과열액체제트의 미립화에 관한 실험적 연구

An Experimental Study on the Superheated Liquid Jet

이 종 근*, 이 상 용**, 김 인 구*
J. G. Lee, S. Y. Lee, I. G. Kim

ABSTRACT

Experiments have been carried out to study the atomisation characteristics of superheated liquid(water) jet injected into the atmosphere through a single-hole nozzle. In present experimental range, superheated liquid jet has been observed to be atomised in two-phase effluent type; that is, spray formed by the bubble nucleation in the nozzle. In case of liquid injection through a long nozzle (L/D = 29.09), the critical superheat for occurrence of two-phase effluent atomisation can be determined from sudden change of spray angle. Sauter mean diameter of the spray droplets decreases as the degree of superheat increases. For the short nozzle (L/D = 7.27), mean diameter increases with the injection pressure, while it decreases for the long nozzle; however for the long nozzle the effect of injection pressure is not significant compared with the short nozzle. For the short nozzle the uniformity of drop size distribution increases with increasing the degree of superheat, but for the long nozzle the effect of superheat on the uniformity is not appreciable.

- a : Available Energy
- $\bar{a}$: Distribution Parameter
- C : A Constant Representing the Degree of Phase Change during Evaporative Explosion
- C_b : Bubble Growth Rate
- C_p : Specific Heat of Steam
- D : Diameter of Nozzle or Thermal Diffusion Coefficient (Eq. 2 and Eq. 3)
- D_{32} : Sauter Mean Diameter of the liquid droplet
- $\bar{D}$: Diameter of Droplet
- $\bar{D}i$: Diameter of Droplet of ith Group
- $\bar{D}m$: Maximum Droplet Diameter
- L : Length of the Nozzle
- La : Latent Heat of Volatile Gas Dissolved into the Spray Liquid
- M : Molecular Weight
- $\bar{P}$: Average Value of the Absolute Pressure inside and outside the Pressurized Can

* 한국과학기술원 기계공학과
** 정회원, 한국과학기술원 기계공학과

P_a : Ambient pressure
P_b : Pressure inside the Nozzle
P_g : Injection pressure
ΔP : The Pressure Difference between the Pressurized Liquid and outside gas
R : Radius of Bubble
$\bar{R}$: Universal gas constant
$\bar{T}$: Absolute Average Temperature of the Injected Liquid and the Saturation Temperature at the Ambient Pressure
t : Time
ΔT : Degree of Superheat (To-Tsat)
ΔT_n: Non-dimensionalized Degree of Superheat
T_o : Injection Temperature
T_{sat}: Absolute Saturation Temperature Coresponding to the Injection Pressure
T_{sp} : Saturation Temperature at the Injection Pressure (°C)
U_e : Velocity Generated by Explosive Evaporation
U_{emax}: Maximum Ue
U_j : Injection Velocity
v : Accumulated Volume of Droplet Sampled

Greek Letters

δ : Uniformity of Drop Size Distribution
ρ_v : Specific Density of Water
ρ_l : Specific Density of the Ejected Liquid
θs : Equivalent Spray Angle
θm : Maximum Equivalent Spray Angle

1. 서 론

후래시비등에 의한 미립화현상이란 고온의 액체가 그 온도에 해당하는 포화 증기압이하로 유지되고 있는 공기 내로 분출될 때 액체는 과포화 상태가 되고 이 때 발생한 기포가 순간적으로 성장함으로써 비등(Boiling)에 의한 미립화가 이루어지는 것을 말한다. 이를 분무후래시 현상이라고도 하며 열 에너지를 이용하여 액체를 미립화시키므로 다양한 연소장치나 직접 접촉에 의한 열교환에 유용한 매우 미세한 액체 분무를 얻을 수 있는 장점이있다.

분무후래시현상에 따른 액체제트의 분산현상이나 분무 특성에 관해서는 單孔노즐(Single-Hole Nozzle)로부터 분사되는 액체제트의 실험을 통해서 Brown과 York[1], Lienhard와 Day[2], Lienhard와 Stephenson[3] 및 Sher와 Elate[4], Suzuki 등[5]의 연구 결과들이 있고 최근에는 Miyatake 등[6,7]과 Kitamura[8], Nagai 등[9,10]에 의해 과열상태의 액체 제트의 미립화 특성이 연구되었다.

비등에 의한 분무형성의 기구에 대한연구는 Brown과 York[1]에 의해 본격적으로 시작되었다. 이들은 형상비(L/D)가 1이하인 짧은 노즐에 대해 실험하여 액적의 크기가 과열온도의 증가에 따라 선형적으로 감소하고 유량에 반비례하는 결과를 얻었다. 또한 후래시현상이 일어나기 위한 임계과열온도를 구하고, 과열온도의 정도와 웨버(Weber)수의 함수로써 평균 입경의 관계식을 얻었다. 이 때 과열온도의 정도는 분사 액체 내부의 기포 성장률에 영향을 주는 요소이고 웨버수는 분사 액체와 액체가 분사되는 주위와의 속도의 차이로 인해서 그 접촉면에 생기는 전단력과 그 표면에 작용하는 표면장력과 같은 수력학적힘의 영향을 고려한 요소로서, 유량과 과열온도 정도를 크게 할수록 평균입경은 감소하며 고온의 물을 대기압 상태의 기체내로 분출하는 경우에 후래시현상이 액체분무 형성에 효과적인 방법임을 보고하였다.

Lienhard와 Day[2] 및 Lienhard와 Stephenson[3]은 과열되는 경우와 아닌 경우의 액주의 분산에 관하여 실험하여 액주의 길이를 예측하는 관계식을 얻었고, 그 결과 분무후래시현상에서는 기포핵의 생성과 기포의 성장률이 분무의 형성에 중요한 영향을 미치며, 이 때 기포의 성장률에 미치는 과열온도 및 분사노즐 형상의 영향에 대해 연구하였다.

Sher와 Elata[4]는 분무액에 용해된 휘발성

기체에 의해 가압된 용기로부터의 분무를 연구하여 분무후래시가 형성되는 모델을 제시하였다. 이들에 의하면 가압된 용액의 용기로부터 대기로 분출되면 기포핵들이 생성되고 이 기포핵들이 용액내의 휘발성 기체의 증발에 의해 갑자기 성장하여 서로 접촉하게 될 때 분무후래시가 형성된다고 가정하여 분무액적의 크기를 예측하고 실험결과와 비교하여 만족할만한 결과를 얻었다.

또 Suzuki 등[5]은 형상비(L/D)가 4이하인 노즐을 가지고 유량과 과열온도의 정도에 따른 액체 제트의 분산에 대해 실험하여 사진관찰을 통해 과열액체제트의 분산 형태에 대해 연구하였다.

