

〈논 문〉

고온기류중에 재분사된 연소기 후류의 수치해석

김 태 한* · 권 형 정**

(1996년 6월 10일 접수)

Numerical Simulation of Combustor Afterward Sprayed in Hot Product Stream

T. H. Kim and H. J. Gweon

Key Words : Source Term(생성항), Rection Rate(반응률), Turbulent Combustion(난류연소), Equivalence Ratio(당량비)

Abstract

Combustion of gaseous fuel combustor in a high temperature vitiated air stream was stuided with computer simulation. It is for application to afterburner of gas turbine engine which the exact mechanism is not yet clarified. As the jet velocity from fuel nozzle is very high and the geometry of combustor is three dimensonal complex structure, many time and money are required to have good results. To consider this demerit, it is simplified to 2-dimensional and modified with the nozzle hole area to same area of annual status. As the thickness of annual is too thin, it is to divide with the many grids for reasonable results. Accordingly, new method which injected fuel mass, momentum and energy are added to source terms of each governing conservation equation as a source terms is introduced like as two phase analysis. Reaction rate is determined by taking into account the Arrhenius reaction based on a single step reaction mechanism. It is focused to temperature and product concentration distribution at each equivalence ratio of inlet hot product.

기호설명

ϕ	: 일반 종속변수	m	: 질량분율
u	: 축방향 속도	f	: 복합질량분율
v	: 반경방향 속도	C_p	: 혼합가스의 정압 비열
k	: 난류 운동에너지	S_ϕ	: 생성, 소멸항
ϵ	: 난류 운동에너지의 소산율	S_g	: 연료량에 상당하는 생성항
T	: 온도(K)	V_{fu}	: 연료 분사속도
h	: 혼합가스의 엔탈피	A_{fu}	: 연료노즐의 환형등가면적
μ	: 점성계수	TE_{fu}	: 연료의 난류운동에너지
ρ	: 밀도	ED_{fu}	: 연료의 난류운동에너지의 소산
Γ	: 확산계수	E	: 활성화 에너지
i	: 이론 산소-연료(질량)비	R	: 일반기체상수
		θ	: 분사각
		x	: 축방향 좌표
		r	: 반경방향 좌표

*회원, 동의공업전문대학 자동차과

**회원, 동의공업전문대학 기계설계과

하첨자

- eff : 유효
- l : 층류
- t : 난류
- fu : 연료
- ox : 산소

1. 서론

고온의 배기가스중에 연료를 재분사하여 연소시키는 방법은 제트엔진의 후기연소기(after-burner)와 같은 추력증강의 목적이거나 공업용으로는 폐열을 재이용하여 에너지를 얻는 수단으로 이용되고 있다. 그러나 연소가스는 고온이나 연소에 필요한 산소농도가 낮아 이러한 조건하에서도 양호한 연소상태가 될 것인가는 명확하지 않고, 이에 대한 메카니즘도 규명되어 있지 않다. 후기연소기의 경우, 고온 연소가스와 공기의 혼합, 연료액적의 분사, 증발 및 착화와 보염 등이 함께 존재하는 복잡하고 불규칙한 특성을 갖고 있어 한번에 모든 것을 규명하기는 쉽지 않다. 따라서, 연소 메카니즘이 액체 연료보다 비교적 간단한 기체연료를 대상으로 실험을 하고 차후 액체연료로 확대해 나가는 것이 바람직하다 하겠다.

본 연구는 고온가스의 온도와 산소농도가 화염의 안정성에 미치는 영향에 주목하고 연소의 배기가스를 재이용하는 경우 연소제어에 관한 각종 정보를 얻을 목적으로 우선 수치해석을 통하여 연소기 입구조건, 즉 보조버너의 당량비, 온도, 유속변화로 부터 해석대상의 연소기 후류의 온도와 산소, 연료농도분포를 구하여 차후 실험에 대비한 기초자료로 삼고, 원형의 3차원 연소기를 2차원화하여 사용할 때 고속분사되는 연료의 각 성분을 모두 생성항으로 처리하여 기존방정식의 생성항에 추가시키는 방법으로 수치해석의 편의를 도모하는 기법을 소개한다.

2. 수학모델

2.1 해석모델

해석대상으로 하는 연소기를 Fig. 1에 나타내었다. 길이는 300 mm, 반경 50 mm의 원통의 구조로 고온가스는 연소기의 상류에 위치한 보조버너에서 공급된다. 고온가스 성분은 보조버너의 당량비에 따라 아래 Table과 같고, 연료의 온도는 상온 25 °C기준으로 하였으며 시스템 압력은 대기압(1 atm)으로 하였다.

