

〈論 文〉

액체분무의 증발 및 연소에 관한 수치적 연구

정인철* · 이상용** · 백승욱***

(1991년 4월 24일 접수)

A Numerical Study on Evaporation and Combustion of Liquid Spray

In Cheol Jeong, Sang Yong Lee and Seong Wook Baek

Key Words : Liquid Spray(액체분무), Particle-Source-In Cell Model(PSIC모델), Swirl Number(선회계수), Evaporation Rate(증발률), Reaction Rate(반응률)

Abstract

The vaporization and combustion of liquid spray in a cylindrical shape combustor was studied numerically. Mixture of liquid drops and air was assumed to be ejected from the center-hole and assisting air from the concentric annulus with swirling. Eulerian-Lagrangian scheme was adopted for the two phase calculation, and the interactions between the phases were considered with the PSIC model. Also adopted were the infinite conductivity model for drop vaporization, the equation of Arrhenius and the eddy break-up model for reaction rate, and the $k-\epsilon$ model for turbulence calculations. Gas flow patterns, drop trajectories and contours of temperature and mass fractions of the gas species were predicted with swirl number, drop diameter, and equivalence ratio taken as parameters. Calculations show that the vaporization and the consequent combustion efficiency enhance with the increase of the swirl number and/or with the decrease of drop size, and the higher maximum temperature is attained with the higher equivalence ratio.

기호설명

A	: Arrhenius factor	k	: 열 전도율
B	: 스프링 수	L	: 증발 잠열
C_1, C_2, C_μ	: 난류모델 상수	Nu	: 누셀트 수
C_d	: 항력 계수	n	: 액적 갯수
C_{g1}, C_{g2}, C_R	: Eddy breakup 모델 상수	\dot{m}	: 증발률
D	: 확산 계수	P	: 압력
d	: 액적 직경	Pr	: 프란틀 수
E_a	: 활성화 에너지	Q	: 연소열
g	: 중력 가속도	R	: 액적 반경
h	: 열전달 계수	R_f	: 연료 반응률
		R_u	: 기체 상수
		Re	: 레이놀즈 상수
		S	: 선회계수
		S_ϕ	: 변수 ϕ 에 대한 생성항

*정회원, 한국중공업 제관생산기술부

**정회원, 한국과학기술원 기계공학과

***정회원, 한국과학기술원 항공공학과

T	: 온도
U	: 축방향 속도
V	: 반경방향 속도
W	: 접선방향 속도
w	: 분자량
x	: 축방향 거리
Y	: 질량분률
y	: 반경방향 거리

그리스 문자

Γ	: 교환 계수
μ	: 점성 계수
ν	: Stoichiometric ratio
ρ	: 밀도
σ_ϕ	: 변수 ϕ 에 대한 Pr 또는 Sc 수
ϕ	: 방정식(1)의 종속변수
\emptyset	: 당량비

하첨자

eff	: Effective
c	: 이산화탄소
d	: 액적
f	: 연료
g	: 기상
l	: 액상
la	: 층류
o	: 산화제
ref	: Reference 또는 대기압
s	: 액적 표면
t	: 난류
w	: 수분

서는 모델예측을 비교하기 위한 진보된 측정방법의 개발, 즉 위상-도플러(phase-doppler) 측정법이나, 광산란법(light scattering) 등의 발전을 가져왔다.

분사액적의 거동에 관해 가장 중요한 부분은 각 액적의 증발률이다. 그러나 단일액적의 경우와는 달리 실제로 어떤 주어진 액적에 대한 열 및 물질 전달에 따른 증발률은 인접한 기체유동 및 액적의 영향으로 인해 완전히 해석한다는 것은 상당히 어렵다. 즉 액적을 둘러싸는 기체막 또는 그 바깥쪽의 주위기체는 기체와 액적간에 질량, 운동량 및 에너지를 교환하기 때문에 주위액적에 의해 영향을 받으며, 또한 Nusselt 수 또는 Sherwood 수도 다른 액적의 존재로 인해 달라진다. 따라서 분사액적의 증발해석을 위해서는 몇가지 증발모델이 적용되며 계산결과는 모델에 따라 많이 좌우된다.

고전적 액적의 증발이론은 구형대칭, 준 평형상태, 단일조성, 그리고 격리된 단일 액적에 대한 것이다. 그러나 실제액적의 분사상태는 비구형, 천이 상태, 다성분조성, 그리고 인접된 액적군으로 되어 있다. 일반적으로 전체 분사액적거동은 단일액적의 거동을 합함으로써 표시된다고 가정할 수 있는데, 이는 비록 정확도에서 오차가 있을지라도 전반적인 해석측면에 근본적인 자료를 제공한다.

본 연구는 선회유동과 재순환영역이 있는 제한된 동축 분류유동(confined coaxial jet flow)을 갖는 연소기에 대하여 노즐을 통하여 분사된 연료액적의 증발 및 연소, 그리고 주위기체유동에 관한 제한현상을 정상상태 하에서 모사하고자 하는데 그 목적이 있으며 수치계산에 의한 이론적 해석방법으로 기상은 오일러 방식, 액상은 라그랑지 방식을 채택하였고 후술될 증발 및 연소모델을 적용하였다.

