<학술논문> DOI http://dx.doi.org/10.3795/KSME-B.2014.38.1.041 ISSN 1226-4881(Print)
2288-5234(Online)

디젤 배기관에 분사된 우레아 수용액의 분무 거동 및 유동 특성에 관한 연구

안 태 현* · 김 만 영*†
* 전북대학교 항공우주공학과

Numerical Investigation of the Spray Behavior and Flow Characteristics of Urea-Water Solution Injected into Diesel Exhaust Pipe

Tae Hyun An* and Man Young Kim*†
* Dept. of Aerospace Engineering, Chonbuk Nat'l Univ.

(Received June 15, 2013 ; Revised September 17, 2013 ; Accepted September 23, 2013)

Key Words: SCR(Selective Catalytic Reduction, 선택적 촉매 환원), Urea-water solution(요소수용액), Evaporation (증발), Thermolysis(열해리), NOx(Nitrogen Oxides, 질소산화물), Ammonia(암모니아), Mixer(믹서)

초록: Urea-SCR 시스템은 주로 열해리와 증발시간의 부족으로 인해 발생하는 암모니아 슬립 현상과 관련된 몇 가지 문제점들을 가지고 있으며, 이러한 문제점들은 분사된 요소수용액의 불균일한 분포를 초래한다. 따라서 본 연구에서는, 배기가스와 요소수용액 사이의 증발 및 혼합특성을 강화시키기 위해 인젝터 장착 각도 그리고 믹서의 장착 및 설치 각도와 같은 다양한 매개변수들을 바꾸며 전산해석 연구를 수행하였다. 그 결과, 이와 같은 매개변수들이 배기가스와 요소수용액의 증발 및 혼합특성에 상당한 영향을 미친다는 것을 알 수 있었으며, 이 매개변수들의 최적화가 요구된다. 또한, 본 논문은 Urea-SCR 분사 시스템의 DeNOx 성능을 증가시키고 암모니아 슬립을 감소시키기 위한 최적 설계 시 유용한 기준을 제안할 것이다.

Abstract: A urea-SCR system suffers from some issues associated with the ammonia slip phenomenon, which mainly occurs because of the shortage of evaporation and thermolysis time, and this makes it difficult to achieve an uniform distribution of injected urea. A numerical study was therefore performed by changing such various parameters as installed injector angle and application and angle of mixer to enhance evaporation and the mixing of urea water solution with exhaust gases. As a result, various parameters were found to affect the evaporation and mixing characteristics between exhaust gas and urea water solution, and their optimization is required. Finally, useful guidelines were suggested to achieve the optimum design of a urea-SCR injection system for improving the $DeNO_x$ performance and reducing ammonia slip.

- 기호설명 -

aq : 수용액
ℓ : 액체
g : 기체
n : 셀의 수
$\overline{C}$: 단면적에서의 평균 농도
C_i : 셀 i에서의 농도

† Corresponding Author, manykim@jbnu.ac.kr
© 2014 The Korean Society of Mechanical Engineers

1. 서 론

디젤엔진은 높은 열효율 및 이산화탄소(CO_2)의 배출량이 적은 장점으로 인해 여러 산업에서 널리 사용되고 있다. 하지만 질소산화물(NOx)의 유해성에 대한 전 세계적인 관심이 증가함에 따라 디젤엔진의 NOx 배기규제가 점차 강화되고 있다. 이로 인해 연소방법의 개선, EGR(Exhaust Gas Recirculation), 그리고 고압분사와 같은 엔진기술이 적용됐지만 점점 강화되는 배기규제를 이러한 엔진 기술만으로는 만족시킬 수 없다. 따라서 이

러한 NOx 배기규제를 만족시키기 위해 LNC(Lean NOx Catalyst), LNT(Lean NOx Trap), 그리고 SCR과 같은 다양한 후처리장치의 기술들이 연구되고 있으며,[1,2] 그중에서 Urea-SCR은 다양한 NOx 저감 장치 중 배기규제를 만족시킬 수 있는 가장 효과적인 방법으로 알려졌다.

