

암모니아-물 흡수식 시스템에서 유하액막식 발생기의 해석

김 병 주[†], 손 병 후^{*}, 구 기 갑^{**}

홍익대학교 기계·시스템디자인공학과, ^{*}홍익대학교 대학원, ^{**}서강대학교 화학공학과

Analysis of Falling-film Generator in Ammonia-water Absorption System

Byong Joo Kim[†], Byong Hu Sohn^{*}, Kee-Kahb Koo^{**}

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

^{*}Graduate School, Hongik University, Seoul 121-791, Korea

^{**}Department of Chemical Engineering, Sogang University, Seoul 121-742, Korea

(Received February 3, 2001; revision received April 18, 2001)

ABSTRACT: In the present study, an evaporative generation process of ammonia-water solution film on the vertical plate was analysed. For the utilization of waste heat, hot water of low temperature was used as the heat source. The continuity, momentum, energy and diffusion equations for the solution film and vapor mixture were formulated in integral forms and solved numerically. Counter-current solution-vapor flow resulted in the refrigerant vapor of the higher ammonia concentration than that of co-current flow. Even the rectification of refrigerant vapor was observed near the inlet of solution film in counter-current flow. For the optimum operation of generator using hot water, numerical experiments, based on the heat exchange and generation efficiencies, revealed the inter-relationships among the Reynolds number of the solution film and hot water, and the length of generator. Enhancement of heat and mass transport in the solution film was found to be very effective for the improvement of generation performance, especially at high solution flow rate.

Key words: Generation process(발생과정), Falling film(유하액막), Heat and mass transfer(열 및 물질전달), Generation efficiency(발생효율)

기 호 설 명

A : 열전달 면적 [m^2]
 C : 암모니아 성분의 질량농도
 D : 물질확산계수 [m^2/s]
 EF : 전달특성 고평계수
 e : 내부에너지 [J/kg]
 g : 중력가속도 [m/s^2]

H : 수직평판 사이 간격 [m]
 h : 대류열전달계수 [W/m^2K]
 i : 엔탈피 [J/kg]
 K : 물질전달계수 [m/s]
 k : 열전도계수 [W/mK]
 L : 증발열 [J/kg]
 l : 발생기 길이 [m]
 W : 질량 유량 [kg/s]
 p : 압력 [Pa]
 q : 열전달률 [W]
 Re : 레이놀즈수

[†] Corresponding author

Tel.: +82-2-320-1611; fax: +82-2-322-7003

E-mail address: bjkim@wow.hongik.ac.kr

- T : 온도 [°C]
- t : 시간 [s]
- u : 속도 [m/s]
- x, y : 직교좌표계
- z : 암모니아 성분의 질량분율

그리스 문자

- Γ : 단위 폭당 액막유량 [kg/ms]
- δ : 수용액막 두께 [m]
- Δ : 농도경계층 두께 [m]
- ϵ : 효율
- μ : 점성계수 [Ns/m²]
- ρ : 밀도 [kg/m³]
- τ : 전단력 [N]

상첨자

- ' : 단위 길이당
- " : 단위 면적당

하첨자

- b : 체적 평균
- e : 발생기 출구
- eq : 열역학적 평형
- f : 유하액막
- g : 냉매증기
- gen : 발생
- h : 온수
- hx : 열교환
- i : 발생기 입구
- s : 액체-증기의 계면
- w : 벽

1. 서론

경제적이고 환경 친화적인 에너지 변환과정의 중요성에 비추어 볼 때 가장 먼저 활용의 대상으로 고려할 수 있는 것이 저온의 미활용 에너지이다. 연소 생성물로서의 배기가스를 비롯하여 내

연기관의 냉각수, 태양열 등 미활용 에너지원은 무수히 많으나 그 온도가 상대적으로 낮으므로 변환효율이 열악하다. 그러나 저온(100°C 미만)의 미활용 에너지를 난방이나 냉동 등의 열원으로 사용할 수 있다면 이는 긴급히 개발하여야 할 대상에 틀림이 없다.

저온의 미활용 에너지가 존재하며 냉·난방이 요구되는 모든 경우에 대하여 흡수식 냉동시스템은 저급의 에너지를 경제적으로 활용할 수 있는 수단을 제공한다.^(1,2) 암모니아-물 흡수식 시스템의 발생과정에서 생성되는 암모니아-물 2성분 냉매증기의 암모니아 농도는 시스템의 냉동능력과 성능계수를 결정하는 주요 인자이다. 발생기에서 냉매증기의 암모니아 농도를 증가시키기 위하여 대항류 발생과정이 일반적으로 사용된다. 저온수를 열원으로 하는 발생기의 가장 단순한 형태로 수직평판을 이용한 유하액막식 발생기를 고려할 수 있다.

