

<論 文>

디젤노즐의 내부구조가 분무특성에 미치는 효과

배 종 욱* · 안 수 길**

(1989년 8월 31일 접수)

Effect of Diesel Nozzle Internal Geometry on the Spray Characteristics

J. U. Bae and S. K. Ahn

Key Words: Spray Dispersion(분무의 분산), Spray Jet Angle(분사각), Spray Angle(분무각), Nozzle Shape Factor(노즐내부형상수), Spray Volume(분무체적), Air Fuel Ratio of Spray(분무의 공연비)

Abstract

The increase rate of the spray volume of diesel fuel strongly depends on the spray angle whereas it determines the increase rate of air fuel ratio of the spray due to the air entrainment. The internal geometry of the diesel nozzle plays a decisive role to the radial and tangential flow velocity at the entrance of the orifice, thereby affects the spray angle. The authors devised a nozzle with the internal geometry which was adjustable so as to control the radial and tangential flow velocity. The internal geometry of the nozzle was described as a numerical variable by introducing a concept of the nozzle shape factor. And the correlation between the geometry and the spray angle was studied by a theoretical method and then backed up with experimental work. The authors analyzed the factors which affect the increase rate of the spray volume, and validated the analysis on the basis of the experimental data. It is suggested as a conclusion that for a better combustion of the diesel engine the internal geometry of the nozzle should be improved towards increasing the spray angle.

기 호 설 명

A : 단면적	Δp : 분사차압
a, a_s : 분무각, 분사각의 상수	Q : 분사체적 유량
c_1, c_2 : 유량계수, 유속계수	r : 반경
d : 노즐공의 직경	g : 삭크편의 주위틈
h : 와류실의 높이	t : 분무의 관통 시간
L/d : 노즐공의 형상비	u, v, w : 유속
NS : 노즐내부 형상수	x : 분무선단 도달거리
p_b : 주위공기의 압력	γ : 삭크편 와류깃의 각도
p : 와류깃의 원주피치	θ, θ_s : 분무각 분사각의 1/2
	λ : 분무의 평균 공연비
	ρ : 밀도
	σ : 와류깃의 두께
	τ : 와류깃 부분의 통로 감소율

*정회원, 한국해양대학 선박기계공학과

**정회원, 부산수산대학 박용기계공학과

하첨자

- f : 와류깃
- g : 기체(주위공기)
- l : 액체(연료)
- n : 노즐공
- o : 초기
- s : 와류실
- x : 축방향

1. 서 론

디젤분무의 평균공연비 증대를 위한 분무특성은 디젤기관의 성능을 좌우하는 중요한 변수로 된다. 왜냐하면 디젤 연소는 확산화염에 의한 연소이므로 실린더 전체의 평균공연비보다 분무 내의 평균공연비가 연소의 초반에 있어서의 더욱 의미 있는 변수가 되며 이에 의한 연소 모드가 성능에 큰 영향을 미치기 때문이다. 분무의 평균공연비 증대는 분무의 체적 증대에 좌우되며, 분무축 방향의 도달거리와 반경 방향의 분산에 해당하는 분무각에 의하여 결정된다. 분무의 도달거리에 관한 연구는 상당히 많은 결과들이 발표되어 있고⁽¹⁻³⁾ 필자들도 약간의 지식을 더한 바가 있다⁽⁴⁾. 한편 분무각은 분사차압 및 주위공기의 밀도 등 분사 조건과 노즐공의 형상비 L/d 에 따라 결정되는 것으로 알려져 있으며 이에 대한 연구는 지금까지 몇 편의 보고가 제시되어 있다⁽⁵⁻⁷⁾. 그러나 노즐 내부 형상의 영향에 대한 연구는 REITZ와 BRACCO⁽⁸⁾에 의한 연구가 있으나 노즐공 입구의 형상에 따른 분무각의 변화를 규명한 정도이고 노즐공 상류의 형상에는 주목하지 않았을 뿐 아니라 노즐공 내부의 형상을 수량적인 변수로 취한 바는 없다. 본 연구에서는 노즐공 상류에서의 흐름의 경계 조건에 따라 결정되는 노즐공 입구에서의 반경류 및 와류의 유속 성분이 분무의 분산에 미치는 효과를 밝힌다. 이를 위하여 노즐공 입구의 반경류 및 와류의 유속 성분을 임의적으로 발생시킬 수 있는 노즐 내부 구조를 이용하여 노즐공 입구 흐름의 모양을 수량적인 변수로 나타내고 이것과 분무각과의 상관관계를 수식으로 표현하여 실험치와 비교 조사하였다. 한편 분무의 평균공연비 증대를 위한 분무체적은 분무도달거리와 분무각에 의하여 결정되지만 운동량이론^(4,9)에 의하면 분무도달거리가 분무각의 1/2제곱에 반비례하므로 분무체적은 결국 분무각에 강한 의존성을 갖게 된

다. 그러므로 본 연구에서는 분무체적에 영향을 미치는 분사차압, 주위공기밀도, 노즐공의 직경과 무각을 변수로 하여 상관관계식을 이론적으로 유하고 이를 근거로 하여 분무의 평균공연비 증대 향상시키는 방안을 제시하였다.

2. 이론 해석

2.1 노즐 내부구조와 분무각

분무의 축방향 유속 성분은 노즐공 전후의 압차에 의하여 발생하는 것이지만 분무의 분산을 일으키는 반경 방향 유속 성분의 발생 인자에 대하여는 아직 분명히 밝혀지지 않고 있다. 노즐공 상류의 연료유가 노즐공을 향하여 진입할 때 그 일부는 주변으로부터 모이기 때문에 반경류와 와류 성분 유속이 발생한다. 이러한 성분들의 강도는 노즐 내부 구조에 좌우되며 노즐공 출구에서의 분사 유속의 반경 방향 성분에도 영향을 미칠 것으로 예상된다. 따라서 해석을 위하여 다음과 같은 가정을 하였다.

- (1) 노즐공 입구에서의 반경 방향 유속 성분들은 방사상으로 분무축을 향하여 서로 충돌한 후 난류 에너지로 보전되었다가 노즐공 출구에서 분사될 때에 그 상당 부분이 반경 방향 분산에 기여한다.
- (2) 와류 속도 성분은 분무축을 중심으로 선회 유출하기 때문에 노즐공 출구에서 점선 방향 분사되어 이 또한 반경 방향 분산에 기여한다.

