Check for updates

Journal of Hydrogen and New Energy, Vol. 37, No. 5, 2026, pp. 693~705
DOI: https://doi.org/10.7316/JHNE.2026.37.5.693

JHNE
pISSN 1738-7264 • eISSN 2288-7407

암모니아 질량분율에 따른 암모니아/디젤 이중 연료 엔진의 실린더 내 온도 및 화학종 변화

강찬우 · 아이샤 무니르 · 아크마도브 미라크람 슈크랏 우글리 · 권재성†

경상국립대학교 기계시스템공학과

In-Cylinder Temperature and Species Evolution in an Ammonia/Diesel Dual-Fuel Engine with Varying Ammonia Mass Fraction

CHANWOO KANG, AYESHA MUNIR, AKMADOV MIRAKRAM SHUKHRAT UGLI, JAESUNG KWON†

Department of Mechanical System Engineering, Gyeongsang National University, 2 Tongyeonghaean-ro, Tongyeong, 53064, Korea

†Corresponding author : jkwon@gnu.ac.kr

Received 10 August, 2026
Revised 19 October, 2026
Accepted 20 October, 2026

© The Korean Hydrogen and New Energy Society

This is an Open Access article dis- tributed under the terms of the Creative Commons Attribution-Non-Commercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0, https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/), which permits non-commercial use, sharing, adaptation, distribution, and reproduction in any medium or format, provided the original work is properly cited.

Abstract >> This study numerically investigated the combustion and emission characteristics of an ammonia/diesel dual-fuel engine using three-dimensional computational fluid dynamics. Ammonia was premixed with air, while n-dodecane was directly injected as a diesel surrogate fuel. After validating the baseline model against measured in-cylinder pressure and heat release rate, the ammonia mass fraction was varied from 0% to 25% under a constant total fuel mass. Increasing the ammonia fraction reduced the peak pressure, heat release rate, and maximum mean temperature, while delaying combustion. The fuel-normalized CO_2 mass decreased nearly in proportion to the reduction in carbon input, whereas residual NH_3 at exhaust valve opening (EVO) increased with ammonia fraction and was concentrated near low-temperature wall and crevice regions. Despite the lower mean temperature, the peak fuel-normalized nitric oxide (NO) mass increased at higher ammonia fractions and subsequently decreased more strongly during the late combustion period. These findings demonstrate the potential of ammonia co-firing to reduce carbon-based emissions, while highlighting the need to control residual NH_3 and NO through optimized combustion strategies.

Key words : Ammonia(암모니아), Diesel engine(디젤엔진), Nitric oxide(일산화질소), Carbon dioxide(이산화탄소), Dual-fuel combustion(이중연료 연소)

1. 서 론

최근 온실가스 감축과 탄소중립 규제가 강화됨에 따라, 발전 · 수송 및 압축착화(Compression Ignition, CI) 엔진 분야에서는 친환경 대체연료의 필요성이 증가하고 있다. 그중 암모니아(NH_3)는 높은 수소

2026 The Korean Hydrogen and New Energy Society. All rights reserved.

저장 및 운송 효율을 가지는 대표적인 수소 캐리어(hydrogen carrier)로 주목받고 있으며, 연소 과정에서 직접적인 이산화탄소(CO_2)를 배출하지 않는 무탄소 대체연료로 활용 가능성이 크다[1,2]. 그러나 암모니아는 높은 자발화 온도, 낮은 층류 연소 속도 및 제한적인 가연 범위로 인해 내연기관에 단독 적용하기에는 연소 안정성 측면에서 한계가 있다[3-5]. 또한 엔진 조건에서 암모니아 혼합기의 화염 전파는 난류-화염 상호작용의 영향을 받으며[6], 암모니아 첨가에 따른 층류 연소 속도 감소도 보고된 바 있다[7].

이러한 한계를 보완하기 위해 자발화성이 높은 디젤계 연료를 착화 연료로 직접 분사하고, 암모니아를 흡기 또는 직접분사 방식으로 공급하는 암모니아/디젤 이중 연료 방식이 유력한 대안으로 연구되고 있다[8,9]. Yousefi 등[8]은 암모니아 공급 비율과 디젤 분사 시기가 대형 디젤 엔진의 연소 및 배출 특성에 미치는 영향을 분석하였으며, Reiter와 Kong[9]은 암모니아/디젤 이중 연료 운전에서 탄소계 배출 저감 가능성과 미연 암모니아 배출 증가 가능성을 함께 보고하였다. 최근에는 암모니아 치환율 변화와 연료 공급 방식에 따른 연소 및 배출 특성 연구도 수행되고 있다[10,11].

암모니아 연소 과정에서는 연료 내 질소 성분으로 인해 NO_x, N_2O 및 미연 암모니아(NH_3 slip)와 같은 배출물이 생성될 수 있다. 이에 따라 암모니아 산화 반응과 질소계 화학종 생성 경로에 관한 연구가 지속적으로 수행되어 왔으며[12-14], 연소 시스템 내 NO 생성 및 환원 반응을 예측하기 위한 상세 반응 메커니즘도 제시되었다[15-17]. 국내에서도 NH_3/CH_4 예혼합 대향류 화염의 구조 및 반응경로[18], 암모니아 크래킹 모사연료의 폭발 특성[19], 암모니아 크래킹 모사연료와 메탄 연료의 폭발특성 비교[20] 등 암모니아 기반 연료의 연소 특성에 관한 연구가 수행되었다. 선행 연구에서는 암모니아 혼소를 통한 CO_2 저감 가능성이 확인되었으나, 낮은 반응성과 연료 내 질소 성분으로 인해 연소 지연, 질소계 배출물 및 NH_3 slip 제어 문제가 함께 보고되었다[21-23].

이러한 연소 및 배출 특성은 단순한 공간 평균 압력이나 평균 온도 변화만으로는 충분히 설명하기 어렵다. 암모니아/디젤 이중 연료 연소에서는 직접 분사된 디젤계 연료의 분무 발달, 암모니아-공기 예혼합기의 분포, 국부 온도장 및 주요 화학종 농도 분포가 연소 진행과 배출물 생성에 복합적으로 영향을 미친다. 따라서 크랭크 각도 변화에 따른 연료 증기 분포, 온도장, 활성 라디칼 및 배출물 분포를 공간적으로 분석할 필요가 있다.

본 연구에서는 Ansys Forte 2025 R1으로 3차원 수치해석을 수행하여 암모니아/디젤 이중 연료를 적용한 대형 디젤 엔진의 연소 및 배출 특성을 분석하였다. 해석 대상은 Yousefi 등[8]의 Caterpillar 3401 단기통 대형 디젤 엔진을 기준으로 선정하였으며, 디젤 단독 연소 조건의 실린더 압력과 열방출률을 기준 실험값과 비교하여 수치해석 모델의 기준 조건 재현성을 검토하였다. 본 연구에서는 총 연료 질량을 일정하게 유지한 상태에서 암모니아 질량분율을 0%에서 25%까지 5% 간격으로 변화시켰으며, 디젤 대체연료로 *n*-dodecane을 적용하였다. 이를 바탕으로 암모니아 비율 변화가 실린더 압력, 열방출률, 평균 온도, 국부 온도장 및 주요 배출물(CO, CO_2, NH_3, NO_x) 생성 특성에 미치는 영향을 고찰하였다. 본 연구의 초점은 질량 기준 연료 치환에 따른 평균 연소 특성과 국부 온도·OH 및 주요 화학종의 공간 분포를 함께 분석해 연소·배출 거동의 상호 연관성을 해석하는 데 있다.

