

〈論 文〉

고온·저산소 농도영역중의 분무연소해석

김태한* · 최병륜**

(1993년 7월 9일 접수)

Computer Simulation of Liquid-Fuelled Combustor in Hot Vitiated-Air Stream

Tae Han Kim and Byeong Ryun Choi

Key Words : Vitiated-Air Combustion(저산소 연소), PSI-CELL Model(PSI-CELL모델), Reaction Rate(반응율), Droplet Trajectory(액적궤적), Droplet Size(액적경), Temperature History(온도이력)

Abstract

Combustion of liquid-fuelled combustion in a high-temperature vitiated-air stream was studied. The mathematical formulation comprise the application of Eulerian conservation equation to the gas phase and Lagrangian equation of droplet motion. The latter is coupled with a droplet-tracking technique (PSI-CELL Model) which regard the droplet phase as a source of mass, momentum, and energy to the gaseous phase. Reaction rate is determined by taking into account the Arrhenius reaction rate based on a single-step reaction mechanism. The calculated profiles show somewhat uncertainty at the upstream, but basis data for designing the combustor followed by 2-phase flow were obtained.

기 호 설 명

ϕ : 종속변수

m_d : 액적의 질량

C_D : 저항계수

U : 기상의 속도벡터

V : 액적의 속도벡터

V_0 : 최초의 액적속도

A_d : 액적의 투영면적

g : 중력가속도 벡터

L : 증발잠열

D_{32} : SMD(sauter mean diameter)

ρ : 밀도

μ : 점성

T : 온도

ΔT : 기상과 액상의 온도차

Δt : 시간간격

τ : 특성시간

K_e : 증발속도상수

Γ : 확산계수

$C_{p,i}$: 화학종 비열

$C_{p,m}$: 혼합기 비열

C_v : 연료증기의 비열

C_d : 액적의 비열

\dot{q} : 액적에 대한 열의 이동률

η_j : 액적의 입자수유량

Re : Reynold number

Nu : Nusselt number

Pr : Prandtl number

B : Spalding transfer number

d : 액적직경

y_i : 질량분율

R_f : 반응률

*정회원, 부산대학교 기계공학과 대학원

**정회원, 부산대학교 기계공학과

- h_v : 연료증기의 엔탈피
 λ' : 액적주의 열전달율
 λ_s : 액적표면 가스층의 열전달율
 X : 축방향 좌표
 r : 반경방향 좌표

하첨자

- d : 액적
 g : 가스
 fu : 연료
 pr : 생성물
 eff : 실효
 ox : 산소
 p : 혼합기
 v : 연료증기
 ini : 초기

1. 서 론

잔존산소를 포함한 고온의 가스 중에 새로이 연료를 추가하여 연소시키는 방법은 제트엔진의 후기연소기(after-burner)와 같은 추력증강의 목적이거나, 공업용으로는 폐열을 재이용하여 에너지를 얻는 방법의 수단으로써 이용되고 있다. 그러나 연소 가스는 고온이나 연소에 필요한 산소농도가 낮아 이러한 조건하에서도 양호한 연소상태가 될 것인지 명확하지 않다. 분무연소를 이론적으로 해석하기 위해서는 액적의 미립화와 증발을 동반하는 기-액 2상류를 해석해야 한다. 이때의 수학적인 난제는 불연속적인 액상의 모델링과 기상과의 원활한 연관에 있다. 또한, 연소과정의 모델링은 액적의 분무 특성을 고려한 부가적인 반응률로써 고려되어야 하는 어려움이 있다.

액체가 가스유동장에서 분사되는 국소유동값의 해석은 비연소시를 대상으로 Crowe^(1,2) 등에 의해 먼저 연구되었다. 그는 PSI-CELL (particle source in cell) 모델을 제안하여 연속적인 분포함수에 의해서 보다 실제 많은 수의 액적 때문에 통계적인 대표 액적을 사용하였다. El Bahrawy와 Whitelaw⁽³⁾는 선회가 있는 연소기에 PSI-CELL 모델을 적용하여 해석한 결과와 실험치를 비교, 검토하여 유사한 경향을 얻었다. Swithenbank et al.⁽⁴⁾는 Can-type 가스터빈 연소기를 대상으로 분무연소를 기상과 액상간의 미끄럼과 액적에 있어서의 난류효과를 고려하

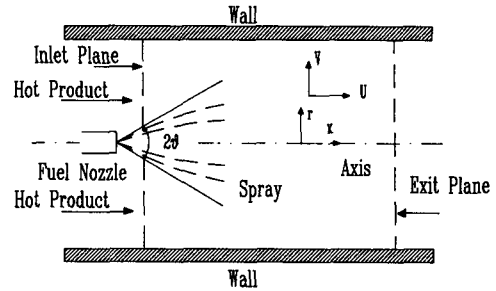


Fig. 1 Flow configuration and calculation domain

여 3차원으로 해석한 수학적 모델을 정립하였다. 액적의 난류효과를 고려한 것은 그후 A. D. Gosman⁽⁵⁾ 등에 의해 연구되고 있다. 최근 M. S. Raju와 W. A. Sirignano^(6,7)은 보염기를 갖는 재순환영역에서의 효과적인 수치해석 절차를 한단계 더 발전시키고 있다.