Fig. 1은 노즐공 상류의 내부 구조에 따라 노즐공 입구의 반경류 및 와류의 유속 성분을 임의로

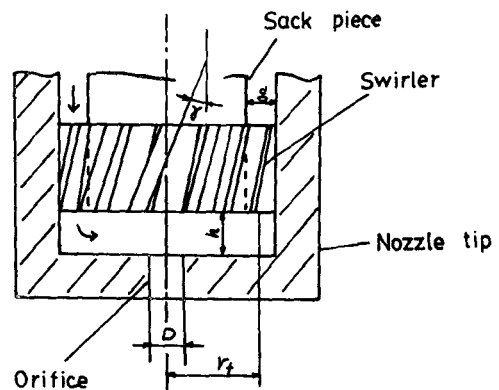


Fig. 1 Schematic diagram of nozzle internal geometry

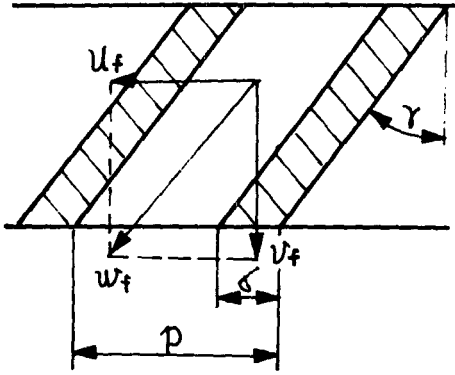


Fig. 2 Velocity component in cross section of swirler

변화시킬 수 있는 노즐의 개략도를 나타낸다. Fig. 1에서 와류실의 높이 h 를 가감하면 반경 방향 유속 성분이 조절되고 삭피편(sack piece)의 주위 틈 g 혹은 와류깃의 각도 γ 를 가감하면 와류 성분이 조절된다. Fig. 2는 와류깃의 원주면을 따른 단면도를 평면상에 전개하여 나타낸 것으로 와류깃을 통과할 때의 유속을 w_f , 이것의 축방향 유속 성분을 v_f , 원주 방향 유속 성분을 u_f 라고 하면 다음과 같다.

$$v_f = \frac{Q}{A_f}, \quad u_f = v_f \tan \gamma \quad (1)$$

단 Q , A_f 는 분사체적유량, 와류깃의 통로면적이다. g 의 원주방향 두께 σ 로 인하여 통로 면적은 감소된다. Fig. 2의 p 를 와류깃의 원주 피치라 하면 통로 면적 감소율 τ 를 다음 식

$$\tau = \frac{p - \sigma}{p} \quad (2)$$

로 나타내고 와류깃 위치의 평균 반경을 r_f 라고 하면 v_f 및 u_f 는 다음 식으로 나타내어진다.

$$v_f = \frac{Q}{2\pi r_f g \tau}, \quad u_f = \frac{Q \tan \gamma}{2\pi r_f g \tau} \quad (3)$$

강한 와류가 있는 노즐의 와류실 중심에는 노즐공의 중심에까지 걸친 공기 코어가 발생한다. 그러나 여기서는 통상의 단공 노즐의 내부 통로의 구조상 발생한 국소적인 와류의 영향을 평가하기 위한 것이므로 공기 코어는 없는 것으로 하고 노즐공에서의 축방향 평균 유속을 v_x 라 하면

$$Q = c_1 \pi r_n^2 v_x \quad (4)$$

이므로(단 c_1 , r_n 은 노즐공의 유량계수 및 노즐공의 반경) 원주 방향 유속 성분 u_f 는 다음과 같다.

$$u_f = \frac{c_1 r_n^2 v_x \tan \gamma}{2 r_f g \tau} \quad (5)$$

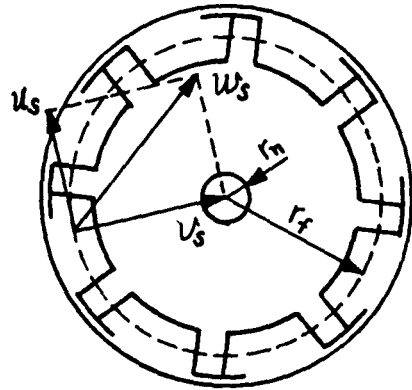


Fig. 3 Velocity component in cross section of swirl chamber

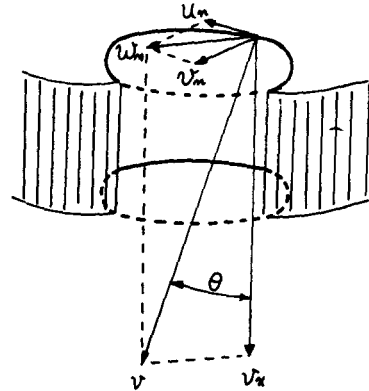


Fig. 4 Velocity component around orifice

Fig. 3은 와류실 단면에 있어서의 유속 성분들을 나타낸다. 와류실에서 유입 유속의 원주 방향 성분 u_s 는 u_f 와 같으며 반경 방향 유속 성분 v_s 는 유입 부원주 통로 면적 A_s 에 의해 결정되어

$$v_s = \frac{Q}{A_s} = \frac{c_1 r_n^2 v_x}{2 r_f h} \quad (6)$$

가 된다. Fig. 4는 노즐공 입구에서의 유속 성분들을 나타내며 와류실에서의 흐름이 자유소용돌이의 포텐셜흐름이라 한다면 노즐공 입구의 반경 방향 유속 성분 v_n 및 원주 방향 유속 성분 u_n 은 다음과 같다.

$$v_n = \frac{r_f}{r_n} v_s = \frac{c_1 r_n v_x}{2 h} \quad (7)$$

$$u_n = \frac{r_f}{r_n} u_s = \frac{c_1 r_n v_x \tan \gamma}{2 \tau g} \quad (8)$$

만약 v_n 및 u_n 이 노즐공 통과중 손실없이 보존되어 분무의 분산에 기여한다면 노즐공 하류에서의

연료유 흐름은 v_n , u_n 및 v_x 의 합성 속도 v 로 될 것이다. v 와 v_x 의 사이각 θ 는 분무원추각의 반에 해당하며 그 크기는

$$\tan\theta = \sqrt{\left(\frac{v_n}{v_x}\right)^2 + \left(\frac{u_n}{v_x}\right)^2} \quad (9)$$

로 나타낼 수 있다. 식 (7)과 (8)을 이용하여 식 (9)를 정리하면 θ 는 다음 식으로 나타내어진다.

$$\tan\theta = \frac{C_1 \gamma n}{2} \sqrt{\left(\frac{1}{h}\right)^2 + \left(\frac{\tan\gamma}{\tau g}\right)^2} \quad (10)$$

식 중의 계공근 부호 내의 첫번째 항은 반경류, 두번째 항은 와류의 강도에 해당한다. 일반적인 디젤 분무의 형상은 노즐공 부근에서는 외주 경계가 선명한 원추형으로 되어 있으나 진행하여 가면서 갑자기 선명한 경계는 무너지기 시작하여 난류 확산되면서 원추각이 현저히 커지는 모양을 하고 있다. (Fig. 9 참조) 본 연구에서는 노즐공에 인접하여 경계가 선명한 부분의 원추각을 분사각($2\theta_j$)이라 하고 이것과 구별하여 충분히 발달한 난류 확산부의 외연부로부터 접선을 그어 노즐공 중심에 연결시켜서 이루는 각을 분무각(2θ)이라 하였다. 그런데 실제의 분무에 있어서는 식 (10)과 같이 노즐 내부구조 만이 분무의 분산을 전적으로 지배한다고 생각할 수 없고 또 그 분산시키는 에너지가 전부 보존된다고도 생각할 수 없기 때문에 분무각 및 분사각은 다음 식으로 나타낼 수가 있다.

$$\tan\theta = a + b NS \quad (11)$$

$$\tan\theta_j = a_j + b_j NS \quad (12)$$

여기서 $NS = d \sqrt{\left(\frac{1}{h}\right)^2 + \left(\frac{\tan\gamma}{\tau g}\right)^2}$ 으로서 노즐 내부 형상을 종합적으로 나타내는 노즐내부형상수라고 정의한다. (단 d 는 노즐공의 직경을 나타낸다)

2.2 분무체적

Fig. 5에 나타낸 것과 같이 분무의 형상을 단순 원추형이라 한다면 분무도달거리 x 는 운동량이론⁽⁴⁾에 따라 다음과 같이 나타낸다.

