大韓機械學會論文集 第18卷 第12號, pp. 3377-3385, 1994

〈技術論文〉

Y-Jet노즐을 통한 저점도 액체의 유량 및 입경예측에 관한 연구

송시홍* · 이상용**

(1994년 5월 20일 접수)

Prediction of Flow Rate and Drop Size of Low Viscosity Liquid through Y-Jet Atomizers

Si Hong Song and Sang Yong Lee

Key Words: Atomization(미립화), Burner(연소기), Y-Jet Atomizer(Y-Jet노즐), Drop Size (입경)

Abstract

This paper introduces empirical correlations to obtain the gas/liquid flow rates and the spray drop size of low viscosity liquid injected by Y-jet twin-fluid atomizers. The gas flow rate is well correlated with the gas injection pressure and the mixing point pressure, based on the compressible flow theory. Similarly, the liquid flow rate is determined by the liquid injection pressure and the mixing point pressure, and a simple correlation for the liquid discharge coefficient at the liquid port was deduced from the experimental results. The mixing point pressure, which is one of the essential parameters, was expressed in terms of the gas/liquid flow rate ratio and the mixing port length. Disintegration and atomization mechanisms both within the mixing port and outside the atomizer were carefully re-examined, and a "basic" correlation form representing the mean diameter of drops was proposed. The "basic" correlation was expressed in terms of the mean gas density within the mixing port, gas/liquid mass flow rate ratio and the Weber number. Though the correlation is somewhat complicated, it represents the experimental data within an accuracy of ±15%.

기호설명

A_1 : 단면적(m^2)
C_n : 실험상수
C_d : 유량계수
D_{32} : Sauter 평균직경(m)
$D_{v,0.5}$: 질량중심 입경(m)
d : 관직경(m)
G : 질량유속(kg/m^2s)
k : 비열비
l : 관길이(m)
l_c : 특성길이(m)
p : 압력(Pa)
R : 기체상수(m^2/s^2K)
Re : 레이놀즈수
T : 절대온도(K)
U : 속도(m/s)
U_R : 출구속도(m/s)
W : 질량유량(kg/s)

*한국과학기술원 기계공학과
**정회원, 한국과학기술원 기계공학과

We : 웨버수
Z : 오네소게(Ohnesorge) 수

그리스 문자

ρ : 밀도(kg/m^3)
σ : 표면장력(N/m)
μ : 점도(kg/m s)

상첨자

$-$: 평균

하첨자

e : 외기
f : 액체공급관 혹은 액체
g : 기체공급관 혹은 공기
i : 노즐내부
M : 혼합점
m : 혼합관 혹은 단면평균
o : 분사조건(기체, 액체)
s : 액막

1. 서 론

2-유체노즐의 일종인 Y-jet노즐(Fig. 1)은 액체(연료)와 분무촉진용 기체(공기, 증기)를 노즐 내부에서 혼합한 후 분사하는 노즐이다. Fig. 1에서 보는 것처럼 Y-jet노즐은 분무촉진용 기체공급관(gas port), 연료용 액체공급관(liquid port) 그리고 공급된 두 유체가 혼합되는 혼합관(mixing port)으로 구성되어 있다. 이 Y-jet노즐은 낮은 분사압력하에서도 미세한 입경을 얻을 수 있는 잇점이 있기 때문에 오래전부터 연소기(burner)의 연료분무용 노즐로 사용되어 왔다. 그러나 초기의 연구결과들은 주로 제원에 따른 입경의 크기를 비교하여 설계에 필요한 기준을 설정하는 형태였기 때문에 내부 유동특성이나 분무특성에 대해서는 몇몇의 연구결과들[1~8]을 제외하고는 아직까지 잘 알려져 있지 않다.

