

< 논문 >

티타늄 평활관 및 전열촉진관에서 R-134a 의 관외측 풀비등 열전달 특성에 대한 연구

허재혁* · 윤 린* · 김용찬† · 정진택** · 문영준**
 (2005 년 3 월 15 일 접수, 2005 년 6 월 9 일 심사완료)

Pool Boiling Heat Transfer Characteristics of R-134a in Titanium Horizontal Plain and Low Finned Tubes

Jae-Hyeok Heo, Rin Yun, Yongchan Kim, Jin-Taek Chung and Young-June Moon

Key Words : Low Finned Tube(낮은 핀관), Plain Tube(평활관), Pool Boiling Heat Transfer(풀비등 열전달), R-134a, Titanium Tube(티타늄관)

Abstract

Pool boiling heat transfer characteristics of R-134a were investigated in titanium plain and low finned tubes. The diameter of test tube was 15.88 mm and the fin density was 33 fpi. Tests were conducted at saturation temperatures of 20°C and 30°C. Heat fluxes varied from 5000 W/m² to 50,000 W/m² based on surface area of the plain tube. The pool boiling heat transfer coefficients of the titanium horizontal plain tube are lower than those of the copper plain tube by 8.2%. The boiling heat transfer coefficients of the low finned tube are averagely higher than those of the plain tubes by 34%. The average deviation of the Slipcevic correlation from the present data for the low finned tube is 20%.

기호설명

A	: 전열면적(m ²)
C_p	: 정압비열(kJ/Kg · K)
D	: 증발관 외경(m)
D_b	: 기포생성지름(m)
f_h	: 핀높이(m)
f_{pi}	: 핀밀도(fins per inch)
h	: 풀비등 열전달계수(W/m ² · K)
I	: 전류(A)
k	: 열전도도(W/m · K)
M	: 분자량(kg/kmol)
P_r	: 상대압력(reduced pressure)
q''	: 열유속(W/m ²)
\dot{q}	: 열량(W)

R_a	: 산술평균 표면거칠기(μm)
R_p	: 표면거칠기(μm)
R_{p-v}	: 산과 골의 최대거칠기(μm)
R_q	: 제곱평균 표면거칠기(μm)
T	: 온도
t_i	: 핀사이 간격(m)
r	: 반지름(m)
V	: 전압(V)

그리스문자

α	: 열확산계수(m ² /s)
ν	: 동점성계수(m ² /s)
ρ	: 밀도(kg/m ³)
σ	: 표면장력(N/m)
ϕ	: 열유속(W/m ²)
φ	: 촉진관의 평활관대비 표면적비

† 책임저자, 회원, 고려대학교 기계공학과
 E-mail : yongckim@korea.ac.kr
 TEL : (02)3290-3366 FAX : (02)921-5439

* 고려대학교 공학기술연구소

** 회원, 고려대학교 기계공학과

하첨자

c	: 특성길이
f	: 핀, 액체

nb : 핵비등
 s : 관표면
 sat : 포화
 i : 내부
 o : 외부, 참고값

1. 서 론

비등열전달(Boiling heat transfer)에 대한 연구는 평활관 및 열전달 촉진관에 이르기까지 열전달 성능을 정확히 예측할 수 있는 수준에 이르고 있다. 기존의 주요 연구 방향은 냉매와 표면 형상의 차이에 따른 열전달 특성이며, 물과 HFC(Hydro Fluoro Carbon) 냉매를 사용하여 3 차원 형상의 핀관에 대한 열전달 특성 연구가 주로 진행되었다. 이러한 연구의 대부분 열전달 특성이 매우 뛰어나고 가공성이 우수한 구리관에 집중되어 있다. 그러나 내식성과 강도 및 안정성(수명)이 보장되어야 하는 특수분야에서는 구리관보다는 스테인레스와 티타늄 등의 합금강을 선호하고 있다. 특히 초저온 유체의 기화설비(vaporizing equipment)에서는 관외측 열교환기의 재질로 티타늄이 적용되고 있다. 이러한 특수분야에서 적용되는 재질에 대한 비등열전달 성능에 관한 연구는 상대적으로 제한적이며, 최근 들어 현상을 규명하려는 노력이 진행되고 있다.