유하액막에 의한 냉매증기의 열 및 물질전달 특성에 대한 실험 및 이론적 연구는 응축과정이나 흡수과정에 대하여 다양하게 발표되었다. Stephan⁽³⁾은 다성분 증기의 응축 및 정류과정에 대하여 해석하였으며 김병주⁽⁴⁾는 단열정류기의 물질전달과정을 적분해법으로 연구하였다. Aman and Panchal⁽⁵⁾은 암모니아-물 흡수과정에 대한 반 실험적 모델을 제시하였으며, Kim⁽⁶⁾은 암모니아-물 냉매증기의 유하액막에 의한 흡수과정을 수치적으로 해석하였다. 그러나 2성분 혼합용액의 증발·발생과정에 대한 정량적이고 체계적인 연구내용은 드물다.

본 연구에서는 저온수를 열원으로하는 암모니아-물 흡수식 시스템에서 발생기의 설계를 위한 선행연구로서 유하액막식 발생기에서의 열 및 물질전달 특성을 수치적으로 해석하였다. 적분해법을 통하여 온수와 암모니아 수용액막의 레이놀즈수와 전달특성, 그리고 시스템의 압력 등이 발생과정에 미치는 영향을 열교환효율과 발생효율의 측면에서 비교·분석하였다.

2. 해석모델 및 지배방정식

Fig. 1은 유하액막식 수직평판형 발생기에서 유하액막과 냉매증기의 속도, 온도, 그리고 농도의 분포를 보여주고 있다. 판을 사이에 두고 온

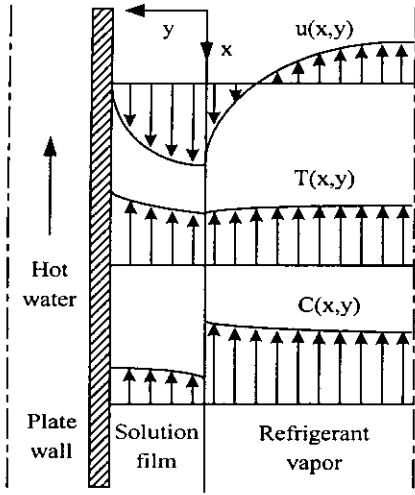


Fig. 1 Schematic picture of falling film generator.

수가 암모니아 유하액막과 대향류로 유동하면서 발생과정에 필요한 열을 공급한다. 생성된 암모니아-물 2성분 냉매증기는 유하액막과 접촉하면서 대향류로 상향 유동한다.

본 해석에서 사용된 가정들은 다음과 같다.

- (1) 암모니아 수용액과 냉매증기의 물리적 상태량은 주어진 입구조건에 의해 결정되며 발생기 내에서 위치에 관계없이 일정하다.
- (2) 액막-냉매증기의 계면은 열역학적 평형상태이다.
- (3) 유하액막은 층류유동의 평활액막이다.
- (4) 냉매증기 유동의 경우 속도, 온도, 그리고 농도분포는 균일하다.
- (5) 액막의 속도와 온도분포는 완전히 발달되어 있으나 농도분포는 발달중이다.
- (6) 두 상 사이에는 미끄럼(slip)이 없다.
- (5)의 경우 유하액막의 두께가 작고 벽면에서의 운동량 및 열전달률이 상대적으로 크므로 그 속도와 온도는 완전히 발달된 것으로 가정하였으나, 수용액의 물질확산계수가 열확산계수나 운동량확산계수에 비하여 작으므로 농도경계층은 발달중인 것으로 가정하였다.

Fig. 1에 주어진 유하액막에 대하여 발생기 길이, 즉 x 방향으로 미소 길이를 취하고 y 방향으로 벽으로부터 액막의 표면까지를 취하여 점사체적을 선정한 후 계면에서의 증발발생량을 고려하여 액막에 대한 연속방정식을 적분형으로 유도하

면 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int \rho_f dA_f + \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_f u_f dA_f = W' \quad (1)$$

여기서 W' 는 유하액막 단위 폭당 계면에서의 증발률이다. 그리고 유하액막에 대한 운동량, 에너지, 그리고 물 요소에 대한 질량보존식의 적분형은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_f u_f dA_f - u_s \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_f dA_f \\ & + \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_f u_f^2 dA_f - u_s \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_f u_f dA_f \\ & = - \left(\frac{\partial p}{\partial z} - \rho_f \right) \int dA_f + \tau_w' - \tau_s' \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_f e_f dA_f - e_{fs} \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_f dA_f \\ & + \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_f u_f i_f dA_f - i_{fs} \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_f u_f dA_f \\ & = - q_{wf}' + q_{fs}' \end{aligned} \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \int \rho_f C_f dA_f + \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_f u_f C_f dA_f = W' z \quad (4)$$

