

〈論 文〉

강제대류 아냉각비등에서 급격한 기포발생점의 예측

이상천* · 남상철**

(1993년 8월 28일 접수)

Prediction of the Onset of Significant Void in Forced-Convection Subcooled Boiling

Sang Chun Lee and Sang Chul Nam

Key Words : Onset of Significant Void(급격한 기포발생점), Forced-Convection(강제대류) Subcooled Boiling(아냉각비등), Downflow(하향유동), Comparison(비교)

Abstract

A model to predict the onset of significant void (OSV) in vertical flow between parallel plates has been developed. The model was compared to the experimental data of Whittle and Forgan (1967) and Dougherty et al. (1990), showing excellent agreement. The model was also compared with the Saha-Zuber (1974) correlation, which has been widely used in computer codes for nuclear safety analysis. The present theory is more conservative than this correlation, and further shows that, contrary to this correlation, the Stanton number is not solely related to the Peclet number. This may explain the large error margins required for the Saha-Zuber correlation, and also the scatter beyond the error margins specified by the authors. The steady-state OSV heat fluxes for equal and unequal heating cases between parallel plates were compared. The arithmetic mean of heat fluxes for unequal heating cases is less than the heat flux for equal heating cases. The result may imply that OSV is controlled by local thermal parameters rather than bulk parameters.

기 호 설 명

c_p : 비열 (J/kg K)	q : 열유속 (W/m ²)
D : 직경 (m)	R : 반경 (m)
D_h : 수력직경 (m)	Re : 레이놀즈수
G : 질량속도 (kg/m ² s)	St : 스타튼수
H : 벽면과 관중심선 사이의 거리 (m)	T : 온도 (K)
k : 열전도율 (W/mk)	T_i : 입구온도 (K)
L : 관 길이 (m)	u : X방향의 유속 (m/s)
Nu : 뉴셀트수	u_m : X방향의 평균유속 (m/s)
Pe : 페크리수	u^* : 마찰속도 (m/s)
Pr : 프란틀수	
Pr_i : 난류 프란틀수	

그리스 문자

α : 역확산율 (m ² /s)
ϵ_H : 와열확산율 (m ² /s)
ϵ_M : 와점성계수 (m ² /s)

*정회원, 영남대학교 기계공학과

**정회원, 영남대학교 기계공학과 대학원

ν : 동점성계수 (m^2/s)
 ρ : 밀도 (kg/m^3)
 σ : 표면장력 (N/m)

하첨자

B : 부력
 b : 기포
 D : 항력
 f : 액상
 g : 기상
 i : Y방향의 i 번째 절점
 S : 표면장력
 sat : 무차원

상첨자

* : 무차원
 $+$: 무차원

1. 서 론

가열 비등관내에서 2상 압력손실이 관 입출구의 압력차이를 초과할 때 레디네그 불안정 (leddineg instability)이라고 불리는 유동의 불안정 현상이 발생할 수 있다.⁽¹⁾ 이 결과, 유량의 갑작스런 감소를 초래하여 관내에 급격한 기포의 발생을 야기시킨다. 이로 인하여 관벽면이 과열되고 더 나아가 매우 위험한 Burnout 상태에 도달할 수도 있다. 이러한 유동의 불안정성은 시스템의 작동상태가 압력강하-유량의 특성곡선에서 최소점에 이를 때 발생할 수 있으며 따라서 이 점을 유동 불안정 시작점 (onset of flow instability ; OFI)이라 부르고 있다. 실험결과에 따르면 압력경계조건으로 주어진 장치내에서는 OFI가 발생되기 직전에 급격한 기포의 발생점 (onset of significant void ; OSV)이 항상 관찰된다고 보고되어 있다.^(2,3) 그 이유는 2상 유동 밀도의 갑작스런 감소로 인하여 마찰 및 가속효과에 의한 압력구배가 급격히 증가하기 때문이다. 따라서 OSV는 OFI의 예측수단으로 관심의 대상이 되어 왔으며 이에 관한 연구가 최근에 많이 진행되고 있다.

OSV의 예측에 관한 연구는 1960년대부터 이루어져 왔으며 비등의 기초현상으로 관심을 끌어왔다. OSV예측에 관한 해석적 모델은 Levy,⁽⁴⁾

Staub⁽⁵⁾ 그리고 Rogers 등⁽⁶⁾에서 찾을 수 있으며, 그 밖에 다수의 실험식들이 발표되었는데 이들은 Lee 등⁽⁷⁾에 상세하게 설명되어 있다. 최근에 들어와서는 원자력 발전시스템의 안전성 해석과 관련하여 OSV에 대한 관심이 고조되고 있다. 즉, 냉각재 유출사고시 급작스런 감압으로 downcomer내에서 발생할 수 있는 과도상태의 핵비등, OSV 및 OFI에 관한 예측모델이 확립되어야 이에 관한 해석 코드를 개발할 수 있기 때문이다.

