

오일 버너에 있어서 분무거동과 공기유동의 상호작용에 관한 수치해석

林 光 烈* · 中 島 健**

Numerical Simulation of Spray Behavior and Its Interaction with Air Flow in Oil Burner

K. R. Lim · T. Nakajima

Key words : Spray combustion(분무연소), Oil burner(오일버너), Flame holding(보염), Recirculation zone(재순환 영역), Sauter mean diameter(자우터평균입경)

Abstract

A numerical study was performed to investigate spray behavior and its interaction with air flow in a flame holding region of an oil burner (0.1 MW) using the KIVA3 code. The numerical results in shape of the recirculating flow and size of the recirculation zone under different conditions were compared to those experimental results. The numerical results in fuel droplet trajectory show that a droplet under $30 \mu\text{m}$ can follow the air flow but a droplet over $50 \mu\text{m}$ penetrates the recirculation zone due to large momentum, and a droplet of $30\sim 50 \mu\text{m}$ can follow the recirculating flow or penetrates the recirculation zone.

1. 서 론

화석연료를 연소시키는 모든 종류의 연소기는 기능면에서 소형화, 고부하화 및 연소의 고효율화가 바람직하며, 동시에 환경보호를 위해 배출가스에 포함된 오염물질도 저감해야 하는 어려운 문제를 포함하고 있다. 이런 목적을 만족하는 최적의

연소기를 적은 비용으로, 짧은 시간에 설계, 개발하기 위해서는 현상에 기초한 합리적이고 더욱 진보된 수치 시뮬레이션 코드의 개발이 절실히 요망된다.

보일러, 온풍기 등의 액체연료를 이용한 산업용 연소기에 있어서 오일 버너가 연소기의 성능에 중요한 영향을 미친다. 오일 버너에 있어서 분무연소 특성은 연료의 미립화, 연료액적의 분산, 증발, 주

* 연암공업대학 기계설계과 교수(원고접수일 : 99년 2월)

** 日本 神戸大學 機械工學科 教授

위공기와와의 혼합, 연소 그리고 가스와 액적간의 상호작용에 지배된다.⁽¹¹⁾ 또한, 순환류 보염형의 건형(gun-type) 오일 버너에 있어서는 보염기와 연소기 본체와의 기하학적 형상 및 치수비율등에 의해서도 연소기의 성능이 좌우된다.

따라서, 건형(gun-type) 오일 버너를 장착한 연소기에 대한 분무연소의 시뮬레이션을 행할 때는 입구조건이 되는 보염기를 포함한 버너 부근의 공기유동 상태와 연료분무 거동의 상세한 파악이 선행되어야 한다.

최근 혼상류의 유효한 측정수단으로서 PDA (Phase Doppler Anemometry)가 주목을 받게 되어, 분무의 액적경과 속도의 동시측정이 가능하게 되었다.⁽¹²⁻⁷⁾ 또한 실용 연소로의 오일 버너에 있어서, 연료분무의 PDA계측을 행하고, 보염영역에 있어서 연료액적의 거동을 규명하였으며,⁽⁵⁻⁷⁾ 연소장에 있어서 LDV에 의한 유동장의 계측 및 연소가스 농도의 계측에 의한 연소특성의 연구도 일부 이루어지고 있다.^(8,9) 이처럼 일부 확보된 실험 데이터를 이용하여 최근 오일 버너에 대한 분무거동의 시뮬레이션⁽¹⁰⁾ 및 오일 버너가 장착된 연소기의 연소특성에 대한 시뮬레이션⁽¹¹⁾이 행해지는 등, 이 분야에 대한 수치 시뮬레이션 연구가 이루어지고 있으며, 계속적인 연구검토가 필요한 실정이다.

그래서 본 연구에서는 주로 엔진의 시뮬레이션에 이용되어 왔고,⁽¹²⁻¹⁴⁾ 가스터빈의 연소기에도 적용된 예⁽¹⁵⁾가 있는 KIVA3 코드⁽¹⁷⁾를 이용해서, 최근 많은 실험 데이터의 축적이 이루어졌고, 이로 인해 수치 시뮬레이션 연구가 일부 행해진 실용 보일러용 오일버너가 장착된 연소기(0.1MW)⁽⁵⁻¹¹⁾에 있어서 비연소 상태에서 공기유동과 분무거동에 대한 수치계산을 수행하고자 한다. 얻어진 계산결과와 실험결과와의 비교를 통하여 보염기 부근의 재순환 영역에 대한 공기유동 특성과 연료분무의 거동 및 공기유동과의 상호작용을 조사하고, 수치계산에 대한 타당성의 검증을 통하여 오일 버너를 장착한 실용 보일러, 온풍기 등의 설계, 개발에 유용한 일반용 수치 시뮬레이션 코드를 개발하는데 있어서 KIVA3 코드의 적용 가능성을 검토하고자 한다.

2. 수치해석용 버너⁽⁵⁻¹¹⁾

본 연구의 대상인 수치해석용 버너는 최근 일본에서 PDA계측 등 최신의 레이저 계측에 의해 많은 실험 데이터의 축적이 이루어 졌고, 이로 인해 수치 시뮬레이션 연구가 일부 행해진 바 있는 실용 보일러의 오일 버너가 장착된 연소기(0.1MW)이고, Fig. 1은 연소기의 개략도이며, Fig. 2는 건형 오일 버너를 나타낸다. 이 장치는 측정용 윈도우(measurement window), 버너 스톱트(burner throat), 노즐(nozzle) 및 보염을 위한 배플 판(baffle plate)으로 구성되고, 그을음의 부착 및 용융을 방지하기 위하여 배플 판에 8개의 슬릿(slit)이 설치되어 있다.