1. 서 론

분사액적의 증발 및 연소에 관한 연구는 분사노즐 시스템의 효율을 예측하고 증진시키는데 그 중요성이 있다. 연소기, 분사건조기, 여러형태의 화학 플랜트 및 발전 플랜트가 이러한 시스템의 전형적인 예이다. 분사에 관한 연구는 이론적인 면과 실험적인 면 두가지로 구분할 수 있다. 현재까지 이론적인 면에서의 발전은 주로 모델 방정식을 해석할 수 있는 범용수치계산코드의 개발과 증진된 컴퓨터의 계산능력, 그리고 난류유동 및 연소의 모델도입 등으로 이루어졌으며, 실험적인 면에 있어

2. 물리적 모델

2.1 상 해석 기법

분사해석모델의분류는크게LHF(locallyhomogeneous flow)모델과 SF(separated flow)모델⁽¹⁾등으로 나눌 수 있다. 상 간의 유한전달률 효과를 고려하는 SF모델은 일반적으로 실제적인 분사액적의 정량적 예측을 위해 적용된다. SF모델에 있어서 본 연구에 적용한 PSIC(particle-source-in cell)모델⁽²⁾은 전체 분사액적을 나타내는 유한한 갯수의 입자를 사용하여 기상에 대한 액적의 영향을 기체장 보존방정식에 생성항의 형태로 도입함으로써 그 연관

성을 고려하는 해석방법이다.

기상과 액상의 지배방정식을 묘사하는 방법으로 오일러-오일러 방식, 오일러-라그란지 방식, 그리고 확률적 방식⁽³⁾이 있는데, 이 중 오일러-라그란지 방식은 기상은 오일러, 액상은 라그란지 방식을 사용하므로 액적 개체가 각각의 궤적을 갖는 구분된 입자로 보는 경우에 적용된다.

본 연구에서는 분사모델로서 SF모델을 적용하였고 기상과 액상의 지배방정식은 오일러-라그란지 방식을 채택하였다. 즉 유한 개수의 액적의 거동을 라그란지 방식으로 추적하고 그 영향을 기상 방정식에 생성항(source term)의 형태로써 도입함으로써 기상과 액상의 연계성을 해석하였다.

2.2 증발모델

격리된 단일 액적의 증발형태는 정지상태 및 대류상태로 구분하여 고려하거나 또는 구대칭인 경우 및 축대칭으로 가정하여 나타낸다. 여기서 정지상태하에서의 증발모델^(4,5)로서는 d^2 모델, 무한대 전도모델, 전도 한계모델 등이 있으며 대류상태하에서는 Ranz-Marshall 관계식, Spalding관계식 등이 적용되는데 이들은 액적이 구대칭이라는 가정을 하고 있다. 본 계산시 고려된 무한대 전도모델은 액상의 온도가 액적내부에서는 공간적으로 균일하나 시간에 따라서는 변하며 기상과 액상의 접촉면에서의 연료증기질량분율 계산은 Clausius-Clapeyron방정식^(5,6)에 근거하고 있다.

2.3 연소 모델

증발된 액적연료는 고온물체를 계산초기에 가상적으로 존재시키므로써 점화되며, 이 때 연소 반응률⁽⁶⁾은 eddy break-up모델로서 표시되는 연료의 혼합률(mixing rate)과 아레니우스(Arrhenius)식 형태의 반응률(reaction rate)로서 결정된다. 연소모델은 외피화염(envelope flame)이 존재하지 않는다고 가정하므로 난류확산화염(turbulent diffusion flame)과 유사하며 각각의 액적은 기상에 대해 연료증기의 생성항으로 간주됨을 근거로 하고 있다.

3. 지배 방정식

3.1 기상 지배 방정식

기상유동 특성치의 보존에 따른 지배방정식은 공간적으로 타원형(elliptic), 시간적으로는 포물선형

(parabolic)을 갖는다. 다음 식은 수치계산을 위해 정상상태하에서의 기상방정식을 오일러 좌표에 근거하여 모델화한 것이다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\rho U \phi - \Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial x} \right] + \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial x} \left[y \rho V \phi - y \Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial y} \right] = S_{\phi, g} + S_{\phi, l} \quad (1)$$

Table 1은 위의 모델방정식에 따른 각 방정식의 변수 및 생성항을 표시한 것이다. 여기서 운동량 방정식의 액상에 의한 생성항들은 액적의 증발에 의한 생성항과 액적이 기체장 속에 존재할 때 상대 운동에 의한 항력의 형태로 기체장에 영향을 주는 항을 각각 의미한다. 에너지 방정식의 생성항으로는 연소 반응열, 증발액적에 대한 기상과 액상의 온도차와, 유효증발잠열이 있다. 혼합비열은 각각의 종(species)의 합으로 구해지며 각 비열의 변화는 온도에 의한 1차함수로 고려한다.