본 해석에서는 Crowe의 PSI-CELL 모델을 적용하여, 질량, 운동량 및 열에너지의 각 보존식에 대응하는 차분식은 어느 Cell에 대해서도 액적의 존재에 의한 가스유동장에 난류의 영향을 미치지 않는 Eulerian 방식으로 해석하고, 액적의 제적, 입경, 온도 및 속도변화의 거동은 Lagrangian 방식에 따라 난류유동장에서 액적의 거동을 통한 분무연소를 해석하여 실제연소기에 적용하기 위한 기초적인 수치해석을 행하였다.

2. 기상의 운동방정식

지배방정식은 연속, 운동량, 에너지, 화학종의 보존방정식 및 2-방정식 난류모델을 이용한 추가방정식을 대상으로 하였다. 이들의 보존방정식은 전부 유사한 형태로 나타낼 수가 있고, ϕ 를 일반종속변수로 하면 다음의 일반적인 형태로 주어진다.

$$\begin{aligned}
 & \frac{\partial}{\partial x}(\rho U \phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho V \phi) \\
 & = \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) + S + S_d \quad (1)
 \end{aligned}$$

여기서, S_d 는 기상과 액상과의 상호작용에 의해 발생하는 생성항이며, 각 종속변수에 대한 구체적인 사항은 Table 1에 총괄적으로 나타내었다.

연소반응모델로는 Arrhenius 형태로 Westbrook⁽⁸⁾이 제안한 아래의 식(2)를 이용하여, 연료의 반응속도를 정하고, 연료의 질량분율에 관한 보존식의

Table 1 The transport coefficient and source term

| ϕ | Γ | Source terms S | Droplet source term S_d |
|------------|-------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------|
| 1 | 0 | 0 | $-\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N (M_{d0} - M_{d1})_k$ |
| U | μ_{eff} | $\frac{\partial}{\partial X} \left(\mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial X} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\mu_{eff} r \frac{\partial V}{\partial r} \right) - \frac{\partial P}{\partial X}$ | $-\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N (MU_{d0} - MU_{d1})_k$ |
| V | μ_{eff} | $\frac{\partial}{\partial X} \left(\mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\mu_{eff} r \frac{\partial V}{\partial r} \right) - \frac{2\mu V}{r^2} - \frac{\partial P}{\partial X}$ | $-\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N (MV_{d0} - MV_{d1})_k$ |
| k | $\frac{\mu_{eff}}{\sigma_k}$ | $G_k - \rho \epsilon$ | 0 |
| ϵ | $\frac{\mu_{eff}}{\sigma_\epsilon}$ | $\frac{\epsilon}{k} (C_1 G_k - C_2 \rho \epsilon)$ | 0 |
| h | $\frac{\mu_{eff}}{\sigma_h}$ | $H_{fu} R_{fu}$ | $-\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N (MH_{d0} - MH_{d1})_k$ |
| m_{fu} | $\frac{\mu_{eff}}{\sigma_{eff,fu}}$ | R_{fu} | $-\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N (M_{d0} - M_{d1})_k$ |
| m_{ox} | $\frac{\mu_{eff}}{\sigma_{eff,ox}}$ | $i R_{fu}$ | 0 |
| m_{pr} | $\frac{\mu_{eff}}{\sigma_{eff,pr}}$ | $(1+i) R_{fu}$ | 0 |

$$G_k = \mu_{eff} \left[2 \left(\left(\frac{\partial u}{\partial X} \right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial r} \right)^2 + \left(\frac{V}{r} \right)^2 \right) + \left(\frac{\partial u}{\partial X} + \frac{\partial V}{\partial X} \right)^2 \right]$$

$$\sigma_k = 0.9, \sigma_h = 0.7, \sigma_\epsilon = 1.3, C_1 = 1.44, C_2 = 1.92$$

생성항으로서 연소반응을 고려했다.

$$R_f = F \rho^{1.75} \exp(-15098/T) y_{fu}^{0.25} y_{ox}^{1.5} \text{ (kg/m}^3\text{/sec)}$$

$$(F = 5.0 \times 10^9) \quad (2)$$

모든 질량분율에 대한 확산계수는 동일하게 가정하여, 화학종방정식에서 연료, 산소 및 생성물의 질량분율을 구하고, 생성물의 mole분율식에서 CO₂와 H₂O는 쉽게 구해진다.

