

샤워헤드 막냉각면에서의 온도장 및 막냉각효율 측정

정 철 희* 이 상 우**
(1999년 3월 24일 접수)

Measurements of Temperature Field and Film-Cooling Effectiveness for a Shower-Head Film Cooling

Chul Hee Jeong and Sang Woo Lee

Key Words: Shower-Head Film Cooling(샤워헤드 막냉각), Turbine-Blade Leading Edge(터빈 블레이드 선단), Temperature Field(온도장), Film-Cooling Effectiveness(막냉각효율)

Abstract

Measurements of temperature fields and film-cooling effectiveness have been conducted for a shower-head film cooling on the leading edge of a blunt body, which simulates a first-stage turbine stator. In this study, three injection cases are employed for an average blowing ratio based on freestream velocity, M , of 0.5, 1.0 and 1.5. Two (Case 1), four (Case 2) and six (Case 3) rows of normal holes are symmetrically drilled on the three tested circular-cylinder leading edges. The measurements show that regardless of M , the film-cooling effectiveness increases as the injection row is situated at farther downstream location. In Case 1, the film-cooling effectiveness is highest for $M = 0.5$ and lowest for $M = 1.5$. On the contrary, in Case 3, the film-cooling effectiveness is highest for $M = 1.0$ and lowest for $M = 0.5$. When $M = 0.5$, the film coverage by the first row of the injection holes deteriorates as the number of the injection row increases. In particular, the film-cooling effectiveness due to the injection through the first row of the holes in Case 3, has a nearly zero value.

기호설명

$A_{i,j}$: 정체선(stagnation line)으로부터 i -번째 떨어진 열에서 j -번째에 위치한 분사구멍의 단면적
 D : 막냉각구멍의 직경
 DR : 밀도비 = $\frac{\rho_j}{\rho_\infty}$
 h_f : 막냉각면에서의 열전달계수
 J : 자유유동속도로 정의된 평균 운동량유속비(momentum flux ratio)
 = $\frac{\rho_{jet} U_{jet,av}^2}{\rho_\infty U_\infty^2}$

L : 막냉각구멍의 길이
 M : 자유유동속도로 정의된 평균분사율(average blowing ratio)
 = $\frac{\dot{m} / (\sum_i \sum_j A_{i,j})}{\rho_\infty U_\infty} = \frac{\rho_{jet} U_{jet,av}}{\rho_\infty U_\infty}$
 \dot{m} : 단위 시간 당 분사되는 총 분사질량
 q_f : 막냉각면에서의 열유속(heat flux)
 r : 실린더 좌표계의 반경방향 좌표
 R : 블레이드 선단의 직경
 Re_j : 분사유동의 Reynolds 수
 = $\frac{U_{jet,av} D}{\nu_{jet}}$
 Re_∞ : 주유동의 Reynolds 수
 = $\frac{U_\infty (2R)}{\nu_\infty}$

* 회원, 국립금오공과대학교 대학원 기계공학부

** 회원, 국립금오공과대학교 기계공학부

E-mail : swlee@knut.kumoh.ac.kr

TEL : (0546)467-4209 FAX : (0546)467-4050

- s : 분사구멍 사이의 폭방향 간격
 T_{aw} : 단열벽면온도
 T_{jet} : 막냉각제트의 분사온도
 T_{∞} : 자유유동 온도
 U : x -축방향 속도
 $U_{jet, av}$: 전체 분사구멍들의 면적에 걸쳐 평균된 분사속도 = $\dot{m}/(\rho_{jet} \sum_i \sum_j A_{i,j})$
 U_{pw} : 벽면에서의 x -축방향 포텐셜속도
 U_{∞} : 주유동의 자유유동속도
 x : 반원봉형 선단 표면과 평행한 좌표
 y : 반원봉형 선단 표면에서 반경방향 거리
 z : 반원봉형 선단의 길이방향 좌표

그리스문자

- η_{aw} : 막냉각효율 = $\frac{T_{aw} - T_{\infty}}{T_{jet} - T_{\infty}}$
 θ : 원주방향 각도
 Θ : 무차원 온도 = $\frac{T - T_{\infty}}{T_{jet} - T_{\infty}}$
 θ_H : 각 열 분사구멍 중심의 원주방향 각도
 ν_{jet} : 분사유동의 동점성계수
 ν_{∞} : 주유동의 동점성계수
 ρ_{jet} : 분사유동의 밀도
 ρ_{∞} : 주유동의 밀도

1. 서론

가스터빈의 성능을 향상시키기 위하여 터빈 입구온도는 지난 수십년간 크게 상승되어 왔다. 막냉각(film cooling)은 고온의 연소가스로부터 터빈 블레이드를 보호하는 효과적인 방법중의 하나이다. 터빈 블레이드 중 고온의 연소가스에 최초로 노출되어 가장 큰 열부하를 받는 곳이 바로 제 1 단 정익(first-stage stator) 선단이다. 대부분의 고성능 가스터빈에서는 이 부위의 냉각에 샤워헤드 막냉각(shower-head film cooling)이 적용되고 있다. 이 샤워헤드 막냉각은 블레이드 선단 표면에 여러 열의 막냉각 구멍을 배치하여 마치 샤워기

에서 뿜어지는 물처럼 냉각공기를 분사하여 그 표면을 냉각하는 것이다.

