

이중 오리피스 연료 노즐 최적설계

Optimum Design of Dual Orifice Fuel Nozzle

임 오 강†

최 은 호*

김 성 섭**

Lim, O-Kaung

Choi, Eun-Ho

Kim, Sung-Sub

(논문접수일 : 2006년 7월 1일 ; 심사종료일 : 2007년 8월 9일)

요 지

가스터빈에서 연료 분무 노즐은 연소 특성에 영향을 미치는 중요한 부품이다. 스윙 분무 장치를 설계하기 위하여 유량과 분무액적 평균 직경을 설계변수로 정하고 연료 분무 노즐의 최적화를 수행하였다. 설계변수는 이중 노즐의 실험값들을 비교하여 중요한 영향을 미치는 변수로 선정하였다. 민감도는 유량과 분무액적 평균 직경의 변화에 따른 값을 사용하였다. 이중 오리피스형 스윙 분무장치의 형상 최적설계를 통하여 유량의 미립화를 높이도록 연구하였다. 최적설계를 위하여 실험 계획법을 이용하였으며, 영향을 적게 미치는 설계변수들은 설계대상에서 제외하였다. 분무 노즐의 분무액적 평균 직경을 사용한 결과는 Jasuja의 액적 평균 이론을 이용하여 도출된 결과와 유사함을 알 수 있었다. 연구 결과는 이중 오리피스형 스윙 분무장치와 이와 비슷한 종류의 노즐 최적화를 위한 특성을 파악하고 최적의 유량과 허용 공차를 제시하였다.

핵심용어 : 이중 연료 노즐, 이중 오리피스, 유량, 스윙 분무장치, 분무액적 평균 직경

Abstract

Fuel spray nozzle has a critical effect on combustion characteristics. Mass flow rate and SMD(sauter mean diameter) were selected as design variables by using the experiment data of various types of duplex fuel nozzles for the swirl atomizers. The sensitivity of each design variable on the mass flow rate and SMD was analyzed and the uniformity of mass flow rate was investigated through the shape optimization of dual-orifice-type swirl atomizers. The design variables that have a little effect on the optimum design were excluded using the DOE(design of experiments) method, which enabled the optimization of sensitive design variables on mass flow rate and limit tolerance. The SMD of the research spray nozzle that was used in this study was found to be most similar to that of the calculation results using the Jasuja's SMD relationship. This study showed the specific characteristics of dual orifice type swirl atomizers and the optimization of these kinds of nozzle. This study provided the optimization design of mass flow rate and its allowable tolerance.

Keywords : duplex fuel nozzle, dual orifice, mass flow rate, swirl atomizer, SMD(Sauter Mean Diagram)

1. 서 론

가스터빈 엔진 구성 부품인 연소기는 해석에 의한 최적화 설계보다는 기존의 경험과 실험 결과 데이터에 근거한 공력 설계를 바탕으로 구성품인 연료 노즐, 연소기, 점화기의 기본 설계를 진행하고 실험에 의하여 검증하는 방법을 사용한다. 연소기 설계의 주요한 요구 조건은 엔진 작동범위 내에서 안정된 점화가 이루어져야 하고 터빈 수명에 영향을 미치는 연소기 출구 온도의 균일성을 확보하여야 한다. 또한 연소기 라

이너의 수명을 보장하기 위해 적합한 냉각 시스템이 확보되어야 한다. 부가적인 요구사항으로는 압력손실 및 연소효율, 배기가스의 과다 여부, 조립 및 분해의 편이성 등이다. 연료 노즐은 연료 시스템에서 공급된 연료가 연소기 내부에서 분무 되는 액체 미립화 분무 장치이다. 연료 노즐의 요구 조건은 넓은 범위에서 좋은 미립화 성능을 보여야 하고 빠른 응답성과 분무에 필요한 에너지를 적게 소비하여야 한다. 그리고 재 설계에 유연하여야 하는 점(Lefebvre, 1999)을 들 수 있다. 연구 대상 노즐은 압력형 분무장치(pressure atomizers)중

† 책임저자, 정회원 · 부산대학교 기계공학부 교수
Tel: 051-510-2306 ; Fax: 051-582-9164
E-mail: oklim@pusan.ac.kr

* 부산대학교 기계설계공학과 박사과정

** 부산대학교 기계설계공학과 석사

• 이 논문에 대한 토론을 2007년 10월 31일까지 본 학회에 보내주 시면 2007년 12월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

와류 분무 노즐(swirl spray nozzle) 이중 오리피스형(dual orifice type)이다.

연료 노즐 개발 목표는 연소기에 요구되는 연료 유량을 요구 분무 압력에서 미립화하여 공급하는 것이다. 즉, 연료 노즐에서 분무되어야 할 요구 유량과 이때 액체 미립화가 최적 설계 목적함수로 정의될 수 있다(Moon 등, 2007). 이때 미립화 된 평균 직경은 대개 10~100 μm 로 측정된다. 제약 조건은 액체의 물성치, 액체유량의 영향, 유동수의 영향, 분사 압력의 영향, 분무 노즐의 크기, 와류실 형태의 영향(이상용, 1996) 등이 될 수 있다.

이중 오리피스형 노즐에 대한 기존 연구 결과들에 의하면, 연료의 물성치중에서도 연료의 점도가 표면 장력이나 다른 물성치보다 분무 액적 크기 및 분포에 미치는 영향(Jasuja, 1979; Radcliffe, 1960; Dodge 등, 1985)이 더 크다고 보고되고 있다. 국내에서도 와류 분무 노즐에 대한 연구가 근래 진행되고 있다. 이러한 논문 결과로는 이중 오리피스 연료 노즐과 스윙 유동과의 상호작용으로 인한 분무 특성(이상용 등, 1989), 연료분사 압력, 공연비 변화 등 기본 성능 인자에 대한 연구(배충식 등, 1997), 연료 점도와 분사압력이 액적의 크기에 미치는 영향(최성만 등, 1998), 연료의 물성치 변화가 이중 오리피스 연료 노즐의 분무 구조에 어떠한 영향을 미치는가(이동훈 등, 2003) 등이 있다. 노즐은 분무 특성도 중요하지만 실제 연소기 작동 시 요구 유량과 유량의 균일화도 중요한 설계 인자이다.

