

<論 文>

후래시 현상을 수반하는 수직증발관내에서의 2상유동에 관한 실험적 연구

이 상 용* · 송 시 홍** · 이 상 호***

(1988년 3월 14일 접수)

Experimental Study on Two-Phase Flow Behavior inside a Vertical Tube Evaporator under Flashing Phenomenon

Sang Yong Lee, Si Hong Song and Sang Ho Lee

Key Words : Flashing Phenomenon(후래시 현상), Evaporation(증발), Condensation(응축)
Two-Phase Flow(2상유동), Void Fraction(기공률), Flow Pattern(유동양식)

Abstract

Two-phase flow heat transfer phenomena with flash evaporation inside a vertical tube were studied experimentally. Void fractions were measured using electrical probes, and the flow patterns were identified from the output voltage signal itself. The flow pattern as well as the heat transfer rates were changing along the axial distance from the tube inlet with the system pressure. As the pressure inside the tube decreases with fixed inlet temperature, the overall heat transfer coefficient through the tube wall and the boiling heat transfer coefficient inside the tube increase whereas the condensation heat transfer coefficient outside the tube decreases. The boiling heat transfer coefficient inside the tube measured by the experiments appeared to be somewhat larger than the value obtained from the Chen's correlation. Also, the flow patterns identified from present experiments are at the larger quality region of the flow pattern map based on the transition criteria of Mishima and Ishii. This may be due to the non-equilibrium flashing phenomenon occurred at the nozzle exit and the tube inlet; this also implies that the flow pattern of the two-phase flow depends strongly on the inlet conditions.

기 호 설 명			
A	증발관의 표면적	h_o	응축열전달계수
C_p	비열	j	겉보기 속도(superficial velocity)
D	수력 직경	\dot{m}	응축량
G	2상류의 질량유속	k	열전도도
g	중력가속도	P	압력
h_i	비등열전달계수	Pr	플란틀 수
		ΔP_{sat}	ΔT_{sat} 에 해당하는 포화압력변화
		Q	총 응축열량
		Re	레이놀즈 수
		R_i	입력저항

* 정회원, 한국과학기술원 기계공학과
 ** 삼성중공업(주)
 *** 현대중공업(주)

R_o	: 가변저항
R_w	: 물의 등가저항
r_i	: 증발관 내경
r_o	: 증발관 외경
T	: 온도
T_i	: 전체샘플링시간
ΔT_{lm}	: 대수평균온도차
ΔT_{sat}	: 벽면과열온도
t	: 샘플링 시간
t_j	: 증기와 프로우브의 접촉시간
U	: 전체 열전달 계수
V_o	: 전기 프로우브로부터의 출력전압
V_i	: 입력전압
V_w	: 액체의 단상유동시의 출력전압
x	: 건도

그리이스 문자

α	: 기공률
α_j	: 국부기공률
α_t	: 시간평균 국부기공률
λ	: 잠열
μ	: 점성계수
ν	: 동점성계수
σ	: 표면장력
ρ	: 밀도
$\Delta\rho$: $\rho_f - \rho_g$

첨 자

f	: 液相
g	: 氣相
in	: 증발관 입구
out	: 증발관 출구
s	: 셸부분의 수증기
$wall$: 관 벽면

1. 서 론

증발현상을 이용하여 해수를 담수화시키는 장치로서 증발효율이 높고, 소형화가 가능한 수직증발관(vertical tube evaporator, VTE)식 담수화 장치가 다단후래시 증발장치(multi-stage-flash evaporator)와 함께 최근에 많이 연구되어 오고 있다^(1,2). 이는 담수화하고자 하는 해수를 그 온도에 해당하는 포화압력보다도 낮은 압력을 유지하는 수직

관 내에 공급하여 후래시(flash) 증발을 일으키는 방법을 이용한 것으로, 증발관내의 유동방향에 따라 상향유동식(upflow)과 하향유동식(downflow)으로 나뉘며, 그 중 상향유동하는 장치를 Fig. 1에 간략하게 표시하였다.

증발장치의 내부는 크게 세 부분, 즉 노즐, 수직 증발관 및 증발관을 가열해 주는 셸(shell)부분 등으로 나뉘어질 수 있다. 일정한 온도로 가열된 액체가 노즐을 통과하면서 갑작스런 압력강하로 인해 순간적으로 비평형 과열(superheated) 상태가 되어 격렬한 증발현상(flashing)과 함께 증발관 입구로 분사된다. 따라서 증발관 입구에서 유체는 2상(two-phase)상태가 된다. 이와 함께 증발관 외벽을 통해 증기의 응축잠열에 의한 열전달을 받으므로 증발관내의 액체는 계속 증발을 일으키면서 증발관출구의 압력차로 인해 관 윗부분을 향해 흐르게 된다. 이렇게 발생된 증기는 다음 단(stage)으로 보내어져, 그 단의 증발관 외벽에 응축되면서 증발관을 가열하는 구조로 되어 있다.

이와 같은 수직증발관 내부의 2상유동의 유동양식(flow pattern)과 증발에 의한 상변화에 따른 열 및 물질전달현상 등은 수직증발관 전체시스템의 효율에 영향을 미치게 된다. Collier⁽³⁾, Taitel등⁽⁴⁾, Weisman과 Kang⁽⁵⁾, Mishima와 Ishii⁽⁶⁾, Mcquillan과 Whalley⁽⁷⁾ 등은 수직관과 임의의 각도를 갖는 관에서 공기와 물이 섞여서 유동하는 경우에 각 영역의 천이(transitions)에 대한 모델을 설정하고 유동양식도표(flow pattern map)를 제시하였다. 관의 벽면을 가열하는 경우에 수증기-물의 유동양식은 Bergles 등⁽⁸⁾에 의해 낮은 압력의 임계열유속(critical heat flux) 상태에서 관의 길이와 가열부분 출구에서의 건도(quality), 가열량에 따라 구분되었다. 또한, Zahn⁽⁹⁾은 수평관에서 증발이 일어나는 경우에 유동양식을 실험으로 관측하였으며, Dudley⁽¹⁰⁾에 의해 관측된 후래시 현상에 의한 수평관에서의 유동양식이 Baker⁽¹¹⁾의 유동양식도표와 잘 맞고 있음을 알아냈다. 그러나, 수직관에서 벽면으로부터의 가열과 함께 후래시 현상이 수반하는 경우의 유동양식의 구분에 대한 연구가 이루어진 것은 별로 찾아 볼 수 없는 상태이다.

실험적인 측면에서는 이와 같은 유동양식을 구분하기 위하여 초기에는 가시적인 방법을 많이 사용하였으나, 이 방법으로는 객관성을 유지하기가 어려워 최근에는 X선 radiation attenuation, 열선공

속계 등의 측정기구와 optical probe, micro-thermocouple, isokinetic probe, 전기 프로우브 등을 이용하여 유동양식을 예측하려는 연구들이 진행되고 있다. 이러한 측정기구들의 사용예를 보면, Matsui⁽¹²⁾는 수직관 흐름에서 압력파동을 통계적으로 해석하여 유동양식을 구분하였고, Jones와 Zuber⁽¹³⁾는 X선 측정기구를 사용하여 기공물에 대한 통계적인 해석을 함으로써 유동양식을 알아냈다. 또한 Neal과 Bankoff⁽¹⁴⁾는 전기 프로우브를 이용하여 수온-질소 2상유동에서 기공물과 기포상(氣泡相)의 주파수, 국부적인 기포들의 크기 분포에 대한 연구를 하였다. Barnea 등⁽¹⁵⁾도 공기와 물의 혼합유동에서 전기 프로우브를 이용하여 유동양식에 따른 전기적 신호를 얻었다. 손병진 등⁽¹⁶⁾은 최근에 공기와 물의 혼합 유동에서 전기 프로우브를 이용하여 구한 기공물에 대한 통계적 해석을 통하여 유동양식의 구분을 시도하였다.

본 연구에서는 후래시현상과 가열이 동시에 존재하면서 증발을 일으키는 수직증발관내에서의 유동양식에 대해서, 우선 전기 프로우브를 이용하여 관내의 유동양식에 따른 전기적 신호를 얻고, 사진실험 방법(photographic experimental method)을 통하여 이를 확인한다. 또한, 전기 프로우브를 통하여 얻은 신호는 적절한 해석과정을 통해 수직 증발관내의 유동에 따른 기공물을 측정하는데 적용된다.