연료는 분사각 90°로 연료노즐 8 hole-φ1 mm의 직경에서 분사된다. 연료의 분사속도를 50 m/sec의 고속으로 했을 때 이를 2차원적으로 해석하기 위하여 연료노즐의 형상을 환형으로 하였다. 이때

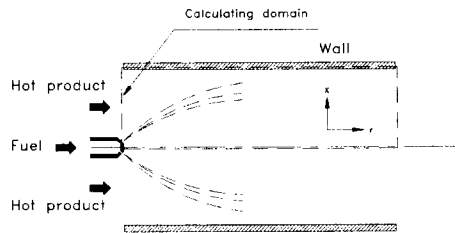


Fig. 1 Flow configuration and calculation domain

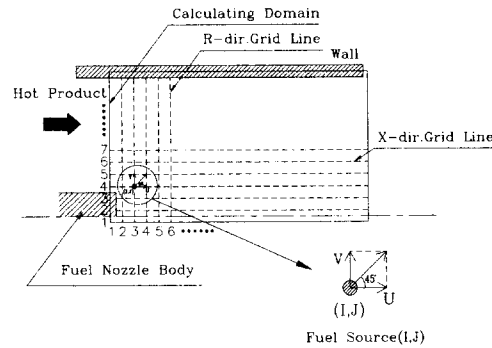


Fig. 2 Grid point location of fuel source

Sub-burner equivalence ratio	Hot product mass fraction at inlet of calculated domain			
	O ₂	CO ₂	H ₂ O	N ₂
0.4	0.136	0.062	0.051	0.751
0.5	0.113	0.078	0.063	0.746
0.6	0.090	0.092	0.076	0.742

환형의 두께가 너무 얇아져 원활한 수치해석을 위해서는 반경방향으로 수많은 격자생성이 불가피하게 되고 계산시간도 많이 걸린다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 분무연소를 해석할 경우와 같은 기법^(1~2)으로 기존의 각 보존방정식에 Fig. 2의 연료분사위치에 연료분사 위치에 해당하는 격자점 (i, j)에 그에 대응하는 생성항 즉, 연료의 질량, 운동량 및 에너지를 기존의 생성항에 추가하는 것으로 하였다.

대류·전도항에 Hybrid Scheme⁽⁵⁾를 사용하였으며, Starpic code를 수정하여 연소반응 모델을 접목하였다. Grid 분포는 연소기 길이 300 mm, 반경 50 mm에 대하여 각각 45, 39개로, 길이와 반경의 Grid ratio는 5.2로 하였다. 계산조건은 Table 1에 나타내었고, 계산순서는 Fig. 3과 같다.

각 종속변수의 보존방정식은 다음과 같은 일반형으로 나타낸다.

$$\frac{\partial}{\partial x}(\bar{\rho} \bar{u} \bar{\phi}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \bar{\rho} \bar{v} \bar{\phi}) - \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \bar{\phi}}{\partial x} \right) - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \Gamma_{\phi} \frac{\partial \bar{\phi}}{\partial r} \right) = S_{\phi} + S_{\phi} \quad (1)$$

여기서, 밀도 비가중평균치는 -, 가중평균치는 ~로 나타내는 Favre⁽³⁾ 평균으로 표시하고, $\bar{\phi}$ 는 일반종속변수로서 구체적인 값과 그에 대응하는 확산계수 Γ_{ϕ} , 기존생성항 S_{ϕ} 와 추가 생성항 S_{ϕ} 는 Table 2에 정리해 놓았다. 종속변수 ϕ 는 x, r방향 속도성분 u, v 그리고 난류운동에너지 k, 그 소산율 ϵ , 복합질량분율 f를 대상으로 하였다.

경계조건은 연료, 공기 유입부는 $\phi = \phi_{const}$ 로 Dirichlet조건을 주었고, 중심축과 출구는 각각 $\frac{\partial \phi}{\partial r} = 0, \frac{\partial \phi}{\partial x} = 0$ 인 Neumann조건을 적용하였다.