이러한 분무후래시에서의 분무형성기구에 대한 연구와 더불어 최근에는 이를 액체미립화에 실제로 응용하기 위해 여러가지의 미립화 특성에 대한 연구가 진행되고 있다. Miyatake 등[6,7]은 분무후래시 증발현상에 대해 실험적으로 연구하여 분사되는 액체의 온도를 변화시키면서 과열온도정도, 유량, 노즐의 직경 등이 분무후래시 증발현상에 미치는 영향에 대해서 연구하였다. Kitamura 등[8]은 액체제트에서 후래시현상이 일어나기 위한 임계과열온도에 관하여 연구하였다. Nagai 등[9,10]은 과열 액체 제트의 분산기구에 대해 연구하고 액체분무의 성능을 향상시키기 위한 여러가지 방법을 소개하였다. 이들에 의하면 노즐의 벽면에서 기포의 생성 가능성이 많은 긴 노즐이 짧은 노즐에 비해 분무 성능이 좋으며 과열액체 제트를 고체 표면에 충돌시키거나 노즐 내부에 전선을 삽입함으로써 낮은 과열온도에서도 미립화 특성을 효과적으로 향상시킬 수 있음을 보고하였다.

그러나 비등에 의한 미립화의 기구(Mechanism)에 대해서는 아직 명확하게 알려진 것은 없으며 단지 액체 내의 용해되지 않은 기체나 부유물(Floating Substances), 노즐 벽면에서의 흠(Cavity 또는 Pit), 액체표면에서의 교란 등에 의한 기포의 생성이 매우 중요한 요인이 된다고만 알려져 있다. 이것은 Bharathan과 Penney[11] 및 Brown과 York[1], Miyatake[12], Solomon 등[13]에 의해서도 밝혀진 바 있다.

분무 시스템의 궁극적인 목표는 분사되는 액체의 분사압력, 밀도 및 표면장력, 온도 그리고 분사 노즐의 기하학적 형태에 따른 분무액적 크기의 분포(Drop Size Distribution)와 분무 액적의 공간 내의 분포(Spatial Distribution)를 예측하는데 있다. 비등에 의한 미립화가 이루어지는 안정된 분사조건에 대해서는 Brown과 York[1], Kitamura 등[8]을 제외하면 미립화의 기구나 그 특성에 대한 연구들에 비해 관심이 덜 기울여져 왔다. 그러나 후래시 비등을 이용하는 액체분무 시스템을 설계하기 위해서는 먼저 비등에 의해 안정된 분사가 이루어지는 액체의 분사조건이 알려지고 그 조건하에서 위와 같은 미립화의 기본적인 특성을 규명되어야 할 것이다.

이에 따라 본 연구에서는 單孔 노즐로 부터 대기압상태의 외부로 분사되는 가압 과열 액체제트에 관한 실험을 행함으로써 과열 온도의 변화에 따른 분무각의 변화로부터 비등에 의한 미립화가 일어나는 안정된 분사조건을 규명하고 액체의 과열온도의 정도 및 액체의 유량변화에 따른 액적 크기의 분포, 분사각 및 균일도 등의 기본적인 미립화 특성에 대해 연구하고자 한다.

2. 이론적 배경

2.1 기포성장율(Bubble Growth Rate)

유체가 관 내를 유동할 때 갑자기 압력이 떨어지게 되면 유동 유체 내에는 관의 안 쪽 벽면의 작은 홈에 남아 있던 비응축성 기체나 증기, 또는 유동유체 내에 있던 용해되지 않은 기체로 구성된 작은 기포핵이 생성된다. 이 기포핵의 크기는 액체의 압력이 떨어짐에 따라 기포벽면에 있던 액체가 증발되면서 점점 성장하게 된다. 기포성장방정식

$$R(d^2R/dt^2)+\frac{3}{2}(dR/dt)^2=\frac{P_b-P_a}{P_l} \quad \cdots (1)$$

으로부터[14], 기포가 균일한 압력과 온도를 갖는 열평형상태에 있다는 가정하게 Plesset 과 Zwick[15]는 시간에 따른 기포의 반경을 $R = C_b t^{1/2}$로 나타냈으며, 여기서

$$C_b = 2(3/\pi)^{1/2}(C_p/L_a)(T_\infty - T_s)(\rho_l/\rho_v)D^{1/2} \quad \cdots\cdots (2)$$

로 표시하였다. 이에 관하여 Sher 와 Elate는 선형화된 Clapeyron방정식 $\Delta T = (\bar{T}/L_a)(l/\rho_v)\Delta P$과 이상기체 방정식 $\rho_v = M\bar{P}/(R'\bar{T})$을 이용하여 기포의 성장률을

$$C_b = 2(3/\pi)^{1/2}\frac{C_p\rho_l T^3 R'^2 D^{1/2}}{L_a \bar{P}^2 M^2} \quad \cdots\cdots (3)$$

으로 나타내었다. 즉 분사액체의 압력과 액체가 분사되어지는 주위 공기와의 압력차가 클수록 기포의 성장률은 커지는 것을 의미한다.

2.2 과열액체제트의 형상

일반적으로 과열액체제트의 분무형태는 크게 두 가지로 관찰된다.[16](Fig.1) 이들은 각기 Complete Flashing 분무 형태와 Two Phase Effluent 분무 형태로 불리우며[8], 또는 액주분산형 미립화(Atomisation of Liquid Column Breakup)와 2상 유동형태 미립화(Atomisation of Two-Phase Flow)로 불리우기도 한다.[9] 이들 분무 형태의 근본적인 차이점은 액체제트의 분산이 어디에서 일어나는가 하는 점이다. 즉 노즐 출구에서부터 분무가 형성되면 Two Phase Effluent 분무형태, 또는 Atomisation of Two-Phase Flow라 하며 액체가 노즐로부터 분사된 후 얼마동안 액체제트의 형태를 유지하다가 분산이 일어나 분무가 형성되면 Complete Flashing 분무 형태, 또는 Atomisation of Liquid Column Breakup 이라 한다.

Nagai 등[9]은 긴 노즐과 짧은 노즐에 대해 실험한 결과 과열온도의 정도가 작더라도 유체가 노즐 내부를 유동할 때 유체흐름의 교란을 증가시키거나 노즐 벽과의 접촉면적을 증가시킴으로써 기포 생성핵(Bubble Nuclei Source)를 증가시켜 효과적인 미립화현상을 얻

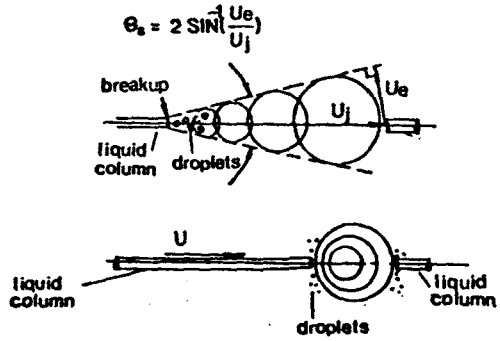


Fig.1 Two Cases of Breakup of Superheated Liquid Jets.[16]

을 수 있다고 보고하였다. 즉 기포 생성의 원인을 과열온도의 정도 뿐 아니라 노즐의 형상에도 두고 형상비(Aspect Ratio, L/D)가 작은 짧은 노즐의 경우엔 분출되는 액체 제트의 온도가 일정 이상이 되면 액주분산(Liquid Column Breakup)형태의 분무가 형성되고, 긴 노즐(L/D > 7.8)의 경우엔 노즐 벽면에서 생기는 기포의 수가 많아지고 또 노즐 내부에서 이미 기포가 충분히 성장하여 분산이 일어남으로써 노즐 출구에서부터 분무가 형성된다고 하였다.