Urea-SCR 시스템에서 요소수용액은 배기관에 장착된 인젝터(Injector)를 통해 고온의 배기가스에 분사된 후 열분해(Thermal decomposition) 과정을 통해 암모니아로 분열되어 NOx를 질소(N_2)와 물(H_2O)로 환원시킨다. 하지만 Urea-SCR 시스템은 열해리 및 증발 시간의 부족에 의한 암모니아 슬립(Ammonia slip)과 관련된 몇 가지 문제점들을 가지고 있다. 이 문제점들은 촉매 전단에서 분사된 요소수용액의 불균일한 분포를 초래하고, Urea-SCR 시스템의 DeNOx 성능에 지대한 영향을 끼친다. 따라서 Urea-SCR 시스템의 DeNOx 효율을 높이기 위해, Kim 등[3]은 상온에서 요소수용액의 분무 특성 및 디젤 기관의 배기가스 조건에서의 열분해에 의한 암모니아의 생성을 실험과 전산해석 방법을 병행하여 연구하였으며, 이 결과는 SCR 시스템에 적용되는 혼합기의 최적 설계를 위한 기초 자료로 활용 가치가 있다. 그리고 Birkhold 등[4]은 Kim 등[3]의 실험데이터와의 비교 및 검증을 통해 매개변수를 설정한 후, 빠른 혼합(Rapid mixing) 및 확산 제한(Diffusion limit) 모델을 사용함으로써, 요소수용액의 단일액적으로부터 물의 증발에 따른 환원제의 분포 및 전환율을 예측하기 위한 전산해석 연구를 수행하였다. 또한, Jeong 등[5]는 Urea-SCR 배기 시스템에서 요소수용액의 분사 각도 그리고 인젝터의 분사구 개수 및 분사위치가 SCR 촉매 전단에서 암모니아의 농도분포 균일도에 미치는 영향을 실험 및 수치해석을 통하여 분석하였다. Kang 등[6]은 원형 관내 믹서의 기하학적 변수에 따른 혼합 유동특성을 고찰하기 위해 베인(Vane)의 각, 크기, 위치, 그리고 모양 변화에 따른 성능지수 비교 및 유동 특성에 대해 연구하였다. 하지만 이 전연구들은 요소수용액의 열분해 현상에 대한 것과 믹서 장착에 따른 암모니아와 배기가스의 혼합특성에 대해서 각각 고찰한 것이다. 또한, 믹서가 장착된 배기관에 대해서 요소수용액의 열분해 및 혼합특성을 동시에 고려한 연구는 미진한 실정일 뿐만 아니라 Urea-SCR 시스템은 서로 다른 배기관 형상, 분사각도, 인젝터의 위치, 그리고 믹서를 갖기 때문에, urea dosing 시스템을 최적화하기 위해 SCR 시스템 내의 혼합기(Mixing chamber)의 형상 및 길이에 따른 배기가스와 요소수용액의 열분해 및 혼합특성에 관한 지속적인 연구가 필요한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 이전연구를 확장하여 요소수용액 분사조건 및 믹서의 적용에 따른 SCR 촉매 전단에서의 온도 및 암모니아 분포특성을 확인하기 위해, 상용 CFD 코드인 AVL Fire™를 이용하여 Kim 등[3]의 실험값 및 Birkhold 등[4]의 해석값 비교를 통하여, 분열 모델의 매개변수를 설정한 후 측정된 수치해석 값의 비교를 통하여 인젝터 및 믹서의 장착 각도에 따른 결과를 고찰하고자 한다.

2. 수치해석 모델

2.1 Urea-SCR 시스템 메커니즘

고온의 배기가스에 요소수용액(32.5wt% urea; brand name: AdBlue)이 분사되면, 배기가스에서 다음의 세 단계를 따라 최종적으로 가스 상태의 암모니아(NH_3)가 생성된다.[7]

Ⅰ. 요소수용액 액적으로부터 수분의 증발

$$(NH_2)_2CO(aq) \rightarrow (NH_2)_2CO(\ell) + 6.9H_2O(g) \quad (1)$$

Ⅱ. Urea의 열해리

$$(NH_2)_2CO(\ell) \rightarrow (NH_3)(g) + HNCO(g) \quad (2)$$

Ⅲ. 이소시안산 가스의 가수분해

$$HNCO(g) + H_2O(g) \rightarrow NH_3(g) + CO_2(g) \quad (3)$$

위와 같은 요소수용액의 암모니아로의 분열 메커니즘을 Fig. 1에 도시하였다. 요소수용액이 고온의 배기가스에 분사되면, 먼저 액적이 가열되고 액적 표면의 물이 증발한다.[7] 그리고 생성된 urea는 열해리 과정을 통하여 암모니아와 이소시안산(Iso-cyanic acid, HNCO)으로 분열되며, 생성된 이소시안산은 배기관을 따라 이동하면서 물(H_2O)과 반응하여 암모니아와 이산화탄소(CO_2)로 가수분해된다. 생성된 NH_3는 SCR 촉매에서 식 (4)~(6)의 화학반응식을 통해 질소산화물을 질소(N_2)와 물(H_2O)로 변환시킨다.[2]

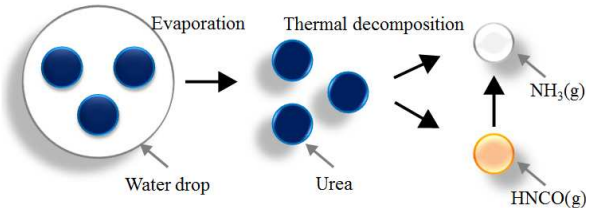

Fig. 1 Decomposition mechanism of urea-water solution to ammonia and HNCO gases in hot exhaust environment