지난 80 여년 동안 풀비등(pool boiling) 열전달계수를 예측하기 위한 이론적 및 실험적 모델의 개발 및 임계열유속(critical heat flux)의 규명에 대한 연구는 꾸준히 진행되어 왔다. 기존의 연구들은 열유속과 포화온도, 그리고 작동유체의 열역학적 물성 등이 비등 열전달계수에 미치는 영향에 대해 심도 있게 진행되었고, 완성도 높은 상관식을 제시하는데 성공하였다. Rohsenow⁽¹⁾는 냉매와 표면상태에 따라 풀비등 열전달계수를 예측할 수 있는 상관식을 개발하였고, Forster and Zuber⁽²⁾는 기포의 반지름과 성장속도를 주요 인자로 상관식을 개발하였다. Stephan and Abdelsalam⁽³⁾은 여러 종류의 냉매에 대하여 통계적인 해석방법을 적용하여 정확한 상관식을 제시하는데 성공하였다. Cooper⁽⁴⁾는 압력비를 주요 인자로 하고, 표면거칠기를 변수로 적용하면서 보다 정확한 상관식을 제시하였다. Gorenflo et al.⁽⁵⁾은 새로운 접근방법을 적용하여 예측상관식을 개발하였다.

열전달 촉진관에 대해서는 3 차원 핀관의 상용화가 이루어지면서 여러 냉매에 대해 열전달 향상 정도를 예측하기 위한 실험이 진행되었다. Webb and Pain⁽⁶⁾의 평활관, 낮은 핀관(low finned

tube), 3 차원 촉진관(Gewa TX19, Gewa SE, Turbo-B)에 대한 실험이 대표적인 연구이다. Jung et al.⁽⁷⁾은 대체냉매로 부각되고 있는 여러 냉매에 대해 낮은 핀관, Turbo-B, Thermoexcel-E 관을 적용하여 실험을 수행하였다. 두 경우 모두 대부분의 냉매에 대해서 Turbo-B 의 성능이 가장 우수한 것으로 보고하였다.

최근에는 재질의 열역학적 특성과 표면상태가 비등열전달에 미치는 영향에 대한 연구가 이어지면서 비등현상을 보다 미시적인 관점에서 해석되고 있다. 주요 인자는 재질의 열전도도, 두께, 표면거칠기, 표면의 미세형상 등이다. 특히 표면거칠기는 비등열전달 특성의 주요 인자로 부각되면서 여러 연구가 진행중이다. Barthau and Hahne⁽⁸⁾는 R-134a 를 적용하여 스테인레스강관의 풀비등 열전달계수 측정하였으며, 기존의 구리관에 비해 25-50% 낮은 열전달계수를 나타낸다고 보고하였다. 또한, Berenson⁽⁹⁾의 연구결과에 따르면 표면의 거칠기를 $R_a=0.05 \mu\text{m}$ 에서부터 증가시킬 때 최대 600%까지 열전달계수가 상승하거나 감소할 수 있으며, 거칠기의 R_a 값이 $0.76 \mu\text{m}$ 이상이 되면 더 이상의 거칠기 증가는 열전달계수에 영향을 주지 못한다. 일반적인 상용관의 경우 표면에 특별한 처리를 하지 않은 상태는 R_a 값이 $0.38-0.95 \mu\text{m}$ 에 이르며 표면에 다듬질처리를 한 경우와 비교할 때 열전달계수는 1.4-1.9 배 정도 높다. 그러나 아직까지 이러한 현상을 일반화시키기에는 실험 데이터가 부족하므로 다양한 재질과 냉매, 표면 조건에 대한 열전달 데이터의 확보와 기존 열전달 상관식의 검증 및 새로운 상관식의 개발이 요구된다.

본 연구에서는 구리와 티타늄 평활관에 대한 비등열전달 실험을 통해 재질 및 표면의 상태가 열전달 성능에 미치는 영향을 살펴보고자 한다. 또한, 티타늄에 대해 2 차원 낮은 핀관을 적용한 경우 평활관 대비 열전달 향상 정도를 규명하고, 낮은 핀관에 대한 기존 상관식의 적합성 여부를 검토하고자 한다.