여기서 q 는 열전달률, τ 는 전단력, e 는 내부에너지, i 는 엔탈피, 그리고 C 는 암모니아의 질량농도이다. 하첨자 w, eq, s 는 각각 벽, 열역학적 평형상태, 그리고 액막과 냉매증기 사이의 계면(interface)을 의미한다. 하첨자 f 와 fs 는 수용액막과 액막-냉매증기 계면의 액체측이다. z 는 계면에서의 증발발생률 중 암모니아 성분의 질량분율로써 다음과 같이 정의되었다.

$$z(x) = \frac{W_{NH_3}''}{W_{NH_3}'' + W_{H_2O}''} \quad (5)$$

냉매증기에 대한 지배방정식도 수용액막의 경우와 유사하게 다음과 같이 유도된다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int \rho_g dA_g + \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_g u_g dA_g = W' \quad (6)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_g u_g dA_g - u_s \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_g dA_g \\ & + \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_g u_g^2 dA_g - u_s \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_g u_g dA_g \\ & = - \left(\frac{\partial p}{\partial z} - \rho_g \right) \int dA_g + \tau_s' \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_g e_g dA_g - e_{gs} \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_g dA_g \\ & + \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_g u_g i_g dA_g - i_{gs} \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_g u_g dA_g \quad (8) \\ & = -q_{gs} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \int \rho_g C_g dA_g + \frac{\partial}{\partial z} \int \rho_g u_g C_g dA_g \quad (9) \\ & = -W_z \end{aligned}$$

하첨자 g 는 냉매증기를, gs 는 액막-냉매증기 계면의 냉매증기층을 의미한다.

유하액막과 냉매증기에 대하여 속도, 온도, 그리고 농도의 분포가 주어지면 위의 식으로부터 물질, 운동량, 그리고 열전달률에 대한 해석이 가능하다. 유하액막에서 속도, 온도, 그리고 농도에 대한 경계조건은 다음과 같다.

$$u_f(x, 0) = u_s(x) \quad (10)$$

$$u_f(x, \delta_f) = 0 \quad (11)$$

$$\mu_f \frac{\partial u_f(x, 0)}{\partial y} = \tau_s'' \quad (12)$$

$$T_f(x, 0) = T_s(x) \quad (13)$$

$$T_f(x, \delta_f) = T_w(x) \quad (14)$$

$$-k_f \frac{\partial T_f(x, 0)}{\partial y} = W''L + q_{gs}'' \quad (15)$$

$$C_f(x, 0) = C_{fs}(x) \quad (16)$$

$$C_f(x, \Delta_f) = C_{fi} \text{ for } \Delta_f < \delta_f \quad (17.1)$$

$$C_f(x, \Delta_f) = C_{fw} \text{ for } \Delta_f = \delta_f \quad (17.2)$$

$$\frac{\partial C_f(x, \Delta_f)}{\partial y} = 0 \quad (18)$$

여기서 δ_f 와 L 은 액막두께와 증발열이며, Δ_f 는 유하액막의 암모니아 농도경계층 두께이다. 하첨자 i 는 수용액이 공급되는 발생기 입구를 의미한다.

경계조건에 따라 유하액막의 속도, 온도, 그리고 농도의 분포는 다음과 같이 유도된다.

$$u_f(x, y) = u_s \left(1 - \frac{y^2}{\delta_f^2} \right) + \frac{\tau_s''}{\mu_f} \left(y - \frac{y^2}{\delta_f} \right) \quad (19)$$

$$\begin{aligned} T_f(x, y) &= T_s + (T_w - T_s) \frac{y^2}{\delta_f^2} \quad (20) \\ &- \frac{W''L + q_{gs}''}{k_f} \left(y - \frac{y^2}{\delta_f} \right) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C_f(x, y) &= C_{fs} \left(1 - \frac{2y}{\Delta_f} + \frac{y^2}{\delta_f^2} \right) \quad (21) \\ &+ C_{fi} \left(\frac{2y}{\Delta_f} + \frac{y^2}{\delta_f^2} \right) \end{aligned}$$

냉매증기 유동의 경우, 계산의 단순화를 위하여 속도, 온도 및 농도에 대하여 균일분포(uniform distribution)로 가정하였으며 식(6)~(9)에 국부체적평균치가 사용되었다. 계면 전단응력, 냉매증기층 계면 열전달률, 그리고 발생물질유속(generation mas flux)은 다음과 같이 계산된다.

$$\tau_s'' = \frac{1}{2} f_s \rho_g (u_{gb} - u_s)^2 \quad (22)$$

$$q_{gs}'' = h_g (T_{gb} - T_s) \quad (23)$$

$$W_{gen}'' = \frac{K_g (C_{gb} - C_{gs})}{z - C_{gs}} \quad (24)$$

f 는 국부마찰계수이며 하첨자 b 는 체적평균치, 그리고 h_g 와 K_g 는 냉매증기상의 열전달계수와 물질전달계수이다.