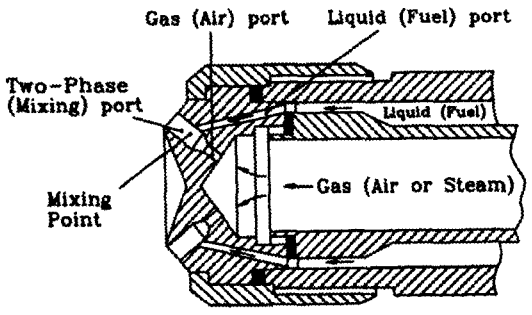


Fig. 1 Y-jet atomizer

Fig. 1에서 혼합점(mixing point)의 압력을 구하고 아울러 기체 및 액체공급관을 통한 유량계수가 주어진다면 기체 및 액체의 유량은 쉽게 구할 수 있게 된다. 따라서 Hurley와 Doyle[1]는 혼합점의 압력과 기체 및 액체공급관을 통한 유량계수에 관한 실험식을 구하였다. 그들은 혼합점의 압력을 기체 및 액체 공급관 단면적의 합과 혼합관 단면적의 비의 함수로 나타내어 노즐제원의 변화에 따른 유량변화를 예측하고자 하였다. Graziadio 등[2]과 Andreussi 등[3]의 ENEL그룹은 혼합관내의 2상유동을 1차원 압축성유동으로 생각하고 실험을 통하여 마찰계수를 혼합관 길이와 직경의 비 및 액체/공기의 질량유량비의 함수로 나타내었다. 이들의 연구결과는 우선 노즐 외부압력과 기체 및 액체의 유량이 주어져 있을 때 혼합점의 압력을 결정하는데 유용하다. 또한 Lee 등[4]과 인왕기 등[5]은 혼합관내의 유동을 각각 환상류 및 환상-분무류로 가정하고 기체 및 액체의 유동에 대한 막힘효과와 혼합관내의 액적의 유입에 관한 수역학적 모델을 제시하였고, 이를 이용하여 분사조건이 주어졌을 때 기체 및 액체의 유량과 혼합관을 통한 압력강하를 계산하였다. Y-jet노즐로부터 분사되는 액체의 입경을 예측하는 실험식으로는 주로 Wigg의 식[6]을 수정없이 그대로 사용되거나 Lefebvre 등[7]이 2-유체노즐에서 제시한 실험식의 기본형태를 기준으로 하는 실험식이 사용되고 있다. 그러나 이들 Wigg나 Lefebvre 등이 제시한 실험식은 노즐외부에서 기체와 액체가 서로 충돌하여 미립화하는 노즐들에 대한 식으로서 Y-jet처럼 혼합관내에서 기체와 액체가 서로 혼합되어 분사되는 경우에 직접 적용하기에는 무리가 있으며 적절한 수정이 필요하다. ENEL그룹[3,8]에서는 Lefebvre의 입경에 대한 기본식을 수정한 연구결과들을 제시하고 있다. 그러나 이들 ENEL그룹의 입경관계식에서는 기체/액체의 질량유량비의 영향이 무시되고 있다.

이상에서와 같이 이들 기존의 노즐내부 유동에 관한 연구들은 혼합점의 압력을 단면적비만의 함수로 나타내거나[1] 혼합점의 압력만을 계산하는 등[3]의 부분적인 결과들을 제시하고 있는데 단면적비

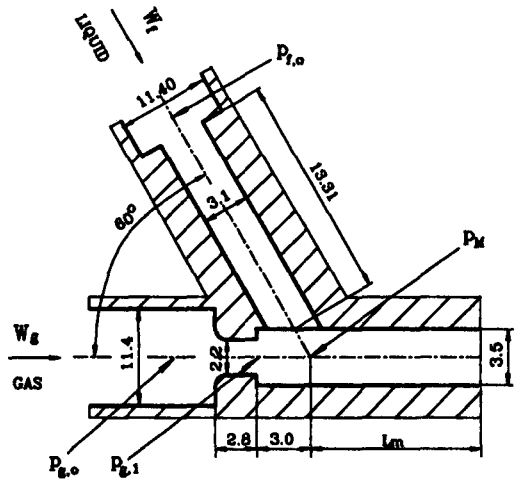
이외의 노즐제원이 달라질 때에는 실제로 이의 영향이 고려되어야 한다. 따라서 송시홍과 이상용[9]은 혼합관길이가 서로 다른 노즐들을 이용하여 실험연구를 수행하였다. 그 결과에 따르면 혼합관길이는 2상 유동형태(즉, 2상 유동저항)에 영향을 주므로 혼합점의 압력은 혼합관길이에 따라 달라진다는 것이 알려져 있다. 또한 이 노즐의 경우에도 다른 종류의 2-유체 노즐에서와 마찬가지로 질량유량비에 따라 입경분포가 크게 변하는 특성을 보여주고 있다. 결론적으로 Y-jet노즐의 기체 및 액체의 유량이나 입경을 제대로 예측하기 위해서는 혼합관길이 및 기체/액체의 질량유량비의 영향을 고려할 수 있는 식이 제시되어야 한다.

본 논문에서는 기체와 액체의 유량을 예측하기 위한 기존의 실험식에 혼합관 길이의 영향을 고려하고, 또 입경에 대해서도 기체/액체의 질량유량비의 영향을 포함시켜 좀 더 일반화된 실험식을 제시하고자 한다. 이 실험식들은 혼합관길이가 서로 다른 Y-jet노즐에서 얻은 송시홍과 이상용[9]의 실험결과를 수식화한 것이다. 이 실험에서는 혼합관길이와 직경의 비(l_m/d_m)가 실제 연소기 등에 쓰이고 있는 노즐제원의 범위인 2.0, 3.1, 6.0등 3종류의 노즐을 사용하였다. 또한 작동유체로는 물과 공기를 사용하였는데 이때 공기의 분사압력은 (4.0 ~5.7)$\times 10^5$Pa의 범위에서 변화시켰고 저점도 액체인 물의 분사압력은 최대 6.2×10^5Pa이었다. 이들 분사압력 조건에서 얻을 수 있었던 기체(공기)/액체(물)의 질량유량비는 최대 0.6으로 이는 Y-jet 노즐을 연소기의 분무노즐로 사용할 때 쓰이는 질량유량비 영역을 대부분을 포함한다.

2. 분사압력에 따른 유량예측

Y-jet노즐에서 유량예측에 필요한 압력점들과 그에 영향을 주는 혼합과길이 등을 보여주는 Y-형유로의 개략도를 Fig. 2에 나타내었다.

