

<기술논문>

## 액체 점도에 따른 Y-jet 노즐 내부 유동 및 분무 특성의 변화

송시홍\* · 이상용\*\*

(1996년 6월 28일 접수)

### Effect of Liquid Viscosity on Internal Flow and Spray Characteristics of Y-Jet Atomizers

Si Hong Song and Sang Yong Lee

**Key Words :** Y-jet Atomizer(Y-jet 노즐), Discharge Coefficient(유량계수), Drop Size(입경)

#### Abstract

Internal flow characteristics within Y-jet atomizers and the local drop size distribution and cross-sectional averaged drop size at the outside were investigated with the liquid and air injection pressures, mixing port length of atomizers, and the liquid properties taken as parameters. To examine the effect of the liquid viscosity, glycerine-water mixtures were used in this study. The liquid viscosity plays only a minor role in determining the internal flow pattern and the spatial distribution shape of drops, but the drop sizes themselves generally increase with increasing of the liquid viscosity. An empirical correlation for the liquid discharge coefficient at the liquid port was deduced from the experimental results; the liquid discharge coefficient strongly depends on the liquid flow area at the mixing point which is proportional to the local volumetric quality ( $\beta_v$ ), and the volumetric quality was included in the correlation. Regardless of the value of the liquid viscosity, the compressible flow through the gas port was well represented by the polytropic expansion process ( $k=1.2$ ), and the mixing point pressure could be simply correlated to the aspect ratio ( $l_m/d_m$ ) of the mixing port and the air/liquid mass flow rate ratio ( $W_g/W_f$ ) as reported in the previous study.

#### 기 호 설 명

$A$ : 단면적 ( $m^2$ )	$l$ : 관 길이 (m)
$a$ : 실험상수	$p$ : 압력 (Pa)
$C$ : 유량계수	$Q$ : 체적 유량 ( $m^3/s$ )
$D$ : 입경 (m)	$R$ : 기체 상수 ( $m^2/s^2K$ )
$d$ : 관 직경 (m)	$Re$ : 레이놀즈수
$K$ : 손실계수	$T$ : 절대 온도 (K)
$k$ : 폴리트로피 지수	$U$ : 속도 (m/s)
	$W$ : 질량 유량 (kg/s)
	$We$ : 웨버수 ( $W_g^2 d_m / \bar{\rho}_{g,m} \sigma$ )
	$x, y, z$ : 직교 좌표

\*삼성중공업 기전연구소

\*\*회원, 한국과학기술원 기계공학과

$Z$  : 오네소계수 ( $= We^{0.5}/Re$ )

#### 그리스문자

$\beta$  : 체적 건도

$\rho$  : 밀도 ( $kg/m^3$ )

$\mu$  : 점도 ( $kg/m \cdot s$ )

$\sigma$  : 표면장력 ( $N/m$ )

$\varphi$  : 액체/기체 운동량비 ( $\frac{W_f^2}{W_g^2} \frac{\rho_{g,y}}{\rho_f} \frac{d_m^2}{d_f^2} \sin \theta$ )

$\theta$  : 교차각 (deg)

#### 상첨자

: 단면 평균

#### 하첨자

$f$  : 액체

$g$  : 기체

$m$  : 혼합관

$0$  : 분사점

$Y$  : 혼합점

32 : Sauter 평균치

0,1,2 : 지수

## 1. 서 론

Y-jet 노즐은 내부 혼합형 2-유체 노즐의 일종으로 주로 점도가 큰 연료를 연소시키는 연소기에 널리 사용되고 있다. 이 노즐은 액체인 연료를 공급하는 연료 공급관과 분무 촉진용 기체(증기 혹은 공기)를 공급하는 기체 공급관이 Y자 형태로 혼합관과 연결된 구조를 가지고 있다. 따라서 Y-jet 노즐을 설계하는 경우에는 기체 공급관내의 유동을 단상(single phase)의 압축 유동, 액체 공급관에서의 유동을 비압축성 유동, 그리고 혼합관에서는 2상 유동으로 구분하는 것이 보다 용이하다. 이를 위해서는 기체 및 액체 공급관에서의 각각의 유량계수를 구하고, 이와 아울러 혼합관에서의 2상 유동의 특성을 규명하여야 한다.

Y-jet 노즐 설계 방법에 필요한 각종 유량계수 등은 Mullinger와 Chigier,<sup>(1)</sup> Hurley와 Doyle,<sup>(2)</sup> Song과 Lee<sup>(3)</sup> 및 송시홍과 이상용<sup>(4)</sup>의 결과에서도

찾을 수 있다. 이들 연구 결과에서는 기체 공급관과 액체 공급관의 중심선이 기하학적으로 교차하는 부분을 2상 유동의 시작점(혼합점)이라 생각하고 그 점의 압력을 실험을 통하여 기체/액체의 유량비 및 형상비의 함수로 간단하게 나타내었다. 이와 달리 혼합관내의 2상 유동을 수력학적인 모델링을 통하여 해석하고 압력 강하 및 혼합점의 압력 등을 예측하고자 한 연구가 Graziadio 등,<sup>(5)</sup> Andreussi 등<sup>(6)</sup>의 ENEL 그룹 및 Lee 등<sup>(7)</sup>에 의해 진행되었으며 최근에는 혼합관 내부 유동에 대한 미시적인 관찰<sup>(8)</sup>과 거시적 관찰<sup>(9)</sup>을 통하여 혼합관 내부 유동과 외부 유동간의 관련성을 찾고자 하는 연구가 수행되었다.