아울러 이들 유동에서 증발관내의 축방향의 온도 분포, 증발관 외벽에서의 응축증기량, 증발관 내부의 전체 증발량등을 측정해 보고 또한 증발관 벽을 통한 평균 열전달 계수들(관 내부의 비등열전달계수, 관 외벽의 응축열전달계수, 그리고 전체 열전달계수)을 비교해 보고자 한다. 그리하여 실제 수직증발관 담수장치의 설계 및 작동에 기초적인 자료를 제공하고자 한다.

2. 실험

2.1 열전달 현상 실험장치

수직증발관 방식을 이용한 담수화장치의 개략적인 형태는 Fig. 1에 나타난 것과 같으며, 본 연구에서는 그 중 1개의 수직증발관을 모델로 하여 기본적으로 Fig. 2와 같은 실험회로도틀을 구성하였다. 실험장치는 시험부(test section)에 해당하는 증발관을 중심으로하여 전기가열기(electric heater),

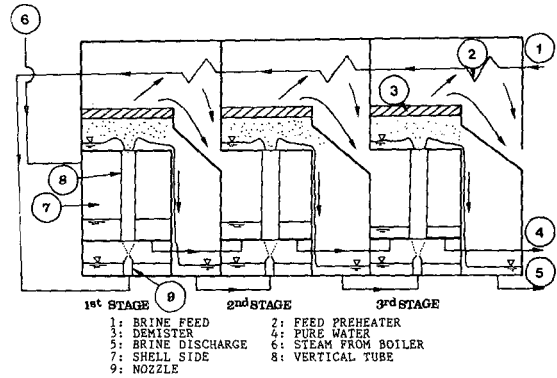


Fig. 1 Flow diagram of VTE system

응축기, 응축수 채집장치, 순환펌프, 진공펌프, 그리고 증발관 외벽을 가열하기 위한 수증기를 공급하는 증기발생기(steam generator)등으로 구성되어 있다.

유동시스템은 크게 두 개의 독립된 회로로 구성되어 있는데, 그 중 하나는 증발을 일으키는 회로로서 Fig. 2의 Loop-1에 해당된다. Loop-1에 연결된 전기가열기에 의해 가열된 물이 증발관 아랫부분에 연결된 노즐을 통해 분사되어 격렬한 증발현상과 함께 증발관을 통하여 윗부분으로 흐르게 된다. 이때 증발관 증기는 upper plenum을 통해 응축기로 보내지며 여기서 응축되어 증류수가 된다. 이 증류수는 증류수채집장치(distillate collection system)에서 모아져서 증발관내에서 증발된 응축량이 측정되며, 이 응축수는 증발되지 않은 관출구의 물과 함께 다시 순환펌프의 입구부분으로 보내져 재순환하게 된다. 다른 한 회로인 Loop-2는 수증기를 이용해서 증발관외벽을 가열시키도록 한 회로이다.

실험장치의 시험부는 크게 수직관, 노즐 그리고 수직관을 가열해 주는 셸 부분으로 나뉘어질 수 있다(Fig. 3, Fig. 4).

수직관은 관내의 유동형태를 직접 볼 수 있도록 유리(pyrex glass)로 되어 있고, 그 크기는 내경 49mm, 두께 2mm, 길이 185cm이다. 관내부의 길이방향에 대한 유체의 온도분포를 측정하기 위해 기본적으로 Copper-Constantan 열전대를 Fig. 5와 같이 관의 상중하부분에 세 개를 설치했다.

노즐의 재료는 황동이며, 출구구멍은 원형형태이다. 출구 구멍의 직경은 6mm이며, 노즐의 입구 및 관입구부분의 온도를 측정하기 위해 각각의 위

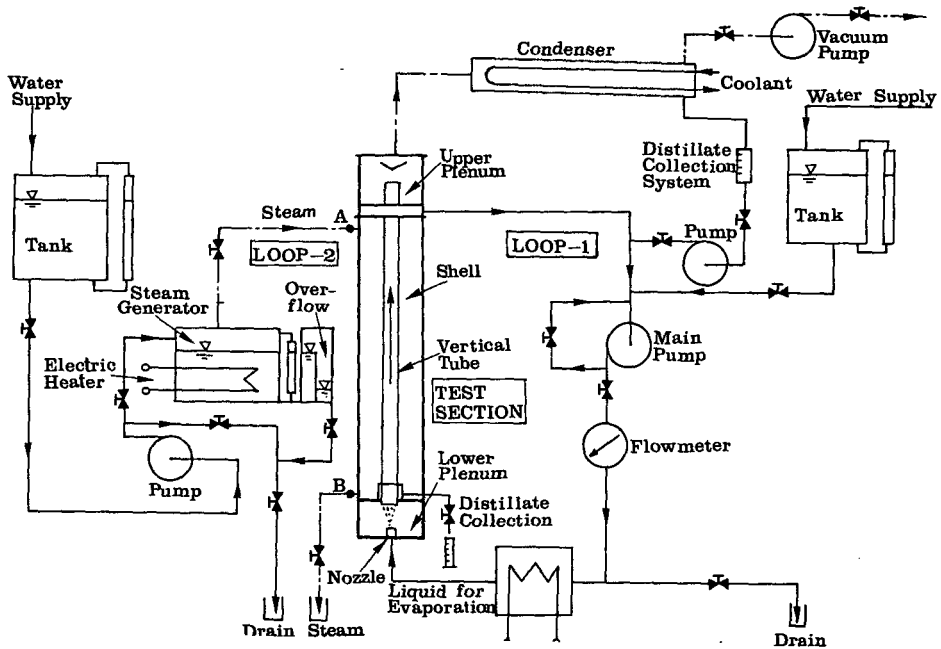


Fig. 2 Schematic diagram of experimental system

치에 열전대를 설치하였다. 증발관의부의 셸 부분은 $20\text{cm} \times 20\text{cm}$ 의 정사각형단면을 갖는다. 셸 부분의 전후면에는 크기가 $20\text{cm} \times 150\text{cm}$ 이고 두께가 1.2cm 인 열처리한 유리를 붙여서 관내부를 직접 관찰할 수 있도록 하였다. 그리고 셸 부분을 통과하는 수증기의 온도변화를 감지할 수 있도록 셸의 입출구부분에도 열전대를 설치하였다. 증발관 출구부분의 upper plenum에는 내경 30cm , 길이 40cm , 두께 6mm 의 열처리한 원통형유리를 이용하여 출구부분에서의 유동현상을 직접 관찰할 수 있도록 하였고 증발관 출구부분의 온도를 측정할 수 있도록 이 부분에도 열전대를 설치하였다. 또한 증발관 입출구부분의 압력 차이 및 upper plenum내의 압력을 측정할 수 있도록 수은과 물을 이용한 액주계 (manometer) 들을 각각 설치하였다.

전기가열기는 4kW 용량의 3상가열기 3개 및 단상가열기 1개로 구성되어 있는데, 그 중 단상가열기는 소형변압기에 연결하여 전압조절이 가능한 구조로 되어 있다. 공급되는 열량은 각 가열기에 연결된 스위치의 개폐 및 소형변압기의 조절에 의해 변화시킬 수 있도록 하여 일정한 온도의 물을 공급할 수 있게 되어 있다. 응축기의 열교환방식은

shell and tube 방식이고 냉각수는 일반 수도물을 이용한다. 응축된 증류수는 자중에 의해 흘러 내려 용기에 받아지도록 되어 있다. Loop-1의 순환펌프로는 양정이 4m 일 때 유량이 100 liter/min 인 소형 순환펌프를 이용한다. 진공펌프의 용량은 150 liter/min 이고 진공펌프에 유입되는 기체의 불순물 및 액체등을 제거하기 위해 공기여과기가 함께 설치되어 있다. 유량계는 적산식 유량계를 설치하였다. 온도측정을 위해서는 thermocouple-thermometer (YEW, Type 2575-10)를 사용하였다. 증발관외벽에서 채집된 응축수의 응축량을 측정하기 위해 $\pm 0.5\text{mg}$ 이내의 정확도를 가지는 천칭을 사용하였다. 유동현상을 기록하기 위한 사진촬영은 Canon F-1 카메라를 이용하였다. 광원 (General Radio, Stroboslave, Type 1539-A with Flash Delay 1531-P2)은 증발관 뒷부분에 설치하여 shadow-lighting 방법을 이용하여 증발관내의 유동현상을 촬영하였다.