Y-jet노즐은 기체 및 액체공급관을 통한 유동은 단상유동이고 혼합관에서는 2상 유동으로 구분되므로 분사유량은 분사압력($p_{f,o}$, $p_{g,o}$)과 각 공급관 출구부분의 혼합점압력(p_M)에 의해 결정된다. 그리고 혼합점압력(p_M)은 노즐외부의 압력이 주어져 있을 때 혼합관내를 흐르는 유량과 혼합관길이 등에 의해 결정된다. 따라서 기체 및 액체 공급관을 통한 유동의 유량계수와 혼합점의 압력에 대한 적



unit : mm

Atomizer	N1	N2	N3
Lm	21.0	11.0	7.0

Fig. 2 Pressure measurement locations and geometries of Y-jet atomizers[9]

절한 관계식을 알아내면 각 유체의 공급유량을 구할 수 있다. 이들 유량계수와 혼합점의 압력을 나타낼 수 있는 실험식을 구하면 다음과 같다.

2.1 기체공급관

기체공급관에서의 유동을 등엔트로피과정으로 가정하면 공기의 분사압력($p_{g,o}$)와 공기공급관 출구직후의 압력($p_{g,1}$)이 주어졌을 때 이론적인 공기질량유량(W_g)은

$$W_g = A_g\left(\frac{p_{g,1}}{p_{g,o}}\right)^{\frac{1}{k}}\sqrt{\frac{2k}{k-1}p_{g,o}\rho_{g,o}\left[1-\left(\frac{p_{g,1}}{p_{g,o}}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]} \tag{1}$$

으로 나타낼 수 있다.[10] 또한 기체공급관 출구에서 마하수(Mach number)가 1이 되는 임계유동조건에서의 유량은

$$W_{g,\max} = A_g p_{g,o}\sqrt{\frac{k}{RT_o}\left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}} \tag{2}$$

와 같이 된다. 압력강하는 등엔트로피과정을 가정할 때 공기의 비열비(k)는 1.4이므로 임계유동조건은 분사압력에 대한 기체공급관 출구에서의 압력의 비가 0.528보다 작게 되는 경우이다.

Fig. 3은 측정한 공기 질량유량(W_g)과 식(2)를 이용하여 구한 이론 임계질량유량($W_{g,\max}$)과의 비

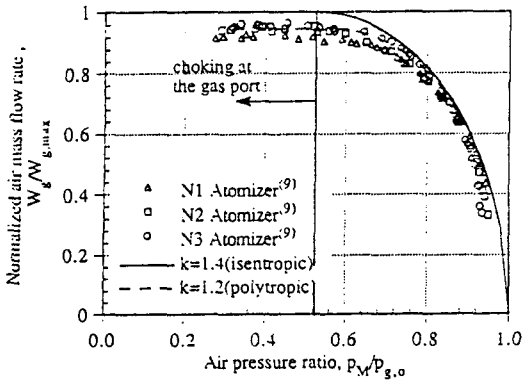


Fig. 3 Relationship between normalized air mass flow rate and air pressure ratio

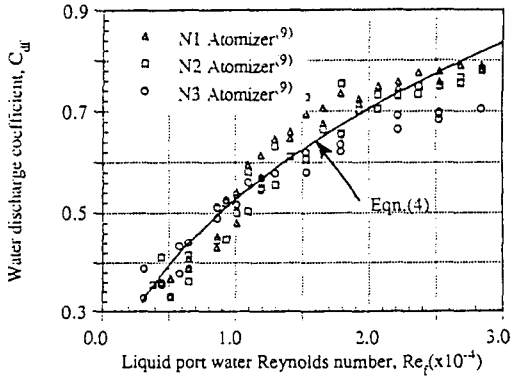


Fig. 4 Water discharge coefficient as a function of Reynolds number at the liquid port

를 혼합점압력과 공기분사압력의 비($p_M/p_{g,o}$)로 나타낸 것이다. 등엔트로피과정의 임계유동조건에서 공기의 질량유량이 거의 일정하게 유지되는 것으로 보아 기체공급관에서 임계유동이 나타나고 있음을 확인할 수 있다. 아울러 식(1)에서 $p_{g,1}$을 p_M과 거의 같다고 놓고, k값을 1.4 대신에 1.2로 취하면 계산된 $W_g/W_{g,max}$값이 실험결과에 가장 잘 맞는 것을 보여 준다. 이것은 실제 분사되는 공기의 팽창과정은 등엔트로피과정보다는 k=1.2인 폴리트로피(polytropic)과정으로 보는 것이 타당함을 의미한다. 따라서 k값을 1.2로 하고 또한 $p_{g,1}$ 대신에 p_M을 사용하면 임계유동이 아닌 조건에서는 식(1), 임계유동조건에서는 식(2)를 사용하여 공기의 질량유량을 계산할 수 있다. $p_{g,1}$ 대신에 p_M을 사용하면 기체 및 액체의 유동에 의한 상호간의 막힘효과를 별도로 고려하지 않아도 될 뿐만 아니라 기체 및 액체유량에 미치는 혼합관내에서의 2상 유동저항의 영향을 고려할 수 있게 된다.(혼합관에서의 2상 유동 영역은 실제로 액체공급관이 있는 혼합점 부분에서 시작되며 혼합점압력(p_M)은 혼합관에서의 2상 유동에 의한 압력강하에 의해 결정된다.)

