

2중관형 2상 열사이폰의 한계열유속 특성에 관한 연구

김 욱†

(2002년 3월 9일 접수, 2002년 8월 17일 심사완료)

A Study on Critical Heat Flux Characteristics in a Two-Phase Concentric-Tube Thermosyphon

Wook Kim

Key Words: Critical Heat Flux (한계열유속), Thermosyphon(열사이폰), Concentric Tube(이중관형), Two Phase(2상), Void Rate(보이드율)

Abstract

An experimental study was made to elucidate critical heat flux(CHF) characteristics in a two-phase concentric-tube thermosyphon. The experiment was performed by using saturated water, over the experimental range of configuration: inner diameter of heated outer tube $D=12\text{mm}$, outer diameter of unheated inner tube $d_o=3$ to 10mm and heated tube length $L=100$ to 1000mm . The experiment shows that the CHF is enhanced with increase in the inner tube diameter, and that the CHF decreases beyond a certain diameter of the inner tube. There is an optimum diameter for inner tube that maximizes the CHF, for each tube length and test liquid. The CHF maximum is about two to eight times as large as that without an inner tube. For a large inner tube, the CHF characteristics is similar to that for natural convective boiling in a vertical annular tube.

기호설명

B_o : 보이드 수
 B_o^* : 수정 보이드 수
 C_i : 기액의 경계마찰계수
 C_w : 액상의 벽면마찰계수
 C_{wg} : 증기의 벽면마찰계수
 D : 가열관 내경 [m]
 d_o : 내관 외경 [m]
 d_i : 내관 내경 [m]
 h_{fg} : 증발잠열 [kJ/kg]
 j_g, j_l : 기체와 액체의 걸보기 속도 [m/s]
 j_{gmax}, j_{lmax} : 기체와 액체의 최대걸보기속도 [m/s]
 j_g^* : 무차원 가스의 걸보기 속도 [m/s]
 q_{co} : 한계열유속 [MW/m^2]

u_g, u_l : 환상유로의 증기속도와 액체속도 [m/s]
 α : 보이드율
 α^* : j_{max} 에 의한 보이드율
 δ : 액막두께 [m]
 μ_l : 액체의 점성계수 [$\text{Pa}\cdot\text{s}$]
 ν_g, ν_l : 기체와 액체의 동점성계수 [m^2/s]
 ρ_g, ρ_l : 기체와 액체의 밀도 [kg/m^3]
 $\tau_i, \tau_w, \tau_{wg}$: 기액, 액상, 기상의 경계전단응력 [Pa]

1. 서론

열사이폰은 히트파이프와 함께 잠열수송의 수단으로 1940년 Gaulger가 출원한 미국특허 이후에 본격적으로 개발된 기구로써 관내부에 심지(wick)가 없는 것을 의미한다.^(1,2) 열사이폰은 가열부, 단열부, 냉각부가 있어 작동유체의 기체와 액체의 밀도차를 이용하여 열을 이동시키게 되는 일종의 열 수송소자이다. 유체자신의 밀도차에 의해 발생하는 순환력 때문에 외부동력을 가하지

† 회원, 기술표준원 자본재과 수석연구원

E-mail : wkim@ats.go.kr

TEL : (02)509-7288 FAX : (02)509-7301

않아도 열수송이 쉬운 특성을 이용하여 반도체의 냉각, 터빈 날개 등의 급속 냉각, 지열의 인출 등에 응용하면 공업적으로 그 활용가치가 대단히 높아 세계각국의 연구자들이 이론적으로나 실험적으로 많은 연구를 수행하여 왔다.⁽³⁻⁶⁾ 그러나, 열유속 증가에 따른 한계열유속 (CHF : Critical Heat Flux)의 특성 때문에 공업적 이용이 극히 제한되어져 있어, 그 동안 이론 및 실험으로 CHF를 높이기 위한 연구가 지속적으로 수행되어 왔다.^(1,6-9) 하지만 그 유동양상이 복잡하고, 다양하며 실험 설비 구성이 매우 까다로운 관계로 그다지 진전을 보지 못하였으며, 더욱이 국내에서는 열사이폰의 한계열유속 관련연구가 아직 소개된 바가 없었다. 최근에 2중관 열사이폰이 한계열유속(CHF)을 단관 열사이폰보다 2배이상 개선시킬 수 있다는 결과를 제시한 적이 있다.⁽¹⁰⁾

따라서, 본 연구에서는 CHF의 거동을 이론적으로 구체화시키기 위하여 Fig. 1과 같이 2중관형 열사이폰의 한계열유속 계산을 위한 분리류모형을 제안하였으며, 2중관형 열사이폰의 내관 및 외관사이의 틈새변화와 열사이폰의 수직길이 변화에 따른 한계열유속의 거동을 관찰함으로써, 한계열유속과 관련된 삽입내관의 최적치를 찾고자 연구를 수행하였다. 또한, 이로부터 이중관 2상 열사이폰의 분리류 모형을 정립하였다.