$$x \approx \left(\frac{2C_2 \Delta p}{\rho_g}\right)^{0.25} \cdot \left(\frac{td}{\theta}\right)^{0.5} \quad (13)$$

단 C_2 , Δp , ρ_g , t , θ 는 각각 유속계수, 분사차압, 주위공기밀도, 관통시간, 분무각을 나타낸다. 그런데

$$\Delta p = \frac{\rho_i}{2} \left(\frac{v_0}{C_2}\right)^2 \quad (14)$$

이므로 식 (13)은

$$x \propto \rho_i^{0.25} \rho_g^{-0.25} v_0^{0.5} t^{0.5} d^{0.5} \theta^{-0.5} \quad (15)$$

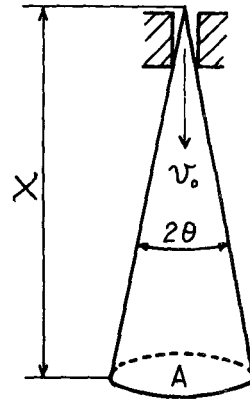


Fig. 5 Simplified model of spray

로 정리된다(단 v_0 , ρ_i 은 분출 초속도, 연료의 밀도). 또 분무의 도달거리 x 에서의 분무의 단면적 A 는

$$A \propto (x\theta)^2 \propto \rho_i^{0.5} \rho_g^{-0.5} v_0 t d \theta \quad (16)$$

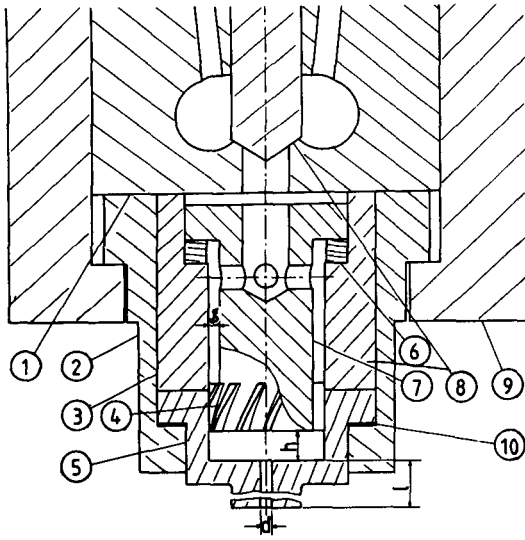
이므로 분무체적 V_s 는 다음 식으로 된다.

$$V_s \propto x A \propto \Delta p^{0.75} \rho_g^{-0.75} t^{1.5} d^{1.5} \theta^{0.5} \quad (17)$$

3. 실험 장치 및 실험 방법

Fig. 6은 노즐내부형상수 NS 를 변화시킬 수 있도록 고안한 노즐의 단면도를 나타낸다. YANMAR LD형 노즐의 밸브팁 부분을 개조하여 노즐팁 홀더 내에 노즐공의 길이 L 이 다양한 노즐팁 ⑤로 교환하여 조립할 수 있게 하였고 스페이서(spacer) ⑥의 두께를 가감하는 방법으로 와류실의 높이 h 를 조절할 수 있게 하였으며 와류깃의 각도 또는 몸통의 지름이 다른 사크편(sack piece) ⑦을 교환하여 와류깃 각도 γ 와 사크편 주위틈 g 를 조절할 수 있게 하였다. 노즐공의 직경은 0.5mm로서 한 종류만 사용하였으나 그 길이는 노즐공 형상비 L/d 를 0.5로부터 8.9까지의 값이 되도록 하였다. 표면저칠기의 영향을 줄이기 위하여 #200의 연마제로 노즐공 내면을 충분히 연마시켰다. 한편 노즐내부형상수 NS 는 h 가 0.3, 0.8, 1.3mm, g 가 0.5, 0.8mm, γ 가 0°, 50°인 사크편으로 교환함으로써 0.39로부터 2.36까지의 값이 되도록 하였다.

Fig. 7은 연료유가 노즐공에 진입하기 이전에 발생한 난류가 분무각에 미치는 효과를 조사하기 위하여 $L/d=0.5$ 인 노즐팁의 상부 0.5mm 위치에 400메쉬의 스테인레스 금속망을 삽입한 노즐의 구



- ① Valve guide
- ② Nozzle holder
- ③ Bush
- ④ Swirler
- ⑤ Nozzle tip
- ⑥ Adjust ring
- ⑦ Sack piece
- ⑧ Needle valve
- ⑨ Cap nut
- ⑩ Packing

Fig. 6 Cross section of nozzle geometry

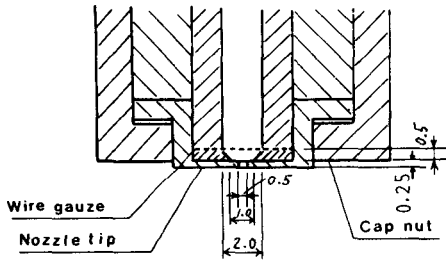
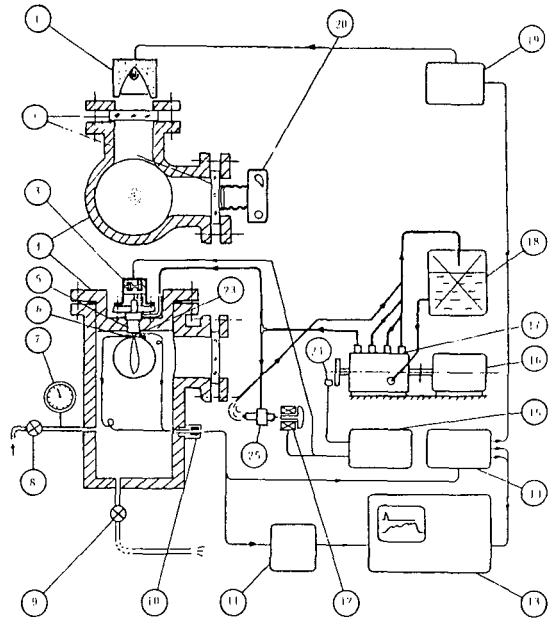


Fig. 7 Cross section of turbulent nozzle (wire gauze insert)

조를 나타낸다.