Lienhard[16]는 과열온도의 정도가 과열액체제트의 분무형태에 미치는 영향에 대해 연구하였다. 즉 과열온도가 ΔT인 과열 액체는

$$\Delta a = (C_p/2T_{sat})\Delta T^2 \quad \cdots\cdots (4)$$

의 유용에너지(Available Energy)를 가지며, 과열액체제트의 분산이 일어날 때 이 에너지는 분무액적의 분산시의 분산운동에너지나 새로운 표면에너지로 흡수된다. 이 때 분무액적의 표면에너지로 흡수되는 정도는 분산운동에너지로 흡수되는 양에 비해 중요하지 않다고 보고 있다.[16] 분무액적에 의해 흡수된 분산운동에너지가 액적의 분산 지점을 중심으로 하여 공간 내의 모든 방향으로 균일하게 분포된다면 Fig. 1과 같은 두 가지 형태의 분무형상이 가능해진다. 즉 분무각은

$$\theta_s = 2\sin^{-1}(\frac{U_e}{U_j}) \quad \cdots\cdots (5)$$

가 되며, 이 때 유용에너지 전부가 액적의 분산운동에너지로 바뀐다면, 이 때 분산속도 U_e의 최대값 $U_e\ max$는 과열온도의 정도가 ΔT인때

$$U_{e\,max}=(C_p/T_{sat})^{1/2}\,\Delta T \quad \cdots\cdots\cdots\cdots (6)$$

로 나타낼 수 있다. 그러나 실제로는 액적의 분산시에는 액체의 일부분만 주위와의 평형상태, 곧 포화상태에 도달하며 따라서 관찰된 분산형태로부터 실제의 상변화의 정도를 나타내는 계수 C를 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$C=\frac{(U_e/U_j)\ observed}{(U_{e\,max}/U_j)} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots (7)$$

Solomon등[13]에 의하면 과열액체제트의 분산시에 과열온도가 증가함에 따라서 분무각이 커지는 것은 액체의 과열도가 증가함에 따라서 노즐벽면으로부터의 기포의 성장률도 커지고 이 기포의 성장이 전체 유동의 노즐의 반경 방향으로 밀어내는 작용을 하기 때문이라고 설명하였다. 한편, Sher와 Elata[4]에 의하면 후래시비등이 이루어지는 기구(Mechanism)에 대하여 Fig. 2와 같은 모델을 제안하였다. 즉 과열액체제트의 내부에서 기포들이

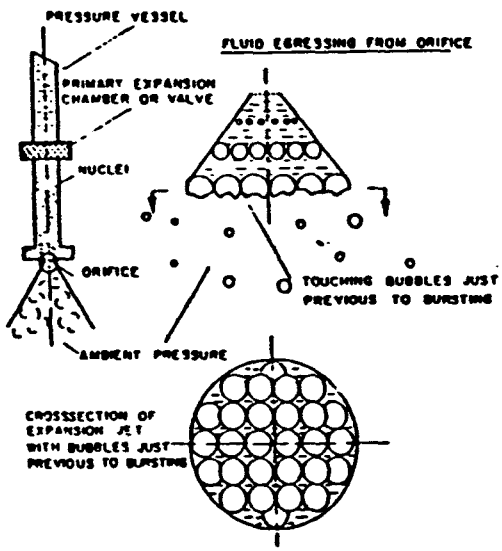


Fig.2 The Proposed Flashing Mechanism by Sher and Elata.[4]

충분히 성장하여 서로 접촉하게 되는 순간에 기포의 폭발이 일어나 기포들을 포함하고 있던 액체상태의 제트가 작은 액적들을 포함하는 기체상(Gas Phase)의 분무로 변화한다.

이상으로부터 어떤 일정한 과열상태에서 분사된 액체제트로부터 분사각을 측정하면 식(7)에 의하여 C의 값을 추정할 수 있고 이것으로부터 일정한 과열온도를 갖는 액체제트의 상변화의 정도를 추정할 수 있다. 즉 과열액체제트의 분사시에 C의 값이 크다는 것은 식(5)와 (6) 및 식(7)로부터 C의 값이 작을 때에 비해서 같은 과열온도에 대해 분사각이 크다는 것을 의미하고 이것을 Solomon등[13]이 논의한 바와 같이 기포의 생성률이 크다는 것을 의미한다. 또한 Sher와 Elata[4]가 제안한 모델에 따르면 액체제트의 분산이 더욱 충분히 이루어짐으로써 작은 액적들이 형성되므로 일정한 과열도에 의해 상변화가 더욱 격렬하게 일어남을 의미한다.

본 실험에서는 분무 내에서 모든 액적들이 균일하게 분포한다고 가정할 때, 안정된 2상 유동 분출 형태(Two-Phase Effluent Type)의 분무가 이루어지는 분사조건을 2상 상태에서 상변화가 가장 완전하게 일어나는 구간으로 정하였다. 즉 어떤 일정한 과열온도에 의해 비등에 의한 액적의 분산이 충분히 이루어져, 분사된 액체의 양 중에서 포화상태에 도달하는 액체의 양이 이론에 의한 한계에 가장 가깝게 되는 온도구간으로 정의하여 식(7)에 의해 구한 C값을 안정된 2상 유동 분출 형태의 후래시 분무를 얻을 수 있는 분사조건(임계과열온도)의 척도로 사용하고자 한다.

3. 실 험

3.1 실험장치

본 연구에 사용된 실험장치는 시험부(Test Section)의 역할을 하는 한 변의 길이가 60 ㎝인 정육면체 형태의 증기 챔버(Steam Chamber)와 액체를 공급하기 위한 액체분무 급수 시스템 그리고 분사액체의 온도를 높여 주

기 위한 전기가열기 및 증기 챔버 내에 수증기를 공급하기 위한 증기발생기로 구성되어 있다(Fig. 3).

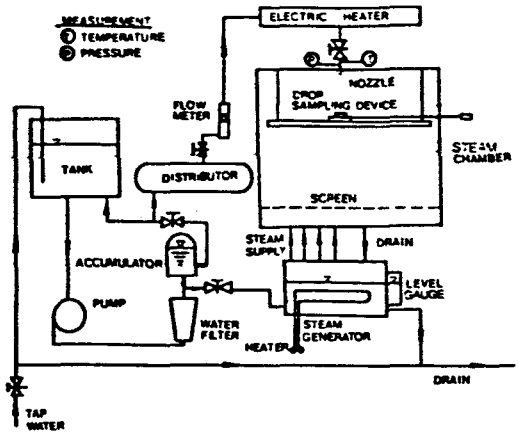


Fig.3 Schematic Diagram of Experimental Set-up.