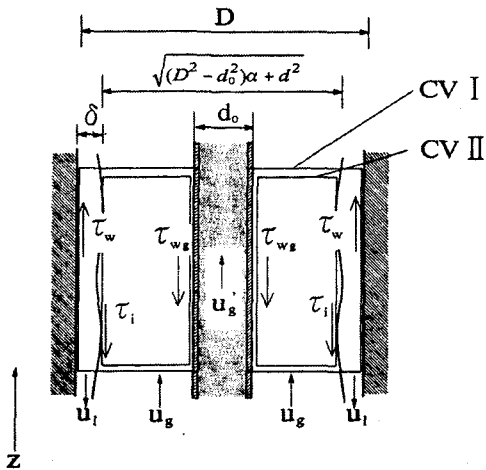


Fig. 1 Control volumes for the two-phase concentric-tube thermosyphon

2: 2중관형 2상 열사이폰의 지배방정식

2중관형 2상 열사이폰의 지배 방정식을 세우기 위하여 Fig. 1과 같은 정상상태에서의 기체 대향류가 환상으로 흐르는 모델(분리류 모델)을 가정하였다. 환상유로의 기액흐름에 대한 검사체적 I, II를 설정하고, 검사체적 I에 대한 힘의 평형관계를 나타내면 식 (1)과 같다.⁽¹¹⁻¹³⁾

$$-\frac{dp}{dz} \frac{\pi(D^2 - d_o^2)}{4} + \tau_w \pi D = [\rho_l(1 - \alpha) + \rho_g \alpha] g \frac{\pi(D^2 - d_o^2)}{4} \quad (1)$$

기체의 경우만 고려된 검사체적 II에서 힘의 평형은 식 (2)와 같다.

$$-\frac{dp}{dz} \frac{\pi(D^2 - d_o^2)}{4} - \tau_i \pi \sqrt{(D^2 - d_o^2)\alpha + d_o^2} - \tau_{wg} \pi d = \rho_g g \alpha \frac{\pi(D^2 - d_o^2)}{4} \quad (2)$$

식 (1), (2)에서 압력구배를 소거하면, 액막류에 대한 지배방정식 식 (3)을 얻을 수 있다.

$$\tau_w \pi D + \tau_i \pi \sqrt{(D^2 - d_o^2)\alpha + d_o^2} + \tau_{wg} \pi d = (\rho_l - \rho_g) \alpha (1 - \alpha) g \frac{\pi(D^2 - d_o^2)}{4} \quad (3)$$

또 전단응력 $\tau_w, \tau_i, \tau_{wg}$ 를 식 (4)와 같이 정의할 수 있다.

$$\begin{aligned} \tau_w &= \frac{1}{2} C_w \rho_l u_l^2 = \frac{1}{2} C_w \rho_l \frac{j_l^2}{(1 - \alpha)^2} \\ \tau_i &= \frac{1}{2} C_i \rho_g (u_g + u_l)^2 = \frac{1}{2} C_i \rho_g \frac{j_g^2}{\alpha^2} \left\{ 1 + \frac{\alpha}{(1 - \alpha)} \frac{j_l}{j_g} \right\}^2 \\ \tau_{wg} &= \frac{1}{2} C_{wg} \rho_g u_g^2 = \frac{1}{2} C_{wg} \rho_g \frac{j_g^2}{\alpha^2} \end{aligned} \quad (4)$$

여기서, j 는 걸보기속도이다. 2상 열사이폰의 경우 관로 단면을 통과할 때 걸보기 속도는 연속방정식의 조건으로부터 식 (5)를 항상 만족한다.

$$\rho_l j_l = \rho_g j_g \quad (5)$$

따라서, 지배방정식인 식 (3)은 식 (6)과 같이 기체의 겉보기속도 j_g 와 보이드율 α 의 함수로서 표현될 수 있다.

