



복합발전 가스터빈 연소기용 저선회 노즐의 연료 분사 위치에 따른 배기배출 및 연소진동 특성

†황정재 · 이원준 · 김민국 · 김한석

한국기계연구원 무탄소연료발전연구실 가스터빈팀
(2022년 12월 13일 접수, 2022년 12월 23일 수정, 2022년 12월 24일 채택)

Emissions and Combustion Dynamics with Fuel Injection Position for Low-swirl Nozzles of Gas Turbine Combustor

†Jeongjae Hwang · Won June Lee · Min Kuk Kim · Han Seok Kim

Gas Turbine Research Team, Dpt. of Zero-carbon Fuel and Power Generation,
Korea Institute of Machinery & Materials, Daejeon, 34103, Korea

(Received December 13, 2022; Revised December 23, 2022; Accepted December 24, 2022)

요약

본 연구에서는 SN(Swirl Number)는 같지만 코어부와 스윌러부의 질량유량비(m)가 다른 저선회 노즐 2종을 설계하여 상압 연소성능 시험을 수행하였다. 각 노즐에 대해 단열화염온도에 따른 연소성능 실험을 수행하였고 화염구조 특성, NOx 배출 특성, 연소진동 모드를 파악하였다. 화염구조가 크게 차이가 있었지만 CO 배출 특성은 유사하였고 NOx 배출 특성도 화염구조보다는 연소진동과 더 큰 관련성이 있음을 보였다. 연료노즐의 위치를 변경하여 대류지연시간을 조절하면서 연소진동 및 NOx 배출 특성을 파악하였는데 대류지연시간이 연소진동 주기의 $(3+4n)/4 \pm 1/4$ ($n=0,1,2,\dots$) 영역에 들어올 때 진소진동이 강하게 나타나고 반대의 경우는 연소진동이 아주 약하게 발생함을 확인하였다.

Abstract - In this study, two low-swirl nozzles with the same SN (Swirl Number) but different mass ratio (m) of the core part and the swirler part were designed to perform an atmospheric pressure combustion test. For each nozzle, a combustion test was conducted according to the adiabatic flame temperature, and the flame structure, emissions, and combustion instability mode were identified. Although the flame structure was significantly different, the CO emission was similar, and the NOx emission was also more related to combustion dynamics than the flame structure. Combustion dynamics and NOx emission were identified while adjusting the convection delay time by changing the position of the fuel injection nozzle. It was confirmed that when the convection delay time is in the region of $(3+4n)/4T \pm 1/4T$ ($n=0,1,2,\dots$), the combustion instability is strong, and in the opposite case, the combustion instability is very weak.

Key words : gas turbine, combustor, low-swirl nozzle, NOx emission, combustion dynamics

1. 서론

최근 발전 시장에서도 온실가스 감축에 대한 요구는 더욱 강력해지고 있다. 궁극적으로는 탄소배출 제

로를 목표로 하는 구체적인 안들이 수립되고 있고 이를 위해 가스터빈 발전 시장에서도 탄소 중립 연료로의 전환을 전면에 내세우고 있다. 궁극적인 목표에도 달하는 과정에서는 여러 가지 방법을 통해 탄소 저감을 달성해야 하는데 그 중 하나가 효율 향상을 통한 탄소배출 저감이다. 대형 가스터빈은 현재 H급 엔진이 상용화 되었고 발전 효율은 약 43%에 달하며 지속적

†Corresponding author:hwangjj@kimm.re.kr
Copyright © 2022 by The Korean Institute of Gas

으로 효율 증대를 위한 기술 개발이 진행되고 있다[1]. 하지만, 효율을 높이기 위해서는 연소 온도를 높여야 하기 때문에, 이로 인한 NOx의 발생량 증가 억제와 연소불안정 제어가 필수적이다.

대형 가스터빈에서는 화염안정성이 높고 NOx 저감에 유리한 강선회 타입의 노즐을 많이 적용하고 있다. 이러한 강선회 노즐에서는 고온 재순환 영역이 발생하는데 이를 근본적으로 제거하기 위한 저선회 노즐이 Cheng으로부터 제안되었다[2-5]. 저선회 화염의 안정화 메커니즘은 강선회 화염의 재순환에 의한 것과는 다르다. 저선회 화염은 유동이 노즐에서 나오면서 확대되는 형상을 가지고 있지만 재순환의 형태는 띠지 않으며 이 때 화염은 노즐 출구로부터의 어느 지점에서 유동의 속도와 화염전파속도가 균형을 이루며 부상화염의 형태로 안정화된다. 코어 부분의 유동은 접선방향의 속도는 가지고 있지 않지만 난류 강도가 강하므로 난류유동속도를 높이는 역할을 하여 화염 안정화에 기여한다. 저선회 노즐에서 코어 부분의 난류 유동이 화염 또는 연소성능에 미치는 영향에 대한 연구는 많이 이루어져왔다[6-12]. Jeong 등은 저선회 버너에서 코어부의 난류생성판이 화염에 미치는 영향에 대해 보고하였고[7], 또한 저선회 노즐의 스윌러의 각도가 화염에 미치는 영향에 대해서도 보고하였으며[8] Therkelsen 등은 실제 가스터빈 연소기 적용을 위해 저선회 노즐의 스윌러 각도 등의 여러가지 파라미터에 대한 parametric study를 수행하였다[9].