2.2 유동양식 구분 실험장치

실험장치의 증발관 내부를 가시적인 방법으로 관찰이 가능하도록 증발관 및 셸 부분의 양면을 유리

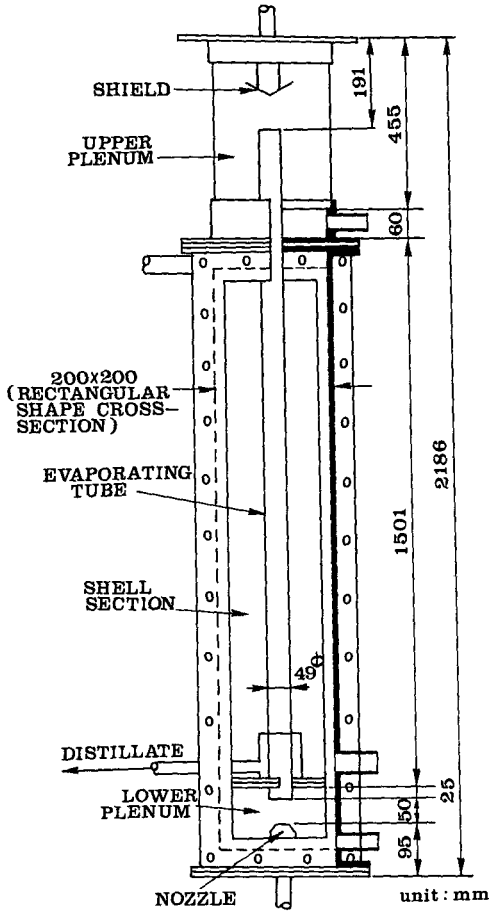


Fig. 3 Test section

로 제작하였다는 것은 이미 언급하였으나, 셸 부분에 수증기를 공급하는 경우에는 이 수증기가 증발관 외벽 및 셸의 유리 내부 표면에 응축되면서 액적 및 수막을 형성하여 증발관 내부의 가시효과가 떨어지게 된다. 따라서 본 연구에서는 유동양식의 관찰을 위하여 Fig. 2의 Loop-2를 수정하여, Fig. 2의 A, B로 표시된 입출구부분을 통하여 셸 부분에 수증기 대신 다량의 고온수를 순환시키므로써 원래 장치의 셸 부분에 나타나는 가열효과와 유사하도록 하였다⁽¹⁷⁾.

유동양식의 구분을 위하여는 전기 프로우브를 이용하였으며, 아울러 이의 확인을 위하여 실험장치의 가시효과를 이용하여 앞서 언급한 사진실험방법을 병행하였다. 전기 프로우브의 사용원리는 증기와 물의 전기전도성의 차이를 이용하여 관내에 프

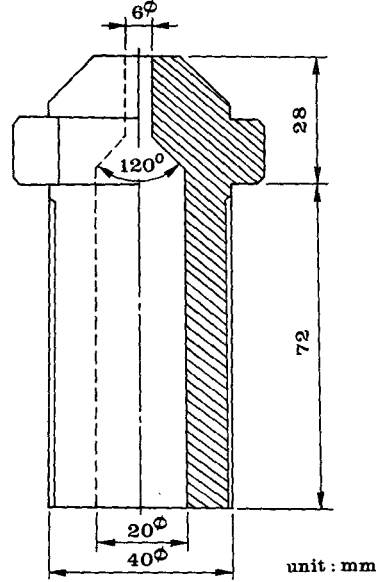


Fig. 4 Nozzle

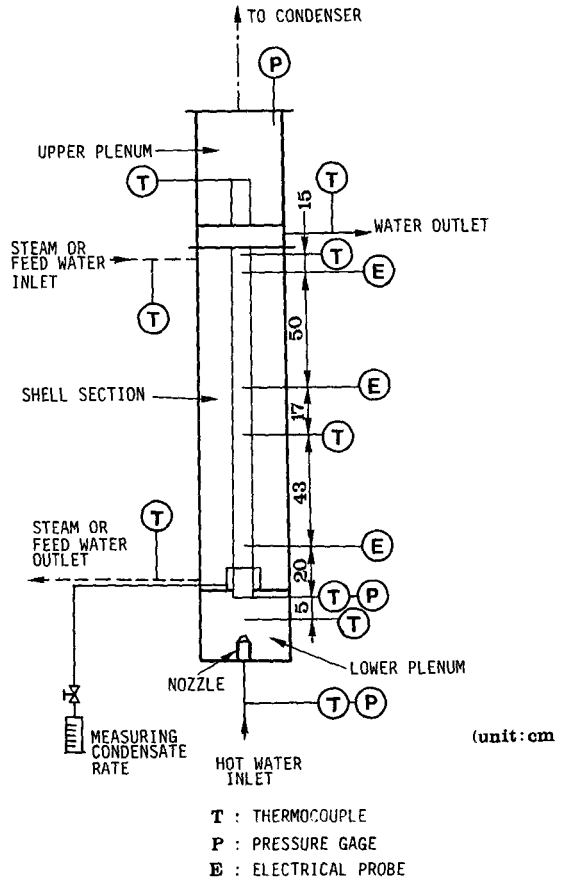


Fig. 5 Measuring points

로우브에 해당하는 전극을 두어 액체 및 기체의 유동에 따라 신호를 발생하도록 함으로써 증발관내의 2상유동상태를 알아낼 수 있도록 한다.

유동양식을 구분하기 위한 전기 프로우브는 증발관 입구에서부터 20cm, 80cm, 및 130cm 부분에 각각 설치하여 증발관내의 유동이 전개되는 정도를 알아보았다. 이들 프로우브의 전기적 신호는 20 MHz까지 측정 가능한 오실로스코프(HITACHI, Model V 212)를 통하여 직접 관찰하고 아울러 이 신호의 디지털화한 값을 마이크로 컴퓨터(APPLE II)를 이용하여 저장할 수 있도록 ADC 0817칩을 이용한 A/D 변환기 및 관련전기회로를 구성하였다. 이 때 전기회로내에 정전압을 가하는 power supply는 0-12 볼트 범위내에서 조절 가능한 것을 사용하였다.

전기 프로우브의 구조는 Fig. 6(a)에서 보는 것처럼 검출부는 직경 0.1mm이고 재질은 동선을 사용하였다. 검출부 이외의 부분은 절연상태를 유지하기 위하여 에나멜을 피복하였다. 이 동선은 외경 0.6mm의 스테인리스 관의 중심부에 위치하며 접착재로 증발관 벽에 고정되어 있다. 프로우브는 Fig. 7에 나타낸 것과 같이 증발관내의 벽면에서 약 2mm 떨어진 곳과 증발관 중심부에 설치하여 두 개가 한조를 이룬다. 각 조의 프로우브들은 Fig. 6(b)에 간단하게 표시된 회로에 연결되어 있다.

보통 상온에서 물의 저항을 측정해 보면 약 30 Kohm 정도의 값을 가지나, 물의 온도가 증가한 포화상태의 물의 저항은 약 1 Mohm 정도의 값을 갖는다. Fig. 6(b)의 특성곡선에서 보는 것처럼 신호 전압이 물의 등가저항(물이 관내를 유동할 때 온도 및 포함되어 있는 물질등에 따라 물의 저항이 변하는데 이 때의 저항값을 등가저항이라 정의한다)의 30Kohm-1 Mohm 영역에서 민감하도록 가변저항 R_v 를 1 Mohm, 입력저항 R_i 를 0.1 Mohm으로 결정하였다. 이 회로내의 가변저항(R_v)과 입력저항(R_i)은 서로 병렬로 연결되어 있으며 이들 저항의 양단에 걸리는 전압을 오실로스코프로 관찰하고, 또 그 신호를 A/D 변환기를 이용하여 증발관내의 유동양식을 알아낼 수 있도록 하였다. 즉, 전기 프로우브에서 검출되는 전압의 변화는 애널로그 신호이므로 이를 A/D변환기를 사용하여 디지털값으로 변환시켜 기공률을 측정하였다.