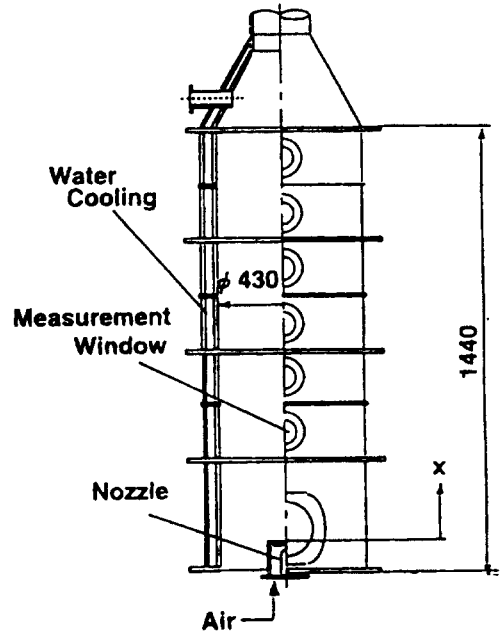


Fig. 1 Test furnace

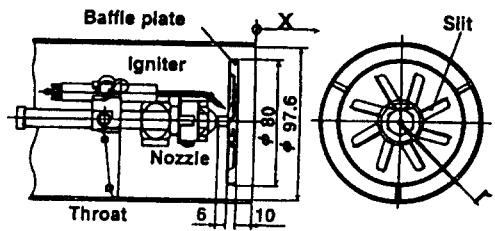


Fig. 2 Gun-type oil burner

공기의 공급은 시로코 팬(siroco fan)을 이용하고, 연료유의 공급은 기어 펌프에 의해 0.7 MPa까지 가압된 후, 60° 중공원추형 노즐을 통하여 분사된다. 사용된 연료는 A-중유이고, 연료의 정격유량은 $9.45 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{h}$ (0.1 MW)이다.

3. 수치해석 방법

3.1 지배 방정식

본 연구에서 수행될 수치계산의 기초가 되는 물리현상의 중요한 방정식은 다음과 같다⁽¹⁶⁾.

질량 보존식 :

연소로내의 기체유동에서는 m종류의 화학종이 존재하고 있다. 각 화학종의 질량 보존식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m u) = \nabla \cdot [\rho D \nabla (\frac{\rho_m}{\rho})] + \rho'_m + \rho' \delta_{m_i} \quad (1)$$

전 화학종의 질량보존식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = \rho^* \quad (2)$$

여기서, ρ_m 는 m화학종의 밀도, ρ 는 $\sum_m \rho_m$, u는 기체의 유속, D는 확산계수, ρ'_m 는 화학반응에 의한 기여량, ρ' 는 분무에 의한 기여량 및 δ_{m_i} 는 dirac delta 함수이다.

운동량 보존식 :

기체유동에 대한 운동량 보존식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial (\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u u) = \nabla p - A_0 \nabla (\frac{2}{3} \rho k) + \nabla \cdot \sigma + F^* + \rho g \quad (3)$$

여기서, p는 유체의 압력, A_0 는 층류(0) 또는 난류(1)의 절환계수, k는 난류 운동에너지, σ 는 점성응력 텐서(viscous stress tensor), F^* 는 분무에 의해 주어지는 운동량 및 g는 비체적력(specific body force)이다.

에너지 보존식 :

기체유동에 대한 에너지 보존식은 다음식으로

주어진다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho I)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u I) &= -p \nabla \cdot u \\ &+ (1 - A_0) \sigma : \nabla u - \nabla \cdot J + A_0 \rho \varepsilon + Q^* + Q^* \end{aligned} \quad (4)$$

여기서, I는 기체의 비내부에너지, J는 열플럭스 벡터, ε 는 난류운동에너지의 소산율, Q^* 는 화학반응에 의한 열발생량 및 Q^* 는 분무와의 상호작용에 의한 에너지 생성항이다.

본 연구에서는 최근 유동해석에 많이 이용되고 있으며, 실용계산에 있어서 비교적 범용성이 높은 다음과 같은 k- ε 모델을 이용하였다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u k) &= \frac{2}{3} \rho k \nabla \cdot u \\ &+ \sigma : \nabla u + \nabla \cdot [(\frac{\mu}{\text{Pr}_k}) \nabla k] - \rho \varepsilon + W^* \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u \varepsilon) &= -(\frac{2}{3} C_{\varepsilon 1} - C_{\varepsilon 3}) \rho \varepsilon \nabla \cdot u + [(\frac{\mu}{\text{Pr}_\varepsilon}) \nabla \varepsilon] \\ &+ \frac{e}{k} [C_{\varepsilon 1} \sigma : \nabla u - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon + C_s W^*] \end{aligned} \quad (6)$$

여기서, W^* 는 분무와의 상호작용에 관련된 생성항이고, k- ε 모델의 상수들은 다음과 같이 많이 사용되고 있는 표준치를 이용하였다.

$$C_{\varepsilon 1} = 1.44, C_{\varepsilon 2} = 1.92, C_{\varepsilon 3} = -1.0, \text{Pr}_k = 1.0, \text{Pr}_\varepsilon = 1.3$$

연소로에 있어서 액적의 거동은 대단히 복잡하다. 본 연구에서는 KIVA3 코드의 액적의 기초적인 액적분포함수, 액적의 충돌, 분열 모델, 액적의 가속도 모델, 액적의 증발 모델, 액적의 열교환 모델 및 액적의 난류 모델을 이용하였다.

3.2 수치계산 방법

본 해석에서는 버너의 스토트부로부터의 유동을 2차원 축대칭 정상류로 가정하고, 원통좌표를 이용하였고, 배플 판의 형상은 슬릿이 없는 중공원판이라고 가정하였으며, 노즐부의 체적은 무시하였다.

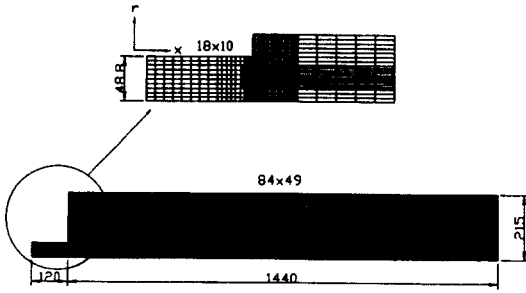


Fig. 3 Burner dimension and calculation mesh used in simulation

수치계산 영역은 오일버너가 장착된 연소로와 같은 크기이고, 격자분할은 버너의 슬롯부는 18×10, 연소로부는 84×49로 하였으며, Fig. 3에 격자분할된 계산용 버너의 치수를 나타냈다.

