

수평 T형 증발관내 2상류의 유량분배 및 압력강하 특성

Characteristics of T-phase flow distribution and pressure drop in a horizontal T-type evaporator tube

박종훈*, 조금남**, 조홍기*

J. H. Park, Keumnam Cho, H. G. Cho

Key words: Horizontal tee(수평 tee), R-22, Separation ratio(분리비), Pressure drop(압력강하), Mass flow ratio(유량비)

ABSTRACT

The objective of the present study is to investigate the effect of experimental parameters on the hydrodynamic characteristics in a horizontal tee-type evaporator using R-22. The experimental apparatus consisted of an unheated tee-type test section, a liquid-vapor separator, a preheater, mass flow meters, a plate heat exchanger, pump, and other measurement devices. The experimental parameters were mass flux(500 and 600 kg/m²s), inlet quality(0.1~0.3) and separation ratio(0.3~0.7). Absolute pressure at the inlet of the test section was 0.652 MPa. The branch-to-inlet inner diameter ratio was 0.61. Pressure gradient at the branch section was larger than that at the run section at the same separation ratio. Pressure drop per unit length increased at the run section and decreased at the branch section as the separation ratio increased. Pressure drop predicted by the separated flow model agreed with experimental data within -35 to +16%. Generally, predicted values showed similar trend with the data. Mass flow ratio of vapor refrigerant was affected by the inlet quality more than the mass flux.

기 호 설 명

A : 유동 단면적 [m²]
 D : 관 직경 [m]
 f_f : 분리유동 모델의 Darcy-Weisbach 마찰 계수, $0.316/Re_f^{0.25}$
 f_{fo} : 균질유동 모델의 Darcy-Weisbach 마찰 계수, $0.316/Re_{fo}^{0.25}$
 G : 질량유속 [kg/m²s]

K : 압력 손실계수
 L : 관의 길이 [m]
 P : 압력 [Pa]
 Re : Reynolds 수
 W : 질량유량 [kg/min]
 X_{tt} : Lockhart-Martinelli 변수,

$$\left\{ \frac{\rho_g}{\rho_f} \left(\frac{1-x_i}{x_i} \right)^{1.75} \left(\frac{\mu_f}{\mu_g} \right)^{0.25} \right\}^{0.5}$$

 x : 건도

* 성균관대학교 대학원

** 정희원, 성균관대학교 기계공학부

그리스 문자

- α : 기공률
 μ : 점도 [Ns/m²]
 ρ : 밀도 [kg/m³]
 ρ_e : 에너지 밀도 [kg/m³],
 $1 / \left\{ \frac{x^3}{\rho_g^2 a^2} + \frac{(1-x)^3}{\rho_f^2 (1-a)^2} \right\}^{0.5}$
 ρ_h : 균질유동 모델에서의 균질밀도 [kg/m³],
 $1 / \left(\frac{x}{\rho_g} + \frac{1-x}{\rho_f} \right)$
 ρ_m : 운동량 밀도 [kg/m³],
 $1 / \left\{ \frac{x^2}{\rho_g a} + \frac{(1-x)^2}{\rho_f (1-a)} \right\}$
 \emptyset : Chisholm 이상유동 마찰 손실배수
 ϕ^2 : 이상유동 마찰 손실배수

하첨자

- b : 분지관
 f : 포화액체
 fg : 포화증기와 포화액체의 상태량의 차
 fo : 이상유체 전체를 액체로 가정했을때의 상태량
 g : 포화증기
 i : 모관
 J : 분지
 r : 출구관
 tt : 액체상과 기체상이 모두 난류상태

1. 서론

분지관내 압력강하 및 유량분배는 화학공정, 수송배관, 원자로내 냉각수 유동, 냉동공조 장치내 배관설계 시 고려해야 되는 매우 중요한 문제들 중 하나이다. 특히 냉동공조기의 열교환기에 대한 고효율화 및 소형화 설계를 위해서는 분지관내 이상유동에 관한 체계적 연구가 요구된다. 그러나 분지관의 가장 단순한 형태인 Tee 분지관내 이상유동에 대한 압력강하 및 유량분배의 연구조차도 Tee 분지관내 이상유동에 영향을 주는 변수가 많고 수학적 해석이 매우 어렵기 때문

에 아직 체계적으로 정립되지 못했다. Tee 분지관내 이상유동에 관한 연구 시 작동유체로 공기와 물, 증기와 물이 주로 사용되었으며, 냉매에 대한 연구결과는 매우 부족한 실정이다.

우선 공기와 물을 작동유체로 한 Tee 분지관내 이상유동 연구결과들을 정리하면 다음과 같다. Lahey⁽¹⁾는 실험적 방법과 해석적 방법으로 조사한 분지관내 이상유동 연구결과들을 정리하여, Tee 분지 입구에서의 유동양식의 영향을 조사하였다. Penmatcha 등⁽²⁾은 내경이 50.8 mm인 PVC 모관과 분지관을 이용하여 분지관이 수평위치일 때와 수직방향으로의 기울기가 변할 경우 실험을 수행하였다. 분지관의 수직 상,하방향 기울기가 -60°~35°의 범위를 벗어나면 증기와 액만의 완전한 상분리(phase separation)가 일어났으며, 분지관내 상분리에 미치는 중요한 변수들은 분지관의 기하학적 형상, 분지관의 기울기, 입구 질량유동율, 기공율이라고 보고하였다. Azzopardi⁽³⁾는 수직 Tee 분지관의 경우 직경비를 주요 변수로 선정하여, 분지관경의 감소가 분지관내 액유량을 감소시킴을 밝혔다. Honan과 Lahey⁽⁴⁾는 모관과 분지관의 내경이 38.1 mm인 Tee 분지관의 입구건도와 질량유속에 따른 분지관내 상분리 영향을 측정하였다. 입구건도가 증가할 경우 상분리비는 증가했으며 분지 각도나 입구 질량유속이 상분리에 미치는 영향은 작다고 보고하였다. Buell 등⁽⁵⁾은 실험자료와 해석적인 모델에 근거한 계산 값과의 비교를 통해 모관과 분지관의 직경이 37.6 mm인 수평 Tee 분지관내 모관과 출구관간 압력강하는 운동량 밀도를 이용한 분리유동 모델을 적용했을 경우에 실험값과 잘 일치했고, 모관과 분지관간 압력강하는 모관에 대한 분지관의 질량유량비가 0.3 이상인 경우 Saba 와 Lahey⁽⁶⁾가 제시한 압력강하식이 잘 맞았고 질량유량비가 0.3 이하인 경우 Reimann과 Seeger⁽⁷⁾가 제시한 압력강하식이 잘 맞았다고 보고하였다.

