

성층급기 연소현상에 관한 수치적 연구

이 석 영 · 허 강 열*

포항공과대학교 기계공학과

A Numerical Study on Stratified Charge Formation and Combustion Processes

Sukyong Lee · Kang Y. Huh*

Department of Mechanical Engineering, Pohang University of Science and Technology, Gyeongbuk 790-784, Korea

(Received 20 January 2007 / Accepted 20 February 2007)

Abstract : A direct-injection stratified-charge (DISC) engine has been considered as a promising alternative in spite of high unburned hydrocarbon emission levels during light load operation. In this paper investigation is made to characterize formation and combustion processes of stratified mixture charge in a simple constant volume combustion chamber. Both experimental and numerical analyses are performed for fluid and combustion characteristics with 3 different induction types for rich, homogeneous and lean mixture conditions. The commercial code FIRE is applied to the turbulent combustion process in terms of measured and calculated pressure traces and calculated distributions of mean temperature, OH radical and reaction rate. It turns out that the highest combustion rate occurs for the rich state condition at the spark ignition location due to existence of stoichiometric mixture and timing.

Key words : Constant volume combustion chamber(정적연소기), Stratified combustion(성층연소), Turbulent combustion(난류연소)

Nomenclature

- C : constant
- U : speed(m/s)
- ρ : fuel density (kg/m³)
- ϕ : equivalence ratio
- v : burning velocity
- ω : fuel consumption rate

Subscripts

- fu : fuel
- fr : fresh gas
- i : species
- ign : ignition

1. 서론

직접분사식 성층급기(Direct Injection Stratified Charge, DISC) 기관은 희박연소 기관으로서 내노크 성이 뛰어나며, 높은 열효율과 함께 일산화탄소 및 질소화합물의 배출이 적고 다양한 연료의 사용이 가능하다. 열효율 향상 뿐 아니라, 배출가스 정화와 에너지 자원의 다양화를 위한 메탄올 엔진의 개발 등에 있어서도 DISC기관의 상용화는 그 의의가 크다.¹⁾ 그러나 아직 실용화에 이르지 못하고 있는 주요 원인은 저부하 운전 시 미연탄화수소의 배출량이 많기 때문인데,²⁾ 같은 운전조건에서 가솔린 기관의 10배에 달한다. 또한 저부하 상태에서 배기가스의 온도가 낮기 때문에 촉매에 의한 정화가 쉽지 않다. 이와 같은 문제들을 해결하기 위해서 성층연소

*Corresponding author, E-mail: huh@postech.ac.kr

현상에 대한 실험과 함께 기초 해석적인 연구 또한 필요하다. 성층연소와 관련된 선행연구로서 Masnori 등은 챔버내의 유동속도가 성층화의 정도에 미치는 영향을 실험적으로 연구하였고,³⁾ Plackmann 등은 서로 다른 당량비의 혼합기를 공급할 수 있는 정적 연소기에서 혼합기 성층화가 연소에 미치는 영향을 조사하였다. 초기 압력과 전체 당량비는 일정하게 유지하면서 서로 다른 혼합기 조합에 관한 연구가 시도되었으며, 전반적으로 희박한 혼합기에 대한 최대 연소율은 점화원 근방에서 이론공연비의 당량비를 갖는 조건에서 얻을 수 있음을 확인하였다.⁴⁾ Arcoumanis 등은 정적연소기 내에 공급된 스월형 희박 혼합기의 점화시기에 벽면에 부착한 스파크 플러그 근방으로 소량의 농후한 혼합기를 공급하여 연소한 결과를 압력해석과 화염가시화를 통해 살펴 보았고,⁵⁾ Fujimoto 등은 정적연소기에서 초기 충전 혼합기와 분사혼합기의 농도, 점화시기를 변수로 하여 다양한 성층패턴의 프로판 혼합기와 수소 혼합기의 연소특성과 NOx 특성에 관해 연구하였다.⁶⁾ Shiraiishi 등은 성층화 정도(stratification degree)를 정의하였으며, 성층화 정도가 높으면 이론 공연비의 혼합기가 넓게 분포되며 미연소 되는 연료의 양이 감소함과 동시에 높은 연소속도를 가짐을 보였다.⁷⁾

따라서 본 연구의 목적은 성층 난류연소에 대한 기본특성을 수치해석적으로 접근하는 방법을 제시하고 검증하는 것이다. 이러한 노력을 통해 성층 연소에 대한 기초이론을 이해하고 정적연소실내의 유동속도, 당량비 분포 등이 연소 과정에 미치는 영향을 분석하였다. 이를 위해 본 연구에서는 실험을 통해 얻어진 결과를 상용 코드인 FIRE code로 계산된 결과와 상호 비교하여 신뢰성을 검증한 후, 여러 조건에서 계산된 결과를 분석하였다.

2. 실험

2.1 실험장치

실험장치에서 연료는 메탄(CH₄)를 사용하였으며 정적연소기의 연소실 형상은 배기량 2.4L의 승용차용 가솔린 기관의 압축상사점 부근을 모사하여 직경 86mm, 폭 25mm, 체적 145cc로 하였으며 이는 대상엔진의 BTDC 38°에 해당되고, Fig. 1은 정적연소

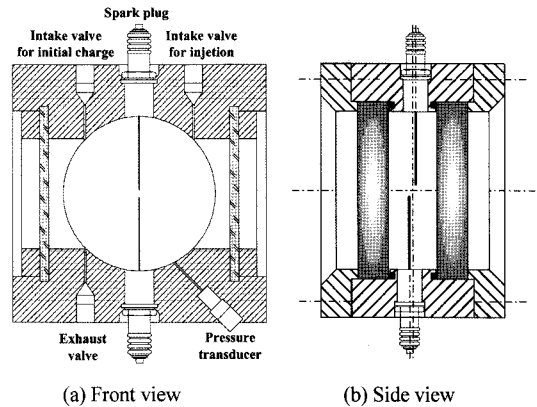


Fig. 1 Schematic diagram of CVCC

기의 형상을 보여준다. 점화장치는 점화간극을 일정하게 유지하기 위해 탄성력이 크고 내열 및 내부식성이 우수한 금속인 피아노선을 이용하여 중앙에서 일어나도록 하였고, 향후 가시화 실험연구에 대비하여 가시화창은 두께 20mm의 FS창(fused silica window)을 설치하였다. Fig. 2는 실험장치의 구성도이며 연료와 공기를 각각의 충전탱크에서 서로 다른 균질 혼합기를 만들었다. 점화위치에서의 유동특성을 파악하여 평균유동속도 및 난류강도의 최대값이 나타나는 시점을 파악하여 그 시점에서의 성층연소를 고찰하기 위하여 스파크 플러그 간극에 정온도형 열선유속계(CCA: constant temperature hot wire anemometer, TSI사, IFA-300)를 설치하였다.