혼합기 비열은 모든 질량분율에 대한 합으로 다음과 같이 주어진다.

$$C_{p,m}(T) = \sum_i y_i C_{p,i}(T) \quad (3)$$

여기서, $C_{p,i} = a_i + b_i(T)$

본 해석에서의 초기입경분포는 Nukiyama-Tanzawa 분포함수를 적용하였으며, 분무분포를 12조의 대표 입경그룹으로, 분사각도는 5조로 분할하여 계산하였다. 입경분포는 Fig. 2에 나타낸 것과 같이 대표입경의 입자수로 아래식과 같이 주어진다.⁽⁹⁾

$$\frac{dn}{n} = a D_d^\alpha e^{-\left(\frac{5.0}{D_{32}} D_d\right)^\beta}$$

여기서, dn 과 n 은 D_d 에서 $D_d + dD_d$ 의 입경범위에 속한 입자수 및 전체입자수를 나타내고, D_{32} 는 SMD(sauter mean diameter), α, β, a 는 경험상수

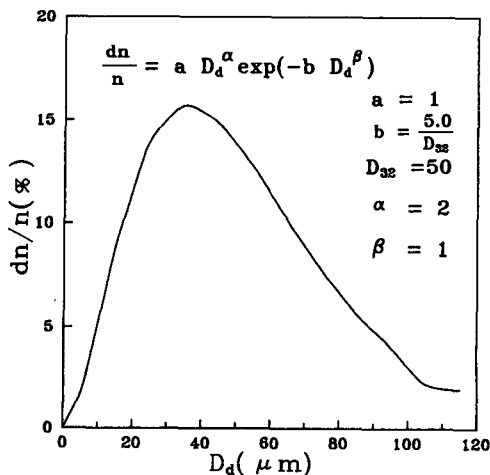


Fig. 2 Droplet size distributions

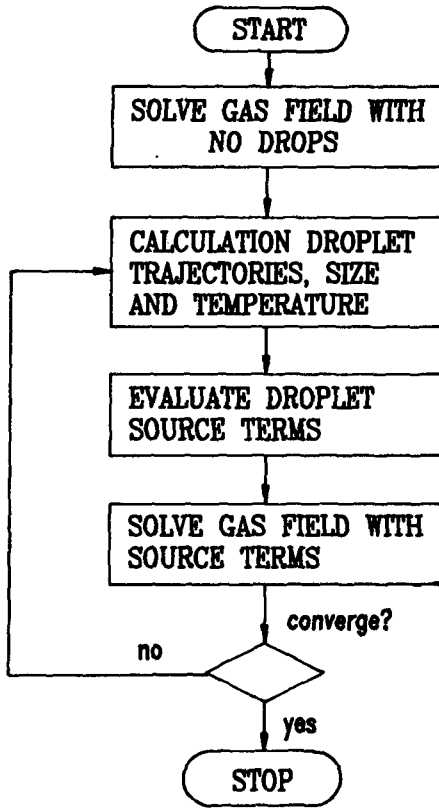


Fig. 3 Flow-chart

이다. SMD=50 μm, 최대입경은 SMD의 2.5배인 125 μm로 하였다.

계산과정은 Fig. 3의 Flow Chart에 따라 우선, 액적이 존재하지 않는 상태에서 가스유동장을 먼저 해석하고, 이 유동장을 이용해서 액적의 체적, 입경 및 온도의 이력(history)을 계산한다. 이렇게 구한 액적의 정보는 앞서 정해진 기체상 유동장과 조합되고, 각 Cell에서 액적의 존재에 의해 생성되는 질량, 운동량 및 에너지에 대한 각각의 생성항으로 간주한다. 이 생성항을 고려하여 다시 가스유동을 재차 해석하는 것으로 하였다. 가스유동장의 해석은 기존의 Starpic code⁽¹⁰⁾를 수정, 보완하여 사용하였다.

3. 액적의 운동방정식

액적의 각종 이력을 계산하기 위하여 다음과 같은 가정을 하였다.

- (1) 액적은 어느 유한의 Cell에 속하는 가스

평균적으로, 물질, 운동량 및 에너지를 교환한다.

- (2) 액적의 증발과 운동은 다른 액적의 영향을 받지 않는다.

- (3) 복사열과 부력의 영향은 무시한다.

- (4) 액적내부의 상태, 액적의 밀도 및 조성은 일정하다.

- (5) 액적의 난류에 대한 영향을 무시한다.

이상의 가정하에서 기상의 유동장내를 운동하는 액적의 운동방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$m_a \frac{dV}{dt} = C_D \rho_g (U - V) |U - V| \frac{A_d}{2} + m_a g \quad (4)$$

저항계수는 아래식으로 정의되는 Reynolds수에 의존하고 있다.

$$Re = \rho_g \frac{|U - V| d}{\mu} \quad (5)$$

아직 증발하지 않은 액적의 저항계수⁽⁶⁾는 아래식과 같이 주어진다.

$$C_{D0} = 0.44 \quad : Re > 1000$$

$$C_{D0} = \left(\frac{24}{Re} \right) (1 + 0.15 Re^{0.687}) \quad : Re \leq 1000 \quad (6)$$

증발현상은 액적표면에서 mass flux를 생기게 하기 때문에 저항계수를 줄이는 역할을 하고 있다. 전달계수(spalding transfer number)를 사용하여 보정하면

$$C_D = \frac{C_{D0}}{1 + B} \quad (7)$$

여기서, B는 다음과 같이 정의된다.

$$B = C_v \frac{\Delta T}{L} \quad (8)$$

B는 연소하는 액적에 대해서는 중요한 의미를 갖고 있으나 일반적으로 증발하는 액적에 대한 값은 1에 비해 상당히 작다.