본 연구는 2단계로 나누어 1단계에서는 동일 유체를 사용하는 것으로 한정하여 노즐 유량과 분무 직경에 민감한 설계 변수를 실험과 이론을 통해 정식화하여 최적화 설계 기본 치수를 결정하였다. 2단계에서는 1단계에서 결정된 설계값을 기본치수로 설계요소와 제작성을 감안하여 공정 개발을 진행하고, 이를 설계에 재 반영하는 최적화를 수행하였다. 유량식과 연료의 평균직경의 최적화 설계 검증은 위상도플러 입자 분석기를 사용하여 분무액적 평균 직경, 수밀도, 체적율을 측정하는 방법을 이용하였다. 또한 최적화 결과와 기존 상용 엔진 노즐들의 허용 유량 편차 기준을 종합하여 단품에서의 허용 유량 편차 기준을 선정하였다. 실험, 분석 및 최적화 설계단계에서는 6시그마 기법을 적용하였다.

2. 연료 노즐의 형상

2.1 부품 개요

본 연구에 사용되어진 연료 노즐은 HSNS(high shear nozzle and swirler)에 장착된 이중 오리피스형 노즐이다.

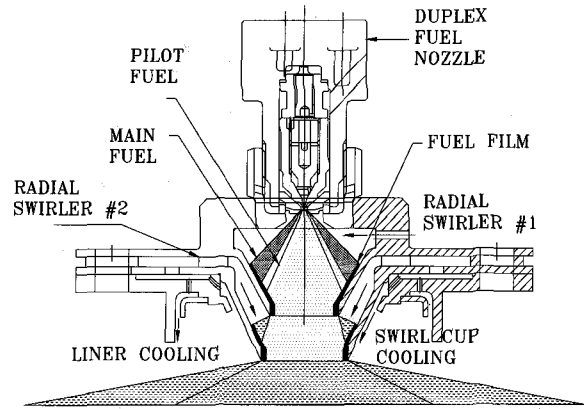


그림 1 HSNS의 개략도

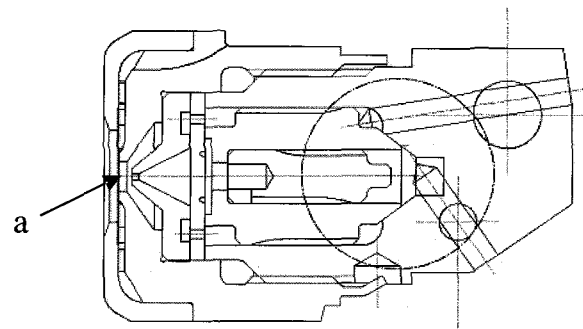


그림 2 듀플렉스 오리피스의 단면

연소기에 가장 일반적으로 사용되는 HSNS는 공기 충돌 미립화가 일종으로 압력 분사식 연료 노즐과 공기를 같은 방향으로 2개의 반경 방향 스윌러 및 각 각의 유로를 형성하는 2개의 스윌 컵으로 구성되어 있다. 연료를 연소 전에 일부 혼합시키는 방식으로 연료 입자의 분포가 주로 공기 유동에 영향을 받게 되므로, 연료량의 변화가 직접적으로 연소기 출구 온도 분포에 영향을 주지 않는 장점이 있다. 그러나 연소 안정 영역이 상대적으로 좁으며, 공기 유동 속도가 느린 시동 시 분무 상태가 좋지 않게 되는 단점이 있다. 그러므로 HSNS의 구성에서 핵심은 연료를 연소 전에 낮은 유량에서도 분사압력이 높기 때문에, 미립화가 더 잘 일어나는 이중 듀플렉스형 와류 분무 노즐을 장착한다. HSNS의 구성에서 핵심인 듀플렉스형 노즐은 설계 진행과정에서 연소기 구성품 제약 요소로 인하여, 초기 형상인 그림 1의 듀플렉스형 노즐에서 전체 개념은 크게 바뀌지 않았으나 노즐 구조가 이중 오리피스형으로 변경되었다.

2.2 비적합변위형 평판유한요소의 개선

노즐 분무장치의 단면을 그림 2에 도시하였는데, 그림에서 표시한 "a"는 주 노즐 직경이다. 주 노즐 유량은 그림 3과 4에 있는 2개 주 노즐 스윌러 홀을 통과하여 벽면에 부딪혀

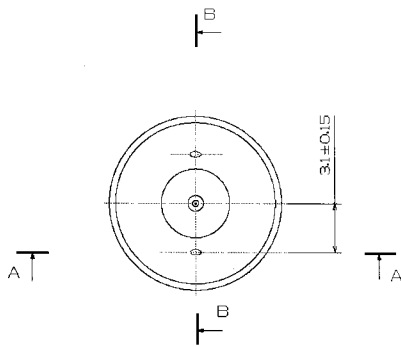


그림 3 부품 1의 A-A와 B-B 단면도

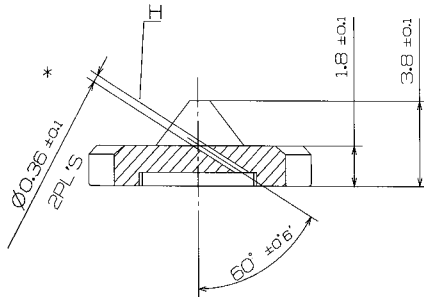
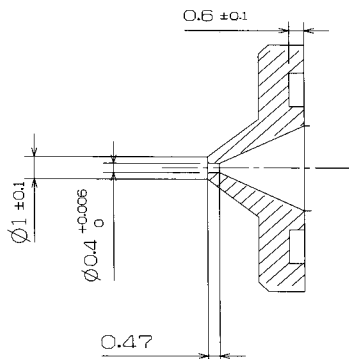
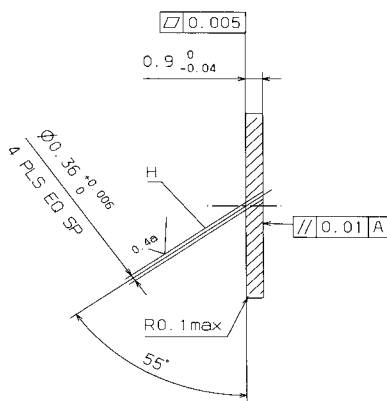


