

대형 디젤엔진용 SCR 시스템의 암모니아 슬립 억제를 위한 인젝터의 형상 및 위치에 관한 수치적 연구

정수진¹⁾ · 이상진²⁾ · 김우승³⁾ · 이춘범⁴⁾

한중대학교 자동차공학과¹⁾ · 한양대학교 대학원²⁾ · 한양대학교 기계공학과³⁾ · 자동차부품연구원⁴⁾

Numerical Study on the Injector Shape and Location of Urea-SCR System of Heavy-duty Diesel Engine for Preventing NH₃ Slip

Soo-Jin Jeong¹⁾ · Sang Jin Lee²⁾ · Woo-Seung Kim^{*3)} · Chun Beom Lee⁴⁾

¹⁾Department of Automotive Engineering, Hanzhong University, Gangwon 240-713, Korea

²⁾Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Hanyang University, Seoul 133-791, Korea

³⁾Department of Mechanical Engineering, Hanyang University, Gyeonggi 425-791, Korea

⁴⁾Korea Automotive Technology Institute, Chungnam 330-912, Korea

(Received 22 April 2005 / Accepted 8 September 2005)

Abstract : In the past few years, considerable efforts have been directed towards the further development of Urea-SCR(selective catalytic reduction) technique for diesel-driven vehicle. Although urea possesses considerable advantages over Ammonia(NH₃) in terms of toxicity and handling, its necessary decomposition into Ammonia and carbon dioxide complicates the DeNOx process. Moreover, a mobile SCR system has only a short distance between engine exhaust and the catalyst entrance. Hence, this leads to not enough residence times of urea, and therefore evaporation and thermolysis cannot be completed at the catalyst entrance. This may cause high secondary emissions of Ammonia and isocyanic acid from the reducing agent and also leads to the fact that a considerable section of the catalyst may be misused for the purely thermal steps of water evaporation and thermolysis of urea. Hence the key factor to implementation of SCR technology on automobile is fast thermolysis, good mixing of Ammonia and gas, and reducing Ammonia slip. In this context, this study performs three-dimensional numerical simulation of urea injection of heavy-duty diesel engine under various injection pressure, injector locations and number of injector hole. This study employs Eulerian-Lagrangian approach to consider break-up, evaporation and heat and mass-transfer between droplet and exhaust gas with considering thermolysis and the turbulence dispersion effect of droplet. The SCR-monolith brick has been treated as porous medium. The effect of location and number of hole of urea injector on the uniformity of Ammonia concentration distribution and the amount of water at the entrance of SCR-monolith has been examined in detail under various injection pressures. The present results show useful guidelines for the optimum design of urea injector for reducing Ammonia slip and improving DeNOx performance.

Key words : Urea(요소), SCR(선택적 촉매환원), Injector(분사장치), Heavy-duty diesel engine(대형디젤엔진)

Nomenclature

A : surface area, m²
 C_p : specific heat, J/kgK

*To whom correspondence should be addressed.
wskim@hanyang.ac.kr

C : local concentration, mol/mol
 \bar{C} : average concentration, mol/mol
 h : heat transfer coefficient, $k_m Nu Z / (e^z - 1) D_d$
 $Z \equiv -C p_j (dm_d^i / dt) / \pi D_d k_m Nu$, W/m²K
 h_{fg}^i : latent heat of phase change, J/kg
 K_i : mass transfer coefficient, m/s
 $(Sh_j \Gamma_j M_m) / RT_m D_d$
 L : length of diffuser, m
 m : mass, kg
 n : number of cells
 M : molecular weight, kg/mol
 M_g : molecular weight of the mixture, kg/mol
 $\sqrt{\sum_{k=0}^{N_s} (Y_k / M_k)}$
 M_m : molecular weight of the film, kg/mol
 $(1 - \omega_i) M_g + \omega_i M_j$
 N_u : Nusselt number, $2(1 + 0.3 Re_d^{1/2} Pr^{1/3})$
 p : pressure, Pa
 p_j : partial pressure, Pa, $p_j^{Y_j} M_g / M_j$
 p_s^i : saturation pressure, Pa
 \dot{q}_d^s : surface heat flux, W/m², $h(T_d^i - T)$
 R : universal gas constant, J/molK
 Re_d : droplet Reynolds number
 $\rho_g |u_g - u_d| D_d / \mu_g$
 Sh_j : species Sherwood numbers,
 $2(1 + 0.3 Re_d^{1/2} Sc_j^{1/3})$
 Sc_j : Schmidt numbers of the species,
 $\mu_g / \rho_g \Gamma_j$
 T : temperature, K
 T_m : film temperature, K, $(T_d + T_g) / 2$
 u : velocity, m/s
 Y : mass fraction

Γ : molecular diffusivity, m²/s
 μ : molecular viscosity, kg/ms
 ρ : density, kg/m³
 ω_i : $p_s^i / (2p)$

Subscripts and Superscripts

i : species of gas
 j : species of droplet
 g : gas
 d : droplet
 s : saturation

1. 서론

세계적으로 환경관련 규제가 날로 강화되어 가고 있는 가운데 고효율, 저공해 자동차의 등장 요구되고 있다. 고효율 자동차는 희박연소 엔진의 사용이 필수적이며 이에 따라 디젤 자동차가 그 대안으로 주목 받고 있으나 계속해서 강화되는 법규를 만족시키기 위해서는 PM과 NOx를 동시에 저감하는 장치개발이 필요하다. 결국 DPF장치와 함께 SCR-DeNOx 촉매개발이 불가피하며 이는 각 엔진마다 요소(Urea) 공급장치 및 공급방식, 형상 등을 결정하여 그에 알맞도록 배기계를 변경해야 하는 어려움이 있다. 이중 촉매환원법은 배출가스 중의 여러 화학종 중 NOx만을 선택적으로 환원시키므로 현재 디젤엔진의 NOx를 제거하는 기법 중 가장 유망한 기법으로 고려되어지고 있다. 이중 암모니아(Ammonia, NH₃) 또는 HC를 이용한 방법은 요소를 사용하는 것보다 안전하나 환원제로 디젤유를 사용하거나 독성이 있으며 연료소비율이 증가하여 현재 국내 자동차 회사들도 요소-선택적촉매환원법(Urea-SCR)을 EURO-IV와 V에 대응하는 디젤 후처리장치로 고려하고 있는 상태이다. 그러나 요소는 취급이 용이하고 독성이 낮은 반면 암모니아와 이산화탄소로 분해되어야 한다는 점이 설계를 어렵게 하고 있다. 요소는 보통 32.5%의 농도를 가지고 물과 혼합하여 수용액 형태로 사용되며 이는 인젝터를 통하여 분사되고 이때 높은 배출가스의 온도로

Greek Letters

α : distance from monolith entrance, m
 γ : mal-distribution index

인하여 액적은 곧 증발하여 고체의 요소와 수증기로 분해된다. 이후 고체의 요소는 열해리 반응으로 인하여 암모니아 가스와 HNCO(isocyanic acid)로 분해되어진다. 이 중 HNCO는 배출가스 중에 포함된 수증기와 반응하여 암모니아로 변환되어진다. 이러한 반응들이 SCR촉매 이전에 일어나며 이렇게 요소 수용액으로부터 분해되어 나온 암모니아가 SCR 촉매에서 환원제로 쓰여지게 된다.