난류모델로서는 범용의 $\kappa-\epsilon$ 모델이 이용되었으며, 수치해석에는 SIMPLE 법¹⁷⁾과 Conjugate residual법¹⁸⁾에 의한 유한차분법이 이용되었다.

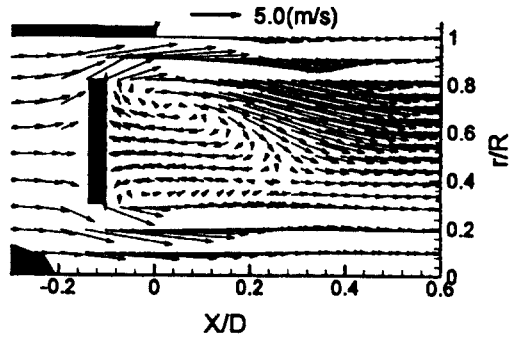
분무의 초기 분사조건은 PDA에 의한 분무측정의 결과¹⁰⁾를 이용하였으며, 미립화 액적군의 노즐출구에서의 자우터 평균입경(SMD)은 40 μm , 그 분사각은 60°, 분사속도는 25 m/s를 초기 조건으로 이용하였다.

4. 해석결과 및 고찰

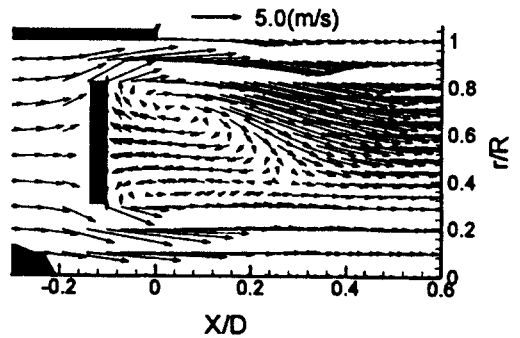
4.1 보염기 부근의 공기유동 특성

배플 판에 의한 보염기구를 조사하기 위해, 연료(A중유)의 유량 f 는 $9.45 \times 10^{-3} (\text{Nm}^3/\text{h})$, 공기과잉률 α 는 1.2의 공기유량 조건에 대해 비분무 상태와 분무 상태에 있어서 보염기(배플 판) 부근의 공기유동의 계산 결과를 LDV, PDA에 의한 실험 결과와 비교 및 분석하였다.

Fig. 4는 배플 판의 후방에서의 공기유동의 계산 결과를 벡터 선도로 나타낸 그림이다. Fig. 4(a)는 비분무 상태이며, Fig. 4(b)는 분무상태이다. 이 그림에서 횡축의 D는 버너 스톱트의 직경(97.6mm), X는 버너 슬롯으로부터 연소기의 하류방향의 위치이며, 종축의 R은 버너 스톱트의 반경(48.8mm), r은 연소기의 중심축으로부터 반경방향의 위치를 나타낸다.



(a) No spray



(b) Spray

Fig. 4 Vector plot of calculated air velocity in recirculation zone($\alpha=1.2$)

이 그림을 보면, 배플 판의 후방에서 재순환류가 형성되고 있는 모양을 볼 수 있으며, 이는 배플 판의 내측(버너의 중심축 방향) 및 외측으로 분리되어 유입되는 공기 유동에 의해 배플 판의 후방에서 압력이 저하된 영역이 형성되고, 이로 인해 양측의 공기가 이 부압영역으로 말려 들어가면서 생긴 것이며, 비분무시와 분무시의 유동 패턴은 거의 비슷해 보인다.

Fig. 5는 배플 판의 후방에서의 공기유동 축방향 속도의 실험결과와 계산결과를 등속도선으로 나타내어 비교한 그림이다. Fig. 5(a)는 비분무 상태에 대한 결과이며, Fig. 5(b)는 분무상태에 대한 결과이다. 비분무 상태에서 재순환류의 후단의 위치는 실험치가 X/D는 0.42(재순환 영역의 길이는 5.2cm)부근이며, 계산치는 D/X는 0.26(재순환 영