그림 4 주 노즐 스윌러 홀의 A-A 단면도



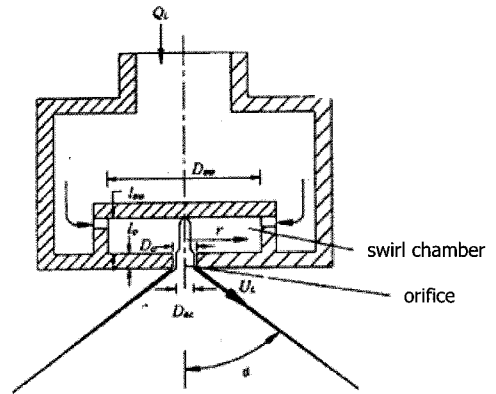
(a) 부품 1의 B-B 단면도



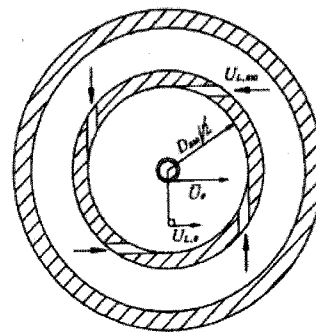
(b) 부품 2의 단면도

그림 5 보조 노즐과 보조 스윌러 노즐

스윌된 연료가 주 노즐 직경으로 분사되는데, 이때 시계 방향으로 연료는 회전하게 된다. 보조 유량은 그림 5(b)에 있



(a) 외류 분무 노즐의 내부 단면



(b) 스윌 챔버 단면

그림 6 외류 분무의 내부 유동 모델

는 4개 보조 노즐 스윌러 홀을 통과한 연료가 부품 1에 가공된 그림 5(a)의 보조 노즐 직경을 통해 분사되는데, 초기 일정 구간에는 보조 노즐만 작동하나 일정 압력 이상에서는 주 노즐을 통과한 연료와 합쳐져 미립화되어 연료가 연소기 내부로 유입되는 구조이다.

3. 이중 오리피스 노즐 내부 유동 수식화

외류 노즐 내부 유동관계에서 레이놀즈 수가 분무 노즐의 일반적인 사용범위인 3000이상으로 커지게 되면 유출계수 (C_d)는 레이놀즈 수에 따라 크게 변하지 않는데, 이러한 유동 조건을 기준으로 외류 노즐은 설계된다(Giffen 등, 1953). 그림 6은 외류 분무의 내부 유동 모델을 보여준다. 이 액체 유동은 축방향의 유동이 선회 운동을 하는 자유 와류(free vortex) 유동과 중첩되어 있는 형태로 자유 와류의 경우 접선 방향의 속도, $U_{L,\theta}$ 는 각 운동량 보존 관계식을 만족한다.

$$rU_{L,\theta} = \frac{U_{L,sw}D_{sw}}{2} \quad (1)$$

여기서 $U_{L,sw}$ 은 와류실 접선방향으로 유입되는 액체 유속, r 은 와류실의 내부 반지름이고, D_{sw} 는 와류실의 내부 직경이다.

$$U_{L,sw} = \frac{Q_L}{A_p} \quad (2)$$

여기서 A_p 는 와류실 액체 유입구 단면적 총합이다. 따라서 접선 방향 속도 $U_{L,\theta}$ 는 다음과 같은 식이 성립한다.

$$U_{L,\theta} = \frac{Q_L D_{sw}}{(2rA_p)} \quad (3)$$

만일, 와류 실 내부 액체 유동의 전체 수두가 일정하다고 가정하면 축 방향 속도($U_{L,z}$)와 접선 방향속도를 포함한 아래의 식이 성립한다.

$$p + \frac{1}{2} \rho_L U_L (U_{L,\theta}^2 + U_{L,z}^2) = const. \quad (4)$$

그러므로 자유 와류의 경우에는 다음과 같은 성립한다.

$$p + \frac{1}{2} \rho_L U_{L,\theta}^2 = const. \quad (5)$$

여기서 ρ_L 은 유체 밀도이다. 그런데 노즐 오리피스에서의 $U_{L,z}$ 는 체적 유량을 유동 단면적으로 나눈 것과 같으므로 아래와 같이 표시할 수 있다.

$$U_{L,z} = \frac{Q_L}{(A_0 - A_{ac})} \quad (6)$$

여기서 A_0 는 오리피스 단면적이고, A_{ac} 는 중심부의 공기 코어의 단면적이다. 따라서 노즐 분사 압력과 주위기체 압력의 차이인 분사차압(ΔP_L)이라고 하면, 식 (4)에 식 (3)과 (6)을 대입하면 아래와 같이 표시할 수 있다.

$$\Delta P_L = \frac{1}{2} \rho_L \left(\frac{Q_L D_{sw}}{2rA_p} \right)^2 + \left(\frac{Q_L}{A_0 - A_{ac}} \right)^2 \quad (7)$$

식 (7)에 유출계수 정의 식인 아래의 식을 대입하면 다음과 같다.

$$C_d = \frac{Q_L \rho_L^{0.5}}{A_0 (2\Delta P_L)^{0.5}} \quad (8)$$

$$\frac{1}{C_d^2} = \frac{1}{K^2 X} + \frac{1}{(1-X)^2} \quad (9)$$

여기서 X 는 중심부의 공기 코어의 단면적을 노즐 오리피스로 나눈 값이고, K 는 와류 분무 노즐 상수로 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$K = \frac{A_p}{(A_{sw} A_0)^{0.5}} \quad (10)$$

식 (9)는 유출 계수를 공기 코어의 크기 및 노즐의 치수로 표기 하였다는 점에서 중요한 의미를 가진다. 그런데 공기 코어의 크기는 분사조건이 주어졌을 때 최대의 유출계수에서 결정될 것이므로 식 (9)를 X 로 미분하면 다음과 같다.

$$2K^2 X^2 = (1-X)^3 \quad (11)$$

식 (11)을 살펴보면 X 는 K 로 표시되는 것을 알 수 있고, $X-K$ 의 관계를 다시 식 (9)에 대입하면 아래의 관계를 얻는다.

$$C_d = \left[\frac{(1-X)^3}{1+X} \right]^{0.5} \quad (12)$$

결론적으로 식 (11)과 식 (12)에서 유출계수 역시 노즐상수로만 표시가 가능하고 분사 입력과는 무관하다는 것을 알 수 있다.