2.2 실험절차

본 연구에서는 실험시 성층급기 후 가장 실제엔진 유사한 유동이 형성되는 시기를 연소시기로 결정하기 위하여 연소실내 유동측정을 실시하였다. 유동 측정을 위한 열선유속계는 초기 화염핵의 생성이 연소의 전반적인 영향을 미치는 것을 고려하여 초기 화염핵이 생성되는 스파크 플러그 근방에서 위치시켰으며, 측정 결과 난류강도와 평균속도의 최대값이 나타나는 시점을 정하였다. 따라서, 응답속도가 빠르고 많은 양의 데이터를 취급할 수 있는 1차원 측정방식인 열선유속계를 채택하였다. 유동장 실험에서 속도 및 난류성분을 2채널 정온도형 열선유속계와 I형 열선프로브를 사용하였고, 마이크로 마노미터와 TSI model 1125 교정기를 사용하

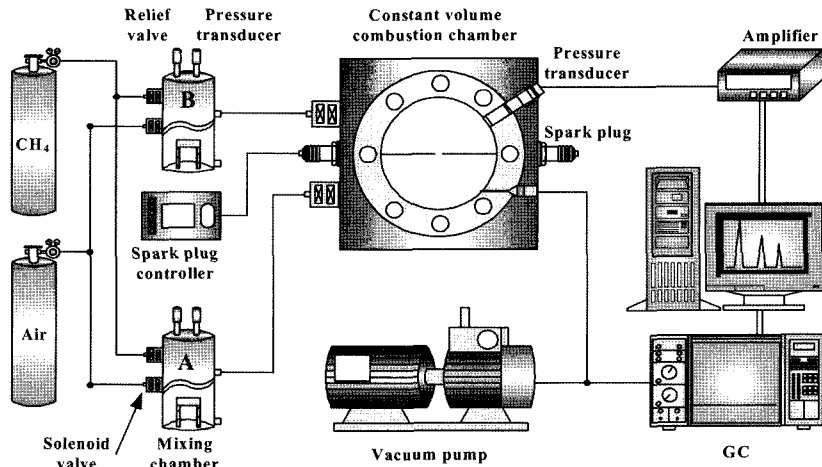


Fig. 2 Schematic diagram of experimental apparatus

여 열선프로브를 교정하였으며, I형 열선의 교정은 3차의 다항식으로 근사하였다. 그 결과 표준편차는 0.45이며, 실험데이터는 주파수를 10kHz로 하고, 샘플링 개수를 8192개로 하였으며, 한 점에서의 속도 값을 100회 이상불 평균을 취하여 구하였다. 먼저 최종압력의 50%에 해당하는 초기 충전 혼합기를 공급한 후, 유동이 준정적 상태가 되는 10초후 나머지 압력의 혼합기로 연소실을 충전하였다. 이러한 준정적 상태의 시점에 대한 판단은 Fig. 3에서 보는 바와 같이 점화 플러그 근방의 평균속도 및 난류강도가 분사종료 후 흡입유동의 관성에 의해 증가하여 최대값이 분사 완료된 후 300ms의 시점에서 나타났으며 이후에는 점점 감소하여 3000ms 이후에는 거의 존재하지 않았다. 따라서 유동이 거의 소멸된 준정적 상태의 시기는 이후 시점인 분사 완료된 후 10000ms의 시점이면 충분하다고 판단하였다. 실험의 조건은 Table 1과 같이 연소실 전체의 당량비에 비해 스파크 플러그 근방의 당량비에 따라 희박상태(Lean state), 균질상태(HS, homogeneous state), 농후상태(RS, rich state)로 구분하였다. 희박상태는 최종압력의 50%에 해당하는 압력의 공기로 연소실을 충전하고, 유동특성이 거의 소멸되는, 10초 후에 농후한 혼합기를 흡입시키는 경우이며, 균질상태는 초기 충전혼합기와 흡입혼합기의 당량비가 동일한 경우이며, 농후상태는 희박상태와 반대의 경우이다. 이때 전체 당량비는 각각 0.714, 0.91이며, 식 (1)

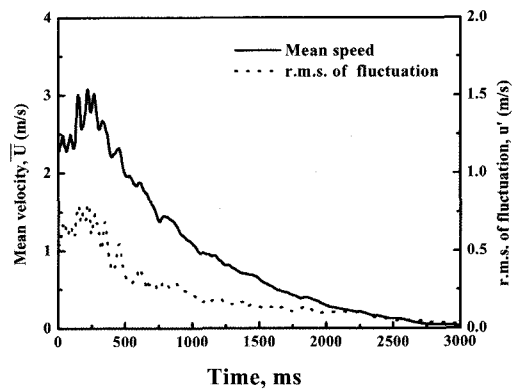


Fig. 3 Flow characteristics at spark electrode gap in the condition of RS and $\phi_{overall} = 0.714$

Table 1 Experimental conditions for stratified pattern
(a) $\phi_{overall} = 0.714$