증기와 물을 작동유체로 한 Tee 분지관내 이상유동 연구결과들을 정리하면 다음과 같다. Rubel 등⁽⁸⁾은 시험부 입구압력이 100~250 kPa이고, 모관과 수평 Tee 분지관의 내경이 37.6 mm일 때 이상유동특성에 미치는 시험부 입구건도(0.2~0.9)와 질량유속의 영향을 조사하였다. 낮은 질량유속(16.6~19.3 kg/m²s) 범위에서는 입구건

도가 증가함에 따라 모관의 질량유량에 대한 분지관의 질량유량의 비가 동일할 때 모관에 대한 출구관의 건도비인 상분리비가 약간씩 증가했지만 상대적으로 높은 질량유속(19.3~33.6 kg/m²s) 범위에서는 입구건도가 증가함에 따라 동일한 질량유량비에서 상분리비가 감소됨을 보고하였다. Peng 등⁽⁹⁾은 시험부 입구압력이 0.1~0.2 MPa이고 모관과 분지관의 내경이 25.65 mm인 분지관의 기울기가 상분리에 미치는 영향을 조사하여 기울기가 커질수록 분지관쪽으로 기상보다 액상이 더 많이 흘렀다고 보고하였다. Rubel 등⁽¹⁰⁾은 모관과 분지관의 내경이 49.3 mm일 경우와 97.3 mm일 때 모관내 압력(2.75~5.50 MPa)과 입구건도(0.2~0.8)가 상분리에 미치는 영향을 실험하여 입구건도와 모관내 압력이 감소할수록 입구건도에 대한 분지관 건도의 비인 상분리비가 증가됨을 보고하였다. Ballyk 등⁽¹¹⁾은 모관과 분지관의 내경이 25.65 mm일 때 질량유속이 450~1200 kg/m²s, 모관내 압력이 250 kPa 미만일 경우, 모관과 출구관간 축방향 운동량 보존식을 적용하고, 분지관내 기상과 액상이 충분히 혼합됐다는 가정하에 균질유동 모델을 적용한 후, 모관과 분지관간 기계적 에너지 균형 모델을 적용하여 가역적 압력강하부분과 비가역 압력강하 두 부분으로 나누어서 압력강하값을 조사하였다. 비가역적 압력강하 부분의 이상유동 손실배수값을 기존 연구자들과는 달리 입구건도나 입구 질량유동율에 무관하고 단지 모관의 질량유량에 대한 분지관의 질량유량의 분리비의 함수로 나타냈다.

냉매를 이용한 분지관내 이상유동 연구결과들은 다음과 같다. 김종수⁽¹²⁾는 R-11 냉매를 사용하여 4개의 분지관을 갖는 수직 Tee형 일렬배열 다분지관내 유량분배 및 압력강하 특성을 실험적으로 조사하였다. 모관과 분지관의 직경은 각각 28 mm, 6 mm, 입구건도는 0~0.4, 시험부 입구압력은 1기압이었고, 다분지 증발기내 유량분배는 모관내 질량유속, 기액유량비, 모관 입구건도 등에 따라 크게 변화하지만, 시간 평균적으로는 각 분지관내 압력손실이 균등하게 되도록 유량분배가 이루어진다고 보고하였다. Watanabe 등⁽¹³⁾도 R-11 냉매를 사용하여 4개의 수직 상방향 분지관을 갖는 수평 Tee형과 5개의 수평 분지관을 갖는 수직 Tee형 일렬배열 다분지관내 유량분배 특성을 조사하였다. 두가지 형태의 다

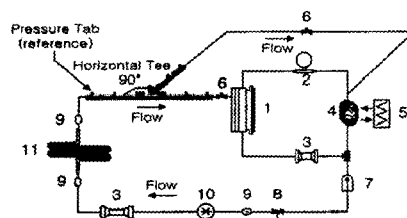
분지관은 모관과 분지관의 내경이 각각 20 mm, 6mm로 같았고 모관 입구건도는 0~0.3이었으며, 수평 Tee형 다분지관의 경우 질량유속이 40~120 kg/m²s, 수직 Tee형 다분지관의 경우 질량유속은 440 kg/m²s와 620 kg/m²s였다. 모관의 입구건도가 증가할 경우, 분지관이 입구쪽에서 멀수록 수평 Tee형 다분지관의 분지관내 액유량은 증가했고 수직 Tee형 다분지관의 분지관내 액유량은 감소했다고 보고하였다.

상기한 연구 결과들을 종합할 때 냉매를 사용한 Tee형 분지관내 압력강하 및 유량분배 특성에 관한 연구가 체계적으로 이루어지지 않은 실정이다. 이에 근거하여 본 연구의 목적은 R-22 냉매를 사용한 수평 Tee형 증발기내 압력강하 및 유량분배 특성에 미치는 주요 변수들의 영향을 실험적 및 해석적으로 조사함에 있다.

2. 실험장치 및 방법

R-22 냉매를 사용한 수평 Tee형 증발기내 압력강하 및 유량분배 특성에 미치는 변수들의 영향을 조사하기 위한 실험장치의 개략도는 Fig. 1에 나타나 있다.

실험장치는 비가열되는 수평 Tee를 포함한 시험부, 기액분리기, 예열기, 기체 및 액체 질량유량계, 판형용축기, 냉매액 펌프 등으로 구성되었다. 시험부 모관(inlet)과 출구관(run)은 9.52 mm 외경의 평활동관이었고, 분지관(branch)은 6.35 mm 외경의 평활동관을 사용하였으며, 모관과 출



1. liquid-vapor separator
2. vapor mass flowmeter
3. liquid mass flowmeter
4. plate heat exchanger
5. constant temperature bath
6. flow control valve
7. receiver
8. refrigerant inlet port
9. sight glass
10. refrigerant pump
11. preheater

Fig. 1 Schematic diagram of present experimental apparatus.

