

유하액막식 암모니아 흡수기에서 증기 유동방향에 따른 열 및 물질전달 특성

권 경 민, 정 시 영*, 김 병 주**, 정 은 수**

서강대학교 기계공학과 대학원, *서강대학교 기계공학과, **홍익대학교 기계시스템디자인공학과

Heat and Mass Transfer Characteristics of a Falling Film Ammonia Absorber with Respect to the Vapor Flow Direction

Kyongmin Kwon, Siyoung Jeong*, Byong Joo Kim**, Eun Soo Jeong**

Graduate School of Mechanical Engineering, Sogang University, Seoul 121-742, Korea

*Department of Mechanical Engineering, Sogang University, Seoul 121-742, Korea

**Department of Mechanical and System Design Engineering, Hongik University, Seoul 121-791, Korea

(Received July 16, 2003; revision received November 3, 2003)

ABSTRACT: The flow and heat/mass transfer in the falling-film of a heat exchanger can be influenced by the motion of the surrounding refrigerant vapor. In this study, the effect of the vapor flow direction on the absorption heat transfer has been investigated for a falling-film helical coil which is frequently used as the absorber of ammonia/water absorption refrigerators. The experiments were carried out for different solution concentration. The heat and mass transfer performance was measured for both parallel and counter-current flow. The effect of vapor flow on the heat and mass transfer is found to be increased with decreasing solution concentration. In the experiments with low solution concentration, whose vapor specific volume is great, the counter-current flow of vapor resulted in uneven distribution of falling-film and reduced the heat transfer performance of the absorber. The direction of the vapor flow hardly affected the thermal performance as the solution concentration became stronger since the specific volume of the ammonia/water vapor was much smaller than that of the water vapor.

Key words: Heat and mass transfer(열 및 물질전달), Ammonia absorber(암모니아 흡수기), Parallel flow(평행류), Counter-current flow(대향류), Falling film(유하액막)

기 호 설 명

A : 열전달면적 [m]

d : 튜브 직경 [m]

D_s : 보정 코일 튜브 직경 [m]

D_w : 코일 투사 직경 [m]

f : 오염계수 [$m^2 \cdot K/W$]

g : 중력가속도 [m/s^2]

h : 열전달계수 [$W/m^2 \cdot K$]

h' : 코일 튜브 간극 [m]

i : 엔탈피 [J/kg]

k : 열전도계수 [$W/m \cdot K$]

† Corresponding author

Tel.: +82-2-705-8633; fax: +82-2-712-0799

E-mail address: syjeong@sogang.ac.kr

m : 상수, 식(11)
 \dot{m} : 질량유량 [g/s]
 n : 코일 감은 횟수
 Nu : Nusselt 수, $h_o \delta / k$
 P : 압력 [bar]
 Pr : Prandtl 수, ν / α
 \dot{Q} : 열전달률 [W]
 Re : Reynolds 수, $2\Gamma / \mu$
 T : 온도 [°C]
 U : 총괄 열전달계수 [$W/m^2 \cdot K$]
 x : 벽면 두께 [m]

그리스 문자

α : 열확산계수 [m^2/s]
 Γ : 단위길이당 유량 [$g/s \cdot m$]
 δ : 액막 두께 [m]
 μ : 점성계수 [$kg/m \cdot s$]
 ν : 동점성계수 [m^2/s]
 ξ : 농도

하첨자

c : 냉각수/대향류
 f : 액막
 i : 내벽/입구
 L : 잠열
 lm : 대수 평균
 o : 외벽/출구
 p : 평행류
 S : 현열
 s : 용액/포화상태
 tot : 총열량
 v : 증기
 w : 벽면

1. 서론

프레온계 냉매들이 환경에 미치는 악영향을 방지하는 방안의 하나로서 자연냉매인 암모니아를

사용한 흡수식 냉동기에 대한 관심이 높아지고 있다. 암모니아 흡수식 냉동기의 중요한 요소인 흡수기에는 열 및 물질전달 특성이 우수한 유하액막식 열교환기가 널리 사용된다.⁽¹⁾ 본 연구에 적용된 헬리컬 코일형 흡수기는 유하액막식 열교환기의 한 종류로서 촘촘히 감긴 튜브 벽면에 용액이 흘러내리면서 냉매증기를 흡수하며, 이때 발생하는 흡수열은 코일 내부를 흐르는 냉각수에 의해 제거된다. 헬리컬 코일형 흡수기는 제작이 간단하기 때문에 소형기에 적용 가능성이 높다.⁽²⁾

암모니아/물 흡수식 냉동기에서 유하액막식 흡수기는 상당히 오래 전부터 사용되었지만 지금까지도 설계에 사용할 수 있는 정확한 열전달관계식이 알려져 있지 않다. 유하액막식 암모니아 흡수기에서의 열 및 물질전달은 작동유체의 물성, 흡수기의 기하학적 구조 등의 조건 외에 냉매증기의 유동에 영향을 받는 복잡한 현상이므로 이를 정량적으로 분석하고 실험하는 것은 쉽지 않다. 암모니아 흡수기에 대한 지금까지의 대표적인 실험적 연구로는 Perez-Blanco,⁽³⁾ Kang et al.,⁽⁴⁾ Hoffmann et al.,⁽⁵⁾ Palmer et al.,⁽⁶⁾ Romero et al.,⁽⁷⁾ Kim et al.⁽⁸⁾ 등을 들 수 있다. 이들 연구에서 제시된 열전달계수는 각각의 실험조건이 상이하기도 하지만 상당한 차이를 나타내고 있다.