식(4)가 해석적으로 적분 가능하면 계산시간을 상당히 절약할 수 있다.

$$\frac{dV}{dt} = \left(\frac{18 \mu f}{\rho_a d^2} \right) (U - V) + g \quad (9)$$

여기서, $f = C_D \frac{Re}{24}$ (10)

식(9)의 방정식을 가스속도가 적분시간동안 일정하다고 가정하여 적분하면,

$$V = U - (U - V_o) \exp\left(\frac{-\Delta t}{\tau}\right) + g \left[1 - \exp\left(\frac{-\Delta t}{\tau}\right) \right] \quad (11)$$

여기서, 시간 Δt 후의 새로운 액적속도를 결정 한 후의 액적의 위치는

$$X_a = X_{a0} + (V + V_o) \Delta t / 2 \quad (12)$$

액적의 온도상승은 액적온도 (T_a)가 비등점 (T_b)에 이를때까지는 증발이 일어나지 않고, 비등점 이상의 온도에서 액적의 증발이 일어난다고 가정한다. 입 경의 변화율은 2승법칙 (d^2 -law)에 따른다고 하면,

$$d_a^2 = d_o^2 - k_e \Delta t \quad (13)$$

여기서, K_e 는 고온가스중에 증발하는 액적의 증 발속도상수로서 아래의 식으로 주어진다.

$$K_e = \frac{4\lambda'}{C_v} \frac{Nu}{\rho_a} \ln \left[1 + \frac{\lambda_s}{\lambda'} \frac{C_v}{L} (T - T_e) \right] \quad (14)$$

4. 액적의 온도이력

액적의 예열기간 동안의 증발을 무시하고, 액적 에 전달되는 열은 전부가 온도상승에 기여한다고 가정하여 Energy balance를 고려하면,

$$m_a C_d \frac{dT_a}{dt} = \dot{q} + L \left(\frac{dm_a}{dt} \right) \quad (15)$$

$$\dot{q} = Nu \pi k d (T_g - T_a) \quad (16)$$

여기서, k 는 기상의 열전도율이다. 위식에 이용 되는 Nusselt수는

$$Nu = 2 + 0.6 Re^{1/2} Pr^{1/3} \quad (17)$$

물질이동이 없을 때의 Nusselt수를 Nu_o 로 했을 때, 다음과 같은 경험식으로 주어진다.

$$Nu = \frac{Nu_o}{1 + B} \quad (18)$$

식(15)의 m_a 및 C_d 를 제거하고 식(16)을 대입 하면

$$\frac{dT_a}{dt} = \frac{T_g - T_a}{\theta} \quad (19)$$

여기서, $\theta = \frac{\rho_a d^2 C_d}{6 Nu k}$

식(19)도 식(9)와 같이 해를 구하면,

$$T_{a,out} = T_{g,out} - (T_{g,out} - T_{a,in}) \exp\left(\frac{-\Delta t}{\theta}\right) \quad (20)$$

여기서, T_g : 기상의 온도
 T_a : 액적의 온도

액적의 존재에 의해 생기는 생성항은 기상의 각 보존방정식에 들어가서 기상의 속도장 및 온도장에 영향을 주게 된다.

본 해석에서는 X방향으로 41, r방향으로 21개의 Grid로 차분화하였다. 생성항의 계산은 각 그룹을 대표하는 한개의 액적 궤적을 계산하고, 각 그룹에 속하는 액적수 (η_j)를 곱하였다. 동일 Cell을 여러 그룹의 액적이 통과하는 경우에는 그들 전부의 그룹에 대한 합을 취하면, 그 Cell에 대한 생성항이 구해진다. 즉, 질량, 운동량 및 엔탈피는 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \Delta m_a &= \sum_{j, cell} \pi \rho_a \eta_j \frac{d_{j,o}^3 - d_{j,i}^3}{6} \\ \Delta M_a &= \sum_{j, cell} \pi \rho_a \eta_j \frac{V_{j,o} d_{j,o}^3 - V_{j,i} d_{j,i}^3}{6} \\ \Delta E_a &= \sum_{j, cell} \pi \rho_a \eta_j \frac{h_{a,i} d_{j,o}^3 - h_{a,i} d_{j,i}^3}{6} \end{aligned} \quad (21)$$

이때, 액적의 엔탈피에 증발잠열을 포함시키는 것이 필요하다. 따라서, 액적의 엔탈피는 식(22)에 따라 정해진다.

$$h_a = h_v - L \quad (22)$$

5. 계산결과 및 검토

초기조건은 해석대상으로 하는 반경 80 mm, 축 방향길이 345 mm의 원통연소기 상류부에 위치한 별도 연소기에서 메탄(CH₄)을 당량비 0.5, 일단비가역반응으로 가정하였을 때 연소기출구의 질량분율은 O₂, CO₂ 및 C₂O 농도가 각각 0.113, 0.0976, 0.0433로 된다. 이들 값을 본 해석의 고온가스(hot product) 초기값으로 정하였고, 고온가스온도 1000 K, 유입속도는 5 m/sec로 하였다. 연료는 상온(300 K)의 kerosene을 사용하고 액적의 초기 분사 속도는 10 m/sec, 연료유량은 0.001 kg/sec로 하였다.