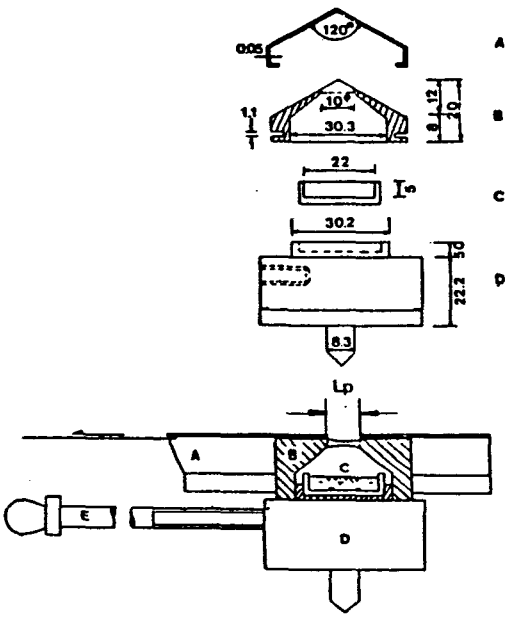
증기 챔버의 양 측면은 열처리된 유리로 되어 있어서 분무의 형상을 직접 눈으로 관찰할 수 있고 아울러 사진 촬영이 가능하도록 하였다. 한 쪽 옆면에는 액적의 채집을 위한 작은 문(7 *cm* × 6 *cm*)과 사진 촬영시 필요한 보조광을 사용하기 위한 사방 5 *cm*의 보조 창문이 설치되어 있다. 윗면에는 노즐을 부착하기 위한 판을 고정하였으며, 증기 챔버 내의 압력을 노즐로부터 분사되는 고온의 수증기의 양에 관계없이 대기압으로 유지시키기 위한 증기 분출 구멍과 액적 채집 장치의 높이 지지용 볼트 구멍이 있고, 아랫 면에는 증기 챔버의 바닥에 고인 물을 순환시키기 위하여 한 개의 배수관이 있다. 분사 액체는 수조로부터 펌프를 통과하면서 가압되고 전기과열기에 의해 가열된 후 노즐을 통해 분사된다. 펌프는 고압, 소유량에서 효율이 높고 송출 압력의 맥동이 적어 비교적 안정된 유량을 송출하는 터빈 펌프(2마력)를 사용하였고 펌프를 통과한 물은 휠터(Water Filter)를 통해 정수된 후, 펌프의 진동이 유량에 미치는 영향을 줄이기 위해 펌프의 출구 쪽에 설치된 완충장치(Accumulator)를 거쳐 밸브에 의해 유량이 조절된 후에 전기가열기에 다다르게 된다. 전기가열기는 분사 액체의 온도를 조절하기 위한 것으로 스테인레스 강관 안에 설치되어 있는 220 V, 1 *kw* 용량의 전기히터 4개가 직렬로 연결되어 있다. 증기발생기는 증기 챔버의 바로 밑에 있으며 직경 30 *cm*, 길이 50 *cm* 크기의 원통형으로 각각 220V, 4 *kw*의 용량을 갖는 네 개의 Immersion Heater에 의해 증기를 발생시킬 수 있도록 되어있다. 증기발생기에서 발생된 증기는 증기 챔버 내부에 공급된다. 노즐 내의 분사 압력과 온도를 측정하기 위해 Bourdon Type 압력계(Wekslar, GR 5-16-3)와 Thermocouple Thermometer(YEW, Type 2575 -10)를 사용하였고, 노즐로 공급되는 유량은 Rotameter를 사용하여 측정하였다. 증기 챔버 내의 분무 액체의 분산 형태 및 · 분사각을 촬영하기 위한 사진기는 Canon Model F-1을 사용하였고, 근접 촬영을 위해 접사링(Extension Ring)과 Telephoto(Canon FD 200 *mm*, 1 : 2.8)를 준비하였다. 사진 촬영에 필요한 조명은 3 μs의 Flashing Time을 갖는 strobolight (General Radio, Stroboslave Type 1539-A with Flashing Delay 1531-P2)를 사용하였다.

3.2 액적 채집 장치

실험에 사용된 액적 채집 장치는 Fig. 4와 같다. Oil bath는 내경 22 *mm*, 깊이 5 *mm*인 유리로 되어 있고, 액적 채집 장치는 Case윗쪽에 지름이 10 *mm* 되는 구멍이 셔터 (구리판, 두께 0.05 *mm*)의 구멍과 일치할 때 액적이 통과하여 Oil bath 안으로 들어가게 되어 있다.

액적 채집에 사용된 Oil은 실리콘 오일이다. 상온의 실리콘 오일이 담긴 Oil bath를 수증기 중에 노출시키면 실리콘 오일위에 수증기의 응축이 일어나므로 이를 방지하기 위해 액적을 채집하기 전에 Oil bath 내의 실리콘 오일의 온도를 100℃로 예열하여 사용하였다. 또 온도의 증가로 인한 오일의 점성의 감소를 보완하기 위해 점성이 100 cst인 실리콘 오일과 1 Mcst인 실리콘 오일을 중량비 1:1로 섞어

Parts		Materials
A	Shutter	Copper
B	Sampling Hole	Aluminium
C	Oil Bath	Glass
D	Oil Bath Support	Aluminium
E	Rod for Handling	Brass



Dimension of Aperture, Lp.

Injection Pressure, Pg	Lp
0. 207 MPa	5 ㎜
0. 345	4
0. 483	3

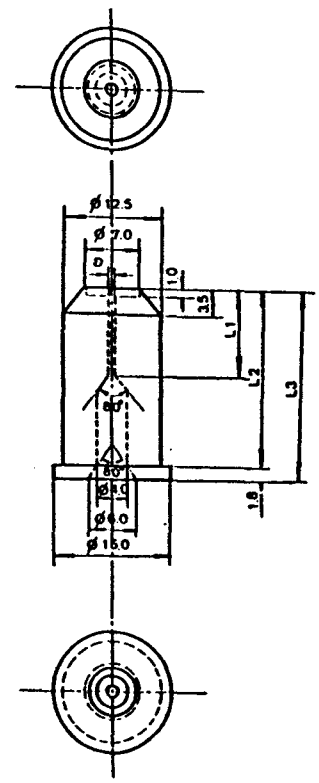
Fig.4 Droplet Sampling Device.[17]

사용하였다. 이 경우 실리콘 오일의 점성은 100℃에서 1000 cst가 되도록 만들었다.[17]

액적의 크기는 Oil Bath에 채집된 액적을 Microphoto Lens (Canon 20 ㎜, f/3.5)로 근접 촬영하여 촬영된 필름을 현상을 거친 후 확대기(Fujimoto, Enlarger 90CM-5)로 20배 확대시킨 다음에 25㎛의 단위 간격으로 크기를 측정하였다.

3.3 노 즐

실험에 사용된 노즐은 單孔 노즐(Single Hole Nozzle)로 재질은 황동이며 노즐의 형상비가 분무 특성에 미치는 영향을 살펴보기 위해 Fig. 5와 같이 형상비(L/D)가 7.27인 짧은 노즐과 29.09인 노즐 등 두 가지를 제작하였다.