이런 연구들이 진행되었음에도 불구하고 혼합관내의 2상 유동은 상당히 복잡하여 그에 대한 이해가 아직 부족한 상태이다. 또한 각 공급관을 통한 유량계수를 제시한 결과들을 살펴보면 특정 연료에 대한 결과이거나 혹은 실제 분사되는 연료의 물성치와 다른 액체를 사용한 부분적인 결과들이므로 일반성이 결여되고 있다. 그리고 2-유체 노즐 외부에 형성되는 분무 액적의 크기는 액체의 점도에 의한 영향을 크게 받는 것으로 알려져 있으므로 이에 대한 연구도 필요한 상태이다.

따라서 본 연구에서는 실제 연료의 점성 범위내에서 액체의 점도에 따른 노즐 내부 유동의 변화를 살펴보고, 노즐 설계에 필수적인 액체와 기체 공급관에서의 유량계수에 대하여 실험에 근거한 적절한 형태의 관계식을 제시하고자 한다. 그리고 액체 점도에 따른 분무특성의 변화, 즉 공간상의 입경 분포와 평균 입경의 변화에 대해서도 살펴보고자 한다.

## 2. 실험 장치 및 방법

본 실험 연구에서 Y-jet 노즐의 외부 유동(분무) 및 내부 유동 특성을 살피기 위해 사용한 실험 장치는 Fig. 1과 같다. 액체는 펌프에 의해 가압된 후 압력 변동을 방지하기 위해 설치된 완충기(accumulator)로 공급된다. 완충기에 공급된 액체의 일부는 귀환되고 나머지 액체는 다시 유량계를 거쳐 Y-jet 노즐의 액체 공급관으로 공급된다. 온도에 따른 액체 점도의 변화를 방지하기 위해 노즐과 연결된 액체 공급용 배관 및 귀환관(return line)에는 액체 온도를 일정하게 유지하도록 온도

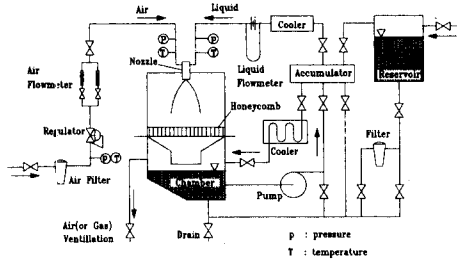
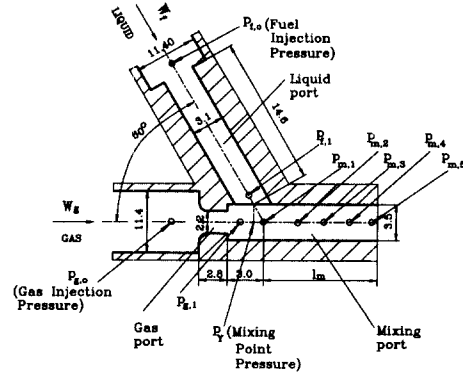


Fig. 1 Experimental setup for viscous fluids

조절용 냉각기를 설치하였다. 이 냉각기를 사용하여 노즐에서 분사되는 액체의 온도를  $20 \pm 1^\circ\text{C}$ 로 일정하게 유지시켰다. 그리고 분무 촉진용 기체는  $(5.0 \sim 6.3) \times 10^5 \text{ Pa}$ 의 압축 공기를 사용하였으며, 공기는 정압기(regulator)에 의해 실험 압력으로 조절된 후 유량계(FL-105, Omega)를 거쳐 기체 공급관으로 공급된다. 이렇게 공급된 액체와 공기는 노즐 혼합관내에서 혼합된 후 실험용 챔버(단면적  $500 \times 500 \text{ mm}$ , 높이 1m)로 분사되어 분무를 형성하게 된다. 분사된 액체는 챔버 하부에 마련된 액체 수조에 모인 다음 액체 공급용 배관을 통해 노즐로 재공급되며, 공기는 공기 배출구에 설치된 송풍기(blower)에 의해 외기로 방출된다.