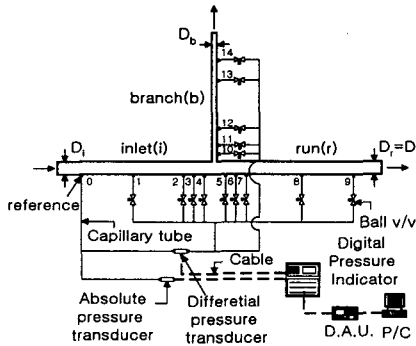


Fig. 2 Details of a test section.

구관의 중간부분에 드릴작업을 한 후 분지관을 용접하되 이음부에 용접액이 흘러 들어가지 않도록 하여 Tee 분지관내 냉매 유동이 방해받지 않도록 하였다. 모관, 출구관 및 분지관은 수평 평면에 위치했고, 각각 0.5, 0.5 및 0.53 m의 길이로 제작되었다. 시험부에 대한 상세도는 Fig. 2에 나타나 있다.

시험부 입구(Fig. 2의 위치 0)에서의 절대압력은 절대압계(10 bar 범위, 오차 $\pm 0.1\%$)로, 시험부내 차압(Fig. 2의 위치 0과 나머지 위치(1~14) 차이)은 차압계(350 mbar 범위, 오차 $\pm 0.1\%$)로 측정되었다. 시험부 출구관의 뒤에 연결된 기액 분리기에서 냉매 증기와 액이 분리된 후 증기와 액의 질량유동율은 각각 기체 질량유량계(0.01~0.8 kg/min 범위, $\pm 0.9\%$ 정밀도)와 액체 질량유량계(0.045~5.2 kg/min 범위, $\pm 0.015\%$ 정밀도)로 계측되었다. 기액분리기에 내부 수위를 관찰할 수 있는 pyrex 관을 기액분리기 옆에 설치하여 수위가 일정하게 되는 정상상태에서 실험을 수행하였기 때문에 측정된 냉매액과 증기의 유량을 출구관내 유량이라고 간주하였다. 예열기는 동관에 전기 절연용 석면 테이프를 감고, 그 위에 니크롬선(직경 0.65 mm, 저항 3.71 Ω /m)을 감은 후 교류 전원공급기로 전압을 조절하여 최대 3 kW의 열량을 공급할 수 있도록 제작되었다. 예열기 입구와 출구에는 전기 절연, 단열과 유동 가시화를 위해 pyrex 관을 연결하였고 예열기 입구에서의 압력과 온도를 측정해 냉매액의 과냉도와 엔탈피를 구한 후 예열기에 공급한 열량을 조절하여 시험부 입구에서의 건도를 조절하였다. 출구관과 분지관을 통해 흐른 증기는 기체

질량유량계에 의해 질량 유동율이 측정된 후, 냉매액 펌프로 보내지기 전 관형응축기에 의해 과냉상태로 유지되었다. 관형 응축기내 냉매는 항온조에 의해 응축되었다. 실험장치내 냉매를 순환시켜주는 냉매액 펌프로는 펌프의 회전수를 조절해 실험 장치내 냉매액의 질량 유동율을 조절할 수 있는 마그네틱 펌프(최대 펌핑용량: 3.5 l/min)가 사용되었다.

실험변수는 모관내 질량유속, 시험부 입구 건도와 Tee 분지관내 분리비(모관에 대한 분지관내 질량 유동율의 비: W_b/W_i)였다. 모관내 질량유속은 상용 7~12평형 가정용 에어컨의 증발기내 질량유속 범위가 290~870 kg/m²s 범위인 점과 냉매액 펌프 용량을 고려하여 500과 600 kg/m²s로 선정되었고, 시험부 입구 건도는 에어컨의 증발기 입구측 건도가 0.4 이내인 점을 고려하여 0.1, 0.2와 0.3으로 선정되었으며, Tee 분지관내 분리비는 0.3, 0.5와 0.7이었다. 측정된 시험부 입구건도, 모관내 질량유량, 출구관내 액유량과 기체유량으로부터 계산된 분지관내 질량유량과 기체유량으로부터 분지관내 냉매건도를 구했다. 시험부 입구에서의 절대압력은 관형 응축기에 연결되어 있는 항온조의 온도를 변화시킴으로써 전체 실험 범위에서 0.652 MPa(포화온도는 8.544 $^{\circ}$ C)로 일정하게 유지되었다.

3. 수평 Tee 형 시험부내 이상유동 압력강하 예측식

3.1 모관과 분지관사이의 압력강하 관계식

Tee형 분지관내 모관과 분지관사이의 압력강하는 식 (1)과 같다.

$$\Delta P_{i-b} = (P_i - P_j) + (\Delta P_{i-b})_J + (P_{bj} - P_b) \quad (1)$$

식 (1)에서 $(P_i - P_j)$ 는 모관내 압력강하, $(\Delta P_{i-b})_J$ 은 Tee형 분지에서 모관과 분지관 간 유체의 방향전환에 따른 압력강하, $(P_{bj} - P_b)$ 은 분지관내 압력손실을 나타낸다. 모관과 분지관내 압력강하는 단상유동 압력강하와 이상유동 마찰손실배수의 곱이며 식 (2) 및 (3)와 같다.

$$(P_i - P_{ij}) = \frac{K_i}{2} \frac{G_i^2}{\rho_f} \phi^2_{fo} \quad (2)$$

$$(P_{bj} - P_b) = \frac{K_b}{2} \frac{G_b^2}{\rho_f} \phi^2_{fo} \quad (3)$$

균질유동 모델(homogeneous flow model; HFM)의 경우 식 (2)와 (3)의 압력 손실계수는 식 (4)와 같고, 이상유동 손실배수는 가상점도에 대한 McAdams 등⁽¹⁴⁾의 정의를 사용하여 구한 Reynolds 수를 Blasius 관계식에 대입하여 정리하면 식 (5)와 같다.

$$K = \frac{f_{fo} L}{D} \quad (4)$$

$$\phi^2_{fo} = 1 / \left[1 + x \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right) \right] \left[1 + x \left(\frac{\mu_g}{\mu_f} \right) \right]^{0.25} \quad (5)$$

R-22 냉매의 포화 상태값인 μ_f , μ_g , ρ_f , ρ_g 는 ASHRAE Handbook⁽¹⁵⁾의 표에서 구해진다.