가스터빈 연소기에서 연소진동(혹은 연소불안정)에 관한 연구가 본격적으로 시작된 것은 환경규제에 의한 저NOx 버너의 시대가 시작된 1990년대 말부터이다. 연소진동 기구를 해석하는 방법으로 시간지연 분석법이 등장하였는데 Lieuwen은 연료의 초킹 유무, 공기의 경계조건이 pressure node, velocity node, 무향인 경우에 대해 시간지연 분석을 수행하였고 연소불안정 모델을 세웠으며, 실험을 통해 연소불안정 예측 결과가 상당히 일치함을 증명하였다[13].

본 연구에서는 SN은 동일하지만 코어부와 스윌러부의 질량유량비(m)가 다른 두 종류의 저선회 노즐을 설계하여 연소성능 시험을 통해 배기배출, 화염구조 및 연소진동 특성을 비교하였다. 또한 연료분사노즐의 위치를 변화시키면서 대류지연시간을 조정하여 연소진동에 미치는 영향을 파악하였으며 시간지연 분석을 수행하였다.

II. 실험

2.1. 저선회 노즐

본 연구에서는 H급 가스터빈 연소기에 적용될 수

있는 연소노즐을 1/4 스케일로 설계하여 연소시험을 수행하였다. 상압 시험조건에서 공기량은 0.07 kg/s이고 연소기 입구온도는 725K이며 이 때의 연소노즐 출구 속도는 약 40 m/s가 되도록 설계하였다.

본 연구에서는 두 종류의 저선회 노즐을 설계하여 연소시험을 수행하였으며 각각은 Fig. 1(a)와 Fig. 1(b)에 나타나있다. 저선회 노즐은 가운데 부분인 코어 파트와 바깥쪽 부분인 스윌러 파트로 구성되어 있고 이들 각각을 통과하는 공기의 질량유량비 m(코어 공기 유량/선회기 공기 유량)이 중요한 파라미터이다. 노즐 출구 유동의 축방향 모멘텀과 접선방향 모멘텀의 비로 나타나는 SN(Swirl Number)는 각각 아래의 식 (1)로부터 구하였고 두 노즐 모두 0.55로 동일하다.

$$SN = \frac{2}{3} \tan \alpha \frac{1 - R^2}{1 - R^2 + [m^2(1/R^2 - 1)^2]R^2} \quad (1)$$

(R= 코어부 반경/노즐반경, α = 스윌러각)

SN이 동일함에도 불구하고 LSN #1 노즐은 스윌러의 각이 크고 코어 파트의 막힘율은 작아서 축방향의 코어유동이 크고 스윌러 파트의 유동은 상대적으로 적은 반면 LSN #2 노즐은 스윌러의 각이 작고 코어 파트의 막힘율은 커서 축방향의 코어유동은 적고 스윌러 파트의 유동이 상대적으로 크다.

연료를 공급해주는 연료 노즐은 Fig. 2에 나타난 바와 같이 연료가 공간적으로 잘 분사되어 공기와 혼합될 수 있도록 설계하였다. 코어 파트에 해당하는 영역은 16개의 스포크가 위치해있고 각 스포크당 5개의 분

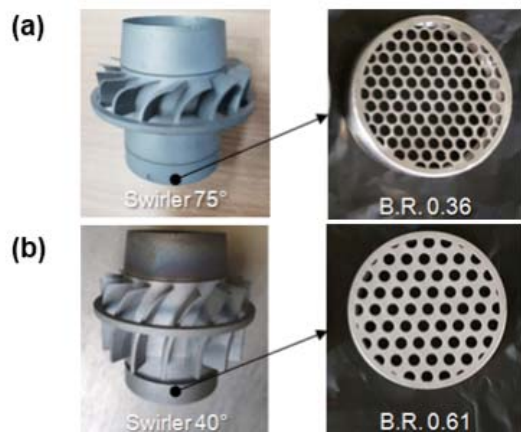


Fig. 1. Low-swirl nozzles: (a) LSN #1, and (b) LSN #2.

사출을 가지고 있으며 바깥쪽 스윌러 영역은 원주방향으로 분사되는 수직 분사홀 16개가 있다. 각 분사홀의 직경은 공기량을 고려하여 설계하였으며 연료분사 위치와 화염간의 혼합거리를 제어하기 위하여 연료 노즐이 축방향으로 이동이 가능하도록 설계하였다.