2.2 액체공급관

액체공급관을 통한 물의 질량유량은 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$W_f = C_{df} A_f \sqrt{2\rho_f (p_{f,o} - p_M)} \qquad (3)$$

여기서, 물의 질량유량을 결정하는데 필요한 유량계수(C_{df})는 실험결과[9]를 이용하여 구한다.

Fig. 4는 물의 분사압력($p_{f,o}$)과 혼합점압력(p_M)을 이용하여 구한 유량계수(C_{df})를 액체공급관에서의 레이놀즈수($Re_f = \rho_f U_f d_f/\mu_f$)로 표기한 것이다. 액체공급관에서의 물의 레이놀즈수가 증가하면 유량계수의 값도 더불어 증가하는 경향을 보이고 있다. 이 유량계수에 대한 실험결과를 간단한 지수형태의 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$C_{df} = 0.0011\, Re_f^{0.42} \quad (3\times10^3 \le Re_f \le 3\times10^4) \qquad (4)$$

2.3 혼합점의 압력

위의 식들을 이용하여 각 유체의 유량을 결정하기 위해서는 혼합점 압력을 알고 있어야 한다. 실험결과[9]로부터 혼합점의 압력은 공기/물의 질량유량비 혹은 질량유량과 혼합관에서의 2상유동저항 등에 의해 결정되고 있음을 알 수 있었다. 여기서

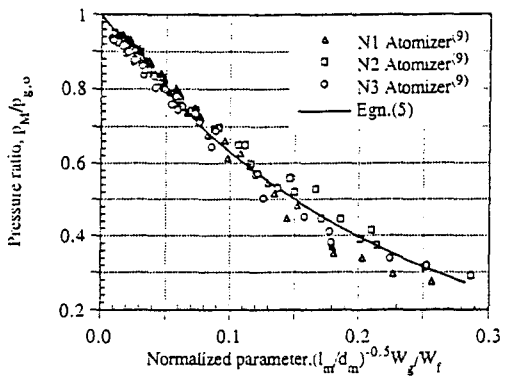


Fig. 5 Relationship between air pressure ratio and air/water mass flow rate ratio weighted by aspect ratio

혼합관에서의 유동저항은 혼합관길이와 상관관계가 있으므로 공기 및 물의 분사유량과 혼합관의 길이를 포함하는 실험식으로 혼합점의 압력(p_M)을 나타내면

$$\frac{p_M}{p_{g,o}}=\exp[-4.62(\frac{l_m}{d_m})^{-0.5}\frac{W_g}{W_f}] \quad (5)$$

과 같이 표현된다.

Fig. 5는 압력비($p_M/p_{g,o}$)와 식(5)의 결과를 공기/물의 질량유량비와 형상비(aspect ratio, l_m/d_m)의 곱으로 나타낸 것이다. Y-jet노즐에서 각 공급관으로 공급되는 유체의 분사압력과 노즐의 제원이 주어지면 식(1)~(5)를 이용하여 분사유량을 결정할 수 있다.

3. 평균입경에 대한 실험식

Y-jet노즐에서의 분무단면상의 평균입경($D_{32,m}$)은 공기/물의 질량유량비(W_g/W_f)가 클 때에는 혼합관 길이가 길수록 작아지나 W_g/W_f가 감소함에 따라 그 반대의 현상이 나타난다.[9] 그런데 W_g/W_f가 큰 구간(실제로 연소기 등에 사용되지 않는 구간)에서는 평균입경에 대한 혼합관 길이의 영향은 상대적으로 미미하다. 반면에 실제로 연소기 등에서 사용되는 W_g/W_f가 작은 구간(즉, W_g/W_f가 5% 내외에 해당하는 구간)에서는 혼합관길이에 따라 평균입경의 변화가 심하게 나타난다. 따라서 본 연구에서는 Lefebvre[7]와 Andreussi 등[3]이 제시한 실험식을 토대로 혼합관길이의 영향을 고려한 입경관계식을 제시하고자 한다.

Lefebvre[7]의 식은 2-유체노즐, 특히 액막형성형태(prefilming)노즐에서의 입경을 나타내는데 사용하며 다음과 같은 형태를 기본으로 하고 있다.

$$\frac{D_{32,m}}{l_c}=(C_1We^{-0.5}+C_2Z^{0.5})\ (1+\frac{W_f}{W_g}) \quad (6)$$

위의 식에서 사용된 웨버수(Weber number, We)는 표면장력(surface tension)과 공기역학적 저항력(aerodynamic force)의 비를 의미하며 액체의 점성이 작은 경우에 이 값에 의해 입경이 결정된다. 그리고 입경에 액체점도의 영향을 나타내는 것이 오네소게수(Ohnesorge number, Z)이다. 이 무차원 수들을 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$We=\frac{\rho_g U_g^2 l_c}{\sigma} \quad (7)$$

$$Z=\frac{\mu_f^2}{\sigma\rho_f l_c} \quad (8)$$

이 때 특성길이 l_c는 혼합관직경 d_m으로 취하는데 무리가 없다. 다만 식(7)에서 입경에 영향을 미치는 기체의 밀도(ρ_g)에 대해서는 Lefebvre[7]도 구체적으로 언급하고 있지 않다. 한편 Andreussi 등[3]은 위의 식(6)의 형태와 유사한 형태로서 Y-jet노즐에서의 질량중심 입경 (mass median diameter, $D_{v,0.5}$)을 혼합한 내부 기체평균밀도를 기준으로 정의되는 웨버수와 오네소게수로 다음과 같이 나타내었다.