SCR의 적용을 위해서는 설계 초기에 촉매 및 SCR/암모니아 시스템의 설계와 관련된 유동분포, 암모니아/NOx의 혼합, 온도 그리고 NOx의 농도와 같은 다른 운전조건이 고려되어야 한다. 이 중에서 암모니아와 배출가스와의 균일혼합은 암모니아 슬립(NH₃ slip) 제약을 만족시키면서 얻을 수 있는 최대 NOx 변환효율에 매우 큰 영향을 미친다. 결과적으로 나쁜 혼합은 국부적으로 암모니아의 농도가 매우 높은 영역이 존재(pockets of ammonia rich)하게 한다(암모니아/NOx>1). 따라서 이 영역에서의 NOx는 모두 변환되겠지만 반응하지 못하고 남은 여분의 암모니아는 슬립을 일으키게 된다.¹⁾ 더욱이 SCR을 차량에 적용할 경우, 앞에서 설명한대로 요소의 분사위치와 모노리스 입구와의 거리가 매우 짧아 요소 수용액의 충분한 증발과 열해리(thermolysis) 반응이 일어날 잔류시간이 부족하므로 SCR 성능이 저하될 악조건이 존재한다. 이러한 장애요소를 해결하기 위해서는 3차원적 요소 분사특성과 함께 촉매변환기의 확대부 및 모노리스를 통과하면서 일어나는 난류유동 및 각 화학종의 혼합특성 그리고 모노리스에서의 화학반응이 통합적으로 고려될 수 있는 3차원적인 모델이 개발되어야 한다.

따라서 본 연구에서는 요소 인젝터의 위치 및 형상(분사구의 위치, 개수) 그리고 분사압이 SCR 촉매 입구에서의 요소 수용액의 증발 및 요소의 농도 분포 균일도에 미치는 영향에 대하여 3차원적인 수치해석을 수행하여 빠른 열해리와 암모니아 슬립을 억제할 수 있는 최적 요소 인젝터의 위치 및 형상에 대한 연구를 수행하였다.

2. 수치해석

2.1 해석모델

본 연구에서는 Fig. 1과 같은 7.2l 대형 디젤엔진용 SCR 시스템을 기본으로 인젝터의 위치 및 형상 그리고 분사압에 따른 SCR 시스템의 성능해석을 위하여 다양한 운전조건에 대한 3차원 수치해석을 각각 수행하였다. Fig. 2는 해석대상인 SCR의 격자 생성 모델을 나타낸 것으로 약 200,000개의 격자를 사용하였다. 인젝터 위치가 요소 액적의 증발량 및 SCR 모노리스 입구에서의 암모니아의 농도분포에 미치는 영향을 연구하기 위하여 해석을 수행하였다. SCR의 성능해석 시 배출가스의 성분구성은 질소와 산소를 각각 0.77:0.23의 질량분율로 간주하였다. 본 연구에서는 요소 수용액의 농도를 32.5%로 고려하였다. 본 연구에서 사용된 SCR모노리스의 셀 밀도는 200 cpsi이며 모노리스 채널의 벽두께는 0.30 mm, 전면 개구율은 69%, 기하학적 표면적은 18.5 cm²/cm³이다.

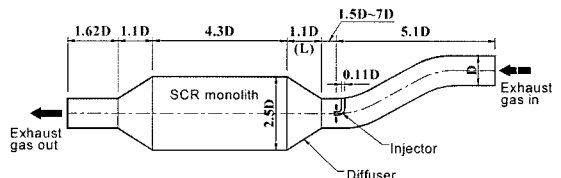


Fig. 1 Geometry of Urea-SCR for 7.2l engine

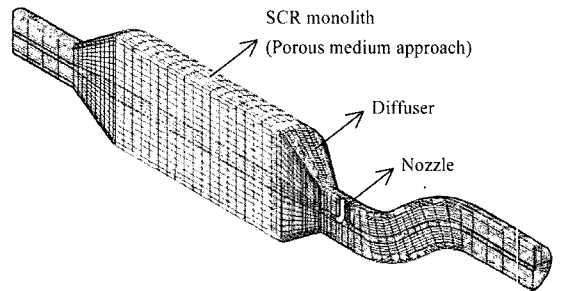


Fig. 2 Mesh generation of Urea-SCR

2.2 지배방정식

본 연구에서 사용된 SCR 시스템은 모노리스 영역과 모노리스 상·하류의 확대, 축소관 및 배기관 그리고 요소를 분사하는 인젝터로 구성되어 있다. 본 연구에 사용된 해석모델은 모노리스 내의 층류 영역과 확대, 축소관 및 배기관에서의 난류유동 그리고 인젝터에서 분무되는 요소수용액의 분무유동

으로 구별할 수 있으며 이를 동시에 해석하였다.²⁾ 기상인 배출가스의 연속상에 대한 지배 방정식은 질량보존 및 난류방정식과 연계된 운동량 보존식으로 이루어져 있으며 오일러 관점에서 해석하고, 액적의 분산상에 대한 지배방정식은 각 액적의 궤도를 추적하는 라그랑지안 관점에서 해석하는 오일러-라그랑지 방법을 사용하였다. 분무유동의 지배방정식에 대한 상세한 내용은 참고문헌³⁾에 잘 설명되어 있다. 배출가스의 밀도변화는 이상기체방정식으로부터 계산하였으며 와점성계수를 계산하기 위한 난류모델은 표준 $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다. 난류유동장 안에 분사되는 액적은 불규칙하게 변화하는 속도장을 경험하게 되며 관성에 따라 이에 반응하게 된다. 이러한 액적의 난류 분산효과는 확률방법⁴⁾ (stochastic approach)에 의해 계산하였다. SCR 모노리스는 연속체로 모델링하여 1차원 다공성 물질로 가정하고 국부유속에 대한 단위길이 당 압력강하를 계산하였고³⁾ 모노리스를 통과하는 유동의 속도는 축방향으로 지배적이기 때문에 단면 방향으로의 물질 및 운동량전달은 무시하였다.