이 때 데이터 이동에 관해서 간략화된 그림은

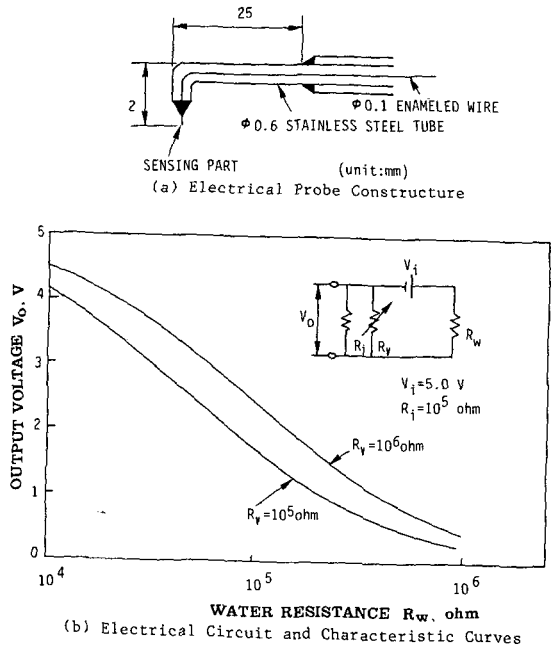


Fig. 6 Electrical probe, circuit and characteristic curves

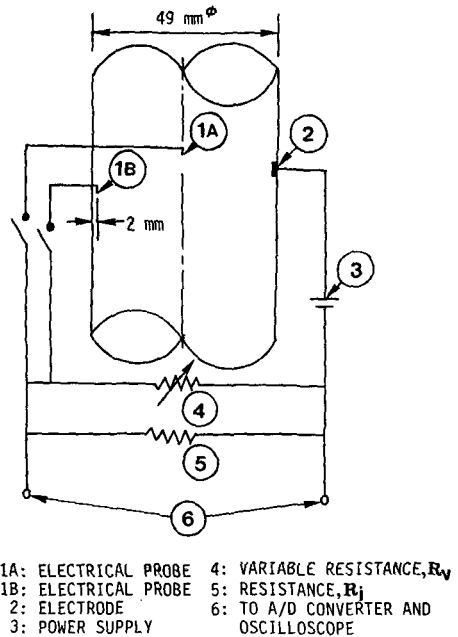


Fig. 7 Schematic diagram of electrical probing system

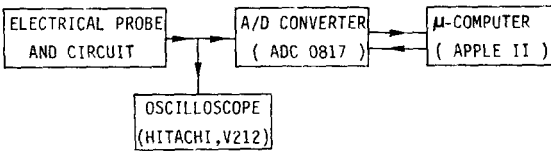


Fig. 8 Block diagram of data acquisition system

Fig. 8과 같다. 여기서 사용한 A/D변환기는 8비트(bit)의 ADC 0817칩을 사용하여 마이크로 컴퓨터와 정보교환이 가능하도록 구성한 것으로 애널로그 입력에 대한 디지털 출력의 오차는 약 $\pm 0.3\%$ 정도이다.

애널로그 신호를 디지털신호로 변환시키는 샘플링 시간은 2msec이고, 한 프로우브에 대해서 2초 동안 약 1000개의 데이터신호를 A/D 변환기와 마이크로 컴퓨터간에 인터페이스(interface)를 이용하여 받아들일 수 있도록 하였다.

증발관내 유동에 따른 출력전압신호(V_o)는 마이크로 컴퓨터에서 기공률을 계산하는 데 사용하였다. 전기 프로우브는 원리상 물과 증기의 전기전도성의 차이를 이용하는 것이므로 물이 프로우브의 검출부(Fig. 7의 1A)에 접촉하는 순간은 연결(ON)상태가 되고 증기가 프로우브의 검출부에 접촉하는 순간은 단절(OFF)이 되어 출력전압신호는 이상적으로는 완전한 사각파형의 신호(square wave signal)가 된다. 이 때 국부기공률은 증기가 검출되는 시간과 전체데이터를 받아들이는 시간과의 비(比)로서 정의할 수 있다. 시간평균 국부기공률(time averaged local void fraction) α_t 는 기포상의 검출되는 시간(t_j)과 전체 신호의 시간(T_t)과의 비로부터 구할 수 있으므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\alpha_t = \frac{\sum t_j}{T_t} \quad (1)$$

Fig. 6(b)의 전기회로상의 출력전압 V_o 는

$$V_o = \frac{V_i}{\frac{R_i + R_v}{R_i R_v} R_w + 1} \quad (2)$$

이고 액체(물)만 관내를 흐르는 경우의 전압을 V_w 라 하면 식(1)로부터 이상적인 사각파형의 신호일 때의 출력전압신호(V_o)를 V_w 로 나눈 값은 각 순간의 (1-기공률)값과 관련을 갖는다. 그러므로 시간평균 국부기공률은

$$\alpha_t = \frac{1}{T_t} \int_0^{T_t} (1 - \phi(t)) dt \quad (3)$$

이고, 여기서

$$\phi(t) = V_o(t) / V_w \quad (4)$$

이다.

3. 실험결과 및 논의

3.1 열전달현상

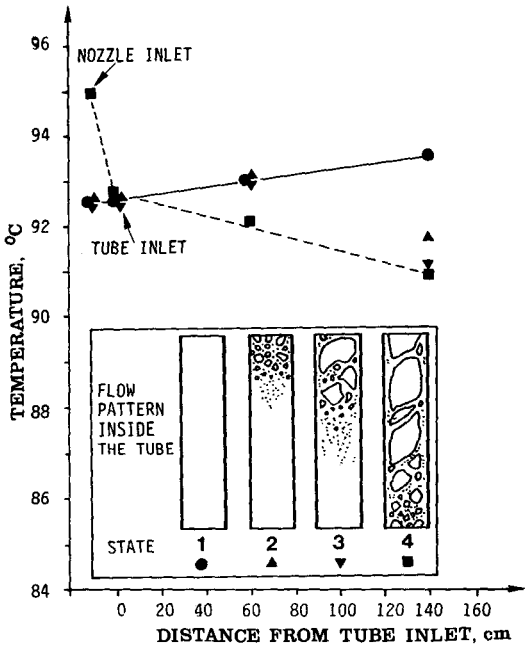
실험과정을 간단히 기술하면 다음과 같다.

수직증발관내의 필요한 수위까지 물을 채운다. 증기발생기 부분에도 일정량의 물을 채운다. Loop-1의 순환펌프를 이용하여 물을 흐르게 하면서 가열시킨다. 아울러 Loop-2도 가열을 시작하여 증발관 밖의 셀 부분에 수증기를 공급하기 시작한다. 증발관내의 물의 온도를 일정한 상태까지 올린 후 진공펌프를 이용하여 관출구부분의 압력을 서서히 낮추고 정상상태가 될 때까지 일정시간 작동시킨다. 이러한 상태의 온도, 압력, 유량, 응축량, 증발량등을 측정한다. 실험조건으로 증발관내유량을 810kg/hr를 유지시킨 상태에서 증발관 입구의 온도를 85~95°C, 증발관출구의 압력을 0.5~1.0bar로 변화시켰다.

실험의 여러번수들(유량, 온도, 압력등)에 의해서 나타나는 증발관 내의 유동형태는 크게 세가지로 구분되어질 수 있다. 첫번째는 증발관내의 유동이 단상(single phase) 상태로 유동하는 것이고 두번째는 증발관 내부를 유동하는 액체에서 기포가 발생하고 성장하는 경우이며, 세번째는 증발관내의 유동전체가 입구부분부터 2상상태인 경우이다. 유량을 고정시켰을 경우 이들 유동을 결정하는 것은 온도와 압력이므로 실험은 증발관입구의 온도를 고정시킨 상태에서 증발관내부압력을 변화시켜가면서 실험을 하였다. 여기서 증발관내부의 압력은 증발관의 입구부분에서 측정된 압력을 기준으로 정하였다. Fig. 9는 유량 및 증발관 입구온도를 각각 810 kg/hr, 92.5°C로 유지시킨 상태에서 증발관내부의 압력에 따른 증발관내의 유동을 개략도로 나타낸 것이고, 아울러 이들 유동 각각에 대해서 증발관내의 온도분포를 나타낸 것이다.