분리유동 모델(separated flow model; SFM)의 경우 식 (2)와 (3)의 압력 손실계수는 식 (6)과 같고 이상유동 손실배수는 Lockhart 와 Martinelli⁽¹⁶⁾가 제시한 이상유동 손실배수를 사용하면 식 (7)과 같다.

$$K = \frac{f_f L}{D} \quad (6)$$

$$\phi^2_{fo} = (1-x)^2 \left(1 + \frac{C}{X_{tt}^2} + \frac{1}{X_{tt}^2} \right) \quad (7)$$

상수 C는 증기와 액체 모두가 난류일 경우 20이다.

Tee 분지에서 모관과 분지관 간 유체의 방향 전환에 따른 압력강하는 식 (8)과 같다. 가역적 압력강하는 Saba 와 Lahey⁽⁶⁾가 이상유동 베르누이 방정식을 이용해 제시한 식 (9), 비가역적 압력강하는 Chisholm⁽¹⁷⁾ 이상유동 마찰손실 배수를 이용한 식 (10)과 같다.

$$(\Delta P_{i-b})_J = (\Delta P_{i-b})_{J, rev} + (\Delta P_{i-b})_{J, irr} \quad (8)$$

$$(\Delta P_{i-b})_{J, rev} = \frac{\rho_h}{2} \left(\frac{G_b^2}{(\rho_{eb})^2} - \frac{G_i^2}{(\rho_{ei})^2} \right) \quad (9)$$

$$(\Delta P_{i-b})_{J, irr} = \frac{K_{i-b}}{2} \frac{G_i^2}{\rho_f} \phi \quad (10)$$

Lahey와 Moody⁽¹⁸⁾가 제안한 식 (9)의 에너지 밀도(ρ_e)에 포함된 기공율(α)는 균질유동 모델일 경우 식 (11)과 같다.

$$\alpha = 1 / \left\{ 1 + \left(\frac{1-x}{x} \right) \frac{\rho_g}{\rho_f} \right\} \quad (11)$$

분리유동 모델일 경우 식 (11)은 식 (12)가 된다.

$$\alpha = 1 / \left[1 + \left(\frac{1-x}{x} \right) \frac{\rho_g}{\rho_f} \left\{ x \left(1 - \frac{\rho_f}{\rho_g} \right) \right\}^{0.5} \right] \quad (12)$$

식 (10)의 K_{i-b} 는 단상유동인 경우의 Tee 분지관내 마찰 손실배수값이고, 모관과 출구관의 단면적비에 대한 분리비의 변화에 따른 값들을 제시한 Fried 와 Idelchick⁽¹⁹⁾의 자료를 참조하여 구하였다. ϕ 는 식 (13)과 같다.

$$\phi = (1-x_i)^2 \left[1 + \frac{C_{i-b}}{X_{tt}^2} + \frac{1}{X_{tt}^2} \right] \quad (13)$$

식 (13)의 C_{i-b} 는 Chisholm⁽¹⁷⁾이 제안한 식에 포함된 C_b 의 값에 대해 균질유동 모델일 경우 1, 분리유동 모델일 경우 1.75를 대입하여 구할 수 있다.

3.2 모관과 출구관사이의 압력강하 관계식

Tee형 분지관내 모관과 출구관사이의 압력강하는 식 (14)와 같다.

$$\Delta P_{i-r} = (P_i - P_{ij}) + (\Delta P_{i-r})_J + (P_{ij} - P_r) \quad (14)$$

식 (14)에서 $(P_i - P_{ij})$ 는 모관내 압력강하로 식

(2)와 같고, $(\Delta P_{i-r})_f$ 는 모관과 출구관 사이 분지내 압력강하, $(P_{rj}-P_r)$ 은 출구관내 압력강하 손실을 나타내며 각각 식 (15), (16)과 같다.

$$(P_{rj}-P_r) = \frac{K_r}{2} \frac{G_r^2}{\rho_f} \phi^2_{f0} \quad (15)$$

$$(\Delta P_{i-r})_f = \frac{K_{i-r}}{2} \left[\frac{G_r^2}{\rho_{m_r}} - \frac{G_i^2}{\rho_{m_i}} \right] \quad (16)$$

식 (16)의 K_{i-r} 는 Tee형 분지관내 모관과 출구관사이의 마찰 손실계수이며 식 (10)의 K_{i-b} 값과 마찬가지로 Fried와 Idelchick⁽¹⁷⁾의 자료를 참조하였다. Fouda와 Rhodes⁽²⁰⁾가 제안한 운동량 밀도(ρ_m)에 포함된 기공율(α)는 균질유동 모델일 경우 식 (11)과 같고 분리유동 모델일 경우 식 (12)와 같다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 Tee형 시험부내 압력분포

질량유속이 600 kg/m²s, 시험부 입구건도가 0.2, 분리비가 0.3, 0.5, 0.7인 경우에 수평 Tee형 시험부 입구에서의 거리에 따른 모관, 출구관 및 분지관내 압력분포를 Fig. 3에 나타내었다. 시험부 입구에서의 압력은 0.652 MPa이었다. 모관과 출구관 사이의 분지(junction)에서는 베르누이 효과에 의해 압력상승이 일어났고, 모관과 분지관 사이의 분지에서는 유체회전에 의한 압력손실로 압력강하가 일어났다. Ballyk 등⁽¹¹⁾에 의해서도 유사한 결과가 보고되었다. 분지에서의 압력상승 값 및 압력강하값은 모관, 출구관 및 분지관내 완전발달 구간에서의 측정치를 분지까지 외삽시켜 구해졌다. 분리비(W_b/W_i)가 0.3, 0.5, 0.7로 증가하는 경우 모관과 출구관사이 분지에서의 압력상승값은 0.2 kPa, 0.3 kPa, 0.4 kPa로 증가했으며 모관과 분지관사이의 분지에서의 압력강하값도 1.4 kPa, 2.2 kPa, 4 kPa로 증가했다. 모관과 분지관사이의 압력강하값이 클수록 모관과 출구관사이의 압력상승값도 컸다. 동일한 분리비인 경우라도 관경이 큰 출구관보다 관경이 작은 분

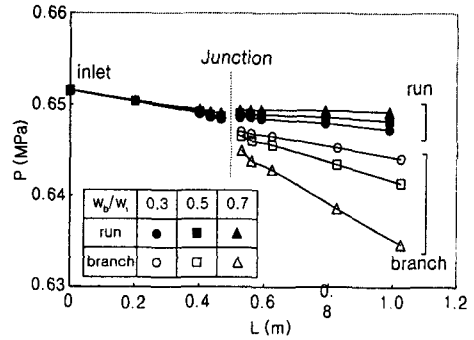


Fig. 3 Pressure profile in the present test section at the inlet quality of 0.2 and mass flux of 600 kg/m²s.