막냉각의 연구에 있어서 열전달계수는 다음과 같이 정의된다.⁽¹⁾

$$q_f = h_f(T_w - T_{aw}) \quad (1)$$

여기서 q_f 는 막냉각되는 벽면에서의 열유속(heat flux), h_f 는 막냉각면에서의 열전달계수, T_w 는 막냉각면의 벽면온도, 그리고 T_{aw} 는 막냉각면이 단열일 때의 벽면온도 즉 단열벽면온도(adiabatic wall temperature)이다. 막냉각효율(film-cooling effectiveness)은 이 단열벽면온도를 무차원화한 형태로 다음과 같이 정의된다.⁽¹⁾

$$\eta_{aw} = \frac{T_{aw} - T_{\infty}}{T_{jet} - T_{\infty}} \quad (2)$$

여기서 T_{∞} 와 T_{jet} 는 각각 주유동의 온도와 냉각공기의 분사온도를 나타낸다. 따라서 막냉각효율은 0과 1 사이의 값을 갖는다. 일반적으로 분사된 막냉각제트가 벽면에 근접하면 T_{aw} 가 T_{jet} 와 비슷한 값을 갖게 되므로 막냉각효율은 증가하고, 분사제트가 벽면으로부터 분리되거나 또는 분사구멍으로부터 멀리 떨어진 하류에서는 그 값이 0에 가까워진다. 그러므로 막냉각 성능을 향상시키기 위해서는 될 수 있으면 주유동과의 혼합이 적은 상태에서 분사제트가 벽면에 근접하도록 해야 한다. 일반적으로 분사율이 1.0보다 크면 제트가 벽면으로부터 분리되고, 1.0보다 작으면 벽면에 근접한다.⁽²⁾

지금까지 블레이드 선단 막냉각에 대하여 많은 연구들이 이루어졌다. Mehendale과 Han⁽³⁾은 그 선단이 반원봉인 blunt body를 사용하여 자유유동 난류강도가 막냉각효율과 열전달계수에 미치는 영향에 대하여 연구하였다. 냉각공기는 정체점으로부터 ± 15 도와 ± 40 도 떨어진 곳에서 폭방향으로 30도로 경사진 4열의 막냉각구멍을 통해 분사되며, 난류강도는 5.07%에서 12.9% 사이에서 실험이 진행되었다. 그 결과 그들은 난류강도의 증가가 선단 막냉각효율을 감소시킴을 밝혔다. Takeishi 등⁽⁴⁾은 동익 케이스케이드에서의 연구를 통하여, 선단 막냉각효율을 측정할 바 있다. Funazaki⁽⁵⁾는 선단이 반원봉인 blunt body에서 주기적으로 통과하는 후류가 그 표면에서의 열전달계수에 미치는 영향에 대하여 연구하였다.

Funazaki 등⁽⁶⁾은 Mehendale과 Han⁽³⁾과 동일한 위치에 가공된 4열의 수직 막냉각구멍에 대하여 자유유동 난류강도와 후류의 주기적인 통과가 그 선단에서의 막냉각효율에 미치는 영향을 연구하였다. 그 결과 그들은 난류강도의 증가와 후류의 통과가 특히 분사율이 작을 때 막냉각효과를 크게 떨어뜨림을 입증하였다.

기존의 선단 막냉각에 대한 연구들은 터빈 동익이나 4열의 막냉각구멍에 대하여 주로 이루어졌다. 일반적으로 블레이드 선단 샤워헤드 막냉각에서 여러 열의 분사구멍을 통해 막냉각이 이루어질 때, 각 분사구멍 열에서의 유동저항과 압력차는 서로 다르다. 이에 따라 전체적인 평균 분사율(M)이 일정하여도 각 열에서의 분사율은 서로 다를 수 밖에 없다. 정철희와 이상우⁽⁷⁾는 총 6 열의 수직 막냉각구멍을 통하여 분사되는 제 1 단 정익 샤워헤드 막냉각 제트의 유체역학적 거동을 이해하기 위하여 국소분사율 측정실험과 압모니아/디아조(ammonia and diazo) 기법을 이용한 유동의 가시화 연구를 수행하였다. 본 연구에서는 그들의 연구 결과를 바탕으로 샤워헤드 막냉각면에서의 온도장과 막냉각효율을 측정하고자 한다. 터빈 제 1 단 정익 선단을 반원봉으로 모사하고, 그 정체선(stagnation line)을 중심으로 대칭으로 배치된 2열, 4열, 6열 등의 세 선단 샤워헤드 막냉각 형태에 대하여 실험을 수행하였다.

2. 실험

2.1 실험장치

본 연구에서 사용한 실험장치는 크게 풍동, 반원봉형 블레이드 선단, 분사공기 공급장치 등으로 구성되어 있다. 풍동의 출구속도는 최대 40m/s까지 연속적인 조절이 가능하며, 난류강도는 대략 0.5% 이내이다. 풍동의 시험부는 두께 20mm의 아크릴 판으로 제작되었고, 그 크기는 폭 및 높이가 각각 600mm와 400mm, 길이는 1600mm이다. Fig.1에서 알 수 있듯이, 터빈 블레이드 선단은 그 상류측이 반원봉 형상인 blunt body로 모사되었다. 식 (2)에서 정의된 막냉각효율을 측정하기 위해서는 막냉각면이 단열벽면으로 제작되어야 한다. 본 연구에서는 가공성이 좋고 열전도율이 비교적 낮은 폴리에틸렌 파이프($k=0.25W/(m^{\circ}C)$)로 반원봉 선단을 제작하였다.