이번 연구의 직접적인 동기가 된 Jeong et al.⁽⁹⁾의 연구에서는 코일형 흡수기에 대하여 흡수가 일어나지 않고 현열 열교환이 일어나는 경우와 냉매증기가 용액에 대향류로 흡수가 일어나는 경우에 대한 실험이 수행되었다. 이 실험에서는 단위길이당 용액유량이 증가할수록 열전달률과 열전달계수가 증가하는 것으로 나타났으며, 대향류로 흡수가 일어나는 경우의 열전달계수가 흡수현상이 없는 경우에 비해 낮게 나타났다. Jeong et al.⁽¹⁰⁾의 연구에서도 대향류 흡수기의 열전달 저하 경향이 뚜렷이 나타났다. 이 연구는 순수한 물만을 이용하여 진행되었기 때문에 흡수기는 실제로 응축기의 역할을 하게 된다. 이 실험결과에 따르면 흡수용액과 증기가 대향류를 이루는 경우, 상승하는 냉매증기가 용액의 분포를 편중되게 하여 젖지 않는 열교환면이 증가하고 일부에서는 액막의 두께가 필요 이상으로 증가하여 열전달계수가 낮아지게 된다. 즉, 열역학적으로 우수하다고 여겨지는 대향류 흡수기가 증기유동에 의한 영향으로 평행류의 열교환기보다 성능이 열등할 수도

있다는 문제점이 제시되었다. 이러한 이유에서 본 연구에서는 헬리컬 코일 암모니아 흡수기에서 흡수용액과 증기가 평행류와 대향류로 공급되는 경우, 암모니아 용액의 농도와 용액온도에 따른 흡수기의 성능을 실험적으로 규명하고자 한다.

2. 실험장치 및 방법

2.1 실험장치

Fig. 1에 본 연구에 사용된 실험장치의 개략도를 나타내었다. 실험장치는 암모니아 용액에 사용할 수 있는 배관 및 밸브 재질을 선정하여 구성하였다. 특히 밸브의 경우, 실링재로 널리 쓰이는 바이톤(Viton)이 암모니아 용액에는 사용되지 못하므로 테프론(Teflon) 실링을 사용하였다. 실험장치는 재생기(용액탱크), 용액 순환펌프, 흡수기, 흡수기 냉각장치로 구성되어 있다. 본 실험장치에서는 재생기 내 용액온도가 맞추어지면 증기는 기액상평형에 의해 용액과 동일한 온도와 압력을 갖게 되며, 이때 증기의 농도는 기액상평형에 의해 결정된다. 재생기에는 최고 2.5 kW 용량의 히터가 장착되어 있고, 수위를 살펴보기 위한 투시창이 부착되어 있다. 재생기에서 온도가 맞추어진 용액은 기어펌프를 통하여 흡수기의 상부로 공급되며, 용액의 유량은 바이패스 밸브를 통해 조절된다.

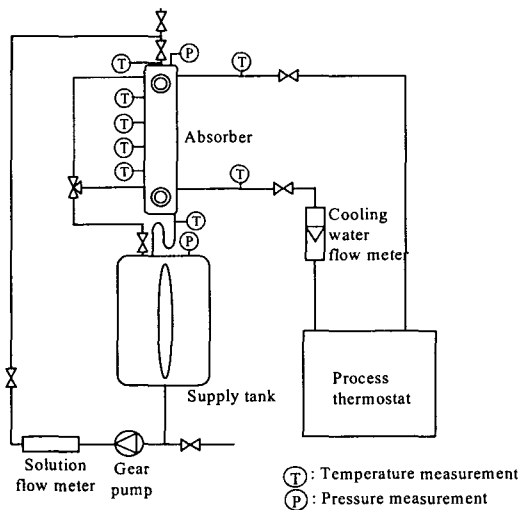


Fig. 1 Schematic diagram of the experimental setup.

흡수기는 Fig. 2에 나타난 바와 같이 코일 튜브형이다. 코일은 촘촘히 감겨 있어 사이의 간격이 거의 없는 형상이다. 코일 내의 냉각수는 하부에서 상부로 흐르며 흡수기를 냉각시키며, 냉각매체로는 물을 사용하였다. 냉각수 유량은 $\pm 2\%$ 의 불확실도를 가지는 보정된 로타미터를 사용하여 측정하였다. 흡수기 내에 유입되는 용액이 코일 위로 정확하고 균일하게 공급되도록 흡수기 상부 덮개에 직경 2 mm의 관 16개를 원형으로 배치하였다. 이 관을 통해 나오는 용액은 코일의 상부에서 부딪혀서 퍼지며 흘러내린다.

흡수기 입출구에서 용액의 온도측정을 위해 저항온도계(RTD)를 설치하였으며 내부에서 액막의 온도변화를 살펴보기 위해 별도로 4개의 저항온도계를 설치하였다. 흡수기에서의 국소 열전달계수를 구하기 위해서는 흡수기 내부의 코일 면과 접촉하고 있는 액막의 온도를 여러 지점에서 측정하여야 한다. 그러나 실제 실험을 실시한 결과 액막의 두께가 얇고 유동이 불균일하므로 액막의 온도를 정확히 측정하기 어려웠다. 따라서 데이터 처리과정에서 흡수기 내에서 측정된 네 곳의 액막온도는 참고자료로만 활용하였고 열전달계수는 흡수기 입출구에서 측정된 온도를 이용하여 구하였다. 저항온도계의 불확실도는 $\pm 0.05^\circ\text{C}$ 이다. 용액유량은 체적식 유량계를 사용하여 측정하였으며 측정치의 불확실도는 $\pm 0.5\%$ 이다. 시스템의 압력은 보정된 압력계를 이용하여 측정하였다. 본 실험에서 시스템의 압력은 암모니아 수용액의 농도에 따라 크게 변화하므로 보다 정밀한 압력측정을 위해 측정범위가 다른 두 개의 압력계를 이용하여 실험장치의 압력을 측정하였다. 본 실험에 사용된 두 압력계의 측정 불확실도는 $\pm 0.15\%$ 이다.

