

수평평활관내의 비공비 혼합냉매의 응축에 대한 예측모델

이 상 무[†], 박 병 덕^{*}, 小山 繁^{**}

MMC 종합기술연구소, ^{*}상주대학교 기계공학부, ^{**}구주대학 기능물질과학연구소

A Prediction Model for Condensation of Zeotropic Refrigerant Mixtures Inside a Horizontal Smooth Tube

Sang-Mu Lee[†], Byung-Duck Park^{*}, Shigeru Koyama^{**}

Central Research Institute, Mitsubishi Materials Corporation, Saitama 330-8508, Japan

^{*}School of Mechanical Engineering, Sangju National University, Sangju 742-178, Korea

^{**}Institute of Advanced Material Study, Kyushu University, Fukuoka 816-8580, Japan

(Received October 19, 2000; revision received December 28, 2000)

ABSTRACT: This paper deals with a prediction method for the condensation of ternary refrigerant mixture inside a horizontal smooth tube. Based on some reliable assumptions, the governing equations for the local heat and mass transfer characteristics are derived, and the prediction for the condensation of ternary zeotropic refrigerant mixtures composed of HFC32/HFC125/HFC134a, including R407C, is carried out. The local values of vapor quality, thermodynamic states at bulk vapor, vapor-liquid interface and bulk liquid, mass flux etc. are obtained for a constant wall temperature and a constant wall heat flux conditions, and the effects of the composition of HFC32/HFC125/HFC134a on heat transfer characteristics are examined. The prediction result is also compared with experimental data for condensation of ternary refrigerant mixtures. The predicted wall temperature distribution has a similar trend with experimental data but the predicted local heat transfer coefficients are 20~30% higher than the experimental data.

Key words: Horizontal smooth tube(수평평활관), Condensation(응축), Zeotropic mixture refrigerant(비공비 혼합냉매)

기 호 설 명

D_{kj} : 확산계수 [m^2/s]

D_{kj}^M : 다중요소혼합에서 $k-j$ 상의 확산율 [m^2/s]

D_{kj}^* : 확산계수 [m^2/s]

d_w : 내경 [m]

Gr : 질량유속 [kg/m^2s]

Ga : Galileo 수 [-]

h : 엔탈피 [J/kg]

M_k : 요소 k 의 분자량 [kg/mol]

\dot{m} : 전체 응축 질량유속 [kg/m^2s]

\dot{m}_k : 요소 k 의 응축 질량유속 [kg/m^2s]

Nu : Nusselt 수 [-]

P : 압력 [Pa]

$\frac{dP}{dz}$: 정압력 [Pa]

[†] Corresponding author

Tel: +81-48-642-0310; fax: +81-48-643-4438

E-mail address: smlee@mmc.co.jp

- Ph : 상변화 수 [-]
 Pr : Prandtl 수 [-]
 q : 열유속 [W/m^2]
 Re : Reynolds 수 [-]
 Sc : Schmidt 수 [-]
 Sh : Sherwood 수 [-]
 T : 온도 [K]
 W : 질량유량 [kg/s]
 x : 건도 [-]
 y_k : 요소 k 의 질량분율 [kg/kg]
 z : 응축에 필요한 길이 [m]

그리스 문자

- α : 열전달 계수 [W/m^2K]
 β : 물질전달 계수 [kg/m^2s]
 Δz : 검사체적의 길이 [m]
 λ : 열전도 계수 [W/mK]
 μ : 동점성 계수 [Pa s]
 ρ : 밀도 [kg/m^3]
 ζ : 요소 k 의 응축 질량유속에서 전체응축 질량유속으로의 비율 [-]
 Φ_V : 마찰손실 계수 [-]
 X_{M} : Lockhart-Martinelli parameter [-]
 Ψ : 보이드율 [-]

하첨자

- b : 체적
 i : 기액계면
 in : 냉매입구
 k : 요소 k ($k=1, 2, 3$)
 L : 액체
 V : 증기
 w : 벽

1. 서 론

오존층 파괴와 지구온난화와 같은 환경문제로 인해 CFC계의 냉매는 전폐가 진행되고 있다. 또한 중소형 공조기 및 칠러(Chiller)의 냉매로 널리