Pattern	LS	HS	RS
ϕ_{ini}	0	0.714	1.1526
ϕ_{intake}	1.1526	0.714	0

(b) $\phi_{overall} = 0.91$

Pattern	LS	HS	RS
ϕ_{ini}	0	0.91	1.469
ϕ_{intake}	0.469	0.91	0

은 당량비를 나타내는 식이고 최종압력은 0.3MPa, 점화시기는 실제 엔진에서의 유동이 스웰 등에 따른 빠른 난류유동임을 고려하여 실제 연소실에서의 조건에 근접하기 위해 Fig. 3에서 보는 바와 같이 점

화 플러그 근방의 평균속도 및 난류강도의 최대값이 나타나는 시점인 분사 완료된 후 300ms로 정하였다.

$$\phi_{overall} = 17.16 \frac{P_{air} R_{CH_4}}{P_{CH_4} R_{air}} \quad (1)$$

Fig. 5에서 연소압력 실험값을 보여주고 있다. 이는 2차로 흡입되는 혼합기 또는 공기의 각도가 챔버 내 원형의 벽면에 대해서 45°각도로 흡입되기 때문에, 2차로 흡입된 혼합기 또는 공기가 원주방향으로 회전 유동함에 따라 흡입된 유체가 점화플러그로부터 떨어진 영역에서 성층을 이룬다. 따라서 이러한 성층의 영향으로 2차로 흡입된 혼합기 또는 공기가 희박, 균질 및 농후상태이면 이에 따른 스파크 플러그 주위의 농도가 연소실 전체에 대하여 상대적으로 농후, 균질 및 희박상태가 된다. 따라서 연소압력 실험값을 보면 최고압력은 스파크 플러그 주위의 농도가 상대적으로 농후, 균질 및 희박상태 순으로 높게 나타났으며 최고압력이 발생하는 시점 또한 같은 순서로 나타났다. 이는 점화플러그 근방에서 당량비가 높은 혼합기가 성층을 이룰 경우 연소속도를 빠르게 하기 때문이다. 이러한 경향은 Fig. 6에서 나타난 바와 같이 열발생률을 통해 다시 확인할 수 있다. 특히 당량비 0.714의 조건에서 농후상태의 경우는 당량비 0.91의 각 상태조건에서의 연소기간과 비슷한 경향을 보여 희박연소에서 성층효과의 중요성을 확인할 수 있다. 일반적인 성층연소의 경우는 화염전파특성이 확산화염의 형태를 가지나 본 연구에서는 연료분사후 혼합과정까지의 시간이 길어 성층화된 예혼합연소에 근접한다.

3. 모델

예혼합 난류연소영역은 chemical time scale, integral length scale, turbulence intensity 등의 변수에 의해 구분 할 수 있으며, 이러한 변수중에서 chemical time scale을 선택하고 난류에 의한 영향을 추가하여 발전시킨 연소모델이 coherent flame model (CFM)이다. CFM의 개념은 층류화염을 기초로 하여 예혼합과 비예혼합 연소조건 두가지에 모두 적용될 수 있다. 화염모델에 의해 모든 반응은 미연가

스와 기연가스를 분리하는 얇은층 안에서 일어난다고 가정하였으며, 평균 난류 반응률은 다음과 같이 나타내어 진다.⁷⁾

$$\overline{\rho r_{fu}} = -\nu_L \Sigma \quad (2)$$

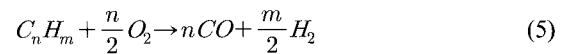
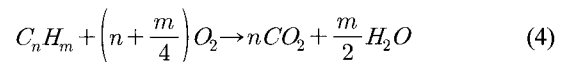
여기서 ν_L 은 화염전면에서의 층류연소속도이고 Σ 은 화염면적밀도이다. 화염면적밀도 지배방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.⁷⁾

$$\Sigma = Ae^{-\left(\frac{d(x)-R_1}{l_{dist}}\right)^2} \quad (3)$$

여기서 A는 상수, d(x)는 스파크 플러그로부터 떨어진 거리, R_1 은 화염핵의 반경, l_{dist} 는 스파크 위치에서의 fluctuation length이다. 최근에는 standard CFM, MCFM(M stands for multi)과 ECFM(E stands for extended) 등이 많이 사용된다. 여기서 MCFM은 농후 또는 희박혼합기 조건에 적용되고 ECFM은 분무모듈을 포함하는 DISC 엔진에 적합하다. 따라서 본 연구에서는 GDI엔진에 가장 적합하다고 판단되는 ECFM을 선택하였으며, 미연과 기연 가스에 대한 열화학 물성치를 사용하였다. 다음과 같은 식이 추가로 적용된다.

- Kinetic chemical reaction

ECFM은 난류연소에서 평균연료 반응률 계산을 위해 다음의 2 step 화학메커니즘의 식을 사용한다.



첫 번째 연료소비 반응식 (4)에 대한 반응률은 $\omega_{fu,1} = \omega_L \gamma$ (6)

이며, γ 는 당량비의 함수이다. 두 번째인 연료소비 반응식 (5)에 대한 반응률은

$$\omega_{fu,2} = \omega_L (1.0 - \gamma) \quad (7)$$

이며, ω_L 은 평균 층류 연료소비율이다. 또한 각 i종에 대한 반응률은 다음과 같이 나타낸다.

$$\omega_i = \sum_{r=1}^2 \nu_{i,r} \omega_{fu,r} \quad (8)$$

여기서 $v_{i,r}$ 은 반응에서 종 i 에 대한 당량비 상수가 고 부호는 반응시는 음수, 생성시는 양수이다.