Table 1 Three injection cases

Injection case	Rows of injection holes	Location of rows of holes (θ_H)
Case 1	2	$\theta_H = \pm 15 \text{ deg}$
Case 2	4	$\theta_H = \pm 15, \pm 40 \text{ deg}$
Case 3	6	$\theta_H = \pm 15, \pm 40, \pm 65 \text{ deg}$

본 연구에서는 Table 1과 같은 3종류의 반원봉형 선단을 채택하여 실험을 수행하였다. 분사형태 1(Case 1)의 경우 반원봉형 선단 대칭면 좌우 θ 가 ± 15 도인 위치에 각 1 열씩 총 2 열의 분사구멍들이 배치되어 있고, 분사형태 2(Case 2)에서는 θ 가 ± 15 도와 ± 40 도인 곳에 총 4 열의 분사구멍들이 배치되어 있다. 마지막으로 분사형태 3(Case 3)에서는 Fig. 1과 같이 θ 가 ± 15 도, ± 40 도, ± 65 도 등인 곳에 총 6 열의 분사구멍들이 배치되어 있다.

분사형태에 관계없이 분사구멍의 내경(D)은 20mm이고, 각 열에서 분사구멍 사이의 간격(s)은 80mm 즉 $4D$ 이다. 선단에 뚫려 있는 첫번째 두 열은 각각 5개의 분사구멍으로 구성되며, 이 분사구멍 중심들의 z -축방향 좌표는 각각 0mm, ± 80 mm, ± 160 mm 등이다. 이와는 달리 정체선에서 ± 40 도만큼 떨어진 두 번째 두 열은 각각 4개의 분사구멍으로 구성되며, 그 중심들의 z -축방향 좌표는 각각 ± 40 mm와 ± 120 mm이다. 마지막으로 정체선에서 ± 65 도만큼 떨어진 세 번째 두 열의 분사구멍 수 및 그 폭방향 좌표는 첫 번째 두 열과 동일하다. 따라서 각 열은 Fig. 1에서 알 수 있듯이 서로 엇갈리게(staggered) 배치된다. Fig. 2는 세번째(분사형태 3) 반원봉형 선단의 개략도이다. 이 반원봉형 선단의 외경($2R$)은 214mm이고, 그 두께 L 은 20mm로 분사구멍의 직경과 같다. Fig. 1 및 Fig. 2에서와 같이 반원봉형 선단의 중심을 좌표계의 원점으로 하고, 반경 방향을 r -축, 원주방향 각도를 θ -축, 높이 방향을 z -축으로 설정하였다. 특히 정체선에서 원주방향 길이를 x , 반원봉 표면으로부터 반경방향 거리를 y 로 정의하였다.

본 연구에서는 막냉각 공기를 자유유동의 온도보다 20 $^{\circ}C$ 정도 높게 유지하여 이때의 온도장과

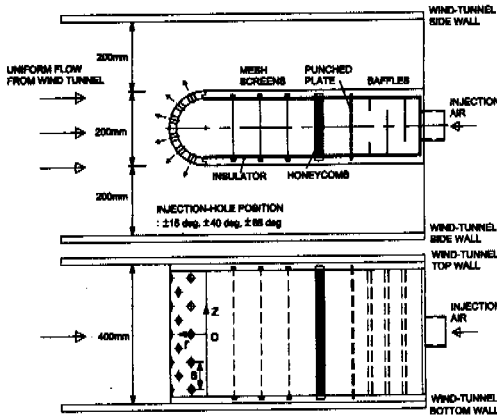


Fig. 1 Experimental apparatus

막냉각효율을 측정하였다. 분사공기는 송풍기 및 인버터, 오리피스(orifice) 유량계, 유량조절밸브, 전기히터, 플레넘 등으로 구성된 분사공기 공급 장치를 통해서 blunt body 내부로 공급된다. 이 분사장치로부터 공급된 공기는 배플, 천공판, 허니컴, 3개의 메쉬스크린 등을 차례로 지난 뒤, 여러 열의 막냉각구멍을 통해 주유동으로 분사된다. 여기서 가장 하류에 설치된 메쉬스크린과 반원봉형선단 입구까지의 거리는 그 반경 R 의 1.75 배이다. 본 연구에서는 비례제어형 온도조절기를 이용하여 전기히터를 제어하였고, 이때 불가피하게 발생하는 온도변화를 감쇄시키기 위해 부피가 0.40m^3 인 플레넘을 그 하류에 설치하였다. 이와같은 가열시스템을 도입함으로써 반원봉형 선단 내부의 온도를 원하는 온도로 일정하게 유지할 수 있었다. 분사공기 공급용 송풍기의 정압은 400mmAq 이고, 풍량은 $0.058\text{m}^3/\text{s}$ 이다. 분사공기 유량은 히터 상류 송풍기와 유량조절밸브 사이에 설치된 오리피스 유량계로 측정된다. 본 연구의 오리피스는 국제 표준규격인 ISO 5167⁽⁸⁾에 의거하여 제작하였는데, 코너태핑(corner tapping) 형의 오리피스를 채택하였다. 본 실험에서는 분사율에 관계없이, 분사공기의 유량을 정확히 측정하기 위해 직경이 서로 다른 4개의 오리피스 판을 제작하여, 측정 유량에 따라 적절히 사용하였다. 일반적으로 오리피스 판의 유량계수(discharge coefficient)는 Reynolds 수에 의존하므로, 반복계산으로 최종값을 구하였다.