사용되고 있는 R22와 같은 HCFC계 냉매는 규제물질로서 가까운 미래에 전폐가 결정되어 있다. 이러한 배경에 의해 CFC계의 단일냉매로의 대체냉매 개발은 거의 완성단계에 있지만 HCFC계의 단일냉매인 R22의 대체물질은 같은 냉매 특성을 지니면서 오존층 및 지구환경을 보호할 수 있는 순수냉매가 최근까지 개발되지 못하였기 때문에 선진국들은 HFC계 혼합냉매와 탄화수소계의 자연냉매의 개발에 총력을 기울이고 있다. 탄화수소계의 냉매는 가연성 및 폭발성 때문에 사용에 제한이 있고 HFC계의 2성분 및 3성분 혼합냉매인 R410A와 R407C가 R22의 대체냉매로 거의 확실시되어 개발되고 있다. 특히 비공비(zeotropic) 혼합냉매는 상변화 과정 중에 온도구배를 이용함으로써 COP를 향상시킬 수 있는 가능성을 가지고 있다. 이러한 점에서 HFC32/HFC125/HFC134a(23/25/52 wt%)로 구성된 비공비 혼합냉매 R407C는 지금까지 에어컨과 냉동장치에 작동유체로 폭넓게 사용되어 온 R22의 대체냉매의 하나로 가장 유망하게 고려되고 있으며 이를 이용한 공조기의 제품화가 이루어지고 있다. 이러한 혼합냉매에 의한 관내의 응축 특성을 명확히 하기 위하여 여러 연구가 수행되어 왔다. 최근 Sami et al.,^(1,2) Doerr et al.,⁽³⁾ Linton et al.,⁽⁴⁾ Ebisu and Torikoshi,⁽⁵⁾ 그리고 Hihara and Zhang⁽⁶⁾에 의해 수평관의 3성분 혼합냉매의 응축에 대해서 몇 개의 실험적인 연구가 수행되었고, 평균 열전달계수와 국소 마찰압력강하에 대한 실험적인 상관식이 제안되었다. 그러나, 이들 연구에서는 3성분 혼합냉매에 대한 열 및 물질전달 특성을 예측하기 위한 일반적인 방법이 확립되지 못하였다. Koyama et al.⁽⁷⁾은 수평 평활관에 대한 2성분 증기혼합의 응축특성을 예측하기 위한 일반적인 방법을 보고한 바 있다. 본 연구에서는 이 방법을 3성분 증기혼합의 응축에 대해서 확장하고, R407C에 포함된 HFC32/HFC125/HFC134a의 3성분 혼합냉매의 예측계산을 수행하였다.

2. 예측방법

2.1 물리적인 모델 및 기본 방정식

Fig. 1은 본 예측방법에 사용된 물리적인 모델을 나타낸다. 질량유량 W_m (질량유속 Gr)로 수평

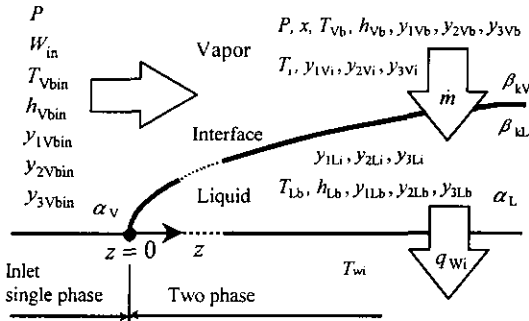


Fig. 1 Physical model.

평활관을 흐르는 3성분 증기혼합냉매는 단상 영역을 지나, 축 방향으로 $z=0$ 지점에서 응축을 시작한다. 2상 영역 지점 z 에서 체적증기는 열역학적인 상태 $(P, T_{vb}, h_{vb}, y_{1vb}, y_{2vb}, y_{3vb})$ 로 표현되고, 기체-액체 경계면에서의 상태는 $(P, T_i, y_{1vi}, y_{2vi}, y_{3vi}, y_{1Li}, y_{2Li}, y_{3Li})$, 그리고 체적액체 (bulk liquid)의 상태는 $(P, T_{Lb}, h_{Lb}, y_{1Lb}, y_{2Lb}, y_{3Lb})$ 로 표시된다. 기호 T_{wi}, q_{wi}, x 그리고 \dot{m} 은 각각 벽면온도, 벽면 열유속, 건도, 그리고 전체

Table 1 Correlation equations for frictional pressure drop, heat and mass transfer characteristics

Correlation equation for frictional pressure drop

$$\Phi_v = \sqrt{\frac{dP_F/dz}{dP_V/dz}} = 1 + 0.5 \left[\frac{G_r}{\sqrt{g d_w \rho_V (\rho_L - \rho_V)}} \right]^{0.75} X_H^{0.35}$$

where:
$$\frac{dP_V}{dz} = - \frac{0.092 G_r x^2}{d_w \rho_V (G_r x d_w / \mu_V)^{0.2}}$$

$$X_H = \left(\frac{1-x}{x} \right)^{0.9} \left(\frac{\rho_V}{\rho_L} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_L}{\mu_V} \right)^{0.1}$$