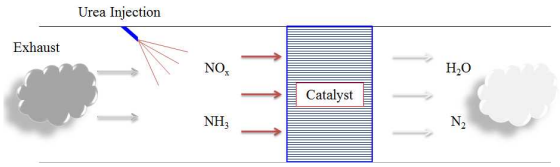

Fig. 2 Schematic representation of the Urea-SCR system adopted in this work

$$4NH_3 + 4NO + O_2 \rightarrow 4N_2 + 6H_2O \quad (4)$$

$$4NH_3 + 2NO + 2NO_2 \rightarrow 4N_2 + 6H_2O \quad (5)$$

$$8NH_3 + 6NO_2 \rightarrow 7N_2 + 12H_2O \quad (6)$$

식 (4)는 standard SCR 반응으로서 NH_3와 NO가 1:1 비율로 반응하고, 식 (5)는 fast SCR 반응으로서 NO와 NO_2가 1:1로 반응한다. Fast SCR 반응은 standard SCR 반응보다 10배 이상의 높은 반응률을 지니며, 특히 300℃ 이하의 저온에서 NOx 저감률이 매우 뛰어나다. 또한, slow SCR 반응인 식 (6)은 NO_2/NOx 비율이 0.5 이상일 때, Fast SCR 반응으로 저감되고 남은 NO_2가 제거되는 반응이고, 식 (4)와 (5)의 두 반응에 비해 매우 느린 반응률을 지니고 있다. 위에서 설명한 Urea-SCR 시스템의 기본 메커니즘을 Fig. 2에 나타내었다. 질소산화물을 저감시키는 장치인 SCR은 인체에 해로운 질소산화물을 질소와 물로 변환시킨다. 한편, SCR 시스템에서 일어나는 바람직하지 않은 반응은 배기관에 존재하는 많은 양의 산소에 대한 경쟁반응(Competitive reaction)과 비선택성반응(Nonselective reaction)이다. 이러한 반응들은 400℃ 이상의 고온에서 2차 오염물질을 생성시키거나 혹은 비생산적으로 암모니아를 소비한다.[8] 아래의 식 (7)과 (8)에 주어진 암모니아의 부분산화(Partial oxidation) 반응에서는 각각 N_2O와 N_2를 생성한다. 한편, 식 (9)에 나타난 암모니아의 완전산화(Complete oxidation) 과정에서는 질소산화물을 인체에 무해한 질소와 물로 변환시키는데 사용되는 NH_3가 일산화질소(Nitrogen monoxide, NO)로 산화되어 질소산화물의 저감률이 감소한다.[9] 즉,

$$2NH_3 + 2O_2 \rightarrow N_2O + 3H_2O \quad (7)$$

$$4NH_3 + 3O_2 \rightarrow 2N_2 + 6H_2O \quad (8)$$

$$4NH_3 + 5O_2 \rightarrow 4NO + 6H_2O \quad (9)$$

또한, 약 100~200℃ 이하의 낮은 온도에서 암모니아는 NO_2와 반응하여 폭발성이 있는 암모니아 질산염(Ammonium nitrate, NH_4NO_3)을 생성한다. 즉,

$$2NH_3 + 2NO_2 + H_2O \rightarrow NH_4NO_3 + NH_4NO_2 \quad (10)$$

이 반응은 온도가 200℃ 이하로 내려가지 않도록 함으로써 피할 수 있으며, NH_4NO_3의 생성 경향은 배기가스에 NOx와의 완전반응에 필요한 양 이하의 NH_3를 정확히 분사시킴으로써 최소화시킬 수 있다. 따라서 Urea-SCR 시스템의 설계 시 위와 같은 메커니즘의 반응식이 최적화된 설계가 이루어져야 한다.

2.2 수치해석

요소수용액의 분사에 대한 전산해석을 수행하기 위해, 유한체적법(FVM)을 기반으로 하는 상용 CFD 코드인 AVL Fire™ 2011버전의 증발 및 열해리 모델을 사용하였다.[10] 액체의 미립화 및 거시적 분포 거동을 해석하기 위해 연속체의 성격이 뚜렷한 주변 기체 유동장에 대해서는 오일러(Euler) 관점으로, 비연속적인 입자들의 거동 특성을 가지는 요소수용액의 분무 입자들은 라그란지(Lagrange) 관점으로 각 입자를 추적하여 거동을 해석한다.[11] 그리고 두 상(Phase)간의 운동량 및 에너지의 전달은 오일러 상(Eulerian phase)의 수송 방정식의 소스 항(Source term)에 의해 반영된다. 그리고 액적의 증발모델은 SCR-thermolysis (SCR evaporation model including urea thermolysis)를 적용하였으며, 이 모델에서 열해리율은 Birkhold 등[4]에 의해 정의된 매개변수를 적용한 아레니우스 타입(Arrhenius-type)방정식으로 표현된다.[10] 난류 확산은 Gasman-Ioannides에 의해 정의된 모델을 사용하였으며,[12] 난류 모델은 standard k-e 방정식을 적용하였고, 난류 특성이 급격하게 변하는 벽면에서 얇은 경계층 안의 격자만으로는 이를 표현하기 어려우므로 이를 효율