와류 분무 노즐로부터 분출되는 증공 원추형 액체 막의 분무 각은 그림 5에서 노즐 오리피스 출구 직후에서의 접선 방향 평균 속도와 액막의 총 속도(\overline{U}_θ 와 \overline{U}_L)들을 계산하면 어느 정도 예측이 가능하다. 오리피스 출구에서의 접선 방향의 평균속도는 오리피스 내 접선방향 총 운동량과 유량관계 식으로부터 표시된다.

$$\overline{U}_L = \frac{\pi Q_L D_{sw} (D_0 - D_{ac})}{2A_p (A_0 - A_{ac})} \quad (13)$$

액막의 총 속도를 유출계수 식 (8)을 이용해 나타내면 다음과 같이 표시된다.

$$\overline{U}_L = \left(\frac{2\Delta P_L}{\rho_L} \right)^{0.5} = \frac{Q_L}{C_d A_0} \quad (14)$$

그러므로 두 방향의 속도 비는 아래와 같다.

$$\frac{\overline{U}_\theta}{\overline{U}_L} = \frac{\pi Q_d A_0 D_{sw} (D_0 - D_{ac})}{2 A_p (A_0 - A_{ac})} \quad (15)$$

식 (10)과 식 (11)을 이용하면 그림 6으로부터 아래와 같은 분무 반각(α)를 얻는다.

$$\alpha = \sin^{-1} \left[\frac{2C_d}{K(1 + \sqrt{X})} \right] \quad (16)$$

그런데 X 와 C_d 는 식 (11)과 식 (12)에서 K 의 함수로 나타낼 수 있으므로 식 (16)에서 α 는 K 만의 함수로 표시가 가능하다.

결과적으로 와류 분무 노즐 특성을 갖는 제품의 유출계수 (C_d)는 노즐 오리피스에 대한 공기 코어의 단면적의 비 (X)와 노즐상수 (K)로의 함수이다. 또한 분무 각 또한 유출계수 (C_d)는 노즐 오리피스에 대한 공기 코어의 단면적의 비 (X)와 노즐상수 (K)만의 함수임을 알 수 있다.

와류 분무 노즐로부터 형성되는 SMD 관계식(Lefebvre, 1999)을 이용하여 연료노즐 단품 시험의 경우 연소기의 내부로 유입되는 공기의 스웰 효과가 거의 없으므로 주위기체 영향이 고려되지 않는 사용 범위에 적용되는 Jasuja, Radcliffe의 관계식과 Lefebvre가 제안한 SMD 관계식을 이용하여 SMD를 구하였다. 계산에 사용한 연료는 JP8 계열로 물성치 데이터는 표 1과 같다. 시험에서 측정된 fuel C(최성만 등, 1998)의 SMD의 대부분이 약 $80 \mu m$ 이하로 측정되었는데 관계식 계산 결과, Lefebvre는 $0.01 \mu m$, Rad-

표 1 연료 C-type(JP8)의 물성치

Input data	Properties
Fuel temp.	20 [°C]
Fuel density	820 [kg/m ³]
Surface tension	0.026 [kg/s ³]
Dynamic viscosity	0.0016195 [kg/ms]
Kinematic viscosity	0.0000020 [m ² /sec]
Flow rate	0.14145 [kg/s]
Injection pressure	2.04 [MPa]
Air density	1.15m [kg/m ³]

cliffe은 $108.45 \mu m$ 그리고 Jasuja은 $75.81 \mu m$ 로 계산되어 Jasuja의 관계식이 실험 노즐과 가장 유사한 것을 알 수 있다. 그러므로 실험 노즐의 SMD는 Jasuja의 관계식인 아래 식을 사용할 수 있다고 판단하였다.

$$SMD = 4.4 \times \rho_L^{0.6} \times V_L \times \dot{m}^{0.22} \times \Delta P_L^{-0.43} \quad (17)$$

본 연구의 최적화는 앞서 언급한 바와 같이 형상 정의가 거의 완료된 연소기의 공력에 영향을 주지 않는 범위 내로 최적화를 범위로 한정하였다. 실험을 통하여 연료에 따른 영향을 fuel A와 fuel B(최성만 등, 1998)를 사용한 분무 시험에서 확인하였다. 즉, 여러 연료에 다중 최적화된 노즐 설계는 거의 불가능하므로 동일 연료를 사용한 노즐 최적화 설계로 조건을 제한하였다. 또한 오리피스 길이 대비 오리피스 직경의 비를 변경하고자 시도하였으나 공간 제약과 화염의 위치 변경이 예상되어 최적화 범위에서 제외하였다. 그러므로 식 (8)과 식 (17)은 다음과 같이 수식화할 수 있다.

$$Q_L = C_d \times A \times (\zeta \Delta P_L)^{0.5} \quad (18)$$

$$SMD = 4.4 \times \eta \times U_L^{0.22} \times \Delta P_L^{-0.43} \quad (19)$$

여기서 ζ 는 식 (8)에서 단일 연료 사용으로 제약함으로써 생성된 상수이며, η 는 식 (17)에서 단일 연료 사용으로 제약함으로써 제안된 상수이다.