자유유동속도 측정 및 오리피스 압력측정은

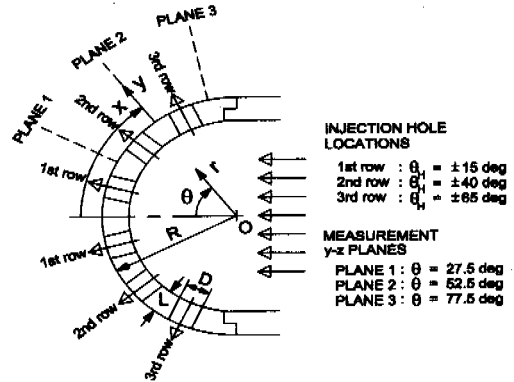


Fig. 2 Details of leading edge for Case 3

IBM PC AT-486으로 전체 측정시스템을 온라인화하였으며, 컴퓨터에는 GPIB 및 다기능입출력보드(National Instruments, AT-MIO-16D-H-9)가 내장되어 있다. 본 연구에서 사용한 압력변환기(MKS, Type 120AD)는 내부에 히터가 내장되어 있어서 주위온도 변화에 관계없이 센서의 온도를 일정하게 유지시켜 준다. 막냉각되는 반원봉 표면의 평균 온도분포를 측정하기 위해서 노출접점형(exposed-junction type)의 열전대 프로우브를 사용하였다. 이것은 T-형 열전대선(OMEGA, TT-T-30)으로 제작되었고, 그 용접부의 직경이 대략 0.7mm 정도이다. 모든 온도측정은 ASTM에서 1974년에 발행한 STP 470A⁽⁵⁾에 의거하여 수행되었다. 각 측정 위치마다 열전대 프로우브, 자유유동 온도측정 열전대, 선단 내부 온도측정용 열전대 등 세 센서의 출력 전압이 차례로 측정되었다. 이 열전대들로부터 나온 전압은 스캐너가 장착된 디지털전압계(Keithley, Model 2001)로 측정되며, 이것은 GPIB를 통해 컴퓨터로 전달된다. 본 연구에서 사용한 각 열전대들은 온도조절이 가능한 항온조(Fisher Scientific, Model 9010)에서 표준온도계에 의해 보정이 이루어졌다. 온도 데이터는 이 보정실험에서 얻어진 온도-전압 관계식으로부터 최종적으로 얻어진다. 열전대 프로우브의 정밀한 이송을 위해 3차원 자동이송장치를 사용하였다. 이 장치는 세 축방향으로 컴퓨터에 의해 자동이송되는데, 각 이송축은 불나사와 직선운동가이드로 이루어진 직선유니트, 스테핑모터 및 스테핑모터 드라이버 등으로 구성되어 있다.

2.2 실험조건 및 범위

본 연구에서는 정체선 상류 500mm에서 측정된 주유동의 자유유동속도 U_∞ 를 12.5m/s로 일정하게 유지하였다. 경계층 속도분포는 정철희와 이상우⁽⁷⁾와 동일하며, 분사구멍 근처에서 주유동을 대표하는 벽면 포텐셜속도인 U_{pw} 는 θ 가 15도, 40도, 65도일 때 각각 7.2m/s, 17.4m/s, 25.0m/s 등으로 계산되었다. 자유유동속도 U_∞ 와 반원봉형 선단의 외경 $2R$ 을 근거로 계산된 Reynolds 수 Re_∞ 는 1.7×10^5 이다. 분사공기와 주유동의 온도차는 20℃로 일정하게 유지하였으므로, 이때 밀도비 DR 은 0.94이다. 각 분사형태에 대하여 평균분사율 M 을 0.5, 1.0, 1.5 등으로 변화시켰고, 이 각각에 해당하는 평균운동량유속비 J 는 0.24, 0.94, 2.12 등이다. 온도분포의 측정은 분사형태 및 분사율에 관계없이 θ 가 27.5도, 52.5도, 77.5도 등인 세 $y-z$ 평면에서 이루어졌다(Fig. 2). 각 $y-z$ 평면에서 y -축 방향으로 4mm 즉 0.2D 간격으로 2.0D까지, z -축 방향으로는 -4.0D에서 +4.0D까지 0.2D 간격으로 측정이 이루어졌다. 특히 벽 근처의 온도를 자세히 알기 위해 y 가 2mm(0.1D)인 곳에서도 온도가 측정되었다. 그리고 온도분포 측정과 동일한 벽면에 설치된 열전대들을 이용하여 벽면 온도를 측정하였고, 이것을 이용하여 막냉각효율을 계산하였다.

본 연구에 사용된 풍동은 실험조건인 15m/s에서 유동의 균일성이 1% 이내이며, 열전대 프로우브의 이송오차는 $\pm 0.05\text{mm}$ 이내이다. 분사공기 유량측정에 사용된 오리피스 측정오차는 ISO 5167⁽⁹⁾에서 제시된 불확실도 해석(uncertainty analysis) 방법으로 계산하였다. 그 결과 측정유량의 불확실도는 각 측정 유량상태에서 총 유량의 $\pm 0.5\%$ 이내로 주어졌다. Abernethy 등⁽¹⁰⁾의 방법을 적용한 불확실도 해석 결과, 자유유동 온도 T_∞ , 분사제트 온도 T_j , 무차원 온도 θ (기호 설명 참조) 등의 오차범위는 $\pm 0.47^\circ\text{C}$, $\pm 0.54^\circ\text{C}$, ± 0.017 로 나타났다.

3 결과 및 검토

3.1 온도분포

Fig. 3부터 Fig. 5는 막냉각제트가 제 1 열

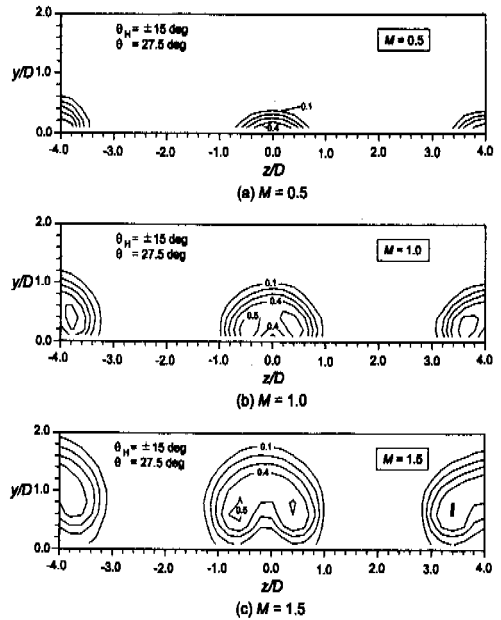


Fig. 3 Contours of θ in $y-z$ plane at $\theta = 27.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg (Case 1)