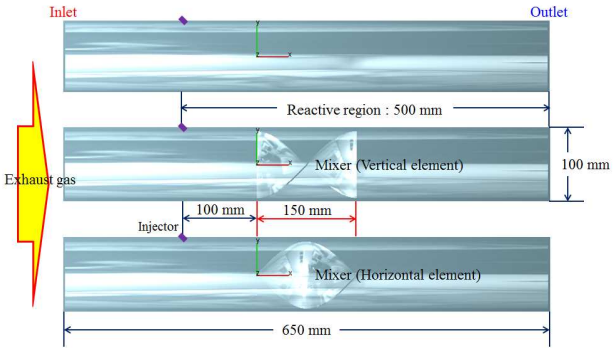

Fig. 3 Schematic of the exhaust pipe systems with urea injector and mixer

적으로 계산하기 위해 벽함수(Wall function)을 적용하였다.[10] 또한, 식 (3)에 표현된 HNCO의 가수분해는 CHEMKIN chemistry solver[13]를 AVL Fire™[10]에 적용하여 균일가스상 반응으로 고려하였다. 한편, 액막은 multi-component 모델을 적용하였으며,[10] 벽면으로부터의 영향을 표현하기 위해 액적의 열 및 물리학적 특성에 의해 영향을 받는 무차원수를 사용하는 Kuhnke의 분무/벽 상호작용(Spray/wall-interaction)모델을 적용하였다.[14] Urea-SCR 시스템의 최적 유동 특성을 확보하기 위해 내부 유동은 비정상 상태의 3차원 난류 유동으로 가정하였다. 그리고 결과 비교에 사용된 값은 면적 가중 평균법에 따라 계산된 값을 사용하였다. 마지막으로, SCR 촉매 전단에서 암모니아의 공간분포는 NOx 전환율에 큰 영향을 미치기 때문에 암모니아 농도 분포 균일도는 중요한 지표이다. 따라서 본 연구에서는 모든 조건에 대해 비교 가능한 기준을 설정하기 위해서 Weltens 등[15]에 의해 제안된 농도 분포 균일도 지수, γ를 사용하여 모노리스 입구에서 환원제의 농도 분포 균일도 지수를 식 (11)을 사용하여 계산하였다. 즉,

$$\gamma = 1 - \frac{1}{2n}\sum_{i=1}^{n}\frac{|C_i - \overline{C}|}{\overline{C}} \tag{11}$$

이 균일도 지수는 0에서 1 사이의 값을 가지고, 1에 가까울수록 균일한 농도 분포를 의미한다.

2.3 해석모델

본 연구에서는 Urea-SCR 시스템에 설치된 인젝터의 각도에 따른 NH_3 전환률 개선 및 비교 연구를 수행하기 위하여 3차원 CAD로 구현된 단품의 형상을 유한체적법(FVM)을 기반으로 하는 상용 CFD 코드인 AVL Fire™가 인식할 수 있는 표면데이터(*.stl) 파일로 변환한 후, FAME Hybrid 기능을 이용하여 격자를 생성하였다.[10] Fig. 3은 본 수치해석에서 모델링 한 Urea-SCR 시스템의 치수 및 개략도를 나타낸 것이다. Fig. 3에서 배기관의 총 길이는 650 mm, 배기관의 직경은 100 mm, 믹서의 길이는 150 mm, 그리고 반응 영역의 길이는 500 mm이다. 본 연구에서 적용한 믹서는 헬리컬 엘리먼트인 kenics 타입의 스태틱 믹서로써, 형상은 평판의 왼쪽과 오른쪽 끝 면이 180° 트위스트(Twist) 되도록 설계 제작되었다. 또한, 믹서의 장착 각도가 압력강하 그리고 암모니아 생성량 및 농도분포 균일도에 미치는 영향을 고찰하기 위해 믹서의 설치 각도를 수직/수평으로 구분하였다. 인젝터는 배기관 내 반응영역 시작 부분의 윗면에서 배출구로 30°, 45°, 및 60°의 각도를 가지며, 이것을 각각 Case 1, Case 2, 그리고 Case 3으로 분류하였다. 노즐의 위치는 AVL Fire™ 내의 solver spray module을 이용하여 설정하였으며,[10] 총 격자 수는 믹서가 없는 경우가 약 240,000개이고, 믹서가 장착된 경우에는 약 700,000개의 격자로 구성되어있다.

Table 1 Boundary and spray conditions adopted in this work

Variables	Unit	Value
Mass flow rate	g/s	40
Exhaust gas temperature	℃	300
Exit pressure	atm	1
Heat flux	W/m^2	0
Injection pressure	bar	5
Nozzle hole number	–	3
SMD (Sauter Mean Diameter)	μm	80
Urea water solution mass	g	0.4
Initial droplet velocity	m/s	32
Injection time	s	0.3

2.4 초기 및 경계조건

요소수용액의 분무는 배기관을 통과한 배출가스가 완전히 발달한 상태라고 가정하고, 정상상태에서 얻은 속도 및 온도장을 비정상상태 해석의 초기조건으로 사용하였다. 또한, 유입 배기가스의 온도는 이전연구에서 유입 배기가스의 온도가 증가할수록 암모니아 생성량이 증가하는 것과[16] 암모니아 산화 반응이 발생하지 않는 온도를 고려하여,[8,9] 유입배기가스 온도를 300℃로 설정하였다.

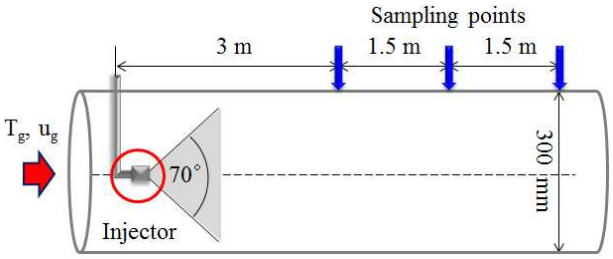

Fig. 4 Schematic of the experimental setup of Kim *et al.*[3,4]

인젝터 및 믹서의 장착 각도에 따른 요소수용액의 전환효율 및 암모니아의 공간분포에 대하여 해석을 수행하였으며, 해석에 적용된 경계조건을 Table 1에 나타내었다.