2. 실험장치 및 방법

2.1 실험장치

Fig. 1 에 나타난 바와 같이 관외측 풀비등 열전달 성능을 측정하기 위한 실험장치는 크게 시험부, 응축회로부 및 증발회로부로 구성하였다. 시험부는 원통형 스테인레스(SUS 304) 셸로 제작하였으며, 셸의 상단에는 응축부가 하단에는 증발부가 각각 위치한다. 셸의 좌우에는 풀비등 현상을

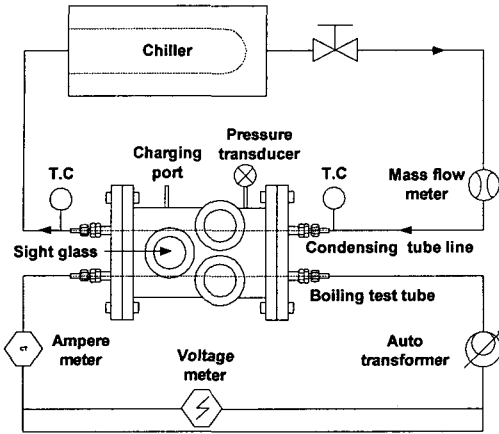


Fig. 1 Schematic diagram of the test setup

관찰할 수 있도록 가시화 창 6 개를 장착하였다. 외기온도의 영향을 차단하기 위하여 시험부 전체를 단열하고, 외기온도를 시험부 내부의 포화온도와 동일하도록 조절하였다.

셀 내의 응축부에서 기체상의 작동유체는 응축되어 증발부로 떨어지게 되고, 증발부에서는 다시 기체로 증발되어 셀 내에서 순환하게 된다. 셀 내 응축부의 응축열량과 증발부의 증발열량은 열평형을 유지하도록 열량을 조절하였다. 응축회로부는 칠러 및 온도조절기를 이용하여 6 개의 응축배관으로 구성된 응축부 입구에서 온도 및 유량을 조절하였다. 증발회로부는 증발튜브 내부에 히터를 설치하고 전압조정기를 이용하여 용량을 조절하였다.

증발부의 히터에 공급된 전력은 전압계와 전류계를 사용하여 측정하였다. 관외측 비등열전달은 표면상태에 민감하고, 축진관 실험의 경우 온도의 직접측정이 불가능하므로 Fig. 2 에 나타낸 바와 같이 관내부의 온도를 측정하여 시험부 표면의 온도를 계산하였다. 풀비등 시험부는 구리봉을 정밀 가공하여 카트리지 히터를 구리봉 내부에 삽입하고, 구리봉 표면에는 1 mm × 1.2 mm 의 열전대 홀을 상하좌우로 가공하였다. 각각의 열전대는 납땀을 통해 구리봉에 부착하였고, 봉과 시험관 사이의 간격은 0.1 mm 로 가공하였다. 카트리지 히터-구리봉-증발관 사이의 틈 사이는 열전도 성능이 우수한 thermal compound 로 완전히 채워 열흐름을 원활하도록 하였다. 구리봉 표면의 열전대 위치에서 시험튜브 표면까지의 열전도계수는 축진관 및 평활관의 일부 시험부 표면 일부를 매끄럽게 가공한 후 표면에 열전대를 부착하여 그 온도차와 히터열량을 통해 계산하였다. 열전대의

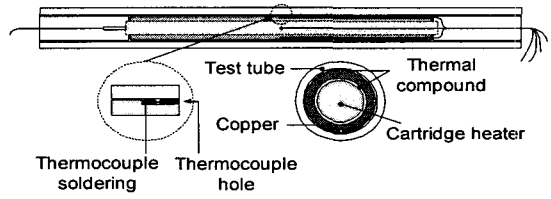


Fig. 2 Details of the boiling test tube

Table 1 Specifications of test tubes

	Copper plain	Titanium plain	Titanium low fin
O.D(mm)	15.88	15.88	15.88
I.D(mm)	13.75	13.46	12.7
Fins/inch	-	-	33
Fin height(mm)	-	-	0.54
Manufacturer	Tae Kwang	T.N.Z	Hyundai KiGong

Table 2 Comparison of surface roughness

Tubes	Surface roughness parameters (μm)		
	R _q	R _a	R _{p-v}
Copper plain	0.678	0.582	4.95
Titanium plain	0.621	0.504	3.98

오차율을 줄이기 위해 보정실험을 실시하였으며, 온도의 오차는 ±0.1℃ 이내로 만족하였다.