2. 수치해석 방법

2.1 지배 방정식

본 연구에서는 암모니아/디젤 이중 연료 엔진의 연소 및 배출 특성을 분석하기 위해 3차원 수치해석을 수행하였다. 실린더 내부 유동장은 질량, 운동량, 에너지 및 화학종 보존 방정식을 기반으로 계산하였으며, 액체 연료 분무의 물리적 거동 및 증발에 따른 기상(Gas phase)과의 질량, 운동량 및 에너지 상호작용을 함께 고려하였다. 또한, 기체 혼합물은 이상기체

로 가정하여 상태방정식을 통해 압력을 산출하였다.

기체상 유동 및 화학종 수송에 대한 지배방정식과 관련 보존식은 식 (1)-(9)와 같이 나타낼 수 있다. 수식에서 윗줄 기호 $(\bar{\bullet})$는 앙상블 평균값을, 물결표 기호 $(\tilde{\bullet})$는 밀도 가중 Favre 평균값을 나타낸다.

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}\tilde{\boldsymbol{u}}) = \dot{\bar{\rho}}^{S} \tag{1}$$

$$\frac{\partial (\bar{\rho}\tilde{\boldsymbol{u}})}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}\tilde{\boldsymbol{u}}\tilde{\boldsymbol{u}}) = -\nabla \bar{p} + \nabla \cdot \bar{\boldsymbol{\sigma}} - \nabla \cdot \boldsymbol{\Gamma} + \bar{\boldsymbol{F}}^{S} + \bar{\rho}\boldsymbol{g} \tag{2}$$

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \bar{\rho}\nu[\nabla \tilde{\boldsymbol{u}} + (\nabla \tilde{\boldsymbol{u}})^{T} - \frac{2}{3}(\nabla \cdot \tilde{\boldsymbol{u}})\boldsymbol{I}] \tag{3}$$

$$\boldsymbol{\Gamma} = \bar{\rho}(\widetilde{\boldsymbol{u}\boldsymbol{u}} - \tilde{\boldsymbol{u}}\tilde{\boldsymbol{u}}) \tag{4}$$

$$\frac{\partial \bar{\rho}\tilde{e}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}\tilde{\boldsymbol{u}}\tilde{e}) = -\bar{p}\nabla \cdot \tilde{\boldsymbol{u}} - \nabla \cdot \bar{\boldsymbol{J}} - \nabla \cdot \boldsymbol{H} + \bar{\rho}\tilde{\epsilon} + \dot{\bar{Q}}^{C} + \dot{\bar{Q}}^{S} \tag{5}$$

$$\bar{\boldsymbol{J}} = -\lambda \nabla \bar{T} - \bar{\rho}\bar{D}\sum_{k}[\tilde{h}_{k}\nabla \tilde{y}_{k}] \tag{6}$$

$$\boldsymbol{H} = \bar{\rho}(\widetilde{\boldsymbol{u}\boldsymbol{I}} - \tilde{\boldsymbol{u}}\tilde{\boldsymbol{I}}) \tag{7}$$

$$\frac{\partial \bar{\rho}_{k}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}_{k}\tilde{\boldsymbol{u}}) = \nabla \cdot [\bar{\rho}\bar{D}\nabla \tilde{y}_{k}] + \nabla \cdot \boldsymbol{\Phi} + \dot{\bar{\rho}}_{k}^{C} + \dot{\bar{\rho}}_{k}^{S}, \quad (k = 1, \cdots, K) \tag{8}$$

$$\bar{p} = R_{u}\bar{T}\sum_{k}\left(\frac{\bar{\rho}_{k}}{W_{k}}\right) \tag{9}$$

여기서 $\bar{\rho}$와 $\bar{\rho}_{k}$는 각각 기체 혼합물의 평균 밀도와 k번째 화학종의 평균 밀도이며, $\tilde{\boldsymbol{u}}$, $\bar{p}$, $\bar{T}$, $\tilde{e}$ 및 $\tilde{y}_{k}$는 각각 Favre 평균 속도 벡터, 평균 압력, 평균 온도, Favre 평균 비내부에너지 및 k번째 화학종의 Favre 평균 질량분율을 의미한다. 이때 화학종의 질량분율은 $\tilde{y}_{k} = \bar{\rho}_{k}/\bar{\rho}$이다.

$\bar{\boldsymbol{\sigma}}$는 점성 전단응력 텐서이며, ν와 $\boldsymbol{I}$는 각각 동점성계수와 단위 텐서를 나타낸다. $\boldsymbol{\Gamma}$는 비선형 운동량 대류항의 평균화 과정에서 발생하는 난류 응력 텐서로, 본 연구의 RANS 해석에서는 Reynolds 응력을 의미한다. $\bar{\boldsymbol{F}}^{S}$는 액체 연료 분무가 기체상에 전달하는 단위 체적당 운동량 생성률이며, $\boldsymbol{g}$는 중력가속도를 나타낸다.

$\bar{\boldsymbol{J}}$는 열전도와 다성분 혼합물의 화학종 엔탈피 확산에 의한 열유속 벡터이다. 여기서 λ, $\bar{D}$ 및 $\tilde{h}_{k}$는 각각 열전도도, 혼합물 평균 분자확산계수 및 k번째 화학종의 비엔탈피를 의미한다. $\boldsymbol{H}$는 에너지 대류항의 평균화 과정에서 발생하는 난류 에너지 수송항이며, $\tilde{\epsilon}$은 난류 운동에너지의 소산율을 나타낸다. $\dot{\bar{Q}}^{C}$, $\dot{\bar{Q}}^{S}$ 및 $\dot{\bar{Q}}_{rad}$는 각각 화학반응에 의한 열방출률, 액체 분무와 기체상 사이의 에너지 전달률 및 복사 열손실률을 의미한다.

$\boldsymbol{\Phi}$는 화학종 대류항의 평균화 과정에서 발생하는 난류 화학종 수송항으로, $\boldsymbol{\Phi} = \overline{\rho_{k}\tilde{\boldsymbol{u}}} - \overline{\rho_{k}\boldsymbol{u}}$로 정의된다. 또한 $\dot{\bar{\rho}}^{S}$는 액적 증발에 의한 기체상의 총질량 생성률이며, $\dot{\bar{\rho}}_{k}^{C}$와 $\dot{\bar{\rho}}_{k}^{S}$는 각각 화학반응과 액적 증발에 의한 k번째 화학종의 질량 생성률을 나타낸다. 위 첨자 C 와 S는 각각 화학반응과 액체 분무와의 상호작용에 의한 생성항을 의미한다.

식 (9)에서 R_{u}는 일반기체상수, W_{k}는 k번째 화학종의 분자량이며, k는 기체 혼합물을 구성하는 전체 화학종 수를 나타낸다. 기체 혼합물은 각 화학종이 이상기체 거동을 따르는 것으로 가정하였으며, 혼합기 압력은 화학종별 부분밀도의 합을 이용한 이상기체 상태방정식으로 계산하였다.