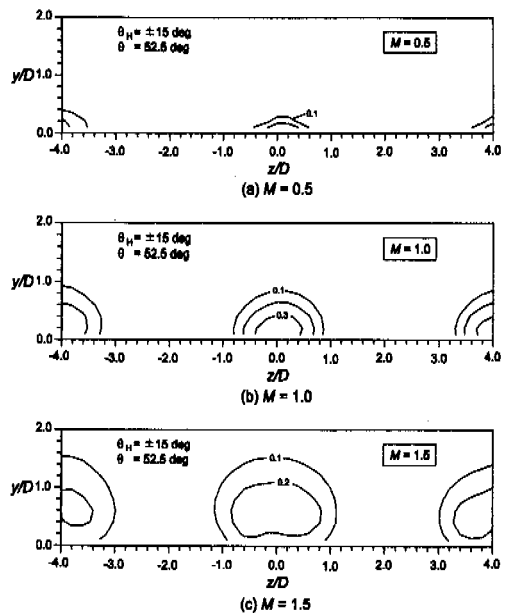


Fig. 4 Contours of θ in $y-z$ plane at $\theta = 52.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg (Case 1)

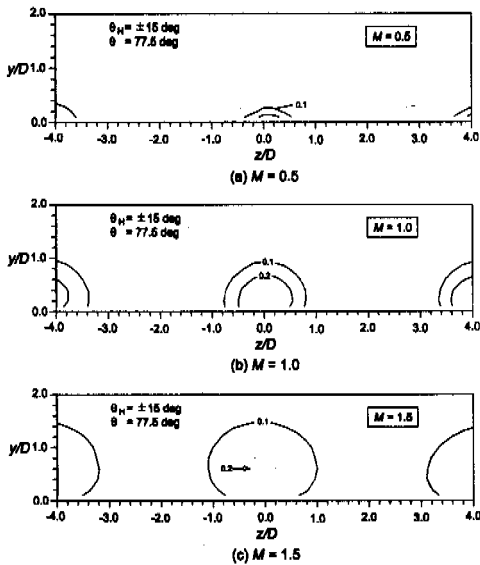


Fig. 5 Contours of Θ in y - z plane at $\theta = 77.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg (Case 1)

에서만 분사되는 분사형태 1에서 각 측정평면에서 분사율의 변화에 따른 무차원 온도 Θ 의 분포를 나타낸다. 이 경우 제트는 정체선에 대해 서로 대칭인 두 열로부터 분사된다. 이 무차원 온도의 값이 클수록 분사유체가 많이 존재하는 영역이 된다. Fig. 3은 Fig. 2의 측정평면 1 (Plane 1) 즉 θ 가 27.5도인 y - z 평면에서 측정된 온도분포이다. 이곳은 제 1 열과 제 2 열의 중간위치에 해당된다. M 이 0.5일 때, 분사제트는 주유동의 영향을 크게 받으므로 벽면에 매우 근접해 있다. 그러나 분사되는 유량이 적으므로 분사제트의 폭이 비교적 좁다. M 이 증가하면 제트의 영역은 폭방향과 높이방향으로 크게 확대되고, 그 값이 1.5가 되면 (Fig. 3(c)) 제트가 벽면으로부터 분리되는 경향을 보인다. 따라서 M 이 1.5보다 크면 막냉각 공기가 많이 분사됨에도 불구하고 막냉각효과는 오히려 저하될 것이다. 분사율에 관계없이 측정위치가 측정평면 2와 측정평면 3으로 이동하면, Fig. 4 및 Fig. 5와 같이 온도구배는 감소하는 경향을 보인다. 그러나 제트의 범위는 분사율에 관계없이, 일반적으로 평판에서 분사되는 막냉각제트의 결과와는 다르게, 그 영역이 확대되지 않았다. 이

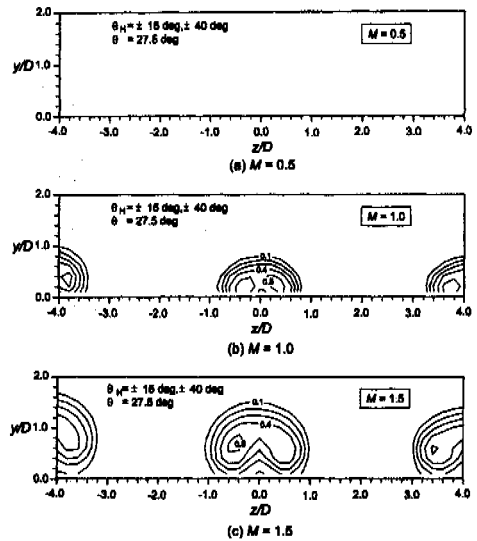


Fig. 6 Contours of Θ in y - z plane at $\theta = 27.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg and 40 deg (Case 2)

것은 U_{pw} 가 제 1 열 분사구멍 중심에서는 0.58 U_∞ 로 비교적 작으나 하류로 이동할수록 급격히 증가하여 하류에서의 국소분사율을 크게 감소시키기 때문이다.