본 연구에서 사용한 Y-jet 노즐의 형상 및 제원을 Fig. 2에 나타냈으며 각각의 노즐을 N1, N2 그리고 N3로 명명하였다. 이 실험용 노즐들은 혼합관 길이( $l_m$ )를 제외하고는 모두 같은 크기를 갖고 있다. 기체 및 액체의 유량계수와 혼합관내의 유동을 파악하기 위하여 유동에 따른 노즐 내부 압력을 측정하여야 하며, 이를 위하여 압력 측정기를 설치하였다. 이들 노즐에서 측정할 수 있는 압력으로는 기체 및 액체 공급관 입구에서의 분사 압력( $p_{g,0}$ ,  $p_{l,0}$ ), 액체 공급관내의 출구 부분 압력( $p_{l,1}$ ), 그리고 기체 공급관 출구에서의 압력( $p_{g,1}$ ) 등이 있다. 또한 N1노즐의 혼합관내에서는 4군데( $p_{m,1} \sim p_{m,4}$ )의 압력을 측정할 수 있으며, 혼합관 길이가 상대적으로 긴 N2, N3노즐에서는 5군데( $p_{m,1} \sim p_{m,5}$ )의 압력을 측정할 수 있다. 그리고 본 연구에서는 1차원 유동 해석을 통하여 유량 예측에 사용된 혼합점의 압력(mixing point pressure,  $p_V$ )은 직접 측정하지 않고  $p_{g,1}$ 과  $p_{m,1}$ 의 평균값을 취하였다. 이와 같이 혼합점 압력을 구한 이유는  $p_V$ 가 액체와 기체를 동시에 포함하는 지점의 압력으로 혼합관내에서의 2상 유동에 따른 압력 손실량, 기체 공급관 출



unit : mm			
Atomizer	N1	N2	N3
$l_m$	7.0	11.0	21.0

Fig. 2 Dimension of Y-jet atomizers and locations of pressure taps

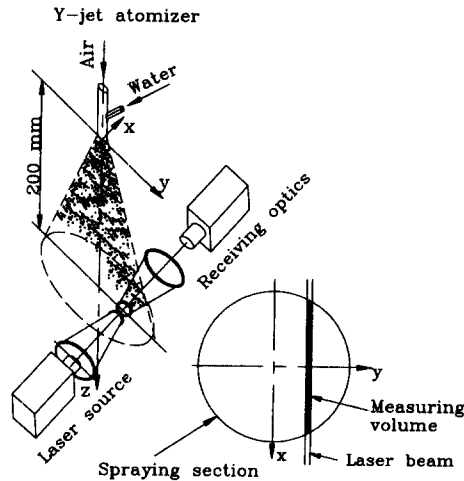


Fig. 3 Drop size measurement by Malvern Particle Sizer

구 단면의 압력 및 액체 공급관 출구 단면의 압력을 나타내는데 무리가 없기 때문이다.

노즐로 공급되는 물과 공기의 유량 측정은 각각 부유식(float type) 유량계(FL-105, Omega) 및 오리피스 유량계를 사용하였으며, 노즐 각부에서의 압력은 압력 변환기(pressure transducer, P22-AB, Transmetrics)를 사용하여 측정하였다. 이들 측정 기기들은 사전에 보정실험을 통해 정확도를 확인하였으며, 그 결과 물 유량계의 오차는  $\pm 2\%$ , 공기 유량계는  $\pm 2\%$ , 그리고 압력 변환기의 오차는  $\pm 1\%$  정도였다.

Table 1 Test conditions

Parameter	Range
Liquid flow rate, $W_f$	0.015~0.1 kg/s
Air flow rate, $W_g$	0.001~0.0042 kg/s
Liquid injection pressure, $p_{f,0}$	0.05~0.5 MPa
Air injection pressure, $p_{g,0}$	0.2, 0.3 and 0.4 MPa

Table 2 Liquid properties(20°C)

Liquid	Density $\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	Viscosity $\mu$ ( $\times 10^{-4}$ kg/m·s)	Surface tension $\sigma$ ( $\times 10^{-3}$ N/m)
Water	1000.0	10.0	72.8
Water/Glycerine (40%)	1099.0	36.0	71.0
Water/Glycerine (65%)	1171.7	161.0	68.0
Water/Glycerine (68%)	1175.5	184.0	67.9

본 실험에서 사용한 입경 측정용 기기는 광산란의 원리를 이용한 Malvern Particle Sizer (Model 2604LC)이다. 이 장치를 이용하여 각 노즐에 대한 공간상의 입경 분포를 측정하였으며, 입경은 노즐 출구로부터 측방향 거리 200mm 위치에서 Fig. 3과 같이 y축을 따라서 이동하며 측정했다. 입경 측정 시 Y-jet 노즐 분무 중심부에서는 옴페치(obscuraction)가 상대적으로 크기 때문에 Dodge<sup>(10)</sup>가 제시한 식을 이용하여 보정하였다.

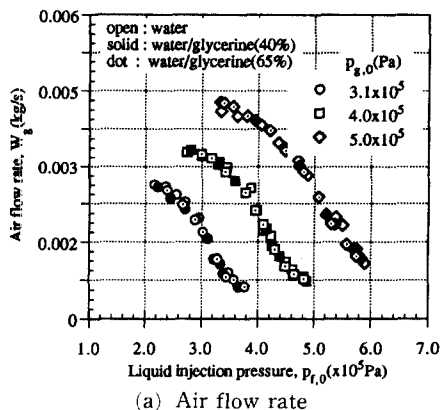
본 연구에서 수행된 실험 조건 및 사용한 액체의 물성치는 각각 Table 1과 2에서 보는 바와 같다. Table 2의 물성치는 20°C에서의 값을 나타낸 것으로 점도와 밀도는 각각 점도계(Model DV-I+CP-40, Brookfield,  $\pm 1.4\%$  오차)와 비중계(pycnometer)를 이용하여 측정된 결과이다. 그리고 표면장력은 글리세린 수용액의 물성치표를 이용하여 구하였다.