Fig. 8은 고압의 공기실 내에 디젤분무를 단발 분사시킬 수 있는 장치와 이를 관찰 조사할 수 있는 장치의 개략도를 나타낸다. 이는 고압 공기실 내의 단발 분사 계통과 분사 개시 포착 및 분무 가시화 계통, 분사차압 측정 계통으로 구성되어 있다. 단발 분사는 동작이 서로 반대인 솔레노이드



- ① Lamp
- ② Reinforced glass
- ③ Solenoid
- ④ High pressure air chamber
- ⑤ Fuel nozzle
- ⑥ Photo sensor for initiation of injection
- ⑦ pressure gauge
- ⑧ Compressed air supply valve
- ⑨ Drain valve
- ⑩ Adapter for electric line
- ⑪ Strain gauge amplifier
- ⑫ Solenoid
- ⑬ Digital memory type oscilloscope
- ⑭ Delayed 2ndary pulse generator
- ⑮ Single injection controller
- ⑯ Various speed motor
- ⑰ Bosch type injection pump
- ⑱ Fuel tank
- ⑲ Stroboscope
- ⑳ CA7MCR
- ㉑ Strain gauge
- ㉒ Photo sensor for pump angle
- ㉓ Auxiliary fuel nozzle

Fig. 8 Schematic diagram of experimental apparatus

③ 및 ⑫가 단발분사제어기 ⑮에 의하여 시험용 분사밸브 ⑤와 보조 분사밸브 ㉓를 동시에 작동시킴으로써 수행된다(자세한 것은 참고문헌 (4)를 참고). 실험 조건에 따른 분무의 거동은 스트로보스코프에 의한 90° 측광 산란광 사진에 의하여 관찰된다. 분무가 광검출기 ⑥의 광선빔을 횡단하는 순간에 지연 2차펄스발생기 ⑭에 의하여 발생된 1차 펄스가 오실로스코프 ⑬을 트리거시키고 지연된 2차 펄스는 스트로보스코프 ⑲①을 트리거시킨다. 이때 50mm의 마이크로 렌즈를 장착한 카메라 ㉒은 B셔터로 세팅되어 분무의 사진을 촬영할 수 있도록 되어 있다. 1차와 2차의 펄스간의 지연 기간은 오실로스코프를 보면서 지연 2차펄스발생기 ⑭에 의해 조절된다. 분사차압은 노즐팁홀더 외피에 부착한 스트레인게이지 ㉑의 변형율을 증폭기 ⑪을 거쳐 오실로스코프상에 나타나어 측정하였다.

Fig. 9는 분사 개시후 1.5ms의 분무 형상 사진들



kind of nozzle	radial flow	simple nozzle	swirl flow	radial flow	swirl flow	simple nozzle
l/d	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	4.0
NS	0.39	0.76	1.22	1.67	1.79	0.76

Fig. 9 Photographs of sprays injected with various nozzles ($\Delta p=15\text{MPa}$, $p_b=2.1\text{MPa}$)

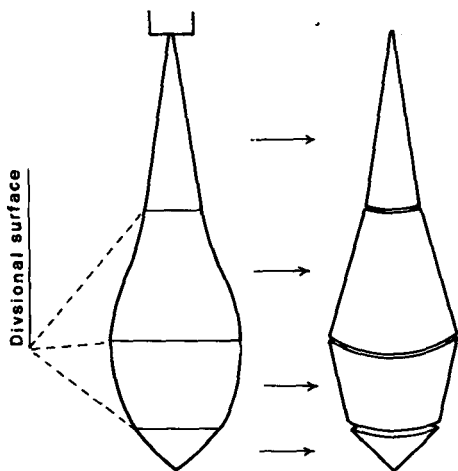


Fig. 10 Normalized spray form for spray volume calculation

의 예를 나타내며 NS의 변화와 L/d 의 변화에 따라 분무 형태의 차이를 나타내고 있다. Fig. 10은 분무체적 계산을 위한 분무 형태의 정규화 형태도를 나타낸다. 실제의 분무체적에 가능한 한 가깝게 근사시키면서도 분할 수를 적게 하기 위하여 1개의 원추형과 3개의 호퍼형의 조립체로 생각하여 분무체적을 계산하였다. 분무각, 분사각 및 분무체적은 동일 조건하에서 6회 분사, 측정을 시행하여 그 평균치를 사용하였으며 25회 분사, 측정한 경우의 데이터 오차 분석을 부록에 나타내었다.

Table 1 Specification of nozzle and condition of experiments

Diameter of orifice (d), mm	0.5 (Sharp entrance edge)
Diameter of swirl chamber (d_s), mm	5.0
Aspect ratio of orifice (L/d)	0.5, 2, 3, 4, 5.6, 8.9
Height of swirl chamber (h), mm	0.3, 0.8, 1.3
Gap around sack piece (g), mm	0.3, 0.8
Angle of swirler (γ), dego	0, 50
Nozzle shape factor (NS)	0.385, 0.625, 1.12, 1.22, 1.67, 1.72, 1.79, 1.97, 2.36
Injection pressure difference (Δp), MPa	15
Back air pressure (p_b), MPa	0.1, 0.6, 1.1, 2.1
Penetration time (t), ms	1.5
Specific gravity of fuel oil	0.385
Viscosity of fuel oil SUS at 38°C	33.2
Temperature of fuel oil	Room temperature

4. 실험 결과 및 고찰

4.1 분무각 및 분사각

Table 1은 분무각 및 분사각 측정 실험에 사용된 노즐의 규격과 실험 조건을 나타낸다.

Fig. 11은 노즐공 형상비 $L/d=0.5$ 인 각 노즐로 분사한, NS값의 변화에 따른 분무각 및 분사각의 변화를 나타낸다. 데이터들이 분산되어 있지만 분무각 및 분사각은 주위공기 압력 p_b 가 대기압인 경우나 2.1MPa인 경우 공히 NS값의 증가에 따라 증가하는 경향을 보인다. 이는 분무각 및 분사각이 NS값에 따라 좌우됨을 뜻한다. 여기서 각의 각도 $\gamma=0^\circ$ 로 한 노즐은 와류실에서 와류가 거의 발생하지 않으므로 반경류형 노즐(radial flow nozzle)이라 하고 $\gamma=50^\circ$ 로 한 것은 와류가 발생하므로 와류

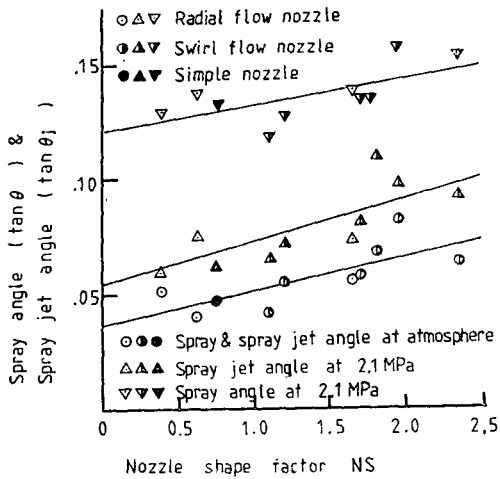


Fig. 11 Effect of nozzle shape factor NS on spray angle and spray jet angle ($\Delta p=15\text{MPa}$, $L/d=0.5$)

형 노즐(swirl nozzle)이라 하며 삭크편을 제거하여 재래형 노즐과 같게 한 것을 단순노즐(simple nozzle)이라 하였다. 또한 노즐공의 상부에 금속망을 삽입하여 난류를 일으킨 것을 난류형 노즐(turbulent nozzle)이라 하였다. 단순노즐의 θ 및 θ_j 를 참고로 Fig. 11에 비교하여 나타내면 $NS=0.76$ 인 노즐에 상당한다. 이는 단순노즐의 노즐공 입구에서의 반경류 및 와류 흐름의 상태를 상당 NS 값으로 나타낼 수 있다는 것을 제시하는 것이다. Fig. 11의 관계를 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\left. \begin{aligned} \tan\theta &= a + 0.028NS \\ \tan\theta_j &= a_j + 0.031NS \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

식 중의 a , a_j 의 값은 NS 를 제외한 분무각 및 분사각 지배 요소들의 총합이며 이들의 성분을 추론하여 본다면 주위공기 압력의 효과와 분출 연료유가 노즐 출구 모서리에 충돌함으로써 발생하는 분무의 분산 효과로 생각할 수 있다.