$$C_p(T) = \sum_i Y_i C_{p,i}(T) \quad (2)$$

$$C_{p,i}(T) = C_1 + C_2 T \quad (3)$$

연료는 *n*-decane($C_{10}H_{22}$)을 사용하였으며 단일 반응(one step reaction) 과정으로 고려하였다. 이 때 질소는 각각의 종 즉 연료, 산소, 이산화탄소 및 수분의 성분을 계산한 뒤 그 잔류량으로 표시된다. 반응률(reaction rate)은 아레니우스(Arrhenius)식⁽⁶⁾ 또는 Spalding의 eddy break-up 모델⁽⁷⁾로부터 얻어지는 값의 최소값을 택하였다.

$$R_f = \min \left[A \frac{\rho^2}{w_o w_f} Y_f Y_o \exp(-E_a/R_u T), \frac{C_R}{W_f} g^{1/2} \frac{\rho \epsilon}{k} \right] \quad (4)$$

여기서

$$g = \frac{C_{g1} \mu k}{C_{g2} \rho \epsilon} \left[\left(\frac{\partial Y_f}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial Y_f}{\partial y} \right)^2 \right] \quad (5)$$

연소기 내의 유동은 복잡한 난류유동이므로 시간 평균량으로 유동을 서술하는 것이 편리하다. 즉 모든 변동량을 시간평균값과 난동부로 구성된다고 보면 지배방정식에서 Reynolds 응력항 및 난류 확산항이 생기는데 이항들을 적절히 기술하기 위해 난류모델이 필요하다. 난류모델로서 본 연구에서는 $k-\epsilon$ 방정식모델^(8,9)을 적용하였다. 그리고 난류 성질이 급격히 변하는 벽 근처에서는 wall function을 도입한다. 기체는 이상 기체라 가정하여 상태방정식은 다음과 같이 표시된다.

Table 1 Variables and source terms appearing in eq.(1)

Equation	ϕ	Γ_ϕ	$S_{\phi,s}$	$dV_\phi S_{\phi,t}$
Continuity	1	0	0	$n\dot{m}$
Axial Momentum	U	μ_{eff}	$\frac{\partial}{\partial x}(\Gamma_\phi \frac{\partial U}{\partial x}) + \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial y}(y\Gamma_\phi \frac{\partial V}{\partial x}) - \frac{\partial P}{\partial x}$	$n\dot{m}U - \frac{4}{3}\pi\rho ar_d^3 nF_\phi$
Radial Momentum	V	μ_{eff}	$\frac{\partial}{\partial x}(\Gamma_\phi \frac{\partial U}{\partial y}) + \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial y}(y\Gamma_\phi \frac{\partial V}{\partial y}) - \frac{2\Gamma_\phi V}{y^2} + \frac{\rho W^2}{y} - \frac{\partial P}{\partial y}$	$n\dot{m}U - \frac{4}{3}\pi\rho ar_d^3 nF_\phi$
Tangential Momentum	W	μ_{eff}	$-\left[\frac{\Gamma_\phi}{y} + \rho V + \frac{\partial \Gamma_\phi}{\partial y}\right] \frac{W}{y}$	$n\dot{m}U - \frac{4}{3}\pi\rho ar_d^3 nF_\phi$
Energy	h	Γ_{eff}	$w_f R_f Q$	$-n\dot{m}[C_p(T_g - T_d) + L_{eff}]$
Mass fraction of fuel	Y_f	Γ_{eff}	$-w_f R_f$	$n\dot{m}$
Mass fraction of oxidizer	Y_o	Γ_{eff}	$-v_o w_o R_f$	0
Mass fraction of CO ₂	Y_c	Γ_{eff}	$v_c w_c R_f$	0
Mass fraction of H ₂ O	Y_h	Γ_{eff}	$v_h w_h R_f$	0
Turbulent kinetic energy	k	Γ_{eff}	$\mu_t G - \rho \epsilon$	0
Turbulent energy dissipation	ϵ	Γ_{eff}	$C_1 C_\mu G k \rho - C_2 \rho \epsilon^2 / k$	0

$$\mu_{eff} = \mu_{ia} + \mu_t, \quad \Gamma_{eff} = \frac{\mu_{ia}}{\sigma_{\phi,ia}} + \frac{\mu_t}{\sigma_{\phi,t}}, \quad F_\phi = \frac{\partial \phi_d}{\partial t}$$

$$\rho = \frac{P}{R_u T \sum_i (Y_i / w_i)} \quad (6)$$

$$\frac{dy}{dt} = V_d \quad (9)$$

선회의 정도를 나타내기 위한 노즐입구에서의 선회계수 (swirl number) 는 다음으로 정의한다.

$$\frac{dU_d}{dt} = \frac{3\rho C_d}{8\rho_d r_d} [U - U_d] |U - U_d| + g \left(1 - \frac{\rho}{\rho_d}\right) \quad (10)$$

$$\frac{dV_d}{dt} = \frac{3\rho C_d}{8\rho_d r_d} [V - V_d] |V - V_d| + \frac{W^2}{y} \quad (11)$$

$$S = \frac{\int_0^R (rW) \rho U r dr}{R \int_0^R \rho U^2 r dr} \quad (7)$$

$$\frac{dW_d}{dt} = \frac{3\rho C_d}{8\rho_d r_d} [W - W_d] |W - W_d| - \frac{VW}{y} \quad (12)$$