Fig. 6에서 Fig. 8은 막냉각제트가 분사형태 2로 분사구멍을 빠져 나오는 경우 각 측정평면에서의 Fig. 1에서 알 수 있듯이 이 경우 제 1 열 분사구멍은 각 그림에서 z/D 가 -4.0, 0.0, 4.0 등에 위치하고, 제 2 열 분사구멍은 z/D 가 -2.0과 2.0에 위치한다. Fig. 6은 측정위치가 제 1 열과 제 2 열 사이일 경우(측정평면 1)에 얻은 결과이므로 제 1 열 분사제트의 영향만이 나타날 것이다. 그런데 M 이 0.5일 때에는, 분사제트의 영역 즉 무차원 온도가 큰 범위는 전혀 발견되지 않는다(Fig. 6(a)). 이것은 제 1 열 막냉각 구멍을 통해 분사공기가 전혀 나오지 않거나, 분사된 공기가 y/D 가 0.1보다 작은 벽면 근처에만 존재함을 의미한다. 이와는 달리 M 이 1.0으로 증가하면 제트영역이 비교적 넓게 관찰되지만, 분사형태 1(Fig. 3(b))과 비교할 때 제트의 영역이 벽쪽으로 더 근접하고, 벽면 근처의 온도가 조금 더 높게 나타났다. 이와 같은 경향은 M 이 1.5일 때에도

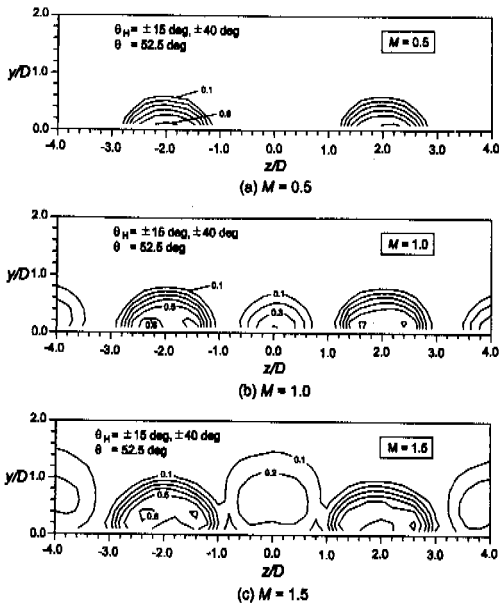


Fig. 7 Contours of θ in y - z plane at $\theta = 52.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg and 40 deg (Case 2)

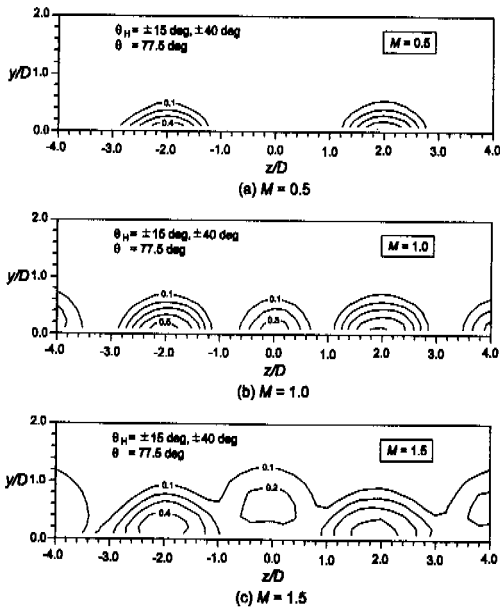


Fig. 8 Contours of θ in y - z plane at $\theta = 77.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg and ± 40 deg (Case 2)

그대로 나타났다. Fig. 7은 측정평면 2에서의 온도분포이다. 이곳은 제 2 열의 하류에 해당하므로 제 1 열 뿐만 아니라 제 2 열에서 분사되는 제트의 영향도 크게 나타날 것이다. 측정결과를 살펴보면, 제 1 열에서 분사되는 제트의 영역 뿐만 아니라 제 2 열 분사 제트 영역도 확실하게 관찰할 수 있다. 그런데 이 측정 위치에서도 M 이 0.5일 때(Fig. 7(a)) 제 1 열에 의한 무차원 온도의 증가는 관찰되지 않았다. 제 1 열과 제 2 열의 분사구멍 중심으로부터 똑같은 거리만큼 떨어진 곳에서 측정한 두 결과 즉 Fig. 6의 무차원 온도 분포들과 Fig. 7의 $z/D = \pm 2.0$ 근처 온도분포를 비교하면, 분사율이 0.5일 때를 제외하면 제 2 열 분사로 생긴 제트영역이 벽면에 더 근접하였고, 그 폭도 더 넓게 나타났다. 제 1 열 분사구멍으로부터 하류로 더 멀리 떨어지게 되면(Fig. 8), 전반적으로 온도구배가 더 작아지고, 그 제트영역도 조금 축소되었다. 이와같은 현상은 앞에서 논의한 분사형태 1의 결과(Fig. 3, Fig. 4, Fig. 5)에서도 발생한 바 있다.

Fig. 9에서 Fig. 11은 막냉각제트가 분사형태 3으로 분사되는 경우 각 측정평면에서의 무차원 온도분포이다. 이 경우 제 1 열 분사구멍은 각 그림에서 z/D 가 -4.0, 0.0, 4.0 등에 위치하고, 제 2 열 분사구멍은 z/D 가 -2.0과 2.0에 위치하며, 제 3 열 분사구멍의 폭방향 위치는 제 1 열과 동일하다(Fig. 2). Fig. 9는 측정위치가 제 1 열과 제 2 열 사이일 경우(측정평면 1)에 얻어진 결과인데, 전체적인 경향은 분사형태 2(Fig. 6)와 매우 비슷하다. M 이 0.5일 때(Fig. 9(a)), 분사형태 2와 마찬가지로 분사제트의 영역 즉 무차원 온도가 큰 범위는 전혀 발견되지 않는다. 이것은 앞에서 논의했듯이 제 1 열 막냉각 구멍을 통해 분사공기가 전혀 나오지 않거나 분사된 공기가 y/D 가 0.1보다 작은 벽면 근처에만 존재함을 의미한다. 이와는 달리 M 이 1.0과 1.5로 증가하면 제트영역이 비교적 넓게 관찰되나, 분사형태 2(Fig. 6(b)와 (c))와 비교할 때 제트의 영역이 더 벽 근처에 위치하고, 벽면 근처의 θ 가 더 높게 나타났다. 이와같은 온도분포는 분사형태 3의 경우 제 1 열 분사구멍을 빠져 나오는 공기의 양이 분사형태 2의 경우보다 더 적어서 국소분사율이 감소하고, 이에 따라 분사제트가 주유동에 의해 벽면 쪽으로 더 많이 휘기 때문일 것이다.⁽⁷⁾ Fig. 10은 측정