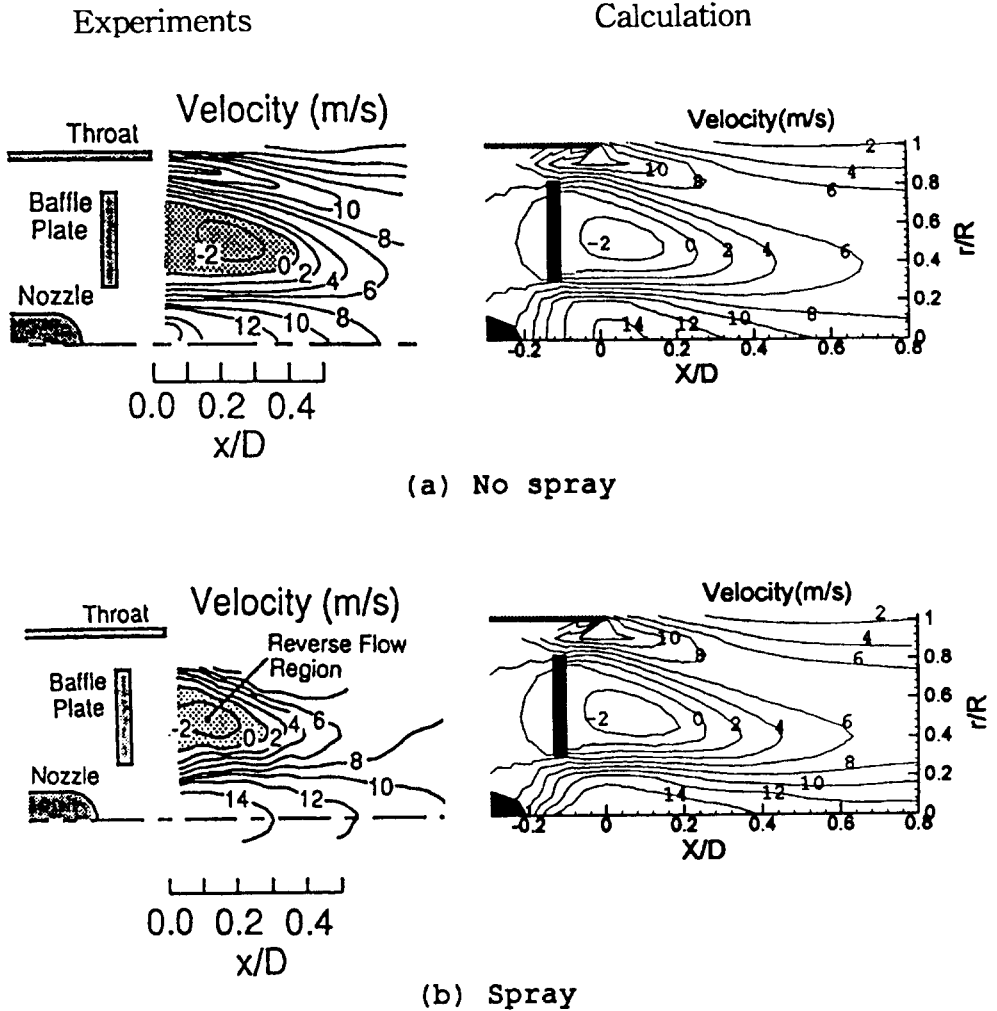


Fig. 5 Distribution of axial air velocity in recirculation zone

역의 길이는 3.6cm)부근으로 재순환 영역의 길이는 실험치보다 계산치가 짧게 예측되었다. 분무상태에서 재순환류의 후단의 위치는 실험치가 X/D 는 0.28(재순환 영역의 길이는 3.8cm)부근이며, 계산치는 X/D 는 0.26(재순환 영역의 길이는 3.6cm)부근으로 실험치보다 계산치가 다소 짧게 예측되었지만 비교적 양호한 결과를 보이고 있다.

실험 결과에 있어서 재순환 영역의 길이는 분무상태의 경우가 비분무 상태에 비해서 짧은 결과를 보여 주고 있는데, 이는 분무의 콘 각도의 위치가 재순환 영역의 후단부에 해당되기 때문에, 정(正)

의 운동량이 주어지는 순환류가 분무에 의해 붕괴되기 때문이라고 생각된다.

Fig. 6과 Fig. 7은 각각 비분무 상태와 분무 상태에서 재순환류 영역에서의 축방향 속도와 그 난류강도의 반경방향 분포를 나타내고 있다. 중심축 부근에서의 유속을 보면, 분무의 존재에 의해 유속이 다소 증가하고, 하류방향으로 갈수록 유속의 감소정도도 훨씬 작음을 알 수 있다. 이는 중심축 부근에서는 분무의 주방향이 하류방향이므로, 분무의 운동량이 공기의 유동을 가속시키는 방향으로 작용하기 때문이라고 생각된다.

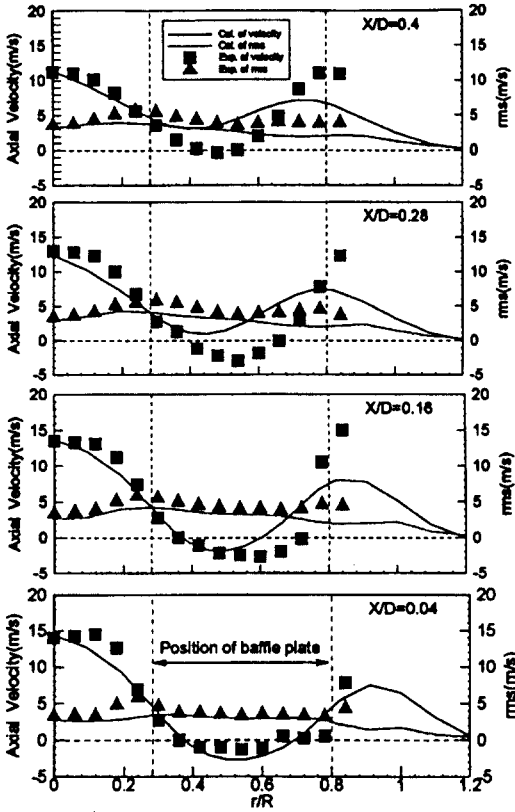


Fig. 6 Comparison of calculated axial velocity with measured values without spray

전체적인 유속 분포를 보면, 분무상태에서는 계산치와 실험치가 거의 일치하고 있으며, 비분무 상태에서는 X/D가 0.04와 0.16에서는 계산치와 실험치가 거의 일치하고 있으나, X/D가 0.28과 0.4에서는 계산치와 실험치의 차이가 나타나고 있다. 이는 Fig. 5(a)에서도 알 수 있듯이 재순환류 영역의 후단의 위치에 대한 계산치가 실험치보다 훨씬 짧게 예측되었기 때문이다.

유속변동의 rms 분포를 보면, 유속구배가 가장 큰 배플 판의 내측 경계부근에서 가장 큰 난류강도를 보여주고 있으며, 다음으로 배플 판의 외측 경계 부근에서 큰 난류강도를 보이고 있다. 배플 판의 후방인 재순환류의 영역 내에서도 비교적 난류강도가 큰 영역이 넓게 분포되고 있으며, 이 영역이 연소용 공기와 연료 액적과의 혼합을 촉진시키고 있다고 생각된다. rms의 계산치와 실험치는 전

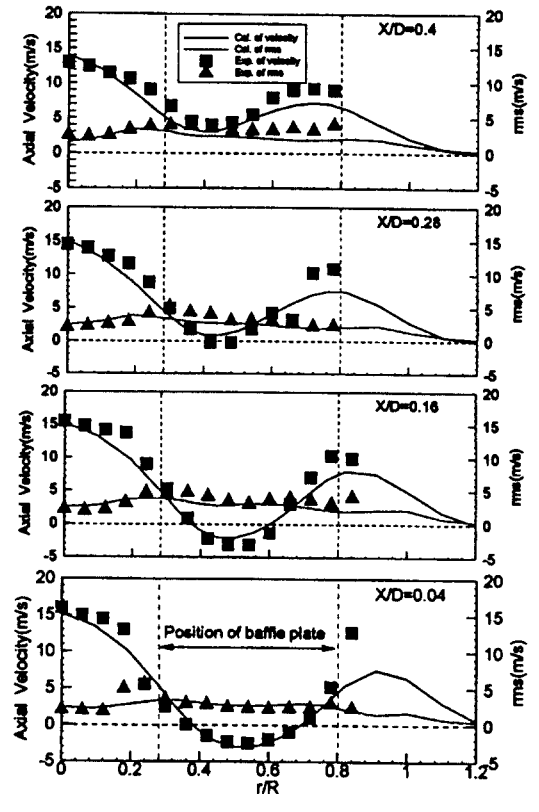


Fig. 7 Comparison of calculated axial velocity with measured values with spray

영역에서 거의 일치하고 있음을 보여주고 있다.