2.2 엔진 제원 및 계산 영역

본 연구의 해석 대상은 Caterpillar 3401 단기통 대형 디젤 엔진이며, 주요 제원은 Table 1에 정리하였다. 수치해석은 910 rpm 조건에서 실제 연소가 진행되는 흡기밸브닫힘(Intake Valve Closing, IVC) 시점부터 배기밸브열림(Exhaust Valve Opening, EVO) 시

Table 1. Engine and mesh specifications

Parameter	Value
Engine type	Caterpillar 3401
Number of cylinders	1
Bore × Stroke	137.2 mm × 165.1 mm
Compression ratio	16.25
Displacement	2.44 L
Engine speed	910 rpm
Intake valve closing	-169.7° ATDC
Exhaust valve opening	145.3° ATDC

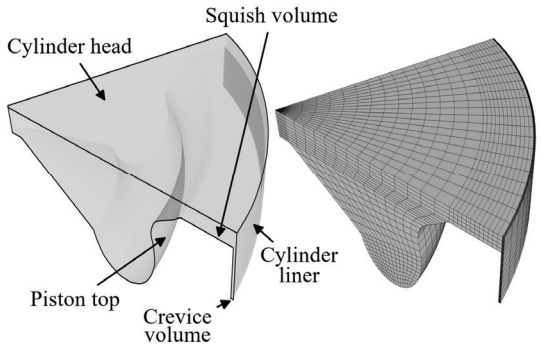


Fig. 1. Computational domain and mesh configuration

점까지의 폐사이클(closed-cycle) 구간을 대상으로 수행하였다.

선행 연구[8]에서는 전체 실린더와 흡·배기 매니폴드를 포함한 계산 영역을 사용하였으나, 본 연구에서는 계산 효율을 고려하여 인젝터 형상의 대칭성을 반영한 60° 섹터 계산 영역을 적용하였다. Fig. 1은 상사점(Top Dead Center, TDC)에서의 피스톤 보울 형상과 본 연구에 적용한 60° 섹터 격자 구성을 나타낸다. 계산 영역은 실린더 헤드, 피스톤 상면, 실린더 라이너, 스퀴시 체적 및 크레비스 체적을 포함하도록 구성하였으며, 격자 의존성을 확인하기 위해 D100 조건에서 약 72,000개, 121,520개 및 191,880개의 격자를 이용하여 민감도 검토를 수행하였다. 약 72,000개 격자와 가장 조밀한 191,880개 격자의 최고 실린더 압력 차이는 약 0.28%로 확인되었으며, 계산 정확도와 계산 비용을 고려하여 약 72,000개의 격자를 최종 해석에 적용하였다.

2.3 수치해석 모델

본 연구에서는 압력, 온도, 속도, 난류 변수 및 화학종 농도 등이 계산 격자에서 정의되는 기체상 유동장에 오일러리안(Eulerian) 접근법을 적용하였다. 직접 분사된 *n*-dodecane 액적의 이동, 분열, 증발 및 벽면 상호작용은 라그랑지안(Lagrangian) 접근법으로 추적하였으며, 이 과정에서 발생하는 기체상과 액적 사이의 질량, 운동량 및 에너지 교환은 기체상 보존방정식의 생성항(source term)으로 반영하였다. 본 연구에서는 *n*-dodecane과 NH_3를 액상 혼합연료로 분사하지 않았으며, 액적의 분열 및 증발 계산에는 직접 분사되는 *n*-dodecane의 액상 물성만을 적용하였다. NH_3는 IVC 시점에서 공기와 균일하게 혼합된 기체상 연료로 설정하였다.

실린더 내부 난류 유동은 RANS 기반의 RNG k-ε 모델로 해석하였으며, 액체 연료의 미립화와 분열 과정은 KH-RT (Kelvin–Helmholtz/Rayleigh–Taylor) 모델로 모사하였다. 액적 간 충돌은 적응형 충돌 격자(adaptive collision mesh) 모델을 이용하여 고려하였다. 기체상 연소와 배출물 생성은 상세 화학반응 메커니즘을 연계한 유한 반응속도(finite-rate chemistry) 기법으로 해석하였다.

또한, 상세 화학반응 계산에 소요되는 계산 부하를 저감하기 위해 조건부 화학반응 해석 기법(conditional chemistry solver)을 적용하였다. 이를 통해 연료 분사 이후, 국소 셀 온도가 차단 온도(cut-off temperature, T_{cut})인 600 K 이상에 도달한 영역에서만 화학반응 계산이 수행되도록 설정하였다.

2.4 화학반응 메커니즘

암모니아/디젤 혼소의 연소 및 배출물 생성 특성을 예측하기 위해 *n*-dodecane과 암모니아 산화 반응 기구를 병합한 상세 화학반응 메커니즘을 적용하였다. 선행 연구[8]에서는 실제 디젤 연료를 사용하였으나, 본 연구에서는 화학반응 메커니즘과의 연계성을 고려하여 *n*-dodecane (n-$C_{12}H_{26}$)을 디젤 대체연료로

사용하였다. 병합 메커니즘은 6개 원소, 156개 화학종 및 2,331개 반응식으로 구성되며, 열역학 및 물질 전달 물성 데이터를 함께 적용하였다. 메커니즘 병합 과정에서는 중복 반응을 제거하였으며, 특정 해석 조건에 맞춘 반응속도 상수의 추가 보정은 수행하지 않았다.

2.5 연료 조건

총 연료 질량은 0.1202 g/cycle로 고정하였으며, 연료에 포함된 암모니아 질량분율은 식 (10)과 같이 정의된다.

$$Y_{NH_3} = \frac{m_{NH_3}}{m_{C_{12}H_{26}} + m_{NH_3}} \times 100 \quad (10)$$

Table 2에 제시된 밀도, 점도 및 증발잠열 등의 액상 물성은 직접 분사되는 *n*-dodecane의 분무 및 증발 계산에 적용하였으며, NH_3의 액상 물성은 액적 분무 계산에 적용하지 않았다. Table 2의 NH_3 물성은 연료 특성 비교를 위해 제시하였으며, 기체상 NH_3를 포함한 혼합기 물성은 화학반응 메커니즘과 함께 적용한 열역학 및 물질전달 물성 데이터로부터 계산하였다. 암모니아 혼소 조건에서는 연료 내 암모니아 질량분율을 5, 10, 15, 20 및 25%로 변화시켰다. 각 계산 조건별 연료 조성 및 혼합기 조건은 Table 3에 정리하였다. 이는 저위발열량 기준 암모니아 에너지 분율 약 2.2–12.3%에 해당한다. *n*-dodecane은 착화 연료로 직접 분사하고, NH_3는 흡기측 예혼합 연료로 가정하였다. 수치해석은 IVC부터 EVO까지의 폐사이클 구간을 대상으로 수행하므로 흡기 과정에서의 NH_3 공급 및 혼합과정은 직접 모사하지 않았으며, 이에 따라 IVC 시점에서 NH_3가 공기와 균일하게 혼

Table 2. Fuel properties

Properties	Diesel	n-Dodecane	Ammonia
Lower heating value (MJ/kg)	43.45	44.14	18.6
Latent heat of vaporization (MJ/kg)	0.25	0.36	1.37
Cetane number	>52	87	0
Density (kg/m^3)	840	750	610
Kinematic viscosity @ 20°C (mm^2/s)	3.4	1.5	0.2
Oxygen (wt.%)	0	0	0

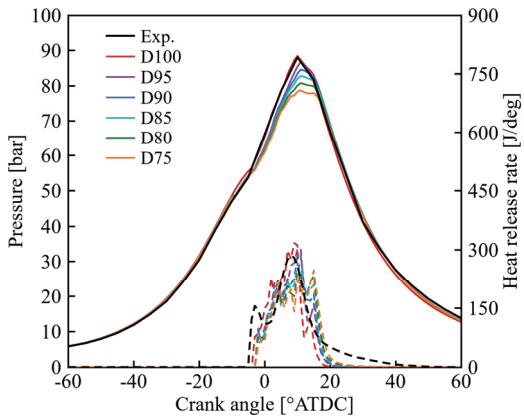


Fig. 2. Comparison of baseline combustion characteristics and effects of NH_3 blending