$$\frac{\rho_g^2 \pi D \alpha C_w}{2 \rho_l (1-\alpha)^2} j_g^2 + \frac{\rho_g \pi \sqrt{(D^2 - d_o^2) \alpha + d_o^2}}{2 \alpha^2} \left\{ 1 + \frac{\rho_g \alpha}{\rho_l (1-\alpha)} \right\}^2 C_j j_g^2 + \frac{\rho_g \pi d_o}{2 \alpha^2} C_w j_g^2 = (\rho_l - \rho_g) \alpha (1-\alpha) g \frac{\pi (D^2 - d_o^2)}{4} \quad (6)$$

또한, 각각의 마찰계수는 식 (5)를 통하여 식 (7)과 같이 j_g 와 α 로서 표시할 수 있으며, 이때 각각 마찰계수와 식 (6)을 사용하여 j_g 가 극대도 되는 조건인 $\partial j_g / \partial \alpha = 0$ 로부터 j_{gmax} 를 구한다.

$$C_w = \begin{cases} \frac{16.0}{Re_l} & (Re_l \leq 160) \\ \exp(5.4862 - 2.1028 \ln(Re_l) + 0.11855 [\ln(Re_l)]^2 - 0.0013035 [\ln(Re_l)]^3) & (160 < Re_l \leq 10^4) \\ 0.079 Re_l^{1/4} & (10^4 \leq Re_l) \end{cases}$$

$$C_i = \begin{cases} \frac{16.0}{Re_g} \frac{A}{\exp(A) - 1} & (Re_g \leq 2900) \\ \frac{Re_g - 2900}{11000 - 2900} (0.8 C_{i,t} - C_{i,1}) + C_{i,1} & (2900 < Re_g \leq 11000) \\ \frac{Re_g - 11000}{20000 - 11000} (C_{i,t} - 0.8 C_{i,1}) + 0.8 C_{i,1} & (11000 < Re_g \leq 20000) \\ 0.005 + m(2\delta/D)^n & (20000 < Re_g) \end{cases}$$

$$C_{wg} = \begin{cases} \frac{16.0}{Re_g} & (Re_g \leq 3000) \\ 0.0791 Re_g^{1/4} & (Re_g > 3000) \end{cases} \quad (7)$$

여기서, Re_l , Re_g 는 각각 액상과 기상의 레이놀즈 수로서 식 (8)과 같이 정의된다. 식 (7)에서 $Re_g = 2900$ 일때는 $C_{i,t} = C_i$ 가 되고, $Re_g = 20000$ 일때는 $C_{i,t} = C_i$ 가 된다. 각각의 상수들은 식 (9)과 같이 나타낼 수 있다.

$$Re_l = \frac{4\Gamma}{\mu_l} = \frac{4\rho_l u_l \delta}{\mu_l} = 2\rho_l u_l \frac{D - \sqrt{(D^2 - d_o^2)\alpha + d_o^2}}{\mu_l} \quad (8)$$

$$= 2\rho_l j_l \frac{D - \sqrt{(D^2 - d_o^2)\alpha + d_o^2}}{\mu_l (1-\alpha)}$$

$$Re_g = \frac{(u_g + u_l)D}{\nu_g} = \frac{Dj_g}{\nu_l \alpha} \left\{ 1 + \frac{\alpha \rho_g}{1 - \alpha \rho_l} \right\}$$

$$m = 0.2574 (B_o^*/2)^n 10^{9.07/B_o^*}$$

$$B_o^* = \sqrt{(\rho_l - \rho_g)gD^2/\sigma}$$

$$2\delta/D = 1 - \sqrt{(D^2 - d_o^2)\alpha + d_o^2}/D \quad (9)$$

면적은 식 (10)과 정의된다.

$$A = \frac{\alpha D/L}{32.0[1 + \alpha/(1-\alpha)(\rho_g/\rho_l)]} Re_g \quad (10)$$

검사체적 I에 있어서 한계열유속 q_{co} 는 질량과 에너지와의 관계로부터 식 (11)로 표현할 수 있으며 j_{gmax} 을 대입함에 의해 한계열유속 계산이 가능하다.

$$q_{co} = \rho_l j_{lmax} \frac{(D^2 - d_o^2)}{4DL} h_{fg} = \rho_g j_{gmax} \frac{(D^2 - d_o^2)}{4DL} h_{fg} \quad (11)$$

3. 실험

3.1 실험장치

2중관형 2상 열사이폰의 실험을 하기 위하여 Fig. 2와 같이 실험장치를 구성하였다. 실험장치는 크게 압력용기, 데이터 획득장치와 컨트롤 시스템으로 구성하였으며, 40기압까지 견딜 수 있는 스테인레스 스틸로 구성된 압력용기에는 물이 채워지고 히터와 보조히터 및 냉각기 또는 응축기가 가열과 냉각을 통하여 온도가 조절되도록 하였다.