Fig. 8은 연료유량을 고정시키고, 공기과잉률(α)을 1.1, 1.2, 1.3인 조건으로 공기유량을 증가시키면서 축방향의 유속 분포를 조사한 결과이며, 실험결과와 계산 결과를 비교하였다. 유속 분포에 있어서 큰 변화는 없으며, 공기과잉률의 증가에 따라 배플 판의 내외측의 유속이 약간 증가하고 있음을 보여준다. 실험에서의 순환류의 길이는 α 가 1.1과 1.2에서 X/D는 0.28(순환류의 길이는 3.8cm)정도, α 가 1.3에서 X/D는 0.31(순환류의 길이는 4.1cm)정도이며, 계산에 있어서는 모든 조건에서 X/D는 0.26(순환류의 길이는 3.6cm)정도로 실험치보다 다소 짧게 예측되었으나, 전반적인 유속 분포는 비교적 양호한 결과를 보이고 있다.

Fig. 9는 재순환류의 강도를 조사하기 위하여, 재순환류 영역에 있어서 실험결과와 계산결과

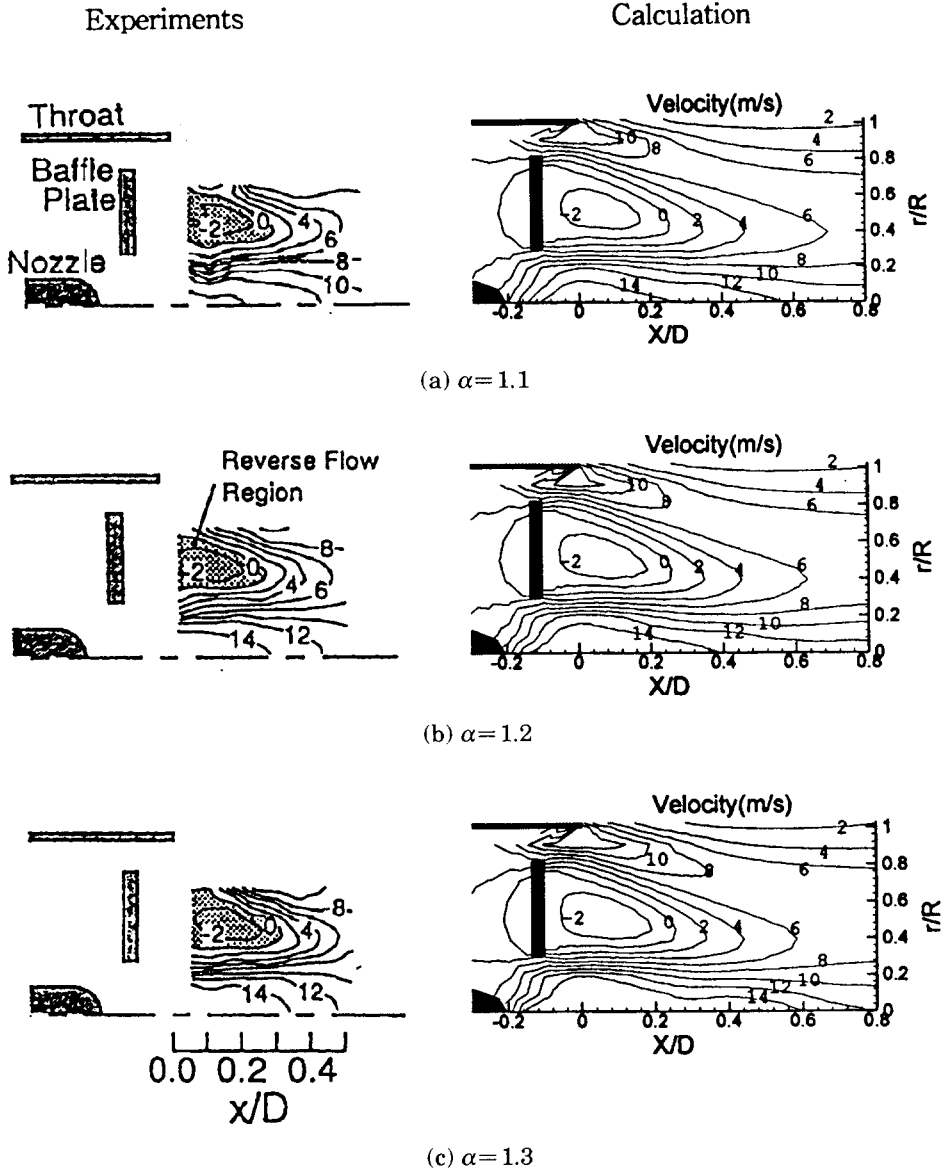


Fig. 8 Effect of excess air ratio on recirculation zone with spray

역류량을 비교한 그림이다. 계산의 오차정도의 수준을 검토하기 위해 Nakajima의 수치계산 결과⁽¹⁰⁾를 함께 비교하였다. 종축은 버너로 유입되는 공기 유량에 대한 역류량의 비율을 나타내고 있고, 횡축은 배플 판의 단면을 기준(X/D는 -0.1)으로 버너의 하류방향을 나타낸다. 실험과 계산 모두 공기과

잉률에 대해서 역류량의 비율은 큰 변화가 없으며, 하류방향에 대해서 역류량 비율의 평균치를 계산해 보면, 실험에서는 입구유량의 13%, 본 수치계산에서는 실험치보다 약간 큰 13.6%가 얻어졌다. 역류량의 피크치도 실험치가 18%이고, 계산치가 실험치보다 큰 21%를 나타내고 있으며, 그 피크치