Table 3. Fuel composition and mixture conditions

Case	Y_{NH_3} (%)	Air flow rate (kg/h)	Fuel flow rate (kg/h)	n-$C_{12}H_{26}$ (kg/h)	NH_3 (kg/h)	ϕ
D100	0	83.26	3.281	3.281	0	0.588
D95	5	83.26	3.281	3.117	0.164	0.571
D90	10	83.26	3.281	2.953	0.328	0.553
D85	15	83.26	3.281	2.789	0.492	0.536
D80	20	83.26	3.281	2.625	0.656	0.519
D75	25	83.26	3.281	2.461	0.820	0.501

합된 상태로 설정하였다. 이때 공기 유량 83.26 kg/h를 동일하게 유지했으므로 예혼합 NH_3에 의한 초기 충전 질량은 증가하지만, D75에서도 공기 질량 대비 약 1.0%(0.820/83.26)에 불과하다. Fig. 2의 연소 개시 전 압축압력은 조건별로 거의 일치하며, 이러한 초기 충전 질량 차이의 영향은 비교적 작은 것으로 판단된다. 또한 총 연료 질량을 고정하였으므로 연료 분사 이후의 실린더 내 총 질량은 모든 조건에서 동일하다. 다만 IVC 시점의 균일 혼합 가정으로 인해 실제 흡기 예혼합 과정에서 나타날 수 있는 NH_3의 공간적 불균일성은 고려되지 않았다.

먼저 디젤 단독 연소 조건인 D100에서 계산된 실린더 압력과 열방출률을 실험 결과와 비교하여 수치해석 모델의 기준 조건 재현성을 검토하였다. 이후 격자, 경계조건 및 수치해석 모델을 동일하게 유지하고, 총 연료 질량을 고정한 상태에서 암모니아 질량분율에 따른 연소 및 배출 특성의 변화를 분석하였다. 암모니아 질량분율이 증가함에 따라 직접 분사되는 *n*-dodecane의 질량과 혼합연료의 저위발열량, 전체 혼합기의 당량비가 함께 감소하므로, 본 연구의 결과에는 연료 조성 및 투입 열량 변화에 따른 복합적인 영향이 반영되어 있다. 따라서 암모니아 자체의 영향을 독립적으로 평가하기 위해서는 총 투입 열량을 일정하게 유지한 조건에서의 추가적인 비교 분석이 필요하다.

3. 결과 및 고찰

3.1 암모니아/디젤 이중 연료 연소 특성

암모니아/디젤 이중 연료 연소 특성을 분석하기에 앞서, 무암모니아 기준 조건에서 수치해석 모델의 연소 재현성을 검토하였다. Fig. 2는 *n*-dodecane 단독 해석 조건인 D100에서 계산된 실린더 압력과 열방출률을 디젤 실험 결과와 비교하고, 암모니아 질량분율 변화에 따른 압력 및 열방출률의 추이를 함께 나타낸 것이다.

D100 조건의 수치해석 결과는 압축 행정에서의 실린더 압력 변화와 연소에 따른 압력 상승 경향을 전반적으로 잘 모사하였다. 최고 압력의 크기와 발생 시점 및 주 열방출 구간에서도 실험 결과와 유사한 경향을 나타냈다. 실험에서는 실제 상용 디젤 연료가 사용된 반면 수치해석에서는 디젤 대체연료로 *n*-dodecane 단일 성분을 적용하였으므로, 연료의 물성, 증발 및 화학반응 특성 차이에 따른 약간의 편차는 발생할 수 있다. 그럼에도 불구하고 계산 결과가 기준 조건의 주요 압력 및 열방출 특성을 합리적으로 재현하였으므로, 본 수치해석 모델을 암모니아 질량분율 변화에 따른 상대적인 연소 특성 분석에 적용하는 것은 타당하다고 판단하였다.

암모니아 질량분율이 증가할수록 실린더 최고 압력과 피크 열방출률은 전반적으로 감소하였으며, 주 열방출 시점은 지연되는 경향이 나타냈다. D100 조건에서 최고 압력은 약 10.0° ATDC에서 88.4 bar를 나타냈으나, D75 조건에서는 약 11.0° ATDC에서 78.7 bar로 감소하였다. 또한 피크 열방출률은 D100 조건에서 약 9.0° ATDC 기준 317.0 J/°CA를 나타낸 반면, D75 조건에서는 약 15.0° ATDC 기준 247.6 J/°CA로 크게 감소하였다.

이러한 변화는 총 연료 질량을 일정하게 유지한 상태에서 암모니아 질량분율이 증가함에 따라, 직접 분사되는 *n*-dodecane의 질량, 혼합 연료의 평균 저위발열량(Lower Heating Value, LHV) 및 전체 혼합기의 당량비가 함께 감소한 결과로 해석된다. 실제 D75 조건의 혼합기 단위 질량당 저위발열량은 D100 조건 대비 약 14.5% 낮으며, 당량비도 0.588에서 0.501로 감소한다. 여기에 착화원 역할을 하는 *n*-dodecane 분사량의 절대적 감소와 암모니아 고유의 낮은 반응성이 복합적으로 작용하여 주 열방출 시점이 지연되고 피크가 낮아진 것으로 판단된다. 따라서 본 결과는 총 투입 에너지(Total energy input)를 고정한 상태에서의 단순 연료 치환 효과가 아니라, 총 연료 질량이 고정된 조건 하에서 혼합 연료의 조성, 발열량 및 당량비 변화가 종합적으로 반영된 결과로 해석해야 한다.