Correlation equation of liquid film heat transfer

$$Nu \equiv \frac{\alpha_L d_w}{\lambda_L} = (Nu_F^2 + Nu_B^2)^{1/2}$$

where:
$$Nu_F = 0.0152(1 + 0.6 Pr_L^{0.8})(\Phi_V / X_H) Re_L^{0.77}$$

$$Nu_B = 0.725 H(\psi) \left(\frac{Ga Pr_L}{Ph} \right)^{1/4}$$

$$H(\psi) = \psi + \{10[(1-\psi)^{0.1} - 1] + 1.7 \times 10^{-4} Re\} \sqrt{\psi} (1 - \sqrt{\psi})$$

$$\psi = \left[1 + \frac{\rho_V}{\rho_L} \left(\frac{1-x}{x} \right) \times \left(0.4 + 0.6 \sqrt{\frac{\frac{\rho_L}{\rho_V} + 0.4 \frac{1-x}{x}}{1 + 0.4 \frac{1-x}{x}}} \right) \right]^{-1}$$

$$Re_L = \frac{G_r(1-x)d_w}{\mu_L}, \quad Re = \frac{G_r d_w}{\mu_L}$$

Correlation equation of vapor mass transfer

$$Sh_{kV} \equiv \frac{\beta_{kV} d_w}{\rho_V D_{kk}^*} = 0.023 \sqrt{\psi} \Phi_V^2 Re_V^{0.8} Sc_{kV}^{1/3}$$

where:
$$Re_V = \frac{G_r x d_w}{\mu_V}, \quad Sc_{kV} = \frac{\mu_V}{\rho_V D_{kk}^*}$$

$$D_{kj}^* = D_{km} - D_{kj}$$

$$D_{kj} = M_k D_{kj}^M \left(\sum_{m=1}^n \frac{y_m v_b}{M_m} \right) - \frac{M_k}{M_j} \left(\sum_{m=1}^n D_{km}^M y_m v_b \right)$$

응축 질량유속(mass flux)을 의미한다. 기호 α_L 과 α_V 는 각각 액막과 기상의 열전달계수를 표시한다. 또한 기호 β_{kL} 과 β_{kV} 는 각각 성분 $k(k=1, 2, 3)$ 에 대한 액막과 기상의 물질전달계수를 나타낸다. 본 계산모델에서는 다음과 같은 사항을 가정하였다.

(1) 상 평형은 오직 기체-액체 경계면에서만 이루어진다. 체적액체는 과냉상태이며, 체적증기는 포화상태이다.

(2) 마찰에 의한 압력강하는 Table 1에 나타난 수평평활관에서 단일냉매의 응축에 대하여 제시된 Haraguchi et al.⁽⁸⁾의 상관식을 이용하여 계산한다.

(3) 증기상에서의 대류열전달은 무시한다.

(4) 액막의 열전달계수는 Table 1에 나타난 수평평활관에서 단일냉매의 응축에 대하여 제시된 Haraguchi et al.⁽⁸⁾의 상관식을 이용하여 계산한다.

(5) 액막에서 반경방향으로의 질량분율의 분포는 균일하고 물질전달계수는 무한하다.

(6) 증기코어(vapor core)에서 성분 k 와 j 사이의 물질전달의 상호효과를 무시하고, 성분 k 의 물질전달계수는 Table 1의 상관식을 이용하여 계산한다. 이 식은 Koyama et al.⁽⁹⁾의 마찰 압력강하의 상관식으로 Chilton-Colburn⁽¹⁰⁾의 해석을 기초로 한 것이다.

위의 가정에 근거를 두고 이상영역에서의 열 및 물질전달 특성에 대해 지배방정식을 다음과 같이 도출하였다.

냉매의 운동량 평형

$$\frac{dP}{dz} = -\frac{4W_{in}}{\pi d_w^2} \frac{d}{dz} \left[\frac{x^2}{\Psi \rho_v} + \frac{(1-x)^2}{(1-\Psi)\rho_L} \right] + \frac{dP_F}{dz} \quad (1)$$

여기서 dP/dz 는 정압변화이고, Ψ 는 이상유동 평활관에 대한 Smith 방정식⁽¹¹⁾으로부터 얻어진 보이드율이다. 그리고 dP_F/dz 는 Table 1의 상관식을 이용해서 계산되어진 마찰 압력강하이다.

냉매의 열평형

$$q_{wi} = -\frac{W_{in}}{\pi d_w} \frac{d}{dz} \{xh_{Vb} + (1-x)h_{Lb}\} = \alpha_L(T_i - T_{wi}) \quad (2)$$

여기서 액막의 열전달계수 α_L 은 Table 1의 상관식을 이용해서 구하여진다.