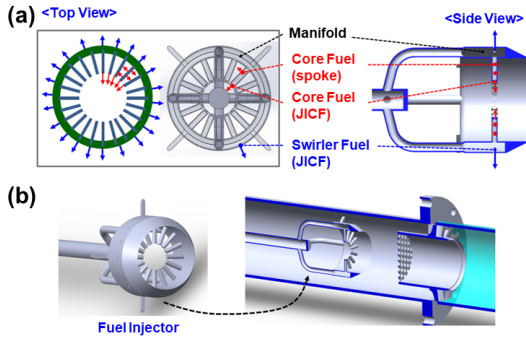


Fig. 2. Fuel injector for low-swirl nozzles: (a) injector fuel flow path, and (b) injector position

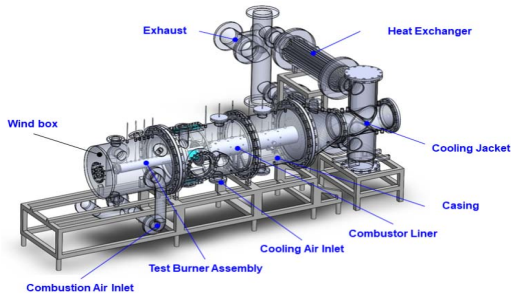


Fig. 3. Combustion test rig for low-swirl nozzles.

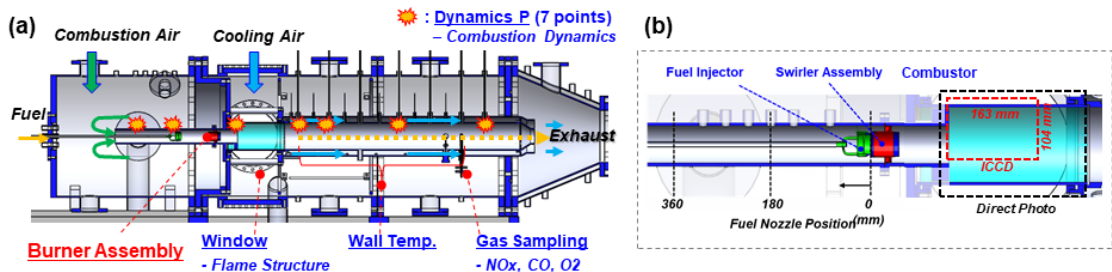


Fig. 4. (a) Measurement points of the test rig, and (b) the burner configuration.

2.2. 연소 시험 리그 및 계측

연소성능 시험용 공기는 터보압축기(KAESER 社, DSDX 305)를 통해 압축된 공기를 10,000L의 리시버 탱크를 거쳐 공급하였다. 공기의 유량은 코리올리 질량 유량계(Emerson 社, CMF100)를 이용하여 측정하였고, 컨트롤 밸브를 통해 유량을 조절하였으며 유량 조절된 공기는 히터를 통해 원하는 온도로 가열된 후 연소시험리그에 공급되었다. 연료의 공급은 압축기(Quincy 社, 5120NG)를 통해 압축된 NG를 4,000L의 리시버 탱크를 거쳐 공급하였다. 연료의 유량은 코리올리 질량 유량계 (Emerson 社, CMF010)를 이용하여 측정하였고, 컨트롤 밸브를 통해 유량을 조절하여 연소시험리그 공급하였다.

연소성능 시험 리그는 Fig. 3에 나타난 바와 같이 크게 연소용 공기가 공급되어 연소 노즐로 공급되기 전 머무르는 공간인 윈드박스(Windbox), 공기와 연료가 혼합되는 버너 어셈블리(Burner Assembly), 화염이 형성되고 연소가 일어나는 공간인 연소기 라이너(Combustor Liner), 라이너를 냉각하는 공기가 공급되는 공간인 케이싱(Casing), 연소가스가 배출되는 배기 배출부로 구성되어 있으며 광계측을 위해 화염이 형성되는 연소노즐 출구 부분의 라이너를 퀴츠(Quartz)로 구성하였고 이를 관측하기 위해 케이싱에 관측창을 구성하였다.

연소성능 시험에서는 주로 온도, 압력, 연소진동(동압), 화염구조, 배기가스 농도를 계측하였고 Fig. 4에 계측 지점들이 나타나있다. 온도는 연소용 공기 공급온도, 연소실 라이너 벽면온도, 연소실 출구온도를 측정하였고 압력은 윈드박스 및 연소실 압력을 측정하였다. 연소진동(동압)은 동압의 모드 분석을 위해 총 7 지점(덱프먼 기준: -520, -320, 0, 310, 470, 830, 1270 mm)에서 측정하였고 라이너 벽면에 1/4" 튜브를 프루빙하여 피에조일렉트릭 타입의 동압센서(PCB 社, 106B)를 장착하여 측정하였으며 Infinity tube(약 20m)를 장착해 압력파가 반사되어 신호를 왜곡하는 것을 최소화하였다. 화염구조 계측을 위해 OH*(OH