Table 1 은 시험관의 사양을 나타내고 있다. 평활관의 경우 상용튜브를 사용하였고, 축진관은 전문 가공업체에 의뢰하여 낮은 핀관을 제작하여 사용하였다. 풀비등 시험에서는 표면거칠기가 중요한 인자이므로 AFM(Atomic Force Microscope) 장비로 표면거칠기를 측정하였다. 구리관과 티타늄 평활관의 표면거칠기를 Table 2 에 나타내었다.

2.2 실험조건 및 결과 처리

작동유체는 HFC 계 냉매인 R-134a 를 사용하였다. 시험부에서 냉매 포화온도는 20℃ 와 30℃ 로 유지하여 포화압력에 따른 열전달계수의 변화를 살펴볼 수 있도록 하였다. 시험부의 포화온도는 실험 중에는 일정하게 유지되어야 하며, 시험관 내에 삽입된 카트리지 히터용량과 부동액의 응축부 유입온도의 조절을 통하여 이를 제어하였다.

관외측 풀비등 열전달계수는 식 (1)을 이용하여 계산할 수 있다. 이 때의 h 는 증발관 중앙에서의 평균 열전달계수이며, 열유속과 관 표면온도, 냉매 포화온도를 측정하여 계산하였다. 열유속은 히터의 용량을 직접 제어하므로 별도의 계산 없이 측정이 가능하며, 시험부의 외부 표면온도는 식 (2)의 저항계산을 통해 간접적으로 측정하였다. 축진관의 열전달계수는 평활관과의 열전달 성능비교를 위하여 핀을 포함한 실제 면적을 사용하여 계산하였다.

$$q'' = h(T_{s,o} - T_{sat}) = I \cdot V / A_s \quad (1)$$

$$T_{s,i} - T_{s,o} = \frac{\dot{q}}{2\pi L} \left(\frac{\ln(r_o / r_i)}{k} \right) \quad (2)$$

$$h = f(\dot{q}, (T_{s,i} - T_{s,o}), k) \quad (3)$$

실험의 불확실도 해석을 위해 Moffat⁽¹⁰⁾이 제안한 방법을 사용하였다. 열전달계수의 불확실도는 식 (3)을 통해 알 수 있듯이 열량측정, 온도측정, 열전도계수 계산에 의한 불확실도의 세 항목으로 정리될 수 있다. 열량측정의 불확실도는 0.5% 미만이며, 저열유속 영역에서는 온도측정의 불확실도가 크고, 고열유속에서는 식 (2)에 의한 불확실도가 우세한 것으로 확인되었다. 모든 영향을 고려한 열전달계수의 불확실도는 구리관의 경우 평균 3.4%로 예측되었으며, 티타늄에서는 평균 6.5%로 예상되었다.

3. 실험 결과 및 고찰

3.1 평활관 실험 결과

본 연구에서 적용한 실험장치 및 방법의 타당성을 검증하기 위하여 기존에 많은 연구가 진행되어 열전달계수를 예측할 수 있는 상관식이 개발되어 있는 구리재질의 수평관에 대한 실험을 수행하였다. Figs. 3 과 4는 각각 포화온도 20℃ 및 30℃ 조건에서 측정된 구리 평활관의 풀비등 열전달계수를 기존 열전달계수 예측모델(Table 3)과 비교하여 나타내었다. 구리 평활관에 대한 실험결과와 Cooper,⁽⁴⁾ Gorenflo et al.,⁽⁵⁾ Jung et al.⁽⁷⁾ 모델의 예측치와의 차이를 절대값으로 환산하여 평균한 결과 포화온도 20℃에서는 각각 4.9%, 7.2%, 5.6%로 서로 잘 일치하는 결과를 얻었다.