증기코어에서 성분 k 의 질량평형

$$\begin{aligned} \dot{m}_k &= -\frac{W_{in}}{\pi d_w} \frac{d}{dz} (xy_{kVb}) \\ &= -\frac{W_{in}y_{kVi}}{\pi d_w} \frac{dx}{dz} - \beta_{kV}(y_{kVi} - y_{kVb}) \end{aligned} \quad (3)$$

여기서 \dot{m}_k 는 성분 k 의 응축 질량유속이다. 기상의 물질전달계수 β_{kV} 는 Table 1의 상관식을 이용해서 계산되어진다.

액막에서 성분 k 의 질량평형

$$\begin{aligned} \dot{m}_k &= \frac{W_{in}}{\pi d_w} \frac{d}{dz} \{(1-x)y_{kLb}\} \\ &= -\frac{W_{in}y_{kLi}}{\pi d_w} \frac{dx}{dz} + \beta_{kL}(y_{kLi} - y_{kLb}) \end{aligned} \quad (4)$$

본 예측계산과정에서는 액막에서 성분 k 의 물질전달계수가 무한하다고 가정하고 있으므로 식 (4)로부터 다음의 관계가 성립한다.

$$y_{kLb} = y_{kLi} \quad (5)$$

건도와 질량분율의 관계

$$x = (y_{kVbin} - y_{kLb}) / (y_{kVb} - y_{kLb}) \quad (6)$$

여기서 y_{kVbin} 은 냉매입구에서 체적질량분율(bulk mass fraction)이다.

2.2 계산과정(Calculation Procedure)

이상영역인 z 와 $z + \Delta z$ 사이의 검사체적을 고려하면 관벽의 조건(온도 혹은 열유속의 축방향 분포)과 열역학적인 상태, 그리고 관 입구에서 냉매의 질량유량이 주어진 상태에서 지배방정식 (1), (2), (3)으로부터 구한 유한 차분 방정식을 응축시작점부터 식 (4), (5)를 만족하도록 계산해 나간다. 관 벽온도분포 T_{wi} 가 주어진 경우에 예측계산과정은 다음과 같다.

(1) 판의 입구조건과 열역학적인 상태량 : T_{wi} , $(W_{in}, P_{in}, T_{Vbin}, h_{Vbin}, y_{1Vbin}, y_{2Vbin})$, 검사체적 Δz 를 통한 건도 변화 Δx 가 주어진다.

(2) 기체-액체 경계면에서 성분 k 의 증기 질량분율을 y_{kVi} ($k=1, 2$)로 가정하면, 온도 T_i 와 기체-액체 경계면에서 액체 질량분율 y_{kLi} ($k=1, 2$)는 열역학적인 상태방정식들로부터 계산된다.

(3) 검사체적에서 체적액체 온도와 질량분율은 다음과 같이 계산된다.

$$T_{Lb} = (T_{wi} + T_i)/2, \quad y_{kLb} = y_{kLi} \quad (k=1, 2) \quad (7)$$

(4) 검사체적의 출구에서의 체적액체 온도와 질량분율은 다음과 같이 고려된다.

$$T_{Lb}|_{z+\Delta z} = T_{Lb} \quad (8)$$

$$y_{kLb}|_{z+\Delta z} = \frac{(2-x|_z - x|_{z+\Delta z})y_{kLb}}{1-x|_{z+\Delta z}} - \frac{(1-x|_z)y_{kLb}|_z}{1-x|_{z+\Delta z}} \quad (9)$$

여기서, 체적액체 엔탈피(bulk liquid enthalpy) $h_{Lb}|_{z+\Delta z}$ 는 상태방정식으로부터 계산된다.

(5) 검사체적의 출구에서의 체적증기 질량분율(bulk vapor mass fraction)은 다음과 같이 계산된다.

$$y_{kVb}|_{z+\Delta z} = y_{kLb}|_{z+\Delta z} + \frac{(y_{kVbin} - y_{kLb}|_{z+\Delta z})}{x|_{z+\Delta z}} \quad (10)$$

여기서, 체적증기 온도(bulk vapor temperature) $T_{Vb}|_{z+\Delta z}$ 와 엔탈피 $h_{Vb}|_{z+\Delta z}$ 도 상태방정식으로부터 계산된다.

(6) 검사체적에서 체적증기 질량분율은 다음과 같이 계산된다.

$$y_{kVb} = \frac{(x y_{kVb})|_z + (x y_{kVb})|_{z+\Delta z}}{x|_z + x|_{z+\Delta z}} \quad (11)$$

(7) 검사체적 길이 Δz_{HB} 는 냉매의 열평형의 유

한 차분 방정식으로부터 얻어지고, Δz_{kMB} ($k=1, 2$)의 검사체적 길이는 증기코어에서 성분 k 의 질량 평형에 대한 유한 차분 방정식으로부터 계산된다.