3. 결과 및 고찰

본 연구에서는 노즐의 분무 거동에 대한 수치해의 검증을 마친 후, 요소수용액의 암모니아로의 전환율을 계산하여 실험 및 해석값과 비교하였다. 배기관의 출구에서 암모니아의 혼합특성을 분석하기 위해 인젝터의 장착 각도를 변경하였고, 믹서의 장착 각도에 따른 영향을 비교하기 위해 설치 각도를 수직/수평으로 변경하였다.

3.1 수치해석 모델 검증

본 연구의 전산해석 모델을 검증하기 위해 전산해석 결과와 Kim 등[3]의 실험값 및 Birkhold 등[4]의 해석값을 비교하였으며, 본 검증에 사용된 형상의 개략도 및 측정위치를 Fig. 4에 나타내었다. 본 검증에 적용한 초기 및 경계조건은 Table 2에 나타내었고, Table 2의 조건에서 체류시간에 따른 각각의 측정 위치에서의 NH_3의 전환률을 비교함으로써 검증을 수행하였다. Fig. 5는 300℃의 배기가스 온도 그리고 6.03 및 8.33m/s의 유입 유량의 속도 조건에서 체류시간에 따른 요소수용액의 암모니아로의 전환율을 나타낸 그래프이다. 여기에서, 본 연구의 전산해석 결과와 Birkhold 등[4]의 해석값이 잘 일치 하는 것을 확인할 수 있었고, Kim 등[3]의 실험 결과보다는 전환율이 약간 높게 나오는 것을 확인할 수 있지만, 전반적으로 비슷한 경향을 나타내는 것을 확인할 수 있었다. 실험 결과와 전산해석 결과에서 나타나는 차이는 요소수용액의 열분해 반응 예측 시, 빠른 반응 모델이 사용되었다는 점과 요소수용액 분무 모델

Table 2 Initial and boundary conditions used for validation following Kim *et al.*[3,4]

Variables	Unit	Value
Inlet gas velocity	m/s	6.03, 8.33
Exhaust gas temperature	℃	400
Density	kg/m^3	0.524
Exit pressure	atm	1
Injection pressure	bar	2
Nozzle hole number	–	6
Nozzle hole diameter	mm	0.1
UWS flow rate	g/s	0.33
Cone angle from visualization	deg.	70
Initial droplet velocity	m/s	10.6

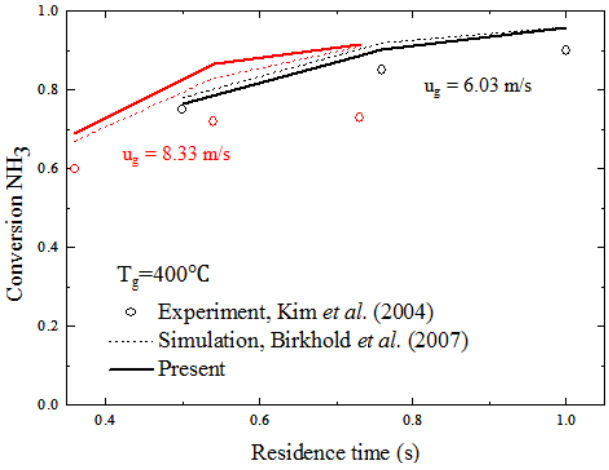

Fig. 5 Comparison of the present numerical results with experimental data of Kim *et al.*[3] and numerical solutions of Birkhold *et al.*[4]

에서의 입력 값으로 사용되는 액적직경과 속도분포가 실제 분무 거동의 공간 및 시간적 변화를 완벽하게 표현하기에는 무리가 있는데 원인이 있는 것으로 판단된다.[3,4]

3.2 압력강하 특성

압력강하에 영향을 미치는 요인은 마찰압력 손실 이외에 유로의 급격한 확대, 축소, 구부러짐, 및 삽입물 등 형상에 의한 압력강하가 있다. 따라서 믹서의 장착 및 설치 각도에 따른 압력강하를 비교하기 위해, 입구와 출구에서의 인젝터 각도에 따른 각 형상에 대한 압력강하를 Fig. 6에 도시하였다. 인젝터의 각도에 상관없이 배기관 내 믹서의 장착 여부에 따라 압력강하가 29~32 Pa까지 증가하는 것을 알 수 있으며, 믹서의 설치 각도에 따른 압력강하 값은 거의 차이가 나지

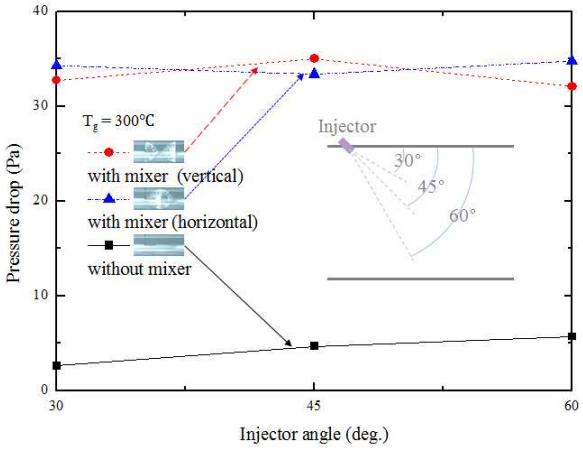

Fig. 6 Effect of injector angle on pressure drop with and without mixer (t=0.7s)