2.3 농도분포 균일도 및 액적의 증발율

SCR 시스템에 있어 인젝터에서 분사된 요소 수용액이 모노리스 입구를 통과할 때의 농도분포균일도는 NOx의 변환효율에 큰 영향을 미칠 뿐만 아니라 암모니아 슬립과도 밀접한 관계를 가지게 된다. 따라서 이에 대한 알맞은 지표를 설정하는 것이 매우 중요하다. 본 연구에서는 Weltens⁵⁾ 등이 제안한 방법을 이용하여 아래와 같이 농도분포에 대한 불균일도 지표를 설정하였다. SCR 모노리스 입구에서의 불균일도 지수는 암모니아 슬립을 판단할 수 있는 중요한 지수가 된다.

$$\gamma = \frac{1}{2n} \sum_{i=1}^n \frac{\sqrt{(C_i - \bar{C})^2}}{\bar{C}} \quad (1)$$

차량용 SCR 시스템의 개발은 설치공간의 제약으로 인하여 요소 분사용 인젝터와 모노리스 입구와의 거리가 매우 짧아 분사된 요소 수용액은 모노리스 입구에 도달할 때까지 충분한 증발이 일어나지 않을 가능성이 있고 이는 SCR 성능 저하에 직접적

인 영향을 미치게 된다. 따라서 분사압 및 분사구의 개수가 요소 수용액의 증발에 미치는 영향을 아래의 지표를 이용하여 나타냈다.

$$\eta = \frac{Mass_{total} - Mass_{mono}}{Mass_{total}} \times 100\% \quad (2)$$

여기서, η 는 요소수용액의 국부증발율을 나타내고 $Mass_{total}$ 은 분사말기에 인젝터 분사구와 모노리스 입구 사이에 존재하는 분사된 요소수용액 질량이며 $Mass_{mono}$ 는 모노리스 입구에서의 첫 번째 격자층에 포함된 분사된 요소수용액의 질량을 나타낸다.

2.4 액적 분열모델 및 충돌모델의 검증

본 연구에서는 액적 분열모델은 Pilch와 Erdman⁶⁾이 제안한 모델을 사용하였으며 액적의 벽면충돌시 액적의 거동을 예측하기 위하여 Bai가 제안한 분무 충돌모델⁷⁾을 사용하였다. SCR 분무시스템은 분무된 요소가 배기관과의 충돌없이 SCR 확대부로 원활히 유입될 수 있도록 적절한 분무압을 항상 유지해야 한다. 그러나 자동차의 다양한 운전특성을 고려해 볼 때 분사된 요소가 배기관 등의 벽면에 충돌할 가능성이 존재하므로 이에 대한 해석정도를 확보하기 위하여 적절한 벽충돌 모델의 적용이 필요하다. 본 연구에서는 SCR 분무실험에 대한 데이터 확보의 어려움을 고려하여 분무형태 및 분무압이 본 연구의 경우와 유사한 Nagaoka의 실험 및 수치해석 결과⁸⁾와의 비교를 통하여 본 연구에 적용한 분무관련 모델들의 타당성을 검증하고자 한다. Fig. 3은 Nagaoka의 자유 분무실험을 나타낸 것으로 노즐에서 분사된 전체 액적들에 대하여 인젝터의 출구에서 70mm 떨어진 단면을 통과한 액적들의 체적분율을 시간에 대하여 측정한 것이다. Nagaoka의 자유 분무실험은 대기압 상태에서 약 3.8bar의 압력으로 298K의 C₇H₆을 4 ms 동안 2.5sec의 시간 간격으로 분무 시킨 것이다. 본 연구의 분무된 입자의 거동 및 분무속도 결과가 Nagaoka의 자유분무 실험과 잘 일치하고 있음을 잘 알 수 있다.

Fig. 4는 Nagaoka의 벽충돌실험 및 수치해석 결과와 본 연구의 수치해석 결과를 분사각이 수평평판과 90°일 때 벽 충돌 전(5 ms)과 후(9 ms)의 분무형상

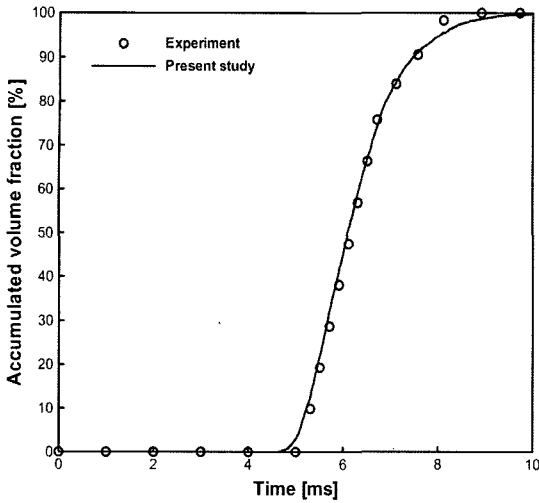


Fig. 3 Accumulative droplet volume versus time after the start of injection at 70 mm from the nozzle

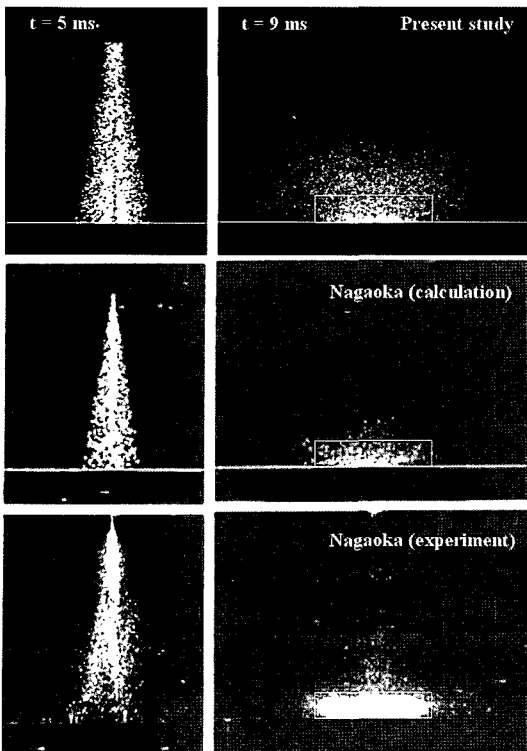


Fig. 4 Comparison between the calculated spray parcels and experimental photographs (90° impingement angles to the wall)