- Fuel reaction rate

평균 난류 연료 반응률은 식 (2)에서와 같이 화염면적밀도와 층류 연소속도의 곱으로 나타낼 수 있다.

$$\overline{\rho r_{fuel}} = - \sum_{r=1}^2 \sum_i v_{i,r} \omega_{fu,r} \quad (9)$$

$$= - \sum \nu_L \left(\begin{array}{l} \gamma \\ (1.0 - \gamma) \end{array} \right) \begin{array}{l} \text{for fuel reaction 1} \\ \text{for fuel reaction 2} \end{array}$$

- Thermodynamic quantities

ECFM은 기연과 미연가스의 국부적인 상태량이 외에도 각 계산격자마다 미연과 기연가스의 2가지 농도로 계산하여야 한다. 따라서 아래와 같은 미연 연료질량 분율과 미연 산소 질량분율에 관한 2 개의 추가적인 식이 요구되며 미연 연료 질량분율에 대한 연료 분사의 생성항으로서 S_{evap} 항이 추가된다.⁸⁾

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho y_{fu,fr}) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j y_{fu,fr}) - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_i} \frac{\partial y_{fu,fr}}{\partial x_j} \right) = S_{evap}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho y_{o_2,fr}) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j y_{o_2,fr}) - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_i} \frac{\partial y_{o_2,fr}}{\partial x_j} \right) = 0 \quad (10)$$

미연영역에서의 성분은 CH₄, O₂, N₂, CO₂, H₂O의 5가지의 종으로 가정하였고, 반면에 기연가스의 영역에서는 높은 연소온도로 인해 연료는 남아 있지 않은 것으로 가정하여 O, O₂, N, N₂, H, H₂, C, CO₂, H₂O, OH, NO의 11가지 종의 성분으로 구성하였다.

- Ignition

연소가 진행되기 위해 스파크 플러그에서 화염표면밀도와 관련된 물리적인 현상을 정확하게 수치화하여 나타내는 것은 매우 어렵다. 따라서 점화모델은 단순한 모델이 필요하게 되고 이는 화염초기에는 화학적 시간과 반응질량분율의 함수로 나타내어 진다는 가정 하에 다음 식으로 나타내어진다.⁹⁾

$$C(t) = C_{ign} \int_0^t \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n \frac{dt}{\tau} \quad (11)$$

여기서 C_{ign} 와 n 은 상수이고 ρ_0 는 표준상태의 공기의 밀도이다. 또한 τ 는 화염시간으로써 다음식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau = \frac{\delta_L}{S_L} \quad (12)$$

여기서 δ_L 은 층류화염두께, S_L 은 층류화염속도를 나타낸다.

- Heat transfer

열전달 계수값을 구하기 위하여 사용한 식은 Colburn analogy를 사용하였다.¹⁰⁾

$$h = \frac{1}{2} C_f \rho U_{eff} C_p We^{2/3} \quad (13)$$

여기서 C_f 는 벽면의 마찰계수, U_{eff} 는 effective velocity outside boundary layer, We 는 Lewis수이다. 또한 Lewis수를 구하기 위한 확산계수는 다음 식을 사용하여 구하였다.¹¹⁾

$$D = \epsilon_m / Sc \quad (14)$$

여기서 ϵ_m 은 난류확산성이고 Sc 는 Schmidt수이다. 또한 열전도도는 50W/m · K로 정하였다. 임의 상수로서, 첫 번째 상수값인 초기화염표면밀도는 점화지연을 결정하는 값으로, 권장값의 범위는 100에서 500[1/m]이며 본 연구에서는 실험값을 잘 나타내는 100으로 설정하였고 화염표면밀도는 아래식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Sigma = Ae^{-\left(\frac{d(x) - R_1}{l_{dist}} \right)^2} \quad (15)$$

여기서 A 는 상수, $d(x)$ 는 스파크 플러그로부터 떨어진 거리, R_1 은 화염핵의 반경, l_{dist} 는 스파크 위치에서의 fluctuation length이다. 두 번째 확장인자는 아래식과 같으며 값이 증가할수록 화염면적 밀도가 증가하여 연소상을 단축시키는 값으로서 권장값 범위 내에 1로 설정하였고,

$$K_t = \epsilon / k C_K \quad (16)$$

여기서 ϵ 는 소산률 k 는 난류에너지, C_K 는 난류변여기서 ϵ 는 소산률 k 는 난류에너지, C_K 는 난류변수에 의한 함수이다. Fig. 4는 계산을 위한 격자모형으로 약 6만여 개의 격자를 이루게 하였으며 특히, 공

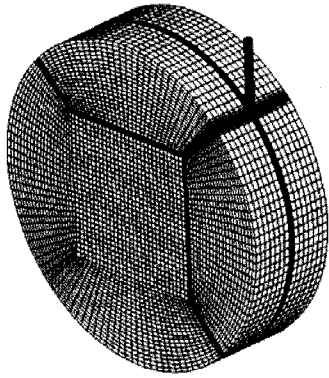
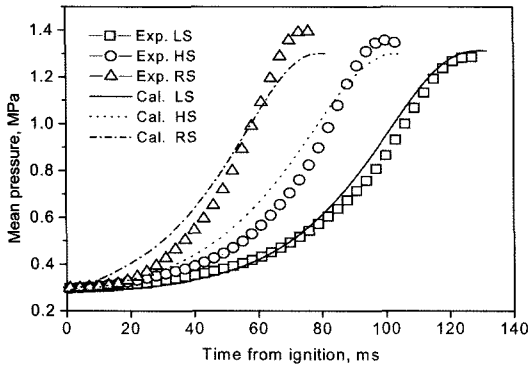


Fig. 4 Calculation grid of CVCC

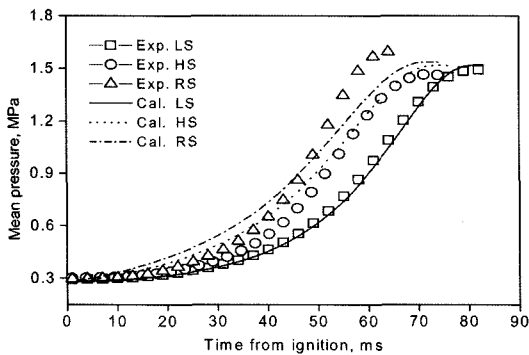
기 또는 혼합기를 2차충진하기 위한 흡기 부분에는 계산의 정확성을 높이기 위하여 조밀도를 더욱 높였다.