Fig. 12는 단순노즐로 분사한 경우 L/d 의 변화에 따른 분무각 2θ 와 분사각 $2\theta_j$ 의 변화를 나타낸다. 실험에 사용된 노즐공의 형상은 입구 모서리가 90° 인 원통형 노즐에 한하였다. 주위공기의 압력 p_0 가 대기압인 때에는 분무각과 분사각을 구별할 수 없고 L/d 의 영향을 거의 받지 않으므로 거의 일정하게 일직선으로 나타나고 있다. 그러나 $p_0=2.1\text{MPa}$ 의 공기중에 분사한 때에는 분무각과 분사각은 상당히 차이가 나서 분무각 쪽이 커지고 L/d

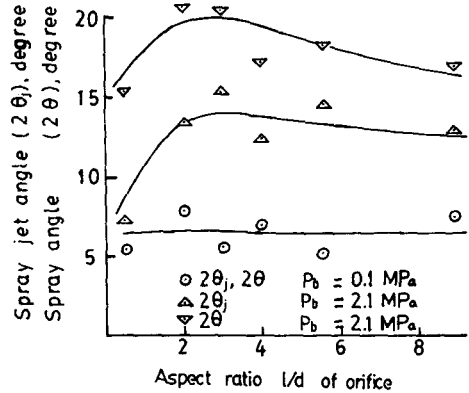


Fig. 12 Variation of spray angle and spray jet angle according to aspect ratio L/d change (simple nozzle, $\Delta p=15\text{MPa}$)

의 영향도 현저하여 $L/d=2\sim 4$ 의 범위에서 분무각, 분사각 공히 최대의 값들을 나타내고 있다. 이러한 현상들은 노즐공 통과 중 단면 수축된 분류가 점차 확대되어 노즐공 출구 모서리에서 충돌하게 되면 분류 표면의 연료유가 분열을 일으키게 되고 이것이 높은 밀도의 주위공기와 작용으로 반경 방향 분산을 증대시키는 것이라 생각된다. 대기압과 같은 낮은 주위공기 압력 하에서는 주위공기의 작용이 미약하기 때문에 L/d 의 크기가 노즐공 출구 모서리 충돌을 일으키는 범위내로 되더라도 분산의 증가가 일어나지 않는 사실이 이를 뒷받침해 준다. 한편 $L/d=0.5$ 인 경우의 분사각 $2\theta_j$ 는 주위공기 압력의 변화에 거의 영향받지 않는 것을 알 수 있는데 이는 매우 짧은 노즐공에서는 노즐공 출구 모서리 충돌이 전혀 일어나지 않으므로 높은 주위공기 압력 하에서도 충분한 표면 분열이 되지 않은 상태로 분사되어 분류의 분산이 억제되기 때문이라 생각된다. 식 (10) 중의 a 및 a_j 는 전술한 바 주위공기 압력의 효과와 노즐공 출구 모서리 충돌 효과의 합으로 분석되지만 $L/d=0.5$ 의 경우에는 노즐공 출구 모서리 충돌 효과가 존재하지 않으므로 결국 a 및 a_j 는 주위공기 압력의 효과만을 나타내는 것이 된다. Fig. 13은 $L/d=0.5$ 의 단순노즐로 분사할 때의 주위공기 압력 p_0 의 변화에 따른 $\tan\theta$ 및 $\tan\theta_j$ 의 변화를 나타낸다. 이것은 주위공기 압력의 효과와 반경류 및 와류의 효과의 합으로 이루어진 분무각과 분사각이라 생각할 수 있다. 이 경우 노즐공 출구 모서리 충돌 효과는 없다.

한편 $L/d=0.5$ 이며 NS 값이 다른 각종 노즐로

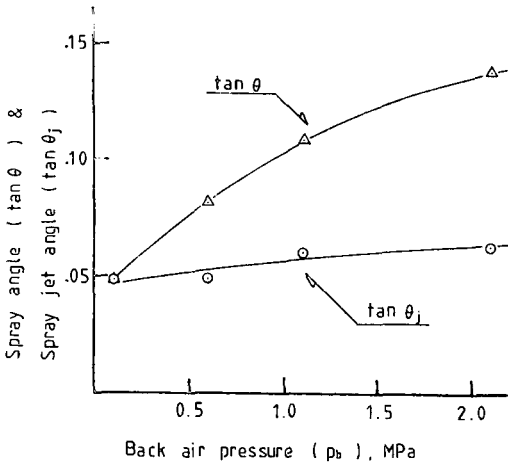


Fig. 13 Variation of spray angle and spray jet angle according to back air pressure p_b change (simple nozzle, $L/d=0.5$)

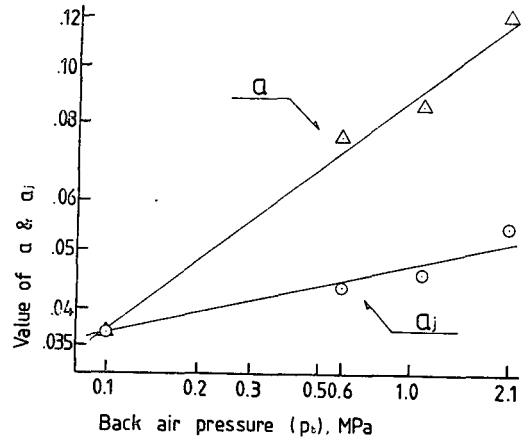


Fig. 14 Variation of a and a_j according to back air pressure p_b change (simple nozzle, $L/d=0.5$)

써 주위공기 압력 p_b 값을 변화시키면서 실험하여 Fig. 11과 같은 직선들을 얻어서 계산한 a 및 a_j 값을 p_b 에 대하여 나타내어 보면 Fig. 14와 같이 양대수 좌표상에 직선성을 잘 나타내게 된다. 따라서 이 관계를 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\left. \begin{aligned} a &= 0.089 p_b^{0.38} \\ a_j &= 0.047 p_b^{0.12} \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

식 (19)는 앞에서 분석한 바 a 및 a_j 가 주위공기 압력의 항이라 한 것을 잘 입증하고 있다. 그러므로 식 (18)은 $L/d=0.5$ 인 각종 NS의 노즐의, 주위공기 압력 변화에 따른 분무각과 분사각을, 반경류 및 와류의 효과와 주위공기 압력의 효과의 합으로 표현하고 있는 식이라는 것을 알 수 있다. 식 (18) 및 (19)를 가지고 분무각과 분사각에 대하여 각항을 비교해보면 주위공기 압력의 효과 항에 있어서 분사각 측의 계수 및 지수의 크기는 분무각 측에 비교하여 각각 약 1/2 및 1/3의 크기인 반면, 반경류 및 와류의 효과 항에 있어서 분사각 측의 계수의 크기는 분무각 측보다 오히려 약간 크다. 따라서 $L/d=0.5$ 인 경우의 분사각은 주로 노즐 내부 형상에 따른 반경류 및 와류의 효과에 의하여 형성되는 반면 분무각은 이 효과에 주위공기 압력의 효과에 의한 난류 확산이 상대적으로 다량 부가되어 형성된다고 생각된다. 또한 Fig. 12에서 고찰한 바와 같이 L/d 가 적당한 크기의 노즐로 분사하게 되면 노즐공 출구 모서리의 층돌 효과가 다시 여기에 부가되어 분무의 분산을 더욱 크게 한다는 것을 알

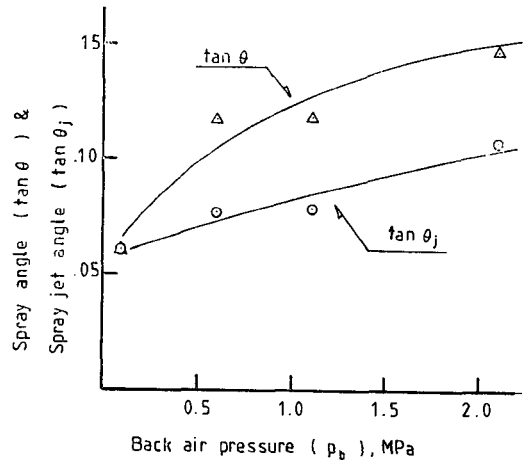


Fig. 15 Variation of spray angle and spray jet angle according to back air pressure p_b change (simple nozzle, $L/d=4.0$)

수 있다.