액막-냉매증기 계면에서 수용액과 냉매증기의 농도는 가정 (2)에 의해 상태관계식으로부터 다음과 같이 주어진다.

$$C_{fs} = C_{f,eq}(T_s, p) \quad (25)$$

$$C_{gs} = C_{g,eq}(T_s, p) \quad (26)$$

계면에서 암모니아 성분의 발생물질유속은 대류전달과 확산전달의 합으로써 그 연속조건은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} C_{fs} W_{gen}'' + K_f \rho_f (C_{fs} - C_{fw}) &= \quad (27) \\ C_{gs} W_{gen}'' + K_g \rho_g (C_{gb} - C_{gs}) \end{aligned}$$

유하액막의 경우 확산에 의한 물질전달계수는 가정된 농도분포로부터 다음과 같이 계산된다.

$$K_f = \frac{2\rho_f D_f}{\Delta_f} \quad (28)$$

여기서 D 는 물질확산계수이다.

온도가 유동하는 유로의 경우 에너지평형으로

부터 국부온도를 계산할 수 있으며

$$\frac{dT_h}{dt} = u_h \frac{d(T_h)}{dx} - \frac{q_{wh}''}{\rho_h c_{ph}} \quad (29)$$

여기서 하첨자 h 는 온수를 의미한다. 온수로부터 벽면으로의 열전달계수는 흰(offset strip fin)이 온수유로에 장착된 경우를 가정하여 상관식을 채택하였다.⁽⁷⁾

발생기 벽면온도는 발생기 길이방향의 열전도를 무시할 경우 다음의 식으로부터 계산될 수 있다.

$$\frac{dT_w}{dt} = \frac{q_{hw}'' - q_{wf}''}{\rho_w c_{pw}} \quad (30)$$

3. 해 법

수직평판상의 암모니아 수용액의 발생과정에 대한 해석에서 미지수는 δ_f , Δ_f , u_s , u_{gb} , T_s , T_{gb} , T_w , T_h , C_{fs} , C_{gs} , C_{gb} , W'' , z 및 p 로써 14개이다. 식(1)-(9)와 식(29), 그리고 식(30)을 시간에 대한 전향 차분법과 방향에 대한 후향 차분법을 사용하여 이산화시켜, 유한 차분법으로 해석하였다. 계면에서 식(25)-(27)의 관계가 성립되고 이는 열역학적 상태량 관계식에 의해 결정되므로 그 해를 구하기가 용이하지 않다. 본 연구에서는 비정상상태의 보존식을 Newton method에 의해 반복법으로 풀이하여 미지수의 상대오차가 10^{-4} 이하일 때의 해로 정상상태의 조건을 구하였다.

암모니아 수용액과 냉매증기의 열역학적 상태량은 Ziegler and Trepp⁽⁸⁾의 연구결과를 사용하였으며, 물리적 상태량은 Macriss et al.⁽⁹⁾의 제안을 수용하였다.

수치해석을 위한 경계조건으로 액막의 경우 계산영역의 입구에서 그 두께는 Nusselt 이론⁽¹⁰⁾으로 결정하였으며 액막의 속도는 질량유량으로부터 환산하였다. 발생기 입구에서 액막 내 암모니아 성분의 농도경계층 두께는 액막두께에 비하여 무시할 수 있을 정도의 작은 값으로 가정하였다.

4. 수치실험 및 고찰

Table 1은 본 연구에 사용된 유하액막식 발생

Table 1 Base-line conditions for the analysis of evaporative generator

Parameters	Base-line values
Plate gap width (mm)	3.0
Generator length (m)	0.8
Liquid/vapor flow	Counter-current
System pressure (bar)	8.0
Solution inlet concentration (%)	39.0
Solution temperature (°C)	75.6
Solution Reynolds number	100
Water inlet temperature (°C)	90.0
Water Reynolds number	250

기의 기준조건을 보여주고 있다. 저온 열원을 이용하기 위하여 흡수식 시스템은 필연적으로 2중 상승(double-lift)형으로 구성되므로 발생기는 고압부와 저압부로 나뉘어진다.⁽¹¹⁾ 본 연구에서는 발생과정에 대한 해석의 기준조건으로 저압 발생기의 운전조건을 취하였다. 저온수의 열에너지 회수를 위하여 온수의 최대 온도변화를 15°C로 설정하였다. 발생기의 길이나 온수의 레이놀즈수는 실제 적용 가능성을 고려하여 설정된 값이다. 유하액막과 냉매증기의 레이놀즈수는 다음과 같이 정의된다.

$$Re_f = 4\Gamma/\mu_f \quad (31)$$

$$Re_g = \rho_g u_{gb}(H - \delta_f)/\mu_g \quad (32)$$

여기서 Γ 는 평판 단위 폭당 수용액의 질량유량이며 H 는 평판 사이의 간격이다.