난류영역에서 벽에 가까워짐에 따라 속도와 난류점성계수 등은 비선형적 변화를 나타낸다. 따라서, 이 부근의 상세한 분포를 예측하기 위해서는 벽부근에 수많은 격자를 생성하여야 한다. 이러한 문제를 해결하기 위해 Coutte flow의 관계식을 이용한

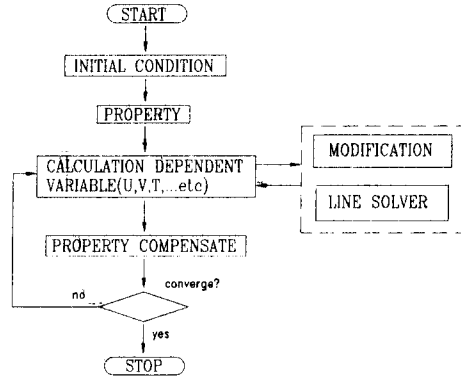


Fig. 3 Calculating flow chart

초위 벽함수(wall function)를 도입하였다.

2.2 유효점성계수

Table 2의 유효점성계수 μ_{eff} 는 층류점성계수 μ_l 과 난류점성계수 μ_t 에서 계산된다. 여기서, μ_l 는 k- ϵ 모델에서 계산되나 완전 난류확산화염에서는 연소에 의한 온도상승결과 층류화 현상이 무시되지 않는다. 그 영향을 고려하기 위하여 Takaki⁽⁴⁾ 등이 제안한 수정 k- ϵ 모델을 참고로 하여 아래 식에 의한 난류점성계수 μ_t 를 구한다.

$$\mu_t = C_D f_1 \bar{\rho} k^2 / \epsilon \quad (2)$$

즉, f_1 은 수정계수로서 난류레이놀드수 R_T 에서 다음 식으로 구해진다.

$$f_1 = 1 - \exp(-R_T/30)^{1.2} \quad (3)$$

$$R_T = \frac{\bar{\rho} k^2}{\epsilon \mu_l} = \frac{1}{C_D f_1} \frac{\mu_t}{\mu_l}$$

2.3 연소반응모델

연료는 메탄(CH₄)을 사용하여 취급하는 기체의 화학종으로는 연료외에 O₂, CO₂, H₂O, N₂를 고려하여 다음의 일단 비가역반응으로 가정하면

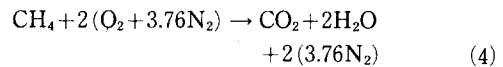


Table 1 Calculation conditions

Case	Equivalence ratio of sub-burner	Hot product velocity	Hot product temp.	Wall temp.
I	0.4	5 m/sec	1000 K	600 K
II	0.5	5 m/sec	1000 K	800 K
III	0.6	5 m/sec	1000 K	800 K

Table 2 The transport coefficients and source terms

ϕ	Γ_ϕ	S_ϕ	S_g
1	0	0	$\rho_{fu} A_{fu, i,j}$
u	μ_{eff}	$-\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + S_u$	$\rho_{fu} A_{fu} V_{fu} \cos^2(\theta/2)_{i,j}$
v	μ_{eff}	$-\frac{\partial \bar{p}}{\partial r} - \frac{2\mu_{eff}\bar{v}}{r^2} + S_v$	$\rho_{ju} A_{fu} V_{fu} \sin^2(\theta/2)_{i,j}$
k	μ_{eff}/σ_k	$G_k - \bar{\rho}\epsilon$	$\rho_{fu} A_{fu} TE_{fu, i,j}$
ϵ	$\mu_{eff}/\sigma_\epsilon$	$\frac{\epsilon}{k}(C_1 G_k - C_2 \rho \epsilon)$	$\rho_{fu} A_{fu} ED_{fu, i,j}$
f	μ_{eff}/σ_f	R_f	$(\rho_{fu} A_{ju}) \cdot (-i\mathbf{f}_{i,j})$
m_{fu}	μ_{eff}/σ_j	R_{fu}	$(\rho_{fu} A_{fu}) \mathbf{f}_{i,j}$
m_N	μ_{eff}/σ_j	R_N	0

Note :

1. Turbulence model constants used are :

$$C_D=0.09, C_1=1.44, C_2=1.92, \sigma_k=0.9, \sigma_\epsilon=1.3, \sigma_f=0.7$$

$$2. S_u = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{eff} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mu_{eff} \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right)$$

$$S_v = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{eff} \frac{\partial \bar{u}}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mu_{eff} \frac{\partial \bar{v}}{\partial r} \right)$$

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

3. i, j : Grid point of fuel nozzle

복합질량분율 f 는 다음 식으로 나타난다.