라디칼) 자발광 측정과 직접사진 촬영을 수행하였는데 OH* 자발광 측정은 고속카메라(Phantom社, V611)에 고속 Intensifier (Lavisson社, High-speed IRO)를 장착해 사용하였고, UV Lens(Nikon社, Nikkor UV 100 Macro)에 filter(UG11 & WG305)를 장착하여 사용하였다. OH* 측정의 가시화 영역은 163 x 104mm의 영역으로 버너 노즐 출구를 포함하고 라이너 상단 벽면을 포함하도록 하였고 직접사진 촬영은 캠코더를 통해 수행하였고 퀴즈 영역 모두를 포함하도록 하였다. 배기가스 농도는 덤프면에서 1150mm 후류에 샘플링 프루브를 장착하여 샘플링한 가스를 수분을 제거한 다음 가스분석기(Eurotron社, MK2)를 통해 측정하였는데 반경방향으로 5개의 홀을 가진 프루브를 이용하였으며 반경방향 위치에 대한 유량이 균등하도록 설계하였다.

버너 어셈블리는 크게 저선회 노즐(코어+스월러), 연료노즐 및 이것들을 감싸고 공기가 이동하는 경로인 에어가이드로 구성되어있다. 에어가이드의 직경은 65mm이고 연소기 라이너의 직경은 130mm로 비는 1:2이다. 저선회 노즐은 고정되어 있지만 연료노즐의 위치에 따른 연소성능 특성을 파악하기 위해 연료노즐이 저선회 노즐로부터 상류로 약 400mm까지 이동할 수 있도록 구성하였다.

III. 실험 결과

3.1. 단일화염온도에 따른 연소특성

저선회 노즐 LSN#1과 LSN#2에 대해 공기유량은 일정하게 유지하고 연료유량을 조절하여 단일화염온

도를 변경하였으며 연료노즐의 위치는 recess(저선회 노즐로부터 상류로의 거리) 180mm로 고정하고 연소성능 시험을 수행하였다.

각 노즐에 대해 단일화염온도에 따른 화염구조가 Fig. 5에 나타나있으며 화염구조는 직접 화염이미지, OH* 자발광 평균이미지, OH* 자발광 순간이미지 순으로 나타나있다. 저선회 화염은 부상화염의 형태로 화염안정화가 이루어지는데 이 때 유동의 속도와 화염의 전파속도가 균형을 이루어 화염이 안정화된다. LSN#1의 경우 화염이 버너의 출구에서 약 20-60mm 정도의 거리에서 안정화가 됨을 볼 수 있는데 가운데 부분의 경우 후류의 약 300mm 까지도 반응이 지속되는 것을 관찰할 수 있다. 이는 코어로 흐르는 공기의 유량이 스월러로 흐르는 유량의 약 1.9배이므로 가운데 부분의 유동의 속도가 상대적으로 빨라 잘 안정화되지 못하고 후류까지 반응이 지연되는 것으로 보인다. LSN#2의 화염도 부상화염의 형태로 전형적인 저선회 화염의 구조를 띠고 있는데 LSN#1과의 차이점은 가운데 화염이 후류쪽으로 늘어나지 않는다는 점이다. 이는 코어로 흐르는 공기의 유량이 스월러로 흐르는 유량의 약 0.53배이기 때문에 상대적으로 유속이 작아 화염의 가운데 부분이 상류에서 잘 안정화되기 때문이다. 그리고 LSN #1의 화염보다 스월러 부분에서의 유량이 크고 속도가 상대적으로 빠르기 때문에 화염안정화의 위치는 조금 더 하류에서 형성됨을 볼 수 있다.

각 노즐에 대해 NOx 및 CO 배출 특성이 Fig. 6에 나타나있다. NOx와 CO 모두 단일화염온도가 증가함에 따라 증가하는 전형적인 연소노즐의 경향을 보여주

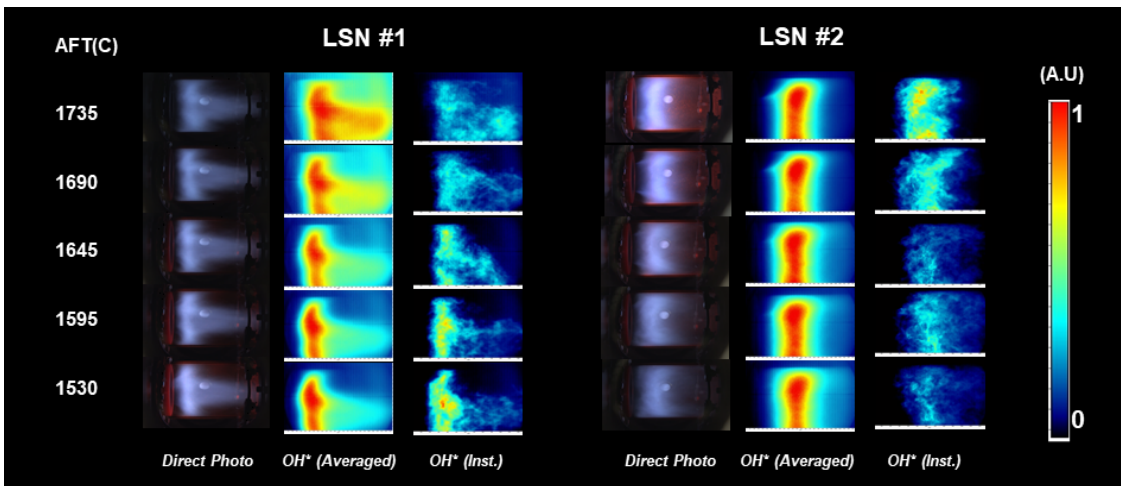


Fig. 5. Flame structures for each nozzles with respect to adiabatic flame temperatures.