4.1 냉매증기 유동방향의 영향

Fig. 2는 발생과정중 유하액막과 대향류 및 동향류로 유동하는 냉매증기의 체적온도, 계면온도, 그리고 온수로부터 암모니아 수용액막으로의 국부 열전달률의 변화를 보여주고 있다. 암모니아 수용액막은 하향유동하면서 발생과정에 의해 농도가 감소하므로 평형온도인 계면온도는 길이방향으로 증가한다. 국부계면온도는 냉매증기의 유동방향에 큰 영향을 받지 않는 것을 알 수 있다. 대향류의 경우 발생기의 하부에서 발생하는 냉매증기는 상부에 비해 상대적으로 높은 온도에서

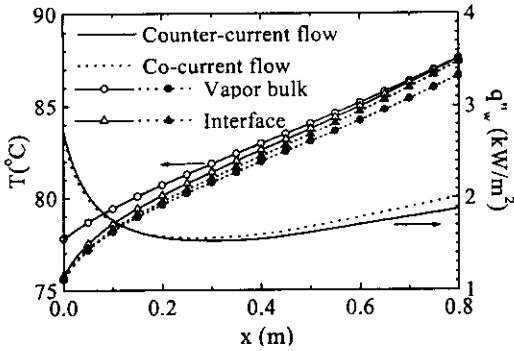


Fig. 2 Variation of temperature and heat flux along the generator length.

생성되므로 상향유동하는 냉매증기는 계면온도보다 높은 값을 가지나 동향류의 경우 냉매증기의 체적온도는 계면온도보다 낮다. 발생기의 상부에서 낮은 온도의 수용액이 공급되므로 발생기의 상부에서 온수와 수용액 사이의 최대 온도차가 형성되어 높은 열전달률을 나타내고 있다. 기준조건의 경우 하부 가까이에서 온수의 온도가 높으므로 열전달률이 다시 증가하는 경향을 보이거나 발생기의 길이를 증가하거나 수용액막의 레이놀즈수가 작은 경우에는 수용액의 온도가 충분히 증가하므로 열전달률은 급격히 둔화된다. 온수로부터 공급되는 열에너지는 현열 및 잠열의 형태로 수용액막의 온도상승과 증발·발생과정에 사용된다.

Fig. 3은 유하액막과 농도경계층의 두께, 그리고 냉매증기의 농도와 발생물질유속 중 암모니아 성분의 질량분율의 변화를 보여주고 있다. 흡수과정이나 정류과정과는 달리 농도경계층이 빠르게 발달함을 알 수 있다.⁽⁶⁾ 기준조건에서 생성되는 냉매증기의 경우 발생기 출구에서 그 레이놀즈수가 약 200 정도이며 냉매증기의 국부농도는 계면온도의 평형농도와 거의 같은 값으로 발생기의 길이방향으로 감소하고 있다. 그러나 최종적으로 발생기로부터 배출되는 냉매증기의 농도는 대향류의 경우 발생기 상단부의 값이고 동향류의 경우 발생기 하단부의 값으로서 큰 차이가 존재하므로 암모니아 수용액의 발생과정에서 수용액막-냉매증기의 대향류 유동은 필수적임을 알 수 있다. 특히 대향류의 경우 발생기의 상부 가까이에서 발생물질유속 중 암모니아의 질량분율(z)이 1보다 크게 나타나고 있는데 이는 낮은

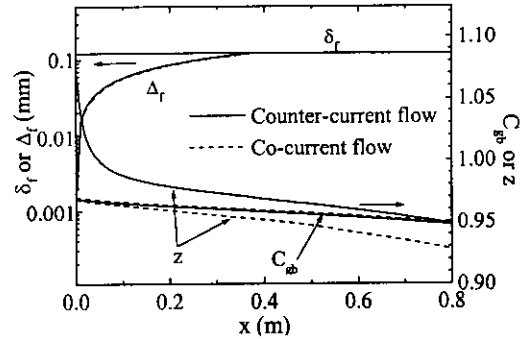


Fig. 3 Variation of film and concentration boundary layer thickness and concentration of refrigerant vapor along the generator length.

온도로 유입되는 수용액막에 의해 냉매증기 증발 성분이 용축되는 정류과정이 발달함을 의미한다.

Fig. 4는 국부발생 물질유속과 이 중 암모니아 성분의 확산 물질유속을 제시하고 있다. 온수가 대향류로 공급되므로 수용액막이 충분히 가열된 발생기의 하부에서 높은 발생률을 볼 수 있다. 암모니아 수용액막의 경우 물질유속의 대부분을 차지하는 암모니아 성분은 대류 및 확산 효과에 의해 전달되며 Fig. 4는 확산 효과가 총 물질유속의 약 60% 정도를 차지함을 보여주고 있다. 그러나 냉매증기의 경우 물질 확산계수가 아주 작으므로 확산 효과는 무시할 수 있을 정도로 작다. 암모니아 성분의 확산 물질유속은 수용액과 냉매증기의 유동 방향성에 관계없이 거의 동일한 것으로 해석되었다.