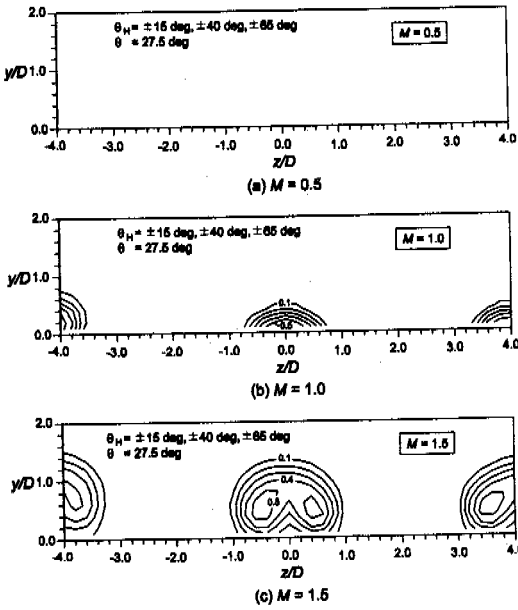


Fig. 9 Contours of Θ in y - z plane at $\theta = 27.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg, ± 40 deg and ± 65 deg (Case 3)

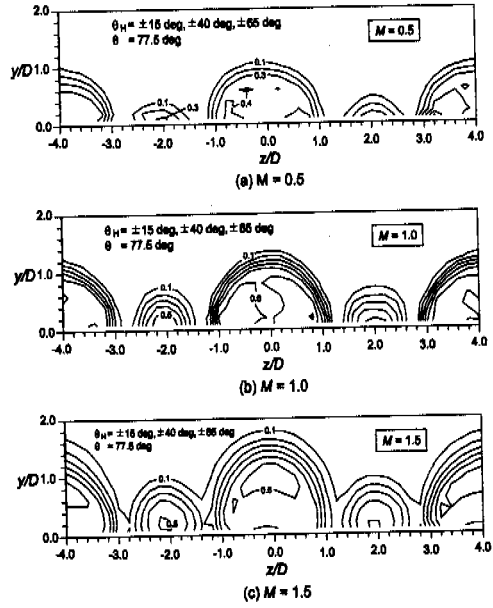


Fig. 11 Contours of Θ in y - z plane at $\theta = 77.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg, ± 40 deg and ± 65 deg (Case 3)

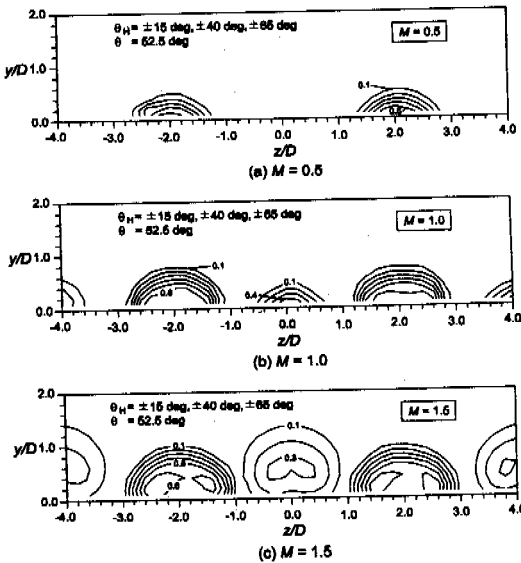


Fig. 10 Contours of Θ in y - z plane at $\theta = 52.5$ deg for $\theta_H = \pm 15$ deg, ± 40 deg and ± 65 deg (Case 3)

평면 2에서의 무차원 온도분포이다. 이곳은 제 2 열과 제 3 열의 중간 위치에 해당하므로 제 1 열 뿐만 아니라 제 2 열에서 분사되는 제트의 영향도 크게 나타났다. 이 측정평면 2에서 분사형태 2(Fig. 7)와 분사형태 3(Fig. 10)의 결과를 비교해 보기도 한다. 제 1 열 분사제트에 의한 제트영역의 범위를 살펴보면, 분사형태 2에서 그 영역이 더 넓었지만, 무차원 온도의 최대값은 더 작게 나타났다. 제 2 열 분사제트에 의한 제트 영역을 살펴보면, M 이 0.5일 경우 분사형태 2와 비교하여 분사형태 3의 영역폭이 더 좁고 벽면근처 온도도 더 낮은 반면에, M 이 1.0보다 크면 영역폭은 거의 비슷하나 분사형태 3의 벽면근처 온도가 조금 더 높게 나타났다. Fig. 11은 제 3 열 하류에서 측정한 온도분포이다. 이 곳에서는 제 3 열 분사제트의 영향이 반영되므로 z/D 가 -4.0, 0.0, 4.0 등에서의 제트 영역이 크게 확대되었다. 이것은 지금까지 제시한 제트 영역들과 비교할 때, 가장 그 영역이 넓고 벽면 근처 온도도 가장 높은 것이다. 분사형태 3의 경우 제 3 열을 통해 가장 많은 분사공기가 빠져 나올 뿐만 아니라,

이 하류 위치에서의 U_{pw} 가 U_{∞} 의 2배로 매우 크므로 분사제트가 벽면으로 근접하게 된다.