(8) 정압력강하는 다음과 같이 계산된다.

$$P_{z+\Delta z} = P_z + \frac{\delta P}{\delta z} \Delta z_{HB} \quad (12)$$

(9) 수렴조건 내에서 다음 관계가 만족할 때까지 (2)에서 (8)과정을 반복 계산하여 y_{kVi} ($k=1, 2$)를 수정한다.

$$\Delta z_{HB} = \Delta z_{1MB} = \Delta z_{2MB} \quad (13)$$

(10) 위의 수렴조건이 만족할 때 (2)에서 (9)과정을 응축이 종료하는 순간($x=0$)까지 반복 계속한다.

3. 계산결과 및 고찰

HFC32/HFC125/HFC134a의 3성분 혼합냉매의 응축에 대한 예측계산을 내경 6.4 mm의 수평평활관에 대해 수행하였다. 혼합냉매의 열 및 수송물성치는 프로그램 패키지 REFPROP Ver 6.0⁽¹²⁾을 이용하여 계산하였다.

Fig. 2는 HFC32, HFC125와 HFC134a(각각 성분을 1, 2, 3)로 구성된 3성분체의 상평형 선도를 나타낸다. 체적질량분율 ($y_{1Vbin}, y_{2Vbin}, y_{3Vbin}$)의 포화증기의 상태는 점 A로 표시되고 점 A의 포

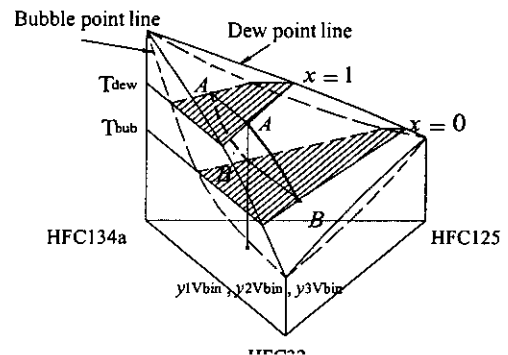
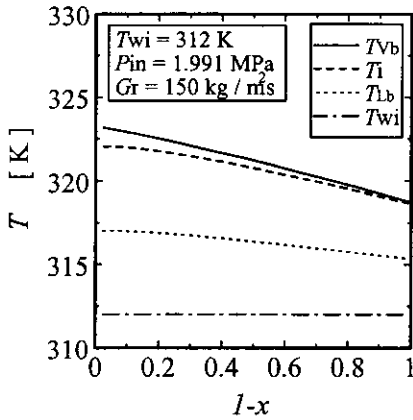
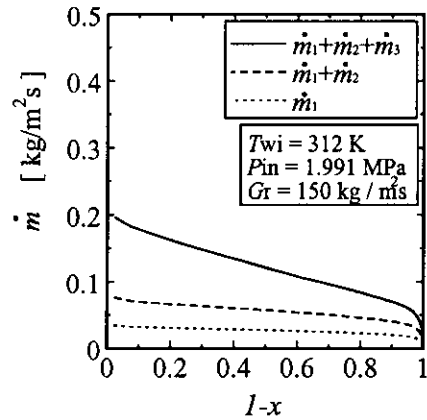


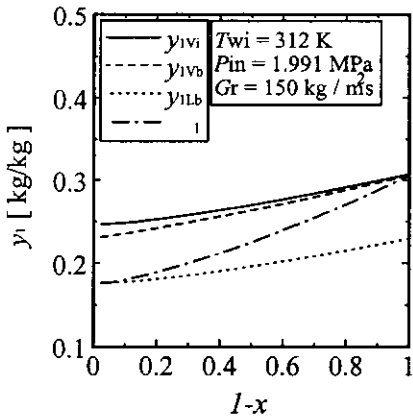
Fig. 2 Phase equilibrium diagram.



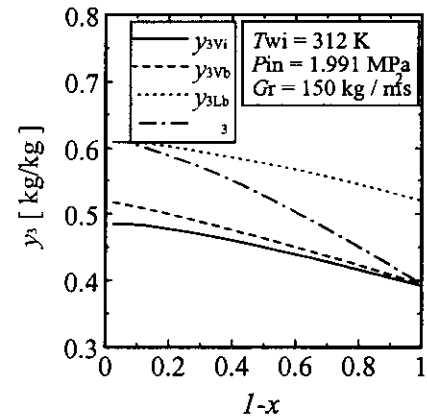
(a) Temperature distribution.



(b) Condensation mass flux.



(c) Mass fraction (HFC32).