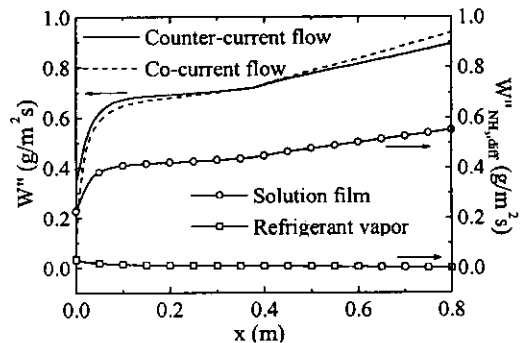


Fig. 4 Variation of generation mass flux along the generator length.

4.2 암모니아 수용액 유량의 효과

발생기는 기본적으로 온수의 열원을 이용하는 열교환기이다. 발생기의 열교환효율은 온수의 비열이 일정할 때 입·출구온도로부터 다음과 같이 정의된다.

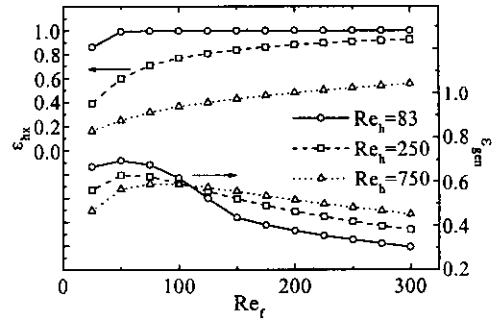
$$\epsilon_{hx} = \frac{T_{hi} - T_{he}}{T_{hi} - T_{fi}} \quad (33)$$

그러나 일반 열교환기와는 달리 발생기의 경우 온수의 열에너지를 냉매증기의 발생과정을 위하여 잠열의 형태로 최대한 전달하는 것이 목적이므로 발생효율을 다음과 같이 정의할 수 있다.

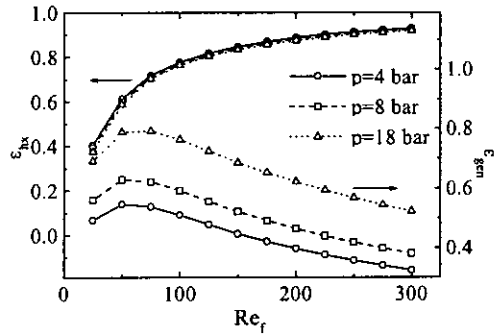
$$\epsilon_{gen} = \frac{W_{gen} L}{W_c c_{pc} (T_{hi} - T_{he})} \quad (34)$$

암모니아-물 수용액의 경우 암모니아 성분의 증발·발생에 의해 농도가 증가하면 평형온도도 증가하므로 온수로부터 공급되는 열에너지 중의 일부는 수용액의 가열과정에 사용되어야 하며 이는 열교환효율과 발생효율의 차이로 표현될 수 있다.

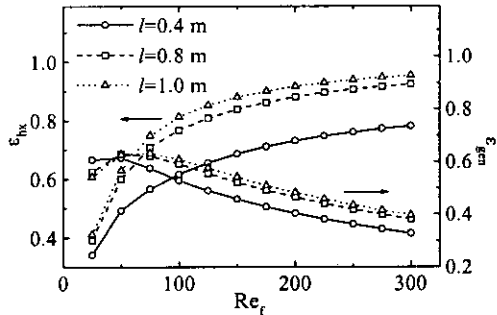
Fig. 5는 발생기에서 암모니아 수용액 유량이 열교환효율과 발생효율에 미치는 영향을 온수의 레이놀즈수, 시스템의 압력, 그리고 발생기 길이의 효과와 함께 복합적으로 제시하고 있다. 기본적으로 암모니아 수용액의 유량이 증가하면 온수와 온수의 온도차가 증가하여 열전달률이 증가하고 열교환효율도 증가한다. 그러나 수용액의 농도가 감소하면서 발생과정이 지속되기 위하여 수용액이 가열되어야 하므로, 현열전달의 비중이 증가하여 수용액의 유량이 증가하면 발생효율은 감소한다. 수용액의 유량이 아주 작을 경우 수용액은 발생기의 하류에 도달하기도 전에 그 온도가 온수의 입구온도에 근접하여 온도차가 작아지므로, 발생기의 하단부 가까이에서 열전달 및 발생특성은 크게 둔화된다. 이때 용액의 유량이 증가하면 수용액과 온수 사이의 온도차가 존재하는 열전달 구간이 길어지므로 열전달효율이 증가하고, 발생효율도 국부적으로 증가하는 경향을 나타내고 있다. 물론 이에 대한 근본적인 대책은 온수의 유량을 고려하여 발생기 길이를 적절한 수준으로



(a) Effect of hot water Reynolds number



(b) Effect of system pressure



(c) Effect of generator length

Fig. 5 Effects of solution film Reynolds number on heat-exchange and generation efficiencies.

축소시키는 것이다.