NOZZLE NO.	D ㎜	L1 ㎜	L1/D	L2	L3
1	0.55	4.0	7.27	18.5	20.3
2	0.55	16.0	29.09	26.5	28.3

Fig.5 Drawing of Nozzle Used.

3.4 실험방법

고온의 액체가 분사될 때 주위의 온도가 너무 낮아 액체가 분사되면서 증발된 수증기가 응축되어 분무 형태를 촬영하기 곤란한 문제

를 해결하기 위해 시험부(증기 챔버) 내부에는 수증기를 공급하였다. 실험을 시작하기 전에 분사액체의 온도를 100℃로 고정하고 증기 챔버 내에 수증기를 공급하면서 약 1시간 반 정도 분사시킨 뒤부터 액적을 채집하고 분무 형태를 촬영하였다.

액적의 채집은 노즐의 축 방향 거리 190㎜ 지점에서 실시하였고, 본 실험에서 사용한 액적 채집 방법은 Immersion Sampling Technique으로 액체(Oil)를 채운 Oil Bath로 물의 액적을 채집한 후 사진을 찍어 액적의 크기를 측정하고 크기별로 분류하는 방법이다. 이 방법은 측정이 비교적 간단하고 빨라 물이나 물에 용해되는 물질의 분무특성을 조사하는 데 효과적으로 이용할 수 있다. 이 방법은 Rupe[18]가 처음 시도하였으며, 1-3000 micron의 액적을 채집하는 데 사용된다. 채집된 액적은 사진 촬영한 후 액적 크기의 20배로 확대하여 25 micron의 단위 간격으로 측정하였다. 액체의 분사압력에 따라 액체의 분출속도가 다르므로 액적을 채집할 때 생기는 액적들의 합착이나 충돌을 막아 액적의 크기를 측정하는데 적합한 사진을 얻기 위해 Fig. 4에 표시된 바와 같이 분사압력에 따라 구멍의 크기가 각기 다른 셔터를 사용하였다.

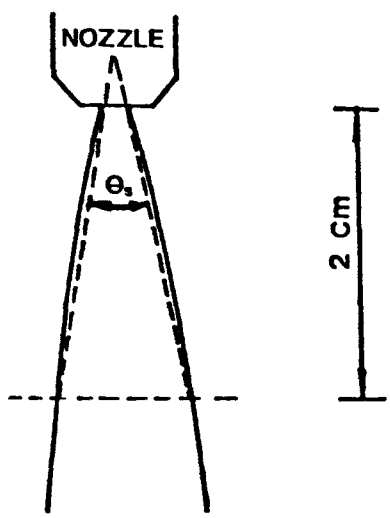


Fig.6 Measurement of Equivalent Spray Angle

본 실험에서는 분무각이 작은 경우에 측정에 따른 오차를 줄이기 위하여 실제 분무각을 직접 측정하지 않고 Fig. 6에서 처럼 노즐 하방 약 2㎝지점에서 분무의 양 바깥 경계를 따라 노즐 입구까지를 잇는 선을 그어 그 두 선이 이루는 각을 등가분무각(Equivalent Spray Angle), θ_s로 정의하였다. 이 등가분무각은 분무각이 커질수록 실제 분무각에 가까와진다.

4. 실험결과 및 검토

본 실험은 유체의 분사압력이 각각 0.207 MPa와 0.345 MPa, 그리고 0.483 MPa인 때에, 분사 액체 온도를 100℃이상으로 가열하여 실험하였다.

4.1 분무 형상과 분무각

Fig. 7은 분사압력 및 분사온도에 따른 분무 형태의 변화를 보여주는 한 예이다.

To< 100℃인 때에는 액체제트의 분산이 일어나지 않으나 액체의 온도를 점차로 높여 줌에 따라서 제트의 분무각이 커지면서 액체제트 내부의 Ligament가 깨지기 시작하는 것을 관찰할 수 있다. 분사 온도가 어느 일정한 온도 이상이 되면 제트 내부에서 관찰되던 액체의 Ligament는 더 이상 보이지 않고 분사온도가 증가함에 따라서 분무각의 변화만 생기게 되는 것을 관찰할 수 있다.

Fig. 8은 액체의 분사온도의 변화에 따른 분무각의 변화를 보여준다. 긴 노즐의 경우에는 분사온도의 증가에 따른 분무각의 변화가 현저하게 나타나며, 각 분사압력에 대해서 점차로 분사온도를 높여가면 어느 일정한 분사온도까지는 분무각이 증가하고 분사압력이 클수록 그 최대 분무각도 커지는 것을 알 수 있다. 이것은 Nagai등[10]에 의하면 노즐의 형상비가 클수록 노즐의 안 쪽 벽면에서 기포의 생성률이 커지게 되고, 또 Sher와 Elata[4]가 구한 식 (3)의 결과와 같이 분사압력이 클수록 기포의 성장률이 커져 비등에 의한 미립화가 촉진되기 때문이라고 설명할 수 있다. 그러나 짧은 노즐의 경우에는 분무각에 미치는 분사