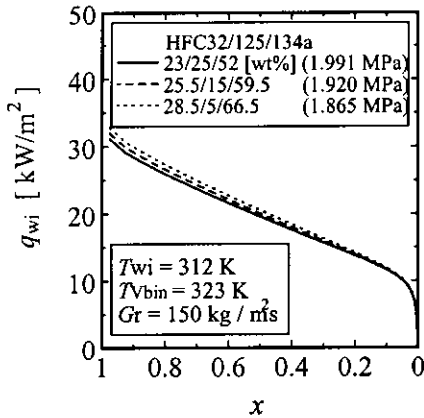


(d) Mass fraction (HFC134a).

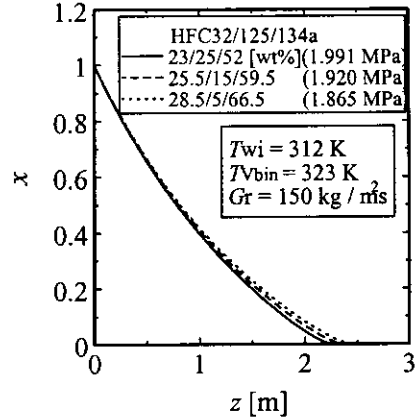
Fig. 3 Condensation characteristics of R407C at a constant wall temperature.

화증기와 평형을 유지하고 있는 포화액의 상태는 점 A'으로 표시된다. 반면, 점 B'는 질량분율이 점 A의 포화증기와 일치하는 포화액의 상태이고, 점 B는 점 B'의 포화액과 평형을 유지하고 있는 포화증기의 상태이다. T_{dew} 는 노점온도이고, T_{bub} 는 비등온도이다. 만약, 점 A로 표시된 체적질량분율 (y_{1Vbin} , y_{2Vbin} , y_{3Vbin})이 열역학적인 평형상태를 유지하면서 응축이 진행된다면, 체적증기와 체적액체의 상태는 선 AB과 선 A'B'을 각각 따라가면서 변한다. 하지만 실제상황에서는 상평형은 오직 기체-액체 경계면에서만 이루어지기 때문에 체적증기와 체적액체의 상태는 선 AB와 선 A'B'와는 다른 경로를 따라 움직이는 데 유의해야 한다.

Fig. 3은 $T_{wi}=312\text{ K}$, $P_{in}=1.991\text{ MPa}$ ($T_{vbin}=323\text{ K}$) 그리고 $Gr=150\text{ kg/(m}^2\text{s)}$ 일 경우의 온도 축방향 분포, 응축 질량유속, 질량분율을 보여주고 있다. Fig. 3(a)에서 체적증기 온도 T_{vb} , 기체-액체 경계면 온도 T_i 와 체적액체 온도 T_{lb} 가 냉매흐름방향으로 감소하고, 물질전달저항에 의한 온도차 ($T_{vb}-T_i$)는 그리 크지 않음을 알 수 있다. Fig. 3(b)에서는 각 성분의 응축 질량유속 (\dot{m}_1 , \dot{m}_2 , \dot{m}_3)이 하류로 갈수록 감소하는 것을 보여주고 있는데 이 중에 성분 3의 응축 질량유속의 감소가 제일 크다. Fig. 3(c)와 (d)에서는 성분 1의 질량분율(y_{1vb} , y_{1vi} , $y_{1lb}(=y_{1Li})$)의 값이 응축이 진행됨에 따라 증가하는 반면, 성분 3

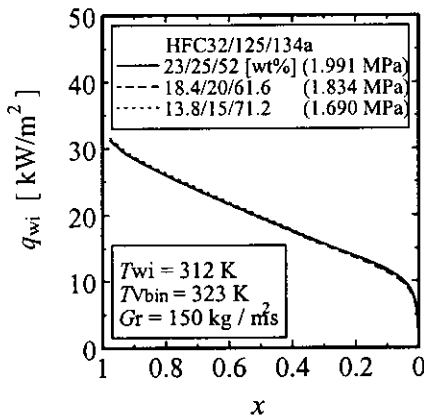


(a) Heat flux distribution.

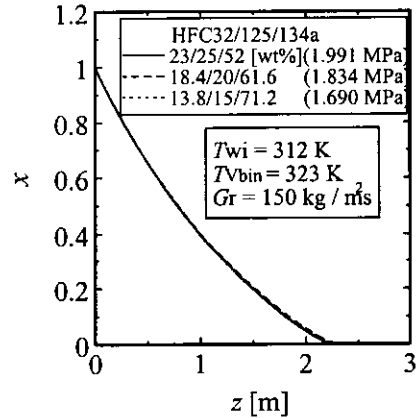


(b) Axial distribution of vapor quality.