않는다는 것을 확인할 수 있다. 또한, 분사된 요소수용액의 흡열반응(Endothermic reaction)에 의한 유속의 변화 때문에, 인젝터 각도에 따른 압력강하 값이 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 또한, 인젝터 각도 45°에서 vertical이 horizontal에 대한 압력강하 값보다 큰 값이 계산되는 것을 확인할 수 있는데, 이는 분사되는 요소수용액에 의해 유동 진행 방향이 변경되어 믹서와의 접촉 면적이 증가하기 때문으로 판단된다. 하지만 워낙 적은 양의 요소수용액이 분무되기 때문에 인젝터 각도에 따른 압력강하 값의 차이는 매우 작다. 따라서 인젝터 설치 각도 그리고 본 연구와 같이 적용된 믹서의 설치 각도에 따른 압력강하 값의 변화는 무시해도 좋다.

3.3 온도분포 특성

Fig. 7은 Case 2의 믹서 장착에 따른 반응영역 내 각 위치의 단면에서 배기가스 온도를 면적 가중평균법(Area-weighted average method)을 이용하여 도시한 것이다. 반응영역은 인젝터의 위치를 기준으로 암모니아의 생성이 이루어지는 구간으로 총 길이는 500 mm이며, 믹서의 위치는 100~250 mm 구간이다. 믹서의 유무에 상관없이 고온의 배기가스에 요소수용액이 분무되면, 고온의 배기가스에서 열에너지를 소비하는 urea의 열분해 반응, 즉, 흡열반응에 의해 온도가 급격하게 감소하는 것을 확인할 수 있다.[4] 그리고 인젝터로부터의 거리가 멀어질수록 온도의 감소폭이 점점 완만해지는 것을 알 수 있다. 이는 유입되는 가스 유량과 비교하면 분사되는 물의 양이 매우 적기 때문에 높은 가스 온도로 인한 물의 증발이 노즐 주위에서 빠르게 이루어지기 때문이다.[3]

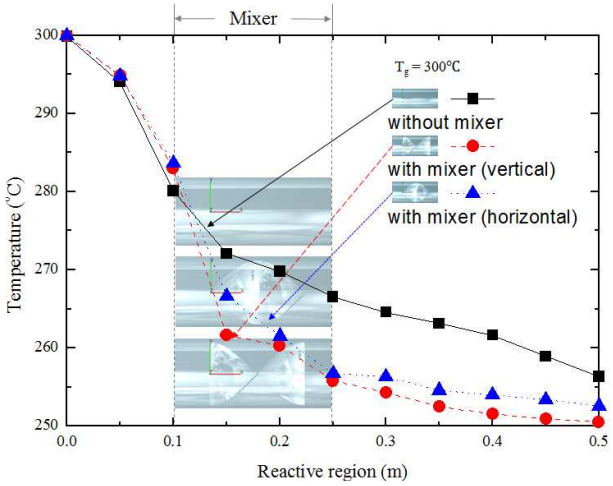

Fig. 7 Effect of mixer and its angle on exhaust gas temperature distribution along the length of the reactive region at the cross section for Case 2 (t=0.7s)

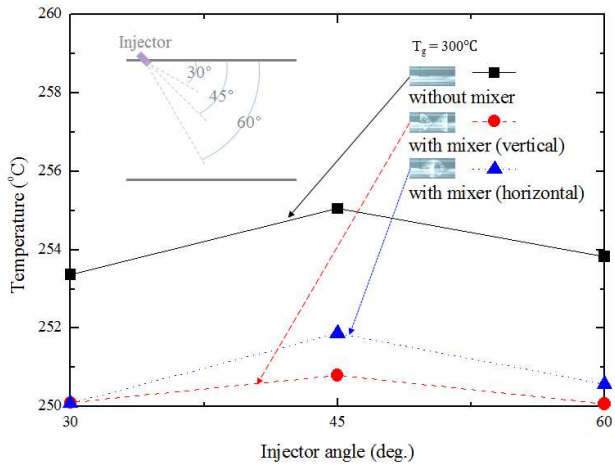

Fig. 8 Effect of injector angle on exhaust gas temperature distribution at the cross section of outlet with and without mixer (t=0.7s)

또한, 100~250 mm 구간에서 믹서에 의해 요소수의 증발 및 혼합특성이 강화되어 믹서가 장착된 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 온도의 감소폭이 큰 것을 알 수 있다. 한편, Fig. 8은 배기관 출구의 단면에서 인젝터 각도에 따른 각 형상에 대한 온도분포를 면적가중평균법을 이용하여 나타낸 것이다. 믹서가 없는 배기관의 경우 인젝터 각도에 상관없이 믹서가 장착된 배기관에 비해 배출구에서 높은 온도를 가진다. 또한, 배기관에 믹서가 세로로 설치된 경우가 가로로 설치된 경우보다 배출구에서의 온도가 더 낮은 것을 알 수 있다. 이 때문에 배기관에 믹서가 세로로 설치되고, 인젝터의 각도가 30 또는 60°인 경우가 가장 많은 양의 NH_3가 생

