

스월이 정적연소실의 난류연소에 미치는 영향에 관한 수치해석

A Numerical Study on the Effects of Swirl on Turbulent
Combustion in a Constant Volume Bomb정 진 은,* 김 응 서**
J. E. Chung, E. S. Kim

ABSTRACT

A multidimensional numerical simulation of turbulent combustion in a constant volume bomb is implemented to clarify the effects of swirl on combustion. This simulation includes the ICED - ALE numerical technique, the skew - upwind differencing scheme, the modified $k - \epsilon$ turbulence model, and the combustion model of the Arrhenius type and the turbulence - mixing - control type. The calculations of the turbulent combustion with swirl are carried out. It shows that the results agree with the measurements allowably. Therefore, the effects of swirl on tubulent combustion are examined through the parametric study of swirl.

기 호 설 명

<로마문자>	D : 확산계수 ($= \nu_t / Sc_t$)
a, b, A : Arrhenius 형 모델에 사용되는 상수	E_n : Arrhenius 형 모델의 활성화에너지
a_{lr}, b_{lr} : r번째 반응에서 l 화학종의 stoichiometric 상수	g_j : j 방향의 중력가속도
A_M, B_M : 난류혼합형 모델에서 사용되는 상수	k : 난류운동에너지
C : 화학종의 농도	K : 열전도율 ($= \mu_t C_p / Pr_t$)
C_1, C_2, C_μ : $k - \epsilon$ 모델에서 사용되는 상수	P : 압력
C_v : 정적비열	\dot{Q}_c : 열발생율
$C_{v,l}$: 화학종 l 의 정적비열	R_x : 일반기체상수
	T : 온도(K)
	t : 시간
	u_j : j 방향의 속도

* 정희원, 서울대학교 대학원 기계공학과

** 정희원, 서울대학교 기계공학과

W_l : 화학종 l 의 분자량

x_j : j 방향의 좌표

<회답문자>

ϵ : 난류운동에너지 소산율

λ : 2차 점성계수

μ : 점성계수

μ_t : 난류점성계수

ρ : 밀도

ρ_l : 화학종 l 의 밀도

$\sigma_k, \sigma_\epsilon$: $k-\epsilon$ 모델에서 사용되는 상수

τ : 온도의 변동성분

$\dot{\omega}_f$: 연료의 반응율

$\dot{\omega}_r$: r 번째 반응의 반응율

<상첨자>

$-$: 시간평균값

' : 변동성분

\cdot : 시간분율

<하첨자>

b : 역반응

f : 정반응 또는 연료

i : 초기조건

i, j, k : 텐서의 성분

l : 화학종

r : 화학반응

t : 난류

1. 서론

내연기관을 포함한 연소시스템에서 고효율과 저공해불질을 동시에 추구하는 설계자에게 연소 현상에 대한 상세한 이해는 필수적이다. 이를 위하여 기존에는 많은 실험을 수행하였다. 그러나 최근 컴퓨터 하드웨어가 급속히 발달하고, 효율적인 수학적 모델이 개발되므로 수치해석이 새로운 해석도구로 각광을 받고 있다. 특히 다차원 수치해석은 근본적으로 진정한 의미의 예측 수단이 될 수 있다는 관점에서 무한한 잠재력을 가지고 있다. 그러므로 이에 대한 많은 연구가 수행되었으며 초기의 연구에 대하여 참고문헌 [1]에서 상세히 설명하고 있다. 이들은 난류전달에 대하여 상수 난류 점성모델, 화학반응에 대하여 일단계 비가

역 Arrhenius 모델을 사용하고 있다. 다음 단계로, Grraso 등²⁾은 난류운동에 대하여 $k-\epsilon$ 모델을, 그리고 난류연소에 대하여 난류의 감쇠과정을 고려한 일단계 난류혼합 모델을 사용하였다. 그러나 난류혼합 모델은 자발화, 공해물질 생성과정, 심화한계 등을 예측할 수 없는 것으로 평가되었다. 궁극적으로 이러한 난류혼합 모델은 화학반응 정보를 보완하여야 한다는 관점에서, 난류혼합 형태와 Arrhenius 형태의 혼합형 연소모델이 Spalding³⁾에 의하여 제안되었으며, 계속하여 많은 연구^{4,5)}가 수행되었다.