4. 계산 및 실험조건

Fig. 5는 검증을 위해 실험에 의해 취득된 압력값

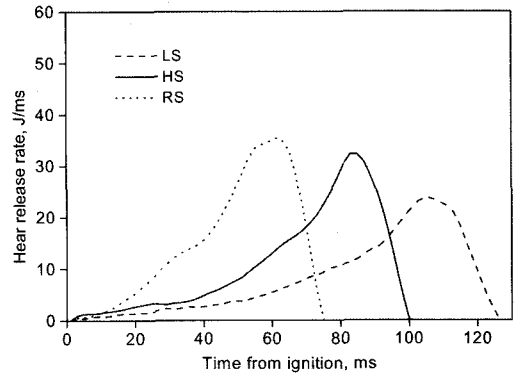


(a) $\phi_{\text{overall}} = 0.714$

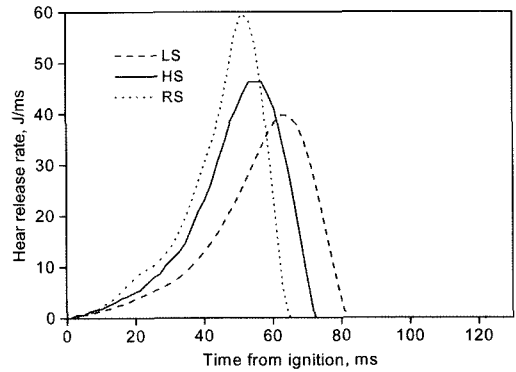


(b) $\phi_{\text{overall}} = 0.91$

Fig. 5 Comparisons of simulation and experimental results



(a) $\phi_{\text{overall}} = 0.714$



(b) $\phi_{\text{overall}} = 0.91$

Fig. 6 Heat release rate by using the experimental pressure data

과 비교한 것으로서 계산값이 실험값에 근접함을 알 수 있으며, 특히 LS의 조건에서 더욱 근접함을 알 수 있다. 이는 본 연구에서 적용한 연소모델인 ECFM모델은 층류화염을 기초로 유도된 계산방법으로 초기화염 성장률이 실험값에 비해 더욱 빠르게 발달되는 것으로 계산되었기 때문인 것으로 생각된다. 이러한 결과는 점화플러그 주위의 당량비가 연소실 전체에 비해 상대적으로 크기 때문에 성층효과가 증가되어 연소속도도 증가하지만 연소가 가장 활발한 이론당량비에서 벗어났기 때문에 실제 연소속도가 감소되었다고 유추할 수 있으며 따라서 연소전반부에서 계산값과 차이를 보이는 것으로 생각할 수 있다. 또한 계산에 사용되어 지는 상수값들은 기준 조건에서 실험 측정값에 접근하도록 결정하였고, 다른 실험 조건에서도 결정된 상수를 동일하게 적용하였다. 계산에 걸리는 시간은 혼합기 또

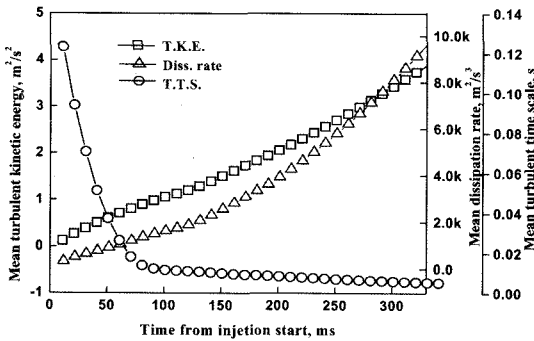
는 공기의 분사기간은 평균 12시간, 연소기간은 16 시간이었으며 각 조건에 대해서는 크게 차이 나지 않았고, 계산에 사용된 장비는 CPU 2G, RAM 4G을 내장한 펜티엄-4 PC였다.

5. 고찰

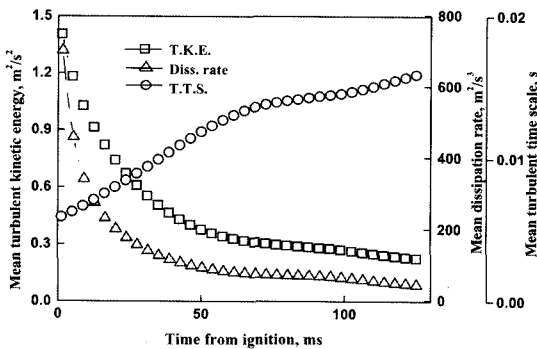
5.1 혼합기 분사시 유동

Fig. 7의 상부그림은 연소실내로 혼합기가 충전될 때 연소실내의 유동상태를 보여주며, 흡입이 진행됨에 따라 T.K.E(turbulent kinetic energy)와 소산율이 증가함을 보여준다. 이는 운동에너지가 증가하는 반면, T.T.S(turbulent time scale)는 감소됨을 의미한다. Fig. 7의 하부그림은 흡입 종료 후 300ms에서 연소시 유동상태를 보여주는 것으로 상부그림과는 반대로 외부로부터의 유동에 의한 운동에너지가 존재하지 않으므로 유동이 점차로 감소되는 모습을 보이면서 T.K.E와 소산율은 감소하고

T.T.S는 증가하는 경향을 보인다. 흡입기간 동안 내부유동을 계산을 통해 가시화 시킨 것이 Fig. 8(a)-(e)이다. 특히 Fig. 8(a), (b), (c)에서 T.K.E와 평균유동속도는 원주방향으로의 유체의 관성과 흡입운동에너지 증가로 인해 계속 증가하고 I.L.S(integral length scale)도 증가하게 된다. 원주방향으로의 흡입 유동으로 인해 연소실의 중심부에서의 유동증가의 크기는 상대적으로 작음을 알 수 있다. 이러한 유동특성으로 인해 벽면 쪽에서의 높은 유동속도와 T.K.E.는 시간의 경과에 따라 층상화 구조를 형성하는데 커다란 영향을 준다. 또한 전반적으로 혼합기 분사시 분사구에 가까운 상류측의 유속은 선명하지만 하류측이 명확하지 않은데, 이는 하류측에서는 1차로 충전된 기체와 2차로 분사된 기체의 혼합이 활발하게 진행되기 때문이다. Fig. 8(d), (e)에서는 당량비의 변화를 보여주며 Fig. 8(c)에서의 유동속도가 성층화 구조를 형성하는데 결정적인 역할을 하는 것을 보여준다.