Table 2에서 보는 바와 같이 글리세린 수용액의 경우 그 성분 함량(여기서는 중량분율(weight fraction))에 따라서 밀도는 약 18%, 표면장력은 약 7% 정도 변하는데 반하여 점도는 18배 이상 변하므로 노즐 내부의 2상 유동 양식 및 미립화에 영향을 미치는 밀도, 점도, 표면장력 등 물성치의 인자들 중 점도의 영향만을 주로 살펴볼 때 매우 유용하다.

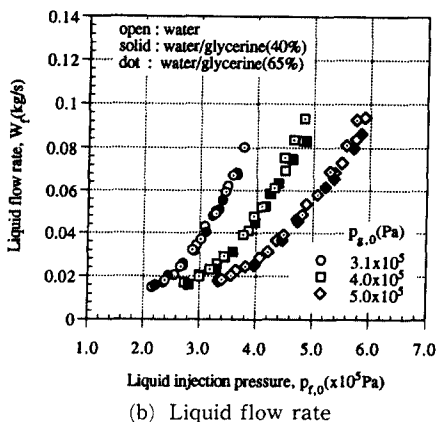
### 3. 결과 및 고찰

#### 3.1 분사 압력-유량 관계

공기의 분사 압력을 일정하게 유지한 상태에서의 액체 분사 압력에 대한 액체 및 공기의 유량 변화를 측정하였으며 그 결과는 Fig. 4(a)와 (b)에서 보는 바와 같다. 액체의 점도에 관계 없이 동일한 액체 분사 압력에서는 거의 같은 유량의 액체와 기체가 노즐을 통하여 분사됨을 알 수 있다. 액체의 압력 손실은 액체 공급관에서의 압력 손실과 혼합관에서의 손실로 구분할 수 있다. 그런데, 본 연구에서 사용한 Y-jet 노즐의 액체 공급관의 형상비( $l_f/d_f$ )는 4.7로 비교적 짧기 때문에 액체 점도가 변할 때 액체 공급관 자체의 마찰 손실 변화보다는 액체 공급관 출구에서의 유동 단면의 급확대에 의한 압력 손실 변화와 혼합관내 유동 형태 변화에 따른 압력 손실이 대부분이다. 이는 액체 공급관을 통한 압력 강하량( $p_{f,0}-p_{f,1}$ )과 액체 공급관 입구와 노즐 출구 외부 사이의 총 압력 강하량( $p_{f,0}-p_e$ )의 비를 도시한 Fig. 5로부터 알 수 있다. 즉, 본 연구에서 사용한 노즐 및 액체 물성치와 유량 범위내에서 액체 공급관의 압력 손실량은 총 압력 강하량의 25% 미만이며, 비록 액체 유량의 증가에 따라서 증가하기는 하지만 액체 점도 변화에 의한 영향



(a) Air flow rate



(b) Liquid flow rate

Fig. 4 Variation of air and liquid flow rates with air and liquid injection pressures in N3 atomizer

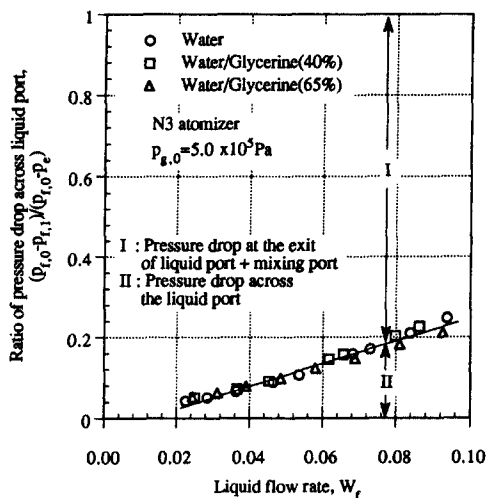


Fig. 5 Effect of liquid viscosity on pressure drop across the liquid port of N3 atomizer

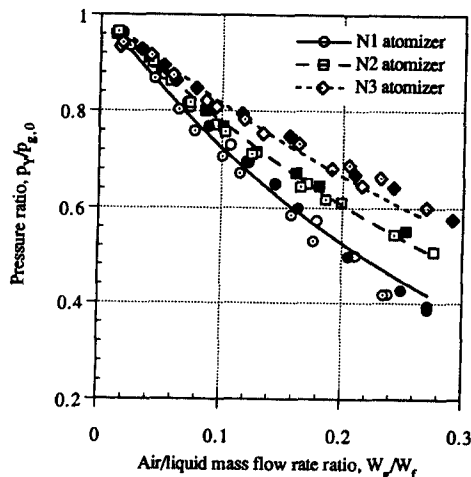


Fig. 6 Variations of mixing point pressure with air/liquid mass flow rate ratio

은 거의 반지 않음을 알 수 있다. 또한 액체와 기체가 충돌한 후 혼합되는 혼합관에서의 압력 손실은 Graziadio 등<sup>(5)</sup> 및 Andreussi 등<sup>(6)</sup>에 의해서 이미 보고된 바와 같이 점성력 보다는 공기와 액체의 상대적인 유동 관성력(dynamic force)에 의해 결정되기 때문에 액체의 점도와 거의 무관하게 된다. 따라서 Y-jet 노즐에서는 액체의 점도가 변하더라도 동일한 액체 분사 압력에서는 유량 변화가 거의 없는 상태로 액체와 기체가 흐른다.