$$f = m_{ox} - i \cdot m_{fu} \quad (5)$$

여기서, m_{ox} , m_{fu} 는 각각 산소와 연료의 질량분율, i 는 이론 산소-연료(질량)비이다. f 는 보존방정식에 따르며, 생성율이 항상 0으로 되는 편리한 성질을 가지고 있다. 그 외 m_{fu} , m_N 는 연료와 질소의 질량분율에 대한 보존방정식으로 부터 각각 구해진다. 따라서, m_{ox} 는 식 (5)를 이용하여

$$m_{ox} = f + i \cdot m_{ju} \quad (6)$$

생성물 m_{CO_2} , m_{H_2O} 는 각각

$$m_{CO_2} = WCO_2 / (WCO_2 + WH_2O) \cdot \{1 - m_{fu} - m_{ox} - m_N\} \quad (7)$$

$$m_{H_2O} = WH_2O / (WCO_2 + WH_2O) \cdot \{1 - m_{fu} - m_{ox} - m_N\} \quad (8)$$

로 된다. 여기서, WCO_2 , WH_2O 는 CO_2 , H_2O 의 분자량이다.

연료(m_{fu})의 생성항은 Arrhenius의 반응속도식을 사용하였다.

$$R_{fu} = -f' p^2 m_{fu} m_{ox} \exp(-E/RT) \quad (9)$$

여기서, f' 는 빈도계수로서 0.5로 하였고, 활성화 에너지 $E/R=20,000$ 로 하였다. 복합질량분율과 질소의 질량분율은 연소의 전후에서 변화하지 않기 때문에

$$R_f = 0, R_N = 0$$

3. 계산결과 및 검토

Fig. 4는 연소기 입구의 고온기류의 초기값을 1000 K로 일정하다고 가정하였을 때 연소시와 비연소시의 축방향속도분포를 나타낸다. 보조버너의 당량비가 각각 0.4, 0.5, 0.6로 서로 다른 경우이다. 차후 당량비가 0.4인 화염을 I, 0.5인 화염을 II, 0.6인 화염을 III으로 정의하기로 한다.

각 당량비에 대하여 각각 그림 아래 부분의 속도가 일정하게 나타나는 부분이 비연소시이고 중앙부의 구배가 심한 위의 것이 연소시의 분포도이다. 당량비가 낮을수록 속도가 조금 빨리 나타날 뿐 그다지 큰 변화는 보이지 않고 있다.

Fig. 5는 각 단면별 온도분포를 나타낸다. 전반적인 온도분포는 I일 때 최대 2500 K로 가장 높

게 나타나고, III 일 때 최대 1800 K으로 가장 낮게 나타난다. 당량비가 커짐에 따라 연소기 중앙부, 즉 연소기 형상의 중심과 연소기 벽의 중간지점에

는 온도구배가 비교적 완만한 반면 I 일 때 중앙부의 온도구배가 급하고, $x=50$ mm 단면의 상류부에서 부터 온도장이 발달해 있음을 알 수 있다. 당

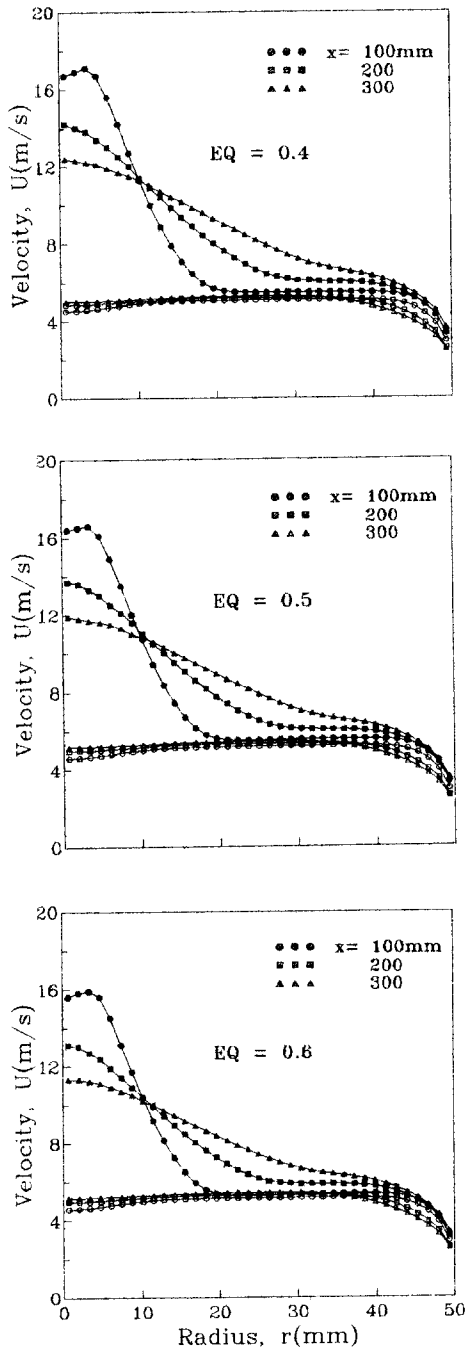


Fig. 4 Axial velocity distribution for each equivalence ratio (under : non-flame, upper : flame)