(a) Injection period



(b) Combustion period

Fig. 7 Calculated Results of flow characteristics in the condition of RS and $\phi_{overall} = 0.714$

5.2 혼합기 분사후 성층연소

성층화 혼합기에서 예혼합화염은 이론당량비를 가지는 혼합기 영역에서 가장 빠르게 전파된다. Fig. 8(d), (e)에서 보면 당량비 0.91에서 RS의 조건이 점화위치 근방에서의 당량비가 이론당량비에 가장 근접하며 다음이 당량비 0.714에서의 RS의 조건이다. 이러한 성층혼합기 조건에서 연소계산을 가시화하여 나타낸 그림이 Fig. 9, 10이다. 그림에서 보면, 화염은 점화 후 미약하게 생성되다가 점차로 구형화염과 비슷한 형상으로 성장하는데, 실제로 성층화 연소에서는 혼합기의 분포에 따라 화염의 구조가 구형과는 다른 불균일한 모습을 보이게 된다. 흡입 유동에 의한 혼합기의 분포가 Fig. 8(d), (e)와 같이 성층형상으로 만들어 지고 이러한 혼합기의 분포에 따라 Fig. 9, 10과 같은 화염 형상이 형성된다. 여기서 당량비 분포가 화염형상에 지배적인 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 연소실 중심부에서 점화하면 화염핵이 형성되는 점화플러그 부근에 존재하는 이론당량비의 혼합기가 초기화염의 성장을 촉진하게 되어 연소반응대는 Fig. 9(c), (d)에서와 같이 공기와 의 혼합이 진행되어 연소에 적합한 당량비의 분포

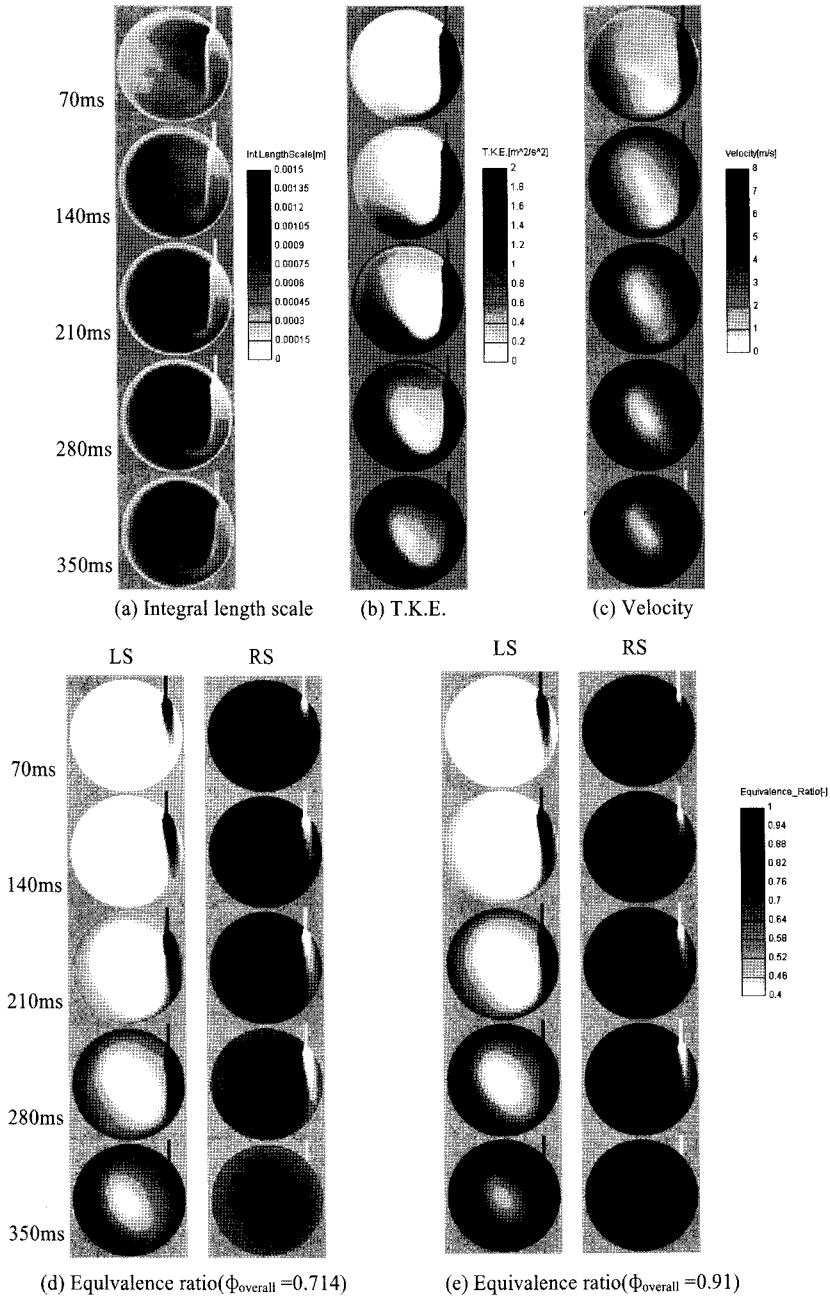


Fig. 8 Flow and equivalence ratio characteristics during fuel injection period in the condition of RS

가 형성되는 혼합기 선단부를 향하여 전파되는 것을 볼 수 있다. 또한 반응속도는 초기화염생성에 의해 결정되기 때문에 시간이 지날수록 그 정도가 더해지는 것을 Fig. 9에 나타남을 알 수 있다. 연소반응은 혼합기가 분해되면서 발생하는 중간생성물 즉,