여기서

3.2 액상 지배방정식

액적에 대해서는 라그랑지 방식에 따르므로 지배방정식은 상미분 방정식으로 표현된다.

$$Re = \frac{\rho d}{\mu} [(U - U_d)^2 + (V - V_d)^2 + (W - W_d)^2]^{1/2} \quad (13)$$

$$\frac{dx}{dt} = U_d \quad (8)$$

$$C_d = \frac{24}{Re} \left(1 + \frac{Re^{2/3}}{6}\right) \quad (14)$$

그리고 액적의 증발률은 무한대 전도모델과 Ranz-Marshall 관계식을 적용하여 계산한다. 정지 상태에서 액적의 기화율을 \dot{m}_{spher} , 대류 상태에서 \dot{m} 이라하면 액적의 기화율은 다음과 같다.

$$\dot{m}_{spher} = 2\pi d \rho D \ln(1+B) \quad (15)$$

$$B = \frac{Y_{fs} - Y_f}{1 - Y_{fs}} \quad (16)$$

$$\dot{m} = \dot{m}_{spher} (1 + 0.3 Re^{0.5} Pr^{0.33}) \quad (17)$$

$$L_{eff} = L + \frac{1}{\dot{m}} \left(\frac{\pi d^3}{6} \rho_a C_{p,a} \right) \frac{dT_a}{dt} \quad (18)$$

여기서 액적표면에서의 질량분률은 평형증기압 방정식을 근거로 한 Antoine의 관계식⁽¹⁰⁾을 적용한다.

$$P_v = \left(\frac{1}{760} \right) \exp[A_d - B_d / (T_d - C_d)] \quad (19)$$

$$Y_{fs} = \left[1 + \frac{w_o}{w_f} \left(\frac{P_{ref}}{P_v} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (20)$$

또한 액적의 온도변화는 아래의 상간의 열평형 방정식으로부터 구할 수 있다.

$$\frac{dT_a}{dt} = \frac{Nu \pi k d}{m_a C_{p,a}} (T - T_a) - \frac{L}{m_a C_{p,a}} \dot{m} \quad (21)$$

$$Nu = 2 + 0.6 Re^{0.5} Pr^{0.33} \quad (22)$$

만일 액적의 온도가 비등점보다 높을 때는 기상으로부터의 유입열량 모두가 증발에 사용된다고 가정하였다.

그리고 액적의 직경 변화율은

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\rho_a \pi d^3}{6} \right) = \dot{m} \quad (23)$$

으로부터 구할 수 있다.

4. 연소기 모델형태 및 초기조건

연소기 모델은 Fig. 1과 같은 원통형의 기하학적 형상을 가지며, 노즐 입구에서 중심관을 통해 공기 및 액적이 분사되고 그 외부 환상관을 통하여 선회 공기가 주입된다. 기상에 있어서 노즐(1)에서의 초기속도는 8.3m/s, 노즐(2)는 7.8m/s, 초기온도는 500K이며, 액상의 초기온도는 300K, 초기속도는 6m/s로 하였다. 선회계수, 액적직경 및 당량비를 변수로 하였으며 이때 당량비는 노즐에서 공급하는 총 공기량과 연료량을 기준으로 계산된 값을 의미

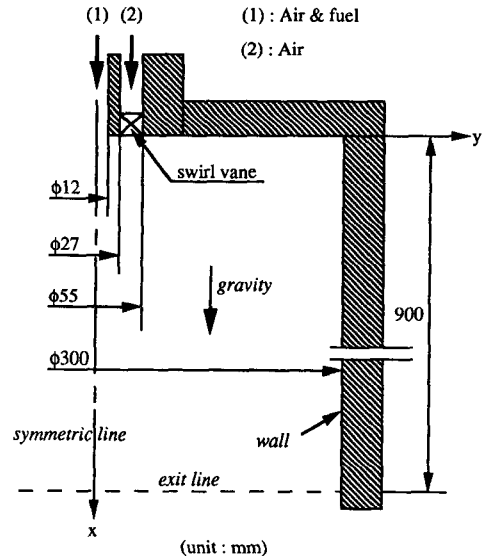


Fig. 1 Combustor model for numerical analysis

Table 2 Inflow condition for different cases

Case	1	2	3	4	5
[Air]					
Swirl number	0.0	0.52	0.52	0.52	0.52
[Droplet]					
Diameter, μm	100	100	75	60	100
Equivalence ratio, ϕ	0.5	0.5	0.5	0.5	0.3

[Air]

Inlet velocity : 8.3m/s in Nozzle(1), 7.8m/s in Nozzle(2)

Inlet temperature : 500K

[Droplet]

Inlet velocity : 6m/s, Inlet temperature : 300K

한다. 각 변수값은 실제 현상에 가깝도록 조정하였고 가능한 한 관련논문⁽¹²⁾에서 선정된 값과 유사하게 하였다. 고려된 각 경우의 분사조건은 Table 2에 표기되었으며 조건 2가 비교의 기준이 된다.