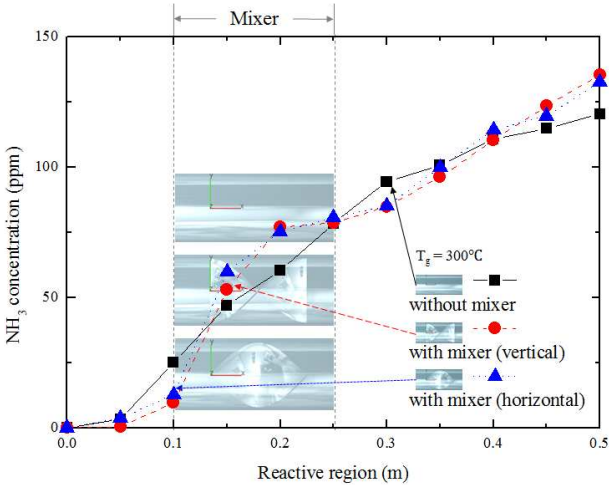

Fig. 9 Effect of mixer and its angle on ammonia concentration distribution along the length of the reactive region at the cross section for Case 2 (t=0.7s)

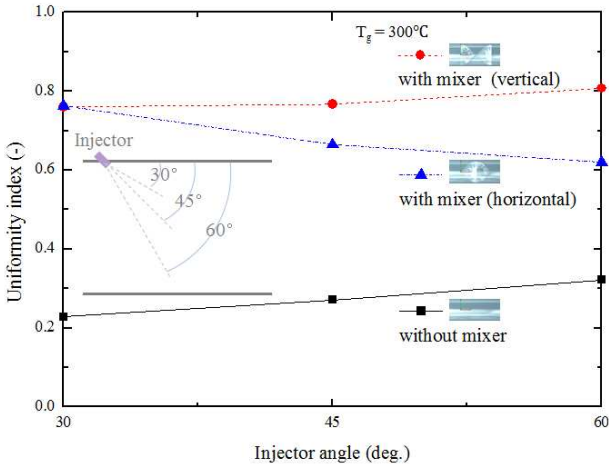

Fig. 10 Effect of injector angle on uniformity index of ammonia concentration distribution at the cross section of outlet with and without mixer (t=0.7s)

성될 것으로 생각한다.

3.4 암모니아 분포 특성

Fig. 9는 Case 2에 대하여 인젝터의 분무가 끝나는 시점인 0.7 sec일 때, 믹서 장착에 따른 반응영역 내 각 위치의 단면에서 암모니아 가스 농도를 면적가중평균법을 이용하여 도시한 것이다. 거리가 증가할수록 요소수용액의 열분해 때문에 NH_3의 농도가 증가하는 것을 알 수 있으며, 믹서가 장착되지 않은 경우에 NH_3의 생성량이 50~300 mm 사이의 반응영역에서 급격하게 변하고, 그 이후에는 변화량이 적어지는 것을 확인할 수 있다. 또한, 믹서가 장착된 경우에 믹서가 설치된 100~250 mm 구간에서 믹서에 의해 요소수의 증발 및 혼합특성이 강화되어 NH_3의 생성량이 급격하게 증가하는 것을 알 수 있다. 이는 Fig. 7에 도시된 반응영역 100~250 mm의 구간에서 온도가 급격하게 감소하는 것을 통해 확인할 수 있다. Fig. 10은 배기관 출구의 단면에서 인젝터 각도에 따른 각 형상에 대한 NH_3 농도 분포를 면적가중평균법을 이용하여 나타낸 것이다. 믹서가 장착된 배기관의 경우 인젝터 각도에 상관없이 믹서가 장착되지 않은 배기관에 비해 배출구의 단면에서 높은 암모니아 농도 분포 균일도를 가진다. 또한, 인젝터가 30°의 각도로 설치된 경우 믹서의 설치 각도에 상관없이 비슷한 균일도 지수를 가진다. 그리고 인젝터 설치 각도가 증가하면 vertical은 비슷한 수치를 유지하고 horizontal은 점점 감소하는 것을 확인할 수 있다. 이는 믹서가 수직으로 설치된 경우는 인젝터의 각도에 상관없이 배기가스와 요소수용액이 골고루 혼합되지만, 믹서가 수평으로 설치된 경우는 인젝터의 설치 각도에 따라 분사된 요소수용액의 이동 경로에 차이가 발생한다. 따라서 인젝터가 30°의 각도로 설치된 경우를 제외하곤 분사된 요소수용액이 한쪽으로 치우치기 때문에 이와 같은 현상이 발생하는 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 암모니아를 환원제로 사용하는 Urea-SCR 시스템의 다양한 인젝터 각도 및 믹서의 장착에 따른 요소수용액의 증발 및 혼합특성에 관한 수치해석 연구를 진행하였으며 이를 통한 연구 결과를 다음과 같이 정리할 수 있다. 즉,

(1) 믹서는 배기가스와 요소수용액 사이의 혼합특성을 강화시켜 요소수용액의 암모니아로의 전환율을 증가시킨다.