결국, 최적화 설계 변수는 유출계수 (C_d), 오리피스 분사 압력 (ΔP_L), 오리피스 면적 (A)임을 알 수 있다. 위에서 분무 각 (α), 와류 분무 노즐 상수 (K), 유출계수는 노즐의 형상이 어느 정도 결정되면 유량과 SMD에 영향을 미치지 않는 인자임을 수식을 통해 알 수 있다. 즉, 동일한 유체를 사용할 경우 형상이 실험에 의해 어느 정도 결정된 노즐에서 설계변수는 오리피스 분사압력 (ΔP_L), 오리피스 면적 (A)임을 실험을 통한 수식화와 이중 오리피스형 노즐 특성을 통해 알 수 있었다. 그러므로 본 연구의 목적인 이중 오리피스형 연료 노즐의 유량과 유량 편차 균일 최적화의 중요한 설계변수는 오리피스 분사압력 (ΔP_L), 오리피스 면적 (A)가 영향을 주는 인자이다.

4. 이중 오리피스 연료 노즐 최적설계

4.1 설계 문제의 정식화 및 설계 기본 치수의 산정

노즐은 분무 특성도 중요하지만 실제 가스터빈 엔진에서

Maximize(+), minimize(-), or target(T)			Functional Product Requirements (1,3,9)							
			1	1	1	2	3	4		
CTQ			T	T	T	-	T	-		
Nozzle	Main	Sensivity of swirler hole size	9	3	9	3	3	9		
		Sensivity of throat hole size	8	3	9	3	3	9		
Nozzle	Pilot	effectivity of hole shape and burr	7	3	9	3	9	9		
		Sensivity of swirler hole size	9	3	3	9	3	1	1	
		Sensivity of throat hole size	8	3	9	3	3	9		
Nozzle	Pilot	effectivity of hole shape and burr	7	3	9	3	3	9		
		pressure loss	10	9	9	9	9	3		
Suppling pressure			9	9	9	9	9	3		
Relative importance			387	327	531	237	261	399		
Measuring Unit			g/min	cc/min	g/min	cc/min	mm	angle	scrap %	
Target			425.3	327.0	164.7	213.9	491.7	639.1	accuracy	10
LSL			410.4	316.0	160.0	207.8	476.0	618.2		-3
USL			440.0	338.8	169.4	220.0	507.4	660.0	85	5

그림 7 QFD(quality function development)의 결과

요구 하는 추력을 내기 위해 연소기는 많은 열에너지를 공기 흐름에 공급하여 연소가스로 하여금 터빈 입구에 적당한 온도와 적절한 온도 분포를 갖도록 하여야 한다. 그러므로 필요한 연료 유량과 유량의 균일화(uniformity)도 중요한 설계 인자이다. 앞 절에서 단일 형상으로 동시에 여러 유체에 최적화된 노즐 설계는 어렵다는 것을 확인하였다. 그래서 본 연구는 2 단계로 나누어 1단계에서는 동일 유체를 사용하는 것으로 한정하여, 노즐 유량과 분무 입경에 민감한 설계변수를 실험과 이론을 통해 정식화 하여 최적화 설계 기본 치수를 결정하고자 한다. 와류 분무 노즐의 유량과 분무 입경에 민감한 설계 변수는 유출계수 (C_d), 오리피스 분사압력 (ΔP_L), 오리피스 면적 (A), 동점성 계수 (V_L), 밀도 (ρ_L)이다. 그러므로 이중 오리피스형 와류 분무 노즐의 최적 설계 정식화는 다음과 같다. 와류 분무 노즐에서 유량은 식 (6)으로 수식화가 가능하며 연구 대상 노즐의 SMD는 식 (17)을 사용할 수 있다. 그러나 연구의 최적화는 형상 정의 및 연소기 설계가 거의 완료된 상태로 연소기의 공력에 영향을 주지 않는 범위 내로 연료 노즐 최적화를 범위를 한정하였고, 실험을 통하여 두 가지 연료를 사용하여 분무 시험을 통해 유체 물성치가 분무 입경에 미치는 영향을 앞서 확인하였다.

$$\text{Find } Q_L \quad (20)$$

$$\text{Minimize } F = F(\Delta Q_L, SMD) \quad (21)$$

Subject to

$$g_i = (\Delta Q_L, u(\Delta Q_L)) \equiv 0 \quad (22)$$

$$0 < SMD \leq 100 \quad (23)$$

$$-0.05 \leq \frac{\Delta Q_L}{Q_L} \leq 0.05 \quad (24)$$

즉, 여러 연료에 이중 최적화된 노즐 설계는 거의 불가능하므로 동일 연료를 사용한 노즐 최적화 설계로 조건을 제한하였다. 또한 상기 설계변수의 오리피스 길이 대비 오리피스 직경의 비도 설계 변수로 작용되나, 연료노즐의 공간제약과 노즐 출구 위치의 변화로 인한 화염의 위치 변경이 예상되어 최적화 범위에서 제외하였다. 결국 최적화 설계 변수는 유출계수 (C_d), 오리피스 분사압력 (ΔP_L), 오리피스 면적 (A)임을 알 수 있다. 또한 앞 절에서 분무 각 (α), 와류 분무 노즐 상수 (K), 유출계수는 노즐의 형상이 어느 정도 결정되면 유량과 SMD에 영향을 미치지 않는 인자임을 식 (9), (10), (11) 그리고 (12)를 통해 알 수 있다. 즉, 동일한 유체를 사용할 경우 형상이 결정된 노즐에서 설계변수는 공급되는 유체 압력 하에서 오리피스 면적 (A)임을 실험을 통한 수식화 와 이중 오리피스형 노즐 특성을 통해 알 수 있었다. 그러므로 본 연구의 목적인 이중 오리피스 연료 노즐의 유량과 유량 편차 균일 최적화의 중요한 설계변수는 오리피스 면적 (A)이다.