지관에서 단위 길이당의 압력강하값이 크기 때문에 Fig. 3에서 볼 수 있듯이 압력강하의 기울기는 출구관보다 분지관에서 더 컸다. 분리비가 커질수록 단위 길이당 압력강하는 출구관에서 감소했고 분지관에서 증가했다. 이는 분리비가 증가할수록 분지관내로 유입되는 냉매질량 중 증기의 양이 상대적으로 증가함(즉, 분지관내 건도가 증가함)을 나타내는 것이다.

4.2 시험부내 압력강하

Fig. 4는 질량유속이 600 kg/m²s이고 분리비가 0.3인 경우 모관과 출구관 간의 압력강하(ΔP_{i-r}), 모관과 분지관 간의 압력강하(ΔP_{i-b})와 이들을 구성하는 식(1)과 식(14)에 나타낸 압력강하 구성요소들에 미치는 시험부 입구건도(x_i)의 영향을 나타낸다. 모관과 출구관 간의 압력강하는 Fig. 2의 위치 0번과 9번 사이의 차압이고, 모관과 분지관 간의 압력강하는 Fig. 2의 위치 0번과 14번 사이의 차압이다. 모관과 출구관 간의 압력강하는 모관내 압력강하인 ΔP_{i-ij} , 분지에서의 베르누이 관계식에서 의해 구한 압력상승(ΔP_{i-r})_f와 출구관에서의 압력강하인 ΔP_{rj-r} 의 합이다.

모관과 분지관 간의 압력강하도 모관내 압력강하인 ΔP_{i-ij} , 분지에서의 유체의 회전에 의한 압

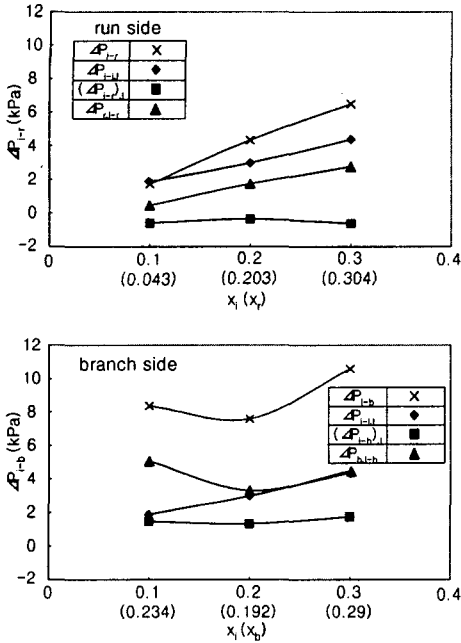


Fig. 4 Pressure drops in run and branch sections at the mass flux of $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ and separation ratio of 0.3.

력강하 $(\Delta P_{i-b})_j$ 와 분지관내의 압력강하인 ΔP_{b-b} 의 합이다. 시험부 입구건도가 증가할 때 모관내 압력강하와 출구관내 압력강하는 점진적으로 증가했으나 분지관내 압력강하는 감소하다가 증가했다. $(\Delta P_{i-r})_j$ 는 출구관측 분지에서의 압력상승 때문에 압력강하값이 음의 값이었고, $(\Delta P_{i-b})_j$ 는 분지관측 분지에서의 압력강하 때문에 양의 값이었으나 시험부 입구건도 변화에 따라서는 값의 변화가 거의 없었다. 즉, 분지내에서의 압력강하는 입구건도의 영향을 거의 받지 않았다. 시험부 입구건도(x_i)와 함께 출구관내 건도(x_r)와 분지관내 건도(x_b)를 x 축에 팔호로 시험부 입구건도(x_i)와 함께 표시했다. 모관과 출구관간의 압력강하의 경우 시험부 입구건도와 출구관내 건도간의 오차가 57%였던 0.1의 경우를 제외한 0.2와 0.3의 경우는 오차가 1.5%이내로 작았으므로 모관내 압력강하와 출구관내 압력강하는

유사한 경향을 나타냈으며, 모관과 출구관내 압력강하의 구성요소들 중 모관내 압력강하값이 가장 컸다. 모관과 분지관 간의 압력강하의 경우 시험부 입구건도가 0.1에서 0.2로 증가했을 때 분지관내 건도는 0.234에서 0.192로 오히려 감소했으므로 분지관내 압력강하값은 35% 정도 감소했다. 그러나 시험부 입구건도가 0.2에서 0.3으로 증가했을 때는 분지관의 건도가 0.192에서 0.29로 증가했으므로 분지관내 압력강하값은 36% 정도 증가했다. 시험부 입구와 분지관 간의 압력강하는 입구건도가 0.1인 경우는 분지관내 압력강하값의 영향을 가장 크게 받았고 입구건도가 0.2와 0.3일 때는 분지관내 압력강하값과 모관내 압력강하값의 크기가 거의 같았다. 시험부 입구건도가 0.1일 때 모관과 분지관 또는 출구관내 건도와 차이가 컸던 것은 분리비가 0.3으로 일정했을 지라도 냉매증기가 상대적으로 분지관 쪽으로 더 많이 흘렀음을 나타낸다.