5. 수치적 계산절차

5.1 계산 방법

액적은 중심관 노즐입구를 반경 방향으로 3등분(분사위치 좌표 : $(x, y) = (0.001, 0.0015), (0.001, 0.003), (0.001, 0.0045)$)하여 각각의 위치에서 0도에서 20도까지 5도 간격으로 나누어 분사하였다. 분사된 액적은 주위 기체장에 의해 가열 및 증발되어 연소기 내의 고온 물체에 의해 점화되고 이 때 발생된 연소열이 기체장에 영향을 주어 분사액적의 증발률을 상승시키며 이러한 연소현상이 정상상태에 달하여 기체장 특성치와 액적의 증발률이 일정값으로 지속될 때까지 계산하였다. 이때 고온 점화 물체는, 기체장이 고온가스인 경우의 자연점화시 최대 반응률을 갖는 곳에 위치하였다. 계산알고리즘은 먼저 기체의 유동장을 해석한 뒤 액적의 증발 및 연소에 의한 생성항을 계산하여 이를 기체장에 도입하여 모든 변수값이 수렴할 때까지 반복계산하는 방식을 택하였다. 이 때 기체장의 지배 방정식을 해석하기 위해 Patankar 및 Spalding의 TEACH 계산 코드를 이용하였다. 이 경우 유한차분 방정식⁽¹¹⁾은 비선형이며 연립된 대수방정식의 군으로 되어 있으며 해를 푸는 과정은 SIMPLE (semi-implicit method for pressure-linked equation) 알고리즘에 따른다.

노즐에서 분사된 액적의 속도, 위치 및 온도는 각 액상 방정식에 2차엄밀 룬게-쿠틀러방법(second-order accurate Runge-Kutta method)을 적용하여 계산하였다. 특정위치에서 기상의 특성치를 계산하

기 위하여 2차엄밀 선형 보간법(second-order accurate linear interpolation scheme)을 사용하였고 액적의 생성항을 주위 기상의 오일러격자에 배분할 때도 같은 방법을 적용하였다.

액상 방정식에 대한 시간 단계(time step)는 0.005ms를 적용하여 가장 작은 비균일 격자의 시간스케일보다 작게하였고, 고려된 각각의 분사조건에 대해 정상 상태에 달하기 위한 개략적인 계산시간은 80386기종으로 4~10시간이 소요되었다.

5.2 경계조건

유동장의 격자는 유동의 변화가 심한 부분을 조밀하게 배열한 비 균일 격자계로 하였으며 유동영역의 경계는 두 평행한 격자선의 중간에 위치하도록 하였다. 입구에서의 모든 조건은 Dirichlet조건을 주었으며 출구에서는 반경방향의 속도는 0으로 하였고 그외는 Neumann조건을 주었다.

6. 결과 및 검토

6.1 기체장의 속도 분포

Fig. 2는 기체장의 속도벡터를 도시한 것으로, 현상이 잘 나타나도록 반경방향으로 척도(scale)를 1.5배로 확대하여 표시하였다. 노즐을 통한 기체는 입구 근처에서 축 및 반경방향으로 급격한 압력구배의 영향으로 와류(vortex)가 발생한다. 여기서 와류강도로 표시되는 최대 역방향속도는 축방향으로 노즐입구 초기속도(Fig.1의 (1)부분)의 4.2%이며 이 때 이와 유사한 경우로서 Raju와 Sirignano⁽¹²⁾는 선회계수가 0.722일때에는 4.3%의 계산결과를 보이고 있다. Raju와 Sirignano에서의 초기조건은 본 연구의 경우와 동일하지는 않으나 선회계수에 따른 최대 역방향속도의 비율로 비교할 때 본 계산값과 유사하므로 본 계산은 큰 무리가 없음을

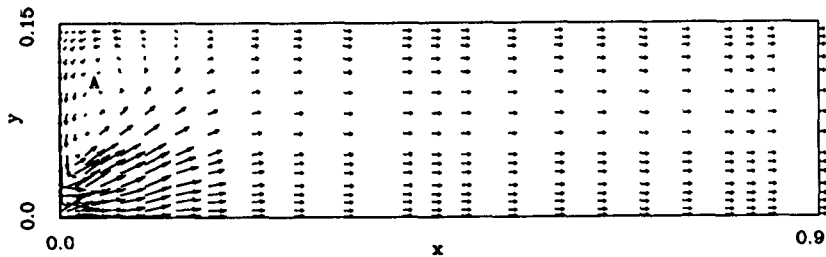


Fig. 2 Gas velocity vector plot for case 2

알 수 있다. 하류로 갈수록 반경방향의 속도는 계속 줄어 거의 축방향 속도만 나타난다.

