 못하였으므로 전열면 근방의 증기포층으로부터 관중심부의 증기의 응축 dm_c 가 일어날 것이다.

증기와 액체가 갖는 운동에너지, 포텐셜에너지와 포화온도의 변화를 무시하고 먼저 관중심부의 액체상태 냉매흐름에 관하여 미소구간 입구측에서 열평형방정식을 세우면,

$$\begin{aligned} (1-x-dx)GA C_{pl}(T_{lb}+dT_{lb}) \\ = (1-x)GA C_{pl}T_{lb} - dxGA C_{pl}T_s \\ + dm_c[L+C_{pl}(T_s-T_{lb})]q_l P_h dz \end{aligned} \quad (1)$$

식에서 q_l 은 전체 열플럭스 q 중에서, 증기에 전달된 열플럭스를 q_b 라고 할 경우, 액체에 혼합평균 온도 T_{lb} 을 상승시키는데 소모되는 열플럭스를 말한다. 식(1)을 정리하면,

$$\begin{aligned} (1-x)C_{pl}\frac{dT_{lb}}{dz} + C_{pl}\Delta T_{sub}\frac{dx}{dz} \\ = \frac{q_l P_h}{GA} + \frac{dm_c}{dz} \frac{L+C_{pl}\Delta T_{sub}}{GA} \end{aligned} \quad (2)$$

식(2)와 같은 방법으로 증기포층에 대하여 열평형방정식을 정리하면,

$$L\frac{dx}{dz} = \frac{q_b P_h}{GA} + \frac{L+C_{pl}\Delta T_{sub}}{GA} \frac{dm_c}{dz} \quad (3)$$

위식에서 과냉도 $\Delta T_{sub}=T_s-T_{lb}$ 이며, $q=q_l+q_b$ 인 점을 감안하여, 식(2)와 식(3)을 변변끼리 합하여 정리하면,

$$\begin{aligned} (L+C_{pl}\Delta T_{sub})\frac{dx}{dz} + (1-x)C_{pl}\frac{dT_{lb}}{dz} \\ = \frac{(q_l+q_b)P_h}{GA} \end{aligned} \quad (4)$$

위식에서 과냉비등영역에서는 건도가 낮으므로 근사적으로

$$(1-x)C_{pl}\frac{dT_{lb}}{dz} \approx C_{pl}\frac{dT_{lb}}{dz} \quad (5)$$

이라고 간주하고, 변수분리하여 각항을 적분하여 정리하면 다음식을 얻는다.

$$x = \frac{\frac{q_l P_h z}{GA} - C_{pl}(T_{lb} - T_{lin})}{L + C_{pl}(T_s - T_{lb})} \quad (6)$$

식(2), 식(3)과 식(6)이 과냉비등영역에서의 흐름의 해석과 실제건도를 구하기 위한 기본방정식이다. Ahmad²⁾는 식(2)에 있어서 증기포층으로부터 관중심부 액체 냉매로의 응축을 m_c 에 관하여 다음식,

$$\frac{dm_c}{dz} = K\Delta T_{sub}\sqrt{2} \quad (7)$$

같이 가정하여 실험적으로 상수 K 를 구함으로써 실제건도를 구하는 방법을 제시하고 있기도 하다.

Hino는 본연구와 동일한 실험조건하에서, 과냉 비등류의 한계열플럭스 발생기구를 규명하기 위하여 전열면으로부터 거리에 따른 액체 냉매의 확률밀도분포를 이용하여 액체온도 T_{lb} 를 구하였다.