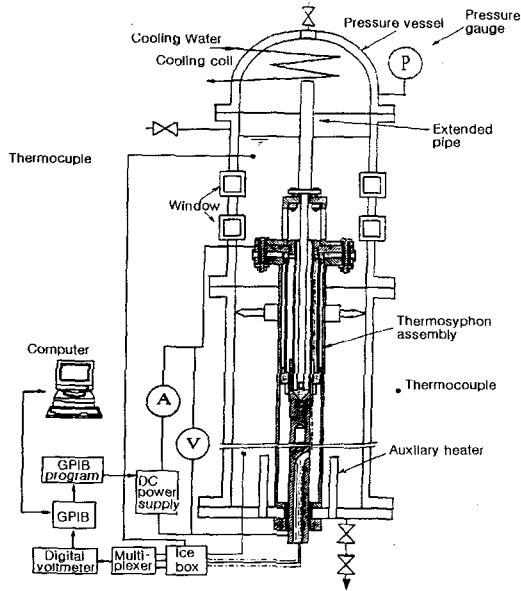


Fig. 2 Schematic diagram for experimental apparatus

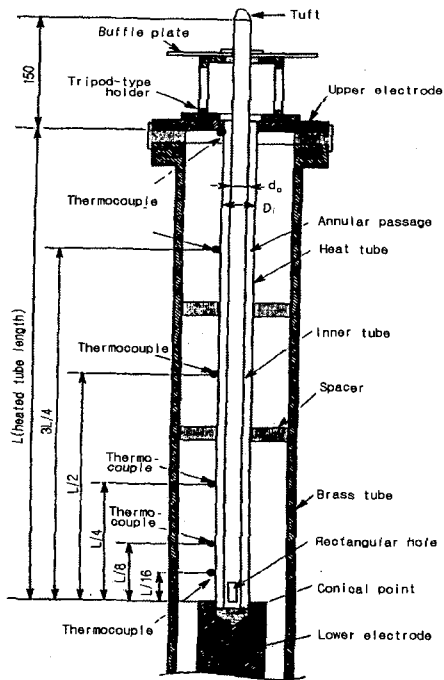


Fig. 3 Schematic of the concentric-tube thermosyphon

압력용기 내부를 관찰하기 위한 6개의 창을 용기 상부에 2개 중간부에 4개로 설치하였다. 열사이폰의 외부는 황동으로 되어 있으며 스텔레스 가열관 외부에 C-A 열전대를 부착하였고, 동으로 제작된 전극봉에 의해 전기가 공급되도록 하였다. 가열관내 전극과 관 벽사이에 절연요소는 베이클라이트로 처리하였으며, DC전압은 Joule가열에 의하여 균등하게 가열되도록 하였고, 열사이폰이 수직으로 유지하기 위한 기구를 사이폰 바깥표면에 부착하였다. 청동관과 가열관 사이에 존재하는 공기층은 열절연재로서 작용하도록 하였다. 또한 실험에 사용된 2중관형 열사이폰의 시험구간과 치수를 Fig. 3과 같이 나타내었다.

3.2 실험방법

2중관형 2상 열사이폰의 실험을 하기 위한 실험은 외관을 12mm로 고정하였고, 내관의 직경을 0(단관인 경우)과 3, 6, 8, 10mm로 변경하였다. 환상유로에서의 액온이 포화온도 (100℃)에 도달하면 직류전류의 스위치를 On한 후 냉각수를 넣어 액온을 포화온도에서 ± 0.5℃의 범위내로 유지시켰다. 그 후 컴퓨터에 예측 전압과 초기전압을 입력하여 실험을 시작하였고 자동적으로 전압을 올려가도록 프로그램하여 실험을 수행하였다. 즉, 컴퓨터에서 초기전압과 예측전압의 차이가 50% 날 때는 예측전압의 20%를, 50~70% 차이가 날 때는 예측전압의 10%, 85~90%의 차이가 날 때는 예측전압의 2%, 90%이상 차이가 날 때는 예측전압의 1.5%의 전압의 상승이 있도록 하였다.