Fig. 15는 모서리 층돌이 효과적으로 발생된다고 생각되는 $L/d=4.0$ 의 단순노즐로 분사할 때의 주위공기 압력 p_b 의 변화에 따른 $\tan\theta$ 와 $\tan\theta_j$ 의 변화를 나타낸다. Fig. 15는 Fig. 13과 비교할 때 모서리 층돌 효과가 부가된 경우의 분무각과 분사각이므로 전반적으로 약간 더 큰 값을 나타내고 있다. 즉 Fig. 15는 주위공기 압력의 효과, 반경류 및 와류의 효과와 모서리 층돌 효과와 함께 작용하여 이루어진 분무각과 분사각이라 생각된다. 지금 Fig. 13의 곡선들을 E_1 , Fig. 14의 곡선들을 E_2 그

리고 Fig. 15의 곡선들을 E_3 라 하고 분무각과 분사각에 영향을 미치는 주위공기 압력의 효과를 E_{pb} , 노즐공 입구의 반경류 및 와류 효과를 E_{NS} , 노즐공 출구 모서리 충돌 효과를 E_{im} 라 하여 E_{pb} , E_{NS} 및 E_{im} 의 크기를 분리 분석해 보면 다음과 같다.

$$\left. \begin{aligned} E_1 &= E_{pb} + E_{NS} \\ E_2 &= E_{pb} \\ E_3 &= E_{pb} + E_{NS} + E_{im} \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

따라서

$$\left. \begin{aligned} E_1 - E_2 &= E_{NS} \\ E_3 - E_1 &= E_{im} \\ E_2 &= E_{pb} \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

다만 식 (20) 중의 E_{im} 은 모서리 충돌에 의하여 E_{pb}

및 E_{NS} 에 추가되는 분산 효과로 정의를 한정시킬 필요가 있다. 그러나 E_{pb} 및 E_{NS} 가 존재하지 않는 독립된 E_{im} 이라는 것을 생각할 수가 없으므로 이것을 모서리 충돌 효과로 취급하여도 무방하다고 생각된다.

Fig. 16은 단순노즐, $L/d=4.0$ 인 경우로서 Fig. 13, 14, 15를 동 좌표상에 중첩하여 그린 것으로 식 (21)에 의하여 분석되는 분무각 및 분사각에 대한 주위공기 압력의 효과(E_{pb}), 반경류 및 와류의 효과(E_{NS}) 및 모서리 충돌 효과(E_{im})를 나타낸 것이다. 그리고 동일한 방법으로 얻은 $L/d=4.0$ 인 반경류형 노즐과 와류형 노즐의 분석 결과를 Fig. 17 및 18에 나타낸다. 이들 결과에 의하면 분사각은

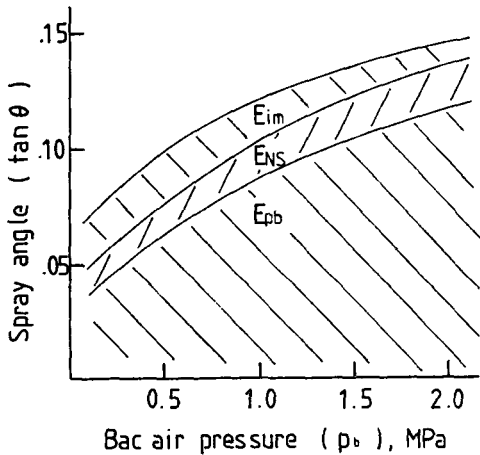


Fig. 16 Effect of various influences on spray dispersion (simple nozzle, $L/d=4.0$)

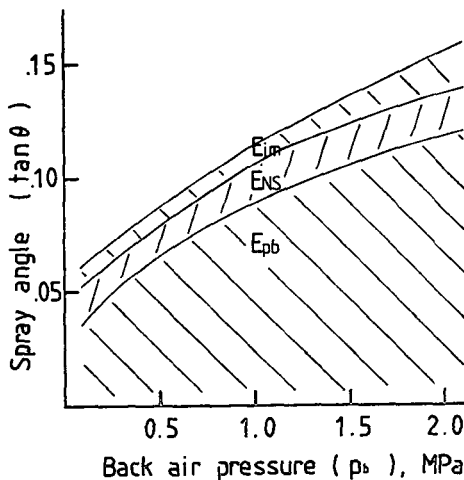
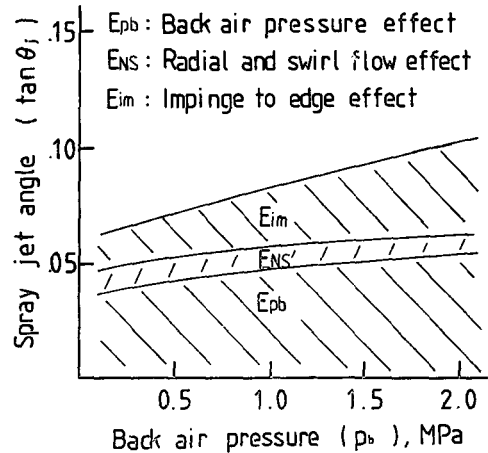
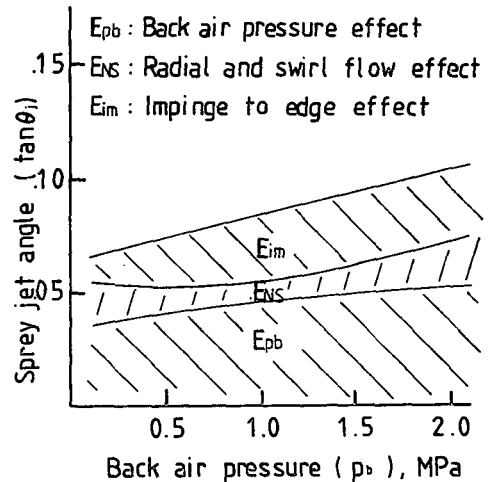


Fig. 17 Effect of various influences on spray dispersion (radial flow nozzle, $NS=1.67$, $L/d=4.0$)