주어진 발생기의 전열면적에 대하여 온수의 유량이 작을수록 열전달효율은 높다. 그러나 발생효율의 경우 암모니아 수용액막의 레이놀즈수가 약 100보다 낮을 때 온수의 유량을 증가시키는 것은 도리어 발생효율을 감소시킬음을 알 수 있다. 온수의 유량이 증가하면 온수로부터의 열전달률

과 발생률은 증가한다. 수용액의 유량이 상대적으로 작은 데 비하여 온수의 유량이 크다면 수용액은 출구에서 거의 온수의 입구온도에 근접한 온도로 배출된다. 결국 온수의 유량증가에 따른 열전달률의 증가율에 비해 발생률의 증가율이 상대적으로 낮으므로 발생효율은 감소하는 것이다. 수용액막의 레이놀즈수가 100 이상이면 발생기의 전 영역은 정상적인 열교환기의 기능을 가지므로 온수의 유량증가에 따라 발생효율이 증가하며, 이때 그 증가율은 수용액의 유량이 클수록 높다.

시스템의 압력이 증가하면 암모니아 수용액의 증발열은 감소한다. 그러므로 발생기의 열전달효율은 시스템의 압력과 무관하나 발생효율은 Fig. 5(b)와 같이 압력이 증가함에 따라 크게 향상되는 것을 알 수 있다. 발생기의 열전달효율을 증가시키는 가장 간단한 방법은 전열면적을 증가시키는 것이다. 물론 실제 설치 및 운전의 측면에서 발생기의 길이는 공간적인 제한을 받을 것이다. 전술한 바와 같은 동일한 이유에 의하여 수용액의 유량이 아주 낮은 경우 발생기의 길이를 증가시키는 것은 도리어 발생효율을 감소시키는 결과를 초래할 수도 있음을 Fig. 5(c)가 보여주고 있다. 그러나 암모니아 수용액의 레이놀즈수가 약 50 이상인 경우 발생기의 길이를 증가시키면 발생효율도 증가한다.

4.3 온수유량의 효과

Fig. 6은 발생기의 열전달효율과 발생효율에 대한 온수유량의 영향을 보여주고 있다. 온수의 유량이 증가하면 일정한 전열면적의 경우 열전달

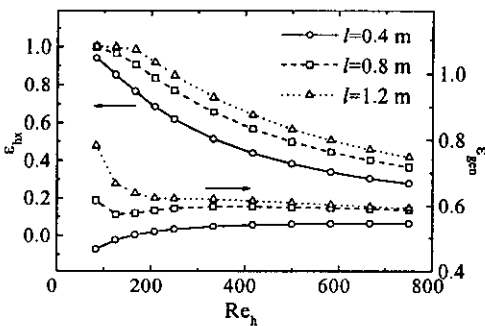


Fig. 6 Effects of hot water Reynolds number on heat-exchange and generation efficiencies.

효율은 감소한다. 물론 발생기의 길이를 증가시키면 상대적으로 열전달효율을 증가시킬 수 있다. 온수의 유량이 증가하면 수용액으로의 열전달률은 증가하고 냉매증기 발생률도 증가한다. 발생기의 길이가 상대적으로 짧을 경우, 온수의 낮은 유량범위에서 수용액막은 발생기의 전영역에서 온수와 유한한 온도차를 형성하므로 냉매증기 발생률은 온수의 유량증가에 따라 증가할 수 있다. 그러나 만약 발생기의 길이가 과도하게 크다면 수용액과 온수 사이의 온도차가 작아 열 및 물질전달이 불가능한 영역이 발생기의 하단부에서 발달할 것이며, 이때 온수의 유량이 증가하면 이 영역은 더욱 증가하여 열전달효율과 발생효율을 동시에 감소시키게 될 것이다. 그러나 온수의 레이놀즈수 약 250을 기준으로 이보다 큰 경우, 온수유량의 영향은 크게 둔화되어 발생효율은 발생기 길이의 함수로 거의 일정한 값을 보여주고 있다.

4.4 수용액막의 전달 특성의 고양효과

Fig. 4에서 제시되었듯이 수용액막의 냉매증기 발생과정은 대류와 확산에 의해 진행된다. 만약 전열면의 거칠기를 증가시키거나 그루브(groove)나 핀(fin) 등에 의해 액막의 내부 혼합을 유도하여 열 및 물질전달의 확산 특성을 고양시키면 높은 열전달효율과 냉매증기 발생률을 유도할 수도 있을 것이다. Fig. 7은 수용액막의 열 및 물질전달 특성에 대한 고양계수(enhancement factor)의 효과를 제시하고 있다. 여기서 고양계수란 수용액의 열전도계수 및 물질확산계수에 대한 배수

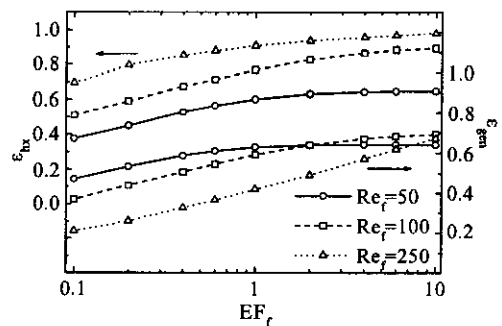


Fig. 7 Effects of enhancement factor of solution film on heat-exchange and generation efficiencies.