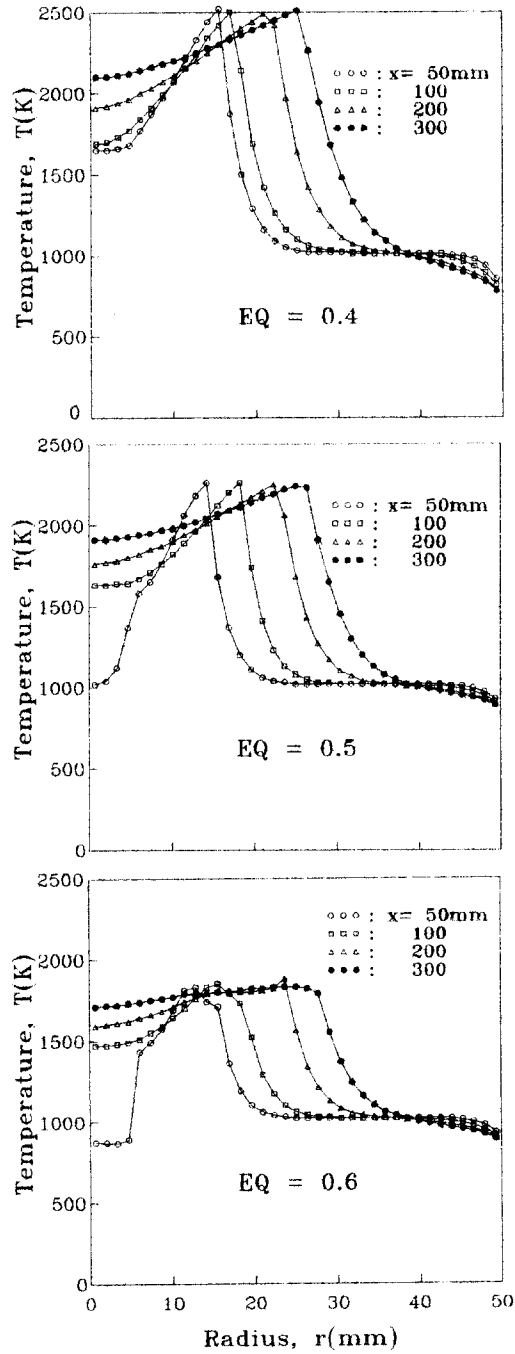


Fig. 5 Temperature distribution for each equivalence ratio

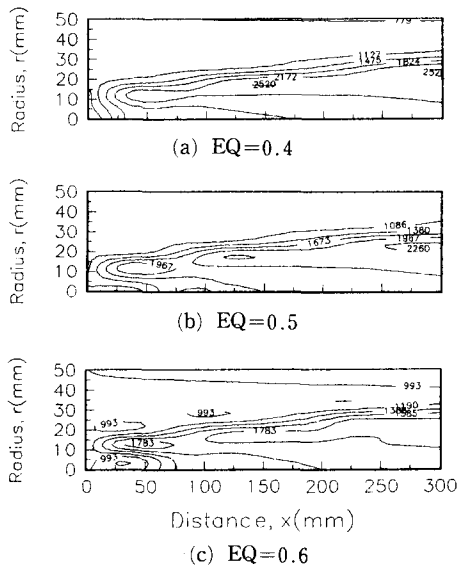


Fig. 6 Temperature contour for each equivalence ratio

량비와 가스온도는 연소장을 지배하는 주요 인자로 I로 낮은 경우에는 보조버너에서 유입되는 고온기류중에 포함된 산소농도가 상대적으로 높아 분사되는 연료와 연소반응의 빈도가 높은 반면, III인 경우 산소농도가 낮아 연료의 상당량이 산소와 반응하지 못하고 잔존해 있는 연료과잉현상과 상대적으로 산소부족 현상이 나타나서 당량비가 낮은 I, II의 경우보다 온도장이 발달하지 못하고 있는데, 이는 고온기류에 함유된 산소농도의 부족과 깊은 연관을 갖고 있음을 알 수 있다.