Fig. 5는 질량유속이 500과 $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 인 경우 시험부 입구건도가 0.1과 0.3일 때, 모관과 출구

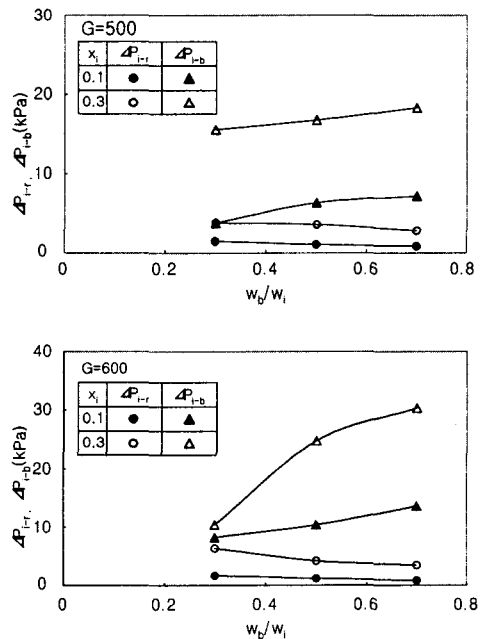


Fig. 5 Pressure drop with respect to the separation ratio.

관간의 압력강하와 모관과 분지관 간의 압력강하에 미치는 분리비의 영향을 나타낸다. 질량유속이 500 kg/m²s인 경우, 모관과 분지관 간의 압력강하는 분리비가 0.3에서 0.7로 증가할 때 시험부 입구건도가 0.1인 경우는 3.8 kPa에서 7.1 kPa로 87% 만큼 증가하였고 시험부 입구건도가 0.3인 경우는 15.5 kPa에서 18.3 kPa로 18% 만큼 증가하였다. 모관과 출구관 간의 압력강하는 분리비가 0.3에서 0.7로 증가할 때 시험부 입구건도가 0.1인 경우는 1.5 kPa에서 0.8 kPa로 47% 만큼 감소하였고 건도가 0.3인 경우는 3.8 kPa에서 2.8 kPa로 26% 만큼 감소하였다. 이는 시험부 입구건도가 일정한 경우 분리비가 증가할수록 분지관내 건도는 증가하고 출구관내 건도는 감소했음을 나타낸다. 분리비가 일정하고 입구건도가 0.1에서 0.3으로 증가한 경우 모관과 분지관간 압력강하는 10~12 kPa, 모관과 출구관간 압력강하는 2~2.5 kPa 정도 증가하였다. 이는 이상유동에서 입구건도가 증가할수록 압력강하가 커지고, 직경이 작아질수록 단위 길이당 압력강하가 커지기 때문이다.

질량유속이 600 kg/m²s인 경우도 500 kg/m²s인 경우와 유사한 경향을 나타냈고, 두 질량유속의 경우를 비교하면 다음과 같다. 질량유속이 600 kg/m²s인 경우는 500 kg/m²s인 경우보다 분리비가 0.3일 때 입구건도가 0.1인 경우 모관과 출구관간 압력강하는 15% 정도 컸고, 모관과 분지관간 압력강하는 118% 정도 컸으며 입구건도가 0.3인 경우 모관과 출구관간 압력강하는 69% 정도 컸으나 모관과 분지관간 압력강하는 오히려 33% 정도 작았다. 모관과 분지관간 압력강하가 감소했던 것은 입구건도가 0.3일 때 질량유속이 500에서 600 kg/m²s로 증가하면 분지관내 건도가 상대적으로 작아졌기 때문이다.

Fig. 6은 분리비가 0.3인 경우 질량유속이 500 과 600 kg/m²s 일 때 입구건도 변화에 따른 시험부내 압력강하에 대한 측정치와 3장에 제시한 균질유동 모델(HFM)과 분리유동 모델(SFM)에 의해 구한 예측치를 비교하여 나타낸다. 점선은 균질유동 모델에 의한 예측치, 실선은 분리유동 모델에 의한 압력강하 예측치를 나타낸다. 모관과 출구관 간의 압력강하와 모관과 분지관 간의 압력강하에 대한 예측치는 입구건도가 증가함에 따라 질량유속이 500과 600 kg/m²s일 때 모두 증가하

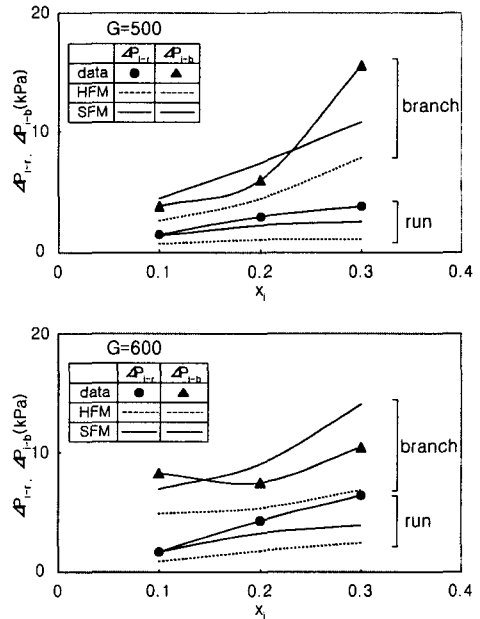


Fig. 6 Comparison of pressure drop data with the values predicted homogeneous and separated flow models at the separation ratio of 0.3.

였다. 질량유속이 500 kg/m²s인 경우 균질유동 모델에 의한 압력강하의 예측치는 측정치보다 53~72% 정도 작았고 분리유동 모델에 의한 압력강하 예측치는 측정치보다 출구관쪽에서 6~35% 정도 작았고, 분지관내에서 30%정도 작거나 16~23%정도 컸다. 즉, 균질유동 모델보다 분리유동 모델이 측정치와 더 잘 일치하였다. 균질유동 모델에 의한 예측치가 분리유동 모델에 의한 예측치보다 작았는데 이는 균질유동 모델은 냉매액과 냉매증기의 상대속도를 고려하지 않고 이상유동을 균질유체로 가정함으로써 이상유동 손실배수 값이 분리유동 모델에 비해 39~86%정도 작게 예측되었기 때문이다.

질량유속이 600 kg/m²s일 때 입구건도가 0.1에서 0.3으로 증가하면 모관과 분지관 간의 압력강하 측정치는 약간 감소하다가 증가했으나 균질유동모델과 분리 유동모델에 의한 예측치는 계속 증가하는 경향을 나타냈다. 이는 분지 이후 분지관내 액과 증기의 분포차이 (즉, 국부적 건도 차

이)로 인한 단위 길이당 압력강하값이 일정하지 않은 것을 모델에 의한 예측치에서는 고려되지 않기 때문에 판단된다.