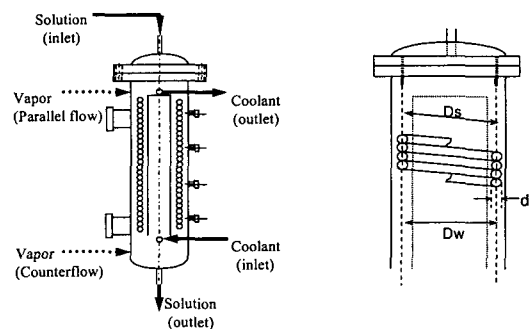


Fig. 2 Schematic diagram of the coil absorber.

Table 1 Configuration of the absorber

Total absorber length	600.6 mm
Absorber dia.	114.3 mm
Header height	80 mm
Distributing nozzle dia.	2 mm ($\times 16$)
Vapor tunnel width	22.7 mm
Coil tube diameter	12.7 mm
Average dia. of a spiral (D_s)	82.7 mm
Projected dia. of a winding (D_w)	82.6 mm
No. of coil winding (n)	30

재생기에서 발생한 증기는 밸브를 이용하여 흡수기의 상부나 하부로 유입될 수 있도록 하였다. 흡수기의 하부로 냉매증기가 유입되는 경우 냉매증기는 용액과 대향류를 이루며, 흡수기의 상부로 냉매증기가 유입되는 경우는 냉매증기는 흡수용액과 평행유동을 이룬다. 코일 중심부에 원통이 설치되어 있으므로 수증기는 코일 주변의 틈(내외부 각각 5 mm)으로만 흐르게 된다. 흡수기에서 흘러나오는 용액은 U자 관을 통하여 재생기로 흘러들어가며 U자 관은 증기가 흡수기로 흘러들어가게 하는 것을 방지하는 역할을 한다. 실험에 사용된 흡수기의 세부사양을 Table 1에 나타내었다.

2.2 실험방법

실험에 사용된 세 종류의 암모니아 수용액은 비중법과 적정법을 이용하여 미리 농도를 측정하였다. 장치배관을 완료하고 1시간 동안 진공펌프로 추기한 후 농도를 알고 있는 순수한 물과 암모니아 수용액을 재생기로 각각 투입하였다. 하루 이상 실험을 실시하지 않은 경우에는 실험장치 내에 유입될 수 있는 불용축가스 제거를 위하여 실험장치를 작동시키기 전, 약 2분 정도 추기

를 실시하였다. 용액을 투입한 후 용액펌프와 냉각장치를 작동시키고 재생기를 가열하여 장치가 정상상태에 도달할 때까지 운전을 계속한다. 실험장치가 정상상태에 도달하면 온도, 유량측정을 실시하였다. 작동조건이 달라지는 경우, 예를 들어 증기의 공급방향이 바뀌거나 냉각수의 온도가 변화하면 재생기 내의 증발조건이 달라지게 된다. 이러한 경우에는 재생기의 히터의 용량을 조절하여 용액이 항상 일정한 온도압력에서 증발될 수 있도록 하였다. Table 2에는 본 연구에서 수행한 실험의 운전조건이 요약되어 있다.

3. 실험 데이터 처리

3.1 질량 및 열량평형

흡수기에서 주변으로의 열손실을 무시하면 흡수기에 대하여 다음과 같은 질량평형식을 세울 수 있다.

$$\dot{m}_{si} + \dot{m}_v = \dot{m}_{so} \quad (1)$$

$$\dot{m}_{si} \xi_{si} + \dot{m}_v \xi_v = \dot{m}_{so} \xi_{so} \quad (2)$$

식(1), (2)로부터 증기의 흡수율을 계산하면 식(3)과 같다.

$$\dot{m}_v = \dot{m}_{si} \left(\frac{\xi_{so} - \xi_{si}}{\xi_v - \xi_{so}} \right) \quad (3)$$

흡수기에서의 열량평형은 아래와 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{tot} &= \dot{m}_v i_v + \dot{m}_{si} i_{si} - \dot{m}_{so} i_{so} \\ &= \dot{m}_v (i_v - i_{so}) + \dot{m}_{si} (i_{si} - i_{so}) \\ &= \dot{Q}_L + \dot{Q}_S \end{aligned} \quad (4)$$

Table 2 The specific operating conditions of the experiments

Solution concentration (%)	Solution flow rate per unit length, Γ (g/s·m)	Inlet temperature (°C)		System pressure (bar)
		Solution	Coolant	
0	12.7~84.2	45.0, 50.0, 55.0	30.0	0.068~0.113
3.13	10.9~90.9	45.0, 50.0, 55.0	30.0	0.17~0.28
14.0	13.0~79.0	45.0, 50.0, 55.0	30.0	0.48~0.76
30.0	4.43~78.4	45.0, 50.0, 55.0, 60.0	30.0	1.86~1.93

식(4)에 나타난 총열전달률은 냉각수의 유량과 입출구 온도차로부터 다음과 같이 계산된다.

$$\dot{Q}_{tot} = \dot{Q}_c = \dot{m}_c(i_{co} - i_{ci}) \quad (5)$$

물을 이용한 실험에서 증기유량과 흡수기 출구의 용액유량은 식(1), (4), (5)로부터 계산된다. 암모니아 수용액을 이용한 실험의 경우, 흡수기 입구로 주입되는 암모니아 용액의 농도는 투입 전에 측정하였으며, 이때 기상의 농도는 기액상평형 가정으로부터 구할 수 있다. 흡수기 출구 용액의 엔탈피를 흡수기 출구 온도에 해당하는 포화상태 엔탈피로 가정하면 식(1)~(5)로부터 증기유량과 흡수기 출구 용액유량을 구할 수 있다.