회박연소 시스템에서 열효율을 증가시키고 사이클 변동을 감소시키기 위하여 급격 연소 (fast burning)의 개념이 재등장하였다. 이러한 급격연소를 창출하는 방법의 하나인 스월 (swirl)은 생성이 간단하고 제어가 용이하다. 여러 연구^{6,7)}를 통하여 스월이 연소율을 증가시키는 것이 밝혀졌다. 한편, 일반적인 자동차 기관의 상사점 근처에서 일어나는 연소현상의 특성을 잘 나타내도록 설계된 정적연소실 (constant volume bomb)에서의 연구는 기관연구에 도움이 된다. 그러므로 정적연소실에서 스월이 난류연소에 미치는 영향에 관한 연구는 기관 설계자에게 유용한 정보가 될 수 있다.

본 연구에서는 CONCHAS-SPRAY코드⁸⁾를 근간으로 하고 수치해석의 정확도, 안정성과 경제성을 동시에 만족시키는, 난류연소에 대한 다차원 수치해석 프로그램을 개발하였다. 여기에는 Arrhenius와 난류혼합의 연소모델, 수정된 $k-\epsilon$ 난류모델⁹⁾, skew-upwind 차분방법¹⁰⁾과 ICED-ALE¹¹⁾ 수치해법이 포함된다. 다음, 스월이 있는 정적연소실의 수치해석을 수행하고 Dyer¹²⁾의 실험결과와 비교하였다. 결론적으로 난류연소의 다차원 수치해석에 효율적인 수치모델을 제시하고, 정적연소실에서 스월이 연소에 미치는 영향을 파악하였다.

2. 수치해석

2.1 지배방정식

축대칭 실린더에서 화학반응을 동반하는 비정상, 압축성, 난류 유동에 대한 지배 방정식은 각 화학종과 전체 유체의 질량보존식, 운동량보존식, 에너지보존식과 이상기체의 상태방정식으로 구성된다. 이들을 텐서 형태로 표현하면 다음과 같다.

화학종 l 의 질량보존식 :

$$\frac{\partial \bar{\rho}_l}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_k} (\bar{\rho}_l \bar{u}_k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\bar{\rho} D \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\bar{\rho}_l}{\bar{\rho}} \right) \right) + \dot{\rho}_l^c \quad (1)$$

여기서,

$$\bar{\rho} = \sum_l \bar{\rho}_l, \quad \dot{\rho}_l^c = W_l \sum_r (b_{lr} - a_{lr}) \dot{\omega}_r \quad (2)$$

이때 $\dot{\rho}_l^c$ 은 화학반응으로 인한 화학종 l 의 밀도 변화율이고, $\dot{\omega}_r$ 은 r 반응의 반응율이다. 전체 유체의 질량보존식 :

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_k} (\bar{\rho} \bar{u}_k) = 0 \quad (3)$$

운동량보존식 :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\bar{\rho} \bar{u}_j) + \frac{\partial}{\partial x_k} (\bar{\rho} \bar{u}_k \bar{u}_j) = & - \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_j} \\ & + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left\{ \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_j} \right) \right. \\ & \left. - \bar{\rho} \bar{u}_j' \bar{u}_i' \right\} + \rho g_j \end{aligned} \quad (4)$$

에너지보존식 :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\bar{\rho} C_v \bar{T}) + \frac{\partial}{\partial x_k} (\bar{\rho} \bar{u}_k C_v \bar{T}) = & - \bar{P} \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} \\ & + \left\{ \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \lambda \left(\frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} \right)^2 \right. \\ & \left. - \frac{\partial}{\partial x_j} (C_v \bar{\rho} \bar{u}_j' \bar{T}) \right\} \\ & + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ K \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} + \bar{\rho} D \bar{h}_l \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\bar{\rho}_l}{\bar{\rho}} \right) \right\} + \dot{Q}_c \end{aligned} \quad (5)$$

여기서,

$$\dot{Q}_c = \sum_r q_r \dot{\omega}_r \quad (6)$$

이때 \dot{Q}_c 은 열방출율이고, q_r 은 r 반응의 반응열이다.