4.3 시험부내 유량분배

Fig. 7은 분리비가 0.3인 경우 질량유속이 500과 600 kg/m²s일 때 모관내 총질량유량(W_i)에 대한 출구관이나 분지관의 냉매증기 혹은 냉매액의 질량유량(W^*)에 대한 질량유량비(W^*/W_i)에 미치는 입구건도의 영향을 나타내고 있다. 점선부분은 분지관내 질량유량비, 실선부분은 출구관내 질량유량비를 나타내며, 분지관과 출구관에 대한 막대 그래프의 전체 면적에 대한 분지관측면적의 비에서 분리비가 0.3임을 알 수 있다.

질량유속이 500 kg/m²s일 때 시험부 입구건도가 0.1에서 0.3으로 증가함에 따라 분지관내 냉매증기 유량비는 0.04에서 0.17로 350%정도 증가한 반면 분지관내 냉매액 유량비는 0.26에서

0.11로 60%가량 감소하였다. 또한 출구관내 냉매증기 유량비는 0.06에서 0.13으로 110%정도 증가하였고 출구관내 냉매액 유량비는 0.64에서 0.58로 약간 감소하였다. 즉, 분리비가 0.3으로 작은 경우에는 모관에서의 건도증가에 따른 냉매증기의 축방향 평균운동량의 증가에도 불구하고 분지관으로 흐르는 냉매증기량이 많다는 것을 알 수 있다.

질량유속이 600 kg/m²s일 때 시험부 입구건도가 증가함에 따라 분지관내 냉매증기 유량비는 0.07에서 0.09로 30%정도 증가하였고, 분지관 냉매액 유량비는 0.27에서 0.23으로 약간 감소하였다. 또한 출구관 냉매증기 유량비는 0.03에서 0.21로 600%정도로 크게 증가하였고, 출구관 냉매액 유량비는 0.67에서 0.48로 29%정도 감소하였다. 질량유속이 600 kg/m²s인 경우에는 시험부 입구건도가 0.1에서 0.3으로 증가할 때 질량유속이 500 kg/m²s인 경우와 반대로 출구관내로 흐르는 냉매증기의 양이 상대적으로 크게 증가하였

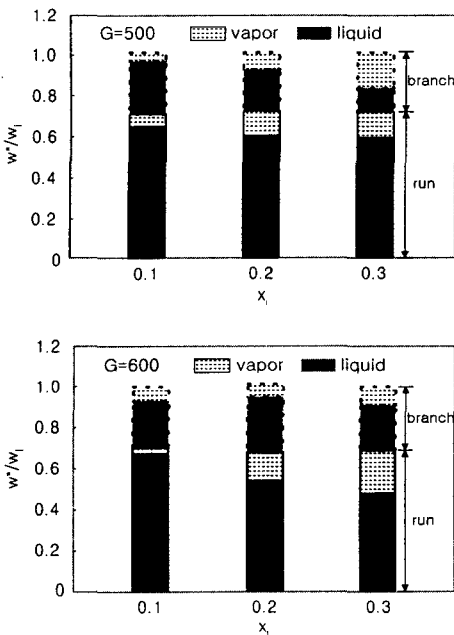


Fig. 7 Mass flow ratio with respect to the inlet quality at the separation ratio of 0.3.

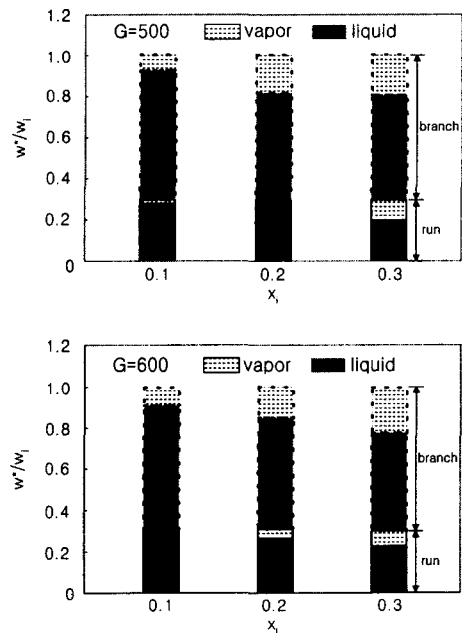


Fig. 8 Mass flow ratio with respect to the inlet quality at the separation ratio of 0.7.

다. 이는 시험부 입구와 분지관내 유동양식의 경우 모든 조건에서 환상유동이었고, 출구관내 유동양식도 대부분 환상유동이었으나 시험부 입구건도가 0.1인 경우 질량유속이 $500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 에서 $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 으로 증가했을 때 예외적으로 유동양식이 환상유동에서 슬러그유동으로 변했던 것에 영향을 받았던 것으로 판단되며 또한 질량유속이 상대적으로 큰 경우 입구건도 증가에 따른 기상의 축방향 운동량 증가에 따른 결과라고 볼 수 있다.

Fig. 8은 분리비가 큰 0.7인 경우 질량유속이 500과 $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 일 때 질량유량비에 미치는 입구건도의 영향을 Fig. 7과 동일한 형태로 나타내고 있다. Fig. 7에서와 마찬가지로 분지관과 출구관에 대한 막대 그래프의 전체 면적에 대한 분지관측 면적의 비에서 분리비가 0.7임을 알 수 있다. 질량유속이 $500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 일 때 입구건도가 0.1에서 0.3으로 증가함에 따라 분지관내 냉매증기 유량비는 0.08에서 0.2로 250% 증가하였고 출구관내 냉매증기 유량비는 0.02에서 0.1로 500% 정도로 크게 증가하였다. 질량유속이 $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 일 때 입구건도가 0.1에서 0.3으로 증가함에 따라 분지관내 냉매증기 유량비는 0.09에서 0.23으로 250% 증가하였고 출구관내 냉매증기 유량비는 0.009에서 0.074로 800% 정도 증가하였다.