3.2 총괄 열전달계수

냉각수로 전달되는 열전달률은 총괄 열전달계수를 사용하여 다음과 같이 표시된다.

$$\dot{Q}_{tot} = U_i A_i \Delta T_{lm} \quad (6)$$

여기서 ΔT_{lm} 은 냉각수의 온도와 용액의 대수 평균 온도차로서 다음과 같이 정의된다.

$$\Delta T_{lm} = \frac{(T_{si} - T_{co}) - (T_{so} - T_{ci})}{\ln \frac{(T_{si} - T_{co})}{(T_{so} - T_{ci})}} \quad (7)$$

식(6)의 총괄 열전달계수 U_i 는 다음과 같이 표시된다.

$$U_i = \frac{1}{\frac{1}{h_i} + \frac{xd_i}{kd_{im}} + \frac{d_i}{d_o h_o} + f} \quad (8)$$

본 연구에서 오염계수는 일반적으로 널리 사용되는 값(0.0002 m²K/W)을 택하였다. 식(8)에서 평균 직경 d_{im} 은 다음과 같이 정의된다.

$$d_{im} = \frac{d_o - d_i}{\ln \frac{d_o}{d_i}} \quad (9)$$

3.3 코일 내부의 열전달계수⁽¹¹⁾

코일 내에서의 열전달계수를 구하기 위해서는 나선형 코일의 직경에 대한 보정이 필요하다.

$$D = D_w \left[1 + \left(\frac{h'}{\pi D_w} \right)^2 \right] \quad (10)$$

본 연구에서 사용한 열교환기는 튜브가 튜브 없이 촘촘히 감겨 있으므로 $h' = d$ 이다. 관내 열전달계수를 구하기 위해서는 코일 내의 유동이 층류인지 난류인지 판단하여 해당되는 식을 사용해야 한다. 코일 튜브에서의 층류와 난류의 천이점은 아래의 식(11)로부터 계산할 수 있다.

$$Re_{crit} = 2300 \left[1 + 8.6 \left(\frac{d}{D} \right)^{0.45} \right] \quad (11)$$

본 실험의 냉각수측 조건에서는 모든 경우에 Re_i 가 위 식의 Re_{crit} 보다 작기 때문에 아래의 층류 열전달관계식을 사용하였다.

$$Nu_i = \left[3.66 + 0.08 \left\{ 1 + 0.8 \left(\frac{d_i}{D} \right)^{0.9} \right\} \times Re_i^m Pr^{1/3} \right] \times \left(\frac{Pr}{Pr_w} \right)^{0.14} \quad (12)$$

위 식에서 $m = 0.5 + 0.2903(d/D)^{0.194}$ 이며, 식(12)의 불확실도는 $\pm 15\%$ 이다. Nu_i 가 구해지면 관내측의 열전달계수는 다음 관계식으로부터 구해진다.

$$Nu_i = \frac{h_i d_i}{k_c} \quad (13)$$

관내측 열전달계수가 구해졌으므로 식(8)에서 관외측의 유해액막 열전달계수를 구할 수 있다.

3.4 코일 외부의 열전달계수

액막의 열전달계수는 다음 관계식을 이용하여 무차원화할 수 있다.

$$Nu_o = \frac{h_o \delta}{k} \quad (14)$$

$$\delta = \left(\frac{\nu^2}{g} \right)^{1/3} \quad (15)$$

$$Re_f = \frac{2\Gamma}{\mu} \quad (16)$$

본 실험의 경우, 액막이 코일의 바깥쪽과 안쪽으로 나누어져 흐르므로 한쪽 면에 흐르는 단위 길이당의 유량은 Γ 의 절반이다. 따라서 관 외부의 액막에서 $Re_f = (4\Gamma/2)/\mu$ 이며, 식(16)과 같이 표시된다.

4. 실험결과 및 고찰

Fig. 3에 물을 이용한 경우 증기 주입방향 및 용액온도에 따른 현열 및 총열전달률의 변화를 나타내었다. 총열전달률은 용액유량 및 용액온도에 비례하며, 고유량 범위(약 60 g/s·m 이상)에서 총열전달률의 증가율은 감소한다. 물을 이용한 실험의 경우, 모든 경우에 대해 평행류에서의 총열전달률이 대향류에 비해 높았다. 현열 열전달률은 용액유량에 대해 거의 선형적으로 증가하였다. 용액의 온도가 증가하면 잠열 열전달의 구동력(driving force)도 증가하게 되므로 잠열 열전달률이 증가하게 되지만 용액의 유량은 이러한