$$\frac{D_{v,0.5}}{d_m}=C_3(\frac{G_{gm}^2 d_m}{\bar{\rho}_{gm}\sigma})^{-0.5}+C_4(\frac{\mu_f^2}{\sigma\rho_f d_m})^{0.5} \quad (9)$$

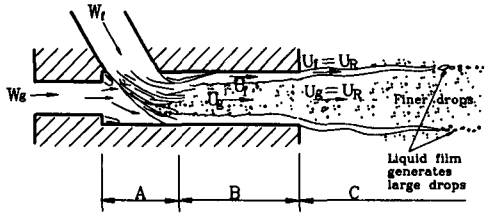
그리고 실험상수 C_3, C_4는 혼합관의 길이와 직경의 비에 의존한다고 제시하였다. 그러나 Y-jet노즐에서의 입경은 액체와 기체의 질량유량비(W_g/W_f)의 영향을 크게 받으므로 입경관계식에서는 식(6)의 경우와 같이 W_g/W_f도 함께 고려되어야만 한다.

이상과 같이 기존 연구를 토대로 본 논문에서는 액체의 점도가 낮은 경우(즉, 오네소게수가 무시될 만한 상태)에 대해서 Y-jet노즐에서의 미립화의 물리적기구를 근거로 하여 공기/물의 질량유량비를 포함하는 입경관계식을 재구성하여 보았다. 우선 Y-jet노즐에서의 액적형성과 관련된 미립화기구를 살펴보기 위해 N3 노즐출구에서의 액체의 거동을 살펴보았으며 그 결과는 Fig. 6과 같다. 이 사진을 통하여 Y-jet노즐에서는 크게 2개의 미립화기구가 존재함을 알 수 있다. 이들 미립화기구 중 하나는 노즐내부에서의 유동과 관련된 것으로 혼합관중심부의 공기호름에 유입된 아주 작은 액적들이 노즐밖으로 분사되는 것이며 다른 하나는 혼합관 내벽면에 형성되어 있던 액막이 일단 그대로 노즐밖으로 분사된 다음에 액적으로 분열되는 액막파동기구(wavy surface mechanism)[7]에 의한 것임을 사진으로부터 알 수 있다. 이 파동기구에서는 액막표면에 불안정한 파(instability wave)가 형성되고 이에 의해 액막이 액주(ligament)와 액적으로 분열한다. 그리고 액체의 유량이 증가하면 노즐벽면에 액막을 형성하는 양도 따라서 증가하며 아울러 분무단면상의 액적의 크기도 증가하고 있다.

Fig.7은 노즐내부와 외부에서의 미립화기구를 개략적으로 나타낸 것이다. 이를 좀더 상세하게 설명하면, 우선 노즐내부에서의 액적형성과 관련된 미

W_f=0.26 kg/min W_f=0.46 kg/min W_f=0.86 kg/min

Fig. 6 Typical example of atomization mechanism inY-jet atomizers (N3 atomizer, W_g=0.13 kg/ min)



A	Direct colliding zone	-Liquid collide with atomizing fluid
B	Annular-mist flow zone	-Annular liquid film is formed -Droplets are generated and entrained into gas core
C	Liquid film disintegration zone	-Liquid film disintegrates into droplets outside the nozzle by wavy surface mechanism

Fig. 7 Schematic illustraion of atomization mechanism in Y-jet atomizers

립화기구는 액체가 혼합관으로 공급될 때 혼합점 근처에서 기체와의 직접충돌에 의한 것(direct colliding zone, A부분)과 액체가 혼합관내부를 유동하면서 벽면전체에 걸쳐 환상액막(annular film)을 형성하고 이 액막의 일부가 공기에 의해 이탈되는 미립화기구(annular-mist zone, B부분)로 구분된다. 그리고 노즐외부에서는 혼합관내부에서 액적으로 이탈되고 남은 액체가 혼합관내벽에서 액막의 형태를 유지하며 흐르다가 노즐밖으로 분사되어 액적으로 분열된다.[3,8](liquid film disintegration zone, C부분) 이 때 액막이 모두 액적으로 분열된 분무단면에서의 입경을 살펴보면, 분무중심부에는 작은 액적들이 존재하고 가장자리에서는 큰 액적들이 존재하는 분포를 보이게 된다.[9] 그 이유는 앞서 설명한 바와 같이 노즐내부에서 미립화되어 공기흐름에 유입되어 이동된 액적들 대부분이 분무중심부