분리비가 큰 0.7 경우와 분리비가 작은 0.3경우를 비교했을 때, 냉매증기의 질량유량비는 질량유속보다는 입구건도의 영향을 더 받는다는 것을 알 수 있었다.

출구관내 냉매증기의 유량비가 현저하게 증가하는 것은 분리비가 큰 경우 기본적으로 출구관내 평균운동량이 작은 상태에서 입구건도 증가에 따른 기상의 평균운동량 증가가 바로 출구관내 냉매증기 유량비의 증가로 나타나기 때문이다.

5. 결론

(1) 모관과 출구관 사이의 분지에서는 압력상승, 모관과 분지관 사이의 분지에서는 압력강하가 일어났다. 분지관의 관경이 출구관보다 작을 경우, 분리비가 동일할 때 분지관내에서 단위 길이당의 압력강하가 크기 때문에 분지관내 압력강하 기울기가 더 컸으며 분리비가 클수록 단위 길이당 압력강하는 출구관에서 감소했고 분지관에

서 증가했다.

(2) 모관과 출구관간 압력강하의 경우는 모관내 압력강하값이, 모관과 분지관간 압력강하의 경우에는 분지관내 압력강하값이 가장 컸다. 입구건도가 일정한 경우, 분리비가 증가할 수록 분지관내 건도는 증가하여 압력강하는 증가했고 출구관내 건도는 감소하여 압력강하는 감소했다. 분리비와 입구건도가 0.3인 경우 질량유속이 증가할 때 모관과 분지관간의 압력강하는 감소했다.

(3) 분리유동 모델에 의한 예측치는 측정치와 $-35\% \sim +16\%$ 범위에서 일치했고 균질유동 모델에 의한 예측치보다 측정치와 더 잘 맞았다. 예측치는 대체로 측정치와 유사한 경향을 나타냈으나 본 실험에서 입구건도가 낮고 질량유속이 $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 인 조건일 경우 모관과 분지관내 압력강하에 대해서는 경향을 잘 예측하지 못했다.

(4) 냉매증기의 질량유량비는 질량유속보다 입구건도의 영향을 더 받았으며 이는 출구관내 평균운동량이 작은 상태에서 입구건도 증가에 따른 기상의 평균운동량 증가가 바로 출구관내 냉매증기의 유량비의 증가로 나타나기 때문이다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 지정 선문대학교 공조기술 지역협력연구센터의 지원(ACT99-1-03)에 의한 것입니다.

참고문헌

1. Lahey, Jr., R. T., 1986, Current understanding of phase separation mechanisms in branching conduits, Nuclear Engineering and Design, Vol. 95, pp. 145-161.
2. Penmatcha, V. J., Ashton, P. J., and Shoham, O., 1996, Two-phase stratified flow splitting at a T-junction with an inclined branch arm, Int. J. Multiphase Flow, Vol. 22, No. 6, pp. 1105-1122.
3. Azzopardi, B. J., 1984, The effect of the side arm diameter on the two-phase flow split at a tee junction, Int. J. Multiphase Flow, Vol. 10, pp. 509-512.

4. Honan, T. J. and Lahey, Jr., R. T., 1981, The measurement of phase separation in Wyes and Tees, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 64, pp. 93-102.
5. Buell, J. R., Soliman, H. M., and Sims, G. E., 1994, Two-phase pressure drop and phase distribution at a horizontal Tee junction, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 20, No. 5, pp.819-836.
6. Saba, N. and Lahey, Jr., R. T., 1984, The analysis of phase separation phenomena in branching conduits, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 10, pp. 1-20. *Multiphase Flow*, Vol. 14, No. 4, pp. 425-438.
7. Reimann, J. and Seeger, W., 1986, Two-phase flow in a T-junction with a horizontal inlet., Part II: Pressure Differences, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 12, No. 4, pp. 265-285.
8. Rubel, M. T., Soliman, H. M., and Sims, G. E., 1988, Phase distribution during steam-water flow in a horizontal T-junction, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 14, No. 4, pp. 425-438.
9. Peng, F., Shoukri, M. and Chan. A. M. C., 1996, Effect of branch orientation on annular two-phase flow in T-junction, *Transaction of the ASME, Journal of Fluid Engineering*, Vol. 118, pp. 166-171.
10. Rubel, M. T., Timmerman, B. D., Soliman, H. M., Sims, G. E., and Ebadian, M. A., 1994, Phase distribution of high pressure steam-water flow at large-diameter Tee junctions, *Transaction of the ASME, Journal of Fluid Engineering*, Vol. 116, September, pp. 166-171.
11. Ballyk, J. D., Shoukri, M. and Chan. A. M. C., 1988, Steam-water annular flow in a horizontal dividing T-junction, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 14, pp. 265-285.
12. 김종수, 1993, 다연분기 증발관내 2상류 유량 분배에 관한 연구 (제1보:비가열모드), 1993, 냉동·공조공학, 제12권, 제1호, pp. 1-20.
13. Watanabe, M., Katsuta, M., and Nagata, K., 1995, General characteristics of two-phase flow distribution in a multipass tube, *Heat Transfer-Japanese Research*, Vol. 24, No. 1, pp. 32-44.
14. McAdams, W. H., Woods, W. K., and Bryon, R. L., 1942, Vaporization inside horizontal tubes-II. Benzene-oil mixtures, *Transaction of the ASME*, pp. 193-200.
15. ASHRAE, 1997, *ASHRAE Handbook-Fundamentals*, Chapter 19, p. 19-9.
16. Lockhart, R. W. and Martinelli, R. C., 1949, Proposed correlaltion of data for isothermal two-phase two-component flow in pipes, *Chemical Engineering Progress*. Vol. 45, pp. 39-48.
17. Chisholm, D., 1967, Pressure loss in bends and tees during steam/water flow, *NEL Report*, No. 318.
18. Lahey, R. T. Jr. and Moody, F. J. 1977, The thermal-hydraulics of a boiling water nuclear reactor, *ANS Momograph*.
19. Fried, E. and Idelchik, I. E. 1989, Flow resistance, *Hemisphere*, New York, p. 230.
20. Fouda, A. E. and Rhodes, E., 1974, Two-phase annular flow stream dividing in a simple Tee, *Transaction of Institution of Chemical Engineers*, Vol. 52, pp. 354-360.