을 비교한 것이다. 벽 충돌 전의 분무형상은 자유분무 실험과 같이 원추형으로 Nagaoka의 결과와 잘

Table 1 Summary of initial and boundary condition

Urea exhaust system	Exhaust gas inlet velocity : 17.2 m/s
	Outlet condition : Pressure boundary
	Initial temperature : 743.15 K
Urea injection	Material : Urea
	Initial SMD : 150 μm
	Injection pressure : 1 bar, 1.5 bar, 2 bar
	Spray angle : Levich's theory ⁹⁾

일치하고 있으나 충돌 후는 본 연구에서 사용한 Bai 모델의 경우 액적의 분열이 실험결과 보다 과대평가 되고 있는 것으로 나타났고 이에 반해 Nagaoka의 수치결과는 과소평가 되고 있는 것으로 나타났다. 이는 Nagaoka의 모델이 액적의 벽면 접촉 및 증발조건을 $We < 30$ 으로 고려하였는데 반해 Bai의 벽충돌 모델은 $We < 1$ 이하로 고려한 결과로 사료된다. 따라서 두 모델의 해석결과는 액막 두께에서 차이를 보이고 있으며 이 액막의 두께는 벽 충돌 후 액적의 크기 및 거동에 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있으며 결국 충돌 후의 액적 분열이 액적의 2차 분열 및 재반동 (rebounding) 현상을 무시한 Nagaoka의 결과 보다 Bai 모델을 사용한 본 연구의 경우가 액적의 분열이 보다 활발하게 일어나고 있음을 알 수 있으며 실험결과에 더욱 근접함을 확인할 수 있다.

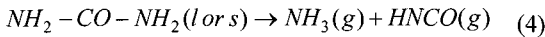
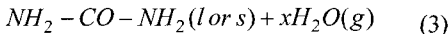
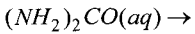
2.5 경계조건 및 수치해법

요소 분무는 연소가스가 배기관을 통하여 완전 발달 된 상태라고 가정하고 정상상태에서 얻은 속도장 및 온도장을 비정상상태 해석의 초기조건으로 사용하였다. 요소의 분무간격은 80 ms 를 주기로 사용하였고 수치해석 시의 시간중분은 0.1 ms로 정하였으며 인젝터의 분사구 직경은 모든 경우에 대하여 0.2 mm로 설정하였다. 요소 SCR 시스템의 유동 및 분무해석에 사용된 초기 및 경계조건은 Table 1에 나타내었다. 해석조건은 300 HP/7.2 liter 디젤엔진이 1800 rpm, 100% load에서 운전되는 경우로 설정하였으며 이때 배출가스의 온도는 470°C이고 공간속도는 $GHSV = 51.33 \text{ K/Hr}$ 이다. 배기관 및 모노리스 표면에서의 열손실은 Rich¹⁰⁾의 실험식을 사용하여 계산하였으며 이때 주위온도는 300K로 설정하였다. 요소의 분사압은 1.0, 1.5, 2.0 bar로 변화시켰

다. 요소수용액의 분사를 위한 다중홀에서의 분사 모델, 농도분포 불균일도 및 모노리스 입구부에서의 국부증발을 계산 등은 사용자 프로그램을 이용하였고 지배방정식에 대한 해를 얻기 위하여 유한체적법을 사용하는 상용 프로그램인 STAR-CD⁴⁾를 사용하였다. 지배방정식의 대류항 차분법은 2차 정도를 지니는 MARS를 사용 하였으며 속도장 및 압력장의 연계를 위해 PISO 알고리즘을 사용하였다.

2.6 요소의 열분해

배출가스 중의 NOx 환원을 위한 선택적 촉매환원법에 32.5%의 요소 용액을 이용할 시 요소의 열분해에 앞서 식 (3)과 같은 수분의 증발과정이 먼저 발생하게 된다. 뒤 이어 식 (4)와 같은 순수 요소의 열분해 반응이 순간적으로 발생하여 암모니아와 HNCO로 분해되게 된다. 이 과정이 배출가스의 온도 600K에서 발생한다고 하면 약 576.3 kJ/mol의 열이 요구 되어 진다.^{1,11,12)}



이러한 반응들은 분사된 액적들이 SCR 촉매에 도달하기 전에 일어나게 된다.

본 논문에서는 요소수용액의 열분해 과정을 계산하기 위하여 요소액적을 물과 요소의 구성으로 고려하였고 각각의 액적 구성요소들의 확대관 내 고온의 배출가스와 열 및 물질 교환을 아래와 같은 지배방정식으로 계산하였다.

$$\text{Mass} \frac{dm_d^i}{dt} = -\frac{K_i p A_d m_d^i}{m_d} \ln \left(\frac{p - p_j}{p - p_s^i} \right) \quad (5)$$

$$\text{Energy} m_d^i \frac{d(Cp_d^i T_d^i)}{dt} = -A_d \dot{q}_d^i + h_{fg}^i \frac{dm_d^i}{dt} \quad (6)$$

본 연구에서 사용한 액적의 각 구성요소는 서로 다른 비열 및 증발열 그리고 포화압을 가지며 고온의 가스상으로 각각 증발하게 된다. 이 때 증발과정 중의 분산상과 연속상의 복사열교환 및 화학반응은 무시하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 요소분사 인젝터의 분사각에 대한 영향

Fig. 5는 요소 분사용 인젝터의 분공수에 따른 각 분공의 위치를 나타낸 것이다. 1공 노즐을 제외한 2~8공 노즐은 인젝터의 형상에 대하여 환형의 등간격으로 각 분공이 배치되어 있으며 Fig. 5에서와 같이 요소는 반경방향으로 분사 된다. 1공 노즐은 배출가스의 유입방향과 같은 축방향 분사를 위하여 인젝터의 중심에 하나의 분사구를 생성하였다.

Fig. 6은 4공 노즐 인젝터의 분사각에 따른 분사 형태를 t = 3 ms에서 나타낸 것이다. 4공 노즐의 요소 분사방향은 배출가스의 분사방향에 대해 30°, 60° 그리고 90°로 변경하여 Fig. 6과 같이 분사시켰다. Fig. 7은 요소 분사각에 대한 SCR 모노리스 입구에서의 암모니아의 농도 불균일도를 나타낸 것이다. 요소 분사각 30° 및 60°의 경우는 확대관 길이의 약 30%까지는 유사한 선형적 불균일도 감소를 보였고 그 이후에서는 분사각 60°의 경우가 30°의 경우보다 더 큰 불균일도 감소를 나타내었다. 이에 비하여 분사각 90°의 경우는 확대관 입구에서부터 30° 및 60°의 경우 보다 불균일도가 소폭 감소하여 나타났으며 확대관 길이의 약 30% 이후에서는 그 비율이 점차 증가하여 모노리스 입구부에서는 세가지 경우 중 최저인 약 0.3의 불균일도를 나타내었다. 따라서 본 연구에서는 SCR 모노리스 입구에서의 암모니아 농도 분포를 예측하기 위하여 모든 경우의 시뮬레이션에 대해 요소의 분사각이 배출가스의 유