State-1은 증발관 입출구부분이 모두 과냉(subcooled) 상태의 유동이다. 이 경우에는 증발관외벽에 응축되는 증기에 의한 열전달로 증발관내부액체의 온도는 위로 올라가면서 상승하게 된다. State-2, State-3는 증발관입구의 상태가 과냉상태이고 증발관출구의 상태가 과열상태(과열정도 : 약

0.7°C)인 경우로서 증발관 내에서 기포가 발생하고 성장되는 경우이다. 이는 증발관입구의 액체가 수직증발관을 따라 위로 올라가면서 관의부의 셀 부분에서의 수증기응축에 의해 열전달을 받는 상태이므로 온도는 조금씩 상승하는데 반하여 증발관내부의 압력은 수압차에 의해서 점차 떨어지게 된다. 따라서 어느 부분에 이르러서 기포가 발생할 수 있는 충분한 과열(superheated)상태가 되어 기포가 발생하고 성장하게 되는 것이다. Fig. 9에 표시되지는 않았으나 State-3에서 기포가 발생하기 직전의 상태는 약 1.5°C 정도 과열된 상태이다. 이러한 유동에서 증발관내의 온도분포를 보면 기포가 자라기 전까지는 온도가 올라갈수록 증가하다가 그 이후에는 떨어지고 있는 것을 볼 수 있다. 온도가 떨어지는 것은 증발관내의 액체가 기화함으로써 인해 잠열을 빼앗기기 때문이다. State-4는 증발관내



MASS FLOW RATE=810 kg/hr			
	TUBE INLET TEMPERATURE	TUBE INLET PRESSURE	SATURATION TEMPERATURE
STATE-1	92.5°C	0.943 bar	98.3°C
STATE-2		0.839 bar	95.2°C
STATE-3		0.796 bar	93.7°C
STATE-4		0.748 bar	91.9°C

Fig. 9 Temperature variation inside the tube along the axial direction

전체 유동이 2상상태인 유동이다. 증발관입구에서는 노즐을 통과하면서 분무후래시현상에 의해 액체와 증기가 함께 유입되는데 입구에서의 상태는 약 0.6°C 정도 과열된 상태이다. 증발관내의 온도분포를 보면 관내에서 약 1.5°C 정도 떨어지고 있다. 증발관내의 유체가 위로 올라가면서 열전달을 받는 상태에서 온도가 떨어지는 것은 증발관입구 사이의 수압차이 만큼 출구부분의 압력에 해당하는 포화온도가 낮아지게 되어(약 2°C), 증발관내의 유체가 관위로 올라가면서 계속해서 증발을 일으키기 때문이다. 증발관출구부분에서의 유동은 어느정도 규칙적인 진동을 하는(pulsating) 유동형태가 나타나고 있는데, 이는 증발관내에서의 증기의 발생이 flooding을 일으킬 만큼 충분하지 않음으로 인해 주위의 물을 충분히 밀어주지 못하기 때문으로 여겨지며, 아울러 이 유동영역에서는 density wave oscillation의 발생에도 그 원인이 있는 것으로 생각된다. Fig. 10은 이러한 4가지 유동에 있어서 증발관외벽에서의 단위시간당 응축량과 Loop-1을 통하는 회로에서의 단위시간당 증발량을 비교한 것이다.

그림에서 보면 유동이 State-1에서 State-4의 상태로 변해갈수록 증발관외벽에서의 응축량보다 증발관내부의 증발량이 큰 것을 알 수 있다. 특히 State-4의 경우는 증발관 외벽의 응축량에 비해 Loop-1의 내부에서의 증발량이 매우 크게 나타나

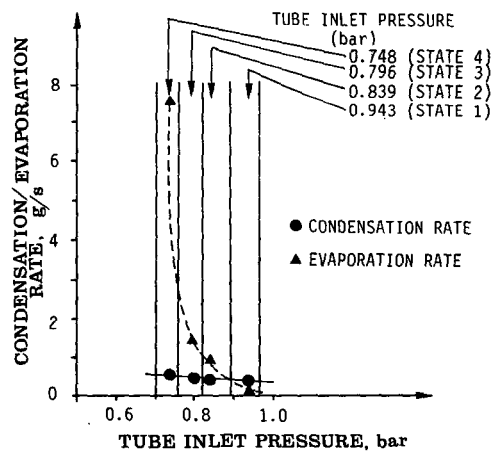


Fig. 10 Rate of condensation and evaporation (Mass flow rate: 810kg/hr, Tube inlet temperature: 92.5°C)

고 있다. Loop-1 내부에서의 증발량은 노즐에서의 분무후래시 현상에 의한 증발과 증발관양단의 입출구효과(entrance effect), 그리고 증발관의벽으로부터의 가열효과에 의해 결정되는데 State-4의 상태로 갈수록 증발관내부의 증발현상은 증발관 외벽으로부터의 가열효과보다도 노즐을 통한 후래시현상 등 비평형유동현상에 의한 영향이 더 지배적이라는 것을 알 수 있다.

수직증발관장치에 있어서 수직증발관에 대한 전체열전달계수는 다음과 같이 두가지 방식에 의해서 구할 수 있다. 첫번째 방식은 증발관의벽과 수증기 사이의 응축 열전달계수 h_o , 관 자체의 열전도도 k_{wall} , 증발관내벽과 관내부의 2상유체 사이의 비등열전달계수 h_i 들을 각각 이론적으로 구하여 전체열전달계수 U 를 구하는 방식이다. 다른 한가지 방식은 관외벽의 응축량을 통해 증발관내에서 공급되는 총열량 Q 를 계산한다. 그리고 셀 부분의 증기의 온도와 관내의 2상유체사이의 온도차이 등을 실험을 통해 측정하여 총열량 및 관직경과 길이에 따른 전열면적 등을 이용, 전체열전달 계수 U 를 실험적으로 구하는 방법이다. 본 연구에서는 증발관 내부 및 외부의 열전달계수를 구하기 위하여 실험을 통하여 일단 전체열전달계수를 구하고 이와 아울러 부분적으로 이론식을 도입하였다. 이에 대한 구체적인 내용은 다음과 같다.

(1) 전체열전달계수, U

전체열전달계수는 증발관의벽에서의 응축현상으로부터 관벽을 통해 증발관의 유체로 전달된 열량과 증발관의 유체와 셀 사이의 평균온도차이에 의해서 실험적으로 구해질 수 있다. 증발관의벽에 의 증기 응축에 의해서 증발관내로 전달된 총열량 Q 는 응축량 \dot{m} 와 잠열 λ 의 곱으로 다음과 같이 표시될 수 있다.

$$Q = \dot{m}\lambda \tag{5}$$

셀 부분의 증기와 증발관내의 유체사이의 대수 평균 온도차이 및 열전달량은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\Delta T_{lm} = \frac{(T_s - T_{out}) - (T_s - T_{in})}{\ln\left(\frac{T_s - T_{out}}{T_s - T_{in}}\right)} \tag{6}$$

$$Q = UA\Delta T_{lm} \tag{7}$$

그러므로 식(5)~(7)의 결과로부터 전체 열전달계수 U 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$U = \frac{\dot{m}\lambda}{A\Delta T_{lm}} \tag{8}$$

(2) 증발관의벽의 응축열전달계수, h_o

본 실험은 응축수의 유량이 작은 증류유동이고 ($Re < 500$), 수증기의 유동속도도 작은 상태이다. 따라서, 응축열전달계수는 기존의 여러가지 실험식들 중에서 여러 실험결과와 비교적 잘 맞는다고 알려진 McAdams의 실험식을 다음과 같이 이용한다⁽¹⁸⁾.

즉, 응축 열전달계수 h_o 는

$$h_o = 1.88k_f \left[\frac{\rho_f(\rho_f - \rho_g)g}{\mu_f^2} \right]^{1/3} Re^{-1/3} \tag{9}$$

과 같이 표시되며 여기서,

$$Re = \frac{4\Gamma_z}{\mu_f} \tag{10}$$

$$\Gamma_z = \frac{\dot{m}}{2\pi r_o} \tag{11}$$

이다. 따라서 응축량을 측정함으로써 평균 응축열전달계수를 구할 수 있다.

(3) 관내벽의 비등열전달계수, h_i

증발관의 내부표면에서의 fouling 효과 등을 무시하면 증발관의벽의 면적을 기준으로 다음식을 사용할 수 있다.