Fig. 6은 혼합관 길이가 서로 다른 노즐에서 혼합점의 압력과 공기 분사 압력의 비를 공기/액체의 질량 유량비에 따라 나타낸 것이다. 이 결과로부터 혼합점 압력은 액체의 점도와는 거의 무관하게 혼합관 길이와 기체/액체의 질량 유량비의 영향만을 받고 있음을 알 수 있다.

이들 실험 결과를 이용하여 Y-jet 노즐 설계에 유용한 액체 유량계수( $C_f$ )를 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$C_f = \frac{W_f}{A_f \sqrt{2\rho \Delta p_f}} \quad (1)$$

여기서

$$\Delta p_f = p_{f,0} - p_f \quad (2)$$

이다. 그리고 혼합점 압력( $p_f$ )은 앞서 Fig. 2의 설명에서 언급한 바와 같이  $p_{g,1}$ 과  $p_{m,1}$ 의 평균값을 취하였다.

Fig. 7은 기체의 유량을 일정하게 유지한 상태에

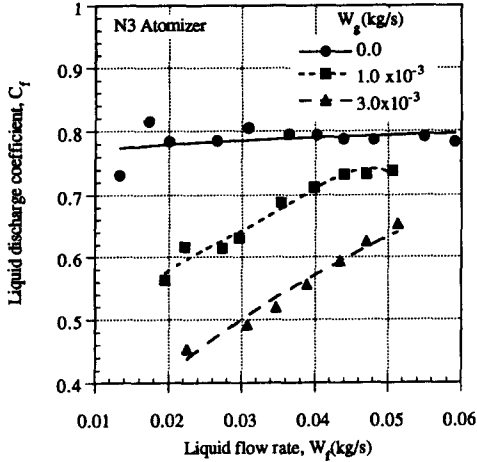


Fig. 7 Variations of liquid discharge coefficient with air and liquid flow rates (water/glycerine (40%))

서 액체 유량에 따른  $C_f$ 의 변화를 살펴본 것이다. 액체 유량의 증가하면  $C_f$ 는 증가하는 경향을 보인다. 그러나 기체의 유량을 증가시키면  $C_f$ 는 급격하게 감소한다. 따라서 액체 유량계수는 액체의 유량뿐만 아니라 공기의 유량에 따라서도 영향을 크게 받을 수 있다.

유량계수를 식 (1)로 정의하였을 때 이에 대한 적절한 관계식은 다음의 과정을 거쳐 구해볼 수 있다. 액체 공급시 발생하는 압력 손실은 액체 공급관 자체의 압력 손실과 출구 부분에서 기체 유동과 혼합되면서 발생하는 부가적인 압력 손실로 나누어 볼 수 있을 것이다. 즉,

$$\Delta p_f = K_1 \frac{\rho_f U_f^2}{2} + K_2 \frac{\rho_f U_{f,v}^2}{2} \quad (3)$$

식 (3)의 첫째 항은 액체 공급관 자체에서 발생하는 압력 손실이고 두번째 항은 공기와 혼합하면서 발생하는 압력 손실을 나타낸 것이다. 이때 혼합점에서의 액체 속도 ( $U_{f,v}$ )를 구하기 위해서는 그 지점에서의 유동 단면적을 알아야 한다. 혼합점에서의 액체의 유동 단면적은 공기의 유량에 의해서 달라지므로 액체 유량계수는 다음과 같이 혼합점에서의 체적 건도 (volumetric quality)를 포함하는 식으로 표현될 수 있다.

$$A_{f,v} = a_0(1 - \beta_V) A_m \quad (4)$$

여기서

$$\beta_V = \frac{Q_g}{Q_f + Q_f} = \frac{1}{1 + \frac{\rho_{g,v} W_f}{\rho_f W_g}} \quad (5)$$

이다.

위의 식 (4)는 기본적으로 혼합점에서 기체와 액체의 속도가 같다고 가정하는 균질 유동 모델 (homogeneous flow model)에 비례상수  $a_0$ 를 도입한 형태이다. 이때  $a_0$ 는 미끄럼 비 (slip ratio) 및 액체/기체 유량비의 함수가 된다.

식 (1)~(5)와 연속방정식으로부터 유량계수에 대한 관계식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$C_f = \frac{a_1}{\sqrt{1 + a_2 \left(\frac{d_f}{d_m}\right)^4 (1 - \beta_V)^{-2}}} \quad (6)$$

여기서  $a_1 = 1/\sqrt{K_1}$ 이고  $a_2 = K_2/K_1 a_0^2$ 이므로  $C_f$ 는 실질적으로 기체 속도와 액체 속도간의 미끄럼 비의 효과를 포함한다.