본 연구에서는 정상상태 하향 비등유동에 대한 OSV 예측모델을 개발하고자 한다. 본 모델은 작동압력, 압력강하 및 관입구 액상온도가 주어질 때 OSV를 야기시키는 열유속을 결정하기 위한 것이다. 본 모델은 수직 평행평판내 하향유동을 대상으로 개발되나 경우에 따라 다른 형태의 관에 적용이 가능하다. 본 연구에서는 평행 평판양측에 가열되는 열유속이 동일한 경우와 상이한 경우로 나누어 계산하였으며 이에 따른 결과를 제시할 예정이다. 본 모델에 의하여 예측된 OSV 열유속을 다양한 조건의 실험자료와 비교하여 본 모델의 정당성을 입증할 것이다. 또 본 모델은 현재 원자력 안전해석 코드에 이용되고 있는 Saha-Zuber 상관식⁽⁸⁾과의 직접 비교를 통하여 이 상관식의 문제점 및 한계를 토의할 예정이다.

2. OSV 예측 모델의 개발

2.1 모델 개발의 기본 개념

일반적으로 강제대류 비등에서의 OSV는 부분비등 (partial boiling)에서 완전확립비등 (fully-developed boiling)으로의 천이점으로 간주되고 있다.⁽⁹⁾ 부분비등에서는 발생된 기포가 벽면에 흩어져서 부착되어 있는데 완전확립비등으로 천이가 이루어지면 벽면에서 기포들의 급격한 이탈이 관찰된다. 따라서 본 모델에서는 발생된 증기 기포가 유동의 열수력학적 조건에 따라 벽면을 이탈하는 시점을 OSV로 간주하였다. OSV 발생에 대한 이러한 기본 개념은 Levy⁽⁴⁾, Staub⁽⁵⁾과 Roger 등⁽⁶⁾이 제안한 기본 개념과 근본적으로 유사하다. 그러나 액상온도분포를 구하는 과정에서 본 모델은 운동방정식과 에너지방정식의 수치해를 이용하는데 비하여 앞에서 언급한 모델들에서는 단순히 Martinelli⁽¹⁰⁾가 구한 1차원 열전달식에서 나온 결과를 사용하였다.

본 모델에서는 증기기포가 벽면에서 유리되기 위

한 조건으로 다음의 2가지 사항을 고려하였다. 첫째는 수력학적인 조건으로 기포를 벽면에서 이탈시키려는 힘이 기포를 벽면에 붙잡아 두려는 힘보다 커야 한다는 사실이다. 둘째는 열적인 조건으로 기포가 벽면에서 유리될 때 기포의 끝점 온도는 최소한 포화온도에 이르러야 한다는 점이다. 이 두가지 조건은 기포가 벽면에서 유리되기 위한 충분조건을 나타낸 것이다. 이 가운데 열적조건은 성장된 기포가 유리되기 위하여 관 중심부에 흐르는 액상과의 접촉에 의한 국부응축이 억제되어야 한다는 사실을 의미하고 있다.

강제대류 비등유동의 경우, 관벽에서 발생된 기포에 작용하는 힘 가운데 주요한 것으로는 항력(drag force), 표면장력(surface tension force), 부력(buoyancy force)이 있다. 이들 외에도 액체 관성력(liquid inertia force), 양력(lift force), excess pressure force, thermocapillary force 등이 있으나 특별한 경우를 제외하고는 이들의 크기는 무시할 만큼 작다.⁽¹¹⁾ 이들 힘에 관한 상세한 사항은 Lee 등⁽¹²⁾에 설명되어 있다. 따라서 본 모델에서는 기포에 작용하는 힘으로 항력, 표면장력, 부력의 3가지만을 고려하였다.

본 모델에서 기포의 끝점온도는 관 중심부에 흐르는 액상의 온도분포에서 구하였다. 이것은 관 중심부에 흐르는 액상의 속도 및 온도분포는 매우 얇은 기포층의 형성에 거의 영향을 받지 않을 것이라는 가정하에 이루어졌다. 그리고 액상 온도분포는 운동량 방정식과 에너지 방정식에서 직접 구하였으며, 이 경우 유동이 수력학적으로는 완전확립, 열적으로는 확립중이라고 가정하였다. 이것은 기존의 모델들이 열적으로 완전확립된 조건에 대한 액상온도분포를 사용한 점과 다르다. 또한 벽면온도를 계산하기 위하여 기존의 모델들은 대류열전달계수에 관한 Dittus-Boelter식⁽¹³⁾을 이용하였으나 본 모델에서는 에너지방정식의 해를 통하여 구하였다.