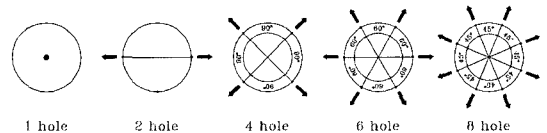
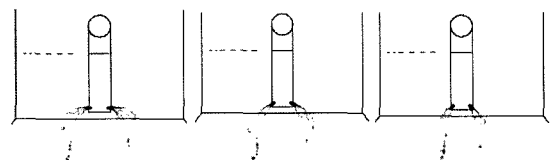


Fig. 5 Location of nozzle hole for various injector types



(a) Injection angle 90° (b) Injection angle 60° (c) Injection angle 30°
Fig. 6 Various injection angle for 4 hole injector at 3 ms after the start of injection under 1 bar injection pressure

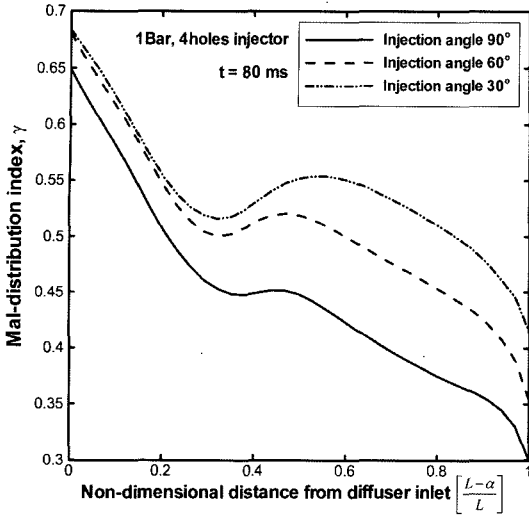


Fig. 7 Comparison of mal-distribution index in diffuser for various injection angle, 4hole injector

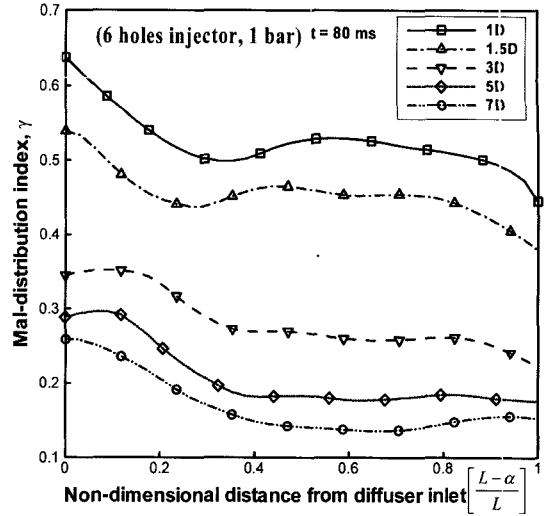


Fig. 8 Comparison of mal-distribution index in diffuser as function of injection nozzle location

동방향에 수직으로 분사되는 경우(90°)를 적용하였다.

3.2 요소분사 인젝터의 위치에 대한 영향

Fig. 8은 요소 분사용 6공 노즐 인젝터의 장착위치 변화에 따른 입구확대부에서 SCR 모노리스 입구까지의 각 단면에서의 농도분포에 대한 불균일도 변화를 나타낸 것이다. Fig. 8의 그림에서 확대관의 무차원 길이 $(L-\alpha)/L$ 에서 α 는 모노리스 입구에서부터의 거리를 나타낸다. 7.2l 대형 디젤엔진용 SCR 시스템은 차량하부의 제약된 설치공간으로 인하여 요소분사용 인젝터의 설치에 상당한 제약조건으로 작용한다. 그러나 실제의 형상에 맞추어 장착할 수 있는 인젝터의 설치위치가 자유롭다고 가정했을 때 인젝터의 위치를 SCR촉매의 유입확대부 입구에서 상류로 배기관 직경의 7배까지 변경함으로써 분사된 요소의 농도분포 불균일도에 미치는 영향을 연구하였다. 기준모델의 경우 분사말기(80 ms)까지 분사된 요소수용액은 확대관의 약 30% 지점까지는 선형적인 불균일도 감소를 보이다가 확대관의 약 85% 지점까지는 큰 변화가 없고 그 이후부터 모노리스 입구부까지 증발된 요소수용액의 확산 효과로 다시 빠른 불균일도 감소의 양상을 나타내었다. 배기관 직경(D)의 1.5, 3, 5 그리고 7배에 해당하는 상류위치에 장착된 인젝터를 사용하였을 때는

실제의 경우보다 모노리스 입구부에서 각각 13, 47, 58, 61%의 불균일도 감소를 각각 나타내었다. 이는 인젝터와 모노리스 입구부와의 거리가 멀수록 분사된 액적이 횡방향으로 흐르는 배출가스와의 마찰로 인하여 미립화가 촉진되고 또한 기화현상이 빠르게 진행되므로 증발gas와 배출gas와의 혼합율이 상승하기 때문이다. 그러나 5D 이상의 위치에 장착된 경우는 불균일지수의 감소량이 미미함을 볼 수 있는데 이는 인젝터와 모노리스 입구부와의 거리가 일정수준 이상일 경우 대부분의 요소수용액이 확대관에 도달하기 전에 이미 증발해 배출가스와의 균일한 혼합이 이루어졌기 때문에 더 이상의 분사거리 증가가 무의미함을 의미한다.

3.3 요소분사 인젝트의 형상에 대한 영향

Fig. 9는 분사말기($t = 80$ ms)에 요소수용액 분사압 1bar에서 인젝터의 분사구 개수가 암모니아의 농도 불균일도에 미치는 영향을 나타낸 것이다. 인젝터가 확대관 입구부에 장착되어 있는 기준 모델의 경우 확대관 입구부에서는 SCR 시스템의 축방향으로 분사되는 1공 노즐의 경우가 약 0.69로 가장 높은 불균일도 지수를 나타내었다. 2공 노즐의 경우는 6공 및 8공 노즐의 경우보다 더 낮은 불균일도를 보였다. 확대관의 약 30% 지점까지는 전 모델의 경우