Fig. 8은 혼합점에서의 체적 건도에 따른 액체의 유량계수 변화를 나타낸 그림이다. 이 그림을 보면 혼합관 길이가 일정한 경우의 유량계수는 액체 점도와 거의 무관하게 체적 건도만의 함수로 나타나므로  $a_1, a_2$ 는 실험상수로 대체할 수 있을 것이다. 실험결과를 이용하여  $a_1, a_2$ 를 구하면 노즐 설계에 있어서 상당히 실용적인 결과를 얻을 수 있다. N3 노즐의 경우에 실험 결과로부터 실험 상수를 구하면  $a_1, a_2$ 는 각각 0.75와 0.0013이 된다.

기체 공급관내에서의 기체 유동을 이상적인 압축성 유동으로 생각하면 기체 유량과 공급 압력과의 관계는

$$W_g = A_g \left(\frac{p_Y}{p_{g,0}}\right)^{\frac{1}{k}} \sqrt{\frac{2k}{k-1} p_{g,0} \rho_{g,0} \left(1 - \left(\frac{p_Y}{p_{g,0}}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right)} \quad (7)$$

이고, 임계 유동 조건에서의 공기의 최대 질량 유량은

$$W_{g,max} = A_g p_{g,0} \sqrt{\frac{k}{RT} \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}} \quad (8)$$

으로 나타낼 수 있다. 이때 등엔트로피 유동을 하게 되면  $k$ 는 비열비가 되며, 최대 공기 유량에 대한 실제 공기 유량은 Fig. 9의 실선과 같이 나타난다. 그러나 기체 공급관을 통과하면서 마찰 압력 손실이 나타나므로 실제 유동의 경우는 등엔트로피 유동에서 벗어나며, 이를 고려하여 측정 결과로부터 기체 공급관에서의 유동을 폴리트로피 유동( $k$

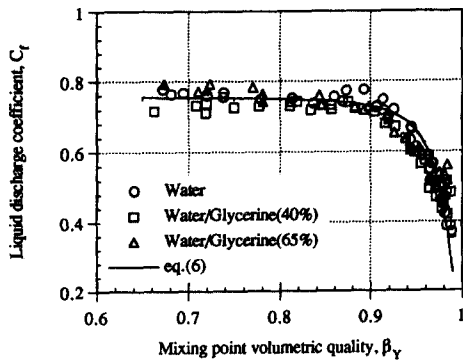


Fig. 8 Liquid discharge coefficient as a function of mixing point volumetric quality (N3 atomizer)

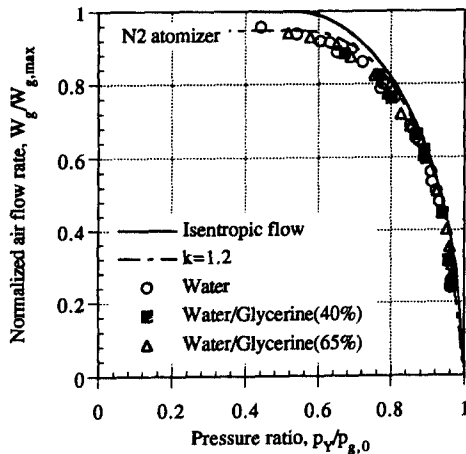


Fig. 9 Relationship between normalized air flow rate and mixing point pressure ratio

=1.2)으로 보면 큰 오차 없이 공기 유량을 예측할 수 있다. Fig. 9의 결과를 살펴보면 기체 유량의 경우도 액체 점도의 영향을 별로 받지 않는 것을 알 수 있으며 기존의 결과<sup>(4)</sup>와도 일치한다.

혼합점 압력( $p_Y$ )은 Andreussi 등<sup>(6)</sup>에 의해 제시한 방법을 사용하여 구할 수 있으나 계산을 용이하게 하기 위하여 혼합관 길이의 영향을 살펴 본 참고문헌<sup>(4)</sup>에서와 같은 간략화된 실험식의 사용이 그대로 가능하다.

$$\frac{p_Y}{p_{g,0}} = \exp \left[ -4.62 \left( \frac{l_m}{d_m} \right)^{-0.5} \frac{W_g}{W_f} \right] \quad (9)$$

Fig. 10은 서로 다른 혼합관 길이와 점도 조건에서 혼합점 압력에 대한 실험 결과를 식 (9)에서 계산한 결과와 비교한 것이다. 식 (9)는 실험결과를

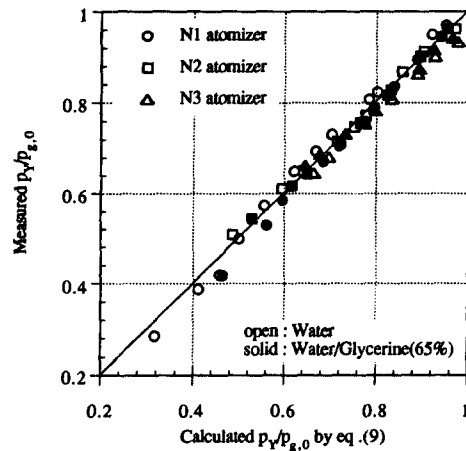


Fig. 10 Comparison between measured and calculated values of mixing point pressure ratio

잘 나타내고 있음을 알 수 있다.