Fig. 3은 암모니아 질량분율 변화에 따른 실린더

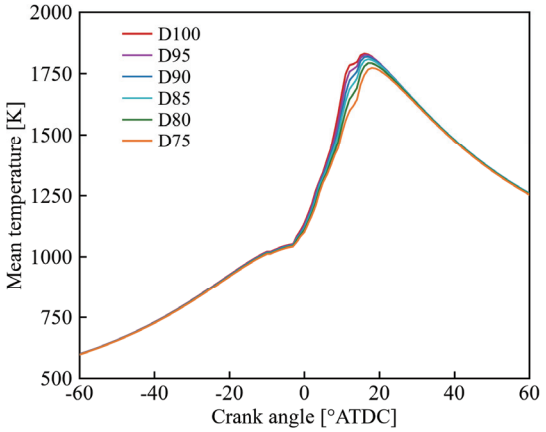


Fig. 3. In-cylinder mean temperature under different NH_3 blending conditions

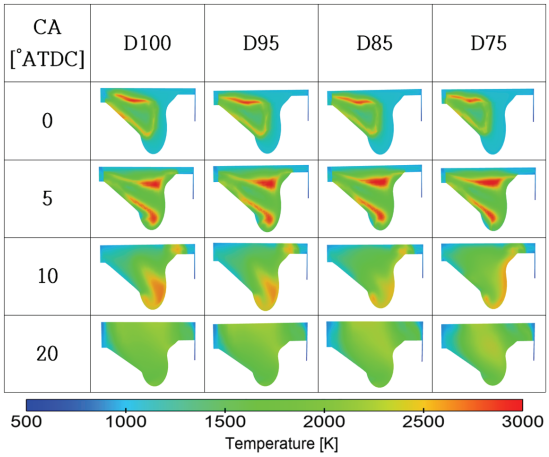


Fig. 4. Temperature contours at selected crank angles

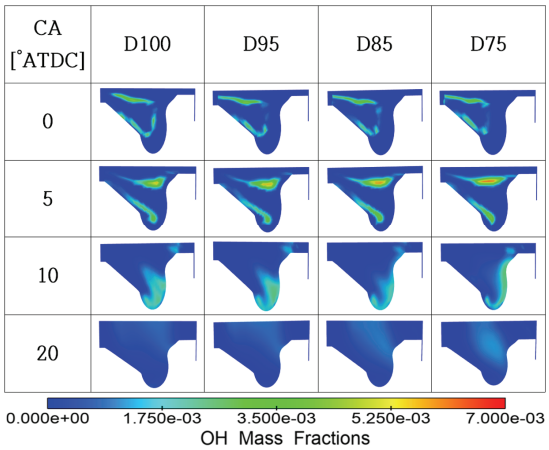


Fig. 5. OH mass fraction contours at selected crank angles

평균 온도를 나타낸다. 모든 조건에서 실린더 평균 온도는 압축 행정 동안 상승하였으며, 연소에 따른 열방출로 최고값에 도달한 이후 팽창 행정에서 서서히 감소하였다. 암모니아 질량분율이 증가할수록 최고 평균 온도는 전반적으로 감소하였고, 최고 온도에 도달하는 시점 역시 지연되었다. D100 조건에서는 약 16.0° ATDC에서 1,830.9 K의 최고 평균 온도가 나타났으나, D75 조건에서는 약 18.0° ATDC에서 1,772.6 K로 감소하였다. 이러한 경향은 Fig. 2에서 확인한 최고 압력 및 열방출률 감소, 그리고 연소 위상 지연 현상과 정확히 일치한다.

Fig. 4와 Fig. 5는 암모니아 혼소 조건에서 크랭크 각도에 따른 실린더 내부 온도장과 OH 라디칼 질량분율 분포를 각각 나타낸다. 각 분포는 실린더 중심축을 포함하면서 60° 섹터 경계로부터 30°에 위치한 중앙 수직 단면에서 추출하였다. 온도 분포는 국부적인 고온 반응 영역의 형성과 발달 과정을 직관적으로 보여주며, OH 라디칼 분포는 고온 산화 반응이 활발하게 진행되는 영역을 정성적으로 판단하는 지표로 활용될 수 있다. 다만 OH 질량분율은 국부 온도뿐 아니라 산소 농도, 연료 혼합 상태 및 *n*-dodecane과 NH_3의 복합 화학반응 경로에 함께 영향을 받으므로, 본 연구에서는 이를 열방출률의 직접적이고 절대적인 척도로 단정 짓지는 않았다.

D100 조건에서는 착화 이후 피스톤 보울 내부와 직접 분사 연료가 분포하는 영역을 중심으로 고온 영역과 높은 OH 질량분율 영역이 뚜렷하게 형성되었다. 반면 암모니아 질량분율이 높은 D85 및 D75 조건에서는 고온 영역과 OH 분포 영역의 범위가 상대적으로 축소되었으며, 피스톤 림(rim)과 스퀴시 영역에서는 비교적 낮은 온도가 유지되었다. 이러한 차이는 암모니아 혼소에 따른 총 투입 열량 및 당량비의 감소, 착화 연료인 *n*-dodecane의 부족, 그리고 암모니아의 둔감한 산화 특성이 복합적으로 작용한 결과로 사료된다.

Fig. 6은 Fig. 4와 동일한 중앙 단면에서 배기 밸브 개방이 시작되는 EVO 시점의 실린더 내부 온도

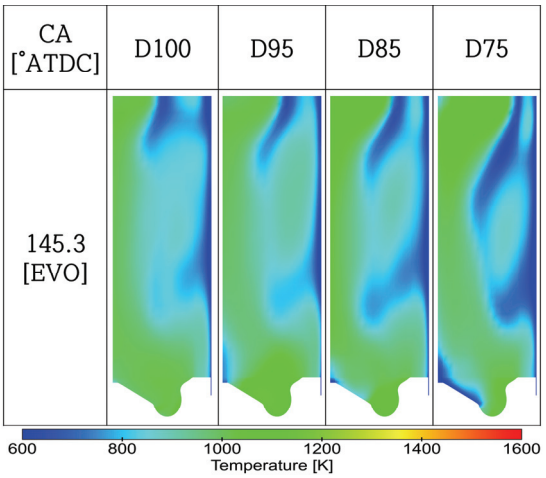


Fig. 6. In-cylinder temperature distributions at EVO

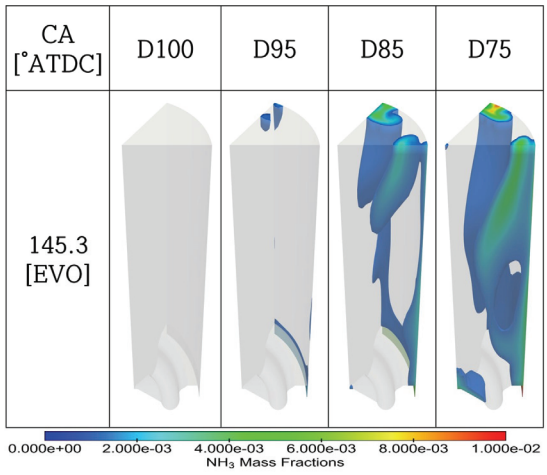


Fig. 7. NH_3 mass fraction distributions at EVO

분포를 나타낸다. 암모니아 질량분율이 증가할수록 피스톤 벽면, 보울 하단부 및 스퀴시 영역을 중심으로 상대적으로 온도가 낮은 영역이 광범위하게 확대되는 경향이 확인되었다. 이는 주 연소 과정에서 충분히 발달하지 못한 고온 영역이 팽창 과정에서의 일(work) 추출 및 벽면 열전달에 의한 국부적 온도 저하와 맞물린 결과이다. 특히 벽면과 크레비스(crevice) 인근의 좁고 차가운 영역에서는 연소 후반부의 잔여 화학반응이 심각하게 제한될 수 있다.

3.2 배기가스 특성

Fig. 7은 배기밸브 개방이 시작되는 EVO 시점에서 암모니아 질량분율 변화에 따른 실린더 내부 NH_3 질량분율 분포를 나타낸다. D95 조건에서는 잔류 NH_3가 일부 벽면 인근에 제한적으로 분포한 반면, 암모니아 질량분율이 높은 D85 및 D75 조건에서는 피스톤 보울 벽면과 크레비스 인근을 따라 잔류 NH_3 영역이 보다 넓게 형성되었다.

이러한 공간 분포는 Fig. 6에서 확인한 EVO 시점의 온도장과 연관된다. 벽면과 크레비스 인근에서는 팽창 및 벽면 열전달에 따른 국부 온도 저하로 NH_3 산화가 제한될 수 있다. 또한 암모니아는 IVC 시점부터 공기와 예혼합된 상태로 존재하므로, 크레비스 영역에 유입된 암모니아가 낮은 온도와 제한된 활성 라디칼 농도로 인해 충분히 산화되지 못하고 잔류했을 가능성이 있다.

Fig. 8은 암모니아 질량분율 변화에 따른 실린더 내부 CO 및 CO_2의 연료 질량 기준 정규화량을 나타낸다. CO는 *n*-dodecane 산화 과정에서 생성되는 주요 중간생성물로, 연소가 진행되면서 빠르게 증가하여 주 연소 구간에서 최고값을 나타낸 후 급격히 감소하였다. D100 조건에서 가장 높은 CO 피크가 나타났으며, 암모니아 질량분율이 증가할수록 피크값은 전반적으로 감소하였다. 이는 암모니아 비율 증가에 따라 탄소를 포함하는 *n*-dodecane 투입량이 감소하여 CO 생성에 이용될 수 있는 총 탄소량이 줄어든 결과로 판단된다. 따라서 CO 피크의 감소를 불완전 연소 개선으로 직접 해석하기보다는 탄소 투입량 감소의 영향을 함께 고려해야 한다.