Fig. 6은 등온도분포를 보여준다. Fig. 5의 단면별 온도분포에서와 같이 3가지 조건중 유입되는 고온기류의 산소농도가 높은 I에서 1700 K이상의 고온영역 범위가 넓게 나타나고, II와 III과 비교하면 200~400 K의 온도차를 보이고 있다. 이는 당량비에 따른 고온기류의 산소량 차이에 해당하는 연료와 반응하지 못한 것에 기인한다. 또한, 비교적 산소농도가 높은 I에서는 연소기 $x=50$ mm

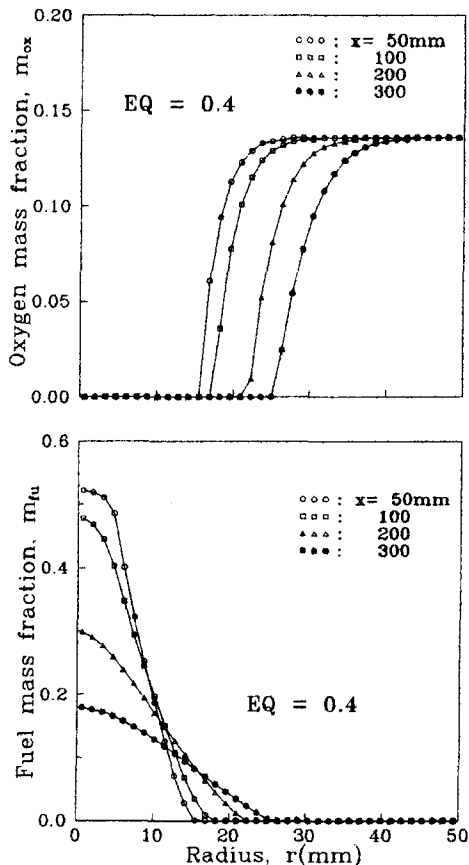


Fig. 7 Mass fraction of fuel and oxygen(EQ=0.4)

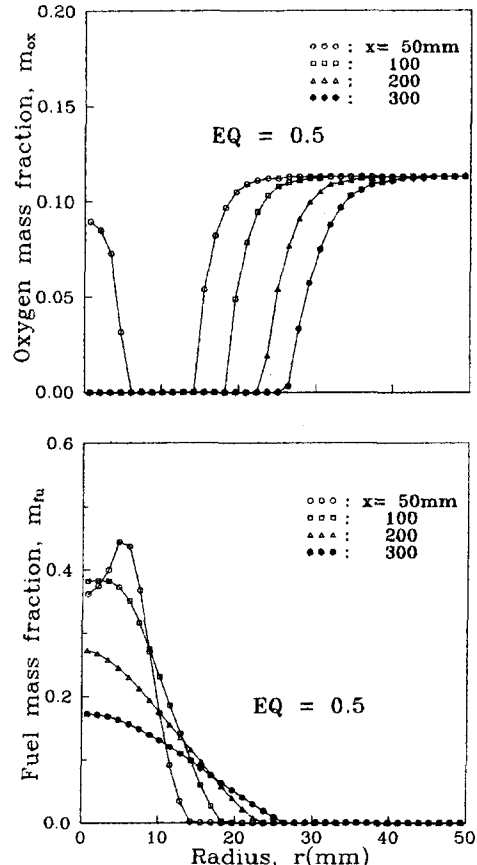


Fig. 8 Mass fraction of fuel and oxygen(EQ=0.5)

상류부부터 온도장이 발달해 있는 반면 Ⅲ인 경우 상대적으로 $x=100$ mm에서부터 온도장이 발달함을 알 수 있다.

Fig. 7은 I의 연료와 산소의 질량분율을 나타내고 있다. 연료의 질량분율은 연소기 중앙부에서 높고, $r=25$ mm 이후 벽쪽으로는 나타나지 않아 연료가 분포한 영역에 산소가 존재하지 않는 것과 대조를 이루고, 연료와 산소가 공존하는 반응역이 $r=15\sim 25$ mm로 나타난다. Fig. 5의 단면별 온도분포를 참조하면 두 질량분율의 급구배인 $r=15\sim 25$ mm 지점에서는 메탄(CH_4)의 단열온도 2500 K까지 상승했다가 급하강 곡선을 그리고 있다. 만약, 복사열에 의한 손실 등을 고려한다면 200~300 K 낮은 온도분포가 예상된다. 또한, 하류로 감에 따라 산소의 경계층(급구배)이 벽쪽으로 약간씩 이동하고 있는 데, 이는 Fig. 6의 등온도분포에서 1700 K 선과 일치하고 있다.