6.2 액적의 증발결과

Fig. 3은 초기위치 좌표 $x=0.001, y=0.0015$ 에서 10도로 분사된 액적군의 궤적에 대해 선회계수 및 액적직경을 변수로 비교한 것이다. 선회계수가 증가하면 기상의 접선방향 운동량이 액적의 운동에 영향을 미쳐 궤적이 점차 반경방향으로 확장되는 반면 증발은 빠르게 일어나며, 액적직경이 작을수록 빨리 증발되고 또한 기상과의 상대속도에 의한 항력의 영향이 상대적으로 크므로 초기 분사각도가 약간 누그러짐을 보이고 있다.

Fig. 4는 액적의 무차원 누적증발률(누적증발률/초기액적질량)을 시간에 대해 나타낸 것이다. Case 2와 같이 초기 액적직경이 $100\mu\text{m}$ 의 경우에는 전체 증발거리의 1/2되는 지점을 중심으로 앞부분은 전체증발량의 10%를 넘지 않는다. 이것은 기상으로부터 유입열의 대부분이 액적의 온도상승에 소비되고 그 결과 증발을 위한 열에너지는 적게 이용되었으며, 또한 연소에 의한 열에너지가 증발을 가속시키므로 대부분의 액적증발은 뒷부분에서 일어남을 알 수 있다. 선회계수가 증가하거나 액적의 크기가 작아질수록 초기 증발률은 현저하게 커지게 되며, 한편 전반적으로 주 증발구역에서의 증발율 기울기는 대략 일정함을 보이고 있다.

Fig. 5는 시간에 대한 무차원 제곱 액적직경(d/d_{initial})²의 변화를 추적하였다. 액적온도 상승구간인 초기이후에는 기울기가 거의 선형화되어 d^2 -law가 만족됨을 알 수 있으며 이것은 액적의 온

도가 습구온도(wet-bulb temperature)에 근접하여 기상으로부터의 대부분의 열이 액적의 증발에 소모됨에 기인한 것이다. 여기서 직경이 $75\mu\text{m}$ 인 경우 증발 완료시간이 0.0214sec이며 이와 비슷한 경우로서 Raju와 Sirignano⁽¹²⁾에서는 0.0185sec로 되어 있다. 그 차이는 Raju와 Sirignano에서의 연료는 다성분 조성으로 본 연구에서 적용한 *n*-decane 뿐만 아니라 휘발성이 더 높은 *n*-hexane 및 *n*-octane을 사용하였기 때문에 약간 더 빠르게 증발된 것으로 생각된다.