그러나 이중 오리피스의 특성상 오리피스 면적 (A)이 영향을 주는 인자가 최종 오리피스 직경 외에 오리피스 후방에 있는 스왈러 홀 직경이 목적함수인 유량과 SMD에 영향이 있는지에 대한 분석이 필요하였다. 이를 확인하기 위하여 먼저 노즐의 형상과 분무 압력이 유량, 분무입경, 분무 각, 제작성과 어떠한 연관관계가 있는지 QFD(quality function deployment)를 이용하여 분석하여 보았고 그 결과는 그림 7과 같다. 각 항목의 중요도를 기준으로 상대적인 중요도를 정량화한 결과, 유량이 가장 큰 연관성으로 531점을, 제작성이 399점으로 분무 각과 분무 입경보다 중요한 인자임을 확

표 2 주 노즐에서의 측정 유량
(노즐 크기 1.90 mm, 압력 170 psi, 단위: cc/min)

Nozzle number	Lot 1		Lot 2	
	Swirler hole size [mm]			
1	0.39	0.40	0.39	0.40
2	420.0	485.0	420.0	483.0
3	433.0	485.0	428.0	490.0
4	450.0	440.0	455.0	435.0
5	430.0	483.0	428.0	485.0
5	430.0	480.0	438.0	480.0
Average flow rate	432.6	472.0	433.8	472.0

표 3 보조 노즐에서의 측정 유량
(노즐 크기 0.36mm, 압력 170psi, 단위: cc/min)

Nozzle number	Lot 1		Lot 2	
	Throat hole size [mm]			
1	0.39	0.40	0.39	0.40
2	220.0	231.0	220.0	230.0
3	222.0	230.0	225.0	230.0
4	220.0	230.0	220.0	230.0
5	221.0	230.0	220.0	230.0
5	235.0	230.0	238.0	230.0
Average flow rate	223.6	230.3	224.6	230.0

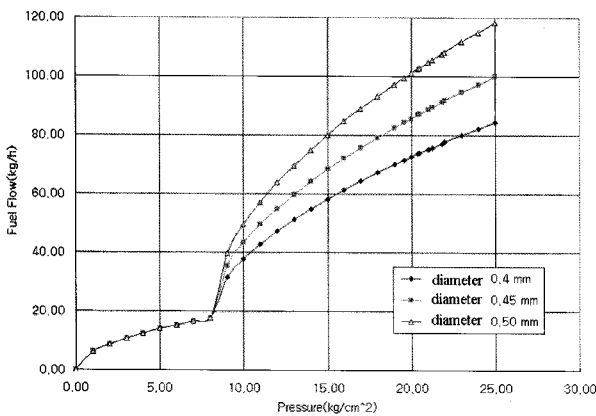


그림 8 보조 오리피스 연료유량의 경향

인할 수 있다.

유량 측정을 통하여 보조 노즐 유출계수 값을 확인하고 이 값을 이용하여 보조 오리피스 연료유량 경향을 분석한 결과를 그림 8에 표시하였다. 여기서 확인된 결과, 보조 노즐 직경 0.01mm 당 약 11.1cc/min이 증가할 것으로 예측되었다. 노즐 직경은 유체 내부 불순물로 인한 막힘을 고려하여 0.30mm 이상으로 국한하였다. 그리고 주 노즐의 경우 스왈러 홀 직경이 0.40, 0.45, 0.50mm인 경우를 실험을 통해 주 노즐과 보조 노즐을 합한 유량과의 민감도를 그래프화하였다. 결과는 그림 6에 도시되어 있으며, 노즐 스왈러 홀 직경이 유량에 민감한 것을 확인하였다.

제작 영향성을 평가하기 위하여 노즐을 제작하여 주 스왈러 홀 직경, 보조 스왈러 홀 직경과 주 노즐 홀 직경의 크기 변화에 따른 유량을 측정하였다. 표 2는 주 노즐의 측정 데이터이고 표 3은 보조 노즐에 대한 측정 데이터이다. 유량에 대해 연료 노즐에서 오리피스 홀 직경이 민감한 것은 수식화와 시험을 통해 확인하였고, 스왈러 홀 직경이 유량에 민감한 것은 실험을 통해서 확인할 수 있었다. 그러므로 1단계 최적화는 유량 및 유량 균일화의 최적화 설계 대상은 연료

노즐에서 두개의 오리피스 직경과 두개의 스왈러 홀 직경이다. 또한 2단계에서는 제작의 제한 요소를 확인하여 최적화된 공차를 도출하여야 한다. 설명한 목적함수와 제약함수에 대한 정식화를 정리하면 다음과 같다. 여기서 ω 는 식 (18)과 식 (12)에서 동일 연료일 경우 상수화되는 밀도 인자를 제거함으로써 생성된 상수이며, η 는 SMD관계식에서 Jassuja 식 (17)에서 단일 연료 사용으로 제안된 상수이다. 식 (26)은 연료 노즐 내부 스왈러 홀 직경의 변화와 오리피스 홀 직경 변화에 따른

$$\text{Find } D_1, D_2, D_3, D_4 \quad (25)$$

$$\text{Minimize } \Delta Q_L = Q_T - Q_a = \omega A_s (\Delta P_i)^{0.5} \quad (26)$$

Subject to

$$-0.05 \leq \frac{((\Delta P_T)^{0.5} - (\Delta P_a)^{0.5})}{(\Delta P_T)^{0.5}} \leq 0.05 \quad (27)$$

$$0 < SMD = 4.4 \times \eta \times \dot{m}^{0.22} \times \Delta P_L^{-0.43} \leq 100 \quad (28)$$

$$A_s \gg A_0 > 0 \quad (29)$$

$$D_i \geq 0.3 \quad (i=1, 2, 3, 4) \quad (30)$$

최종 오리피스 전단 압력 (P_a)의 영향에 의한 유량 편차에 의 최소화를 표현한 수식으로 식 (18)에서 유도되었다. P_T 는 설계 시 제시된 노즐 입구 압력, A_0 는 오리피스 면적이고, A_s 는 스왈러 홀 면적이다. D_i 는 총 4개의 노즐의 오리피스 직경 및 스왈러 홀 직경이다. 이를 이용하여 표 4와 같이 개념 전개도를 이용하여 연료 노즐 최적화를 위한 설계 선택 안을 결정하였다. 이에 대한 근거는 최적화 전 유량 시험을 통해 주 노즐 유량과 보조 노즐의 유량이 확인되었기 때문이다. 그리고 초기 연료 노즐의 시험규격은 MIL-C-7024를 사용하는 것으로 정하고 표 4와 같이 작성하였다. 최종 설계 직경에 의한 기준값을 표 5에 나타내었다.