라디칼에 의해 지배된다. 라디칼의 생성기구에 관해서 Dyer와 Crosley의 연구에 의하면 OH라디칼은 상대적으로 긴 수명을 가지고 있기 때문에 연소가스 중에 넓게 분포하고 연소반응에 관한 풍부한 정보를 가지는데 특히 연소반응영역과 연소장내 국소

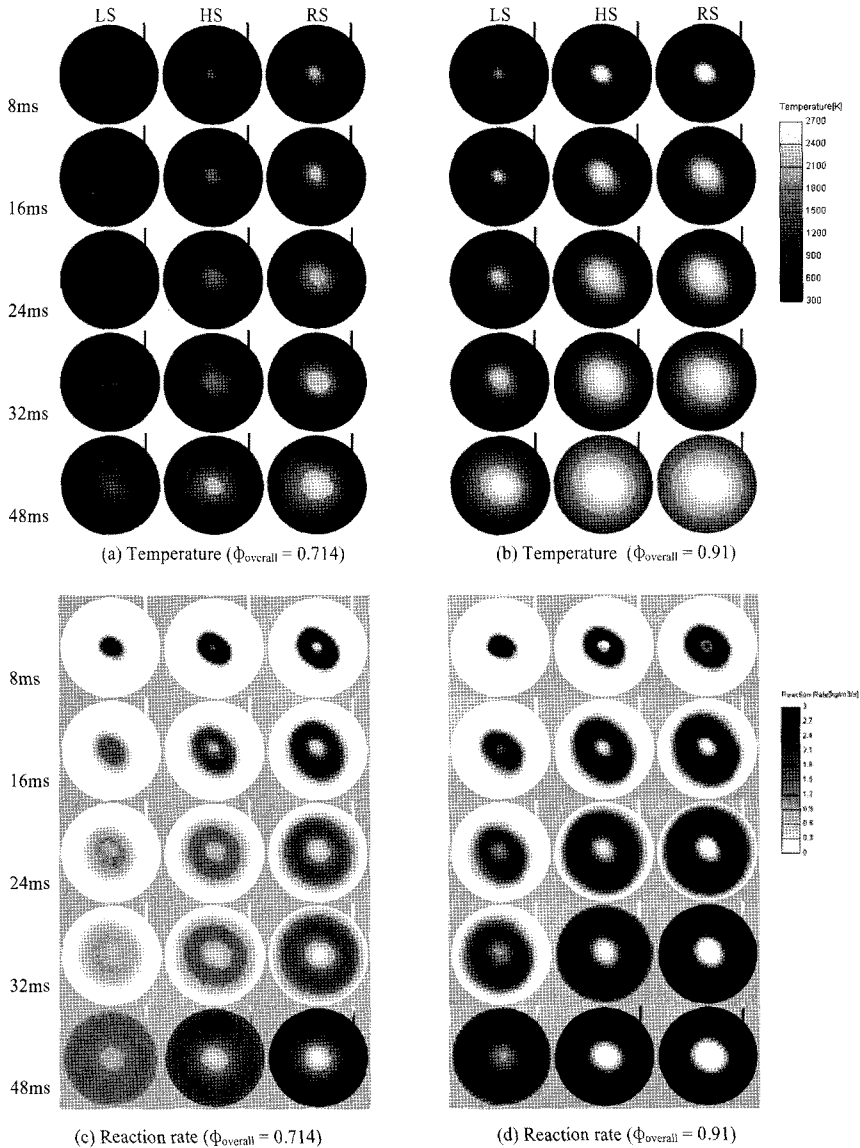


Fig. 9 Temperature and reaction rate characteristics during combustion period

당량비 분포를 예측하는데 적합하다고 하였다.¹²⁾

Fig. 10은 OH라디칼 농도를 보여주며 특히 0.714, RS의 조건에서 보면 희박 한 연소조건임에도 불구하고 다른조건에 비해 상대적으로 OH라디칼이 초기 화염 생성시부터 연소가 진행되는 동안 비교적 넓게 분포함을 알 수 있다. 이는 성층효과의 중요성을 보여주는 것으로 공급된 연료량의 감소하더라도 성층패턴에 의해 거의 유사한 연소효율을 얻을 수 있는 가능성을 보여주는 것이다. 또한 Fig. 8(d), (e)

와 비교하였을 때, 당량비 1.0정도가 분포하는 영역에서 상대적으로 많은 OH라디칼이 존재함을 알 수 있는데 이는 당량비 0.714와 0.91의 조건에서 각각 RS의 경우에 해당된다. 이러한 라디칼의 분포가 연소조건과 밀접한 관계가 있음을 Fig. 9에서 알 수 있으며 연소시간이 짧을수록 일정시간 내에 존재하는 라디칼의 양이 많아짐을 알 수 있다. Fig. 8(d), (e)에서 최적의 연소상태인 당량비 1.1의 영역에서 벗어났을 경우 화학반응강도가 약해지고 따라서 라디칼