2.2 OSV 예측 모델에 대한 설명

Fig. 1은 수직 하향유동에서 증기기포에 작용하는 힘의 분포를 도시한 그림이다. 기포를 구형으로 가정하고 기포에 작용하는 힘평형식을 세우면 다음과 같다.⁽¹⁴⁾

$$F_B + F_S - F_D = 0 \tag{1}$$

여기서 항력(F_D)은 기포를 유리시키는 방향으로

작용하며, 부력(F_B)과 표면장력(F_S)은 기포를 벽면에 붙잡아 두려는 경향으로 작용한다. 부력은 다음과 같이 표현되며

$$F_B = C_B (\rho_f - \rho_g) g \left(\frac{4}{3} \pi R_b^3 \right) \tag{2}$$

여기에서, C_B 는 비례상수로 실험적으로 결정될 수 있다. 마찬가지로 표면장력과 항력은 다음의 식들로 각각 나타낼 수 있다.

$$F_S = C_S \sigma (2\pi R_b) \tag{3}$$

$$F_D = C_D \left(\frac{1}{2} \rho_f u_m^2 \right) (4\pi R_b^2) \tag{4}$$

식(2), (3), (4)를 (1)에 대입하여 무차원 방정식으로 나타내면 다음과 같다.

$$K_1 (R_b^*)^2 - R_b^* + K_2 = 0 \tag{5}$$

여기에서, R_b^* 는 무차원 기포반경이며, K_1 과 K_2 는 다음과 같이 정의되는 무차원 변수들이다.

$$R_b^* = \frac{R_b}{H} \tag{6}$$

$$K_1 = \frac{2}{3} \left(\frac{C_B}{C_D} \right) \left[\frac{(\rho_f - \rho_g) g H}{\rho_f u_m^2} \right] \tag{7}$$

$$K_2 = \left(\frac{C_S}{C_D} \right) \left(\frac{\sigma}{\rho_f u_m^2 H} \right) \tag{8}$$

여기에서, u_m 은 평균유속을 나타낸다. (5)에서

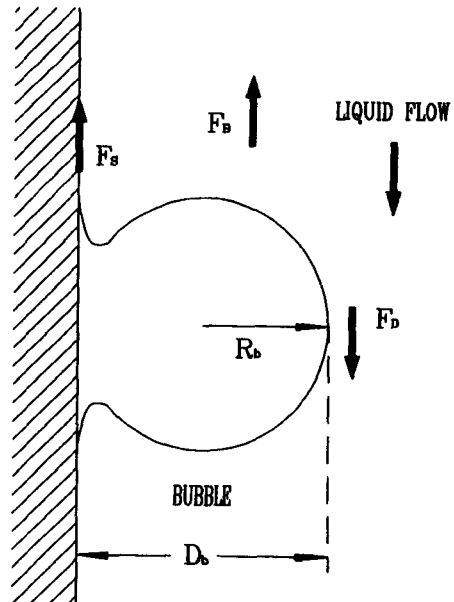


Fig. 1 Forces acting on a spherical bubble

R_0^* 에 대한 해를 구하면 다음과 같다.

$$R_0^* = \frac{1}{2K_1} [1 - (1 - 4K_1K_2)^{1/2}] \quad (9)$$

따라서, $4K_1K_2 \ll 1$ 이면 무차원 기포반경은 다음과 같이 근사화 될 수 있다.

$$R_0^* = \frac{R_0}{H} \approx K_2 \quad (10)$$

다음 절에서 상세히 설명하겠지만 $4K_1K_2 \ll 1$ 의 조건은 부력의 영향이 표면장력과 항력에 비하여 무시할 만큼 작은 경우를 의미한다. 식(10)은 가열된 벽면으로부터 기포가 유리되기 시작할 때의 무차원 기포직경은 Weber수에 반비례한다는 사실을 나타내고 있다.

$$\frac{D_0}{H} = \left(\frac{C_s}{C_D}\right) \left(\frac{2\sigma}{\rho_f u_m^2 H}\right) \quad (11)$$

단상 난류유동에서의 온도분포는 운동량 방정식과 에너지 방정식으로부터 구할 수 있고, 평행 평판사이에서 완전확립된 유동에 대한 운동량 방정식은 다음과 같다.

$$-\frac{1}{\rho_f} \frac{dP}{dx} + \frac{d}{dy} [(\nu + \epsilon_M) \frac{du}{dy}] = 0 \quad (12)$$

이 식에서, 압력항은 중력에 의한 정수압(hydrostatic pressure)을 포함하고 있다. 그리고 경계조건은 다음과 같이 주어진다.

$$y=0 \text{에서 } u=0; y=H \text{에서 } (du/dy) = 0$$

한편, 에너지방정식과 경계조건은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$u \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial y} [(\alpha + \epsilon_H) \frac{\partial T}{\partial y}] \quad (13)$$

$$\text{경계조건 : } y=0 \text{일 때 } -k \left(\frac{\partial T}{\partial y}\right) = q_1$$

$$y=2H \text{일 때 } -k \left(\frac{\partial T}{\partial y}\right) = q_2$$

$$x=0 \text{일 때 } T = T_i$$

식(12)에 나타난 와점성계수, ϵ_M 는 Wilson와 Medwell⁽¹⁵⁾이 제안한 수정된 Reichardt 모델을 사용하였다. 이 모델은 원래의 Reichardt 모델⁽¹⁶⁾에 벽면의 영향을 고려하여 van Driest 소멸인자⁽¹⁷⁾를 곱한 것이다.

$$\epsilon_M = 0.133Hu^* \left[0.5 + \left(\frac{H-y}{H}\right)^2\right]$$

$$\left[1.0 - \left(\frac{H-y}{H}\right)^2\right] \left[1.0 - \exp\left(-\frac{y}{A}\right)\right] \quad (14)$$