최초의 한계열유속값을 구하기 위해 적당한 예측전압을 설정해서 실험을 한 후, 2회째부터는 초기의 실험에서 측정된 전압으로부터 예측하여 입력하고 한계열유속과 전압을 측정하였다. 가열관의 온도상승구배가 어느 한계이상일 때 전원이 자동 단락 되면서 액체온도, 압력, 가열면 각부의 온도 및 단락시점의 온도 등이 자동으로 계측되어 컴퓨터에 저장되며, 한계열유속이 계산되도록 하였다. 또한, 모든 실험이 누전, 이상 압력의 상승 등에 대하여 안전을 유지토록 제어하였다.

4. 결과 및 검토

4.1 한계열유속의 특성

실험을 통한 관찰에서 2중관형 2상 열사이폰은

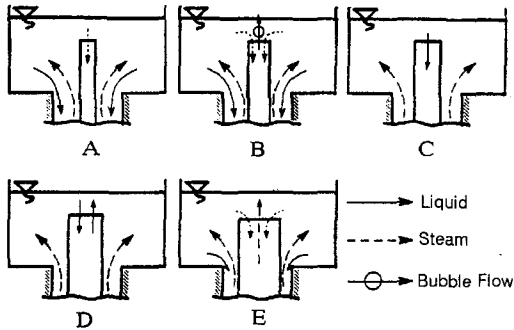


Fig. 4 Flow patterns of vapor or liquid for CHF

열유속증가에 따라 Fig. 4와 같이 5종류의 유동양상을 나타내는 것이 확인되었다. Fig. 4의 A와 B, E는 환상유로에서 증기와 물이 대향류를 이루나, 그림 C, D는 내관으로 물이 유입되어 증기만이 유출되는 순환류를 나타낸다. 또한 내관을 통과하는 증기, 액체, 기액 등의 상태량도 CHF의 변화에 기여하며, 이러한 내관삽입에 의한 유동상태변화로 CHF가 2~8배 이상 향상될 수 있음이 본 실험결과(Fig. 10)에 의해 확인되었다. 내관삽입에 의한 CHF의 개선 폭은 가열관 길이가 길수록 크게 된다. 이러한 삽입내관의 관경은 최적치가 존재하며 이 값은 가열길이와 압력의 변화에도 영향을 받는다. 즉, 사이폰과 동심의 내관에서 사이폰으로 유입하는 액과 사이폰에서 유출하는 기액상의 유체가 내관에 의해 적절히 배분되는 관계로 이의 적정선이 한계 열유속의 최적조건을 발생시키는 것으로 생각된다.

4.2 한계열유속과 보이드율

식 (6)을 변형해서 얻은 함수 $F(\alpha, j_g) = 0$ 에 있어 임의의 보이드율, $\alpha < 1$ 를 주고 뉴턴법에 의해 j_g 를 구하였다. 이때 구속조건은 10^{-5} 로 하였으며, 최대증기유속 j_{gmax} 을 구하기 위하여 보이드율은 0.9에서 1.0까지의 범위로 한정하여 0.0001씩 변화시켜주고 이 보이드율의 범위에 최대 증기유속 j_{gmax} 가 존재하지 않다면 범위를 넓혀 다시 계산하는 방법을 취하였다. 이상의 계산에 의해 얻은 최대 증기 유속 j_{gmax} 를 식 (11)에 대입해서 한계열유속을 구하였다. Fig. 5는 식 (6)에 식 (7)의 마찰계수와 위의 보이드율의