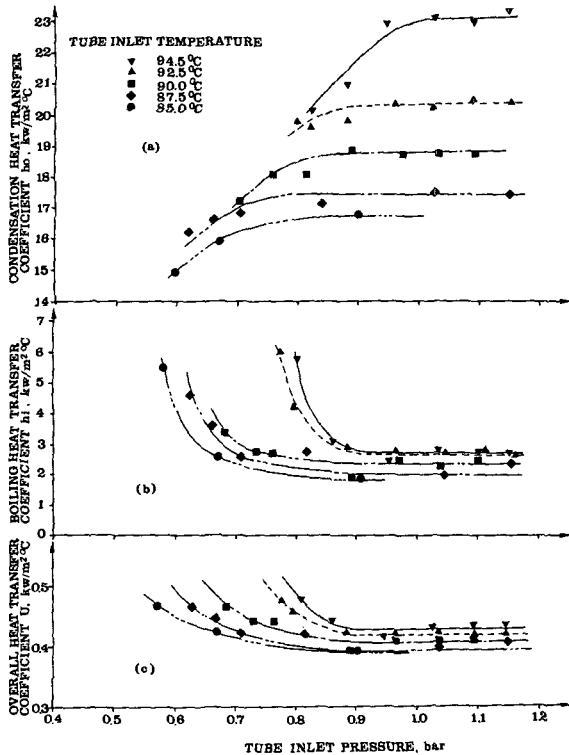
$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_o} + \frac{r_o}{k_{wall}} \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right) + \frac{r_o}{r_i} \left(\frac{1}{h_i}\right) \tag{12}$$

따라서 증발관내부의 비등열전달계수 h_i 는 다음과 같이 표시될 수 있다.

$$h_i = \frac{r_o/r_i}{\frac{1}{U} - \frac{1}{h_o} - \frac{r_o}{k_{wall}} \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right)} \tag{13}$$

Fig. 11은 증발관입구부분의 유체온도가 85°C, 87.5°C, 90°C, 92.5°C, 94.5°C인 각각의 경우에 대해서 증발관내부압력의 변화에 따른 전체열전달계수 U , 응축열전달계수 h_o , 비등열전달계수 h_i 들의 변화를 실험결과를 근거로 하여 앞서 언급한 열전달식으로부터 계산한 결과를 나타낸 것이다.

증발관입구의 온도가 고정된 상태에서 증발관내부(입구)의 압력이 증가할수록 유동은 Fig. 9의 State-4에서 State-1의 상태로 변해가는데 이 때 전체열전달계수 U 와 비등열전달계수 h_i 는 감소하는 반면 증발관의벽의 응축열전달계수 h_o 는 증가하는 경향을 보여주고 있으며, 입구압력이 어느정도 이상이 되면 거의 일정한 값을 갖는 것을 볼 수 있다. 이는 State-4에서는 증발관내의 유동이 2상상태이고 상변화를 수반하기 때문에 단상인 경우보다 증발관내부의 비등열전달계수 h_i 가 크게 나타난다. 반대로 유동이 State-4에서 State-1으로



(a) Condensation heat transfer coefficient
 (b) Boiling heat transfer coefficient
 (c) Overall heat transfer coefficient

Fig. 11 Heat transfer coefficients as a function of tube inlet pressure and temperature (Mass flow rate; 810kg/hr)

변해감에 따라 증발관외벽의 응축열전달계수 h_o 가 커지는 것은 증발관내의 포화온도가 증가하고 이에 따라 관벽면의 온도도 증가하므로 응축열전달관계식

$$h_o \propto (T_s - T_{wall})^{-1/4} \quad (14)$$

로부터 알 수 있듯이 결과적으로 응축열전달계수가 증가하게 되는 것이다. 증발관입구의 유체의 온도가 높을수록 h_o 가 커지는 것도 이 때문이다. 증발관내부의 압력이 증가할수록 h_i 의 감소율이 h_o 의 증가율보다 크기 때문에 결과적으로 전체열전달계수 U 는 감소하게 된다. 본 장치에서는 관의 재료로서 열전도도가 작은 유리(pyrex glass)를 사용하였으므로 식 (12)로부터 h_i , h_o 의 변화가 전체열전달 계수 U 에 미치는 영향이 비교적 작게 나타났다.

참고로 증발관내의 유동이 State-4인 상태에서 증발관내부의 비등열전달계수는 Chen^(19,20)의 실험식을 이용하여 계산할 수 있다. 이 식은 서론에서 언급한 바와 같이 관내의 열전달기구를 크게 강제대류 열전달과 핵비등 열전달의 두가지로 나누어 다음과 같이 표시한다.

$$h_i = h_1 + h_2 \quad (15)$$

여기서 h_1 은 강제대류열전달에 관련된 항으로

$$h_1 = 0.023 \left[\frac{G(1-x)D}{\mu_f} \right]^{0.8} [Pa]_f^{0.4} \left[\frac{k_f}{D} \right] F \quad (16)$$

이고, h_2 는 핵비등 열전달에 관련된 항으로

$$h_2 = 0.00122 \left[\frac{k_f^{0.79} C_{p,f}^{0.45} \rho_f^{0.49}}{\sigma^{0.5} \mu_f^{0.29} \lambda^{0.24} \rho_g^{0.24}} \right] \cdot (\Delta T_{sat})^{0.24} (\Delta P_{sat})^{0.75} S \quad (17)$$

이며

$$F = [1 + X_{tt}^{-0.5}]^{1.78} \quad (18)$$

$$X_{tt} = \left(\frac{1-x}{x} \right)^{0.9} \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_f}{\mu_g} \right)^{0.1} \quad (19)$$

$$S = 0.9622 - 0.5822 \left[\tan^{-1} \left(\frac{Re_{TP}}{6.18 \times 10^4} \right) \right] rad \quad (20)$$

$$Re_{TP} = Re_f \cdot F^{1.25} = \left[\frac{G(1-x)D}{\mu_f} \right] F^{1.25} \quad (21)$$

Table 1 Comparison of h_i obtained from Chen's Eq. (Eq.(15)) and Eq.(13)

Mass flow rate : 810kg/hr Tube outside temperature : 100°C						
No.	Tube inlet		Tube outlet quality	Condensate rate(g/s)	Boiling heat transfer coefficient, h_i , (W/m ² °C)	
	Temperature (°C)	Pressure (bar)			Chen's Eq. (Eq. (15))	Eq. (13)
1	92.5	0.771	0.032	0.436	5,310	6,010
2	94.5	0.813	0.039	0.350	5,370	5,780

이다.

Table 1은 State-4의 상태에서 위의 식(15) ~ (21)을 이용하여 계산한 h_i 의 값과 식(13)을 이용하여 얻은 값을 비교한 것이다. 식(15) ~ (21)을 이용하여 계산하는 경우 관내의 유체는 열역학적 평형상태라고 가정하였다.

Table 1에서 볼 수 있듯이 본 실험에서의 결과는 Chen의 관계식에 의한 결과와 비교해 볼 때 약간 크게 나타나나, 대체로 허용할 수 있는 범위내에서 있음을 알 수 있다.

증발관내에서의 열전달계수는 증발관내유체의 건도, 과열정도(degree of superheat) 등에 관계되는데 앞서 언급한 바와 같이 관외벽의 응축량이 증가함에 따라 관벽을 통해 전달되는 열량도 많아져서 증발관내에서의 증발량이 증가하게 되어 증발관내의 건도는 커지게 되며 이에 따라 열전달효과도 좋아지게 된다.