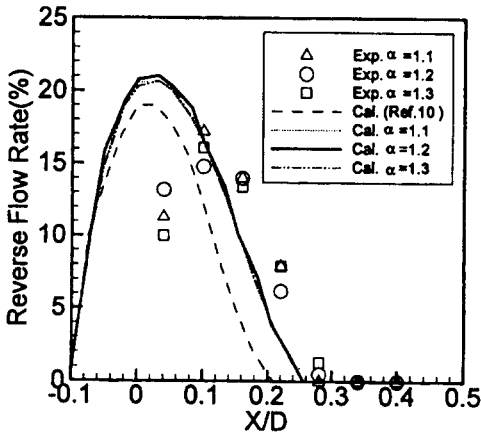


Fig. 9 Reverse flow rate in recirculation zone with spray

의 위치도 계산치가 실험치보다 상류에 위치하고 있다. 이러한 차이의 가장 큰 이유는 배플 판에는 그을음 부착과 용융을 방지하기 위한 슬릿(slit)이 설치되어 있는데, 수치계산에서는 배플 판의 전체를 슬릿이 없는 원판으로 가정했기 때문으로 추측된다.

4.2 자우터 평균입경(SMD)

SMD는 연소시에 화염의 길이를 지배하는 중요한 분무연소의 인자이고, Fig. 10은 각 단면에 있어서 자우터 평균입경 분포에 대한 실험치와 계산치를 비교한 그림이다. 그림상의 점선은 연료분사의 중심각(hollow cone angle)의 위치를 나타낸다. X/D가 0.04 단면에서는 분무비행 계산의 초기 설정의 평균입경분포의 형상을 거의 유지하고 있고, 중심각의 외측에서는 공기의 역류에 말려들어가는 액적의 평균입경이 30~50 μm 부근에 존재하고 있음을 나타내고 있다. 또한, 중심각이 통과하는 위치에서의 평균입경은 하류로 감에 따라 조금씩 증대하고 있는데, 이는 중심각 부근에서 액적경이 작은 액적일수록 기류에 대한 추종성이 더 강하기 때문에 버너의 중심축으로 이동해 가고, 이로 인해 상대적으로 큰 액적경의 액적 비율이 증가하기 때문이라고 생각된다. 수치계산 결과는 전체적으로 실험 결과와 비슷한 경향을 보여주고 있으나 정량적으로는 다소 차이가 있으며, 분무 모델들에 대한 많은 연구 및 검토가 필요하다고 생각된다.

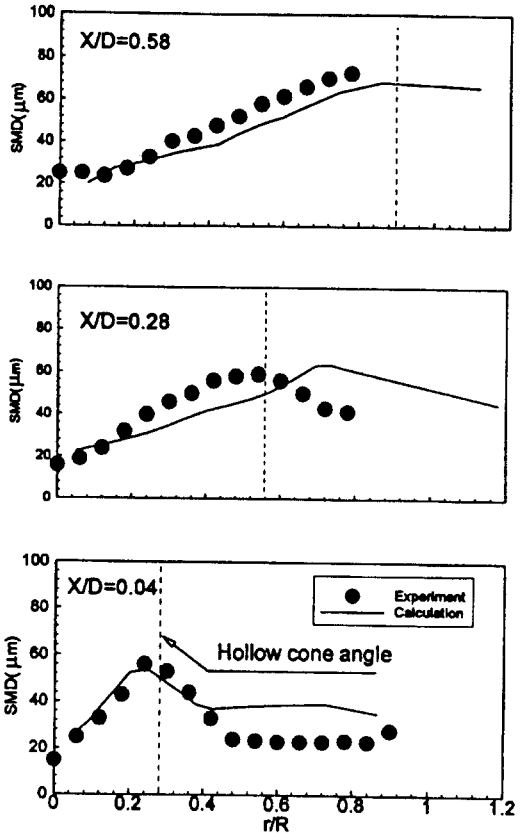


Fig. 10 Distribution of sauter mean diameter

4.3 분무액적의 비행특성

배플 판 후방에서 분무액적의 거동과 공기유동의 상호작용을 상세히 파악하기 위하여 공기와 잉물(α)이 1.2인 조건하에서 분무액적의 거동에 대한 수치계산 결과를 4개의 액적크기(액적의 직경)그룹, 즉 액적의 직경을 4개의 그룹인 30 μm 이하, 30~50 μm , 50~70 μm 및 70 μm 이상으로 분할해서 각 액적그룹별로 분무액적의 비행특성을 조사하였다.

Fig. 11(a)는 액적의 직경이 30 μm 이하인 분무의 비행특성을 나타내는 벡터선도이다. 이 액적그룹은 공기유동에의 높은 추종성을 보여주고 있으며, 대부분의 액적이 배플 판 내측으로 유입하여 하류방향으로 유동하는 공기유동에 휩쓸려 바로 하류방향으로 비행하고 있으며, 일부의 액적이 배플 판 후방의 재순환하는 공기유동에 휘말려 함께 순