분사각($\theta/2$)은 30°를 중심으로 상하로 2.5°씩 5 방향으로 하였고, 대표입경은 최소 10 μm부터 최대 120 μm까지 10 μm간격으로 12그룹으로 나누어 각각의 Trajectory(궤적)을 구하였다.

Fig. 4는 12조의 입경중 대표적인 3가지 입경, 즉 60, 90, 120 μm에 대한 액적의 궤적을 나타낸 것

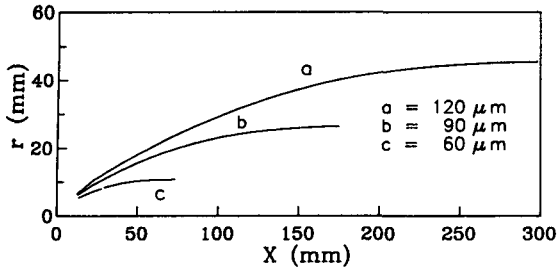


Fig. 4 Droplet trajectory of each size($U_b=10.0$ m/s, $\theta/2=30^\circ$)

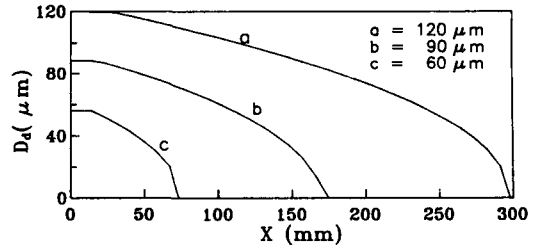


Fig. 5 Droplet size variation of each size($U_b=10.0$ m/s, $\theta/2=30^\circ$)

이다. 여기서, 분사각($\theta/2$)는 앞서 언급한 5방향 중 연료노즐분사 중심방향인 30° 의 경우를 대상으로 하였다.

액적은 Drag-Force가 액적의 운동을 감소시키기 전까지는 선형적으로 움직이다가 Re수가 감소함에 따른 Drag-Force의 증가로 가스유동장과 비슷한 방향으로 움직이는 것을 알 수 있다. Fig. 5은 초기입径의 크기에 따른 궤적차이를 보이며 작은 액적($60 \mu\text{m}$)은 $X=0.1$ m, 큰 액적($120 \mu\text{m}$)은 $X=0.3$ m까지 비행하면서 증발이 일어나고 있음을 알 수 있다.

등온선도를 Fig. 6에 나타내었으며, 등온선간의

온도차는 200 K이다. 최대와 최소온도는 2500 K와 300 K로 나타난다. 연소과정은 연소기의 상류쪽에서 행하여져 하류쪽으로 확산되어 가는 것을 알 수 있다. 온도가 높은 지역은 연소기 하류의 축중심부근에서 나타나고 있다. 온도가 비교적 낮은 지역은 대부분의 액적이 증발과정을 일으키는 상류부로서, 주위의 고온가스류로부터 열량의 흡수 및 응축효과에 기인한다고 생각된다.

Fig. 7은 연료의 질량분율 분포를 나타내고 있다. 최대 0.3에서 0의 분포를 하고 있고, 등선도간은 0.02이다. 등온선분포와 유사한 경향을 나타내고 있는데, 상류중앙부에서 분포가 비교적 높게 나

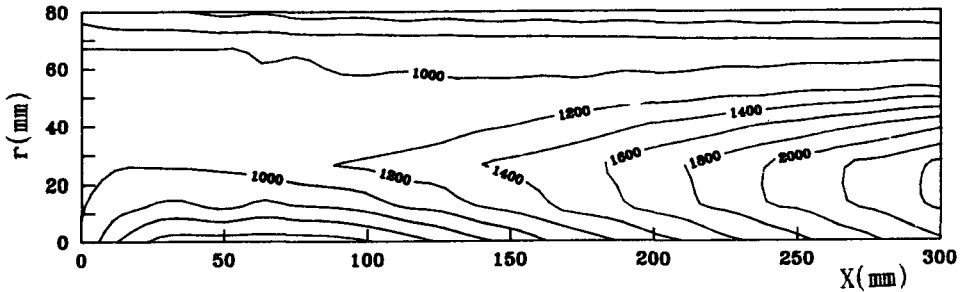


Fig. 6 Temperature contour(k) (Initial condition ; $T_g=1000$ K, $T_d=300$ K, $U_g=5$ m/s, $U_d=10$ m/s)