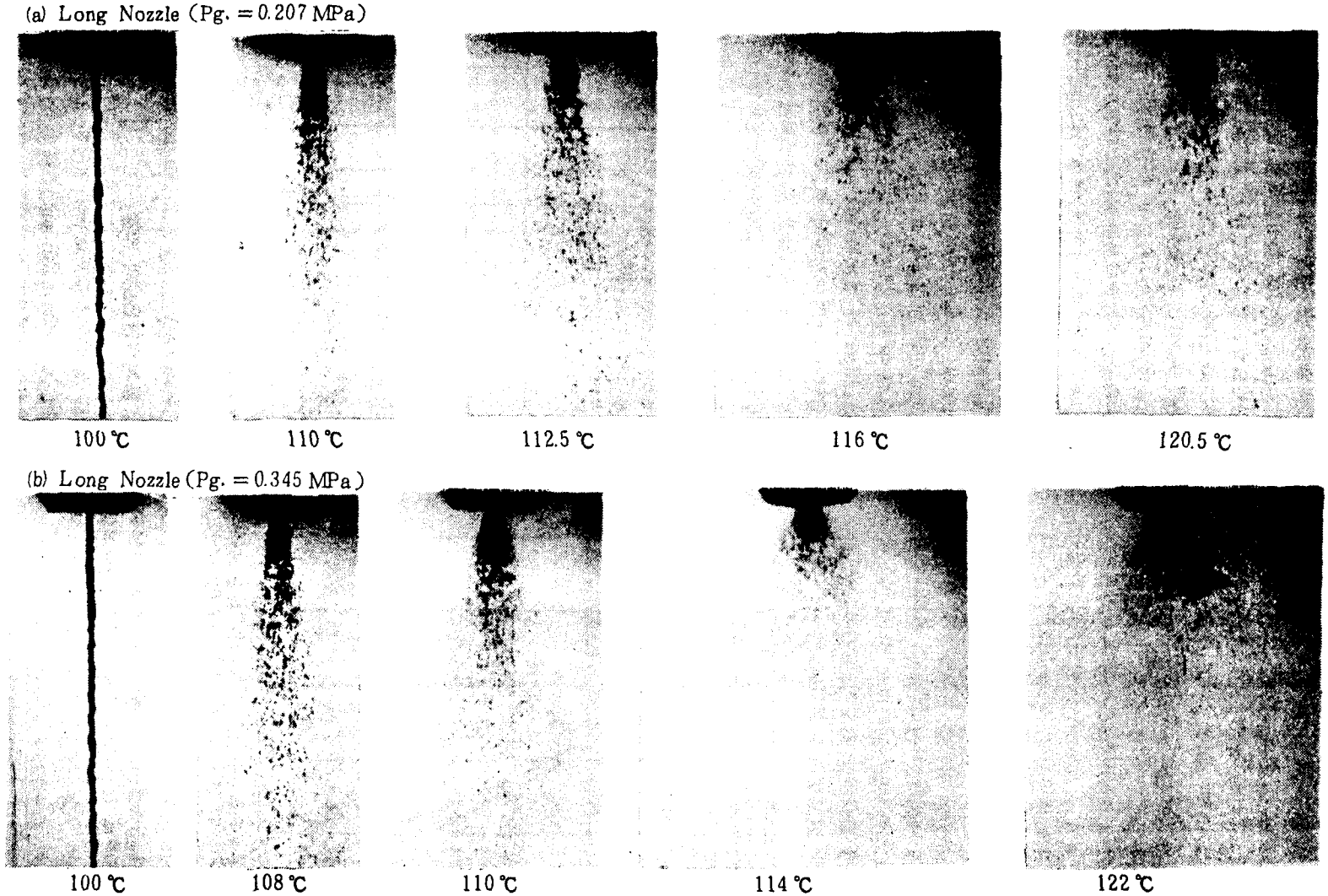


Fig.7 Atomisation of Superheated Water from a Single Hole Nozzle (L/D = 29.09)

압력의 영향이 그다지 크지 않음을 알 수 있다. 이것은 짧은 노즐의 경우에는 긴 노즐에 비하여 노즐 내부의 벽면에서 기포가 생길 수 있는 가능성이 적기 때문이라고 생각된다.[8] 긴 노즐의 경우에는 각 분사압력에 대해서 분무각이 최대가 되는 점이 있고 이 점보다 분사온도가 더욱 높아지면 분무각이 작아지는데, 이것은 이 점을 경계로 하여 미립화의 경향이 바뀐다는 것을 의미한다. Nagai 등[9,10]은 이 부분에서 갑자기 분무각이 작아지는 것은 충분한 과열도로 말미암아 미립화가 양호하게 되어 노즐 밑부분의 미세한 분무입자가 주위 공기의 유입에 의해 분무내로 끌어 들어 오기 때문이라고 설명하였다. 따라서 이 부분은 액적의 크기가 변화하는 경향이 갑자기 바뀌는 부분과 대략 일치한다고 하였다.

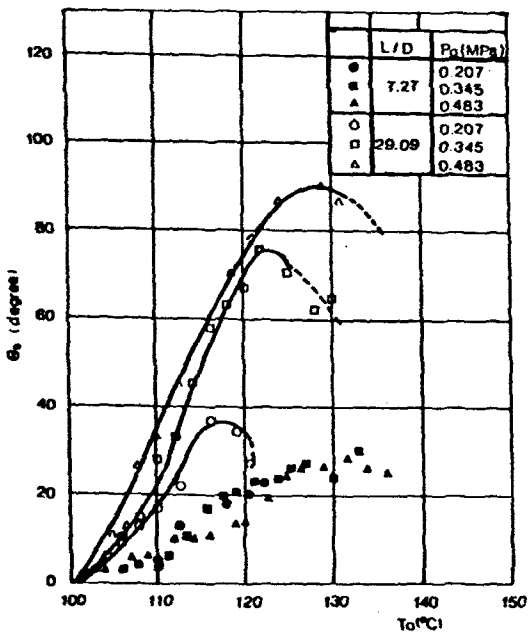


Fig.8 Change of Equivalent Spray Angle vs. Liquid Temperature

미립화의 경향을 수식으로 나타내기 위해 Nagai등[9,10]은 다음과 같이 정의한 무차원과열도

$$\Delta T_o^* = \frac{T_o - 100}{T_{sp} - 100} \quad \cdots\cdots (8)$$

를 고려하였다. 본 실험에서도 알 수 있듯이 액적의 크기는 유체의 분사온도와 분사압력에 따라 바뀌므로, 액적의 변화를 효과적으로 나타내려면 그 둘의 영향을 모두 포함하는 변수를 고려해야 한다. 식(8)에서 $T_o - 100$은 기포의 성장률을 지배하는 온도에 의한 열적 Potential Energy에 상당하는 실제 과열도이며 또한 $T_{sp} - 100$은 분사압력에 해당하는 포화온도로부터 분무가 이루어지는 대기의 포화온도의 차이로서 분사압력의 영향을 고려하여 그 분사압력에서의 최대 과열온도의 정도를 나타내는 것이다. 무차원 과열도는 이 둘의 비로써 과열액체제트의 미립화에 미치는 분사온도와 분사압력의 영향을 간단히 고려한 변수이다. Fig. 9는 Fig. 8의 결과를 이 무차원수에 대해 정리한 것이다. 이 그림에서 θ_m은 측정된 최대 등가분무각이며 θ_s/θ_m은 분사압력에 관계없이 대체로 한 개의 선으로 나타남을 알 수 있다.

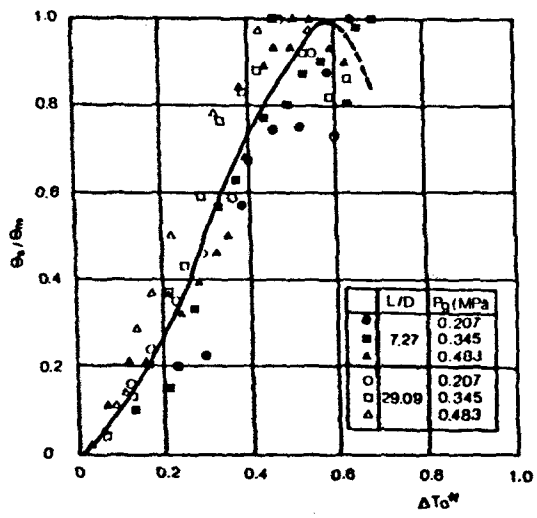


Fig.9 Change of Normalized Equivalent Spray Angle vs. Nondimensionalized Liquid Superheat

4.2 임계과열온도의 추정

식(7)로 정의된 C값으로부터 안정된 2상 유동 분출(Two-Phase Effluent)형태를 얻을 수 있는 최소의 과열온도로 정의되는 임계과열온