에 존재하게 되고 가장자리에는 액막으로부터 분열된 액적들이 존재하기 때문이다. 따라서 Y-jet노즐의 분무에 의한 분무단면평균입경($D_{32,m}$)은 노즐내부에서의 미립화된 입경($D_{32,i}$)과 노즐외부 액막으로부터 분열된 입경($D_{32,s}$)이 가중되어 산출된다고 생각할 수 있다. 즉,

$$D_{32,m}=C_5D_{32,i}+C_6D_{32,s} \tag{10}$$

이며, 식(10)의 우변 첫항은 노즐내부 혼합관내의 액막으로부터 공기의 흐름에 의해 액적이 이탈되는 미립화기구에 의한 것이다. 이를 Kelvin-Helmholtz 불안정현상에 의한 것으로 보면 환상유동에서의 액적의 크기를 나타낸 Tatterson 등[11]의 결과를 다음과 같이 기본형태로 이용할 수 있을 것이다.

$$\frac{D_{32,i}}{d_m}\propto\left(\frac{\bar{\rho}_{gm}\bar{U}_g^2d_m}{\sigma}\right)^{-0.5} \tag{11}$$

Tatterson 등[11]이 제시한 원래의 식에서는 매끈한 벽면의 마찰계수를 포함하나 식을 간략화하기 위해 이를 상수로 처리하였다. 이 식에서는 기체밀도와 기체속도도 혼합관내의 평균밀도($\bar{\rho}_{gm}$)와 평균기체속도($\bar{U}_g$)로 대체하여 적용하였으며 기본적으로 식(9)의 우변 첫항과 같다. 뿐만 아니라 액체분류와 기체분류의 직접충돌에 대한 입경을 나타낸 실험식 형태도 위의 식(11)과 같다고 알려져 있다.[12]따라서 노즐내부의 직접충돌에 의해 형성되는 액적의 입경과 혼합관내부 액막에서 이탈되는 액적의 입경은 모두 위와 같은 식의 형태로 제시할 수 있을 것이다.

또한 2-유체노즐에서 분출된 액막과 액체분류(liquid jet)에서 형성되는 입경을 나타내고자 하는 연구가 Lefebvre[7], Tasi와 Viers 등[13]에 의해 수행되었다. 특히 Tasi와 Viers[13]는 노즐외부 액막상에 존재하는 불안정파동의 최소파장을 웨버수와 오네소게수의 함수로 표현하고 이 때의 입경을 이들 무차원 수 및 기체/액체의 질량유량비의 함수로 나타내었다. 파동기구를 기본 미립화기구로 본다면 물과 같이 점도가 낮은 액체의 분무입경은 액체의 표면장력과 공기의 밀도 및 속도를 무차원화한 웨버수만의 함수로 표기할 수 있을 것이다. 여기서 Y-jet노즐 외부에서 액막이 분열되어 형성되는 입경을 Lefebvre,[7] Tasi와 Viers 등[13]이 제시한 파동기구를 기준으로 나타내면 식(10)의 우변 두번째 항은

$$\frac{D_{32,s}}{d_m}\propto\left(\frac{\rho_eU_R^2d_m}{\sigma}\right)^{-0.5} \tag{12}$$

와 같이 된다. 여기서, 물의 노즐출구에서의 속도(출구속도) U_R은 2상사이의 충분한 운동량교환에 의해 공기의 출구속도와 같아진다고 가정한 것이다. 이 출구속도 U_R를 구하기 위해 노즐로 공급된 액체는 모두 액막의 형태로 분사된다고 가정(실제 이 가정은 최종단계에서 수정된다.)하여 혼합관 내부와 외부에 대한 운동량보존식을 적용하면

$$(W_f+W_g)U_R=W_fU_f+W_gU_g \tag{13}$$

와 같이 나타낼 수 있다. 여기서, U_f와 U_g는 각각 혼합관내에서의 액체 및 기체의 속도이다. 따라서 출구속도는

$$U_R=\frac{W_gU_g}{W_g+W_f}\left(1+\frac{U_f}{U_g}\frac{W_f}{W_g}\right) \tag{14}$$

와 같다. 이 때 혼합관 내부에서의 액체와 기체의 속도인 U_f와 U_g는 축방향위치에 따라서도 달라지나, 이를 혼합관길이에 따른 평균치 $\bar{U}_f$와 $\bar{U}_g$로 취하면 속도비($\bar{U}_f/\bar{U}_g$)는 기체/액체의 질량유량비의 역수(W_f/W_g)와 혼합관내 기체의 평균밀도와 액체밀도의 비($\bar{\rho}_{gm}/\rho_f$)의 곱에 대략 비례한다고 가정할 수 있다. 이를 가정과 함께 식(14)를 식(12)에 대입하여 정리하면 액막으로부터 분열된 액적의 입경은 다음과 같이 표시된다.

$$\frac{D_{32,s}}{d_m}\propto\left(\frac{\rho_e\bar{U}_g^2d_m}{\sigma}\right)^{-0.5}\frac{\left(1+\frac{W_f}{W_g}\right)}{1+C_7\left(\frac{\bar{\rho}_{gm}}{\rho_f}\right)\left(\frac{W_f}{W_g}\right)^2} \tag{15}$$