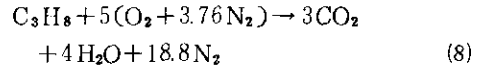
이상기체의 상태방정식 :

$$P = R_g T \sum_l (\bar{\rho}_l / W_l) \quad (7)$$

이러한 지배방정식은 $\dot{\rho}_l^c$ 와 \dot{Q}_c 를 구하기 위하여 화학반응식과 연소모델을, 그리고 레이놀즈응력 $-\bar{\rho} \bar{u}_j' \bar{u}_i'$ 과 난류 열유속 $-\bar{\rho} \bar{u}_j' \bar{T}$ 을 구하기 위하여 난류모델을 도입함으로써 완결된다.

2.2 화학반응식

연소과정을 해석하기 위하여 프로판(C_3H_8)의 일단계 산화반응, NO생성에 대한 3개의 화학반응식, 그리고 6개의 평형반응식으로 구성된 다음과 같은 연소 메카니즘을 고려한다.



이들을 일반적 형태로 표시하면 다음과 같다.

$$\sum_r a_{lr} x_l \rightleftharpoons \sum_r b_{lr} x_l \quad (18)$$

이때 r 이, 프로판의 산화반응이면 반응을 $\dot{\omega}_r$ 은 연소모델로부터 구해지고, NO 생성에 관한 화학반응식이면 반응율은 다음 식에 의하여 계산된다.⁸⁾

$$\dot{\omega}_r = k_{fr} \prod_l \left(\frac{\rho_l}{W_l} \right)^{a_{lr}} - k_{br} \prod_l \left(\frac{\rho_l}{W_l} \right)^{b_{lr}} \quad (19)$$

여기서, k_{fr} 과 k_{br} 은 정반응 및 역반응 상수이다.

한편, r 이 평형반응이라면 반응율은 다음과 같은 구속조건에 의하여 의하이 결정된다.

$$\prod_i \left(\frac{\rho_i}{W_i} \right)^{\beta_{ir} - a_{ir}} = K_c^r(T) \quad (20)$$

여기서, K_c^r 은 평형상수이다.

다음에 구해진 반응율 $\dot{\omega}_r$ 을 사용하여 식(1)의 $\dot{\rho}_i^r$ 와 식(5)의 \dot{Q}_c 를 계산한다.

2.3 난류 모델

실린더 내의 압축성 난류유동을 고려하기 위하여 El Tahry⁹⁾가 제안한 수정된 $k-\epsilon$ 난류 모델을 도입한다. 여기에서 레이놀즈 응력과 난류 열유속은 속도와 온도의 구배만으로 표시된다. 그리고, 난류점성계수는 난류운동에너지 k 와 에너지 소산율 ϵ 으로 표현된다. 이들은 다음과 같은 전달방정식으로부터 구해진다.

$$\frac{\partial(\bar{\rho}k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}u_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P - \bar{\rho}\epsilon \quad (21)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}\epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}u_j \epsilon) = & -C_1 P \frac{\epsilon}{k} \\ & -C_2 \bar{\rho} \frac{\epsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) \\ & - \frac{1}{3} \bar{\rho} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} + \frac{\epsilon}{\nu} \frac{\partial \bar{\mu}}{\partial t} \end{aligned} \quad (22)$$

여기서, P 는 난류운동에너지의 생성항이며 다음과 같이 모델링하고,

$$P = -\bar{\rho} \bar{u}_i' \bar{u}_j' \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \quad (23)$$

상수는 Table 1의 표준 $k-\epsilon$ 모델의 상수를 사용한다.

실린더내의 압축성 난류유동을 $k-\epsilon$ 모델로 해석하는 것에 대하여 여러가지 문제점이 제기되고 있으나 실용적인 관점에서 많이 사용되고 있다. 일반적으로 $k-\epsilon$ 모델로 압축성 유동을 해석하기 위하여 새로운 상수를 도입하고 있으나 이에 대한 정확한 값이 제시되지 않

고 있다. 여기서 사용된 난류 모델은 이러한 상수를 도입하지 않는다. 그리고 새로운 상수에 대한 현재까지의 연구 결과 $-1/3$ 근처의 값이 확실하다는 Gosman¹³⁾의 견해와 일치한다.