(2) 증발 및 열분해 반응의 흡열현상에 의해서 배기가스 온도가 감소한다.

(3) NH_3의 농도는 인젝터로부터의 거리가 멀어짐에 따라 증가한다.

(4) 믹서의 설치 각도에 따른 NH_3의 생성량은 거의 차이가 없지만, 믹서의 개수 및 종횡비에 따라서 해석 결과가 달라질 수 있기에 추가적인 연구가 필요하다.[17]

후 기

본 연구는 환경부 Global-Top Project 친환경자동차기술개발사업단 및 2013년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 과학기술국제화사업 연구(2011-0030065)에 의하여 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

(1) Kim, M. Y., 2003, "Performance Prediction of SCR-DeNOx System for Diesel Engine NOx Emission," *Transactions of the KSAE*, Vol. 11, No. 3, pp. 71~76.

(2) Yun, B. K. and Kim, M. Y., 2013, "Modeling the Selective Catalytic Reduction of NOx by Ammonia over a Vanadia-Based Catalyst from Heavy Duty Diesel Exhaust Gases," *Applied Thermal Engineering*, Vol. 50, No. 1, pp. 152~158, January 2013.

(3) Kim, J. Y., Ryu, S. H. and Ha, J. S., 2004, "Numerical Prediction on the Characteristics of Spray-Induced Mixing and Thermal Decomposition of Urea Solution in SCR System," *Proc. 2004 Fall Technical Conference of the ASME Internal Combustion Engine Division*, Long Beach, California, USA, pp. 165~170.

(4) Birkhold, F., Meingast, U., Wassermann, P. and Deutschmann, O., 2007, "Modeling and Simulation of the Injection of Urea-Water-Solution for Automotive SCR DeNOx-Systems," *Applied Catalysis B: Environmental*, Vol. 70, pp. 119~127.

(5) Jeong, S. J., Lee, S. J. and Kim, W. S., 2008, "Numerical Study on the Optimum Injection of Urea-Water Solution for SCR DeNOx System of a Heavy-Duty Diesel Engine to Improve DeNOx Performance and Reduce NH_3 Slip," *Environmental Engineering Science*, Vol. 25, No. 7, pp. 1017~1035.

(6) Kang, K. N., Lee, J. K. and Kim, M. Y., 2012, "Numerical Study of the Flow Characteristics in a Diesel Exhaust System with a Vane-Type Static Mixer," *Trans. Korean. Soc. Mech. Eng. B*, Vol. 36, No. 4, pp. 397~404.

(7) Koebel, M., Elsener, M. and Kleemann, M., 2000, "Urea-SCR: A Promising Technique to Reduce NOx Emissions from Automotive Diesel Engines," *Catalysis Today*, Vol. 59, pp. 335~345.

(8) Seong, H. J., 2012, "Selective Catalytic Reduction (SCR) of NO by NH_3 in a Fixed-bed Reactor," M. S. Dissertation, The Pennsylvania State University, Pennsylvania.

(9) Tsinoglou, D. and Koltsakis, G., 2007, "Modeling of the Selective Catalytic NOx Reduction in Diesel Exhaust including Ammonia Storage," *Proceedings of the I Mech E Part D Journal of Automobile Engineering*, Vol. 221, pp. 117~133.

(10) AVL FIRE™, 2011, Lagrangian Multiphase Module, Edition 10/2011.

(11) Strom, H., Lundstrom, A. and Andersson, B., 2009, "Choice of Urea-Spray Models in CFD Simulations of Urea-SCR Systems," *Chemical Engineering Journal*, Vol. 150, No. 1, pp. 69~82.

(12) Gosman, A. D. and Ioannides, E., 1983, "Aspects of Computer Simulation of Liquid-Fueled Combustors," *AIAA Journal of energy*, Vol. 7, No. 6, pp. 482-490.

(13) Kee, R. J., Rupley, F. M., Meeks, E. and Miller, J. A., 1996, "Chemkin Ⅲ: A Fortran Chemical Kinetics Package for the Analysis of Gas-Phase Chemical and Plasma Kinetics," Technical Report SAND 96-8216, Sandia National Laboratories.

(14) Kuhnke, D., 2004, "Spray/Wall-Interation Modelling by Dimensionless Data Analysis," Shaker, Verlag, ISBN 3-8322-3539-6.

(15) H. Weltens, H. Bressler, F. Terres, H. Neumaier, and D. Rammoser, 1993, "Optimisation of Catalytic Converter Gas Flow Distribution by CFD Predictions," *SAE Paper* 930780.

(16) An, T. H., Kim M. Y., Jung, H. S., Kim, H. S. and Cho, G. B., 2013, "Investigation of the Urea Evaporation and Mixing with Various Temperatures and Injector and Injection Angles in the Catalytic Muffler," *SAE World Congress*, Detroit, Michigan, USA, SAE 2013-01-1078.

(17) Han, Y. D., Oh, J. M., Mun, W. K., Kim, K. B., Lee, J. H. and Lee. K. H., 2009, "An Effect of Various Mixer-Types on Spatial Distribution of LNT Reducing Agent," *Proceedings of the KSME Thermal Engineering Spring Conference*, pp. 246~249, Busan, 2009. 5. 20.-22.