여기서, u^* 는 마찰속도이며, A 는 다음과 같이 정의 된다.

$$A = A^+ \left(\frac{\nu}{u^*}\right) \quad (15)$$

식(15)에서 A^+ 는 Damping 상수이며, 본 모델에서는 Kawamura⁽¹⁸⁾와 같이 40을 사용하였다. 와열 확산율, ϵ_H 에 대해서는 White⁽¹³⁾가 제안한 다음의 난류 Prandtl수의 관계식을 사용하였다.

$$Pr_t = \frac{\epsilon_M}{\epsilon_H} \approx 0.9 \quad (16)$$

유체의 속도 및 온도분포를 구하기 위하여 식(12)와 (13)의 운동량 및 에너지방정식을 무차원화시킨 후, 유한차분법을 사용하였다. 이 과정에서 y -방향의 절점수를 줄이기 위하여 다음과 같은 Stretching node technique를 이용하였다.

$$Y_{i+1} - Y_i = k_n (Y_i - Y_{i-1}) \quad (17)$$

여기에서, 스트레칭계수, k_n 은 일반적으로 1.07에서 1.10사이의 값을 갖는다. 이 기법을 사용하면 특별히 점성 저층영역에서 해의 정확도를 잃지 않고 절점수를 크게 줄일 수 있는 이점이 있다.

2.3 상수값의 결정

본 모델에서는 3개의 상수가 나타나는데 이들은 실험적으로 결정되어야 한다. 만약 $4K_1K_2 \ll 1$ 이면, 식(11)으로부터 C_B 값을 구하지 않아도 무차원 기포지름을 결정할 수 있다. Whittle & Forgan⁽¹⁹⁾의 실험자료를 분석하여 보면 K_1K_2 의 값은 10^{-3} 과 10^{-5} 사이의 크기를 나타내었다. 이 사실은 부력이 표면장력이나 항력에 비해서 매우 작은 값이기 때문에 무시할 수 있음을 의미한다. 그리고 수직관에서 OSV가 발생할 때의 유속은 유동방향과는 무관하다는 사실이 실험적으로 밝혀졌는데 이 결과는 부력의 영향이 미미하다는 사실을 보여주고 있다.⁽¹⁹⁾ 이러한 결과는 Levy⁽⁴⁾의 모델에서도 확인할 수 있다. 따라서 강제대류 비등유동에서 유속이 어느정도 이상의 값을 가지면 증기기포에 작용하는 부력은 무시될 수 있다고 가정하여도 무방하다는 사실을 알 수 있다.

기존의 OSV 모델에서는 항력계수를 계산하기 위하여 다양한 상관식들을 사용하였다. 그러나, 이러

한 상관식들은 단상 난류유동에서 거친 벽면에 대한 마찰계수 또는 액상내에 이동하는 기포에 대한 항력계수에 관한 표현식들이다. 최근 Avdeev⁽²⁰⁾는 아냉각유동에서 기포표면에 대한 항력계수에 관한 실험식을 제안하였는데 본 모델에서는 이 식을 변형하여 사용하였다. 즉, Avdeev가 제안한 식에서는 C_D 가 기포직경의 함수로 표현되어 있으나 이것을 식(19)에 정의된 무차원변수로 치환하여 사용하였다.

$$C_D = [5.84 + 16.0 \log(0.93 + 0.065K^{0.25})]^{-2} \quad (18)$$

여기에서, K 는 무차원변수로 다음과 같이 정의된다.

$$K = \frac{\rho_f u_m C_{pf}(2H)(T_{sat} - T_f)}{k_f(T_w - T_{sat})} \quad (19)$$

표면장력계수의 계산은 매우 어렵고 복잡하다. 실제로 표면장력계수는 벽면과 기포사이의 접촉각과 액상의 유동조건에 따른 함수일 것으로 추정되나 현재까지 이에 관한 이론적 또는 경험적인 평가방법이 제시된 바가 없다. 이에 따라 본 연구에서는 표면장력계수를 Whittle & Forgan,⁽¹⁹⁾ Dougherty 등⁽³⁾의 실험자료로부터 간접적인 방법으로 다음과 같이 구하였다.

$$C_s = 0.00193[u_m / (g\sigma/\rho_f)^{1/4}]^{1.28} \quad (20)$$

따라서 본 모델에서 표면장력계수는 모델 예측치와

실험자료사이의 조정변수(adjusting parameter) 역할을 담당한다.