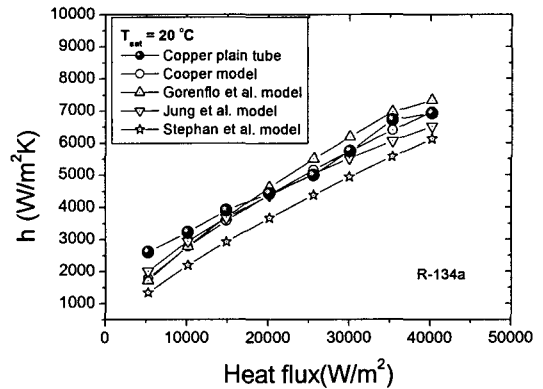


Fig. 3 Comparison of the measured HTC with the predictions using the representative models for the copper plain tube at a saturation temperature of 20℃

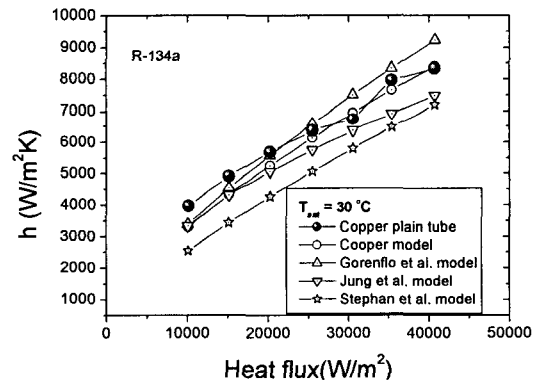


Fig. 4 Comparison of the measured HTC with the predictions using the representative models for the copper plain tube at a saturation temperature of 30℃

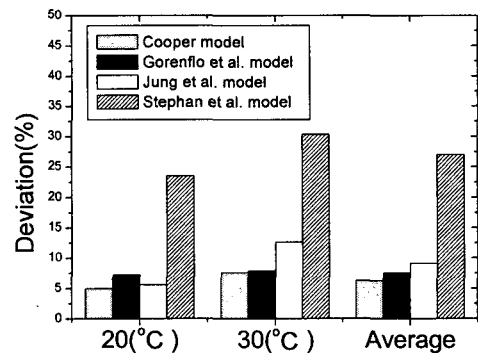


Fig. 5 Deviations between measured and predicted data using the representative models

각각의 모델은 포화온도 30°C에서는 7.6%, 7.9%, 12.6%의 오차로 비교적 서로 일치하는 결과를 나타냈다. 하지만, Stephan and Abdelsalam⁽³⁾ 모델은 20°C와 30°C에서 각각 23.6% 및 30.4%의 상대적으로 큰 오차를 나타내었다. 이러한 결과를 Fig. 5에 나타냈다. 이상의 결과를 종합하여 볼 때, 본 실험결과는 기존 연구결과와 일치하는 결과를 얻고 있다고 판단할 수 있으므로, 동일한 방법으로 티타늄 평활관에 대한 실험을 수행하였다.

Figs. 6 과 7은 각각 포화온도 20°C 및 30°C 조건에서 티타늄 평활관에 대한 실험결과를 구리 평활관 및 Cooper⁽⁴⁾ 및 Gorenflo et al.⁽⁵⁾ 모델의 예측치와 비교하여 나타내고 있다. 티타늄 평활관의 풀비등 열전달계수는 포화온도 20°C에서는 구리관에 비해 평균 8.2% 낮게 나타났으며, Cooper 와 Gorenflo et al. 모델에 비해서는 각각 0.3%, 12.7% 낮게 나타났다. 포화온도 30°C에서는 티타늄관의 열전달계수는 구리관에 비해 8.6% 낮고, Cooper 와 Gorenflo et al. 모델에 비해서는 0.6%, 13.2% 낮게 나타났다.

Table 3 Representative models for pool boiling heat transfer in copper plain tubes

Reference	Model
Copper ⁽⁴⁾	$h = (1.7) \cdot 55 P_r^{0.12-0.4343 \ln R_q} (-0.4343 \ln P_r)^{-0.55} M^{-0.5} \phi^{0.67}$
Gorenflo et al. ⁽⁵⁾	$h = h_o F_{PF} \left(\frac{\phi}{\phi_o} \right)^{nf} \left(\frac{R_p}{R_{po}} \right)^{0.133}$ $F_{PF} = 1.2 P_r^{0.27} + 2.5 P_r + \frac{P_r}{1 - P_r}$ $nf = 0.9 - 0.3 P_r^{0.3}$
Jung et al. ⁽⁷⁾	$h = 10 \frac{k_f}{D_o} \left[\frac{(q/A) D_b}{k_f T_{sat}} \right]^{51} P_r^{0.1} (1 - T_r)^{-1.4} \left(\frac{\nu_f}{\alpha_f} \right)^{-0.25}$ $c_1 = 0.855 \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.309} \cdot P_r^{-0.0437}$ $D_b = 0.0146 \beta \left(\frac{2\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)} \right)^{0.5}$
Stephan and Abdelsalam ⁽³⁾	$h = 207 \frac{k_f}{B_d} \left(\frac{\dot{q} B_d}{k_f T_{sat}} \right)^{0.745} \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.581} \cdot P_r^{0.533}$