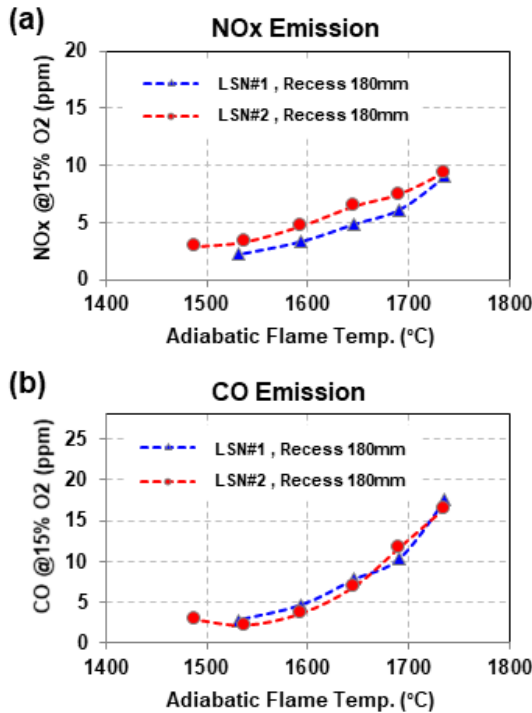


Fig. 6. Emission characteristics: (a) NOx emissions, and (b) CO emissions.

고 있다. NOx의 경우 LSN#2가 LSN#1보다 조금 더 높은 배출량을 보이는데 LSN#1이 가운데 부분 화염이 더 긴 것에도 불구하고 NOx가 더 적게 배출되는 것은 LSN#2의 큰 연소진동에 기인한 것으로 보인다. CO의 경우 노즐에 따른 뚜렷한 차이가 없이 거의 동등한 특성을 보인다.

두 노즐의 연소시험에서 얻어진 동압에 대해 모드 분석을 수행하였고 이는 Fig. 7에 나타나있다. 두 노즐의 연소실험 결과 연소진동의 피크 주파수는 약 100~110Hz 영역과 약 350~370Hz의 두 영역에서 나타났다. 이를 각 동압센서의 축방향 위치에 대해서 모드 분석을 수행한 결과 100~110Hz 영역은 덤프면-리그후단 영역의 closed-closed 경계의 1/2-mode로 나타났고, 350~370Hz 영역은 덤프면-라이너출구 영역의 closed-open 경계의 3/4-mode로 나타났다. Fig. 8은 recess 180mm에서 LSN#1과 LSN#2의 단일화염온도에 대한 연소진동의 피크 주파수 및 크기를 나타낸 그래프이다. LSN#2는 LSN#1에 비해 압력섭동이 상대적으로 많이 크게 나타나는데 압력의 섭동이 크면 이것이 화염온도의 큰 섭동으로 이어져 NOx 증가를 야기하게 되며 이는 Fig. 6의 NOx 배출 특성 그래프에서의

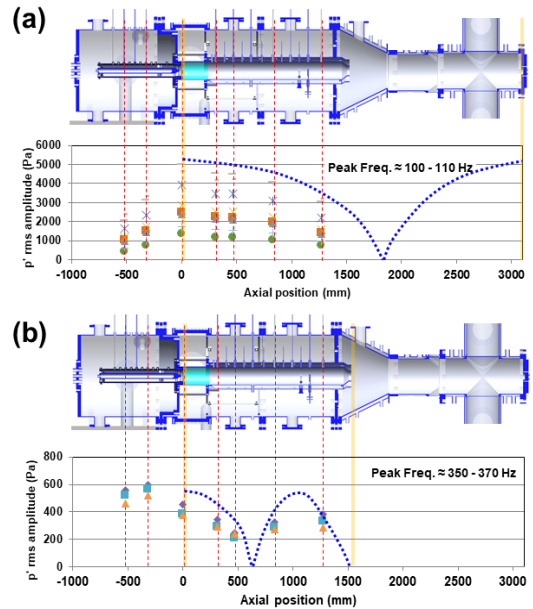


Fig. 7. Combustion instability mode analysis for (a) peak freq. 100~110Hz, and (b) peak freq. 350~370Hz.