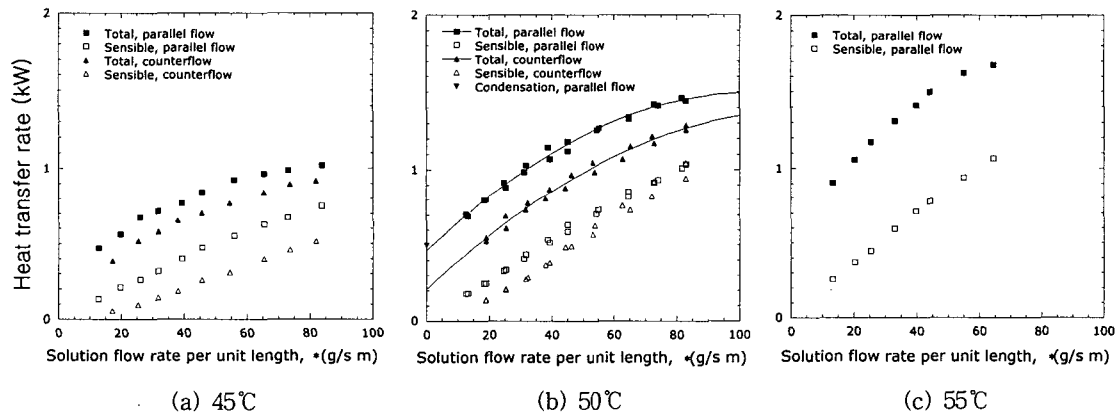


Fig. 3 Effect of vapor flow directions on the heat transfer rate with respect to the solution flow rate with solution temperature of (a) 45°C (b) 50°C and (c) 55°C in the case of pure water.

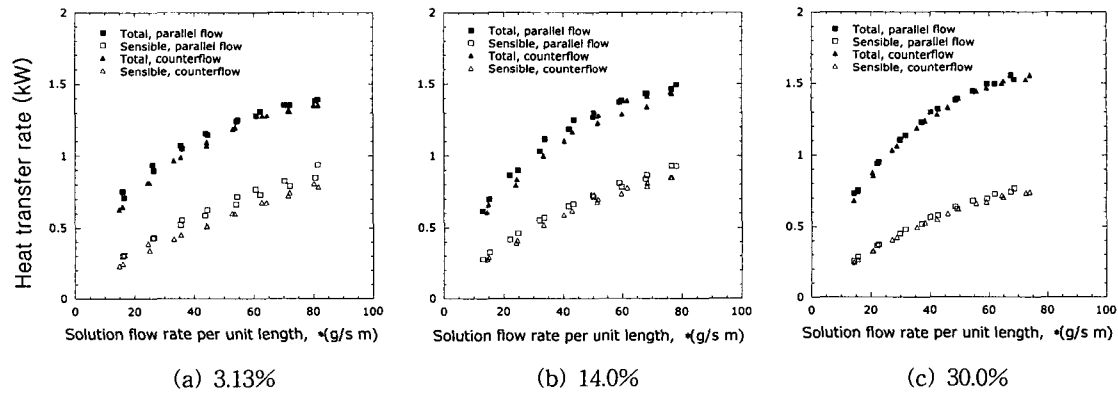


Fig. 4 Effect of vapor flow directions on the heat transfer rate with respect to the solution flow rate with concentration of (a) 3.13% (b) 14.0% and (c) 30.0% ammonia solution.

구동력에 큰 영향을 미치지 않는다. 따라서 총열 전달률과 현열 열전달률의 차이로 표현되는 잠열 열전달률은 용액온도가 증가함에 따라 커지지만 용액유량에는 큰 영향을 받지 않는 것으로 나타났다. 실험결과를 바탕으로 물을 이용한 실험에서의 증기 응축률을 계산하면 0.088~0.431 g/s이다. 증기를 대향류 방향으로 주입한 경우, 용액 온도 55°C에서의 현열 열전달률이 다른 조건에서의 값에 비해 낮게 나타났다. 이러한 열전달 저하현상은 용액온도가 높아지면서 증기유속이 커짐에 따라 액막이 범람(flooding)하여 발생하는 것으로 판단되며,⁽¹⁰⁾ 흡수기에 장착된 가시창을 통하여 이 조건에서 액막이 범람하여 흡수기 하단부가 정체된 용액에 의해 잠기는 현상을 확인할 수 있었다. 아래 Fig. 3(c)에서 알 수 있듯, 용액 온도가 55°C인 경우 대향류 방향 증기유속에 따른 액막의 범람으로 인해 정상상태 데이터를 얻을 수 없었다. 용액을 순환시키지 않은 경우, 흡수기에서는 용액탱크에서 공급된 증기의 응축만 일어난다. 이때 냉각수에 의해 제거되는 응축 열전달률은 용액이 흘러내리는 경우에 대한 실험결과로 나타난 총열전달률의 절반과 같아야 한다. 본 실험에서는 Fig. 3(b)에서 알 수 있듯, 평행류 순수응축에서의 총열전달률을 측정하였으며 그 값은 0.50 kW로 나타났다. 반면 동일 용액온도에서 총열전달률의 외삽(extrapolation)값은 약 0.46 kW로 나타났으며, 이 두 결과의 비교를 통해 본 실험의 타당성을 검증할 수 있었다.

Fig. 4에 용액온도 50°C에서 암모니아 수용액을 이용한 경우 증기 주입방향, 용액농도 및 용액유량에 따른 열전달률을 나타내었다. Fig. 3의 물을 이용한 실험에서의 열전달률과 비교하면 암모니아 수용액의 농도가 높아질수록 증기 유동방향이 흡수기의 열전달에 미치는 영향이 줄어드는 것을 알 수 있다. 특히 30.0% 암모니아 수용액에서는 평행류와 대향류에서의 열전달률 차이가 거의 없어진다. 암모니아 수용액의 농도가 증가할수록 증기압은 높아지게 되어 증기의 비체적이 감소하므로 증기유동의 영향이 감소하는 것으로 판단된다. 50°C에서의 용액농도별 열역학적 물성을 Table 3에 나타내었다.