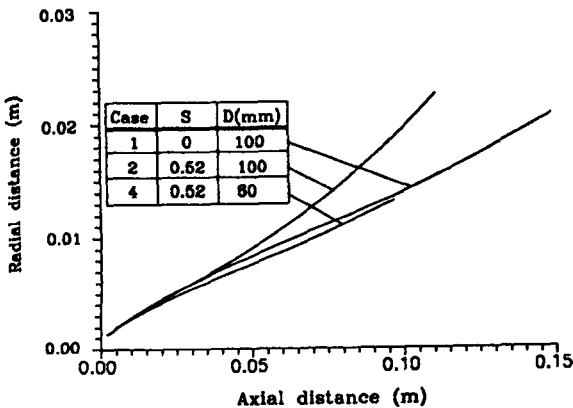


Fig. 3 The comparison of droplet trajectory

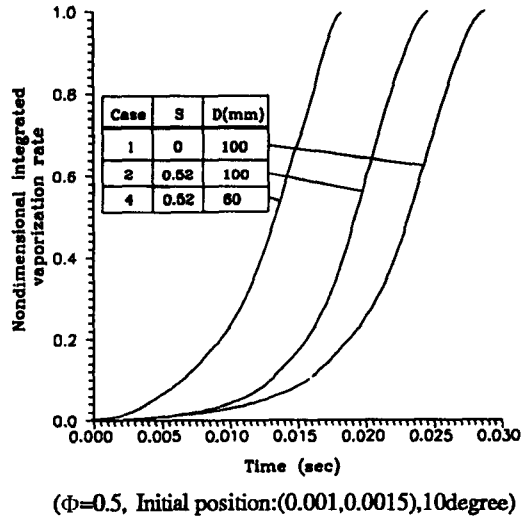


Fig. 4 Integrated vaporization rate of droplet

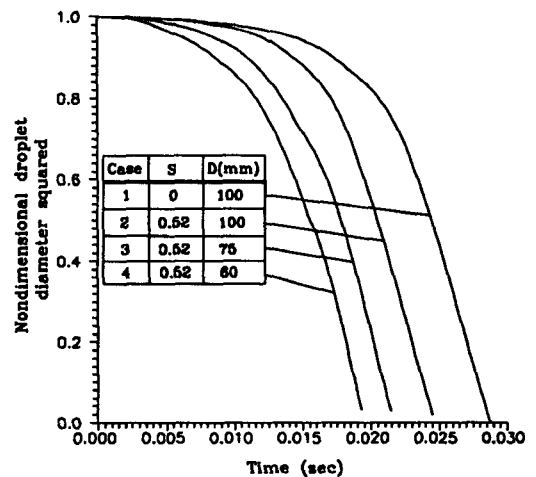


Fig. 5 Nondimensional diameter change rate of droplet

6.3 액적의 연소 결과

Fig. 6은 연료 질량분율을 3차원 그래프로 도시한 것이며, Fig. 7은 반응률을 3차원 그래프로 나타낸 것으로 연소반응은 극히 일부에서 급작스럽게 발생됨을 보인다. Fig. 6에서 연료의 최대 질량분율을 갖는 부분은 Fig. 7에서 최대 반응률을 갖는 부분보다 약간 앞에 있다. 이것은 최대 반응률은 stoichiometric 상태하 지역에서 가장 크기 때문이다. Fig. 8에서 산소의 최소질량분율 위치는 Fig. 7의 최대반응률 위치와 거의 비슷하다.

Fig. 9(a),(b),(c),(d)는 액적의 연소결과에 따른

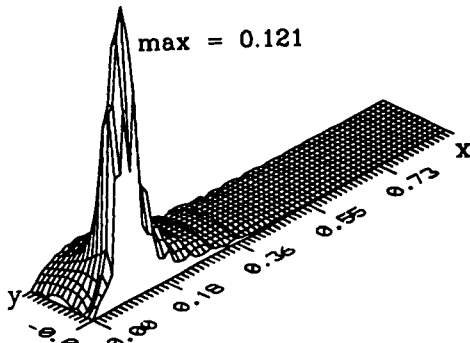


Fig. 6 Fuel mass fraction 3-D plot for case 2

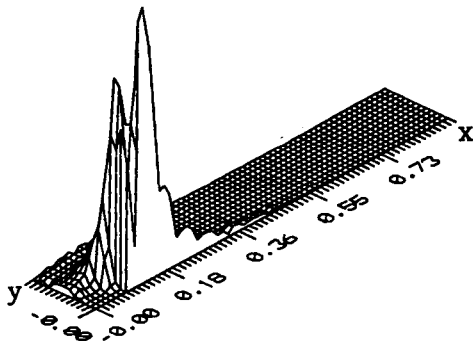


Fig. 7 Reaction rate 3-D plot for case 2

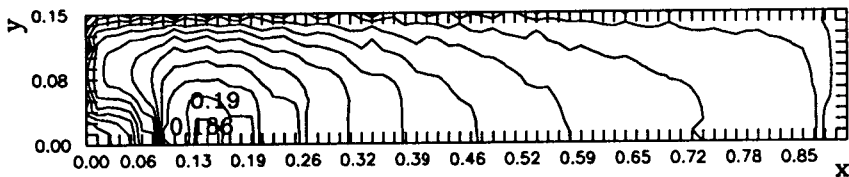


Fig. 8 Oxygen mass fraction contours for case 2

등온선을 나타낸 것이다. (a),(b),(c)에서는 축방향으로 0.06m에서 0.19m사이에서 급격한 온도 구배를 가지므로 그 부분에서 격렬한 연소반응이 일어난다는 것을 알 수 있으며 최고온도 구역은 증발된 연료의 연소가 거의 완료되는 연소기의 중간 부위에 위치한다. (a)와 (b)를 비교할 때 선회계수가 증가함에 따라 등온선이 노즐입구측으로 이동하고 있으며, (b)와 (c)에 의하면 액적크기가 작을 때 역시 등온선이 약간 입구측으로 이동한다. 따라서 본 계산범위내에서는 선회계수의 증가 또는 액적직경의 감소는 증발률 및 연소의 촉진을 가져온다고 할 수 있다. 한편 (b)와 (d)를 비교해 보면 당량비가 높을 때는 연소가 상대적으로 앞에 발생되며 이는 Stoichiometric 상태가 빨리 조성됨에 기인한다. 따라서 당량비가 높을수록 최고온도는 높아지게 되며, 연소실내의 최고 온도를 조절하기 위하여 적절한 당량비를 선택할 수 있음을 알 수 있다.

7. 결 론

프로그램을 작성하여 액체분무의 증발 및 연소의 특성을 수치계산 방법으로 연구한 결과 일차적으로 다음의 결론을 얻었다.

(1) 액적의 증발에 있어서 선회(swirl)의 영향은 매우 크며, 이에 의한 증발 및 연소촉진은 조기 연소와 연소시 효율증진의 가능성을 시사하고 있다.

(2) 액적의 직경크기가 작으면 초기에 증발률이 커져 연소가 빨리 진행되며, 직경변화에 따른 온도 분포 및 반응률 등을 고찰함으로써 최적 액적크기의 결정을 가능케 한다.

(3) 또한 임의의 최고 온도값을 얻기 위한 적절한 당량비를 예측할 수 있다.