도를 추정할 수 있다. 분사온도가 이 온도 이상이 되면 액체제트의 액체 Ligament가 완전히 액적으로 변해 분무의 형태가 작은 액적들을 포함한 기체상(Gas Phase)의 안정된 분무를 나타내게 되며 그 시작점에서 C의값의 변화가 두드러진다. Fig. 10에 분사압력에 따른 C값의 변화를 나타내었다. 긴 노즐을 예로들어 살펴보면 분사압력이 0.483 MPa인 경우에 과열온도의 변화에 따른 C값의 변화를 살펴볼 때 C의 값이 갑자기 커지는 구간(|○|표시부)이 임계과열온도가 되는 것이다. 이 구간은 액적 채집시에 1℃의 간격으로 온도를 높여가며 각 온도에서마다 5~6번씩 액적을 채집한 결과 액적의 크기가 노즐의 반경보다 작아지기 시작하는 온도구간으로, 단순한 Rayleigh Instability에 의한 액적의 형성보다는 주로 후래시비등에 의해 액적이 형성되기 시작하는 부분이다. 짧은 노즐의 경우에 Fig. 8에서 볼 수 있듯이 분무각의 변화가 두드러지지 않으며 따라서 Fig. 10에서 처럼 과열온도의 변화에 따른 C값의 두드러진 변화는 관찰되지 않는다. 이것은 분무각에 영향을 준다고 생각되는 요소인 기포의 생성률이 긴 노즐에 비해 크지 않기 때문이라 생각된다. 이상의 결과로부터 식(7)에서 정의되는 C값에 의해 안정된 2상 유동 분출 형태의 분무영역을 추정하는 것은 기포의 생성률이 분무형태에 큰 영향을 주는 긴 노즐의 경우에 의미가 있다고 생각된다. 긴 노즐의 경우를 살펴보면 임계과열온도는 분사압력이 커질수록 점차로 작아지게 됨을 알 수 있다. 이것은 Kitamura등[8]의 경우와 비교할 때 노즐의 형상(L/D)에 따라 L/D가 50이하인 노즐의 실험결과와 일치하는 경향을 보인다.

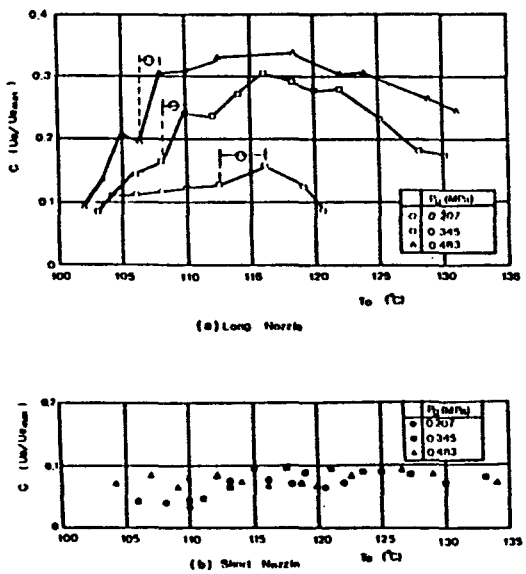


Fig. 10 Change of the value of Constant C vs. Liquid Temperature

4.3 액적 크기 분포 및 균일도

액적의 크기는 다음과 같이 정의되는 Sauter Mean Diameter로 나타내었다.

$$D_{32}=\frac{\Sigma \Delta ni\, \bar{D}^3}{\Sigma \Delta ni\, \bar{D}^2}$$

여기에서 Δni는 액적의 직경이 $\bar{D}i-\Delta\bar{D}/2 < \bar{D}i < \bar{D}i+\Delta\bar{D}/2$인 액적의 수를 의미한다. 액적의 균일도는 다음과 같이 정의된 Upper Limit Function에 의해 구하였다.[19]

$$\frac{dv}{dy}=\frac{\delta}{\sqrt{\pi}}e^{-\delta^2 y^2}$$

$$y=ln[\bar{a}\bar{D}/(\bar{D}_m-\bar{D})]$$

Fig. 11은 후래시비등이 일어나는 안정된 2상 유동 분출 형태에서 과열온도에 따른 액적 크기(Sauter Mean Diameter)의 변화를 나타낸 것이다. 짧은 노즐의 경우에는 같은 과열온도에 대해 분사압력이 낮을수록 액적의 크기가 작아지는 것을 알 수 있는데 이것은 과열온도가 같으면 분사압력이 낮을수록 그 압력에 해당하는 포화온도에 가까와져 분사압력이 클 때 보다 기포의 생성수가 상대적으로 많아지기 때문이라고 생각된다. 긴 노즐의 경우에는 Fig. 11에서 볼 수 있듯이 같은 과열온도에 대해서 분사압력이 클수록 액적의 크기가 작아지는 경향을 관찰할 수 있다. 특히 긴 노즐의 경우에는 과열온도의 정도가 어느 이상이 되면 짧은 노즐의 결과와 비교할 때 액적의 크기가 분사압력의 변화에 따라 큰 차이가 없음

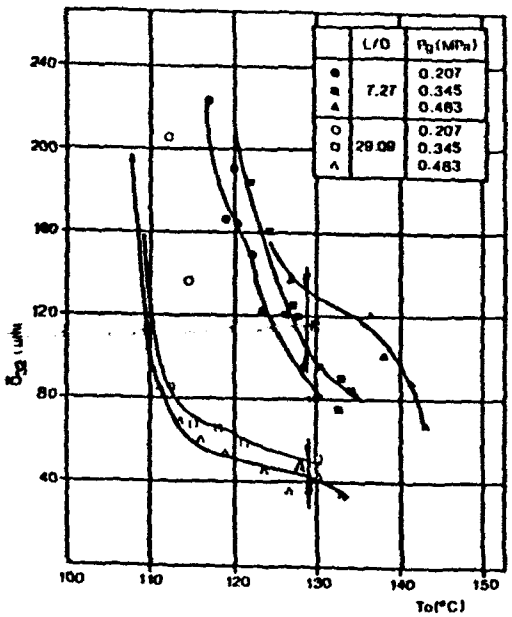


Fig. 11 Change of Sauter Mean Diameter vs. Liquid Temperature

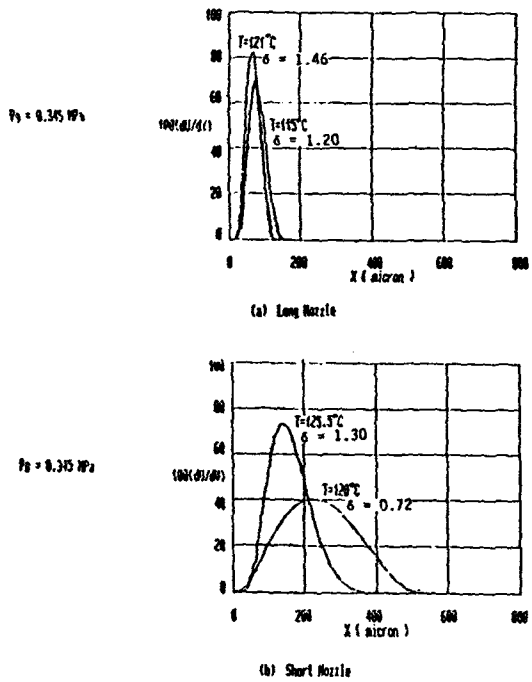


Fig. 12 Change of the Drop Size Distribution vs. Liquid Temperature

을 볼 수 있다(Fig. 11에서 B>A). 후래시 비등에 의한 미립화는 과열상태에서의 기포의생성률 및 기포의 성장률에 크게 의존한다고 할 때 이상의 결과로 미루어 짧은 노즐의 경우에는 노즐 벽면에서의 기포의 생성률이 작으므로 과열온도의 정도 뿐 아니라, 기포의 생성률에 영향을 주는 최대 과열온도(분사압력에 해당하는 포화온도)에 상대적으로 가까와 짐으로 과열도에 미치는 분사압력의 영향이 더욱 두드러지고, 긴 노즐의 경우에는 노즐의 벽면으로부터 발생하는 기포의 생성률이 매우 크므로 과열온도가 어느 정도만 되면 분사압력의 영향보다 과열온도의 정도가 기포의 성장률에 미치는 영향이 두드러지게 나타난다고 할 수 있다.