Table 1 The value of the constants in the standard $k-\epsilon$ model

C_μ	C_1	C_2	σ_k	σ_ϵ
0.09	1.44	1.92	1.00	1.30

2.4 연소 모델

연료 산화반응의 반응율을 결정하기 위하여 연소모델을 사용한다. 실린더내 연소의 화학적, 물리적 특성을 고려하여 다음과 같은 Arrhenius 형태와 난류혼합 형태의 결합형 연소모델을 사용한다.

$$\dot{\omega}_f = \frac{\dot{\omega}_{fA} \dot{\omega}_{fM}}{\dot{\omega}_{fA} + \dot{\omega}_{fM}} \quad (24)$$

여기서,

$$\dot{\omega}_{fA} = A \exp(-E_a/RT) (C_f)^a (Co_2)^b \quad (25)$$

$$\dot{\omega}_{fM} = A_M(\epsilon/k) \min \left\{ \frac{\rho_f}{W_f}, \frac{\rho O_2}{W_{O_2} r_f} \right\} \quad (26)$$

Arrhenius 모델의 반응율 $\dot{\omega}_{fA}$ 에 대한 상수 A , E_a , a , b 는 종류화염속도에 근거한 Table 2¹⁴⁾를 사용한다. 난류혼합 모델의 반응율 $\dot{\omega}_{fM}$ 에 대한 상수 A_M 은 유동의 형태, 연소실의 기하학적 형상 등에 관련되는 값으로, 이것에 대한 일반적인 값이 제시되지 않으므로 실험적으로 비교적 용이하게 얻을 수 있는 압력선도를 이용하여 이 값을 결정한다.

Table 2 One-step reaction rate

Fuel	A	E_a	a	b
C_3H_8	8.6×10^{11}	30.0	0.1	1.65

2.5 차분 방법

대류항에 대한 차분방법은 수치해석의 정확

도와 안정성에 직접 관계되므로 중요하다. 이러한 관점에서 Raithby¹⁰⁾가 제안한 skew-upwind 차분방법을 선정한다. 이 방법은 Leschnizer¹⁵⁾, Leschnizer와 Rodi¹⁶⁾ 등에 의하여 여러가지 유동에 대하여 적용되었으며, 일반적으로 사용되는 upwind 차분방법에 비하여 정확한 결과를 보였다.

3. 계산조건

Dyer¹²⁾의 실험에 사용된 디스크 형태의 연소실 제원을 Fig.1에서 보여준다. 수치적 점화를 위하여 반경 1.33mm와 높이 1.45mm의 3개의 점화셀에 40mJ의 점화에너지를 50μs 동안 방전한다. Fig.2는 대칭 계산영역에서 격자수 30×20와 점화셀의 위치를 보여준다.

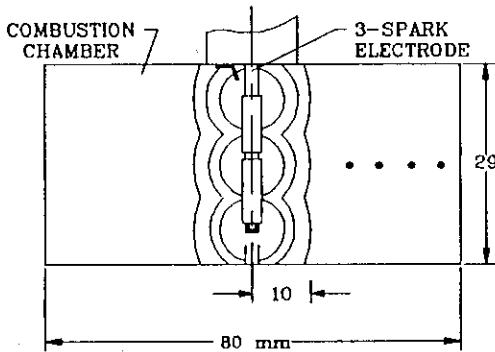


Fig.1 A cross-section of combustion chamber of Dyer¹²⁾

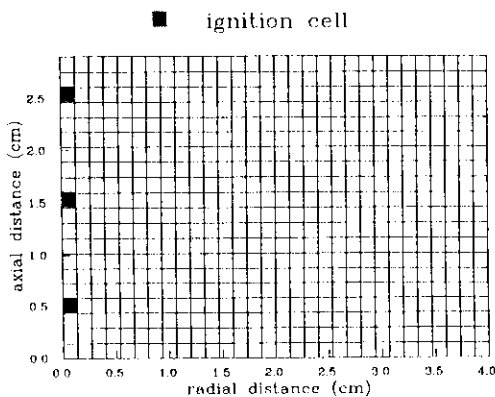


Fig.2 Computational grid and ignition cells in the bomb

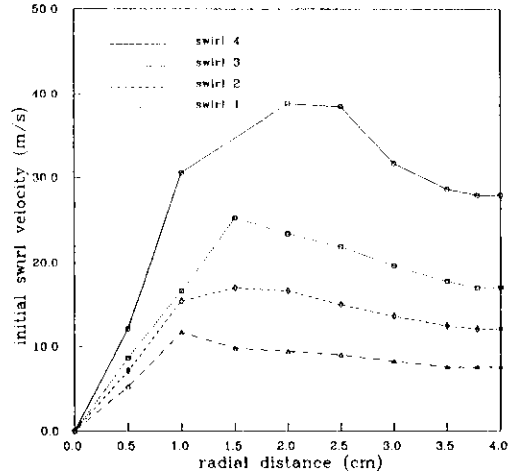


Fig.3 Initial swirl velocity of four different swirl intensities

Table 3 Initial values of four different swirl intensities¹²⁾

Swirl intensity	T _{ini} (K)	P _{ini} (bar)	Equivalence ratio (φ)	Fuel
Swirl 1	432	8.97	0.96	propane
Swirl 2	440	9.12	0.96	propane
Swirl 3	447	9.27	0.96	propane
Swirl 4	457	9.47	0.96	propane