한편 암모니아 질량분율이 높은 조건에서는 CO 피크 이후의 감소가 D100 조건에 비해 상대적으로 완만하게 나타났다. 이는 Fig. 3-5에서 확인한 평균 및 국부 온도의 감소와 OH 라디칼 분포 영역의 축소로 인해 연소 후반부 CO의 CO_2 산화가 상대적으로 지연되었을 가능성을 나타낸다. 다만 해석 종료 시점에는 모든 조건에서 CO 정규화량이 매우 낮은 수준까지 감소하므로, 현재 결과는 실제 engine-out CO 배

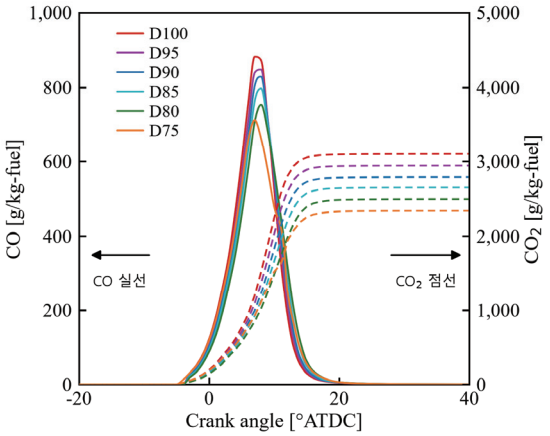


Fig. 8. Variations in fuel-normalized in-cylinder CO and CO_2 masses

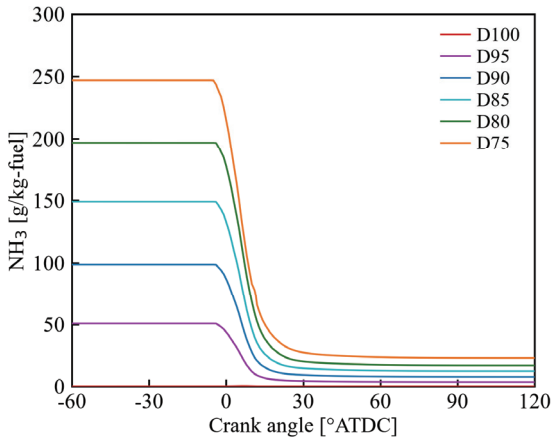


Fig. 9. Variation in fuel-normalized in-cylinder NH_3 mass

출량보다는 실린더 내부에서의 CO 생성 및 후속 산화 과정을 나타내는 것으로 해석하는 것이 적절하다.

CO_2 정규화량은 연소가 진행됨에 따라 증가한 후 약 20° ATDC 이후 거의 일정하게 유지되었다. 해석 후반의 CO_2는 D100 조건에서 약 3.1×10^3 g/kg-fuel로 가장 높았으며, D75 조건에서는 약 2.3×10^3 g/kg-fuel 수준으로 감소하였다. D75 조건의 CO_2가 D100 대비 약 25% 감소한 것은 총 연료 질량을 일정하게 유지한 상태에서 *n*-dodecane 질량분율이 100%에서 75%로 감소한 것과 거의 비례한다. 이는 암모니아 혼소에 따른 CO_2 감소가 주로 전체 탄소 투입량 감소에 기인함을 보여준다.

Fig. 9는 암모니아 질량분율 변화에 따른 실린더 내부 NH_3의 연료 질량 기준 정규화량을 나타낸다. 연소 이전의 NH_3 정규화량은 D95, D90, D85, D80 및 D75 조건에서 각각 약 50, 100, 150, 200 및 250 g/kg-fuel로 나타났으며, 이는 총 연료 질량에 대한 초기 암모니아 질량분율 5-25%와 직접적으로 대응한다. 이후 TDC 전후부터 NH_3가 빠르게 소비되기 시작하여 약 30° ATDC까지 큰 폭으로 감소하였으며, 이후에는 감소율이 현저히 낮아졌다.

암모니아 질량분율이 증가할수록 해석 종료 시점의 잔류 NH_3 정규화량도 증가하였다. D95 조건에서는 수 g/kg-fuel 수준의 NH_3가 잔류한 반면, D75 조건에서는 약 20 g/kg-fuel 수준까지 증가하였다. 이러한 경향은 Fig. 6과 Fig. 7에서 확인된 벽면 및 크레비스 인근의 저온 영역과 잔류 NH_3 분포에 부합한다. 즉, 암모니아 질량분율 증가에 따른 고온 반응 영역과 OH 라디칼 분포의 감소, 팽창 과정에서의 온도 저하 및 크레비스 내부의 제한된 반응 조건이 복합적으로 작용하여 연소 후반부 NH_3 산화를 제한한 것으로 판단된다.

다만 Fig. 9의 값은 EVO 이전까지 실린더 내부에 잔류하는 NH_3 질량을 총 투입 연료 질량으로 정규화한 값이므로 실제 엔진 출구의 NH_3 배출량과 동일하지 않다. EVO 이후의 블로다운과 배기 과정, 배기 포트 내 추가 반응 및 후처리장치의 영향을 고려하지 않았기 때문이다. 그럼에도 암모니아 질량분율 증가에 따라 EVO 시점의 잔류 NH_3가 지속적으로 증가하는 결과는 이후 배기 과정에서 NH_3 slip이 증가할 가능성이 높아짐을 의미한다.

Fig. 10은 암모니아 질량분율 변화에 따른 실린더 내부 NO의 연료 질량 기준 정규화량을 나타낸다. D100 조건에서는 연소가 시작된 이후 NO가 빠르게 생성되어 약 20° ATDC 부근 이후 약 28 g/kg-fuel 수준으로 유지되었다. 암모니아 혼소 조건에서는 Fig. 3에서 확인한 것처럼 암모니아 질량분율 증가에 따라 최고 평균 온도가 감소하였음에도 불구하고, 주연소 구간의 NO 피크는 D100보다 높은 약 31–34 g/kg-fuel 범위까지 증가하였다.

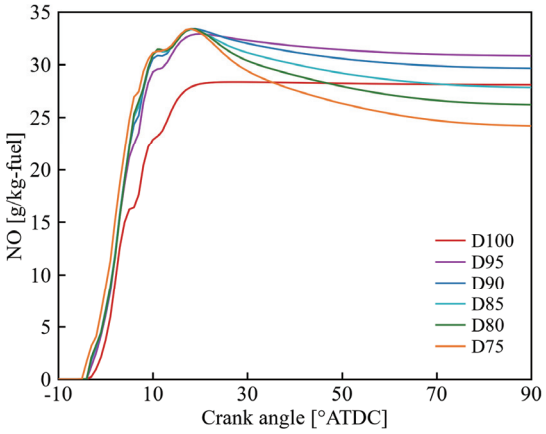


Fig. 10. Variation in fuel-normalized in-cylinder NO mass

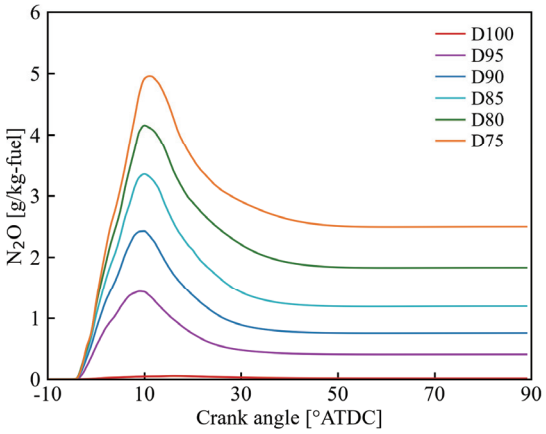


Fig. 11. Variation in fuel-normalized in-cylinder N_2O mass

평균 온도가 감소했음에도 NO 생성량이 증가한 결과는 암모니아 혼소 조건의 NO 생성이 온도 의존적인 thermal-NO 경로만으로 설명되기 어렵다는 것을 보여준다. 암모니아에 포함된 연료 질소로부터 형성되는 NH_2, NH, N 및 HNO 등의 질소계 중간화학종이 NO 생성에 관여했을 가능성이 있으며, 연료 질소 투입이 주 연소 구간의 NO 증가에 영향을 미쳤을 수 있다.