Fig. 12는 각각의 노즐에 대해서 액적의 균일도에 미치는 분사압력과 과열온도의 영향을 Upper Limit Function에 의해 보여 주는 것이다. 짧은 노즐의 경우에는 균일도(δ)에 미치는 과열도의 영향이 현저하게 나타나지만 긴 노즐의 경우는 액적 크기의 균일도에 미치는 과열온도의 영향이 대체로 크지 않음을 보여준다. 또 각 분포곡선에서 과열도에 따라 곡선의 최대점이 전반적으로 왼쪽으로 치우치는 것은 과열온도의 증가에 따라 액적의 크기가 작아지는 것을 의미하는 것이다.

5. 결 론

單孔 노즐로부터 대기압 상태의 외부로 분사되는 가압과열 액체제트의 실험을 통하여 분사각을 측정함으로써 안정된 2상 유동 분출 형태의 분무를 얻을 수 있는 임계과열온도를 추정하고 그 구간에서의 미립화 특성에 대해 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 과열액체제트의 분무각은 과열온도의 정도가 증가함에 따라서 증가한다. 긴 노즐(L/D=29.09)의 경우에는 짧은 노즐(L/D=7.27)의 경우보다 과열온도의 증가에 따른 분무각의 변화가 현저하게 나타나며 이 분무각의 변화로부터 안정된 2상 유동 분출 형태의 분무가 형성되기 위한 임계과열온도를 추정할 수

있다. 그러나 짧은 노즐의 경우에는 긴 노즐에 비해서 과열온도의 증가에 따른 분무각의 변화가 별로 없어 분무각의 변화로부터 임계과열온도를 추정하기가 어렵다.

2. 짧은 노즐과 긴 노즐에 대해서 과열온도의 정도와 분사압력이 액적의 크기에 미치는 영향에 대해 실험한 결과, 두 노즐 모두 분사액체의 과열온도가 커질수록 액적의 크기는 작아진다. 분사압력에 대해서는 짧은 노즐의 경우엔 분사압력이 작을수록 액저의 크기가 작아지나 긴 노즐의 경우엔 분사압력이 클수록 액저의 크기가 작아지고 또 어느 온도 이상의 과열온도를 가지면 짧은 노즐에 비해 긴 노즐의 경우 분사압력의 변화가 액적 크기에 미치는 영향이 작아진다.

3. 액적의 균일도는 짧은 노즐의 경우에는 분사액체의 과열온도가 클수록 현저하게 증가하지만 긴 노즐의 경우에는 액적의 균일도에 미치는 과열온도의 영향이 그리 크지 않음을 볼 수 있었다.

참 고 문 헌

1. R. Brown and J.L. York, "Sprays Formed by Flashing Liquid Jets," AICHE Journal, Vol. 8, No. 2, pp. 141-153, 1968.
2. J.H. Lienhard and J.B. Day, "The Break of Superheated Liquid Jets," J. of Basic Engineering, Vol. 92, pp. 515-522, 1970.
3. J.H. Lienhard and J.M. Stephenson," Temperature and Scale Effect upon Cavitation and Flashing in Free and Submerged Jet.," J. of Basic Engineering, Vol. 88, pp. 525-535, 1966.
4. E. Sher and C. Elata, "Spray Formation from Pressure Cans by Flashing, "Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev., Vol. 16, No. 2, pp. 237-242, 1977.
5. M. Suzuki and T. Yamamoto, "Atomization of Superheated Liquid Jet," ICLASS-85, pp. 37-43, 1978.
6. O. Miyatake, T. Tomimura, Y. Ide and T. Fujii, "An Experimental Study of Spray Flash Evaporation," Desalination, Vol. 36, pp. 113-128, 1981.
7. O. Miyatake, T. Tomimura, Y. Ide and T. Fujii, "Effect of Liquid Temperature on Spray Flash Evaporation," Desalination, Vol. 37, pp. 351-366, 1981.
8. Y. Kitamura, H. Morimitsu and T. Takahashi, "Critical Superheat for Flashing of Superheated Liquid Jets," Ind. Eng. Chem. Fundam., Vol. 25, No. 2, pp. 206-211, 1986.
9. N. Nagai, K. Sato and Ch. W. Lee, "Atomization Characteristics of Superheated Liquid Jets," ICLASS-85, VB/3/1-VB/3/11, 1985.
10. K. Sato, Ch. W. Lee and N. Nagai, "과열분류의 미립화특성에 관한 연구," 일본기계학회 논문집, 제 455 호 B 편. pp. 1743-1752, 1984.
11. D. Bharathan and T. Penney, "Flash Evaporation from Turbulent Water Jets," J. of Heat Transfer, Vol. 106, pp. 407-416, 1984.
12. O. Miyatake, T. Tomimura and Y. Ide. "Enhancement of Spray Flash Evaporation by Means of the Injection of Bubble Nuclei., "J. of Heat Transter Vol. 107, pp. 176-182, 1985.
13. A.S.P. Solomon, S.D. Rupprecht, L.D. Chen and G.M. Faeth, "Flow and Atomization in Flashing Injectors," Atom. and Spray Technology, Vol. 1, pp. 53-76, 1985.
14. G. Lamb, 'Hydrodynamics', Dover Publications, New York, 1945.
15. M.S. Plesset and S.A. Zwick, "The Growth of Vapor Bubbles in Superheated Liquids," J. of Applied Physics, Vol. 25, pp. 493-

500, 1954.

16. J.H. Lienhard "An Influence of Superheat Upon the spray Configurations of Superheated Liquid Jets," J. of Basic Engineering, Vol. 88, pp. 685-687, 1966.
17. 한기수, "응축 기체 내에서 분무의 간섭시 액적 크기 분포의 변화에 관한 실험적 연구", 대한기계학회 논문집, 제 10권 제 3호, pp. 326～334. 1986.
18. J.H. Rupe, Conference on Fuel Sprays, Univ. Michigan, Ann Arbor, Michigan, 1949, Cited by R.W. Tate "Immersion Sampling of Spray Droplets," AICHE Journal, Vol. 7, No. 4, pp. 574-577, Dec., 1961.
19. R.A. Mugele and H.D. Evans, "Drop Size Distribution in Sprays," Ind. Eng. Chem., Vol. 43, No. 1317, 1951.