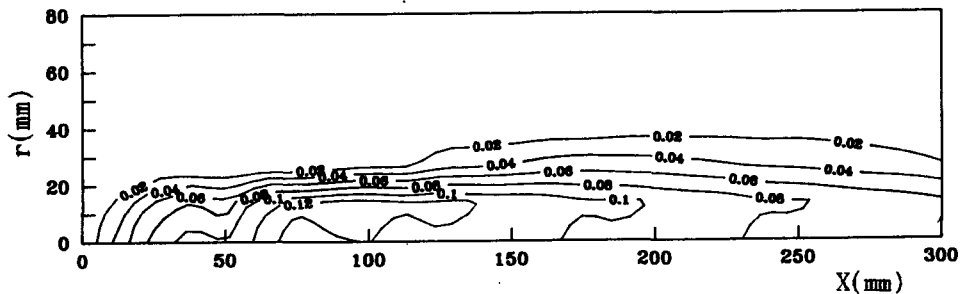


Fig. 7 Fuel mass fraction contour (Initial condition ; $T_g=1000$ K, $T_d=300$ K, $U_g=5$ m/s, $U_d=10$ m/s)

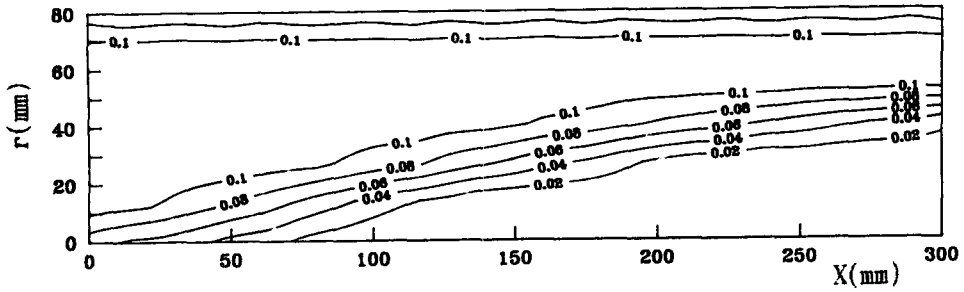


Fig. 8 Oxygen mass fraction contour (Initial condition ; $T_g=1000$ K, $T_d=300$ K, $U_g=5$ m/s, $U_d=10$ m/s)

타나는 반면, 온도가 높은 하류부에서는 낮은 분포를 나타내고 있다. 이는 온도가 높은 부분에서 활발한 연소반응으로 연료 질량분율이 낮고, 온도가 낮은 부분에서는 연료의 증발량은 많으나 이에 대한 산소농도가 적은 관계로 미연가스가 많이 남아 있기때문에 질량분율이 높게 나타나고 있다. 또한, 온도가 높은 부분에서도 미량의 미연가스가 잔존하고 있어 이 지역에서의 산소부족 현상이 일어난다고 있음을 알 수 있다.

Fig. 8의 산소 질량분율은 연료 질량분율과 대조를 이루면서 분포하고 있음을 알 수 있다. 즉, 연료 질량분율이 높은 곳에서는 낮고, 낮은 곳에서는 높다. 반응이 활발한 하류부에서는 낮은 분포를 하여 대부분의 산소가 연소반응으로 소모되었음을 알 수 있으나, 상류부의 중앙부분을 제외하고는 산소 농도분포가 비교적 높게 나타나고 있다.

Fig. 9, 10, 11은 대표단면에서의 온도 및 각종 농도분포를 나타낸 것이다.

Fig. 9의 $X=100$ mm 단면에서는 반경 10~25 mm 지점에서 온도, 연료 및 산소 농도구배가 심하다. 또한, CO_2 와 H_2O 의 농도도 약간 증가하고 있다. 이 단면에서는 연소반응이 활발하게 이루어지나, 온도가 높지 않은 것은 연소기 상류부의 액적의 증발을 위한 응축효과에 영향을 받고 있음을 알 수 있다. Fig. 10, 11의 하류부에서는 온도가 가장 높은 지점에서 연료와 산소가 거의 소모되었음을 알 수 있고, 차츰 하류방향으로 감에 따라 온도가 크게 발달해 있음을 알 수 있다.

Fig. 12, 13, 14은 연소시와 화학반응을 고려하지 않은 비연소시의 대표단면에 있어서의 온도와 연료 농도분포를 나타낸 것이다. 비연소시(without combustion)는 고온기류중에 분사된 연료가 순전