본 수치적 해석에서 나타난 결과는 실험적 자료에 의해 확인함으로써 입증되어야 하는데 계산에 따른 결과의 일관성과 최근 다른 논문에서의 비스

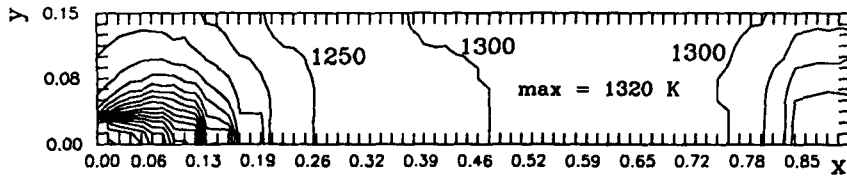
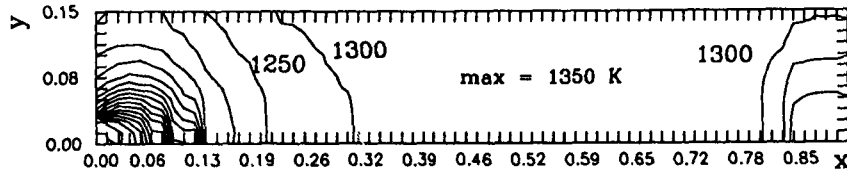
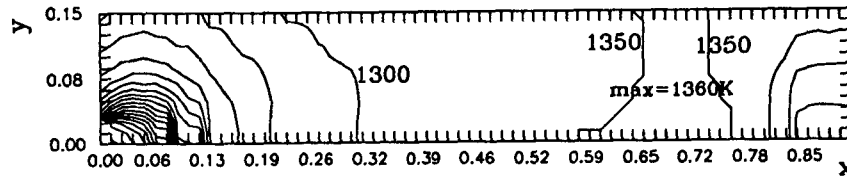
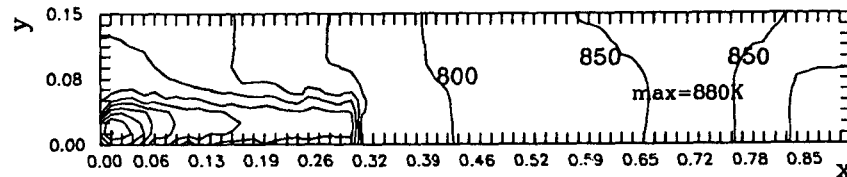
(a) Case 1 ($\Delta T=50K$)(b) Case 2 ($\Delta T=50K$)(c) Case 3 ($\Delta T=50K$)(d) Case 5 ($\Delta T=50K$)

Fig. 9 Temperature contours for case 1,2,3,5

한 조건하에서 계산값과 부분적으로 유사함은 실제 현상에 근접하다는 확신을 뒷받침하고 있다. 따라서 연소기 설계를 위하여 본 프로그램은 예비설계의 관점에서 유용하며, 실험이 불가능한 형상의 1차적 예측에도 적용가능하다. 아울러 본 연구에서 고려치 않은 그을음(soot) 형성 및 복사 열전달의 적용과 증발모델의 개선, 그리고 연소반응모델에 대해서는 향후 많은 연구가 필요하리라고 생각한다.

참고문헌

- (1) Faeth, G.M., 1983, "Evaporation and Combustion of Spray," Prog. Energy Combust. Sci., Vol. 9, pp1~76.
- (2) Crowe, C.T., Sharma, M.P., Stock, D.E., 1977, "The Particle-Source In Cell (PSI-CELL) Model for Gas Droplet Flows," Journal of Fluids Engineering, pp.325~332.
- (3) Sirignano, W.A., 1986, "The Formulation of Spray Combustion Models," Journal of Heat Transfer, Vol.108, pp.633~639.
- (4) Sirignano, W.A., 1983, "Fuel Droplet Vaporization and Spray Combustion Theory," Prog. Energy Combust. Sci., Vol.9, pp.291~322.
- (5) Aggarwal, S.K., Tong, A.Y. and Sirignano, W. A., 1984, "A Comparison of Vaporization Models in Spray Calculations," AIAA JOURNAL, Vol.

(1) Faeth, G.M., 1983, "Evaporation and Combustion of Spray," Prog. Energy Combust. Sci., Vol.

- 22, pp.1448~1456.
- (6) Kuo, K.K., 1986, "Principles of Combustion," Wiley-Interscience Pub, pp.347~594.
- (7) Williams, F.A., 1985, "Combustion Theory," The Benjamin/Cummings Publishing Company, Inc., pp.446~480.
- (8) Mostafa, A.A. and Mongia, H.C., 1988, "On the Interaction of Particles and Turbulent Fluid Flow," Int.J.Heat Mass Transfer, Vol.31, No.10, pp.2063~2075.
- (9) Sloan, D.G., Smith, P.J., Smoot, L.D., 1986, "Modeling of Swirl in Turbulent Flow System," Prog. Energy Combust. Sci., Vol.12, pp.163~250.
- (10) Reid, R.C., Sherwood, T.K. and Pransnitz, J. M., 1977, "The Properties of Gases and Liquids," McGraw-Hill, New York, pp.208~212.
- (11) Patankar, S. V., 1983, "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow," McGraw-Hill.
- (12) Raju, M.S. and Srignano, W.A., 1990, "Multicomponent Spray Computations in a Modified Centerbody Combustor," J.Propulsion, Vol.6, pp.97~105.