Fig. 4 Effect of HFC125-composition on heat flux and quality.



(a) Heat flux distribution.



(b) Axial distribution of vapor quality.

Fig. 5 Effect of HFC32/125 leakage on heat flux and quality.

의 질량분율 (y_{3vb} , y_{3vi} , $y_{3Lb}(=y_{3Li})$)의 값은 감소하는 것을 보여주고 있다. 이는 성분 1(HFC32)이 응축이 진행될수록 농도가 진해지는 것을 의미하며, 성분 3(HFC134a)은 농도가 약해지는 것을 의미한다. 또한 \dot{m}_k 와 \dot{m} 의 비 ξ_k 가 응축 시작점에서의 y_{kLb} 와 동일하고 응축이 끝나는 영역에서는 y_{kvb} 에 근접하는 것을 나타낸다. 이는 응축 시작점에서는 기상영역에서의 물질전달이 지배적이고 응축이 진행되면서 기상영역에서의 물질전달보다 액상영역에서의 물질전달이 점점 증가함을 의미한다.

Fig. 4는 냉매의 성분비 변화에 대한 열전달 특성을 나타낸다. 응축기 입구에서의 냉매질량분

율은 성분 1(HFC32)과 성분 3(HFC134a)의 성분 비를 3 : 7로 유지하면서 성분 2(HFC125)의 비율을 성분 1과 성분 3의 합에 대해 33%, 17.6%, 5.3%로 변화시켰다. 성분 2가 감소함에 따라 열유속은 증가하고 있지만, 응축에 필요한 길이는 미미하게 증가한다. 이때 전체 열전달률을 나타내는 파선과 점선은 실선에 비해 각각 6%, 13% 증가한다.

Fig. 5는 R407C로부터 휘발성 성분 HFC32/HFC125의 누설효과에 따른 열전달 특성을 나타낸다. 본 예측계산에서는 성분 1(HFC32)과 성분 2(HFC125)의 비가 23 : 25로 유지되면서 성분 1, 성분 2가 20%, 40%의 누설이 발생한다고 가정하였다. 축 방향 열유속의 분포와 응축에 필요한

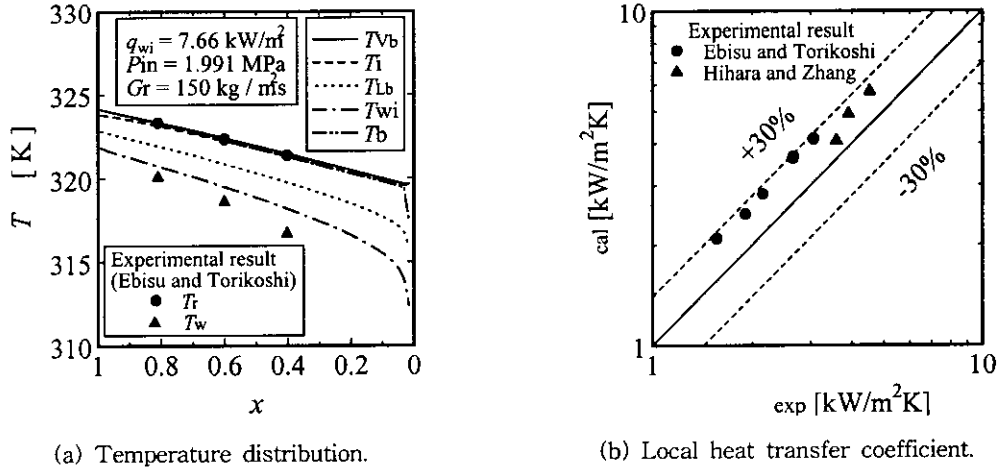


Fig. 6 Comparison between the predicted and experimental results.

길이는 휘발성 성분의 누설에 의해 영향을 거의 받지 않는 것을 알 수 있다.

Fig. 6은 3성분 혼합냉매(R407C)의 수평평활관 응축에 대한 Ebisu and Torikoshi,⁽⁵⁾ Hihara and Zhang⁽⁶⁾의 실험결과와 본 예측계산과의 비교이다. Ebisu and Torikoshi⁽⁵⁾은 외경 7 mm, 내경 6.4 mm의 수평평활관에서 열유속을 7.5 kW/m^2 로 일정하게 유지하면서 질량유속 $150 \sim 300 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 의 범위에서 실험을 수행하였다. Hihara and Zhang⁽⁶⁾은 외경 7 mm, 내경 5.8 mm의 수평평활관에서 열유속은 $2 \sim 25 \text{ kW/m}^2$, 냉매의 질량유속은 $150 \sim 420 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 의 범위에서 실험을 수행하였다. Fig. 6에서 벽면 온도분포에 대한 예측계산의 결과는 Ebisu and Torikoshi⁽⁵⁾의 실험치와 유사한 경향을 나타내고 있지만 열전달계수는 예측 계산치가 실험치보다 20~30% 높다. Hihara and Zhang⁽⁶⁾도 열전달계수의 예측치가 실험치보다 약 20% 높다. 이의 원인은 명확하지 않으나 정확한 원인은 좀더 정확한 열역학적인 물성치가 확립된 후에 판단하는 것이 좋으리라 사료된다.