그러나 실제 Y-jet노즐에서의 액체는 모두 액막상태로 분출되지 않고 혼합관 내부에서 액체의 일부가 이미 액적으로 이탈되므로 위의 식(15)에 대한 수정이 필요하다. 유도과정에서 살펴보면 이 식(15)에서 액막의 유량과 관련된 부분은 $C_7\left(\frac{\bar{\rho}_{gm}}{\rho_f}\right)\left(\frac{W_f}{W_g}\right)^2$이므로 혼합관내부에서 액적이탈의 영향을 포함하도록 이를 일반화하면 식(15)는 다음과 같이 표시할 수 있을 것이다.

$$\frac{D_{32,s}}{d_m}\propto\left(\frac{\rho_e\bar{U}_g^2d_m}{\sigma}\right)^{-0.5}\frac{\left(1+\frac{W_f}{W_g}\right)}{1+C_7'\left(\frac{\bar{\rho}_{gm}}{\rho_f}\right)\left(\frac{W_f}{W_g}\right)^n} \tag{16}$$

그런데 식(11)과 식(16)에서의 혼합관내부의 평균기체속도($\bar{U}_g$)는 직접 구할 수 없으므로 혼합관내부의 기체질량유속 $G_{gm}(=4W_g/\pi d_m^2)$에 대체로 비

례한다고 가정하고 무차원수인 웨버수를

$$We_m=\frac{G_{gm}^2 d_m}{\bar{\rho}_{gm}\sigma} \tag{17}$$

과 같이 정의하면 노즐내부에서 형성되는 액적들의 입경을 나타낸 식(11)과 노즐외부로 분출된 액막으로부터 형성되는 액적의 입경을 나타낸 식(16)은 각각 다음과 같이 간략화된다.

$$\frac{D_{32,i}}{d_m}\propto We_m^{-0.5} \tag{18}$$

$$\frac{D_{32,s}}{d_m}\propto We_m^{-0.5}\left(\frac{\rho_e}{\bar{\rho}_{gm}}\right)^{-0.5}\frac{\left(1+\frac{W_f}{W_g}\right)}{1+C_7'\left(\frac{\bar{\rho}_{gm}}{\rho_f}\right)\left(\frac{W_f}{W_g}\right)^n} \tag{19}$$

따라서 Y-jet노즐에서의 단면평균입경은 식(10), (18)과 (19)로부터

$$\frac{D_{32,m}}{d_m}=We_m^{-0.5}\left[C_5+C_6\left(\frac{\rho_e}{\bar{\rho}_{gm}}\right)^{-0.5}\cdot\frac{\left(1+\frac{W_f}{W_g}\right)}{1+C_7'\left(\frac{\bar{\rho}_{gm}}{\rho_f}\right)\left(\frac{W_f}{W_g}\right)^n}\right] \tag{20}$$

과 같이 표현된다. 식(20)의 우변 큰 괄호내의 첫째 항은 노즐내부에서 기체와 액체의 직접충돌에 의해 형성된 액적 및 노즐내부 액막흐름으로부터 이탈된 상태로 분출하는 액적들의 입경을 나타내고 둘째 항은 액막상태로 분출된 후 이의 분열과정을 거쳐 형성된 액적들의 입경을 나타낸다.

실제 측정결과를 이용하여 C_5, C_6, C_7 및 n를 구하면 평균입경에 대한 실험식을 최종적으로 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\frac{D_{32,m}}{d_m}=We_m^{-0.5}\left[0.057+0.078\left(\frac{\rho_e}{\bar{\rho}_{gm}}\right)^{-0.5}\cdot\frac{\left(1+\frac{W_f}{W_g}\right)}{1+11.0\left(\frac{\bar{\rho}_{gm}}{\rho_f}\right)\left(\frac{W_f}{W_g}\right)^{1.6}}\right] \tag{21}$$

식(21)은 점도가 낮은 물의 경우에 대해서 유효한 것이므로 식(6)과 (9)에서 점도(즉 오네소게수)의 영향을 무시한 경우와 기본적으로 유사한 형태이나 노즐 내·외부에서의 액체 미립화기구를 고려하고 아울러 혼합관 내부의 기체평균밀도(결국은 혼합관 길이의 영향을 포함한다.)와 질량유량비를 포함하도록 좀더 일반화한 것이다. 이 식(21)을 이용하기 위해서는 혼합관내의 공기의 평균밀도($\bar{\rho}_{gm}$)를 알고 있어야 하는데 혼합관내의 압력강하가 선형적으로 변화한다고 가정하면 식(5)를 이용하여 구한 혼합점의 압력(p_M)과 외기의 압력과의 평균값을 기준으로 하여 구하여도 무방할 것이다. 식(21)의 결과를 실험에서 얻은 단면 평균입경의 측정결과와 비교한 것이 Fig. 8에 나타나 있다. 이 그림을 보면 식(21)은 혼합관길이가 서로 다른 Y-jet노즐에서 나타나는 액적의 입경을 ±15% 범위내에서 잘 나타내고 있음을 알 수 있다.