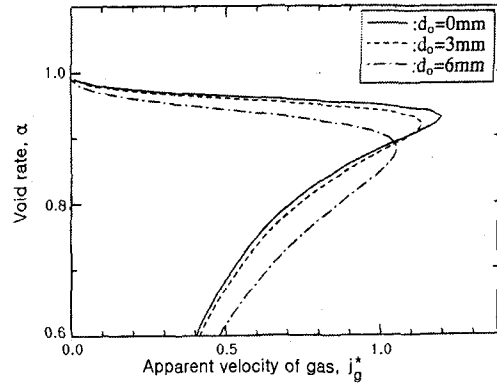


Fig. 5 Relationship between apparent velocity of gas and void rate

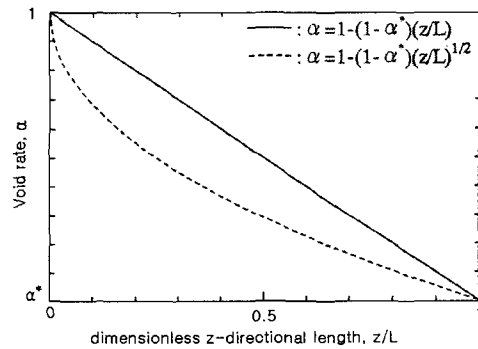


Fig. 6 Changes of void rate along the extended tube with two equations

변화 값에 의한 j_g 의 내관의 지름에 따른 변화관계를 나타낸 것으로 최대유량(j_{gmax})을 표시한 것이다.

내관의 지름이 0인 경우는 단관인 경우로서 이 경우에는 증기의 속도가 1.293 m/s일 때 보이드율이 0.828 m/s를 나타내었다. 내관의 지름이 각각 3mm, 6mm로 증가됨에 따라 증기의 속도는 각각 1.255 m/s, 1.209 m/s에서 점차 감소하고 있다. 이는 내관 지름의 증가가 어느 한계에서 한계열유속의 감소를 유발하고 있음을 표시한다.

한계열유속은 보이드율의 함수이므로 이를 정확히 계산하기 위하여는 보이드율의 경향을 가정하여야만 한다. 따라서, 본 연구에서는 Fig. 6과 같이 2가지의 함수로 보이드율이 변화한다고 가정하였다. Fig. 6에는 보이드율의 경향을 z의 1차 함수로 가정한 경우와 z의 제곱근의 함수일 때

가정하여 길이에 따른 보이드율의 변화를 나타낸 것으로 열사이폰의 입구에서의 보이드율을 α^* 로 열사이폰 아래는 보이드율을 1로 한 것이다. Fig. 7과 Fig. 8에서의 결과와 같이 두함수간의 차이가 없어 한계열유속 예측에 적용 가능함을 확인하였다. 또한 내관 통과 유동변화에서 Fig. 4의 결과를 비교하여 본 결과 2중관형 2상 열사이폰에서 한계열유속의 변화는 내관에 기액이 통과하는 경우가 증기만이 내관을 통과하는 경우에 비해 훨씬 더 높게 증가하는 것으로 나타나고 있으며 이는 Fig. 4의 C, D의 경우가 A, B, E경우의 실험 값보다 높게 나타나고 있다.

4.3 과거의 연구자들의 결과 비교

본 연구결과의 타당성 검증을 위하여 현재까지 계산에 의한, $do=0$ 인 결과와 다른 연구자들의 결

과를 Fig. 9와 같이 표시하였다. Fig. 9에서의 실선은 Imura 등⁽⁷⁾에 의하여 2상 열사이폰의 한계열유속을 예측한 식을 나타내며, (+)는 이전의 연구자들에 의하여 조사된 2상 열사이폰의 한계열유속을, (O)는 분리류모델의 최대유량법에 의해 예측한 계산 결과이다. 또한, (Δ)는 본 연구에서 내관이 막힌 경우의 실험에 의해 얻어진 결과이다.

본 실험결과는 Imura의 예측결과와 잘 일치하고 있음을 보여주고 있으며, 또 분리류모델의 계산결과와 이전의 연구자들와의 계산결과도 잘 일치하고 있어 결과의 신뢰성이 검증되었다고 할 수 있으나, 계산에 의한 결과 모두가 실험 값의 한계열유속보다 모두 약간 높게 나타나고 있다. 이는 최대유량법에 의한 계산의 경우는 내관저름이 증가함에 따라 내관을 통과하는 유량이 급증하게 되기 때문으로, 내관에서의 관로마찰을 고려해야만 한다는 것을 의미한다. 그러나 본 연구에서는 $do=0$ 의 경우가 연구의 관심대상이 아니기에 30%내의 실험 값과의 차이를 확인하는 것으로만 하였다.

Fig. 10에는 내관의 직경변화와 유동상태별 한계열유속에 대한 변화를 살펴보기 위하여 $D=12\text{mm}$, $L=100\text{mm}$ 인 경우의 실험결과와 계산결과를 종합적으로 비교하여 도시하였다.