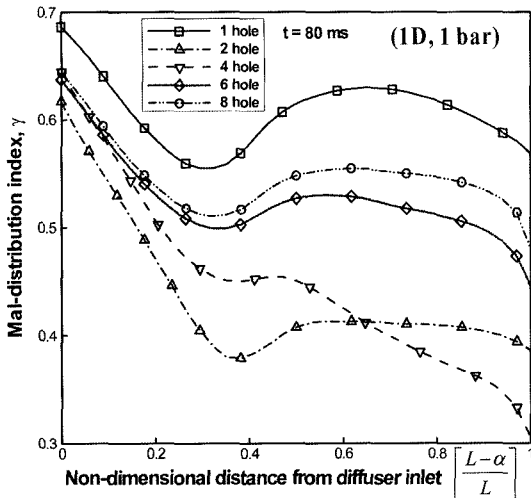


Fig. 9 Comparison of mal-distribution index in diffuser as function of injection nozzle holes

가 모두 선형적인 불균일도의 감소를 나타냈다. 그러나 가장 빠른 속도로 분사되는 1공 노즐의 경우는 확대관의 약 30% 이후 모노리스의 중앙부에 집중되는 요소수용액으로 인해 불균일도의 상승이 급격히 나타났다. 약 65% 지점부터는 요소수용액의 증발로 인하여 다시 불균일도가 낮아지고 있으나 모노리스 입구부에서 약 0.56의 불균일도를 보여 축방향의 요소분사가 효율적이지 못함을 알 수 있었다. 반면 2공 노즐의 경우는 각 분공당 초기 분사속도와 질량유량이 저감되나 횡방향 유동과의 상대속도가 커져 마찰력에 의해 미립화가 촉진되고 분사된 액적이 배기관 벽을 따라 확대관 측벽을 타고 넓게 확산되어 나갔다. 이로 인하여 확대관의 약 64% 지점까지는 불균일도가 가장 낮은 것으로 나타났다. 4공 노즐의 경우는 SCR 모노리스 입구에서 가장 낮은 불균일도를 얻을 수 있었는데 이는 각 분공에서 분사되는 액적의 미립화 및 기화현상이 활성화되어 있고 또한 분공수가 증가함에 따라 분사액의 공간이 용률 증가에 따른 것이다. 그러나 6공 및 8공 노즐의 경우는 불균일지수가 2공 및 4공 노즐의 경우보다 매우 높다. 이는 분공수가 증가함에 따라 초기 분사속도와 질량유량이 과도하게 저감되어 분사되는 액체의 운동량을 저감시켜 횡방향 유동과의 상대속도 저감에 따라 미립화가 낮게 진행되기 때문이다. 이러한 현상을 확인하기 위해 Fig. 10에 분사압 1 bar에

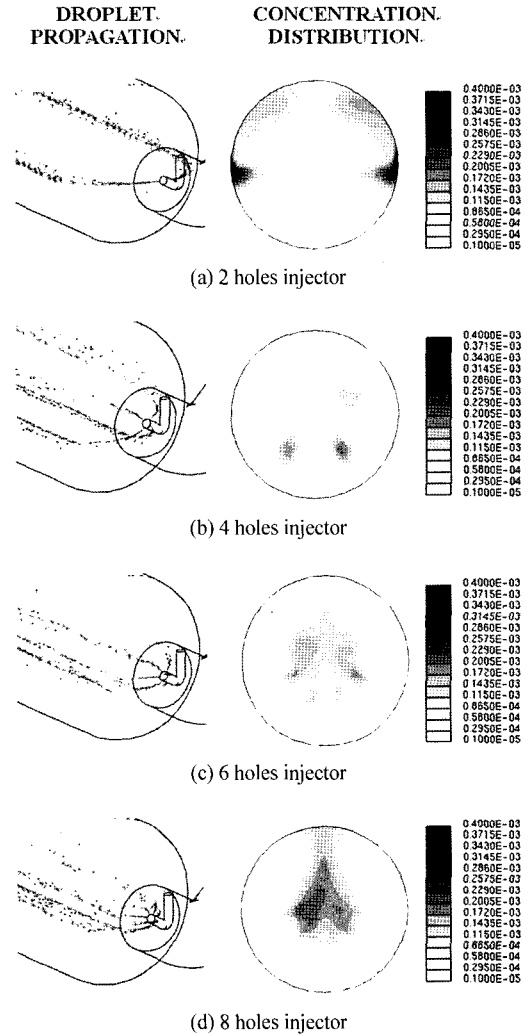


Fig. 10 Droplet propagation of urea solution and concentration distribution of NH_3 at SCR monolith face

서의 2, 4, 6, 8공 노즐에서의 요소수용액 분무 양상과 분사된 암모니아의 농도분포를 나타내었다. 6공 및 8공 노즐의 경우 분사 순간에는 2공과 4공 노즐의 경우보다 공간이용율이 높으므로 더 넓은 영역으로 요소수용액을 분사시킬 수 있다. 그러나 분사속도가 상대적으로 낮기 때문에 요소수용액이 확대관으로 진입한 후에는 배출가스의 큰 관성에 의해 반경방향으로 확산되지 못하고 모노리스 중앙부로 집중되는 현상이 나타났다. 따라서 2공과 4공 노즐의 경우보다 오히려 불균일도가 더 높게 나타났다.

3.4 요소 분사압에 대한 영향

Fig. 11은 요소수용액의 분사압에 따른 모노리스 입구부에서의 불균일도 변화를 나타낸 것이다. 분사압이 변하여도 1공 및 2공 노즐의 경우는 불균일도에 큰 변화가 없었다. 그러나 4공 노즐의 경우는 분사압을 1 bar에서 1.5 bar 및 2 bar로 상승시켰을 경우 약 20% 정도의 불균일도 감소를 나타내었다. 이는 분사압이 증가함에 따라 다공 노즐의 경우는 분사 액체의 공간 이용율의 증가와 함께 액적의 분열이 빨리 일어나고 분무속도가 증가하게 되므로 주위 기체와의 마찰력이 증가하게 되고 미립화가 촉진되기 때문이라고 생각되어진다. 6공 및 8공 노즐의 경우도 분사압이 증가함에 따라 요소수용액의 반경방향 확산효과가 증가하여 그에 따른 불균일도는 감소하였고 분사압을 1 bar에서 1.5 bar와 2 bar로 상승시켰을 경우 6공 노즐에서는 각각 14%와 29%의 균일도 향상이 발생하였고 8공 노즐의 경우는 각각 10%와 18%의 균일도 향상을 얻을 수 있었다.