3.1 초기 조건

4개의 스월강도에 대한 초기 스월속도, 온도, 압력, 당량비와 연료를 Fig.3과 Table 3에서 보여준다. 4개의 스월강도에 대한 초기 난류운동에너지 k_i 는 Dyer¹²⁾의 실험자료에 근거하여 $1.5 \times 10^4 \text{ cm}^2/\text{s}^2$ 으로 가정하였으며, 초기 에너지 소산율은 다음과 같이 정의된다.¹⁷⁾

$$\varepsilon_i = 0.4(k_i)^{3/2}/l$$

이 때 l 은 벽까지의 거리이다. 그리고 상수 A_M 은 Dyer¹²⁾의 측정된 압력선도와의 비교를 통하여 결정된 30을 사용한다.

3.2 경계 조건

벽 근처에서의 속도, 온도, 난류운동에너지와 에너지소산율에 대하여 난류 벽함수를 사

용한다. 그리고, 난류 Prandtl 수와 난류 Schmidt 수는 각각 0.9와 1.0으로 가정한다.

4. 결과 및 토론

상기의 계산조건을 사용하여 스월이 있는 정적연소실에서 점화 후 15ms 까지 계산을 수행한다. 계산결과와 타당성을 입증하기 위하여 Dyer¹²⁾의 실험결과를 인용한다.

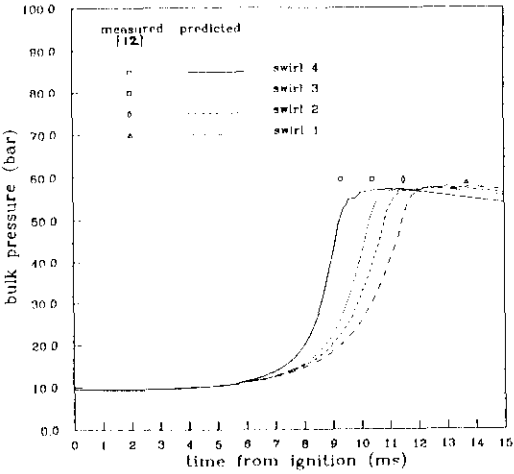


Fig. 4 Effect of swirl intensity on bulk pressure in the bomb

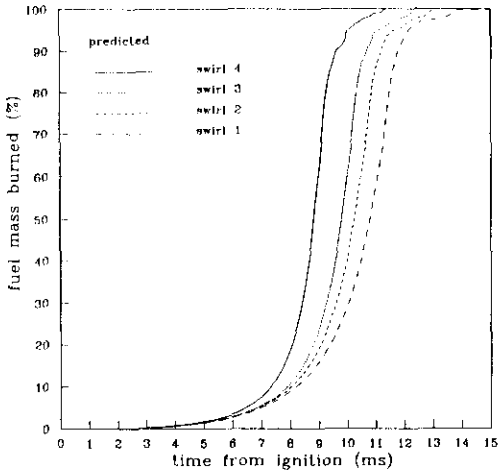


Fig. 5 Effect of swirl intensity on fuel mass burned in the bomb

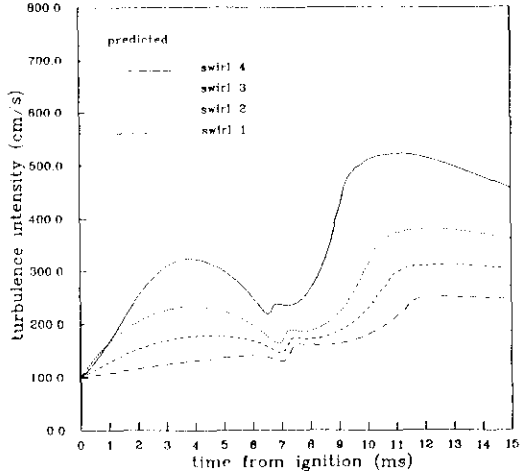


Fig. 6 Effect of swirl intensity on turbulence intensity at $r = 20\text{mm}$, $z = 14.5\text{mm}$