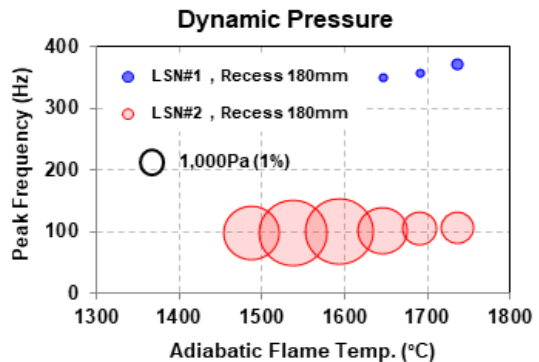


Fig. 8. Dynamic pressure for each nozzles.

NOx 차이를 잘 설명해준다. 같은 연료노즐의 위치에서 연소진동 크기의 차이가 발생한 것은 저선회 노즐에 따른 화염의 위치의 변화가 연료 분사 지점과 화염 사이의 거리를 변화시켜 열-음향 연소불안정의 메커니즘 중 대류시간지연을 바꾸었기 때문으로 생각된다. 그러므로 대류지연시간 변화에 따른 연소진동의 변화를 조금 더 자세히 관찰할 필요가 있으며 이는 다음 절에서 자세하게 다루도록 하겠다.

3.2. 화염과 연료분사 위치간 거리의 효과

대류지연시간에 따른 연소진동 및 연소특성을 파악하기 위해 연료노즐의 축방향 위치를 변경하여 연소성능 시험을 수행하였다. 저선회 노즐 LSN#2에 대해서 단일화염온도는 1645°C로 고정하였으며 연료노즐의 위치는 recess 20~400mm 범위에서 실험을 수행하였다.

Fig. 9에 연료노즐 위치에 따른 NOx와 CO의 배출 특성이 나타나있다. 연소진동의 영향을 배제하고 단순히 연료-공기 혼합거리에 따른 혼합도만 고려한다면 연료노즐 위치의 Recess가 증가함에 따라 연료-공기의 혼합거리가 증가하기 때문에 NOx 배출은 감소 혹은 감소-일정의 경향을 보여야한다. 하지만 Fig. 9에 나타난 바와 같이 NOx 배출은 증가-감소-증가의 경향을 띠며 이를 통해 NOx 발생에 영향을 미치는 요소가 공간적인 연료-공기의 혼합도만이 아니라는 것을 알 수 있고 그 경향성이 Fig. 10에 나타난 연소진동 크기의 경향성과 일치하는 것으로 보아 연소진동이 NOx 발생에 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 즉 연소진동에서 야기되는 당량비의 섭동이 화염온도의

섭동을 야기하면서 NOx를 증가시킨다고 할 수 있다. 특히 recess 200mm와 400mm를 비교해보면 혼합거리가 2배나 더 길어 혼합도가 더 높음에도 불구하고 NOx 배출은 2배 더 많이 나타나는데 이것은 연소진동의 크기가 약 10배가량 크기 때문으로 보이고, 반대로 recess 100mm와 400mm를 비교해보면 100mm의 경우가 연소진동이 약 15% 정도 작음에도 불구하고 NOx 배출은 약 30% 정도 크게 나타나는데 이는 100mm의 경우 혼합거리가 짧아서 혼합도가 낮기 때문으로 보인다. 즉, 일정 혼합거리 이상에서는 NOx에 영향을 미치지 않을 정도의 혼합도로 유지되는데 본 실험에서는 200mm 이상 320mm 이하에서 연소진동이 아주 작고 일정하며 recess에 따른 NOx 변화가 없으므로 200mm 이상에서는 혼합도에 따른 NOx 배출 영향을 무시할 수 있을 것으로 판단된다. CO의 경우 NOx 배출과 반대의 경향을 보인다.

Fig. 11에 연료노즐 위치에 따른 연소진동의 피크 주파수와 크기, 그리고 화염구조가 나타나있다. 큰 연소진동을 가지는 구간에서의 피크 주파수는 모두 100Hz 부근에서 나타난다. 연소진동이 약한 20mm와 240mm 위치와 연소진동이 비교적 심한 140mm 위치에서는 화염의 구조가 납작하면서 잘 부상되어 있는 반면 연소진동이 아주 심한 400mm에서는 화염이 축방향으로 길게 거동하며 평균장을 보면 긴 화염으로 보인다. 실제 화염이 긴 것이라기보다 연소진동에 의해 반응영역이 하류로 밀렸다 상류로 당겨왔다 하기 때문이다. 이러한 연소진동은 연료 분사지점의 위치에 따른 지연시간의 변화에 기인하는 것으로 알려져 있으므로 본 저선회 노즐 실험 결과를 바탕으로 연료노즐 위치에 따른 시간지연을 분석하고자 한다.