(multiplier)를 의미한다. 고양계수가 1보다 증가하면 열전달률이 증가하므로 열전달효율은 증가한다. 그러나 일단 수용액막과 온수 사이의 온도차가 작아지면 열전달효율의 증가폭은 급격히 둔화되며 이는 특히 낮은 수용액 유량의 경우에 뚜렷이 관찰된다. 발생효율에 대한 고양계수의 효과는 수용액의 유량이 큰 경우에 현저하다. 수용액의 유량이 증가하면 액막이 두꺼워지므로 물질전달 저항이 증가한다. 결국 총 발생물질유속 중 확산의 효과는 수용액의 유량과 함께 저하되므로 이를 보완할 경우 높은 발생효율을 유지할 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는, 저온수를 활용하는 암모니아-물 흡수식 시스템에서 유해액막식 수직평판 발생기의 열 및 물질전달 특성을 수치적으로 해석하였다. 적분해법을 통하여 온수와 암모니아 수용액막의 레이놀즈수와 전달 특성, 그리고 시스템의 압력 등이 발생과정에 미치는 영향을 열교환 효율과 발생효율의 측면에서 비교·분석하였다. 본 연구의 결론은 다음과 같다.

(1) 증발·발생기에서 수용액막과 냉매증기가 대향류로 운전될 경우 발생기 입구영역에서의 정류과정 등에 의해 배출되는 냉매증기의 암모니아 농도를 높게 유지할 수 있다.

(2) 최적의 열전달효율과 발생효율을 실현하기 위하여 수용액과 온수의 유량, 그리고 발생기의 길이 사이에는 복합적인 상관관계가 존재한다. 실제 적용의 경우 본 연구의 기준조건을 발생기의 운전조건으로 추천할 수 있다.

(3) 수용액막의 열 및 물질전달 특성의 고양을 통하여 발생효율을 향상시킬 수 있으며, 이는 특히 수용액의 유량이 클 때 효과적이다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 특정기초연구(1999-2-304-007-3) 지원으로 수행되었음.

참고문헌

- Rogdakis, E. D. and Antonopoulos, K. A., 1992, Performance of a low-temperature $\text{NH}_3\text{-H}_2\text{O}$ absorption-refrigeration system, Energy, Vol. 17, No. 5, pp. 477-484.
- Kang, S. W., Kang, B. H., Jeong, S. Y. and Lee, C. S., 1996, Computer simulation of absorption heat pump for the recovery of waste heat, Transactions of SAREK, Vol. 8, No. 2, pp. 187-197.
- Stephan, S., 1981, Heat transfer with condensation in multicomponent mixtures, in Heat Exchangers — Thermal-hydraulic Fundamentals and Designs, Edited by Kakac, S., Bergles, A. E. and Mayinger, G., Kluwer Academic Publishers.
- Kim, B. J., 1999, Mass transfer in an adiabatic rectifier in ammonia-water absorption system, Transactions of SAREK, Vol. 11, No. 3, pp. 414-421.
- Aman, B. and Panchal, C. B., 1993, Absorption analysis of ammonia in an aqueous solution, Proceedings of 28th IECEC, Vol. 1, pp. 873-878.
- Kim, B. J., 1998, Heat and mass transfer in a falling film absorber of ammonia-water absorption systems, Heat Transfer Engineering, Vol. 19, No. 3, pp. 53-63.
- Joshi, M. M. and Webb, R. L., 1987, Heat Transfer and Friction in the Offset Strip Fin Heat Exchanger, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 30, pp. 69-84.
- Ziegler, B. and Trepp, C. H., 1984, Equation of state for ammonia-water mixtures, Int. J. Refrigeration, Vol. 7, No. 2, pp. 101-106.
- Macriss, R. A., Eakin, B. E., Ellington, R. T. and Huebler, J., 1964, Physical and thermodynamic properties of ammonia-water mixtures, Research Bulletin, No. 34, Institute of Gas Technology, Chicago, Ill.
- Nusselt, W., 1916, Die oberflächen kondensation des wasserdampfes, Zeitschr. Ver. Deutsch. Ing., Vol. 60, pp. 541 and 569.
- Erickson, D. C. and Tang, J., 1996, Evaluation of double-lift cycles for waste heat powered refrigeration, International Heat Pump Conference, Vol. 1, pp. 161-168.

1. Rogdakis, E. D. and Antonopoulos, K. A., 1992, Performance of a low-temperature