Fig. 10에 나타난 결과들은 크게 세 가지로 구분할 수 있으며, 먼저 (O)로 나타난 실험 1은 내관에 증기만이 유출입하는 경우의 실험 값이고,

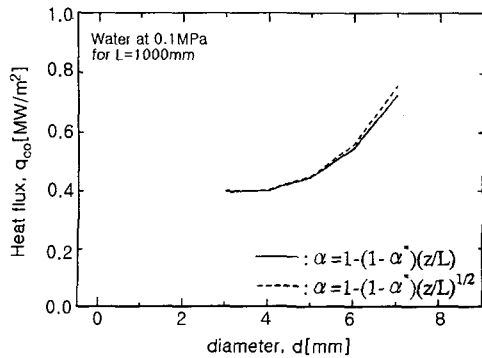


Fig. 7 Relationship between pipe diameter and heat flux at L=1000mm

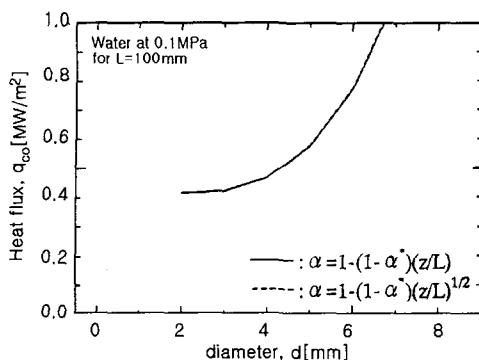


Fig. 8 Relationship between pipe diameter and heat flux at L=100mm

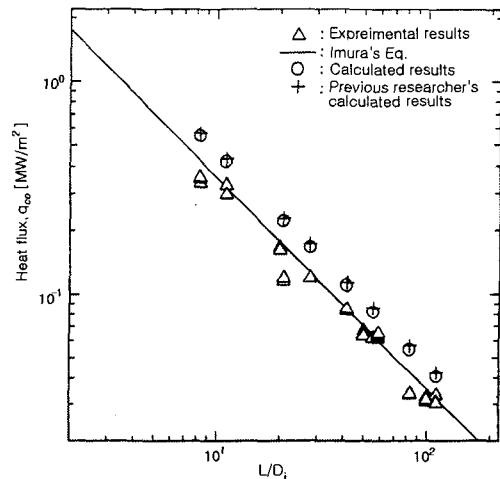


Fig. 9 Comparison with previous researcher's, Imura's and experimental results for heat flux

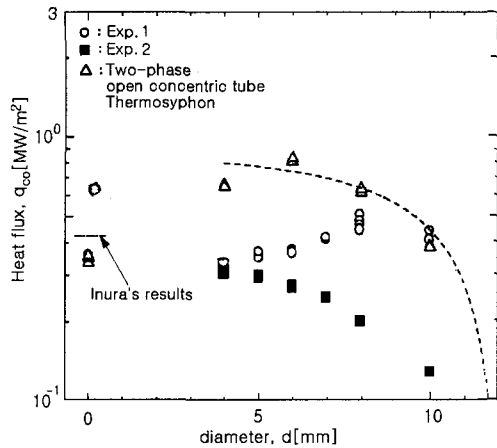


Fig. 10 Comparison of CHF that is happened by natural convection

(■)로 나타낸 실험 2의 결과는 내관이 막혀있는 경우의 실험 결과이며 마지막으로 (△)로 나타낸 결과는 본 연구의 관심대상인 내관에 기액이 유출·입하는 2중관형 열사이폰의 실험결과이다.

Fig. 10의 결과에서 일점쇄선은 Imura의 계산에 의한 단관 2상열사이폰에 대한 한계열유속을 나타낸 경우이다. 이 결과는 내관이 막힌 경우의 본 실험결과와 유사한 결과를 나타낸다. 실험 1의 결과는 Fig. 4에서 A, B, E와 같이 내관에 증기만이 유출입하는 경우를 나타낸 것이다. Fig. 9의 점선은 본 연구의 관심대상인 내관에 기액이 유출·입하는 경우를 분리류모델의 최대유량법으로 계산한 결과로써 실험값(△)과 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. (△)로 나타낸 본 실험 결과는 실험 1 과 실험 2의 두 경우보다 월등한 경향이 나타나고 있으며, CHF가 2~8배로 향상됨을 보이고 있다. 즉, 내관에 기액이 유출·입하는 순환형 양상이 바뀔때, 이 실험결과에서 내관지름의 최적 값이 존재하며, 내관에 증기유동의 경우는 8mm, 기액 유동에서는 6mm임을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 2중관형 2상 열사이폰의 한계열유속을 계산하기 위하여 분리류모델을 처음으로 가정하고, 최대유량법에 의한 한계열유속을 계

산함으로써 2중관형 2상 열사이폰에서의 한계열유속을 예측할 수 있는 방안을 정립하였다. 그 결과는 다음과 같다.