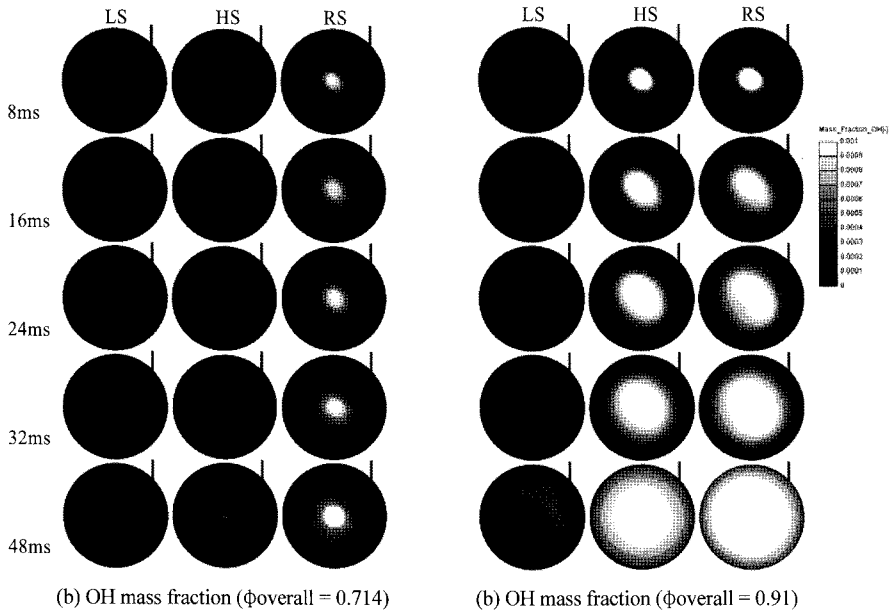


Fig. 10 OH radical characteristics during combustion period

이 감소하는 경향을 Fig. 10을 통해 알 수 있다. 또한 Fig. 9(a), (b)의 평균가스의 온도분포와 비교시 라디칼의 반응률에 영향을 미치는 화학반응은 온도의 함수임을 알 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 정적연소실내에서 상용 FIRE code를 사용하여 계산한 결과를 실험을 통해 측정된 압력결과와 상호 비교하여 계산방법에 대한 신뢰성을 검증하였고, 여러 성층상태를 통해 계산된 결과를 분석하였다. 이러한 분석을 통해 희박상태(LS), 균질상태(HS)와 농후상태(RS)에 따른 정적연소실내의 내부유동 및 연소현상에 대해 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 혼합기 또는 공기 흡입시 유동특성은 흡입시간이 경과함에 따라 혼합기 분포형성에 커다란 영향을 주었으며 이러한 영향은 혼합기의 성층화를 이루게 하였다.
- 2) 흡입 유동에 의한 성층화 구조와 형상은 연소특성과 화염형상에 지배적인 영향을 미치며 특히 희박조건($\phi=0.714$)에서 그 영향이 더욱 증가하였다.

3) 연소반응률의 분포를 통해 농후상태가 희박 및 균질분사에 비해 연소반응률이 높고 빠르게 나타남을 알 수 있다. 이는 흡입되는 공기가 연소실의 원주벽면을 따라 유동하여 상대적으로 점화플러그가 존재하는 연소실 중심부에 농후한 혼합기가 존재하기 때문이고, 특히 이론당량비의 영역에서 가장 높은 반응률을 보였으며 희박연소조건($\phi=0.714$)에서 이러한 영향이 더욱 크게 나타났다.

4) 연소실내 평균가스온도와 연소반응률의 분포를 비교함으로써 점화플러그 부근에서 이론당량비를 가진 혼합기가 분포하였을 때 초기화염의 성장이 증가하며 이후 반응속도는 초기화염에 의해 결정되어 시간이 경과할수록 그 영향이 더욱 증가함을 알 수 있었다.

5) OH라디칼의 분포는 이론당량비가 분포하는 영역에서 가장 크게 나타났으며, 이론당량비 영역을 벗어날수록 화학반응의 강도가 약해지고 따라서 OH라디칼이 감소하는 경향을 확인하였다.

6) 본 연구를 통해 흡기시 유동과 연소실내 혼합기의 당량비 등의 특성이 성층연소에 미치는 영향을 수치계산을 통해 분석하였고 이러한 기초분

석 자료는 향후 DISC 엔진 연소시스템 개발 시 활용되리라 예측된다. 또한 향후 엔진의 전반적인 계통과 연계한 성층연소에 대한 수치적인 분석 결과를 추가적으로 연구한다면 엔진설계시 실현 활용자료가 될 것으로도 판단된다.

References

- 1) S. Kato and S. Onishi, "New Mixture Formation Technology of Direct Fuel Injection Stratified Charge SI Engine - Teast Result with Gasoline Fuel," SAE 881241, 1988.
- 2) R. M. Frank and J. B. Heywood, "Combustion Characterization in a Direct - Injection Stratified-Charge Engine and Implications of Hydrocarbon Emissions," SAE 892058, 1989.
- 3) M. Misumi, R. H. Thring and S. Ariga, "An Experimental Study of Low-Pressure Direct-Injection Stratified-Charge Engine Concept," SAE 9006453, 1990.
- 4) J. D. Plackmann, T. Kim and J. B. Ghandhi, "The Effects of Mixture Stratification on Combustion in a Constant-Volume Combustion Vessel," SAE 980159, 1998.
- 5) C. Arcoumanis, D. R. Hull and J. H. Whitelaw, "An Approach to Change Stratification in Lean-Burn Spark Ignition Engines," SAE 941878, 1994.
- 6) M. Fujimoto, K. Nishida and H. Hiroyasu, "Influence of Mixture Stratification Pattern on Combustion Characteristics in a Constant Volume Combustion Chamber," SAE 952412, 1995.
- 7) S. Candel and T. Poinso, "Flame Stretch and the Balance Equation for the Flame Area," Combustion Science and Technology, Vol.70, pp.1-15, 1990.
- 8) The User Manual of FIRE Software in AVL CFD Company, Combustion Part, pp.3-19, 2004.
- 9) A. Fisch, A. Read, W. Affleck and W. Haskell, "The Controlling Role of Cool Flames in Two-Stage Ignition," Combustion Flame, Vol. 13, pp.39-49, 1969.
- 10) A. Dennis and K. S. Leonard, "Implementation of a Fuel Spray Wall Interaction Model in KIVA-II," SAE 911787, 1991.
- 11) W. W. Baumann and F. Thiele, "Heat and Mass Transfer in Evaporating Two-component Liquid Film Flow," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.33, No.2, pp.267-273, 1990.
- 12) D. R. Crosley and G. P. Smith, "Rotational Energy Transfer and LIF Temperature Measurement," Combustion and Flame, Vol.44, pp.27-34, 1982.