Fig. 4는 4가지의 스월강도에 대하여 연소실의 평균 압력선도를, 실험에서 측정된 최대 압력과 함께 보여준다. 예상한 대로, 강한 스월강도를 갖는 유동의 최대압력이 빨리 나타난다. 이것은 스월강도의 증가가 벽진단 효과에 의하여 난류운동에너지의 증가를 야기하고, 다시 연소율을 증가시키기 때문이다. 난류연소에서 스월의 영향에 대한 이러한 해석은 Fig. 5와 Fig. 6를 동시에 살펴보면 분명히 밝혀진다. Fig. 5는 연료의 질량분율을 시간의 함수로 보여준다. 그리고 이것을 이용하여 연소율을 구할 수 있고, 이때 높은 스월강도를 갖는 유동이 빠른 연소율을 나타낸다. Fig. 6은 계산영역의 특정위치, $r = 20\text{mm}$ 와 $z = 14.5\text{mm}$ 에서의 난류운동에너지를 보여준다. 여기에서 난류에너지는 시간이 지남에 따라 증가하였다가 감소하며, 어떤 극소점을 지난 후 다시 증가하는 경향을 보인다. 이러한 현상은 스월강도가 커짐에 따라 더욱 뚜렷이 나타난다. 연소 초반에 중심축에서 생성된 화염의 영향과 초기스월속도로 인하여 측정점 근처의 유동속도가 증가하기 때문에 난류에너지가 증가한다. 그러나 화염이 특정위치에 가까이 오면 따라, 미연상태인 특정위치의 혼합기가 압축되므로 이곳의 유동속도가 감소하고, 이로 인하여 난류에너지의 생성은 감소한다. 또한 이

때 벽면에서의 난류에너지 소산이 특정위치에 영향을 미치므로 이곳의 난류에너지는 감소한다. 그리고 화염면이 특정위치를 지나감에 따라, 온도상승으로 인한 가스팽창에 의하여 유동속도가 급격히 증가하므로 난류에너지가 급격히 증가함을 보인다. 시간이 경과함에 따라 난류에너지 생성보다 소산이 더 커지므로 난류운동에너지는 다시 감소한다. 이러한 경향은, 유동이 스윙속도에 의하여 지배되므로 스윙강도가 커짐에 따라 더욱 뚜렷이 나타난다. 그리고 높은 스윙강도를 갖는 유동의 난류운동에너지는 낮은 스윙강도의 경우에 비하여 항상 크다. 이러한 경향은 Fig. 5에 나타난 연소율의 경향과 동일하다. 연료의 질량분율을 이용하여 계산된 점화지연기간과 연소기간을 Table 4에서 보여준다. 여기서 점화지연기간과 연소기간은 0~10%와 10~90%의 연료가 연소되는데 소요되는 시간으로 정의된다. 이들은 연소특성을 나타내는 중요한 인자로 알려져 있다. 스윙강도가 증가함에 따라, 이들 모두 감소한다. 이때 점화지연기간은 실험치와 비교할 때 과대평가되며, 연소기간은 과소평가된다. 이러한 오차는 계산할 때의 초기조건이 실험상의 초기조건과 동일하지 못함에 기인한다. 계산에서는 자료의 부족함으로 4가지 스윙강도의 초기 난류에너지값이 동일한 것으로 가정하였고, 대칭축 방향의 초기 스윙속도 변화를 고려하지 못하였다. 오차에 대한 또 다른 요인으로 사용된 연소모델의 한계성을 지적할 수 있다. 사용된 연소모델은, 점화 플러그의 역할을 정확히 서술할 수 없으며 스윙이 있는 난류연소를 묘사하는 데 부족함이 있을 것으로 사료된다.

Fig. 7은 정적연소실에서 스윙 3에 대한 등온선을 각 시간에 대하여 보여준다. 각 그림에서 등온선의 간격은 300K이며, 최대온도와 최소온도는 각각 600K와 2,700K이다. Fig. 7(e)~(f)에서는 벽 근처의 온도가 중심부의 온도보다 높은 온도의 역전현상이 화염 후방부에 나타난다. 유동장의 해석으로부터 이러한 현상이, 고온의 가스가 벽으로 이동하는 특이한 유동 때문에 발생하는 것으로 밝혀졌다.