Fig. 5는 본 실험결과로부터 구한 열전달계수를 무차원화하여 Nusselt 수로 나타낸 것이다. 물에 대한 실험결과를 나타낸 Fig. 5(a)에서는 모든 경

Table 3 Thermodynamic properties depending on the concentration of ammonia solution at the temperature of 50°C

ξ_s (%)	0	3.13	14.0	30.0
ξ_v (%)	0	45.6	84.4	96.5
P_s (bar)	0.1233	0.2254	0.7011	2.274
v_v (m ³ /kg)	12.05	6.769	2.217	0.6799

우에 대해 증기와 액막이 평행류를 이룰 때의 Nusselt 수가 대향류를 이루는 경우에 비해 훨씬 높음을 알 수 있다. 대향류의 경우 계면에서 상승증기와 하향액막 사이의 전단응력이 발생하여 액막의 범람을 유발시키고 열전달계수를 감소시키는 것이다.⁽¹⁰⁾ 이러한 액막의 범람은 액막유량이 증가함에 따라 감소하며, 따라서 대향류에서의 Nusselt 수는 액막유량이 증가함에 따라 커진다. 반면 Fig. 5(a)의 평행류에서는 액막유량이 줄어들면서(즉, 액막 두께가 감소하면서) 열전달계수가 증가하다가 임계 Reynolds 수 100을 기준으로 감소하는 경향을 나타내고 있다. 이러한 현상은 액막유량이 감소함에 따라 코일 외면의 젖음성이 나빠져 열전달이 저하되기 때문에 나타나는 현상으로 설명할 수 있다. Fig. 5(a)에 나타난 결과에 의하면 평행류와 대향류에서의 Nusselt 수는 액막유량이 보다 커질 경우 특정한 값에 수렴할 것으로 예상된다.

암모니아 수용액의 농도증가에 따른 Nusselt 수의 변화양상을 Fig. 5의 (b)~(d)에 나타내었다. 암모니아 수용액을 이용한 실험에서 액막과 증기가 평행류를 이루는 경우에는 Nusselt 수가 농도에 관계없이 거의 일정한 값을 나타내었다. 또한 열전달률에 대한 결과와 마찬가지로 암모니아 용액의 농도가 높아질수록 증기유동의 영향은 확연히 줄어들어 30% 수용액의 경우 평행류와 대향류의 차이가 거의 없게 된다. Table 3에서 확인할 수 있듯, 암모니아 수용액의 농도가 증가함에 따라 증기의 비체적이 크게 감소함으로써 증기유동의 영향은 극단적으로 줄어들게 된다. 액막 두께의 감소는 액상의 저항이 줄어들음을 의미하므로, 일반적인 경우 용액유량이 감소할수록 열전달계수가 높아져야 할 것이다. 그러나 암모니아 수용액을 이용한 실험에서의 Nusselt 수는 Reynolds 수가 커짐에 따라 증가하는 경향을 나타내고 있

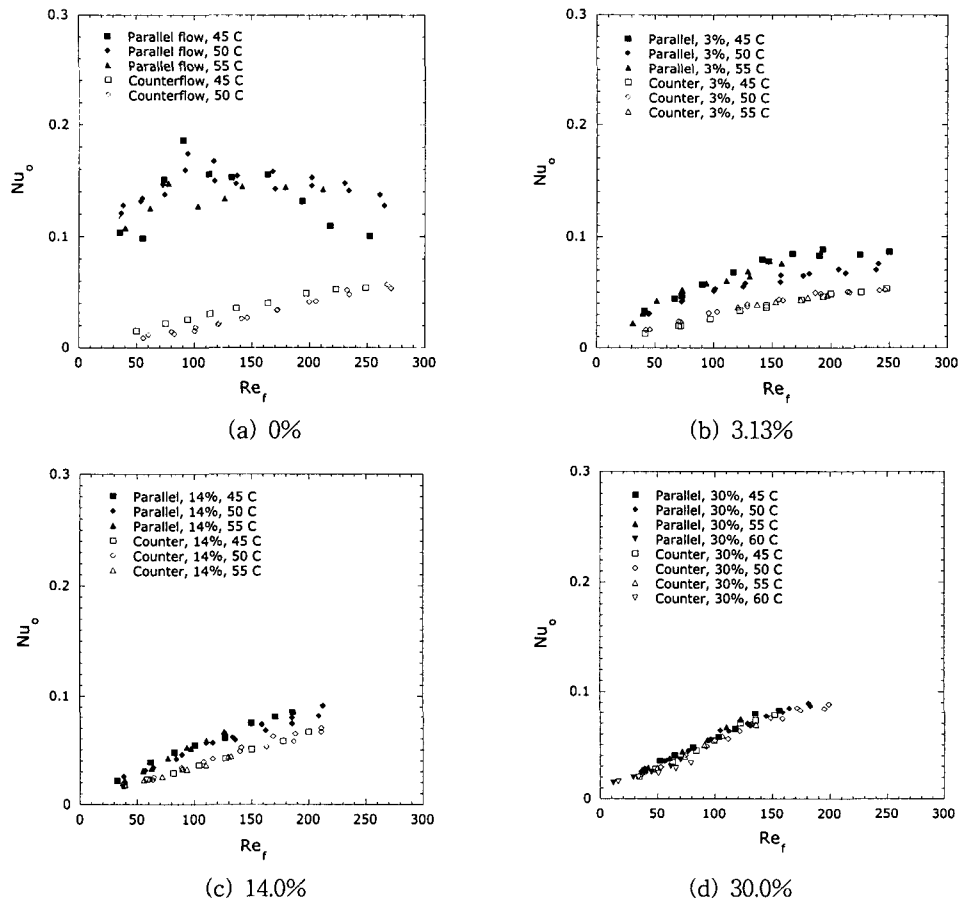


Fig. 5 Effect of vapor flow on the Nusselt number with respect to the solution temperature and Reynolds number in the case of (a) 0%, (b) 3.13%, (c) 14.0%, and (d) 30.0% ammonia solution.