4. 결 론

수평평활관내의 3성분 혼합냉매의 응축에 대한 예측방법을 몇 개의 신뢰성 있는 가정에 근거를 두고 개발하였다. 본 방법을 사용하여 HFC32/HFC125/HFC134a로 구성된 3성분 혼합냉매(R407C)에 대한 예측계산을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 응축시작점에서는 기상영역에서의 물질전달이 지배적이고 응축이 진행되면서 기상영역에서의 물질전달보다 액상영역에서의 물질전달이 점점 증가한다.

(2) HFC125의 농도가 감소함에 따라 열유속과 응축에 필요한 길이는 증가한다.

(3) HFC32와 HFC125의 휘발성 성분의 누설에 대해 열전달 특성은 거의 영향을 받지 않는다.

(4) 예측계산치와 실험치는 벽면온도분포에 대해서는 거의 일치하나 열전달계수는 계산치가 실험치보다 약 20~30% 높다. 이에 대한 논의는 좀더 정확한 물성치 값이 확립된 후에 논의토록 한다.

참고문헌

1. Sami, S. M., Schnotale, J. and Smale, J. G., 1992, Prediction of the Heat Transfer Characteristics of R22/R152a/R114 and R22/R152a/R124, ASHRAE Transactions, Vol. 98, Part 2, pp. 51-58.
2. Sami, S. M., Tulej, P. J. and Song, B., 1995, Study of Heat Refrigerant Mixtures Inside Air/Refrigerant-Enhanced Surface Tubing, ASHRAE Transactions, Vol. 101, Part 1, pp. 1402-1412.
3. Doerr, T. M., Eckels, S. J. and Pate, M. B., 1994, In-Tube Condensation Heat Transfer of Refrigerant Mixtures, ASHRAE Transac-

- tions, Vol. 100, Part 2, pp. 547-557.
4. Linton, J. W., Snelson, W. K., Triebe, A. R. and Hearty, P. F., 1994, Soft Optimization Test Results of R-32/R-125/R-134a (10%/70%/20%) Compared to R-502, ASHRAE Transactions, Vol. 100, Part 2, pp. 558-565.
 5. Ebisu, T. and Torikoshi, K., 1998, Heat Transfer Characteristics and Correlations for R-410A Flowing Inside a Horizontal Smooth Tube, ASHRAE Transactions, Vol. 104, Part 2, pp. 556-561.
 6. Hihara, E. and Zhang, L., 1998, Condensation Heat Transfer of Mixed Refrigerants Inside a Horizontal Tube, Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers (in Japanese), Vol. 64, No. 619, pp. 166-172.
 7. Koyama, S., Ishibashi, A. and Yu, J., 1996, A Prediction Model for Condensation of Binary Refrigerant Mixtures Inside a Horizontal Smooth Tube, Proceedings of The Third KSME-JSME Thermal Engineering Conference, Vol. 3, pp. 192-196.
 8. Haraguchi, H., Koyama, S. and Fujii, T., 1994, Condensation of Refrigerant HCFC 22, HFC 134a and HCFC 123 in a Horizontal Smooth Tube, Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers (in Japanese), Vol. 60, No. 574, pp. 245-252.
 9. Koyama, S., Yu, J. and Ishibashi, A., 1997, Condensation of Binary Refrigerant Mixtures in a Horizontal Smooth Tube, Proceedings of 45th Oji International Seminar, Hokkaido (in Japanese), pp. 239-245.
 10. Chilton, T. H. and Colburn, A. P., 1934, Mass transfer coefficients: Predictions from data on heat transfer and fluid friction, Ind. Eng. Chem., Vol. 26, No. 11, pp. 1183-1187.
 11. Smith, S. L., 1971, Void Fractions in Two-Phase Flow: A Correlation Based upon an Equal Velocity Head Model, Heat and Fluid Flow, Vol. 1, No. 1, pp. 22-39.
 12. McLinden, M. O., Klein, S. A., Lemon, E. W. and Peskin, A. P., 1998, NIST thermodynamic properties of refrigerants and refrigerant mixtures database (REFPROP), version 6.0.