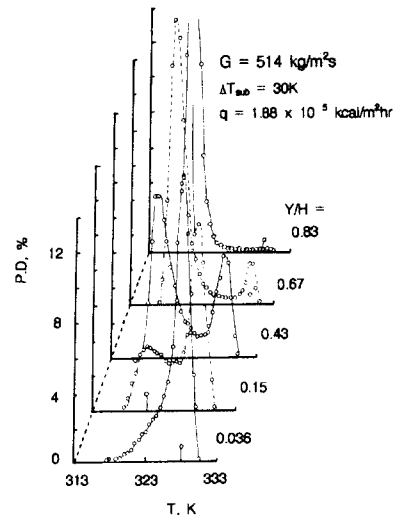


Fig. 5 Probability Density Distribution of Temperature in Subcooled Boiling Flow

Fig.5는 유로폭 H=5mm를 기준으로 한 전열면으로부터의 무차원거리 y/H를 바꾸어가면서 저과냉도영역에서 측정된 예를 나타낸다. 이 그림에서 보는 바와 같이 y/H=0.036의 전열면 극히 근처에는 포화온도 근방에서 최대빈도점이 나타나지만, 전열면으로부터 멀어질수록 저온측에 또다른 최대빈도점이 나타남을 알 수 있다. 즉 저온측의 온도분포는 액체 냉매류의 온도분포를 기본적으로 나타내며, 고온측의 온도분포는 증기류의 온도분포를 나타낸다. 따라서 고온측의 피크점 온도가 포화온도와 거의 일치하는 바와 같이, 저온측의 피크점 온도는 액체평균온도와 거의 일치한다고 간주하여도 무방하다. 그러므로 이와 같은 방법으로 전 실험범위에 대하여 z=390mm 위치에서의 액체 냉매의 혼합평균온도 T_{lb}를 실험식으로 정리한 결과를 요약하면,

(1) G=1239 kg/m²s의 경우
 $\Delta T_{sub}=10K : T_{lb}=329.9 - 8.573 \times \exp(-6.617 \times 10^{-6}q)$ (8)

$\Delta T_{sub}=10K : T_{lb}=329.9 - 17.74 \times \exp(-2.305 \times 10^{-6}q)$ (9)

$\Delta T_{sub}=10K : T_{lb}=329.9 - 27.64 \times \exp(-1.433 \times 10^{-6}q)$ (10)

(2) G=514kg/m²s의 경우
 $\Delta T_{sub}=10K : T_{lb}=330.5 - 8.751 \times \exp(-1.679 \times 10^{-6}q)$ (11)

$\Delta T_{sub}=20K : T_{lb}=312.6 + 7.4793 \times 10^{-6}q$ (12)

$\Delta T_{sub}=30K : T_{lb}=302.4 + 8.559 \times 10^{-6}q$ (13)

(3) G = 261kg/m²s의 경우
 $\Delta T_{sub}=20K : T_{lb}=312.4 + 1.644 \times 10^{-4}q$ (14)

$\Delta T_{sub}=30K : T_{lb}=302.3 + 1.752 \times 10^{-4}q$ (15)

이상과 같이 액체 혼합평균온도 T_{lb}를 알면 식(6)에서 실제건도 x를 구할 수 있으므로, 기액의 속도비 s가 주어지면 단면평균보이드율을 이하에서 기술하는 바와 같이 구할 수 있다. 먼저 유로의 전체

단면적 A중에서 증기가 차지하는 단면적을 A_g, 과냉액체가 차지하는 단면적을 A_l이라고 하면, 단면 평균보이드율 α는

$$\alpha = \frac{A_g}{A} = \frac{A_g}{A_g + A_l} \quad (16)$$

과냉액의 실제속도에 대한 증기의 실제속도 사이의 속도비 s=U_g/U_l은,

$$s = \frac{U_g}{U_l} = \frac{\frac{x G}{\gamma_g \alpha}}{\frac{(1-x) G}{\gamma_l (1-\alpha)}} \quad (17)$$

식(17)을 이용하여 보이드율 α를 정리하면,

$$\alpha = \frac{1}{1+s \frac{U_l}{U_g}} = \frac{x}{x+s(1-x) \frac{\gamma_g}{\gamma_l}} \quad (18)$$

단 위식에서 과냉액체와 증기의 겉보기(superficial velocity)는 실제속도와 각각 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$U_g = \alpha U_g \quad (19)$$

$$U_l = (1-\alpha) U_l \quad (20)$$

식(17)과 같이 표현되는 기액의 속도비 s에 대해서는 유동양식(Flow Pattern)의 판별, 고압 보일러, 원자로 및 냉동계통의 설계를 위하여 많은 연구자들에 의하여 연구되어왔는데, 기본적으로는 기액의 밀도비에 의존함이 알려져 있다.^{11,12,13} 특히 Ahmad²¹는 질량속도 G=400kg/m²sec 이상으로, 과냉비동류 및 포화비동류에 모두에 적용할 수 있는 다음과 같은 실험식을 제시하였다.