가스터빈 연소진동에서 시간지연 분석법은 널리 알려져 있다[13]. 연소실 화염영역의 압력파가 공기섭동을 유발하고 이것은 연료 분사홀에서 당량비의 섭동을 유발하며 당량비의 섭동은 대류를 통해 화염

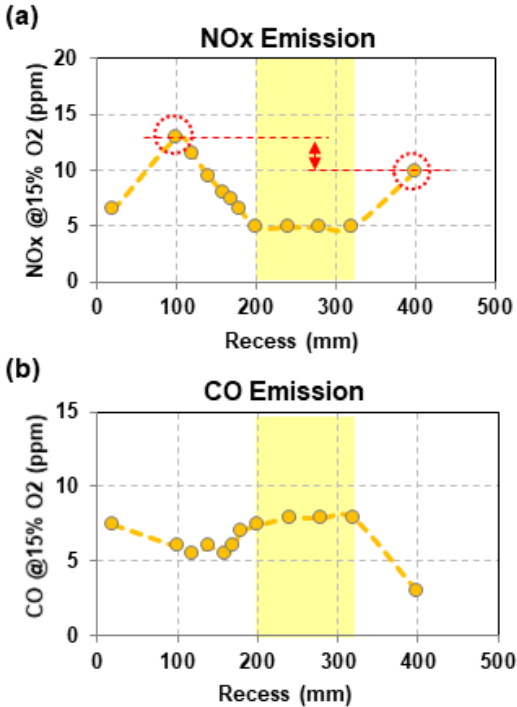


Fig. 9. Emission characteristics with fuel nozzle injection position: (a) NOx emissions, and (b) CO emissions.

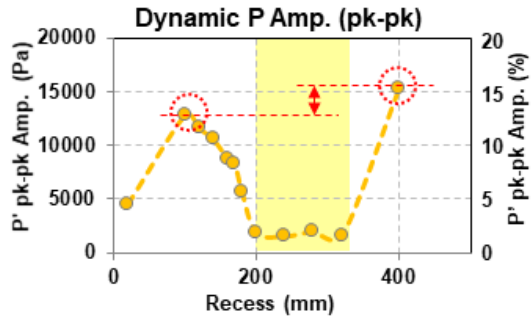


Fig. 10. Dynamic pressure amplitudes with fuel nozzle injection position.

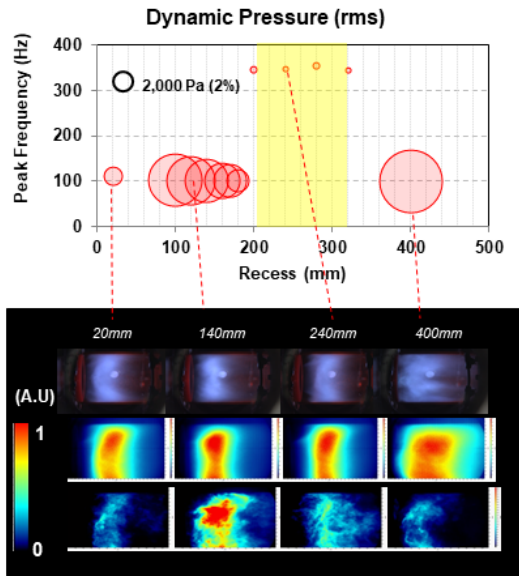


Fig. 11. Dynamic pressure peak frequency & amplitude and flame structures.

까지 전달되어 다시 열방출의 섭동을 야기한다. 일련의 피드백 과정으로 각각의 지연시간이 존재하고 지연된 섭동이 원래 화염영역의 압력파와 위상동기(in-phase)가 되면 연소불안정은 더욱 발전하게 되고 그렇지 않으면(out-of-phase) 연소불안정은 감쇠한다. 본 노즐과 같이 100~200Hz대의 낮은 주파수 영역에서는 시간지연들 중 대류지연시간이 대부분을 차지하고 나머지 시간지연은 무시할 수 있다. Fig. 12에 대류지연시간에 따른 연소진동의 크기가 표현되어 있다. 대류지연시간이 연소진동 주기의 $(3+4n)/4 \pm 1/4$ ($n=0,1,2,\dots$) 영역(Fig. 12에서 회색으로 나타난 영역)에 존재하면 연소진동은 성장할 것으로 예상되었고, LSN#1과 LSN#2의 실험 데이터를 도시해본 결과 그림과 같이 잘 일치함을 확인하였다. 즉, 본 실험에서는 연소노즐의 위치를 이동함에 따라 대류지연시간을 연소진동의 한 주기 이상의 범위에서 변경하며 연소진동의 거동을 살펴보고 시간지연 분석법을 통한 분석결과가 실험과 잘 일치함을 확인하였다. 그러므로 연소노즐 설계에 있어 근본적인 연소진동 회피 설계를 위해서는 시간지연분석법을 이용한 연료 분사홀의 위치 설계가 필수적이라 판단된다.