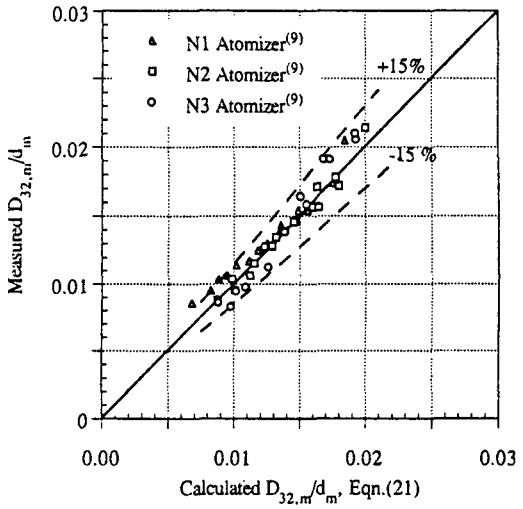


Fig. 8 Measured and calculated dimensionless mean drop sizes

4. 결 론

본 논문에서는 2-유체노즐의 일종인 Y-jet노즐에서 기체 및 액체의 유량, 그리고 입경의 크기를 적절히 나타낼 수 있는 식들을 실험결과를 이용하여 구하였다. 우선 기체 및 액체의 유량을 예측하기 위해 Y-jet노즐의 기체 및 액체공급관에서의 유량계수와 혼합점의 압력에 관한 실험식을 구하였다. 혼합점의 압력은 혼합관의 직경에 대한 길이의 비(l_m/d_m) 및 공기/물의 질량유량비(W_g/W_f)의 함수로 나타내어 혼합관내부의 기체와 액체의 2상유동상태를 고려할 수 있도록 하였다. 그리고 입경의 크기를 나타내는 실험식에서는 Y-jet노즐에서의 미립화기구로부터 노즐내부의 미립화에 의한 영향과 노즐외부에서 액막이 액적으로 분열하는 미립화기구(2-유체노즐의 미립화기구인 파동기구)의 영향을 모두 고려하여 공기/물의 질량유량비에 따라 입경

의 크기가 심하게 변하는 Y-jet노즐의 특성을 나타낼 수 있도록 하였다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 목적기초 연구사업(KOSEF-92-51-00-02), 국방과학연구소의 장기기초 연구사업(ADD-90-5-5), 한국원자력연구소(KAERI)중장기 연구사업 및 과학기술처의 첨단요소과제의 일환으로 이루어졌으며, 이에 대하여 관계자 여러분께 감사드린다.

참고문헌

(1) Hurley, J. F. and Doyle, B. W., 1985, "Design of Two-Phase Atomisers for Use in Combustion Furnaces," *Proc. ICLASS-85*, pp. 1A/3/1~1A/3/13.

(2) Graziadio, M., Andreussi, P., Tognotti, L. and Zanelli, S., 1987, "Atomization of Coal-Water Fuels by a Pneumatic Internal Mixing Nozzle Part I — Two-Phase Flow Inside the Nozzle," *Atomization and Spray Technology*, Vol. 3, pp. 187~208.

(3) Andreussi, P., Tognotti, L., De Michele, G. and Graziadio, M., 1992, "Design and Characterization of Twin-Fluid Y-Jet Atomizers," *Atomization and Sprays*, Vol. 2, pp. 45~59.

(4) Lee, S. Y., Park, B. S. and In, W. K., 1992, "Study of Flow Characteristics inside a Y-Jet Twin-Fluid Atomizer," *Proc. of the 2nd JSME-KSME Thermal Engineering Conference*, Kitakyushu, Japan, Vol. 2, pp. 2-199~2-204.

(5) 인왕기, 이상용, 홍시홍, 1993, "Y-jet 2-유체 분무노즐 내부유동의 모델링," 대한기계학회논문집, 제17권, 제7호, pp. 1871~1850.

(6) Wigg, L. D., 1964, "Drop-size Prediction for Twin-fluid Atomizers," *Journal of the Institute of Fuel*, Vol. 37, pp. 131~136.

(7) Lefebrve, A. H., 1980, "Airblast Atomization," *Prog. Energy Combust. Sci.*, Vol. 6, pp. 233~261.

(8) De Michele, G., Graziadio. M., Morelli, F. and Novelli, G., 1991, "Characterization of the Spray Structure of a Large Scale H. F. O Atomizer," *Proc. ICLASS-91*, Gaithersburg, MD, U. S. A., pp. 779~786.

(9) 송시홍, 이상용, 1994, "Y-jet노즐에서의 혼합관길이변화에 따른 분무특성연구," 대한기계학회논문집, 제18권, 제11호, pp. 3021~3031.

(10) Shapiro, A. H., 1953, *Compressible Fluid Flow*, John Wiley & Sons, Vol. 1.

(11) Tatterson, D. F., Dallman, J. C. and Hanratty T. J., 1977, "Drop Sizes in Annular Gas-Liquid Flows," *AIChE Journal*, Vol. 23, No. 1, pp. 68~76.

(12) Bayvel, L. and Orzechowski, Z., 1993, "Liquid Atomization," *Taylor & Francis*, pp. 362~363.

(13) Tasi, S. C. and Viers, B., 1992, "Airblast Atomization of Viscous Newtonian Liquids using Twin-fluid Jet Atomizers of Various Designs," *Tran. ASME, J. Fluids Engineering*, Vol, 114, pp. 113~118.