$$s = \left(\frac{\gamma_c}{\gamma_g} \right)^{0.205} \left(\frac{G D_h}{\mu_l} \right)^{-0.015} \quad (21)$$

위식은 실제건도 x가 비교적 낮은 경우에는 실제보다 약간 적은 값을 나타내지만 그 오차는 적을 뿐 아니라 비교적 고건도영역까지 정도높게 적용이 가능함이 알려져 있다.¹⁰

4. 결과 및 고찰

Fig.6은 질량속도 $G=514\text{kg/m}^2\text{s}$ 의 경우, $z=390\text{mm}$ 위치에서의 열평형건도 x_{eq} ,

$$x_{eq} = \frac{\frac{q P_h z}{G A} - C_{pl}(T_s - T_{lin})}{L} \quad (22)$$

를 열플럭스 q 에 대하여 정리한 결과를 나타낸다. 입구과냉도 $\Delta T_{sub}=10\text{K}$ 로서 열플럭스 $q \approx 0.7 \times 10^6 \text{kcal/m}^2\text{hr}$ 이상의 조건을 제외하면 측정점에서의 열평형건도는 음의 범위임을 확인할 수 있다.

Fig.7은 같은 실험조건하에서 측정점의 액체 혼

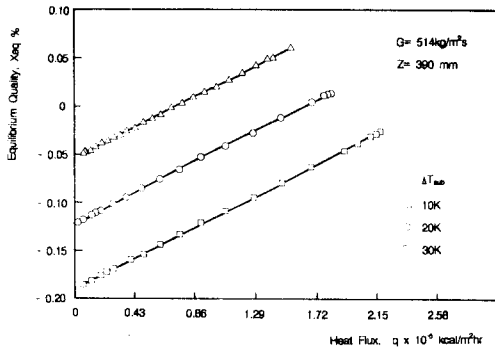


Fig. 6 Equilibrium Quality to Heat Flux

합평균온도를 식(11)~식(13)에 의하여 계산한 결과를 나타낸다. 질량속도 $G=514\text{kg/m}^2\text{s}$ 로서 입구과냉도 $T_{sub}=20, 30\text{K}$ 인 경우에는 열플럭스의 증가에 따라서 액체 혼합평균온도도 거의 선형적으로 증가하지만, 입구과냉도가 적은 $\Delta T_{sub}=10\text{K}$ 의 경우에 $q \approx 1.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2\text{hr}$ 이후에서는 포화온도인 330K 에 접근하고 있음을 알 수 있다.

속도비를 식(21)에서, 실제건도를 식(6)에서 계산하여 식(17)에 의하여 계산된 단면평균 보이드율 추정결과를 Fig.8에 나타낸다. 예를 들어 $\Delta T_{sub}=20\text{K}$ 인 경우에는 $q \approx 0.86 \times 10^6 \text{kcal/m}^2\text{hr}$ 에서 열평형건도는 -0.05 임에도 불구하고 실제로는 과냉기포류상태가 되어 단면평균 보이드율이 50%를 상회하여 기액의 흐름상태는 벌써 발달한 기포류 또는 프릭류 상태로 되어 있음을 알 수 있