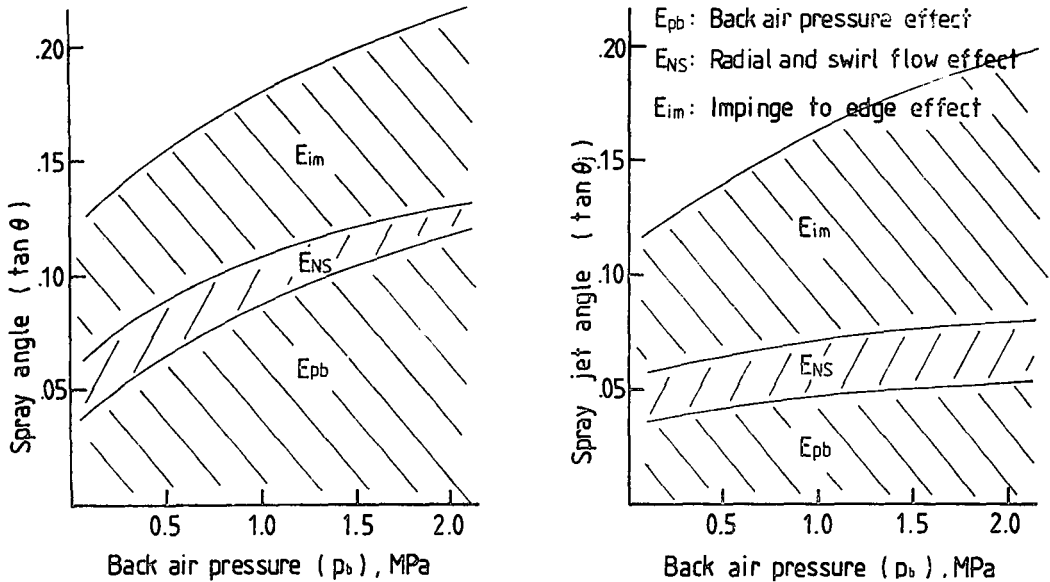


Fig. 18 Effect of various influences on spray dispersion (swirl nozzle, $NS=1.72, L/d=4.0$)

노즐의 형에 관계없이 주위공기 압력의 효과를 비교적 적게 받는 반면 노즐공 입구의 반경류 및 와류 효과와 모서리 충돌 효과를 주로 많이 받고 있음을 알 수 있다. 한편 분무각은 주위공기 압력의 효과를 크게 받으며 노즐공 입구에서의 반경류 및 와류 효과와 모서리 충돌 효과를 상대적으로 적게 받고 있음을 알 수 있다. 그러나 와류형 노즐에서는 분무각, 분사각 양쪽에 대하여 모서리 충돌 효과가 실험 범위의 모든 주위공기 압력에서 크게 미치고 있다. 이러한 특이한 현상은 와류형 노즐의 경우 비록 중공 원추형 분무와 같이 공기 코어가 존재할 정도는 아니더라도 분무의 액주가 선화하고 있기 때문에 불안정한 상태로 분출되고 있는 중 노즐공 출구 모서리와 충돌이 발생하게 되면 이의 도움으로 돌발적인 분열 현상을 일으키면서 주위공기를 다량 도입하여 분무가 횡적으로 대폭 팽창하게 되는 것이 아닌가 추정한다. 그러나 이 경우의 분무각과 분사각의 크기를 비교하여 보면 거의 비슷하거나 오히려 분무각 측이 수축하고 있는 경우가 많은 것이 특징으로 나타나고 있다.

노즐 내부에서 발생된 난류의 강도가 분무의 분산에 기여하는 여부에 대하여서는 논란이 있지만⁽⁸⁾ 본 연구의 실험에서는 긍정적인 결과를 얻었다. Fig. 19는 주위공기 압력에 대한, $L/d=0.5$ 인 단순노즐과 난류형 노즐의 분무각과 분사각을 나타낸

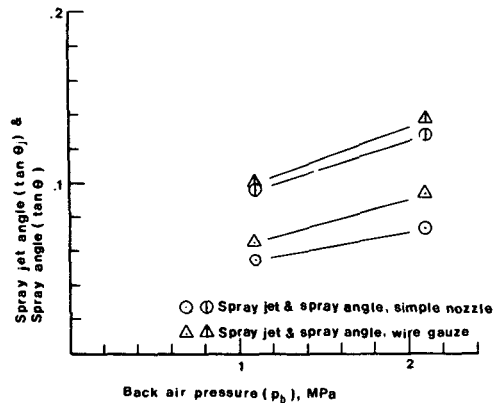


Fig. 19 Comparison of spray dispersion of turbulent nozzle with that of simple nozzle ($L/d=0.5$)

다. 분무각과 분사각은 노즐공 상부에서 발생한 난류의 영향을 받아 증대된 것을 나타내고 있다. 이것은 난류에 의하여 분류의 표면이 교란되므로 분열이 촉진되고 따라서 주위공기의 도입이 강하게 이루어짐에 따른 결과로 추측되어진다.

4.2 분무체적

분무체적을 조사하기 위하여 실험에 사용된 노즐의 종류는 Table 2와 같으며 실험 조건은 Table 3과 같다.

Fig. 20은 식 (17)의 우변의 각 변수들을 사용하여

Table 2 Specification of nozzles

No.	Kind of nozzle	NS	L/d
1	Simple nozzle	0.76	0.5
2	Simple nozzle	0.76	4.0
3	Turbulent nozzle	—	0.5
4	Radial flow nozzle	1.67	4.0
5	Swirl nozzle	1.97	4.0

Table 3 Operating condition of experiments

Injection pressure difference (Δp), MPa	8, 12, 15
Back air pressure (p_b), MPa	1.1, 2.1
Penetration time (t), ms	0.7, 0.8, 1.6, 1.9
Measured spray angle (2θ), rad.	0.187, 0.524

계산한 값에 대한 실측 분무체적 V_s 를 비교하여 나타낸 것이다. 각 변수들의 단위는 다음과 같이 취하였다. $\{V_s(\text{cm}^3), \Delta p(\text{kg}/\text{cm}^2), \rho_g(\text{kg sec}^2/\text{cm}^4), t(\text{sec}), d(\text{cm}), \theta(\text{radian})\}$ 실험 결과, 데이터들이 직선을 따라 비교적 잘 분포되어 있다. 이는 식 (17)의 비례 관계를 입증한 것이 되며 그 비례상수를 최소자승법으로 결정하여 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$V_s = 0.86 \Delta p^{0.75} \rho_g^{-0.75} t^{1.5} d^{1.5} \theta^{0.5} \quad (22)$$

비교를 위하여, 분사 개시부터 일정 분출 초속도 v_b 로 분사되는 가상의 분무에 대하여서 생각하면 t 초 후의 분사된 연료 유체의 체적 V_i 는

$$V_i \propto v_b d^2 t \quad (23)$$

이므로 분사 개시 후 t 초 경과시의 분무의 평균공연비 λ 는 다음과 같다.

$$\lambda = \frac{\rho_g V_s}{\rho_l V_i} \propto \rho_l^{-0.5} \rho_g^{0.25} \Delta p^{0.25} t^{0.5} d^{-0.5} \theta^{0.5} \quad (24)$$

그러므로 분무의 평균 공연비 증대를 향상시키기 위한 방안은 식 (24)의 우변의 각 지수들을 검토하여 봄으로써 알 수 있게 된다. 디젤기관 성능 개선을 위하여 현실적으로 조절될 수 있는 변수들은 $\Delta p, d, \theta$ 이다. 본 연구에서 주목하는 것은 θ 이며 그 지수는 0.5로서 d 의 지수와 함께 그 절대치가 가장 큰 것들에 속한다. 따라서 분무의 평균공연비 증대의 향상에는 분무각의 증대가 크게 기여한다는

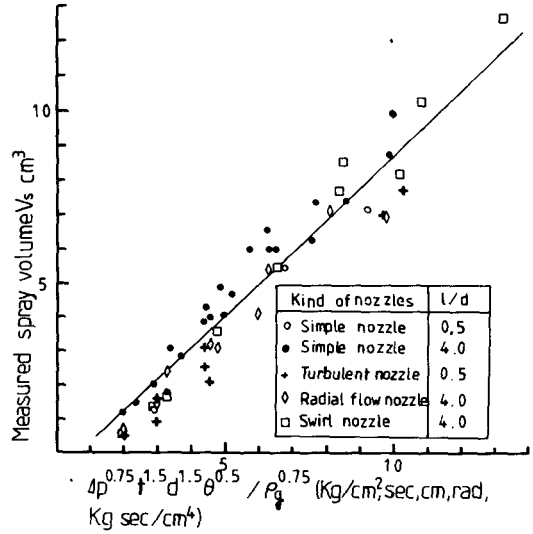


Fig. 20 Comparison of experimental data with spray volume correlation

것을 알 수 있다.