3.2 유동양식

(1) 각 유동양식에 따른 전기적 신호

본 실험에서 얻은 각각의 유동양식에 따른 전기적 신호(출력신호 V_o)를 Fig. 12에 나타내었다. 이

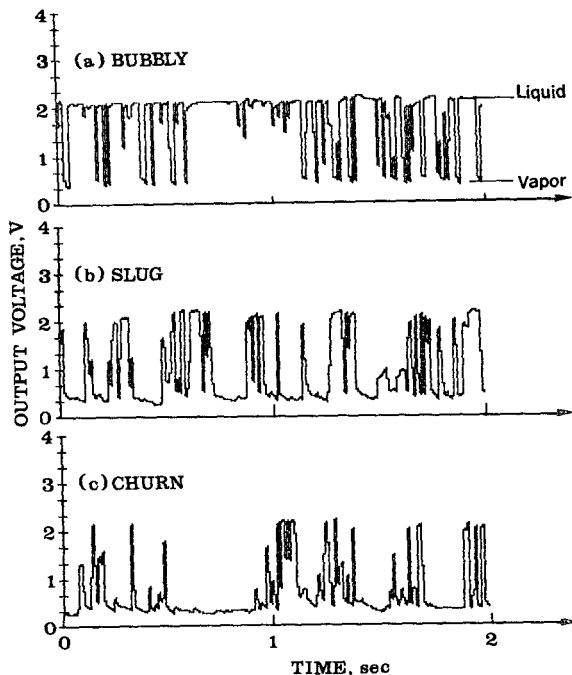


Fig. 12 Typical signal of output voltage

들 출력전압신호는 입력전압(V_i) 5V, 가변저항 1 Mohm, 입력저항 0.1Mohm인 상태에서 노즐 입구 온도를 95°C, 유량을 810kg/hr로 고정시키고 upper plenum의 압력을 변화시키면서 각 유동양식에 따른 신호를 관찰하였다. 신호를 받기 전에 물만을 유동시킨 상태에서 전기 프로우브의 신호를 얻었다. 이 신호의 값(V_w)은 각 출력전압 신호의 최대값과 거의 일치했다. 그러므로 Fig. 12에서 각 출력전압신호(V_o)의 최대값은 물이 유동할 때의 경우이고, 최소값은 증기가 프로우브의 검출부에 접촉할 때의 값을 나타낸다.

Fig. 12(a)에서 보는 것과 같이 기포류에서는 증기가 프로우브에 검출되는 시간이 짧고, 완전한 사각파형의 최대, 최소값만 갖는 이상적인 출력전압 신호와는 달리 둘 사이의 중간값을 갖는 경우가 있다. 그 이유는 기포의 크기가 너무 작아 출력전압이 완전하게 최소값이 되기 전에 액체가 프로우브의 검출부에 접촉되기 때문이다.

Fig. 12(b)의 슬러그(slug)류에 대한 출력전압신호는 최대값과 최소값이 주기적으로 나타나고 최대값을 일정하게 유지하는 구간에서 짧은 시간동안 기포가 검출되는 경향이 있다. 최소값이 일정하게 유지되는 구간은 슬러그류의 특징인 Taylor기포가 프로우브의 검출부에 접촉하는 경우이고 최대전압이 일정하게 유지되는 구간은 액체 슬러그가 검출되는 순간을 나타낸다. 또한 액체 슬러그내에 작은 기포들이 존재하고 있음을 슬러그가 검출되는 동안에 짧은 시간동안 작은 출력전압이 검출되는 것을 보면 알 수 있다. 그러나 증발관 내부의 격렬한 증발현상 때문에 실제 기포의 형태는 이상적인 축대칭 형태로부터 변형된 형태로 관찰되었다.

Fig. 12(c)에서 보는 것처럼 churn류의 출력전압신호를 보면 기포류와는 상반되는 결과를 보이고 있다. 즉, 액체가 프로우브에 검출되는 시간이 짧고 또한 슬러그류에서와 같이 액체 슬러그가 검출되는 경향을 보이나, 이 슬러그가 비교적 큰 기포들에 의해 깨지는 경향을 볼 수 있다. 본 실험에서는 환상(annular)류에 대한 신호는 얻을 수 없었는데 그 이유는 본 실험범위에서는 유동양식이 환상류로 천이할 만큼 증기발생량이 많지 않았기 때문이다. 이 유동들의 전기 프로우브의 출력전압신호를 이용하여 upper plenum의 압력에 따라 증발관내의 유동이 변화하는 경향을 가시적으로 관찰하고 사진촬영을 하였으며, 그 현상은 Fig. 9의 개략

도에서 이미 설명한 바와 같다. 이 그림에서 보는 바와 같이 upper plenum의 압력이 낮을수록 기포가 발생하는 위치는 증발관의 하부로 이동하며 궁극적으로는 증발관 전체의 유동이 churn류가 된다. 증발관내 유동양식이 슬러그류에서 churn류로 변화할 때 증발관 출구부분에서부터 역류현상이 나타나고 점차 upper plenum압력이 낮아짐에 따라 이런 현상은 관 높이의 중간부분으로 이동하는 경향을 보인다. 이러한 현상은 전반적으로 증발관내에서의 유동이 환상류영역으로 완전히 천이할 만큼 증기발생량이 충분하지 않아서, 유동양식이 churn류와 환상류의 경계부근에 존재하기 때문인 것으로 보이며, 앞서 언급했듯이 이 유동영역에서는 규칙적인 진동을 하는 유동형태가 관찰된다. 이와 같이 각각의 유동상태의 기준은 전기신호의 형태로부터 결정하였다.

(2) 출력전압신호 (V_o)를 이용한 국부기공률의 계산

본 실험에서 얻은 출력전압신호로부터 앞서 언급한 식(2)를 이용하여 국부 기공률을 계산하였다. 실제 실험에서 검출되는 출력전압신호는 완전한 사각파형이 아니므로 적절한 보안을 거쳐 국부기공률을 계산하였다. 그 방법은 우선 A/D변환기의 오차($\pm 0.3\%$)를 고려하여 최대값과 최소값을 재조정하고 이 때의 최대 최소값의 오차영역 이외의 값은 당초의 값을 읽어 들였다. 이들 최대, 최소전압 사이의 중간값들은 기포 유동에서는 작은 기포가 검출될 때의 값이고, churn류에서는 짧은 길이의 액

체가 검출되는 경우 등으로 생각해 볼 수 있다. 그러나 Fig. 12에서 보는 바와 같이 그들 중간값의 분포는 아주 작다. 그러므로 재조정된 최대, 최소 전압 사이의 중간값들을 조정되기 전의 본래의 값들로 그대로 두었다. 조정된 출력전압을 $V(t)$ 라고 하고, 이 $V(t)$ 의 최대값(V_{max})은 물이 검출되는 경우이고, 최소값(V_{min})은 증기가 검출되는 경우이므로 이들 출력전압에서 최소전압을 뺀 값, 즉 $V_o(t)$ 를

$$V_o(t) = V(t) - V_{min} \quad (22)$$

으로 놓고, V_w 를

$$V_w = V_{max} - V_{min} \quad (23)$$

으로 다시 정의하면, 식(3)에 의해 국부기공률을 구할 수 있다.

(3) 기존 유동양식도표(flow pattern map)⁽⁶⁾와의 비교

본 실험에서 얻은 결과를 기존 유동양식도표와 비교함으로써 후래시 증발이 수반되는 유동양식의 구분과 기존 유동양식도표와의 차이를 알아보려 한다.

본 실험에서는 upper plenum이 응축기와 연결되어 있음을 실험장치에서 설명하였다. 응축기의 출구에서 측정된 응축량과 증발관에 공급되는 유량과의 비율 출구부근(증발관 입구로부터 130cm 지점)의 건도라 가정하고, 그 부분에서의 전기 프로우브의 신호를 이용하여 유동양식을 구분한 결과를 Mishima와 Ishii⁽⁶⁾가 제안한 상향유동상태에서의 유동양식의 천이경계식에 근거한 질량속도(mass

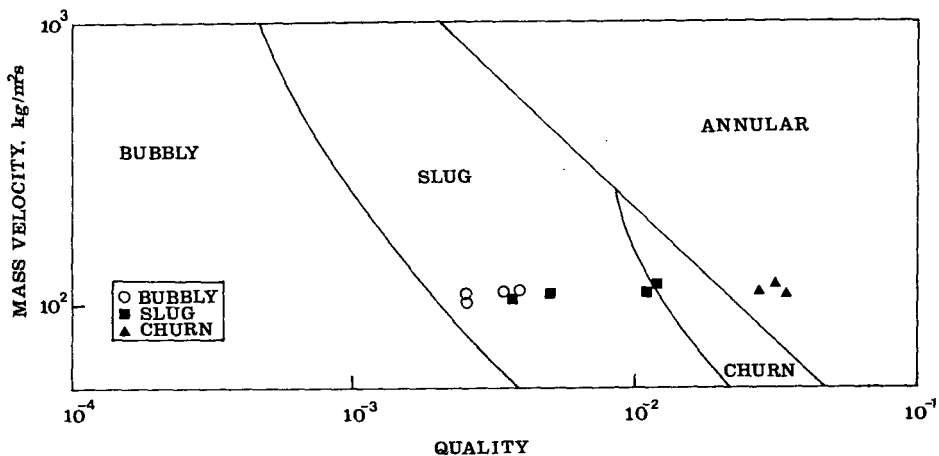


Fig. 13 Comparison of present data to the flow pattern map of Mishima and Ishii

velocity)와 건도에 대한 유동양식도표에 적용해 보았으며, 그 과정을 참고문헌 (17)에 표시하였다. 그 결과는 Fig. 13에 나타났다. 본 실험에서 전기 프로우브를 이용하여 구분한 유동양식 중 기포류는 유동양식도표상의 슬러그류영역에, churn류는 유동양식도표상의 환상류영역에 존재하며 슬러그류는 유동양식도표상의 슬러그류 영역의 약간 오른쪽에 걸쳐 분포하고 있음을 알 수 있다.