풀비등 열전달에 영향을 미치는 주요 인자는 표면거칠기와 재질의 특성이다. 실험에 사용한 구리 평활관과 티타늄 평활관의 표면거칠기는 Table 2에 나타낸 바와 같이 각각 $R_q=0.678 \mu m$ 및 $R_q=0.621 \mu m$ 이다. 일반적으로 $R_q=0.76 \mu m$ 이내에서는 표면거칠기의 증가에 따라 열전달계수가 증가하고, 본 실험결과 역시 이를 잘 반영하고 있다. 표면거칠기가 좀더 거친 구리관에 비해 티타늄 평활관의 풀비등 열전달계수는 20°C 및 30°C에서 모두 8% 정도 작은 값을 나타내고 있다.

재질의 특성은 튜브 표면에서 기포가 발생할 수 있는 잠재 영역이 매우 제한적일 때 풀비등 열전달의 주요 인자가 될 수 있다. 그러나 이러한 특

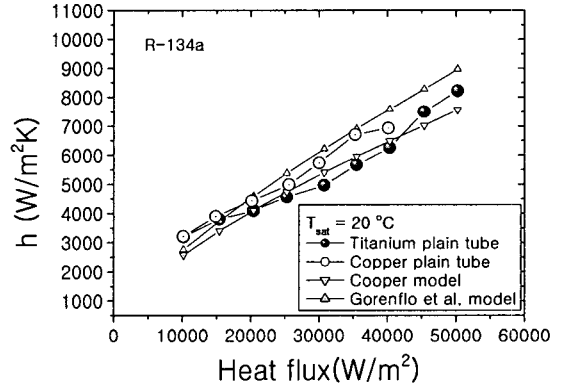


Fig. 6 Comparison of the HTC of the copper and titanium plain tube with the predictions of the Cooper and the Gorenflo model at a saturation temperature of 20°C

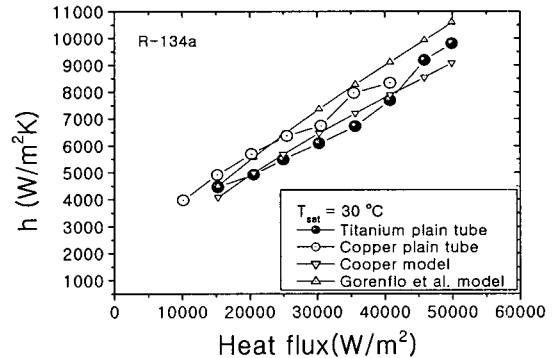


Fig. 7 Comparison of the HTC of the copper and titanium plain tube with the predictions of the Cooper and the Gorenflo model at a saturation temperature of 30°C

성은 주로 표면거칠기가 상당히 낮은 매끄러운 표면에서 두드러지게 나타나며, 본 실험의 경우와 같이 비교적 거친 표면에서는 열전달계수에 미치는 영향이 작은 것으로 알려져 있다. 본 실험결과도 이러한 경향을 잘 나타내고 있다.

기존 상관식과의 비교는 구리 평활관에서의 결과와 마찬가지로 Cooper 모델이 실험결과를 가장 정확하게 예측하고 있으며, 절대값으로 비교한 평균 오차율은 Cooper와 Gorenflo et al. 모델이 각각 5%와 13.2%이다. 두 가지 모델 모두 표면거칠기 인자를 상관식에 포함하고 있으며, 실제 측정된 티타늄 평활관의 표면거칠기를 적용하여 계산하였다.