5. 결 론

디젤기관의 연소를 지배하는 분무의 평균공연비는 분무체적에 의하여 결정되고, 분무체적은 분무의 분산과 도달거리의 함수이다. 본 연구에서는 분무의 분산에 영향을 미치는 제 인자들의 효과를 규명하였고, 분무체적에 영향을 미치는 인자들을 변수로 취급하여 평균공연비에 대한 해석을 하였다. 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 분무의 분산에 영향을 미치는 1차적 요소는 노즐공 입구에서의 반경류와 와류의 강도에 관계되는 노즐 내부 구조이며 그 상관관계는 노즐내부형상수(NS)를 정의함으로써 나타낼 수 있다.

(2) 재래의 단순노즐도 상기의 반경류와 와류를 발생시키며 그 형편을 상당 내부형상수로 나타내면 $NS=0.76$ 내외가 된다.

(3) 분무의 분산에 영향을 미치는 제 2차의 요소는 분류의 노즐공 출구 모서리와의 충돌 효과이며 제 3차의 요소는 주위공기 압력(밀도)의 효과이다.

(4) 노즐공 상류에서 발생한 난류의 강도는 상기의 3요소 외에 부가적으로 분무의 분산에 기여한다.

(5) 분사 기간중의 디젤분무의 체적은

$$V_s = 0.86 \Delta p^{0.75} \rho_g^{-0.75} t^{1.5} d^{1.5} \theta^{0.5}$$

으로 나타낼 수 있다.

(6) 분무의 평균공연비 증대를 위한 분무각의 증대는 노즐공 입구에서의 반경류 및 와류의 강도를 최대로 되게 하고 난류의 강도를 크게 일으키는 구조로 노즐 내부 형상을 개량함으로써 실현할 수가 있다.

參考文獻

(1) 広安博之, 角田每一, 田坂真一, 1978, “디젤噴霧의到達距離に関する研究”, 日本機械學會論文集, 第2部, 第44卷, 第385號, pp. 3208~3219.

(2) Hakki, Öz, I., 1969, “Calculation of Spray Penetration in Diesel Engine”, SAE Technical Paper Series, No. 690254.

(3) 神本武征, 松岡信, 志賀聰, 1975, “디젤機關의 燃料噴霧의 噴射初期에 における 到達距離”, 日本機械學會論文集, 第2部, 第41卷, 第342號, pp. 672~683.

(4) 안수길, 배종욱, 1989, “디젤기관 의 분무선단 도달 거리에 관한 모델링”, 대한기계학회논문집, 제13권, 제1호, pp. 140~152.

(5) Arai, M., Tabata, M., Hiroyasu, H., Shimizu, M., 1984, “Disintegrating Process and Spray Characterization of Fuel Jet Injected by a Diesel Nozzle”, SAE Technical Paper Series, No. 840275, pp. 7~8.

(6) Sitkei, G., 1964, “Kraftstoffaufbereitung und Verbrennung bei Diesel Motoren”, Springer Verlag, Berlin/Göttingen/Heidelberg, pp. 89~92.

(7) Yokoda, K and Matsuoka, S., 1977, “An Experimental Study of Fuel Spray in a Diesel Engine”, Trans. of JSME, Vol. 43, No. 373, p. 3455.

(8) Reitz, R.D., and Bracco, F.B., 1979, “On the Dependence of Spray Angle and Other Spray Parameters on Nozzle Design and Operating Conditions”, SAE Technical Paper Series, No. 790494.

(9) Wakuri, Y., 1960, “Studies on the Penetration of Fuel Spray in a Diesel Engine”, Trans. of JSME, Vol. 3, No. 9, p. 123.

부 록

실험 데이터들의 산포도와 측정 회수에 따른 발생 가능 오차를 분석하기 위하여 $L/d=4.0$ 인 단순노즐을 사용하여 분사차압 $\Delta p=15\text{MPa}$, 주위공기압력 $p_b=2.1\text{MPa}$ 하에 25회 분사하여 측정하였

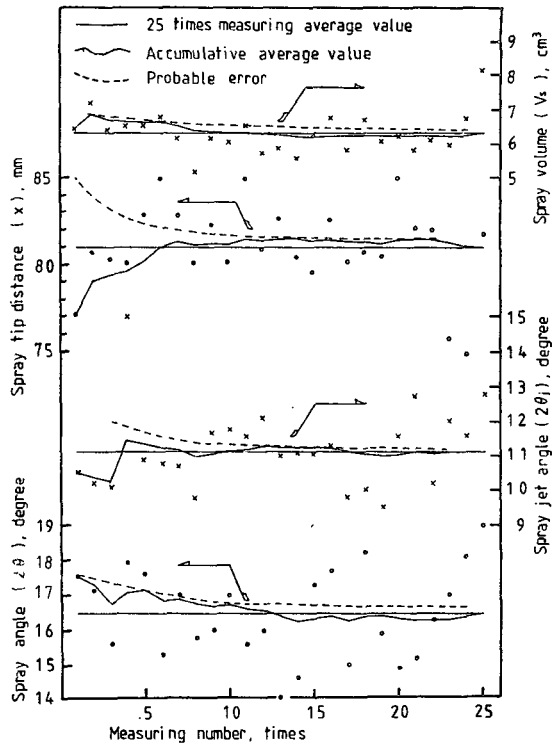


Fig. A1 Deviation and accumulative average value of measured spray data

Table A1 Standard deviation and probable error of 6 times measuring average

Measured data	Standard deviation %	Probable error %
Spray angle(2θ)	7.7	4.2
Spray jet angle($2\theta_j$)	10.5	4.3
Spray volume(V_s)	9.3	5.2

다. Fig. A1에는 분무각 2θ , 분사각 $2\theta_j$ 및 분무체적 V_s 의 측정 회수에 따른 데이터들의 25회 측정 평균치에 대한 편차를 나타낸다. 누적 평균치는 측정 회수의 증가에 따른 평균치의 변화를 계산한 것이다. 누적 평균치와 25회 측정 평균치와의 편차를 절대값으로 하여 그 피크점들을 연결한 것을 발생 가능 오차로 취하였다. Table A1에는 각 데이터들의 25회 측정 평균치에 대한 표준편차(백분율)과 6회 측정 평균치를 사용할 때의 발생 가능 오차(백분율)를 나타낸다.