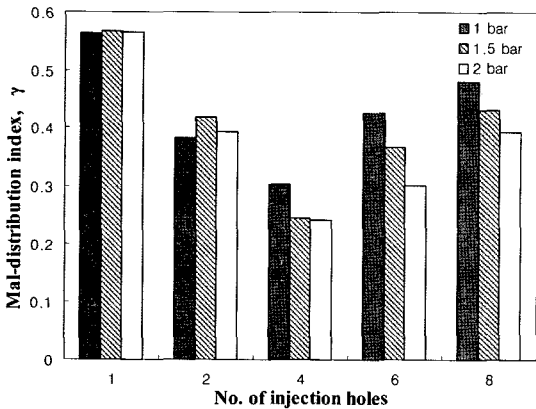


Fig. 11 Comparison of mal-distribution index on the mono-lith face as function of injection pressure

3.5 요소수용액의 증발율

Fig. 12는 요소수용액의 분사압에 따른 모노리스 입구부에서의 국부증발율의 변화를 나타낸 것이다. 모노리스 입구부에서의 요소수용액 증발은 암모니아/NOx의 혼합에 필요한 최적의 요소수용액 분사량 예측 등 SCR 시스템 설계 시 중요한 지표 중의 하나이다. 요소수용액의 분사 시에는 미립화가 잘 이루어지거나 주위기체와 열교환 할 수 있는 충분한

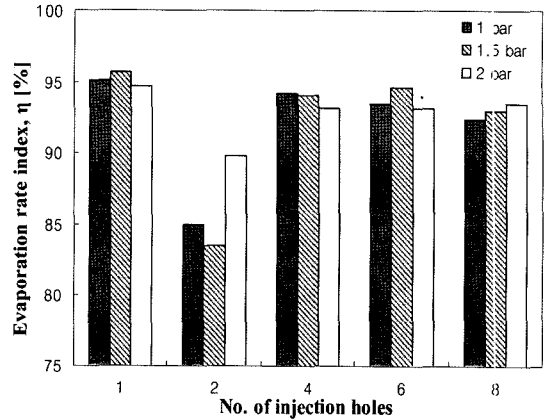


Fig. 12 Comparison of local evaporation ratio on the mono-lith face as function of injection pressure

시간을 확보하였을 때 증발율이 상승하게 된다. 1공 노즐의 경우는 요소수용액의 초기 분사속도가 커서 배출가스와의 마찰력이 증가하여 미립화가 촉진된다. 따라서 2공 노즐의 경우보다 증발율은 상승하고 1 bar 보다 분사압을 상승시킨 1.5 bar ~ 2 bar의 경우에 분사속도가 증가되고 미립화가 활발히 일어나며 증발율은 상승하게 된다. 2공 노즐의 경우는 Fig. 10에서 보듯이 1공 노즐 보다 각 분공의 분사속도도 낮아지고 분공 당 운동량 역시 저하되어 미립화가 저하되었다. 더욱이 액적의 대부분이 확대관의 벽면을 타고 모노리스에 유입되므로 미립화가 다른 경우에 비해 낮게 나타났다. 또한 확대관 벽면에서는 배출가스의 재순환 영역이 형성되어 있으므로 매우 낮은 유속이 분포 한다. 따라서 요소의 액적과 배출가스와의 상대속도가 작아져 액적의 기화현상이 억제된다. 결국 2공 노즐의 증발율이 작은 것은 분사속도의 감소와 분사된 액적의 잔류시간 부족으로 인한 배출가스와 액적간의 열전달량의 부족 때문이다. 이 경우 증발되지 못한 요소수용액은 상당 부분이 SCR 모노리스로 유입될 가능성이 있다. 이는 NOx의 환원율을 저감시킬 위험이 있으므로 CFD를 이용한 암모니아의 공간균일도 및 증발량 등의 예측이 필수적이라 하겠다. 4, 6, 8공 노즐의 경우 분무속도가 낮아지면 미립화가 저하 되나 배출가스와의 접촉시간은 증가하게 된다. 따라서 잔류시간이 2공보다 커지기 때문에 증발율도 2공 노즐의 경우보다 증가하였다.

3.6 분사위치 및 압력의 영향

Fig. 13 및 Fig. 14는 3가지 분사압의 경우 4공 및 6공 노즐의 분사위치의 변화에 대한 SCR 모노리스 입구에서의 암모니아 농도분포의 불균일도 변화를 나타낸 것이다. Fig. 13의 4공 노즐인 경우 분사위치가 3D 이하에서는 분사압의 증가에 따라 불균일도가 감소하였고 모노리스에서 분사위치가 멀어질수록 불균일지수가 감소하였다. 이는 분사위치가 멀어질수록 요소수용액의 증발 및 배출가스와의 혼합에 필요한 시간이 증가하며 또한 분사압의 증가로 인하여 각 분공에서의 미립화가 촉진되며 공간이용률이 증가하기 때문이다. 그러나 분사위치가 5D 이상의 거리에서는 분사압 증가에 따른 효과가 미미하고 2 bar의 분사압에서는 오히려 불균일도가 증가하는 것으로 나타났다. 이는 배출가스와 액적의 혼합 및 증발에 충분한 시간이 있어 분사압 증가에 따른 미립화 촉진이 큰 기여를 하지 못하였기 때문이며 2 bar의 고압분사의 경우, 분사초기의 과도한 반경방향으로 액적의 침투가 모노리스 유입부에서의 농도불균일도를 증가시키는 것으로 사료된다. Fig. 14에서 볼 수 있듯이 6공 노즐인 경우는 분사위치 및 분사압의 증가에 따라 4공 노즐의 경우보다 불균일도가 급격히 감소하였으나 분사압 증가에 따른 불균일도의 감소폭은 분사위치가 5D 이상에서 급격히 감소하였다. 6공의 경우는 4공보다 각 분공에서의 분사속도의 감소로 인하여 미립화가 저하되나 분사압이 증가하면서 미립화의 향상과 더불어 공간이용률이 증가하여 3D 이하의 경우 분사압 및 분사위치 증가에 따라 불균일도가 급격히 낮아진다. 그러나 5D 이상의 분사위치의 경우는 액적과 배출가스의 혼합 및 열전달 시간이 충분히 확보되어 분사압 증가에 따른 미립화 촉진 효과가 둔화된다. 본 논문에는 나타내지 않았으나 8공 노즐의 경우는 분사압 1~2 bar의 전 구간에 걸쳐 모노리스에서 분사위치가 멀어질수록 불균일도는 급격히 감소하였다. 또한 3D 이하에서는 6공노즐 보다 높은 불균일도를 나타낸 반면 5D 이상에서는 1 bar를 제외한 1.5 bar와 2 bar에서 6공 노즐 보다 낮은 불균일도를 나타내었다. 이는 분사압이 증가할수록 각 분공에서의 미립화 효율이 상승하고 공간이용율도 향상되어