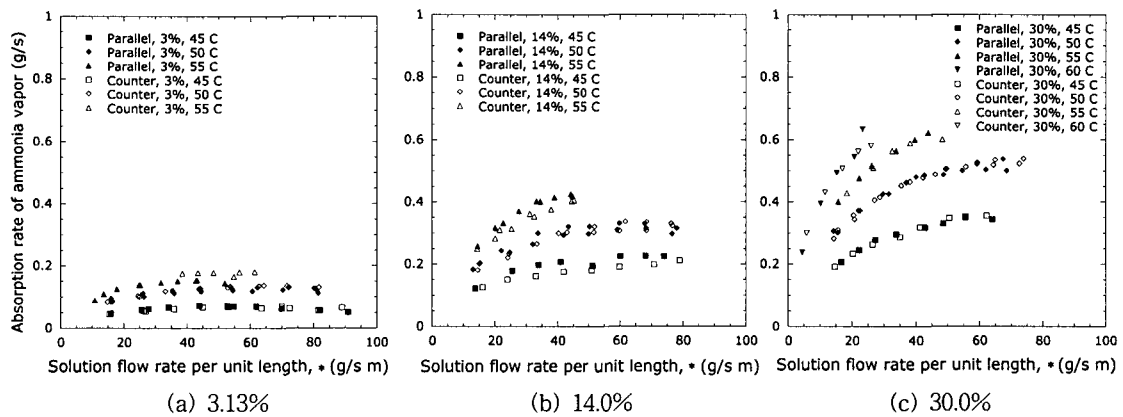


Fig. 6 Effect of a vapor flow on the absorption rate of ammonia vapor heat transfer rate with respect to the solution temperature and flow rate in case of (a) 3.13% (b) 14.0% and (c) 30.0% ammonia solution.

다. 이러한 Nusselt 수 분포경향의 차이는 암모니아 증기가 액막에 흡수되면서 열전달과 물질전달이 동시에 일어나기 때문에 발생하는 현상이다. 액막유량이 증가할수록 암모니아 증기를 흡수할 수 있는 포텐셜도 커지므로, 액막 외부증기의 흡수량이 증가하면서 열교환도 활발해지는 것이다. 한편 고유량 영역($Re_f > 150$)에서는 이러한 열전달계수의 증가율이 줄어들게 되는 것을 확인할 수 있다. Fig. 5에 나타난 결과를 종합하면 액막에서의 열전달계수는 암모니아 수용액의 농도, 액막유량 및 증기유동 등의 요소에 영향을 받으나 용액온도의 영향은 상대적으로 뚜렷하지 않은 것으로 나타났다.

액막과 암모니아 증기 사이의 물질전달률을 나타낸 결과인 Fig. 6은 열전달을 나타내는 Fig. 5의 (b)~(d) 경향과 잘 일치한다. 암모니아 증기의 흡수율(\dot{m}_v, ξ_v)은 용액의 농도가 높아질수록 상평형을 이루는 증기의 농도가 높아지므로 증가한다. 본 실험에서는 흡수기로 들어가는 냉각수의 온도와 유량을 모든 실험에 대해 일정하게 유지하였으므로 재생기 내 용액온도가 높아지면 시스템의 증기압이 증가하여 증기의 흡수량이 증가하게 되는데 이러한 경향은 Fig. 6에 잘 나타나 있다. 또한 증기의 비체적이 큰 3%, 14% 용액의 경우는 증기유동의 영향으로 평행류가 대향류에 비해 암모니아 증기 흡수량이 약간 크게 나타났으나 30%의 경우에는 그 차이가 거의 없는 것으로 나타났다.

5. 결 론

헬리컬 코일형 암모니아 흡수기에서의 열 및 물질전달 실험을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 흡수기의 총열전달량은 액막유량과 용액온도가 증가함에 따라 커지며, 상향 증기유동에 의한 영향으로 인해 본 실험범위에서는 대향류에서의 총열전달량이 평행류에 비해 낮게 나타났다. 이로부터 열역학적으로 우수한 것으로 널리 알려진 유하액막식 대향류 흡수기의 열성능이 본 실험조건에서는 평행류 흡수기에 비해 떨어진다 것을 확인할 수 있었다.

(2) 증기의 비체적이 가장 큰 순수한 물의 경우 평행류와 대향류에서의 열전달은 다른 경향을 나타내었다. 대향류에서는 액막의 범람에 의한 열

전달 저하현상이 뚜렷이 나타났으며, 평행류의 경우 열전달계수는 코일 외벽의 젖음 특성에 의해 임계 액막유량을 기준으로 다른 경향을 보였다. 수용액 중의 암모니아 농도가 증가하면 증기의 비체적이 크게 감소하므로 증기 유동방향이 흡수기의 열 및 물질전달에 미치는 영향은 암모니아 수용액의 농도가 증가할수록 줄어든다.