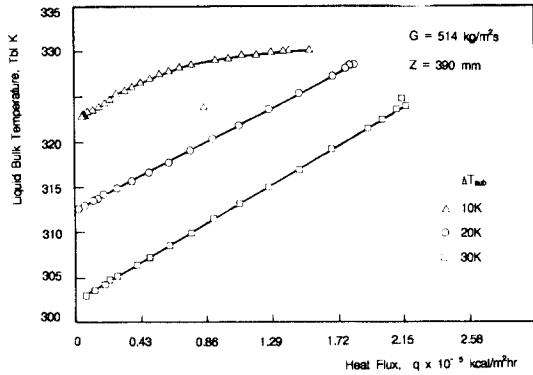


Fig. 7 Liquid Bulk Temperature to Heat Flux

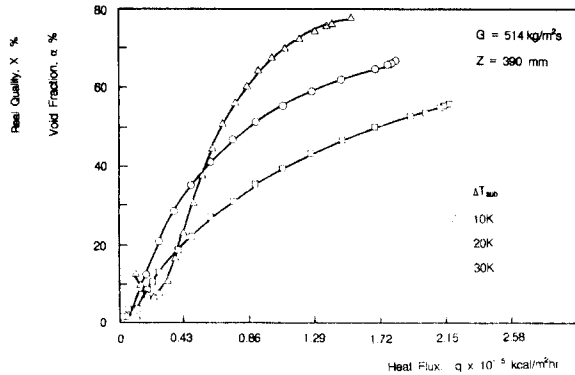


Fig. 8 Void Fraction to Heat Flux ($G=514\text{kg/m}^2\text{S}$)

다.

Fig.9는 비교적 적은 질량속도 $G=261\text{kg/m}^2\text{s}$ 인 경우 측정위치에서의 보이드율의 계산결과를 나타낸다. 이 그림에서는 예를 들어 $\Delta T_{sub}=20\text{K}$ 인 경우에는 $q \approx 1.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2\text{hr}$ 에서 액체 혼합평균온도가 포화온도가 되어, 이후에서는 열플럭스가 전부 증기발생에 소모되므로 보이드율도 급증하여 80% 정도에 도달함을 알 수 있다. 이와 같이 보이드율이 70~80%에 도달하면, 흐름상태는 스크류 상태로 발달된다.

열플럭스의 증가로 인하여 흐름이 발달하면 액단상류에 의한 열전달로부터 핵비등에 의한 열전달로 전열메커니즘이 변화한다. Fig.10은 $G=1239\text{kg/m}^2\text{s}$ 인 경우의 비등곡선의 추정결과이다. 그림중의 가는 실선은 핵비등열전달에 관한

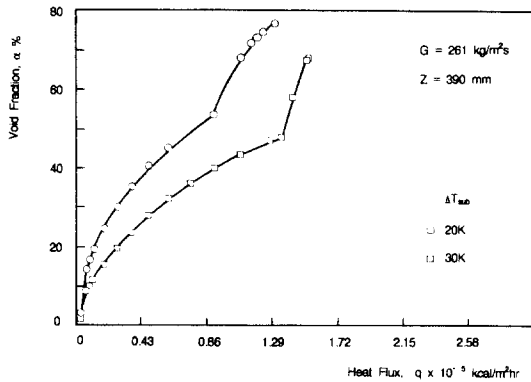


Fig. 9 Void Fraction to Heat Flux (G=261 kg/m²s)

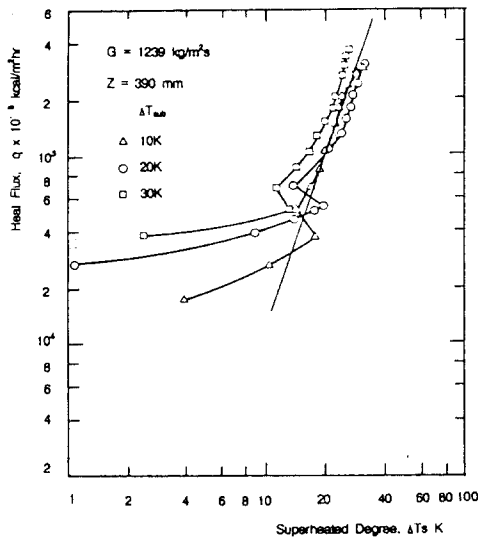


Fig. 10 Boiling Curve (G=1239 kg/m²s)

Rohsenow의 식¹⁴⁾으로서,

$$\frac{C_{pl} \Delta T_s}{L} = 0.006 \frac{q}{L \mu_l} \left(\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)} \right)^{0.33} \left(\frac{C_{pl} \mu_l}{K_l} \right)^{1.7} \quad (23)$$