피크 이후의 NO 거동은 암모니아 질량분율에 따라 차이를 나타냈다. 특히 D80 및 D75 조건에서는 NO 정규화량이 연소 후반부까지 감소하였으며, D75 조건에서는 약 24 g/kg-fuel 수준에 도달하였다. Fig. 10은 실린더 내 NO 질량을 일정한 총 연료 질량으로 정규화한 결과이므로, 이러한 감소는 단순한 체적 희석이 아니라 흡·배기 밸브를 통한 가스 유출입이 없는 폐사이클 조건에서 NO의 소비가 생성을 상회한 결과로 해석된다. 암모니아 산화 과정에서 생성되는 NH_x 계열 화학종은 NO와 반응하여 N_2를 형성할 수 있으며[15], 이러한 반응이 NO 감소에 기여했을 가능성이 있다. 다만 실린더 내 N_2의 대부분은 흡입 공기에서 유래하므로, 전체 N_2 질량 변화만으로 NO 소비에 따른 N_2 생성을 구분하기 어렵다. 따라서 NO 생성·소비 반응경로의 상대적 기여도를 규명하기 위해서는 추가적인 반응경로 분석이 필요하다.

Fig. 11은 암모니아 질량분율 변화에 따른 실린더 내부 N_2O의 연료 질량 기준 정규화량을 나타낸다. D100 조건에서는 N_2O 생성량이 매우 낮았으나, 암모니아 질량분율이 증가할수록 N_2O 생성량이 크게 증가하여 D75 조건에서 약 10° ATDC 부근에 약 5.0 g/kg-fuel을 나타냈다. 이후 감소하여 50-90° ATDC에서는 약 2.5 g/kg-fuel 수준을 유지하였다. 이는 Fig. 10의 NO 거동과 구별되는 양상이며, 반응경로별 생성·소비 기여도를 분석하지 않았으므로 원인을 단정하기는 어렵다.

Fig. 12는 암모니아 질량분율 변화에 따른 실린더 내부 H_2의 연료 질량 기준 정규화량을 나타낸다. 모든 조건에서 H_2는 주 연소 구간에서 급격히 증가한 후 빠르게 감소하였으며, 암모니아 질량분율이 높아질수록 최대값은 전반적으로 감소하고 발생 시점은 다소 지연되었다. 반면 EVO 시점의 잔류 H_2 정규화량은 D100 조건의 2.48×10^{-4} g/kg-fuel에서 D75 조건의 1.40×10^{-3} g/kg-fuel로 증가하였다. 이는 암모니아 혼소율 증가에 따라 주 연소 구간의 H_2 생성 및 소비 거동이 변화하고, 연소 후반부에 미량의 H_2가 상대적으로 더 많이 잔류함을 보여준다. 이러한 경향은 고혼소 조건에서 관찰된 연소 지연 및 고온 반응 영역의 축소와 관련될 가능성이 있으나, H_2 및 H 라디칼의 반응경로를 별도로 분석하지 않았으므로 구체적인 생성·소비 기구를 규명하기 위해서는 추가적인 분석이 필요하다.

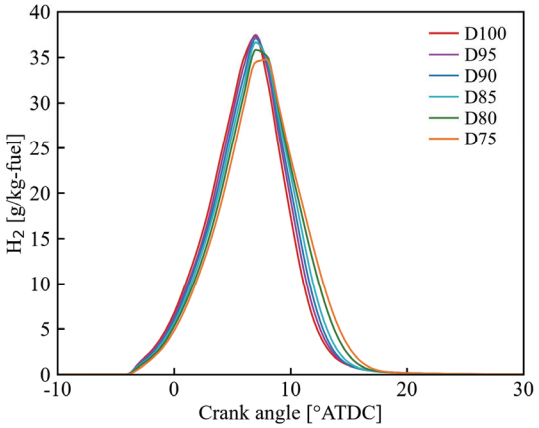


Fig. 12. Variation in fuel-normalized in-cylinder H_2 mass

4. 결 론

본 연구에서는 3차원 수치해석을 통해 암모니아/디젤 이중 연료 엔진에서 암모니아 질량분율 변화가 연소 및 주요 화학종 생성 특성에 미치는 영향을 분석하였다. 디젤 대체연료로 *n*-dodecane을 적용하고, 총 연료 질량을 일정하게 유지하면서 암모니아 질량분율을 0-25% 범위로 변화시켜 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1) D100 조건의 수치해석 결과는 디젤 실험 결과의 주요 압력 상승 및 열방출 특성을 합리적으로 재현하였다. 암모니아 질량분율이 증가함에 따라 최고 압력, 피크 열방출률 및 최고 평균 온도는 감소하고 연소 위상은 지연되었다. 이는 혼합연료의 저위발열량과 당량비 감소, *n*-dodecane 분사량 감소 및 암모니아의 낮은 반응성이 복합적으로 작용한 결과로 판단된다.
2) 암모니아 혼소율이 증가할수록 연소실 내 고온 영역과 OH 라디칼 분포 영역이 축소되었으며, EVO 시점에는 보울 하단부, 스퀴시 및 크레비스 인근의 저온 영역이 확대되었다. 이에 따라 벽면과 크레비스 인근의 잔류 NH_3 영역도 증가하였으며, 이는 낮은 국부 온도와 제한된 활성 라디칼 조건에 의해 연소 후반부 NH_3 산화가 제한된 결과로 해석된다.
3) 암모니아 질량분율 증가에 따라 연소 후반의 CO_2 정규화량은 D100 조건의 약 3.1×10^3 g/kg-fuel에서 D75 조건의 약 2.3×10^3 g/kg-fuel로 감소하였다. 이는 *n*-dodecane과 전체 탄소 투입량의 감소와 거의 비례하는 결과이다. CO 피크 역시 감소하였으나, 고혼소 조건에서는 낮은 연소 온도와 OH 라디칼 감소로 인해 피크 이후 CO 산화가 상대적으로 지연되는 경향을 나타냈다.
4) 암모니아 혼소율이 증가할수록 EVO 시점의 잔류 NH_3 정규화량이 증가하였으며, D75 조건에서는 약 20 g/kg-fuel 수준까지 나타났다. 이는 암모니아 혼소율 증가가 이후 배기 과정에서 NH_3 slip 증가 가능성을 높일 수 있음을 의미한다. 다만 본 결과는 EVO 시점의 실린더 내부 잔류량으로, 실제 배기계의 NH_3 배출량과 직접 동일시할 수는 없다.
5) 암모니아 질량분율 증가에 따라 최고 평균 온도는 감소하였으나, NO 피크 정규화량은 D100보다 증가하여 D75 조건에서 약 33 g/kg-fuel 수준을 나타냈다. 이는 암모니아 혼소 조건의 NO 생성이 thermal-NO뿐 아니라 연료 질소 화학반응의 영향을 함께 받음을 시사한다. 반면 D75 조건에서는 연소 후반부에 NO가 약 24 g/kg-fuel 수준까지 감소하여 NO의 순 소비가 나타났으며, 이는 NH_x 계열 화학종이 관여하는NO 환원 반응과 관련될 가능성이 있다.