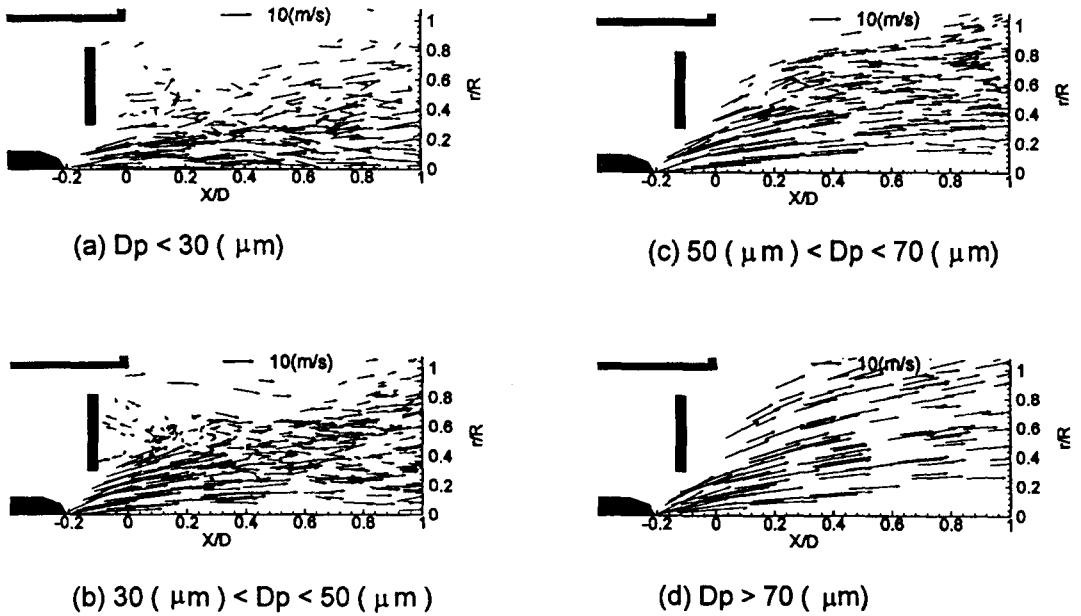


Fig. 11 Calculated droplet trajectory

환비행하고 있는 모습을 보여주고 있다. Fig. 11(b)는 액적의 직경이 30~50 μm 인 분무의 비행특성을 나타내는 벡터선도이다. 이 액적그룹은 공기유동에의 추종성이 직경이 30 μm 이하인 액적그룹에 비해 약화된 모양을 보여주고 있으며, 특히 재순환류 영역과 배플 판 내측의 고속류가 접하는 영역에서 재순환하는 공기유동에 휘말려 부의 속도로 될려고 하는 액적과 전단층을 관통하려고 하는 액적이 혼재하고 있음을 보여주고 있다. 재순환류에 추종한 액적은 그후 배플 판 후방의 2개의 와류에 접하는 영역을 통과해서 배플 판에 충돌하는 액적, 내측의 와류에 추종하는 액적, 외측의 와류에 추종하는 액적으로 분리되고 있다. 그중 외측의 와류에 추종하는 액적중의 일부는 배플 판 외측으로 유입하는 고속의 공기유동에 휘말려, 급속히 가속되는 액적의 비행도 보여주고 있다.

Fig. 11(c)는 액적의 직경이 50~70 μm 인 분무의 비행특성을 나타내는 벡터선도이다. 이 액적그룹은 재순환류 영역에서도 공기유동의 영향을 받아 비행속도는 현저히 감소되지만, 공기유동에의 추종성이 거의 없이 재순환류 영역을 관통하고 있

음을 보여주고 있다. 이는 이 액적그룹이 재순환류 영역에 도달했을때 갖고 있는 운동량이 소액적그룹에 비해 크기 때문에 유동방향이 다른 역류의 공기유동에 의해 운동량이 소실되고도 재순환류 영역을 관통할 수 있는 여분의 운동량이 있기 때문이라고 생각된다. 결국 재순환류 영역의 관통여부의 경계가 되는 액적의 직경은 50 μm 부근이라고 추측된다.

Fig. 11(d)는 액적의 직경이 70 μm 이상인 분무의 비행특성을 나타내는 벡터선도이다. 이 액적그룹은 재순환류 영역을 거의 직선적으로 관통하고 있으며, 감속 정도가 비교적 적음을 보여주고 있다.

이상과 같이 배플 판 후방의 재순환류 영역 부근에서 공기의 유동 특성과 분무액적의 거동에 관해 수치 계산한 결과를 종합하여 동시에 나타내면 Fig. 12와 같다. 배플 판에 의해 차단된 유입공기의 유동은, 버너의 중심축 방향과 스토트 방향의 두 갈래로 나누어지고, 배플 판 후방에서는 부압에 의해 배플 판의 내측과 외측으로부터 각각 배플 판의 중앙방향으로 말려 들어가는 쌍와류(twin vortex)와 비슷한 모양의 재순환류가 형성된다. 분무

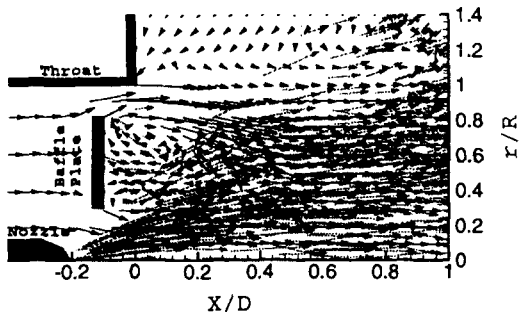


Fig. 12 Velocity vector for air flow(black) and fuel droplet(grey) in oil burner

액적의 거동은 이러한 공기유동에 대한 추종성에 의해 크게 3그룹으로 나누어서 생각할 수 있다. 30 μm 이하의 작은 액적은 공기의 유동에 거의 추종하며, 대부분의 액적이 중심축 부근을 따라 하류로 유동하고, 일부가 재순환류 영역으로 말려들고 있다. 30~50 μm 의 액적은 재순환류 영역내에서 순환류에 추종하는 액적과 순환류를 관통하는 액적이 복잡하게 혼재하고 있다. 50 μm 이상의 큰 액적은 재순환류 영역을 그대로 관통하고 있으며, 이러한 종합적인 유동장의 특성은 Kawahara⁽⁷⁾와 Nakajima⁽¹⁰⁾의 연구결과와 비슷한 결과를 보여주고 있다.

이처럼 배플 판 후방에서는 액적을 재순환류에 체류시키기 때문에 증발을 촉진시키고 동시에 착화성을 향상시켜, 안정된 화염을 유지하는 역할을 한다고 생각된다.

5. 결 론

본 연구에서는 오일 버너의 분무연소 특성에 중요한 영향을 미치는 보염기의 역할을 하고 있는 배플 판 부근에 있어서 공기의 유동과 연료분무의 거동에 관한 수치계산을 행하여, 실험 결과와의 비교를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 배플 판 후방에 형성되는 공기유동의 재순환류 영역에 있어서, 분무시 기준으로 전체적인 공기유동 특성은 실험결과와 계산결과가 잘 일치하고 있으며, 재순환 영역의 길이는 실험치가 3.8~4.1 cm, 계산치가 3.6 cm 로 약간 짧게 예측되었고, 최

대역류량의 비율은 실험치가 19%, 계산치가 21%로 약간 크게 예측되었으며, 평균 역류량의 비율은 실험치가 13%, 계산치가 13.6%로 약간 크게 예측되었으나, 그 오차는 4.6%로 비교적 양호한 결과를 보여주고 있다.