Fig. 8과 Fig. 9는 Ⅱ와 Ⅲ의 연료와 산소의 질량

분율을 나타낸다. I인 경우보다 연료의 질량분율은 연소기 중앙쪽으로 약간 확산되어 있으나 산소의 질량분율은 산소농도가 0인 영역이 줄어서 중앙부에서는 연료과잉 현상으로 $x=50$ mm 단면의 상류에는 연료가 많음에도 불구하고 산소가 존재하는 현상이 나타나는 데 이는 연료의 확산이 원활하지 못한 것에 기인하고 Fig. 5의 온도분포에서 나타난 상류부의 온도가 낮은 것과 유사하게 나타난다.

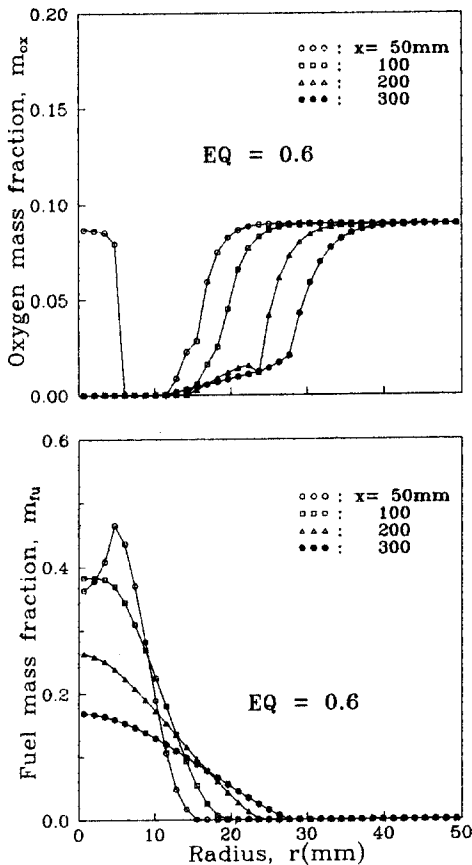


Fig. 9 Mass fraction of fuel and oxygen(EQ=0.6)