이들 유량계수와 혼합점 압력에 대한 실험식들을 이용하여 Y-jet 노즐을 설계할 수 있다.

### 3.2 입경 공간 분포와 평균 입경

Fig. 11은 저점도인 물과, 보다 큰 점성을 갖는 68% 글리세린 수용액을 분사한 경우의 입경 공간 분포를 나타낸 것이다. 이 결과를 보면 입경은 동일한 유량 조건에서 점도가 큰 경우에 전반적으로 크게 나타나나 그 공간 분포의 형태 자체는 거의 유사함을 보인다. 그런데 입경의 공간 분포는 혼합관 내부 유동 형태(즉 액체와 기체의 운동량의 비( $\phi$ ))에 따라 결정되는 혼합관 내부 환형 액막 두께의 원주방향 분포와 기-액 혼합 형태<sup>(8,9)</sup>의 변화와 연관되므로 결국, 혼합관 내부의 2상 유동 양식은 액체의 점도의 영향을 크게 받지 않는다는 것을 간접적으로 확인할 수 있다. 다만, 입경 자체는 액체 점도의 영향을 크게 받고 있다.

Fig. 12는 입경 분포를 이용하여 단면 평균 입경( $\bar{D}_{32}$ )을 구하고 이를 웨버(Weber)수의 함수로 나타낸 것이다. 혼합관 길이 및 액체 점도와 관계없이 웨버 수의 증가에 따라 평균 입경은 모두 감소하나, 점도가 클 경우 입경은 크게 나타남을 알 수 있다. 혼합관 길이가 짧을수록  $\bar{D}_{32}$ 는 보다 완만하게 감소하며 액체 점도가 증가하면 그 경향이 더욱 뚜렷해진다. 혼합관 길이에 따라  $\bar{D}_{32}$ 의 변화하는 경향이 달라지는 이유는 Y-jet 노즐에서의 미립화 기구(atomization mechanism)가 혼합관 길이에

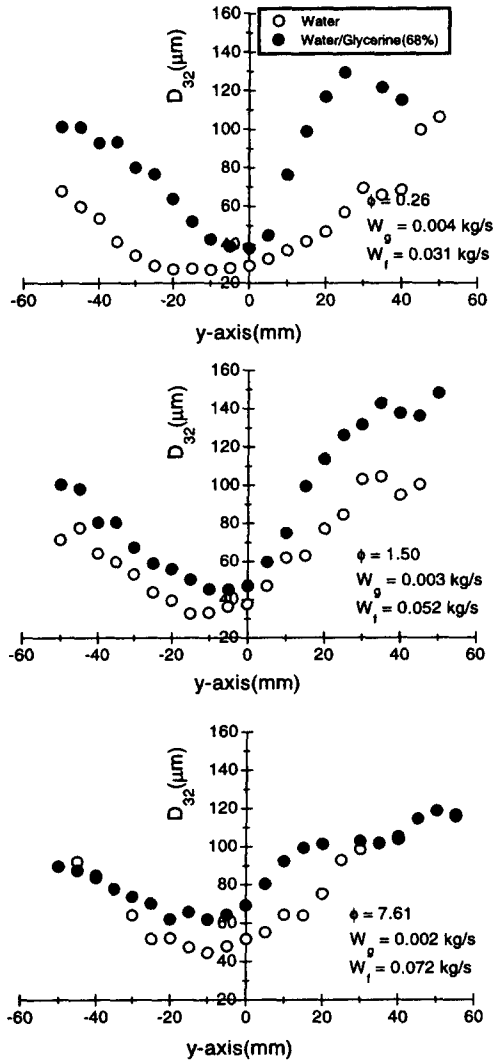


Fig. 11 Drop size distribution with N2 atomizer

의한 영향을 받기 때문이다. 즉, Y-jet 노즐에서의 미립화 기구는 혼합관 내부에서의 미립화(혼합점 부근에서 기체-액체의 직접충돌에 의한 미립화 및 기-액 혼합물이 혼합관 내부를 환상-분무류 형태로 유동하면서 액막으로부터 액적이 이탈/유입과 부착(entrainment and deposition)에 의한 미립화)와 혼합관 벽면에 형성되어 있던 액막이 노즐 외부로 분사되어 미립화하는 기구로 분류할 수 있다.<sup>(9)</sup> 이때 혼합관 길이가 길수록 혼합점 부근에서 미립화된 액적이 상호 합착과 액막으로부터 이탈/유입과 부착될 확률이 증가하게 되는데, 이는 액적이 혼합관 내부에 체류하는 시간이 길어지고 또한 기체와