(2) SMD의 분포는 실험 및 계산의 결과가 전체적으로 경향은 비슷하지만, 정량적으로는 오차가 다소 크며, 적합한 분무 모델에 대한 지속적인 연구가 필요하다.

(3) 계산에 의해 얻어진 분무입자의 거동은, 액적의 직경이 30~50 μm 의 액적은 재순환 영역내에서 순환류에 추종하는 액적과 순환류를 관통하는 액적이 복잡하게 혼재하고 있고, 30 μm 이하의 액적군은 공기유동에 거의 추종하고, 50 μm 이상의 액적군은 재순환 영역을 거의 관통하고 있다.(4) 오일 버너의 설계 및 개발에 유용한 일반용 수치 시뮬레이션 코드를 개발하는데 있어서, KIVA3 코드의 이용 가능성을 확인하였다.

후 기

“이 논문은 1997년도 한국학술진흥재단의 대학교수 해외파견 연구지원에 의하여 연구되었으며, 이에 관계자 여러분께 감사의 뜻을 표합니다.”

참고문헌

1. 吉田邦夫, “油燃焼の理論と實際”, 財團法人省エネルギー-センタ, pp.81~134, 1992
2. Edwards, C. F. and Rudoff, R. C., “Structure of a Swirl-Stabilized Spray Flame by Imaging, Laser Doppler Velocimetry and Phase Doppler Anemometry”, 23th Symp.(Int.) on Combust., The Combustion Institute, pp.1353~1359, 1990
3. Sommerfeld M. and Qui, H. H., “Detailed Measurements in a Swirling Particulate Two-Phase Flow by a Phase-Doppler Anemometer”, Int. J. Heat and Fluid Flow, Vol.12, No.1, pp.20~28, 1991
4. 稻村隆夫, 永 伸樹, 吳永澤, 根岸玲佳, 空氣吸入管内での噴霧生成と噴霧 流動”, 日本機械學會論文集(B編), 59卷 557, pp.282~288, 1993

5. 栗原昇, 池田裕二, 中島健, “ガンタイプバーナにおける噴霧と流れ場との相互作用”, 日本機械學會論文集(B編), 60卷 570, pp.656~661, 1994
6. Kawahara, N., Ikeda, Y., Hirohata, T., and Nakajima, T., “Size-Classified Droplets Dynamics of Combusting Spray in 0.1MW Oil Furnace”, 8th Int. Symp. On Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics”, Lisbon, July 8-11, 10.5, pp.1~8, 1996
7. 河原伸幸, “位相ドップラ法による噴霧火炎中の燃料油滴の粒径と速度の計測”, 高温學會誌, Vol.24, No.3, pp.101~110, 1998
8. 池田裕二, 河原伸幸, 中島健, “噴霧燃焼爐内の流れ場とガス成分のフラックス測定”, 日本機械學會論文集(B編), 61卷 581, pp.332~338, 1995
9. 池田裕二, 河原伸幸, 中島健, “ガンタイプバーナ近傍における保炎機構”, 日本機械學會論文集(B編), 62卷 596, pp.1599~1607, 1996
10. 中島健, 池田裕二, 山本敏浩, “バブルプレート保炎形オイルバーナにおける噴霧挙動のシミュレーション”, 日本機械學會論文集(B編), 62卷 598, pp.2472~2480, 1996
11. 池田裕二, 河原伸幸, 中島健, “オイルバーナを用いた火爐内の燃焼シミュレーション”, 日本機械學會論文集(B編), 62卷 598, pp.2481~2489, 1996
12. Eptein, P. H., Reitz, R. D., and Foster, D. E., “Computation of a Two-Stroke Engine Cylinder and Port Scavenging Flows”, SAE Paper 910672, 1991
13. Amsden, A. A., O' Rourke, P. J., Butler, T. D., Meintjes, K., and Fansler, T. D., “Comparisons of Computed and Measured 3-Dimensional Velocity Fields in a Motored Two-Stroke Engine”, SAE Paper 920418, 1992
14. Senda, J. Dan, T., Takagishi, S., Kanda, T., and Fujimoto, H., “Spray Characteristics of Non-Reacting Diesel Fuel Spray by experiment and Simulations with KIVA2 Code”, Proc.ICLASS-'97, August 18-22, Seoul, pp.149~156, 1997
15. Yang, S. L., Chen, R., Cline, M. C., Nguyen, H. L., and Micklow, G. J., “Numerical Simulation of a Low-Emission Gas Turbine Combustor Using KIVA-2”, Int. J. Numerical Methods in Fluids, Vol.15, pp.865~881, 1992
16. Amsden, A. A., O' Rourke, P. J., and Butler, T. D., “KIVA-2 : A Computer Program for Chemically Reactive Flows with Sprays”, Los Alamos National Lab. Report, LA-11560-MS, 1989
17. Amsden, A. A., “KIVA-3: A KIVA Program with Block-Structured Mesh for Complex Geometries”, Los Alamos National Lab. Report, LA-12503-MS, 1993
18. Patanka, S. V., “Numerical Heat Transfer and Fluid Flow”, Hemisphere Publishing Corporation, Washington D. C., 1980
19. O' Rourke, P. J. and Amsden, A. A., “Implementation of a Conjugate Residual Iteration in the KIVA Computer Program”, Los Alamos National Lab. Report, LA-10849-MS, 1986

저 자 소 개



임광렬 (林光烈)

1955년 9월생. 1978년 부산대학교 공과대학 기계설계학과 졸업. 1992년 동대학원 기계공학과 졸업(석사). 1988년 동대학원 졸업(박사). 1989년~현재 연암공업대학교 기계설계과 교수. 당학회 회원.



中島健 (Nakajima Tsuyoshi)

일본 고오메대학 공학부 기계공학과 교수.