Table 4 Comparison of predicted and measured ignition delay and combustion duration for 4 different swirl intensities

swirl intensity	Ignition delay (ms)		Combustion duration (ms)	
	Predicted	Measured [12]	Predicted	Measured [12]
Swirl 1	8.2	7.1	3.6	5.4
Swirl 2	8.0	6.2	3.2	4.4
Swirl 3	7.9	5.5	2.8	4.0
Swirl 4	7.3	4.8	2.3	3.7

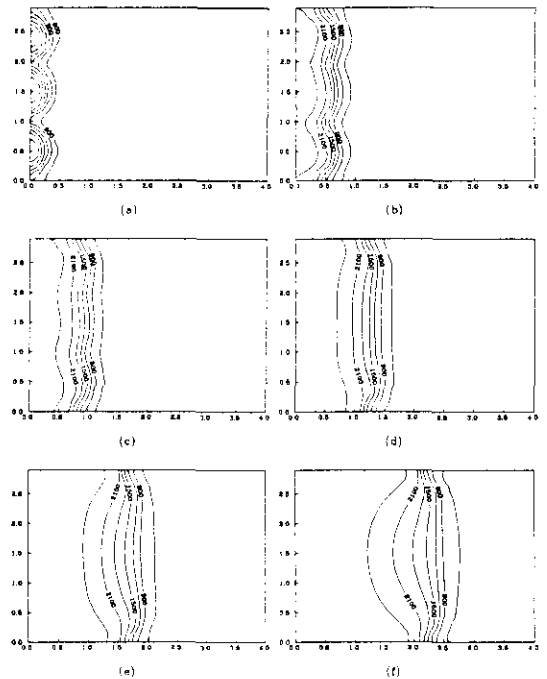


Fig. 7 Temperature contours for swirl 3 in the bomb : (a) 2 ms, (b) 4 ms, (c) 5 ms, (d) 6 ms, (e) 7 ms, (f) 8 ms

이러한 유동은 화염 후방부에서, 가스팽창에 의한 구동력은 대칭축 방향으로 작용하고, 스윙에 의한 원심력은 연소실 벽 방향으로 작용하기 때문에 발생한다. 화염면 근처의 속도분포를 살펴보면, 원심력에 의하여 발생한 벽 방향의 속도가 벽의 마찰에 의하여 벽 근처에서 약간 감소하므로, 가스팽창에 의한 대칭축 방향의 유동이 상대적으로 저항이 적은 연소

실 상하면 방향으로 움직이게 된다. 화염이 벽에 도달한 후 가스팽창에 의한 구동력이 없으므로 온도의 역전현상도 사라진다. 또한, 화염면의 위치, 화염의 형상, 난류화염속도 등 난류연소의 특성을 Fig. 7로부터 구할 수 있다.

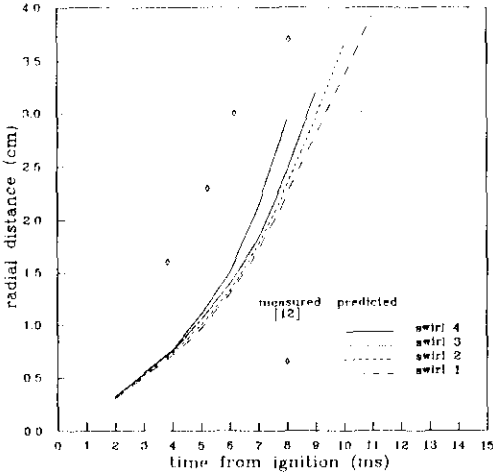


Fig. 8 Effect of swirl intensity on the flame position versus time in the bomb

Fig. 8에서는 화염면의 위치를 시간의 함수로 보여준다. 이러한 자료로부터 구한, 반경방향 10mm와 30mm 사이의 평균화염속도는 스윙 1, 2, 3, 4의 경우 각각 4.6m/s, 4.9m/s, 5.4m/s, 6.1m/s이다. Fig. 8에서 초반의 화염속도가 실험치와 비교하여 과소평가되고 있는데, 이것은 Table 4에서 점화지연기간이 과대평가되는 것과 동일한 관점에서 설명된다.