표 4 설계 개념도

Classification	Design variable	Selection value
Swirler hole size	Main	0.39
	Pilot	0.36
Throat hole size	Main	1.90
	Pilot	0.39
Hole machining confirmation	Main hole size	surface confirmation
	Pilot hole size	surface confirmation
Pressure loss	Pressure loss minimization	
Manufacturing	Manufacturing method	Drilling/EDM
	RPM	TBD
	Manufacturing tolerance	TBD
	Feed	TBD

표 5 최종 설계 직경

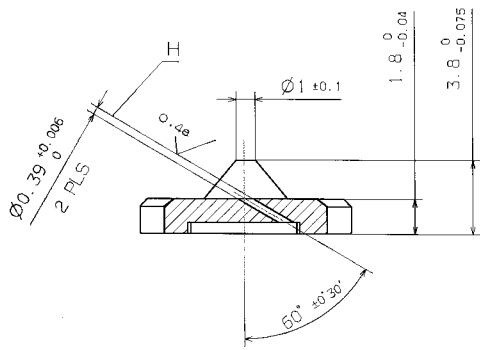
	Swirler hole size [mm]	Throat hole size [mm]	Test pressure [psi]	Volume flow rate [cc/min]	Mass flow rate [cc/min]	Specific gravity [kg/l]
Pilot	Specification	Specification	300 ± 3	207.8	160	0.77
	0.36	0.39		220	169.4	
Main	Specification	Specification	180 ± 1.8	410.4	316	
	0.36	0.39		440	338.8	

표 6 최적화된 노즐의 테스트 유량 (g/min)

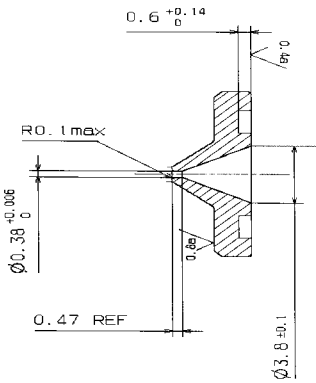
No.	Main #3	Main #4	Pilot #3	Pilot #4
1	329.80	302.85	165.57	173.10
2	291.40	304.10	183.3	177.33
3	318.15	309.95	171.07	172.23
4	320.60	283.05	175.7	158.00
5	240.50	308.20	176.37	167.40
6	301.05	282.30	157.57	171.37
7	286.60	287.85	182.17	166.90
8	302.20	303.15	169.17	166.57
9	285.45	299.85	162.03	169.27
10	289.70	291.30	183.23	172.93
11	291.45	292.60	173.73	169.53
12	298.25	289.60	168.6	177.10
13	288.05	285.65	155.97	168.73
14	298.35	299.85	169.07	166.97
15	287.30	293.35	165.27	165.40
16	295.05	287.35	165.03	164.03
17	289.55	291.85	172.3	162.53
18	283.85	298.25	159.6	174.27
Avg.	294.29	295.06	169.76	169.09

4.2 제작성을 고려한 노즐 설계

2단계에서는 1단계에서 결정된 설계 값을 기본 치수로 설계요소와 제작성을 감안하여 공정 개발을 완료하고 이를 설계에 재반영하는 최적화를 수행하였다. 가공 제약 조건에는 표준 공구 구매 제약조건, 형상제약, 재질 문제, 가공자의 숙련도 등이 있다. 표 6에서 결정된 오리피스 면적(Discharge orifice area: A)에 제어 인자인 스왈러 홀 직경과 오리피스 홀 직경 최소 크기는 0.36~0.39mm이다. 불순물로 인한 오리피스 막힘 현상을 우려하여 노즐 직경은 최소 0.3mm 이상으로 선정하였다. 연소기의 경우 일반 스테인리스 계열의 재료를 사용할 수 없어 항공용 가스터빈에서는 Inconel 계열의 고온용 재질을 사용한다. 그러나 Inconel 계열은 난삭 재질로서 0.4mm 이하의 홀을 가공하는 것 자체가 어려운 일이다. 이중 오리피스형 노즐의 설계변수 중 시험과 관계식을 통해 불필요한 요인을 제거하는 것은 제작 조건 설정에도 중요한 사항이다. 공정 개발을 통하여 다음과 같은 노즐의 유량 값을 확보하였으며, 이를 표 6에 나타내었다. 노즐들의 유량 편차를 살펴보면 보조 노즐의 측정 평균 값은 169.5g/min로 표 5의 기준 최대값에 거의 만족되었고, 주 노즐의 평균값은 약 295g/min으로 기준 최소값 대

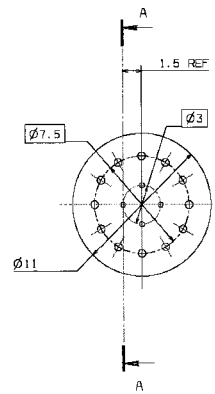


(a) A-A 단면도

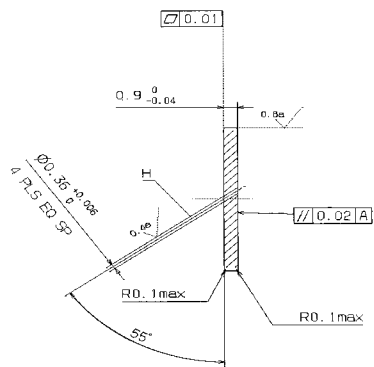


(b) B-B 단면도

그림 9 부품 1의 최적 형상 및 치수



(a) 정면도



(b) A-A 단면도

그림 10 부품 2의 최적 형상 및 치수

비 약 6.6%가 부족하였다. 주 노즐 직경이 0.01mm증가할 때 유량은 표 2와 표 3에서 확인한 바와 같이 170psi에서 약 39g/min 가량 증가하므로 주 홀 직경을 0.01 mm 증가시킬 경우 기준 허용 최댓값에 유사하나 가공 시 홀은 드릴 직경 대비 약 0~0.005mm 크게 가공되는 경향이 있으므로 주 노즐 직경을 더 이상 크게 할 수 없었다. 엔진에서 요구되는 열에너지에 대해 필요한 연료 유량은 엔진 제어를 통해 연료 펌프에 공급 유량 값을 보내줄 것이므로, 최종 설계 직경을 표 5로 확정하였고, 주 노즐 단품 유량 규격을 제작 시 확보한 유량으로 조정하기로 하였다. 특정기간 단품 유량 시험 시 특정 연료 공급 장치의 연료 속에 불순물이 많은 것을 우연히 발견하였는데, 유량 시험에서 규격을 벗어난 노즐들의 분해 결과 이물질이 노즐 오리피스를 막고 있는 현상을 발견하였다. 즉, 미세한 홀을 가진 연료 노즐은 외부 요인에 의해서도 유량시험 데이터 수치에 교란이 있을 수 있다는 것을 발견하였다.