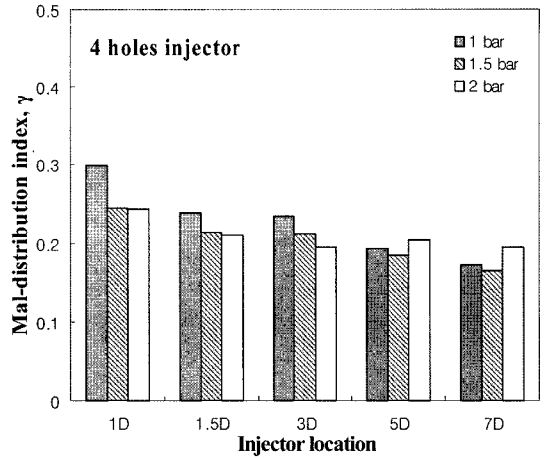


Fig. 13 Comparison of mal-distribution index on the monolith face as function of injection pressure for 4 holes injector

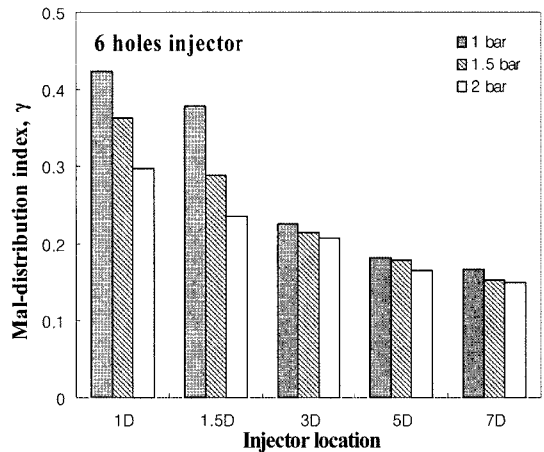


Fig. 14 Comparison of mal-distribution index on the monolith face as function of injection pressure for 6 holes injector

액적이 모노리스 유입부까지 진입하는 동안 배출가스와 혼합을 더욱 촉진시키기 때문이다. 1공 노즐 및 2공 노즐은 분사압의 증가에 큰 영향을 받지 않았으며 농도균일도 면에서도 좋은 효과를 나타내지 못했다.

4. 결론

본 연구에서는 SCR 시스템의 최적 모델 개발을 위하여 인젝터의 위치 및 형상 그리고 요소수용액의 분사압이 시스템에 미치는 영향을 농도분포 균

일도 및 모노리스 입구부에서의 증발율과 관련지어 3차원 열 유동 해석을 수행하였다. 그에 대한 결론은 다음과 같다.

- 1) 요소분사 인젝터를 SCR 촉매변환기의 유입확대부 입구로부터 상류로 배기관 직경(D)의 1.5, 3, 5 그리고 7배에 해당되는 위치에 설치하였을 경우, 기본모델(1D)의 경우보다 모노리스 입구부에서 약 13, 47, 58, 61%의 불균일도 감소를 각각 나타내었다. 또한 5D이상의 거리에서는 불균일도 감소에 큰 영향이 없었다.
- 2) 분사각의 변화가 SCR 모노리스에서의 암모니아 농도분포에 미치는 영향을 해석한 결과, 배기가스의 유동방향에 수직하게 분사한 경우가 가장 낮은 농도 불균일도를 나타내었다.
- 3) 본 연구의 경우, 4공 노즐의 경우가 SCR 모노리스 입구에서 가장 낮은 NH₃의 불균일도를 나타내었다. 이는 각 분공에서 분사된 액적의 공간이용률이 높고, 미립화 및 열분해가 짧은 시간에 효과적으로 일어날 수 있기 때문이다. 그러므로 4공 노즐의 요소 인젝터의 경우, 암모니아 슬립을 최소화 시킬 수 있을 것이다.
- 4) 본 연구의 결과로부터, 대형 디젤엔진에 urea-SCR 시스템을 적용을 위한 요소 분사용 인젝터 설계시, 인젝터의 위치, 분사공의 개수 및 위치 그리고 분사각은 NO_x의 변환효율과 암모니아 슬립에 영향을 미칠 수 있는 중요 설계인자임을 확인할 수 있었다.

후 기

본 연구는 산업자원부의 지원으로 시행되는 중기거점/차세대 신기술 개발사업의 2차년도 연구결과의 일부임을 밝힙니다.

References

- 1) J. Walker and B. K. Speronello, "Development of an ammonia/SCR NO_x Reduction System for a Heavy Duty Natural Gas Engine," SAE 921673, 1992.
- 2) S.-J. Jeong and W. S. Kim, "A Numerical Approach to Investigate Transient Thermal and Conversion Characteristics of Automotive Catalytic Converter," SAE 980881, 1998.
- 3) A. P. Watkins, "Three-dimensional Modelling of Gas Flow and Sprays in Diesel Engines," ed. Markatos, N.C., Computer Simulation for Fluid Flow, Heat and Mass Transfer, and Combustion in Reciprocating Engines, pp.193-237, 1989.
- 4) STAR-CD Ver.3.15 Manual, Computational Fluid Dynamics Ltd., 2001.
- 5) H. Weltens, H. Bressler, F. Terres, H. Neumaier and D. Rammoser, "Optimization of Catalytic Converter Gas Flow Distribution by CFD Distribution," SAE 930780, 1993.
- 6) M. Pilch and C. Erdman, "Use of Breakup Time Data Velocity History Data to Predict the Maximum Size of Stable Fragments for Acceleration-induced Breakup of a Liquid Drop," Int. J. Multiphase Flow, Vol.13, No.6, pp.741-757, 1987.
- 7) C. Bai and A. D. Gosman, "Development of Methodology for Spray Impingement Simulation," SAE 950283, 1995.
- 8) M. Nagaoka, H. Kawazoe and N. Nomura, "Modeling Fuel Spray Impingement on a Hot Wall for Gasoline Engines," SAE 940525, 1994.
- 9) J. N. Mattavi and C. A. Amann, "Combustion Modeling in Reciprocating Engines," Plenum Press, pp.369-401, 1980.
- 10) B. R. Rich, "An Investigation of Heat Transfer from an Inclined Flat Plate in Free Convection," Trans. ASME, Vol.75, pp.489-499, 1953.
- 11) S. Saito, R. Shinozaki, A. Suzuki, H. Jyoutaki and Y. Takeda, "Development of Urea- SCR System for Commercial Vehicle-Basic Characteristics and Improvement of NO_x conversion at Low Load Operation," SAE 2003-01-3248, 2003.
- 12) C. Winkler, P. Florchinger and M. D. Patil, J. Gieshoff, P. Spurk and M. Pfeifer, "Modeling of SCR DeNO_x Catalyst-Looking at the Impact of Substrate Attributes," SAE 2003-01-0845, 2003.