그림에서 보는 바와 같이, 열플럭스가 적은 경우에는 주로 액단상류의 대류열전달이 지배적이다. 그러나 가열량을 증가시켜 가면 Fig.3에서 설명한 바와 같이 전열면으로부터 증기포의 이탈이 개시됨으로써 전열면에 액체의 공급이 촉진되어

열플럭스가 증가되면 오히려 전열면온도가 하강하면서 본격적인 핵비등이 지배적인 상황이 된다. 핵비등영역에서는 약간의 입구과냉도의 영향은 보이고 있으나, 기본적으로는 Rohsenow의 식과 거의 잘 일치하고 있음을 확인할 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 냉동기의 증발부 열설계와 관련하여 매우 중요시되는 과냉비등류에 관하여 상변화 상태하의 열평형방정식을 세우고, 실제로 측정된 액상의 온도측정결과를 이용함으로써 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 증발관내의 실제액온을 측정함으로써 실제의 건도와 보이드율을 추정할 수 있는 새로운 방법을 제시하였다.

(2) 과냉비등류에 관한 본 연구의 범위에서는 열평형건도가 0.1~0 범위에서 실제로는 벽면 근방에 증기포층이 형성됨으로써 단면평균보이드율은 40~50%를 상회한다.

(3) 액온이 높아져 포화비등상태가 되면 냉매에 가하여진 열플럭스가 전부 증기발생에 소모되므로 단면평균보이드율은 더욱 급격히 상승한다.

(4) R=113 냉매의 과냉비등류영역에서의 비등곡선은 과냉도의 영향은 있지만 기본적으로는 Rohsenow가 제시한 실험식과 유사한 특성을 갖는다.

참고문헌

- 1) P.Saha and N.Zuber, Point of Net Vapor Generation and Vapor Void Fraction in Subcooled Boiling, 5th Int.Heat Trans. Conf., Tokyo, Vol. 4, pp. 175 - 179(1974)
- 2) Ahamad,S.Y., Axial Distribution of Bulk Temperature and Void Fraction in a Heated Channel with Inlet Subcooling, Trans. of the ASME, Ser. C, Vol. 92, No. 4, pp. 595 - 609(1970)
- 3) Hino,R. and Ueda,T., Studies on Heat Transfer and Flow Characteristics in Subcooled Flow Boiling(Part 1. Boiling Characteristics), Int. J. Multiphase Flow(1984)

- 4) Hino,R.and Ueda,T., Studies on Heat Transfer and flow Characteristics in Subcooled Flow Boiling(Part 2. Flow Characteristics), Int. J. Multiphase Flow(1984)
- 5) 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 Trans. Vol. 11, pp. 211 - 213(1968)
- 6) Kim, K.K. and Ueda, T., Critical Heat Flux and Transition to Film Boiling in a Subcooled flow Boiling System, 8th Int. Heat Trans. Conf., Vol. 5, pp. 2203 - 2208(1986)
- 7) Van der Molen, S.B. and Galjee, F.W.B.M., The Boiling Mechanism during Burnout Phenomena in Subcooled Two - Phase Water Flow, 6th Int. Heat Trans. Conf., Toronto, Vol. 1, pp. 381 - 385 (1978)
- 8) 植田辰洋, 管内流動沸騰および凝縮系の熱傳達に関する研究現況, 日本機械學會論文集(B), 第3卷, 第8號(1982)
- 9) 植田辰洋, 氣液二相流, 養賢堂(1981)
- 10) 金京根, 氣液二相流, 太和出版社(1986)
- 11) Zuber,N., Staub,F.W. and Bijiwaard,G., Vapor Void Fraction in Subcooled Boiling and in Saturated Boiling Systems, 3rd Int.Heat Trans.Conf., Vol. 5, pp. 24 - 38(1966)
- 12) Levy,S., Steam Slip - Theoretical Prediction from Momentum Model, Trans.of ASME, Ser.C, Vol. 82, pp. 113 - 124(1960)
- 13) Zivi,S.M., Estimation of Steady State Steam Void Fraction by Means of the Principle of Minimum Entropy Production, Trans.of ASME, Ser. C, Vol. 86, pp. 247 - 252(1964)
- 14) Rohsenow,W.M., Trans.of ASME, Ser.C, Vol .74, pp. 969(1952)