다만 본 연구의 결과는 총 연료 질량을 일정하게 유지한 조건에서 얻어진 것으로, 연료 조성에 따른 발열량과 당량비 변화의 영향이 함께 반영되어 있다.

후 기

이 연구는 2024년도 경상국립대학교 연구년제 연구교수 연구지원비에 의하여 수행되었음.

References

1. A. Valera-Medina, H. Xiao, M. Owen-Jones, W. I. F. David, and P. J. Bowen, "Ammonia for power", Progress in Energy and Combustion Science, Vol. 69, 2018, pp. 63-102, doi: https://doi.org/10.1016/j.pecs.2018.07.001.
2. H. Kobayashi, A. Hayakawa, K. D. K. A. Somarathne, and E. C. Okafor, "Science and technology of ammonia combustion", Proceedings of the Combustion Institute, Vol. 37, No. 1, 2019, pp. 109-133, doi: https://doi.org/10.1016/j.proci.2018.09.029.
3. P. Dimitriou and R. Javaid, "A review of ammonia as a compression ignition engine fuel", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 45, No. 11, 2020, pp. 7098-7118, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2019.12.209.
4. W. S. Chai, Y. Bao, P. Jin, G. Tang, and L. Zhou, "A review on ammonia, ammonia-hydrogen and ammonia-methane fuels", Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol. 147, 2021, pp. 111254, doi: https://doi.org/10.1016/j.rser.2021.111254.
5. C. Mounaïm-Rousselle and P. Brequigny, "Ammonia as fuel for low-carbon spark-ignition engines of tomorrow's passenger cars", Frontiers in Mechanical Engineering, Vol. 6, 2020, pp. 70, doi: https://doi.org/10.3389/fmech.2020.00070.
6. C. Lhuillier, P. Brequigny, F. Contino, and C. Mounaïm-Rousselle, "Experimental investigation on ammonia combustion behavior in a spark-ignition engine by means of laminar and turbulent expanding flames", Proceedings of the Combustion Institute, Vol. 38, No. 4, 2021, pp. 5859-5868, doi: https://doi.org/10.1016/j.proci.2020.08.058.
7. E. C. Okafor, Y. Naito, S. Colson, A. Ichikawa, T. Kudo, A. Hayakawa, and H. Kobayashi, "Experimental and numerical study of the laminar burning velocity of CH_4-NH_3-air premixed flames", Combustion and Flame, Vol. 187, 2018, pp. 185-198, doi: https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2017.09.002.
8. A. Yousefi, H. Guo, S. Dev, B. Liko, and S. Lafrance, "Effects of ammonia energy fraction and diesel injection timing on combustion and emissions of an ammonia/diesel dual-fuel engine", Fuel, Vol. 314, 2022, pp. 122723, doi: https://doi.org/10.1016/j.fuel.2021.122723.
9. A. J. Reiter and S. C. Kong, "Combustion and emissions characteristics of compression-ignition engine using dual ammonia-diesel fuel", Fuel, Vol. 90, No. 1, 2011, pp. 87-97, doi: https://doi.org/10.1016/j.fuel.2010.07.055.
10. J. Liu and J. Liu, "Experimental investigation of the effect of ammonia substitution ratio on an ammonia-diesel dual-fuel engine performance", Journal of Cleaner Production, Vol. 434, 2024, pp. 140274, doi: https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2023.140274.
11. T. Li, X. Zhou, N. Wang, X. Wang, R. Chen, S. Li, and P. Yi, "A comparison between low- and high-pressure injection dual-fuel modes of diesel-pilot-ignition ammon ia combustion engines", Journal of the Energy Institute, Vol. 102, 2022, pp. 362-373, doi: https://doi.org/10.1016/j.joei.2022.04.009.
12. C. Duynslaegher, H. Jeanmart, and J. Vandooren, "Ammonia combustion at elevated pressure and temperature conditions", Fuel, Vol. 89, No. 11, 2010, pp. 3540-3545, doi: https://doi.org/10.1016/j.fuel.2010.06.008.
13. O. Mathieu and E. L. Petersen, "Experimental and modeling study on the high-temperature oxidation of ammonia and related NOx chemistry", Combustion and Flame, Vol. 162, No. 3, 2015, pp. 554-570, doi: https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2014.08.022.
14. Y. Song, H. Hashemi, J. M. Christensen, C. Zou, P. Marshall, and P. Glarborg, "Ammonia oxidation at high pressure and intermediate temperatures", Fuel, Vol. 181, 2016, pp. 358-365, doi: https://doi.org/10.1016/j.fuel.2016.04.100.
15. P. Glarborg, J. A. Miller, B. Ruscic, and S. J. Klippenstein, "Modeling nitrogen chemistry in combustion", Progress in Energy and Combustion Science, Vol. 67, 2018, pp. 31-68, doi: https://doi.org/10.1016/j.pecs.2018.01.002.
16. K. P. Shrestha, L. Seidel, T. Zeuch, and F. Mauss, "Detailed kinetic mechanism for the oxidation of ammonia including the formation and reduction of nitrogen oxides", Energy & Fuels, Vol. 32, No. 10, 2018, pp. 10202-10217, doi: https://doi.org/10.1021/acs.energyfuels.8b01056.
17. A. Hayakawa, T. Goto, R. Mimoto, T. Kudo, and H. Kobayashi, "NO formation/reduction mechanisms of ammonia/air premixed flames at various equivalence ratios and pressures", Mechanical Engineering Journal, Vol. 2, No. 1, 2015, pp. 14-00402, doi: https://doi.org/10.1299/mej.14-00402.
18. J. Kim and K. Lee, "Numerical study on the NH_3/CH_4 symmetric premixed counterflow flames part II: investigation of flame structure and reaction path", Journal of Hydrogen and New Energy, Vol. 34, No. 6, 2023, pp. 748-757, doi: https://doi.org/10.7316/JHNE.2023.34.6.748.
19. I. Kim and K. M. Lee, "Explosion characteristics of 43% ammonia cracking simulated fuel using a constant-volume chamber", Journal of Hydrogen and New Energy, Vol. 35, No. 5, 2024, pp. 506-514, doi: https://doi.org/10.7316/JHNE.2024.35.5.506.
20. I. Kim and K. M. Lee, "Comparison of explosion characteristics between a carbon-free ammonia-cracking simulated fuel and methane fuel", Journal of Hydrogen

and New Energy, Vol. 37, No. 1, 2026, pp. 76-87, doi: https://doi.org/10.7316/JHNE.2026.37.1.76.

21. C. W. Gross and S. C. Kong, “Performance characteristics of a compression-ignition engine using direct-injection ammonia-DME mixtures”, Fuel, Vol. 103, 2013, pp. 1069-1079, doi: https://doi.org/10.1016/j.fuel.2012.08.026.
22. E. Nadimi, G. Przybyła, M. T. Lewandowski, and W. Adamczyk, “Effects of ammonia on combustion, emissions, and performance of the ammonia/diesel dual-fuel compression ignition engine”, Journal of the Energy Institute, Vol. 107, 2023, pp. 101158, doi: https://doi.org/10.1016/j.joei.2022.101158.
23. X. Zhou, T. Li, N. Wang, X. Wang, R. Chen, and S. Li, “Pilot diesel-ignited ammonia dual fuel low-speed marine engines: a comparative analysis of ammonia premixed and high-pressure spray combustion modes with CFD simulation”, Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol. 173, 2023, pp. 113108, doi: https://doi.org/10.1016/j.rser.2022.113108.