(3) 액막과 증기 사이의 동시적인 열 및 물질전달에 의해 암모니아 수용액의 경우 열전달계수는 용액유량이 증가함에 따라 높아지는 경향을 나타내었다. 본 실험범위에서는 평행류에서의 열전달계수는 암모니아의 농도에 거의 영향을 받지 않는 것으로 나타났으나 대향류의 열전달계수는 암모니아의 농도가 높아질수록 소폭 증가하는 경향을 보이며, 30% 용액의 경우 평행류와 대향류의 열전달계수는 거의 동일한 값을 나타내었다.

(4) 암모니아 증기의 흡수율은 액막유량, 용액 농도, 용액온도가 증가할수록 커지는 경향을 보였으며 이는 열전달계수에서 나타나는 경향과 잘 일치한다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 특정기초연구 연구비 지원(1999-2-304-007-3)과 서강대학교 산업기술연구소의 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Steimle, F., 1998, Natural Working Fluids in a Historical Perspective, Natural Working Fluids '98, Oslo, pp. 37-42.
2. Niebergall, W., 1959, Sorptions-Kaeltemaschinen, Springer Verlag, pp. 387-393.
3. Perez-Blanco, H., 1988, A model of an ammonia absorber, ASHRAE Trans., Vol. 94, Part 1, pp. 467-483.
4. Kang, Y. T., Akisawa, A. and Kashiwaki, T., 1998, Experimental correlation of combined heat and mass transfer for NH_3-H_2O falling film absorption, Int. J. Refrigeration, Vol. 22, No. 4, pp. 250-262.
5. Hoffmann, L. and Ziegler, F., 1996, Experimental investigation of heat and mass trans-

fer with aqueous ammonia, Proc. of the Int. Ab-Sorption Heat Pump Conference, Montreal, pp. 383-395.

6. Palmer, S. C. and Christensen, R. N., 1996, Experimental investigation and model verification for a GAX absorber, Proc. of the Int. Ab-Sorption Heat Pump Conference, Montreal, pp. 367-374.

7. Romero, R. J., Best, R., Hernández, J., Ramírez, O. and Aguillón, J., 1999, Thermodynamic data in a falling film absorber operation on ammonia/water solutions, Proc. of the Int. Sorption Heat Pump Conference, Munich, pp. 283-289.

8. Kim, S-C., Yun, J-H., Oh, M-D. and Lee, J-H., 1998, Heat and mass transfer in a shell-coil type absorber of ammonia absorption heat pump, Proc. of 11th Int. Heat Transfer Conference, Vol. 6, pp. 287-292.

9. Jeong, S., Lee, S. K. and Koo, K. K., 1998, Heat transfer performance of a coiled tube absorber with working fluid of ammonia/water, ASHRAE Trans., Vol. 104, Part 1.

10. Park, K., Kwon, K., Jeong, S. and Kim, B. J., 2001, Effect of vapor flow direction on falling film heat transfer in a coiled tube absorber (Part 1: Experiments with pure water), Korean Journal of Air-Conditioning and Refrigeration Engineering, Vol. 13, No. 8, pp. 720-729.

11. VDI-GVC, 1994, VDI Heat Atlas, VDI, Gc 1-2.

12. Kline, S. J. and McClintock, F. A., 1953, Describing uncertainties in single-sample ex-

periments, Mechanical Engineering, Vol. 75, pp. 3-8.

부록 : 실험 불확실도 해석

Kline and McClintock⁽¹²⁾이 제시한 방법에 의하면 n 개의 독립변수(v_1, v_2, \dots, v_n)의 선형적인 조합으로 이루어진 함수 R 의 오차는 각 변수의 편차들을 조합하여 다음과 같은 식으로 표현할 수 있다.

$$w_R = \left[\left(\frac{\partial R}{\partial v_1} \delta v_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial v_2} \delta v_2 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial R}{\partial v_n} \delta v_n \right)^2 \right]^{1/2} \quad (A1)$$

식(A1)을 결과함수 R 로 나누면 실험값의 상대 불확실도를 구할 수 있다. 이 방법에 따라 본 실험의 결과에 영향을 미치는 각 요소들의 편차들을 조합하여 실험결과의 상대 불확실도를 계산한 결과를 Table A1에 나타내었다.

물을 이용한 실험의 경우 평행류에서 실험결과의 불확실도가 다른 조건에 비해 크게 나타났는데 이는 Nusselt 수에 직접적으로 영향을 미치는 대수 평균 온도차의 불확실도에서 기인한다. 이 경우 특히 저유량 범위에서의 대수 평균 온도차 실험값이 다른 조건에 비해 상대적으로 낮게 나타났으므로 오차($\delta \Delta T_{lm}$)를 실험치로 나눈 값으로 정의되는 상대 불확실도는 증가하게 된다. 또한 용액농도가 높아질수록 해당 암모니아 증기의 농도가 크게 증가하므로 암모니아 증기 흡수율의 불확실도는 감소하게 됨을 식(3)으로부터 유추할 수 있다.

Table A1 Uncertainties of the experimental results

Uncertainties	ξ_s	0%	3.13%	14.0%	30.0%
$\delta \dot{Q}_{tot} / \dot{Q}_{tot} (\%)$		2.07~7.01	2.09~7.20	2.03~6.21	2.05~5.69
$\delta Nu_o / Nu_o (\%)$		15.8~25.7	15.7~19.3	15.6~17.6	15.5~16.9
$\delta \dot{m}_v / \dot{m}_v (\%)$		-	2.16~7.54	0.88~2.66	0.69~2.17