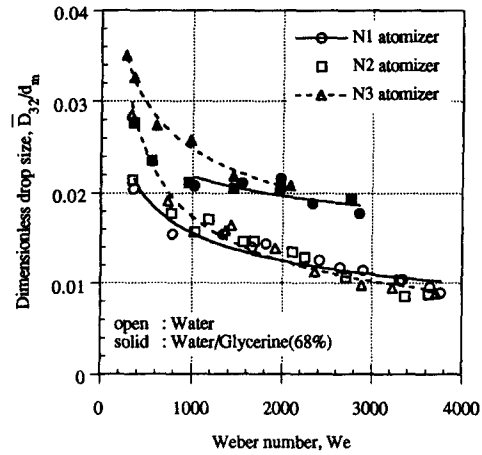


Fig. 12 Variation of cross-sectional averaged drop size with Weber number

액막간의 경계면적이 증가하기 때문이다. 따라서 혼합점 부근에서 다량의 액적이 발생하는 조건(Fig. 12의 웨버수가 작은 구간)에서는 혼합관 길이가 길수록  $\bar{D}_{32}$ 은 상대적으로 크게 나타나게 되고, 액막으로부터 액적이 주로 이탈되는 조건(웨버수가 큰 영역)에서는 혼합관 길이가 길수록  $\bar{D}_{32}$ 가 작아지게 된다.<sup>(11)</sup> 그리고 혼합관 길이가 짧은 노즐에서의 미립화는 액적의 이탈/유입 및 부착보다는 직접 충돌에 의한 영향을 상대적으로 크게 받게 되어  $\bar{D}_{32}$ 의 변화가 보다 완만하게 된다.

#### 4. 결 론

이상에서의 연구 결과로부터 Y-jet 노즐의 중요한 특성인 노즐 내부의 2상 유동 양식과 입경의 공간 분포 상태는 액체의 점도와는 거의 무관하며 다만 액체와 기체가 혼합될 때의 상대적인 유동 관성력에 의해서 결정됨을 알 수 있었다. 그리고 Y-jet 노즐의 실제 설계에 유용하도록 액체의 점도가 변화하는 경우에 대하여 기체 공급관에서의 압축성 유동 관계식과 아울러 액체 공급관에서의 유량계수와 혼합점 압력에 대한 각각의 실험식들을 재검토하였다. 입경은 액체 점도의 증가에 따라서 증가하는 경향을 보이므로 단면 평균 입경은 혼합관의 직경, 길이, 웨버수, 기체/액체의 질량 유량비 이외에 점도의 함수로 표시될 수 있다. 따라서 이에 대한 폭넓은 실험이 요구되며, 그 결과로서 입경에 대한 실험 관계식의 제시가 이루어져야 할 것이다.



## 후 기

본 연구는 1996년도 과학기술처 출연기관 연구개발 사업, 한국과학재단 목적기초 연구사업 (KOSEF-95-0200-05-01-3), 원자력연구소 원자력 연구개발 중장기 계획 사업 (KAERI/CM-054/94) 의 연구비 지원 등으로 수행되었으며 이에 대하여 관계자 여러분께 감사드립니다.

## 참고문헌

- (1) Mullinger, P. J. and Chigier, N. A., 1974, "The Design and Performance of Internal Mixing Multijet Twin Fluid Atomizers," *Journal of the Institute of Fuel*, Vol. 47, pp. 251~261.
- (2) Hurley, J. F. and Doyle, B. W., 1985, "Design of Two-Phase Atomizers for Use in Combustion Furnaces," *Proc. ICLASS-85*, pp. 1A/3/1~1A/3/13.
- (3) Song, S. H. and Lee, S. Y., 1994, "An Examination of Spraying Performance of Y-Jet Twin-Fluid Atomizers—Effect of Mixing Port Length," *Proc. ICLASS-94*, pp. 616~623.
- (4) 송시홍, 이상용, 1994, "Y-jet노즐을 통한 저점도 액체의 유량 및 입경예측에 관한 연구," 대한기계학회논문집 제18권 제12호, pp. 3377~3385.
- (5) Graziadio, M., Andreussi, P., Tognotti L. and Zanelli, S., 1985, "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.
- (6) 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.
- (7) 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.
- (8) Andreussi, P., Graziadio, M., Novelli, G., Pasqualetti, A. and Tognotti, L., 1994, "Measurements of Liquid Film Thickness within a Y-Jet Atomizer," *Proc. ICLASS-94*, pp. 632~639.
- (9) Song, S. H. and Lee, S. Y., 1996, "Study of Atomization Mechanism of Gas/Liquid Mixtures Flowing through Y-Jet Atomizers," *Atomization and Sprays*, Vol. 6, No. 2, pp. 193~209.
- (10) Dodge, L. G., 1984, "Change of Calibration of Diffraction-Based Particle Sizers in Dense Spray," *Optical Engineering*, pp. 626~630.
- (11) 송시홍, 이상용, 1994, "Y-jet 노즐에서의 혼합관 길이변화에 따른 분무특성 연구," 대한기계학회논문집 제18권 제11호, pp. 3021~3031.