3.2 촉진관 실험 결과

티타늄관에 33 fpi의 낮은 핀을 가공하여 전열 촉진관에 대한 풀비등 열전달계수를 측정하였다. Fig. 8은 포화온도 20°C 및 30°C에서 측정한 티타늄 낮은 핀관의 열전달계수를 티타늄 평활관의 결과와 비교한 것이다. 포화온도 20°C에서는 동일한 열유속 구간에서 평활관에 비해 열전달계수가 42% 향상되었으며, 30°C에서는 25%의 성능향상을 나타냈다. 전열촉진관의 열전달계수가 평활관에 비해 큰 이유는 촉진관 가공과정에서 보다 거친 표면이 형성되어 핀의 끝부분에서 기포생성이 증가했기 때문이다.⁽¹¹⁾ 또한, 온도조건에 따라 열전달계수의 향상정도가 다른 이유는 평활관일 때 포화온도의 증가에 따른 열전달계수 변화가 촉진관에 비해 민감했기 때문이다. 평활관의 경우에 포화온도가 상승하면 표면장력의 감소로 인한 기포형성촉진으로 열전달계수가 상승하게 된다. 촉진관의 경우에 표면거칠기에 따른 열전달계수의 변화가 증발온도의 변화에 따른 열전달계수 변화에 비해 매우 크며 이로 인해 온도조건에 따라 열전달계수의 향상정도가 다르게 나타나고 있다. 평활관의 경우보다 촉진관일 때 기포의 발생이 촉진되며 이러한 활성요소에 의해 증발온도의 변화가 열전달에 미치는 영향이 줄어드는 것으로 판단할 수 있다. 촉진관 실험의 경우 표면면적 증가로 인한 열유속의 감소로 인해 20000 W/m² 이상에서는 실험을 수행하지 못했으나, 동관 핀튜브의 실험결과를 살펴볼 때⁽¹¹⁾ 열유속의 증가에 따라 점차 평활관의 풀비등 열전달계수에 접근할 것으로 생각된다. 평활관과 촉진관에서 동일한 열량조건에서 실험을 수행하였으나 열유속 계산시 핀을 포함한 면적으로 계산하여 평활관에 비해 상대적으로 낮은 열유속 분포를 보이고 있다.

Fig. 9는 티타늄 낮은 핀관에 대한 풀비등 열전달계수를 Slipcevic 모델과⁽¹²⁾ 비교하였다. Slipcevic 모델은 전열촉진관과 평활관의 풀비등 열전달계수가 $q'' = 10^5 \text{ W/m}^2$, 그리고 $P_f = 0.03$ 일 때 서로 같아진다는 실험결과를 바탕으로 개발되었다. Slipcevic 모델은 식 (4)~(8)에 주어져 있다. 이 때, q'' 는 촉진관의 실제 표면적으로 계산하며, R-134a의 $h_{of} = 4500 \text{ W/m}^2\text{K}$ 이다. Slipcevic 모델은 실험결과에 비하여 포화온도 20°C 및 30°C 조건에서 각각 25% 및 15% 하향 예측하였다. Slipcevic 모델은 아직 다양한 냉매와 여러 형상의 낮은 핀관에 대하여 검증이 이루어지지 않았으나, 전열촉진관에 적용 가능한 모델이 극히 제한되어 있으므로 매우 중요한 의미가 있다.

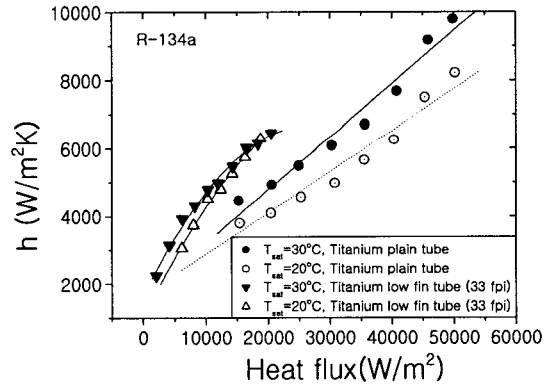


Fig. 8 Comparison of the HTC of the titanium plain tube with those of the enhanced tubes