2.4 OSV 열유속의 계산과정

관 높이가 $2H$, 길이가 L 인 평행 평판내에 흐르는 수직 하향유동에서 작동압력, 압력강하와 관입 구온도가 주어질 때 OSV열유속을 계산하는 과정은 다음과 같다.⁽²¹⁾ 먼저 OSV열유속을 가정한 후, 간단한 열평형식에서 관 출구온도를 계산한다. 이 출구온도는 단순히 유체의 평균체적온도를 구하여 물성치를 평가하기 위한 목적으로 계산된다. 식(12)에서 주어진 압력강하를 만족시키는 속도분포와 질량유량을 계산할 수 있다. 또 이 속도분포를 대입하여 식(13)에서 유한차분법으로 온도분포를 구한다. 그리고 식(11)을 이용하여 주어진 조건에서 기포가 벽면에서 유리될 때 기포직경을 구하며, 이미 구한 유체온도분포에서 기포 끝점에서의 온도를 계산한다. 이 끝점온도가 포화온도에 이를 때까지 OSV열유속을 새로 가정하여 위의 과정을 되풀이 한다. 만약 끝점온도가 원하는 오차 범위내에서 포화온도와 같아지면 이를 OSV 열유속으로 간주한다.

3. 계산결과 및 비교

3.1 본 모델 예측치와 실험자료의 비교

본 모델에서 예측한 OSV 열유속을 실험치와 비

Table 1 Description of the data set

Authors	Geometry description (m)	Pressure (MPa)	Heat flux (MW/m ²)	Mass flux (kg/m ² s)	Inlet temp. (°C)
Whittle & Forgan (1967)	Rectangular	0.12 0.17	0.66- 3.00	1496- 9089	35 45 55 60
	$D_h=0.0028$ $L=0.53$				
	$D_h=0.0040$ $L=0.41$				
	$D_h=0.0049$ $L=0.41$				
Dougherty et al.(1990)	Circular	0.24 0.44	1.06- 3.17	1296- 9376	25 50
	$D=0.0091$ $L=2.44$				
	$D=0.0153$ $L=2.44$				
	$D=0.0155$ $L=2.44$				
	$D=0.0191$ $L=2.44$				
	$D=0.0255$ $L=2.44$				
$D=0.0284$ $L=2.44$					

교하여 본 모델의 타당성을 입증하고자 한다. 이 비교에 사용된 실험자료는 Table 1에 요약되어 있듯이 Whittle & Forgan⁽¹⁸⁾과 Dougherty 등⁽³⁾의 실험자료이다. 이 자료들은 동일한 열플럭스가 가해지는 직사각관 및 원관에 대한 것이다. 본 모델은, 양측 벽면에서 가열량이 같을 경우, 즉 $q_1=q_2$ 일 때는 수력직경의 개념을 이용하면 다른 형태의 관에 대하여서도 적용될 수 있다. 현재까지 발표된 실험자료 가운데 양측벽면 가열량이 다른 경우에 대한 것이 거의 없기 때문에 이 자료들을 선택하였다. 이 자료들은 다양한 관의 치수와 압력에 대하여 얻어진 것으로 실험이 체계적이고 종합적으로 수행된 것으로 평가되고 있다. 실험자료의 개수도 비교에 충분하도록 각각 82개와 72개에 이르고 있으므로 본 모델의 타당성을 검증하기에 적합한 것

으로 생각된다.

Whittle & Forgan⁽¹⁸⁾와 Dougherty 등⁽³⁾의 자료와 본 모델의 예측치를 비교한 결과가 Fig. 2와 Fig. 3에 나타나 있다. 주어진 기하학적 조건과 작동조건에 따라 OSV가 발생하는 열유속을 2.4절에 언급한 방법에 따라 계산하였다. Dougherty 등⁽³⁾의 자료와 비교할 때 특성길이 H 는 $D/4$ 로 대입하여 계산하였는데 D 는 원관의 직경을 나타낸다. Fig. 2와 Fig. 3에 나타나 있듯이 본 모델 예측치와 실험자료들은 매우 잘 일치함을 알 수 있고 대부분의 자료들은 $\pm 10\%$ 의 오차범위 내에 포함되었다. 이 결과는 본 모델의 정확성을 나타낸 것으로 단 1개의 조정변수를 사용하여 이러한 결과를 보여 준 것은 다른 모델에 비하여 우수하다는 사실을 입증하는 것이다.

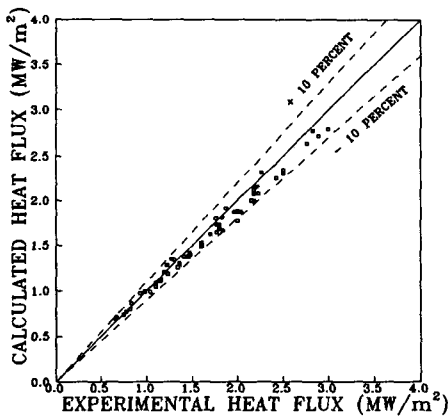


Fig. 2 Comparison of the present theory with data of Whittle and Forgan(1967)

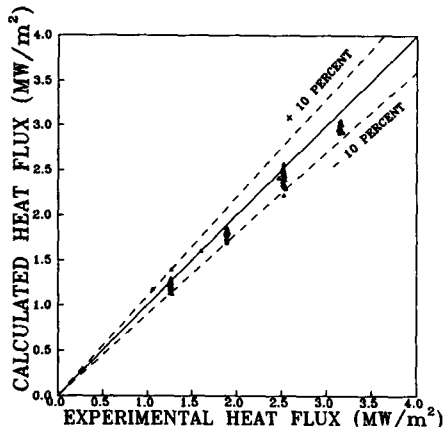


Fig. 3 Comparison of the present theory with data of Dougherty et al.(1990)