다시 말해서 본 실험결과는 Mishima와 Ishii의 유동도표상의 각 영역에 비해 전체적으로 오른쪽에 치우쳐져 있다. 이와 같은 결과는 증발관의 출구에서의 건도를 공급유량에 대한 전체증발량의 비라고 가정한 결과로 보이며 실제 출구 부근의 건도는 측정된 건도보다 작게 나타날 것으로 예상된다. 그러나 더욱 중요한 것은 2상유동의 유동양식은 입구조건에 영향을 많이 받는다는 사실이며, 증발관의 직경에 비해 길이가 길지 않은 담수화장치의 경우 수직증발관 입구부분의 노즐의 영향이 아주 크다는 사실을 입증해 주고 있다.

4. 결 론

후래시 현상을 수반하는 수직증발관 장치를 제작하고 이의 열전달 현상 및 유동양식을 관찰하였으며, 다음과 같은 결과를 얻을 수 있었다.

(1) 수직증발관내에서의 액체의 증발은 증발관 외벽의 수증기 응축에 의한 가열효과보다 노즐에서의 후래시 증발에 의해 더 지배적인 영향을 받는다. 증발관입구의 온도가 고정된 상태에서 관내부의 압력을 낮추게 되면 증발관내의 유동이 단상에서 2상상태로 변하게 되고 이에 따라서 증발관을 통한 전체 열전달계수 U , 증발관내부의 비등열전달계수 h_i 는 증가하지만 증발관외벽의 응축열전달계수 h_o 는 감소한다. 관내의 유체전체가 2상상태인 경우 Chen의 실험식을 이용하여 계산한 결과와 비교해 보면 관내부 비등열전달계수는 다소 크게 나타나나 대체로 허용할 수 있는 범위내에 있음을 알 수 있었다.

(2) 전기 프로우브를 사용하여 각 유동에 따른 전기신호와 가공률을 측정하였다. 기본 유동양식에 대한 전기적 신호는 각 유동양식의 특징을 잘 설명하고 있으나 이상적인 경우의 연결(ON)-단절(OFF) 신호인 사각파형과는 다른 신호가 검출되는데 그 원인은 전기 프로우브의 검출부의 직경에

비해서 아주 작은 기포에 대한 응답이 민감하지 못하기 때문이다. 이러한 원인으로 인해 출력전압신호를 이용하여 측정된 가공률은 어느 정도 오차를 감안해야 할 것으로 여겨진다.

(3) 증발관내의 유동양식은 시스템압력에 따라 관의 길이 방향으로 변화하는 경향을 보여준다. 이들 유동양식의 구분 중 본 실험영역에서는 환상류는 나타나지 않았는데, 이는 환상류가 나타날 만큼 증발량이 많지 않기 때문이다. Mishima와 Ishii의 유동양식 천이경계식에 근거한 유동양식도표와 비교해 본 결과 본 실험에서 구분한 유동양식은 도표내에서 전반적으로 큰 건도영역으로 평행하게 이동되어 나타나고 있는데, 이는 2상유동에 의한 유동양식이 증발관입구 조건의 영향을 많이 받고 있음을 의미하고 있다.

아울러 증발관내의 공급유량의 영향등에 대한 연구가 추후연구과제로 남아 있다.

후 기

본 실험장치를 제작하는데 많은 조언을 해주신 현대중공업(주)의 이규현 박사님께 감사드리며, 아울러 이 논문을 정리하는데 도움을 준 김인구 군에게 감사의 뜻을 표한다.

참 고 문 헌

- (1) Bertuzzi, M., Polla, M. and Tiraboschi, P., 1985, "Development in Vertical Tube Evaporation", *Desalination*, Vol. 52, pp. 135~143.
- (2) Darwish, M. A., Aly, S. E., and Fathalah, K. A., 1984, "Comparative Study between Conventional and Vapor Compression Multi-effect Desalination Systems", *Desalination*, Vol. 49, pp. 153~167.
- (3) Collier, J. G., 1981, "Convective Boiling and Condensation", McGraw-Hill, 2nd Ed.
- (4) Taitel, Y., Barnea, D. and Dukler, A. E., 1980, "Modelling Flow Pattern Transitions for Steady Upward Gas-Liquid Flow in Vertical Tubes," *AIChE J.*, Vol. 26, No. 3, pp. 345~354.
- (5) Weisman, J. and Kang, S. Y., 1981, "Flow Pattern in Vertical and Upwardly Inclined Lines", *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 7, pp. 271~291.
- (6) Mishima, K. and Ishii, M., 1984, "Flow Regime Transition Criteria for Upward Two-phase Flow in Vertical Tubes", *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 27,

- No. 5, pp. 723~737.
- (7) Mcquillan, K. W. and Whalley, P. B., 1985, "Flow Pattern in Vertical Two-phase Flow", *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 11, No. 2, pp. 161~175.
- (8) Bergles, A. E., Lopina, R. F. and Fiori, M. P., 1967, "Critical Heat Flux and Flow-Pattern Observations for Low-Pressure Water Flowing in Tubes", *Trans. ASME, J. of Heat Transfer*, Vol. 89, No. 1, pp. 69~74.
- (9) Zahn, W. R., 1964, "A Visual Study of Two-phase Flow While Evaporating in Horizontal Tubes", *Trans. ASME, J. of Heat Transfer*, Vol. 86, No. 3, pp. 417~429.
- (10) Dudley, J. C., 1962, "A Photographic Study of the Two-Phase Flow of Freon in Small Bore Tubes", "M. S. Thesis, University of Wisconsin, Madison.
- (11) Baker, O., 1954, "Simultaneous Flow of Oil and Gas", *Oil and Gas Journal*, Vol. 53, No. 12, pp. 185~190, 192, 195.
- (12) Matsui, G., 1984, "Identification of Flow Regimes in Vertical Gas-Liquid Two-phase Flow Using Differential Pressure Fluctuations", *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 10, No. 6, pp. 711~720.
- (13) Jones, O. C. and Zuber, N., 1975, "The Interrelation between Void Fraction Fluctuations and Flow Patterns in Two-phase Flow", *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 2, pp. 273~306.
- (14) Neal, L. G. and Bankoff, S. G., 1963, "A High Resolution Resistivity Probe for Determination of Local Void Properties in Gas-Liquid Flow", *AIChE J.*, Vol. 9, No. 4, pp. 490~494.
- (15) Barnea, D., Shoham, O. and Taitel, Y., 1980, "Flow Pattern Characterization in Two-phase Flow by Electrical Conductance Probe", *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 6, pp. 387~397.
- (16) 손병진, 김인석, 이진, 1986, "확률밀도 함수와 전도 Probe 신호에 의한 수직 2상류의 유동양식 특성", *대한기계학회논문집*, 제10권, 제 6 호, pp. 814~822.
- (17) 송시홍, 1987, "후래시 현상을 수반하는 수직증발관내에서의 유동양식 구분에 관한 연구", *한국과학기술원 석사학위 논문*.
- (18) McAdams, W. H., 1954, "Heat Transmission", 3rd. ed., McGraw-Hill.
- (19) Chen, J. C., 1966, "Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow", *I & EC Process Design and Development*, Vol. 5, No. 3, pp. 322~329.
- (20) Edelstein, S., Perez, A. J. and Chen, J. C., 1984, "Analytic Representation of Convective Boiling Functions", *AIChE J.*, Vol. 30, No. 5, pp. 340~341.