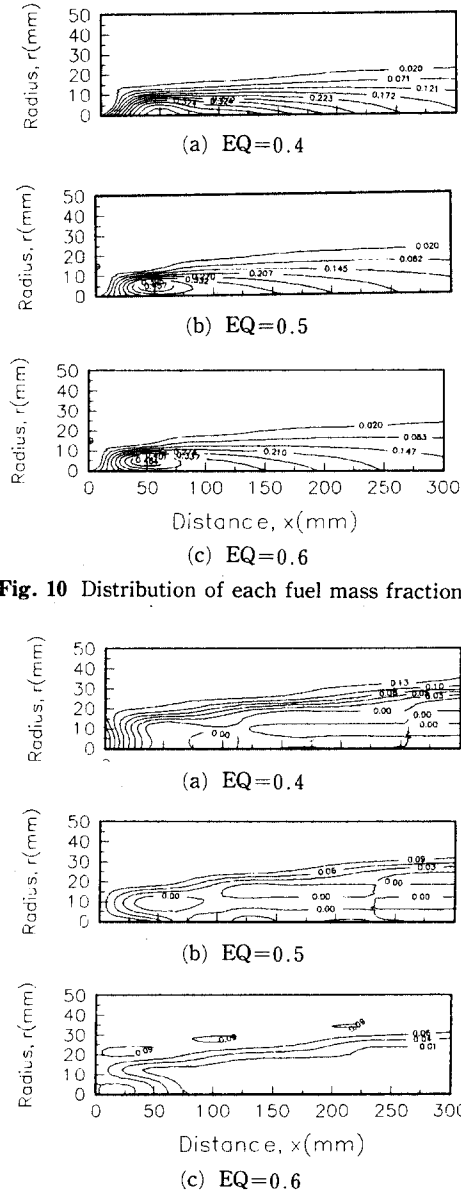


Fig. 10 Distribution of each fuel mass fraction

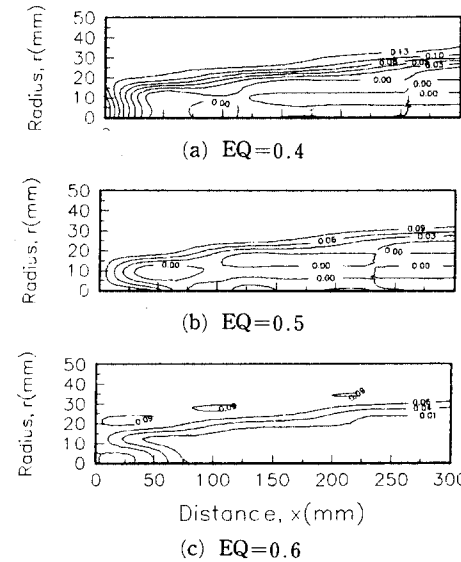


Fig. 11 Distribution of each oxygen mass fraction

Fig. 10과 Fig. 11은 세 조건의 각각 등연료와 등 산소질량분포도이다. 연료와 산소는 Fig. 9~Fig. 11에서 고찰한 것과 같이 서로 대조적으로 나타나고, 당량비에 따라 분포값을 약간씩 달리하고 있을 뿐 별다른 차이는 보이지 않는다. 연료는 분사노즐에서 고속으로 분사되는 것을 감안한다면 좀더 연소기 벽쪽으로 연료가 확산해 가고, 이에 따라 온도분포도 연소기 상류부의 벽쪽 가까이에서 온도가 높아질 것으로 예상할 수 있으나 수치해석 방법을 단순화시킴에 따라 연료량에 해당하는 소-스함으로 대치함으로써 확산항보다 대류항에 지배되어 계산이 이루어지고 있음을 알 수있고 차후 이에 대한 보완이 요구된다.

이제까지 당량비 변화에 따른 차이를 고찰하였는데, 당량비가 0.3인 경우에는 고온기류의 온도를 1000 K으로 유지시키기가 곤란하여 현실성이 없다고 판단하였고, 0.7인 경우는 산소농도가 극히 낮아 온도가 상대적으로 낮아져 비효율적으로 고려 대상에서 제외하였다.

세 조건에 한정시켜서 보면 I인 경우 온도가 높아 그 온도에 견딜수 있는 내열성의 금속재질이 요구되고 III은 연소온도가 낮고 보조버너의 당량비가 높은 관계로 고온기류를 만드는 데 더 많은 비용이 들 것이다. 따라서 세 조건중 II가 적절하다고 여겨지며 이에 대한 보완 작업이 이루어져야 할 것이다.

4. 결 론

(1) 당량비와 배기가스온도는 연소장을 지배하는 주요인자로 기류중에 포함된 산소농도에 따라 연소장의 온도가 크게 좌우됨을 알 수있다.

(2) 당량비가 낮은 I의 경우 국부적인 온도분포가 높았고, III의 경우에 온도분포가 낮고 산소부족 현상이 두드러지게 나타났다. 따라서 II의 경우가 적절할 것으로 여겨지고 이에 대한 추가 보완해석이 요구된다.

(3) 연료가 고속으로 분사되는 것을 수치해석상 편의를 위해 생성항으로 대체하였으나 지배방정식

이 대류항에 주로 좌우되는 관계로 온도와 속도분포 등이 한 쪽으로 편중되는 현상이 나타나는 데 이에 대한 보완이 요구된다.

(4) 실제 연소기에는 보염기가 설치되므로 이에 대한 고려가 선행되어야 하며, 차후 실험을 통하여 수치해석치와 비교할 예정이다.

참고문헌

- (1) Crowe, C. T., Sharma, M. P. and Stock, D. E., 1977, "The Particle-Source-In-Cell (PSI-CELL) Model for Gas-Droplet Flows," *Trans. of ASME*, pp. 325~332.
- (2) Crowe, C. T., 1978, "A Numerical Model for the Gas-Droplet Flow Field near an Atomizer," *ICLAS*, pp. 377~383.
- (3) Favre, A., 1969, *Mechanics*, Soc. Indust. Appl. p. 231.
- (4) 高城 敏美, 古藤 悟, 1982, "亂流擴散火災における流れと燃焼の豫測," 日本機械學會論文(B編), 48卷, 436號, pp. 2609~2617.
- (5) Patankar, S. V., 1980, *Numerial Heat Transfer and Fluid Flow*, McGraw Hill.
- (6) Lilley, D. G. and Rhode, D. L., 1982, "A Computer Code for Swirling Turbulent Axisymmetric Recirculating Flows in Practical Isothermal Combustor Geometries," *NASA Contractor Report* 3442.
- (7) Magussen, B. F. and Hjertager, B. H., 1970, "On Mathematical Modelling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion," *16th Symp. (Int.) on Combustion*, pp. 719~728.
- (8) Banhawy, Y. El and Whitelaw, J. H., 1977, "Calculation of the Properties of a Confined Kerosene-Spray Flame," *AIAA Journal*, Vol. 18, No. 12, pp. 1503~1510, 1980, Vol. 15, No. 8, pp. 1063~1078.