3.2 Saha-Zuber 상관식과의 비교

Saha & Zuber⁽⁶⁾는 수직유동에서 OSV예측을 위한 상관식을 다음과 같이 제안하였다.

$$Nu = \frac{qD_h}{k_f(T_{sat} - T_{OSV})} = 450 \quad (Pe \leq 70,000) \tag{21}$$

$$St = \frac{q}{GC_{pf}(T_{sat} - T_{OSV})} = 0.0065 \quad (Pe > 70,000) \tag{22}$$

Saha-Zuber 상관식은 매우 간단하고 편리하여서 원자력 안전성 해석을 위한 컴퓨터 코드로 널리 사용되고 있다. 그러나 최근에 와서 많은 실험자료가 축적됨에 따라 Saha-Zuber 상관식에 관한 타당성 검증을 시도한 결과 이 식의 문제점들이 제기되고 있다. 그 한 가지 예를 Fig. 4에서 알 수 있다. 이

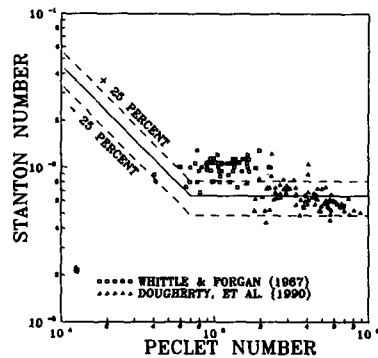


Fig. 4 Comparison of the Saha-Zuber correlation with data of Whittle and Forgan(1967) and of Dougherty et al.(1990)

그림은 앞서 언급한 실험자료와 Saha-Zuber 상관식을 비교한 결과이다. 이 그림에서 St 수와 Pe 수로 실험자료를 도시하였을 때 그 분산도가 매우 크며 또 Saha-Zuber 상관식과 실험자료의 차이도 원래 Saha & Zuber가 제시한 오차한계보다 크다는 사실을 알 수 있다.

Fig. 5는 본 모델과 Saha-Zuber 상관식의 결과를 비교한 그림인데 기호로 표시된 자료가 본 모델에 의하여 계산된 결과이다. 이 그림에서 본 모델과 Saha-Zuber 상관식은 자료의 분포도로 판단할 때 비교적 잘 일치하는 것으로 나타나고 있다. 그러나 본 모델의 계산결과는 St 수가 단순히 Pe 수의 함수가 아니라는 사실과 Saha-Zuber 상관식과는 달리 큰 Pe 수 영역에서 St 수가 일정하지 않다는 사실을 보여 주고 있다. 이 결과가 아마도 Saha-Zuber 상관식이 25%라는 큰 오차한계를 가져야 하는 이유를 설명해 줄 수 있을 것 같다. 또 한가지 언급해야 할 점은, Pe 수가 매우 큰 경우의 St 수는 Saha & Zuber가 제시한 하한 오차치보다 더 낮은 값을 가질 것이라는 본 모델의 예측이다. Saha-Zuber 상관식은 Pe 수가 400,000 이하인 자료를 근거로 만들어졌기 때문에 그 이상의 Pe 수에 대하여 적용하는 것은 무리일지 모른다는 사실에 주의하여야 한다.

3.3 양측벽면의 열유속조건에 따른 비교

양측벽면에서의 열유속이 동일한 경우, 실험자료와 타 실험식과의 비교를 앞 절에서 다루었다. 그러나 양측 열유속이 다른 경우의 OSV 현상이, 단순히 이들의 산술평균치를 양측벽면에서 가열할 때

발생하는 현상과 같을 것인가 하는 점은 매우 흥미 있는 점이다. 이를 규명하기 위하여 Fig. 6에 나타난 관 크기와 유동조건에 대하여 양측벽면에서의 열유속이 동일한 경우와 그렇지 않은 경우에 대한 OSV 열유속을 계산하였으며 그 비교 결과를 Fig. 6에 도시하였다.

유체속도가 1.1, 3.0, 5.0, 7.4(m/s)일 때 OSV 열유속을 구하였는데, 양측 열유속이 동일한 경우에 OSV 열유속은 각각 0.38, 1.00, 1.63, 2.33 (MW/m²)로 나타났다. 열유속이 동일하지 않은 경우에는 OSV 발생시 양측 열유속의 산술평균치가 동일한 경우의 OSV 열유속보다 낮은 값을 가지며 양측 열유속의 편차가 심할수록 산술평균치가 낮아진다는 사실을 알 수 있다. 즉, 예를 들면 유체속도가 7.4(m/s)일 경우 OSV 발생 열유속의 산