제작 과정에서 드릴 직경과 가공 홀과의 상관관계를 찾으려고 하였으나 아직 정확한 관계는 발견하지 못하였다. 이러한 원인은 가공시의 작업조건, 공구마모, 측정 오차 및 홀 수정 제약이라 판단된다. 그러나 적절한 피드, 15,000~20,000rpm이 적합한 것을 전자 현미경을 이용한 가공 홀

육안 검사, 공구 마모율, 그리고 유량 시험 결과를 통해 예측을 할 수 있었다.

제작 측면에서는 특정 값에 대한 유량 최적화보다 유량 균일화의 반복성이 중요하다. 작업 난이도를 고려 약 $\pm 5\%$ 이내에서 관리하는 것이 합리적이라는 결론에 도달하였으며, 다음과 같이 최적 설계안을 확정하였다. 주요 변경 치수는 그림 9와 그림 10에 표시되어 있다.

5. 결 론

가스터빈 엔진에 사용되는 연료노즐의 요구 조건을 만족시키기 위한 연료 노즐의 성능 인자에는 분무 액적의 평균 직경, 액적의 분포, 분무각 등이 있다. 와류 분무노즐의 미립화 성능을 표시하는 여러 연구 결과가 알려져 있으나 서로 간에 잘 일치하는 것은 아니다. 이는 미립화 과정의 복잡함과 각 연구에서 다른 노즐의 형태 및 구조, 크기 및 작동조건 등이 다르고 측정 방법에 따라서도 다르기 때문이다.

본 논문은 이중 오리피스 구조 와류 분무 노즐로부터 형성되는 액적들의 평균직경에 영향을 미치는 각 지배 변수 중 액체유량의 영향, 유동수의 영향, 분사압력의 영향, 분무노즐

의 크기의 영향에 대해 연구하였다. 그리고 이것을 실험계획법을 통하여 얻은 데이터를 이용하여 기 연구자들이 제시한 관계식과의 상관관계를 통해 정식화를 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 실험결과 연료노즐은 와류 분무 노즐의 특성을 가지고 있는 것을 실험 결과, 기존 정립된 SMD 관계식을 통해 검증하였으며, 와류 분무 노즐 내부 유동 모델의 수식 결과를 동일 연료를 사용하는 제한요소를 이용해 실험 노즐을 정식화하였다.
- 2) 일정 형상이 규정된 상태에서 동일한 유체에서 유량에 영향을 주는 가장 중요한 설계변수는 연료노즐 단면적으로 단면적은 홀의 직경에 가장 큰 영향을 받았다.
- 3) 홀 직경 및 공차의 선정 시 미세 홀 가공에서는 제작성이 큰 제약 요소로 영향을 준다. 이때 제약 요소 f_n 구매 가능한 표준 공구 제약, 형상 제약, 재질문제, 가공자의 숙련도 등이 있다.
- 4) 연료노즐 단품 상태에서의 허용오차는 실험, 실제 사용되는 가스터빈 엔진 노즐 허용오차, 실험 분무 각 그리고 SMD를 고려하여 결정하였다.
- 5) 결과 중 압력차에 따른 분무 직경 크기 및 분무 각은 실험에 의해 정식화한 식과 정확하게 일치하지는 않았으나 경향은 만족되었다.

감사의 글

이 논문은 부산대학교 자유과제 학술연구비(2년)에 의하여 연구되었음.

참 고 문 헌

배충식 Warnke V., 한영민, 설우석, 이대성 (1997) 공기 공급압력에 따른 이중선회기 유동 및 이중 오리피스 연료노

즐의 분무 특성, 한국항공우주학회 추계 학술대회 논문집, pp.227~233.

이동훈, 최성만, 박정배 (2003) 연료 종류에 따른 이중 오리피스 노즐의 분무 특성 연구, 한국액체미립화 학회지, 8(2), pp.7~15.

이상용, 김인구, 조한권 (1989) 와류 분무 노즐에 의해 형성되는 액적들의 균일도에 액체의 점도가 미치는 영향, 대한기계학회논문집, 13(3), pp.538~546.

이상용 (1996) 액체의 미립화, 민음사, p.382.

최성만, 전승배, 민성기 (1998) HSNS(high shear nozzle and swirler) 연료노즐 및 스윌러 실험연구, 한국항공우주학회지, 26(8), pp.92~94.

Bowen, I. G., Davis, G. P. (1951) Report ICT, Shell Research Ltd., London.

Dodge, L. G., Biaglow, J. A. (1985) Effect of Elevated Temperature and Pressure on Sprays from Simplex Swirl Atomizer, ASME, 85-GT-58.

Jasuja, A. K. (1979) Atomization of Crude and Residual Fuel Oils, *J. Eng. Power*, 101(2), ASME, pp.250~258.

Lefebvre, A. H. (1989) Atomization and Sprays, Hemisphere Publishing Corporation, p.412.

Lefebvre, A. H. (1999) Gas Turbine Combustion, 2/E, Taylor & Francis., p.412.

Moon, S. S., Bae, C. S., Choi, J. J., Essam, A. B. (2007) The influence of airflow on fuel spray characteristics from a slit injector, *Fuel*, 86(3), pp.400~409.

Mugele, R. A., Evans, H. D. (1951) Droplet Size Distributions in Sprays, *Ind. Eng.*, 43(6), pp.1317~1324.

Radcliffe, A. (1960) Fuel Injection, High Speed Aerodynamics and Jet Propulsion, Princeton University Press, Princeton, N. J., 9(D).