5. 결 론

스윙이 있는 정적연소실의 난류연소에 대하여 다차원 수치해석을 수행하고 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 이용 가능한 모델과 수치해법 중 수치해석의 정확도, 안정성과 경제성의 관점에서 난류연소의 다차원 수치해석에 적절한 모델과 수치방법을 제시하였다.

2) 다차원 수치해석은 다른 방법에서 얻을 수 없는 난류연소에 대한 상세한 정보를 제공할 수 있으므로 유용한 설계도구가 될 수 있다.

3) 스윙은 정적연소실에서 벽면 전단효과에 의하여 난류운동에너지를 증가시키므로 급격연소를 단성함을 정량적으로 밝혔다.

참 고 문 헌

1. Bracco, F.V. and O'Rourke, P.J., "A Review of Initial Comparisons of Computed and Measured Two-Dimensional Unsteady Flame Fields," *Progress in Energy and Combustion Science*, Vol. 7, pp. 1-72, 1981.
2. Grasso, F. and Bracco, F.V., "Evaluation of Mixing-Controlled Model for Engine Combustion," *Combustion Science and Technology*, Vol. 28, pp. 185-210, 1982.
3. Spalding, D.B., "Mixing and Chemical Reaction in Steady Confined Turbulent Flames," *13th Symposium on Combustion*, The Combustion Institute, pp. 649-657, 1971.
4. Grasso, F., Gafetti, L. and Deluca, L., "A Kinetic-Mixing Approach for Internal Combustion Engine Modeling," International Energy Agency Workshop on Combustion, Capri, Italy, 1982.
5. Abraham, J., Reitz, R.D. and Bracco, F.V., "Comparisons of Computed and Measured Premixed Charge Engine Combustion," *Combustion and Flame*, Vol. 60, pp. 309-322, 1985.
6. Rancaster, D.R., "Effects of Engine Variables on Turbulence in a Spark Ignition Engine," *SAE Transactions*, Vol. 85, pp. 671-688, 1977.
7. Matsuoka, S., Tamaguchi, T. and Umemura, Y., "Factor Influencing the Cyclic Variations on Combustion of a Spark Ignition Engine," *SAE paper 710586*, 1971.
8. Cloutman, L.D., Dukowicz, J.K., Ramshaw, J.D. and Amsden, A.A., "CONCHAS-SPRAY: A Computer Code for Re-

- active Flows with Fuel Spray," *Los Alamos National Laboratory Report LA-92014-MS*, 1982.
9. El Tahry, S.H., " k - ϵ Equation for Compressible Reciprocating Engine Flows," *J. Energy*, Vol. 7, No. 4, pp. 345-353, 1983.
 10. Raithby, G.D., "Skew-Upwind Differencing Schemes for Problems Involving Fluid Flow," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 9, pp. 153-164, 1976.
 11. Amsden, A.A. and Hirt, C.W., "YAQUI: An Arbitrary Lagrangian-Eulerian Computer Program for Fluid Flow at All Speeds," *Los Alamos National Laboratory Report LA-5100*, 1973.
 12. Dyer, T.M., "Characterization of One- and Two-Dimensional Homogeneous Combustion Phenomena in a Constant Volume Bomb," *SAE paper 790353*, pp. 1196-1216, 1979.
 13. Horlock, J.H. and Winterbone, D.E., "The Thermodynamics and Gas Dynamics of Internal - Combustion Engines, Volume II," Clarendon Press, Oxford, 1986.
 14. Westbrook, C.K. and Dryer, F.L., "Simplified Reaction Mechanism for the Oxidation of Hydrocarbon Fuels in Flames," *Combustion Science and Technology*, Vol. 27, pp. 31-43, 1981.
 15. Leschnizer, M.A., "Practical Evaluations of Three Finite Difference Schemes for the Computation of Steady - State Recirculating Flows," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 23, p. 293, 1980.
 16. Leschnizer, M.A. and Rodi, W., "Calculations of Annular and Twin Parallel Jets Using Various Discretization Schemes and Turbulence Model Variations," *ASME J. of Fluids Eng.*, Vol. 103, p. 352, 1981.
 17. El Tahry, S.H., "Application of a Reynolds Stress Model to Engine - Like Flow Calculation," *ASME J. of Fluids Eng.*, Vol. 107, p. 444, 1985.