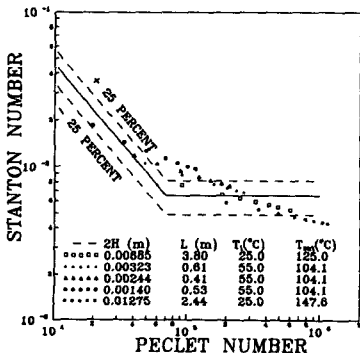


Fig. 5 Comparison of the present theory with the Saha-Zuber correlation

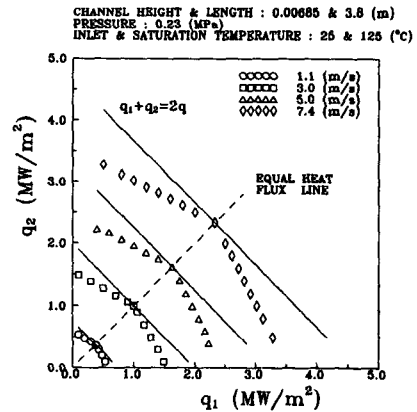


Fig. 6 Comparison of OSV heat fluxes between equal & unequal heating cases

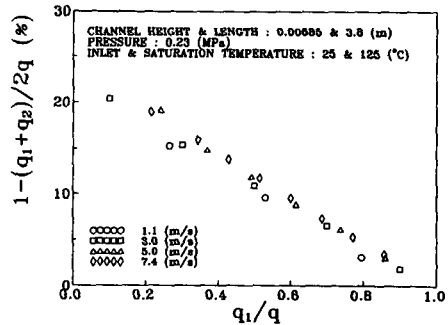


Fig. 7 Deviation of the arithmetic heat flux for unequal heating cases from OSV heat fluxes for equal heating cases

슬평균치는 1.89, 1.96, 2.01, 2.06, 2.11, 2.16, 2.21, 2.25, 2.33(MW/m²) 등으로 나타났으며 양측 열유속의 편차가 심할수록 산술평균치는 더 낮았다. 이 결과는 매우 중요한 사실을 시사하고 있는데 우선 OSV 발생은 국부 조건(local condition)에 따라 결정되지 체적현상(bulk phenomenon)이 아니라는 점이다. 또한 양측의 가열량이 다른 경우에는 Saha-Zuber 상관식 등 기존의 모델이나 실험식을 사용함에 어려움이 있다는 사실을 알 수 있다. Fig. 7은 Fig. 6에서 얻은 계산자료에 대하여 열유속 편차를 구한 것으로 그 편차치가 최고 20%에 이른다는 사실을 알 수 있다.

4. 고찰

본 모델을 유도함에 있어서 부력의 영향이 다른 힘에 비하여 무시할 만큼 작다고 가정하였다. 이러한 가정이 성립하기 위한 유동조건을 유도하는 것은 흥미있는 일이다. 이것은 $4K_1K_2 \ll 1$ 라는 조건에서 계산할 수 있다. 식(7)과 (8)를 대입하여 정리하면 다음의 관계식을 구할 수 있다.

$$u_m \gg \left[\frac{8}{3} \left(\frac{C_B}{C_D} \right) \left(\frac{C_S}{C_D} \right) \left(\frac{\rho_f - \rho_g}{\rho_f} \right) \left(\frac{g\sigma}{\rho_f} \right) \right]^{1/4} \quad (23)$$

따라서 $4K_1K_2 \cong 0.05$, C_B/C_D 가 $O(10)$, C_S/C_D 가 $O(1)$ 이라고 보면 작동 압력이 0.1(MPa)일 때 부력이 무시될 만한 유체속도는 0.75(m/s) 이상이라는 계산결과가 나온다. 따라서 본 연구에서 다른 유속의 범위에서는 부력을 무시하여도 무방하다는 사실을 알 수 있다.

본 모델에서는 기존의 모델보다 현상적으로 더욱 심도있는 내용을 다루고 있으나 그래도 실험적으로 결정되어야 할 2개의 상수를 포함하고 있다. 이 가운데 표면장력계수는 아직까지 이론적 또는 실험적인 방법에 의해 결정될 수 없으며, 따라서 본 모델에서는 타 실험자료를 근거로 간접적으로 결정하였는데 이 계수가 본 모델에서 조정변수의 역할을 하고 있다. 어쨌든 단 한 개의 조정변수를 사용하여 이렇게 광범위한 실험자료와 잘 일치한다는 것은 본 모델의 정당성을 보여 주고 있는 매우 고무적인 결과이다. 다만 앞으로 실험 측정기술과 가시화 기술이 발달하여 OSV에 대한 물리적현상 구명이 이루어져 보다 완벽한 모델이 개발되는 것이 바람직하다.