- (1) 2중관형 2상 열사이폰에서 자연대류 비등계의 분리류모델은 Fig. 3의 C, D와 같은 순환형모델에 대한 한계열유속 예측에 적용이 가능하다.
- (2) 2중관형 열사이폰의 한계열유속에 영향을 미치는 내관에 증기만이 통과하는 경우와 내관을 증기와 액체가 같이 통과하는 경우는 같은 순환류로 볼 수 있다.
- (3) 외관을 12mm로 한 2중관형 2상 열사이폰의 한계열유속은 3mm, 6mm, 8mm, 10mm의 내관을 넣어 실험한 결과 최적 내관경이 존재하며 내관에 증기가 통과할 경우는 지름이 8mm, 기액이 통과할 경우는 6mm가 최적이다

참고문헌

- (1) Monde, M., 1996, "Analytical Study of Critical Heat Flux in Two-Phase Thermosyphon: Relationship between Maximum Falling Liquid Rate and Critical Heat Flux," *Trans. ASME J. Heat Transfer*, Vol. 118, pp. 422~428.
- (2) Reed, J. C., Tien, C. L., 1987, "Modelling of a Two Phase Closed Thermosyphon," *Trans. ASME J. Heat Transfer*, Vol. 109, pp. 720~730.
- (3) Dobran, F., 1985, "Steady-State Characteristics and Stability Thresholds of a closed Two-Phase Thermosyphon," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 28, pp. 949~957.
- (4) Katto, Y., 1994, "Limit Conditions of Steady-State Counter-current Annular Flow and the Onset of Flooding, with Reference to the CHF of Boiling in a Bottom-closed Vertical Tube," *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 20, No. 1, pp. 45~61.
- (5) Smirnov, Ye L., 1984, "Critical Heat Flux in Flooding in Vertical Channels," *Heat Transfer-Soviet Research*, Vol. 16-3, pp. 19~23.
- (6) Mitsutake, Y., Monde, M., Hasan, M. Z., 1996, "Experimental Study of the Critical Heat Flux in Open Concentric-Tube Thermosyphon," *Proc. 3rd KSME-*

- JSME Thermal Eng. Conf.*, Vol. 1, pp. 71~76.
- (7) Imura, H., Sasaguchi, K., Kozai, H., Numata, S., 1983, "Critical Heat Flux in a Closed Two-Phase Thermosyphon," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 26, pp. 1181~1188.
- (8) Seki, N., Fukosako, S., Koguchi, K., 1981, "An Experimental Investigation of Boiling Heat Transfer of Fluorocarbon R-11 Refrigerant for Concentric-Tube Thermosyphon," *Trans. ASME J. Heat Transfer*, Vol. 103, pp. 472~477.
- (9) Fukuda, T., Kondoh, T., Hasegawa, S., 1988, "Thermal Characteristics of Double Cylinder Closed Thermosyphon," *Proc. 1st KSME-JSME Thermal Eng. Conf.*, Vol. 1, pp. 253~258.
- (10) Mitsutake, Y., Monde, M., Hansan, M. Z., and Kim, W., 1997, "Experimental Study of Critical Heat Flux in a Two-Phase Open Concentric-Tube Thermosyphon," *Heat Transfer-Japanese Research*, Vol. 26, No. 5, pp. 319~331.
- (11) Blangetti, F., Nayshahi, M., 1980, "Influence of Mass Transfer on the Momentum Transfer in Condensation and Evaporation Phenomena," *Int. J. Heat Transfer*, Vol. 23, pp. 1694~1695.
- (12) Bharathan, D., Wallis, G. B., Richter, H. J., 1979, "Air-Water Counter-Current Annular Flow," EPRI Report NP-1165.
- (13) Katto, Y., Watanabe, K., 1992, "Analytical Study on Critical Heat Flux of Counter-Current Flow Boiling with a Closed Bottom," *Int. J. Heat Transfer*, Vol. 35, pp. 3021~3025.