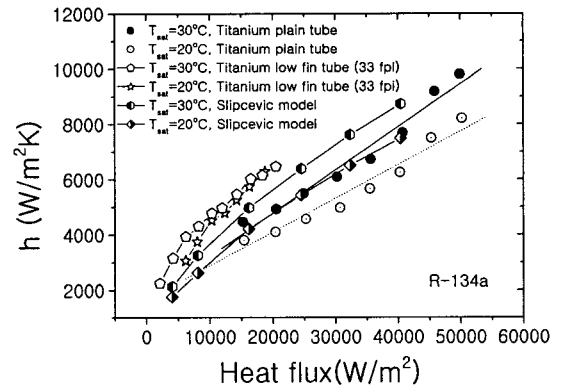


Fig. 9 Comparison of the measured HTCs with those of the Slipcevic model

$$h/h_{of} = F_f(q''/20,000)^{n_f} \quad (4)$$

$$F = 1.2P_r^{0.27} + 2.5P_r + \frac{P_r}{1-P_r} \quad (5)$$

$$F_f = F(P_r/\sqrt{\phi}) \quad (6)$$

$$n = 0.9 - 0.3P_r^{0.3} \quad (7)$$

$$n_f = n(P_r) - 0.1f_h/t_l \quad (8)$$

4. 결론

(1) 티타늄 평활관에 대한 관외측 풀비등 열전달계수는 구리 평활관에 비해 8.2% 낮게 나타났으며, 이는 상대적으로 매끈한 표면거칠기 때문이다.

(2) 티타늄 낮은 핀관에 대한 관외측 풀비등 열전달계수는 티타늄 평활관에 비해 평균 34% 높게 나타났으며, 포화온도가 낮을수록 열전달계수의 향상 폭이 크게 나타났다.

(3) Slipcevic 상관식은 티타늄 전열촉진관의 풀비등 열전달계수를 평균오차 20%로 예측하였다.

후 기

이 논문은 2004년도 한국학술진흥재단(KRF-2004-042-D00023) 및 한국가스공사 연구개발원의 지원에 의하여 수행되었으며, 이에 감사 드린다.

참고문헌

- (1) Rohsenow, W. M., 1952, "Method of Correlating Heat Transfer Data for Surface Boiling of Liquids," *Trans. ASME*, Vol. 74, pp. 969-975.
- (2) Forster, H. K. and Zuber, N., 1955, "Bubble Dynamics and Boiling Heat Transfer," *AIChE J.*, Vol. 2, p. 532.
- (3) Staphan, K. and Abdelsalam, M., 1980, "Heat Transfer Correlations for Natural Convection Boiling," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 23, pp. 73-87.
- (4) Cooper, M. G., 1984, "Heat Flow Rates in Saturated Nucleate Pool Boiling—a Wide-Ranging Examination Using Reduced Properties," *Advances in Heat Transfer*, Academic Press, Orlando, Vol. 16, pp. 157-239.
- (5) Gorenflo, D., Sokol, P. and Caplanis, S., 1990, "Pool Boiling Heat Transfer from Single Plain Tubes to Various Hydrocarbons," *Int. J. Refrigeration*, Vol. 13, pp. 286-292.
- (6) Webb, R. L. and Pain, C., 1992, "Nucleate Pool Boiling Data for Five Refrigerants on Plain, Integral-fin and Enhanced Tube Geometries," *Int. J. Heat and Mass Transfer*, Vol. 35, No. 8, pp. 1893-1904.
- (7) Jung, D., An, K. and Park, J., 2004, "Nucleate Boiling Heat Transfer Coefficients of HCFC22, HFC134a, HFC125, and HFC32 on Various Enhanced Tubes," *Int. J. Refrigeration*, Vol. 27, pp. 202-206.
- (8) Barthau, G. and Hahne, E., 2004, "Experimental Study of Pool Boiling of R134a on a Stainless Steel Tube," *Int. J. Heat and Fluid Flow*, Vol. 25, pp. 305-312.
- (9) Berenson, P. J., 1962, "Experiments on Pool-Boiling Heat Transfer," *Int. J. Heat and Mass transfer*, Vol. 5, pp. 985-999.
- (10) Moffat, R. J., 1985, "Using Uncertainty Analysis in the Planning of an Experiment," *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 107, pp. 173-178.
- (11) Hübner, P. and Künstler Wolfgang, 1997, "Pool Boiling Heat Transfer at Finned Tube: Influence of Surface Roughness and Shape of the Fins," *Int. J. Refrigeration*, Vol. 20, No. 8, pp. 575-582.
- (12) Slipcevic, 1992, "Finned Tubes and Tubes with Artificial Nucleation Sites," *VDI Heat Atlas*, VDI-Verlag, Dusseldorf, Germany, Ha 4-Ha-15.