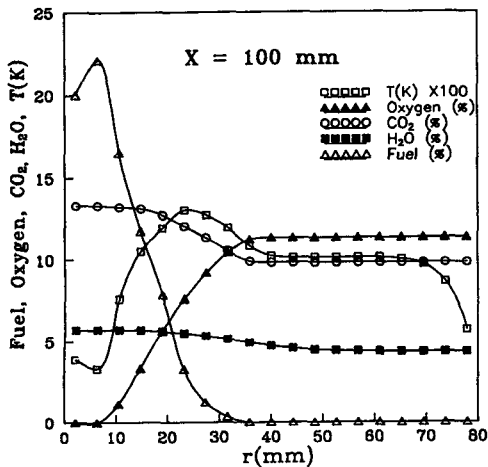


Fig. 9 Profiles of gas composition & temperature

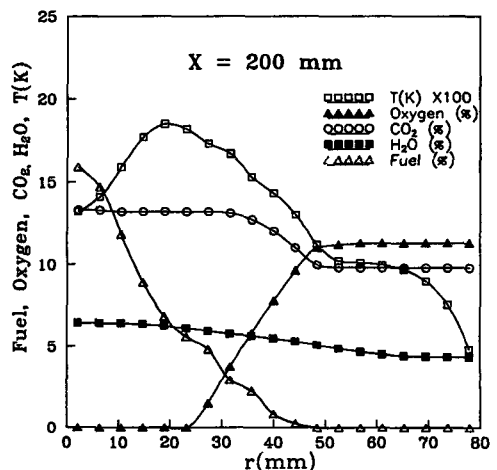


Fig. 10 Profiles of gas composition & temperature

히 액적의 증발만 일어난다고 가정하였을 때를 의미하고, 연소시(with combustion)는 연료의 증발과 연소반응을 동시에 고려한 경우이다. Fig. 12의 비연소시 $X=100$ mm 단면의 연소기 상류부에서는 분사시 상온의 연료가 연소에 앞서 증발과정이 일어나기 때문에 고온기류로부터 열을 흡수하는 관계로 반경 $r=30$ mm까지는 온도가 약간 낮아지는 현상을 보여주고 있다. 한편, 연소반응이 일어나는 경우 $r=10$ mm까지 급격한 온도저하가 일어나는 있다. 이는 작은 액적은 비등점에 빨리 다 달아서 연소반응이 일어나고, 비교적 큰 액적은 비등점에

도달하지 못하는 상반되는 반응, 즉 흡열 및 발열 반응이 동시에 일어나나 발열보다는 흡열반응이 우세한 지역으로 여겨진다. 연소기 중앙부($r=15\sim 30$ mm)에서 비연소시에 비해 온도차가 큰 것은 증발된 연료의 연소반응이 다소 일어났음을 알 수 있다. Fig. 13, 14의 $X=200$ mm 이후 단면부터 증발된 연료가 연소반응을 일으켜 연료농도가 비연소보다 적은량 만큼의 연소반응이 일어나고 이에 따른 온도분포는 중앙부에서 큰 차이를 나타내고 있다.

분사조건을 달리하여 분사속도를 8 m/sec로 하고 분사각($\theta/2$)을 $30^\circ, 45^\circ$ 로 변화시킨 경우에도 앞의