5. 요약 및 결론

본 연구에서는 강제대류 아냉각비등에서 급격한 기포발생점(OSV)을 예측하는 모델을 개발하였다. 이 모델은 OSV를 기포가 벽면에서 유리되는 시점으로 보고 이에 따른 열적 및 수력학적 조건을 유도하였다. 이 결과 기포에 작용하는 힘평형식에서 이탈 기포직경을 구하였고 기포 끝점온도를 운동량 방정식과 에너지방정식에서 구하였다. 본 모델에서 예측한 OSV 열유속을 실험치와 비교한 결과 잘 일치하였으며 거의 대부분의 자료가 예측치의 $\pm 10\%$ 의 오차범위안에 들었다. 본 모델을 현재 원자력 안전해석 코드에 널리 쓰이는 Saha-Zuber 상관식과 비교한 결과 이 상관식의 문제점과 적용범위에 관한 제한 등을 파악할 수 있었다. 그리고 본 모델의 계산 결과, 양측 열유속이 다를 경우 OSV 열유속치의 산술평균은 양측 열유속이 동일한 경우의 열유속치에 비하여 최대 20% 정도까지 감소한다는 사실을 알 수 있었다. 이 결과는 OSV현상이 체적현상이 아닌 국부현상이라는 사실을 뒷받침하고 있다.

참고문헌

- (1) Hsu, Y. Y. and Graham, R. W., 1976, *Transport Process in Boiling and Two-Phase Systems*, Chapter 9., Hemisphere Publishing Co., Washington.
- (2) Johnston, B. S., 1988, *Subcooled Boiling of Downward Flow in a Vertical Annulus*, Report No. DPST-88-891, Savannah River Laboratory, Ailen, SC.
- (3) Dougherty, T., Fighetti, C., Reddt, G., Yang, B., Jafri, T., McAssey, E. and Qureshi, Z., 1990, "Flow Boiling in Vertical Down-flow," *Proceedings of 10th Int. Heat Transfer Conf.*, Vol. 6, pp. 9~14.
- (4) Levy, S., 1967, "Forced Convection Subcooled Boiling: Prediction of Vapor Volumetric Fraction," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 10, pp. 951~965.
- (5) Staub, F. W., 1968, "The Void Fraction in Subcooled Boiling: Prediction of the Initial Point of Net Vapor Generation," *J. Heat Trans.*

- fer, Vol. 90, pp. 151~157.
- (6) Rogers, J. T., Salcudean, M., Abdullah, Z., Mcleod, D. and Poirier, D., 1987, "The Onset of Significant Void in Up-flow Boiling of Water at Low Pressure and Velocities," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 30, pp. 2247~2260.
- (7) Lee, S. C., Dorra, H. and Bankoff, S. G., 1992, "A Critical Review of Predictive Models for the Onset of Significant Void in Forced-Convection Subcooled Boiling," *ASME Winter Annual Meeting*, Anaheim, CA.
- (8) Saha, P. and Zuber, N., 1974, "Point of Net Vapor Generation and Vapor Fraction in Subcooled Boiling," *Proceedings of Fifth Int. Heat Transfer Conf.*, Vol. 4, pp. 175~179.
- (9) Collier, J. G., 1986, *Convective Boiling and Condensation*, McGraw Hill, New York, Chapter 6, pp. 178~205.
- (10) Martinelli, R. C., 1947, "Heat Transfer to Molten Metals," *Trans. ASME*, Vol. 69, pp. 941~947.
- (11) Winterton, R. H. S., 1984, "Flow Boiling: Prediction of Bubble Departure," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 27, pp. 1422~1424.
- (12) Lee, S. C., Knaani, A. and Bankoff, S. G., 1991, *Stability of Forced Convection Subcooled Boiling*, Report to U. S. Savannah River Laboratory.
- (13) White, F. M., 1988, *Heat and Mass Transfer*, Addison-Wesley Publishing Co., Reading, Massachusetts, Chapter 6, pp. 315~332.
- (14) Tong, L. S., 1967, *Boiling Heat Transfer and Two-Phase Flow*, John Wiley & Sons, Inc., New York.
- (15) Wilson, N. W. and Medwell, J. O., 1971, "An Analysis of the Developing Turbulent Hydrodynamic and Thermal Boundary Layers in an Internally Heated Annulus," *J. Heat Transfer*, Vol. 93, pp. 25~32.
- (16) Reichardt, H., 1951, "Vollständige Darstellung der Turbulenten Geschwind-Igkeitsverteilung in Glatten Leitungen," *Z. Angew. Mech.*, Vol. 31, p. 208.
- (17) van Driest, E. R., 1955, "On Turbulent Flow near a Wall," *Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute Symposium*, University of California, Los Angeles, Paper No. 12.
- (18) Kawamura, H., 1977, "Experimental and Analytical Study of Transient Heat Transfer for Turbulent Flow in a Circular Tube," *Int. J. Heat Transfer*, Vol. 90, pp. 223~230.
- (19) Whittle, R. H. and Forgan, R., 1967, "Correlation for the Minima in the Pressure Drop versus Flow-rate Curves for Subcooled Water Flowing in Narrow Heated Channels," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 6, pp. 89~99.
- (20) Avdeev, A. A., 1986, "Application of the Reynolds Analogy to the Investigation of Surface Boiling in Conditions of Forced Motion," *High Temperature*, Vol. 24, pp. 100~108.
- (21) Bergles A. E. and Rohsenow, W. M., 1964, "The Determination of Forced Convection Surface Boiling Heat Transfer," *J. Heat Transfer*, Vol. 86, pp. 365~372.