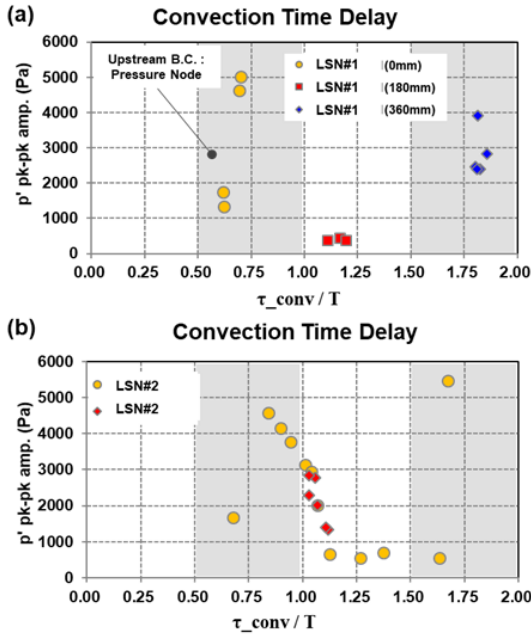


Fig. 12. Convection time delays on combustion dynamics amplitudes: (a) LSN#1, and (b) LSN#2

IV. 결론

본 연구에서는 복합발전 가스터빈 연소기에 적용될 수 있는 저선회 노즐을 설계하여 연소성능 시험을 수행하였다. 화염구조, NOx, CO 및 연소진동에 대한 계측 및 상관관계 분석을 수행하였으며 특히 연료노즐의 위치에 따른 대류시간지연 변화에 대한 연소진동 분석을 수행하였다. 본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 저선회 노즐의 SN이 같더라도 스윙러와 코어의 질량유량비(m)가 다른면 화염의 형태는 크게 다르다.
- (2) NOx 배출은 공간적인 혼합도에 의존도가 크지만 연소진동이 발생할 경우 시간적인 혼합도의 섭동이 생기므로 NOx에 큰 영향을 준다.
- (3) NG 연소기에서 100Hz 대의 저주파 연소진동에서는 시간지연분석법에서 대류지연시간만을 고려해도 상당부분 잘 일치한다.
- (4) 노즐 설계시 연소진동 회피를 위해서는 시간지연 분석법을 이용하여 연료 분사위치를 설계하는 것이 중요하다.

감사의 글

이 논문은 2021년도 정부(산업통상자원부)의 재원

으로 한국에너지기술평가원의 지원을 받아 수행된 연구임(20217010100030, 표준 가스복합발전용 주기기 설계 및 제작 기술 개발)

REFERENCES

- [1] Portillo, J. E., and Laster, R., "Low NOx Combustor design for $\eta > 65\%$ CC", *UTSR Conference November*, (2015)
- [2] Cheng, R.K., "Velocity and Scalar Characteristics of Premixed Turbulent Flames Stabilized By Weak Swirl", *Combust. Flame*, **101**, 1-14, (1995)
- [3] Bray, K.N.C., Libby, P.A., Moss, J.B., "Unified modeling approach for premixed turbulent combustion - part I: general formulation", *Combust. Flame*, **61**, 87-102, (1985)
- [4] Cheng, R. K., Shepherd, I. G., "The influence of burner geometry on premixed turbulent flame propagation", *Combust. Flame*, **85**, 7-26, (1991)
- [5] Cheng, R. K., Littlejohn, D., "Laboratory Study of Premixed H₂/Air and H₂/N₂/Air Flames in a Low-Swirl Injector for Ultralow Emissions Gas Turbine", *J. Eng. Gas Turb. Power*, **130**, 031503, (2008)
- [6] Cheng, R. K., Shepherd, I. G., Bédard, B., Talbot, L., "Premixed turbulent flame structures in moderate and intense isotropic turbulence", *Combust. Sci. Technol.*, **174**, 29-59, (2002)
- [7] Jeong, H., Han, M., Kang, K., Lee, Y., Lee, K., "An experimental Study on the Effect of a Turbulence Generating Plate in Low Swirl Combustor", *J. Mech. Sci. Technol.*, **31(12)**, 6077-6084, (2017)
- [8] Jeong, H. H., Lee, K. M., "Effect of Swirl Angles and Combustion Characteristics of Low Swirl Model Combustor", *J. Korean Soc. Propul. Eng.*, **20(4)**, 40-49, (2016)
- [9] Therkelsen, P. L., Littlejohn, D., Cheng, R. K., "Parametric study of low swirl injector geometry on its operability", *ASME*, **GT2012-68436**, 1-10, (2012)
- [10] Han, M. S., Lee, K. M., "Combustion characteristics by plate shape of turbulence generator in low swirl combustor : Part I Non-reactive Isothermal Flow", *J. Korean Soc. Combust.*, **25(1)**, 1-11, (2020)
- [11] Kim, J., Lee, K. M., "Analysis of Turbulent Premixed Flames in V-shape Flames with Fractal Turbulence Generators: Part. I Turbulent Flow Characteristics in a Non-Reacting Field", *J. Korean Soc. Combust.*, **26(2)**, 53-69, (2021)
- [12] Kang, Y., Lee, K. M., "The Study of Turbulent Flame Characteristics by Plate Shape of Turbulence Generator", *J. Korean Soc. Combust.*, **26(3)**, 20-34, (2021)
- [13] Lieuwen, T. C., "Investigation of combustion instability mechanisms in premixed gas turbines", *Ph.D. Thesis*, (1999)