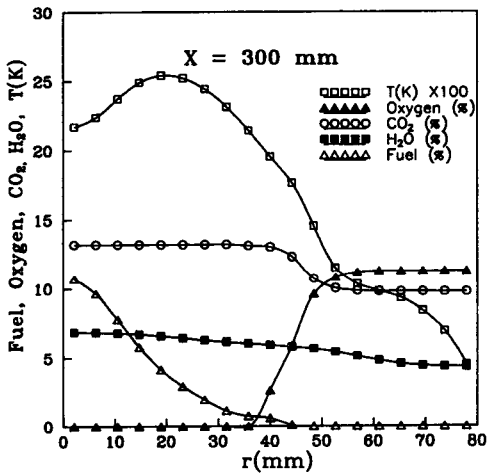


Fig. 11 Profiles of gas composition & temperature

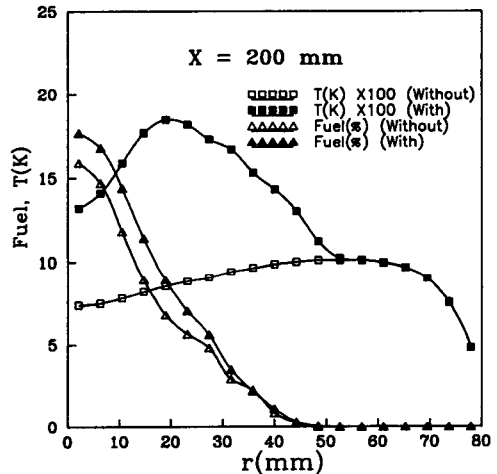


Fig. 13 Profiles of fuel concentration & temperature with and without combustion

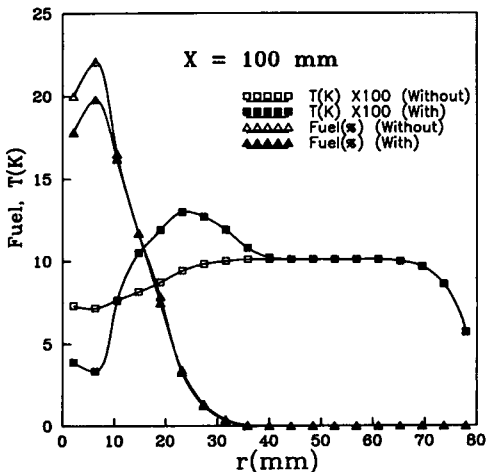


Fig. 12 Profiles of fuel concentration & temperature with and without combustion

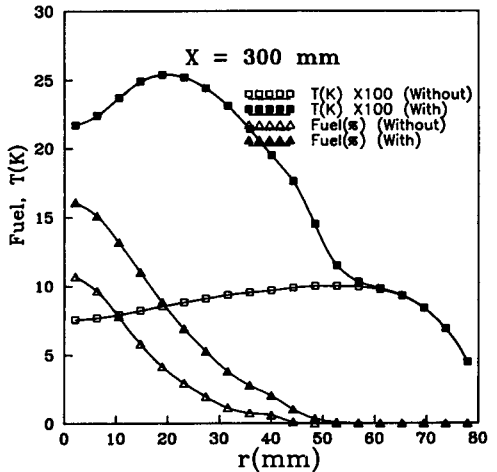


Fig. 14 Profiles of fuel concentration & temperature with and without combustion

결과와 유사한 경향이 나타났다.

6. 결 론

액적의 증발과 연소과정을 통하여, 고온·저산소 영역중에 분사되는 연소기설계에 대한 기본적인 data가 얻어졌다. 실제보다 온도가 높게 나타난 것은 여러가지 원인에 기인한다고 사료되는데, 우선 복사열에 의한 손실을 감안하지 않는 것, 여러 화학종을 감안하지 않은 일단비가역반응적용에 따른 오차, Arrhenius Type과 다른 연소반응모델^(11,12)간의 비교·검토가 사전에 이루어지지 않은 반응모델 선정과정, 액적의 증발과정에서 여러 전달계수가 정확히 적용되었는지의 여부, 또한 액적의 난류효과를 고려하지 않은 데 기인한다고 생각된다. 본 해석에서는 실제 공업용 가스터빈 연소기나, 제트엔진의 After-Burner 등이 선회가 동반하고, 화염안정을 위한 보염기가 장착되는 관계로 실용 연소기와는 약간의 거리감을 갖고 있으나, 이에 대한 보완과 해석치의 정확도가 실험으로 증명된다면, 복잡한 형상을 갖는 여러 연소기에 적용할 가치가 있다고 생각된다.

참고문헌

- (1) Crowe, C. T., 1978, "A Numerical Model for the Gas-Droplet Flow Field Near an Atomiser," ICLAS, pp. 377~383.
- (2) Crowe, C. T. and Sharma, M. P. and Stock, E. S., 1977, "The Partical-Source-in-Cell(PSI-CELL) Model for Gas-Droplet Flows," Transaction of the ASME, pp. 325~332.
- (3) Banhawy, Y. EL. and Whitelaw, J. H., 1980, "Calculation of the Flow Properties of a Confined Kerosene-Spray Flame," Vol. 18, No. 12, AIAA JOURNAL.
- (4) Swithenbank, J., 1988, "Spray Combustion Modelling," Journal of Institute of Energy, pp. 27~32.
- (5) Gosman, A. D. and Ioannides, E., "Aspects of Computer Simulation of Liquid-Fuelled Combustor," AIAA-81-0323, AIAA 19th Aerospace Sciences Meeting.
- (6) Rangel, R. H. and Sirignano, W. A., 1988, "Unsteady Flame Propagation in a Spray with Transient Droplet Vaporization," 22th Symp. (Int.) on Combustion, pp. 1931~1939.
- (7) Raju, M. S. and Sirignano, W. A., 1989, "Spray Computations in a Centerbody Combustor," Transactions of the ASME, Vol. 111, pp. 710~718.
- (8) Westbrook, C. K., 1984, "Chemical Kinetic Modelling of Hydrocarbon Combustion," Progress in Energy and Combustion Science, Vol. 10, No. 1, ppl 1~57.
- (9) "Drop size Distributions in Heavy Fuel Oil Sprays," Helsinki Univ. of Technology, Espoo(Finland), 1989, pp. 39~75.
- (10) Lilly, D. G. and Rhode, D. L., 1982, "A Computer Code for Swirling Turbulent Axisymmetric Recirculation Flows in Practical Isothermal Combustion Geometries," NASA Report.
- (11) Spalding, D. B., 1979, "Mixing and Chemical Reaction in Steady Confined Turbulent Flames, 13th Symp. (Int.) on Combustion, pp. 649~657.
- (12) Magnussen, B. F. and Hjertager, B. H., 1976, "On Mathematical Modelling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion," 16th Symp. (Int.) on Combustion, pp. 719~729.
- (13) 香月正司, 水谷幸夫, 1980, "正常噴霧とその火炎の解析モデル, 燃焼研究," No. 54.
- (14) Patankar, S. V., 1980 "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow," Hemisphere Publishing Co., Washington, DC.
- (15) Faeth, G. M., "Current Status of Droplet and Liquid Combustion," Progress Energy Combustion Science, Vol. 3, pp. 191~224.
- (16) Lefebvre, A. H., 1983, "Gas Turbine Combustion," Hemisphere Publishing Co., Washington, DC.