3.2 막냉각효율

Fig. 12는 측정평면 1에서 측정한 막냉각효율의 분포를 나타낸다. 제 1 열에서만 제트가 분사되는 분사형태 1(Fig. 12(a))의 경우 M 이 0.5일 때 막냉각효율이 가장 큰 반면 M 이 증가할수록 그 값이 급속히 감소하는 경향을 보인다. 반면에 분사형태 2(Fig. 12(b))에서는 M 이 1.0일 때 막냉각효과가 가장 좋고, M 이 0.5와 1.5일 때에는 막냉각 효과가 현저히 감소되었다. 여기서 M 이 1.5일 때 막냉각효율이 감소하는 것은 분사제트

가 벽면으로부터 분리되기 때문이며, 이와는 달리 M 이 0.5일 때 막냉각효과가 떨어지는 것은 제 1 열 막냉각구멍을 통해 분사되는 공기의 절대량이 부족하기 때문이다.⁽⁷⁾ 분사형태 2에서 M 이 0.5일 때 측정평면 1에서 얻은 온도분포(Fig. 6(a))를 보면 제트영역이 전혀 나타나지 않았다. 그럼에도 불구하고 이때 z/D 가 -1.0과 1.0 사이에서 막냉각효율이 대략 0.1 정도의 값(Fig. 12(b))을 갖는 이유는 제 1 열을 통해 나오는 공기의 절대량이 작긴 하나 분명히 분사되고 있고, 이 분사공기는 y/D 가 0.1인 곳과 벽면 사이에 존재함을 의미한다. 제 1 열에서 제 3 열까지의 모든 분사구멍으로부터 막냉각제트가 분사되면(Fig. 12(c)) M 이 1.0일 때 막냉각효과가 가장 좋아지는 반면에, M 이 0.5일 경우에는 막냉각효율이 거의 0이었다. 이것은 분사형태 3에서 M 이 0.5 정도로 충분히 작을 경우 제 1 열 분사구멍을 통해서 분사공기가 거의 나오지 않음을 의미한다. 이것은 Fig. 9(a)의 온도분포 측정결과와도 잘 일치한다. Fig. 13은 제 2 열과 제 3 열의 중간위치 즉 측정평면 2에서 측정한 막냉각효율의 분포를 나타낸다. 먼저 제 1 열에서 분사되는 제트에 의한 막냉각 효과 즉 z/D 가 0.0 근처에서의 막냉각효율에 대해 살펴보기로 한다. 제 1 열에서만 제트가 분사되는 경우(Fig. 13(a)), M 이 0.5일 때 막냉각효율이 가장 큰 반면 M 이 증가할수록 그 값이 감소하는 경향을 보인다. 그러나 분사형태 2(Fig. 13(b))와 분사형태 3(Fig. 13(c))에서는 M 이 1.0일 때 막냉각효과가 가장 좋고, M 이 0.5와 1.5일 때에는 막냉각효과가 크게 감소되었다. 특히 분사형태 3에서 M 이 0.5일 경우 측정평면 1에서와 마찬가지로 막냉각효율이 거의 0이었다. 제 2 열에서 분사되는 제트에 의한 막냉각 효과 즉 z/D 가 ± 2.0 근처에서의 막냉각효율 분포를 보면, 분사형태 2(Fig. 13(b))에서는 M 이 0.5일 때 막냉각효과가 가장 좋고, M 이 1.5일 때에는 막냉각효율이 가장 낮았다. 반면에 제 1 열에서 제 3 열까지의 모든 분사구멍으로부터 막냉각제트가 분사되면(Fig. 13(c)) M 이 1.0일 때 막냉각효과가 가장 좋았다.

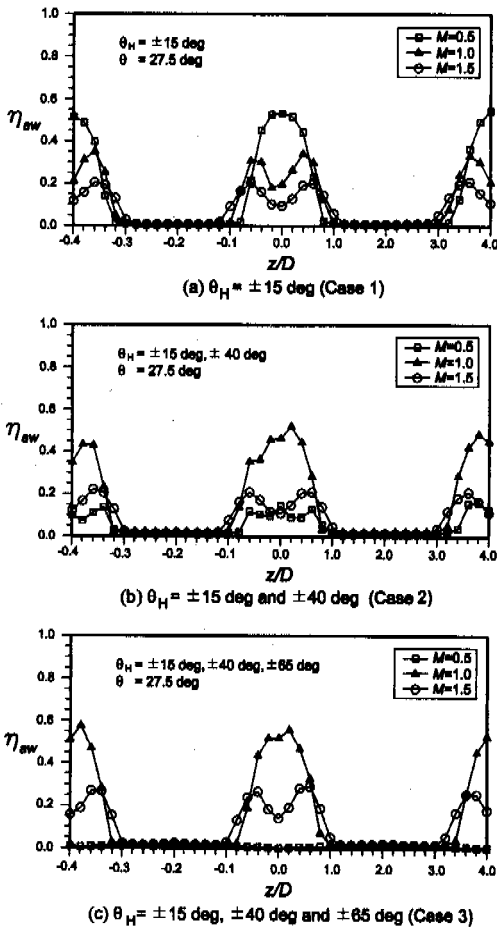


Fig. 12 Distributions of local film-cooling effectiveness at $\theta = 27.5$ deg

Fig. 14는 제 3 열의 하류 측 측정평면 3에서 측정한 막냉각효율의 분포이다. 제 1 열 분사제

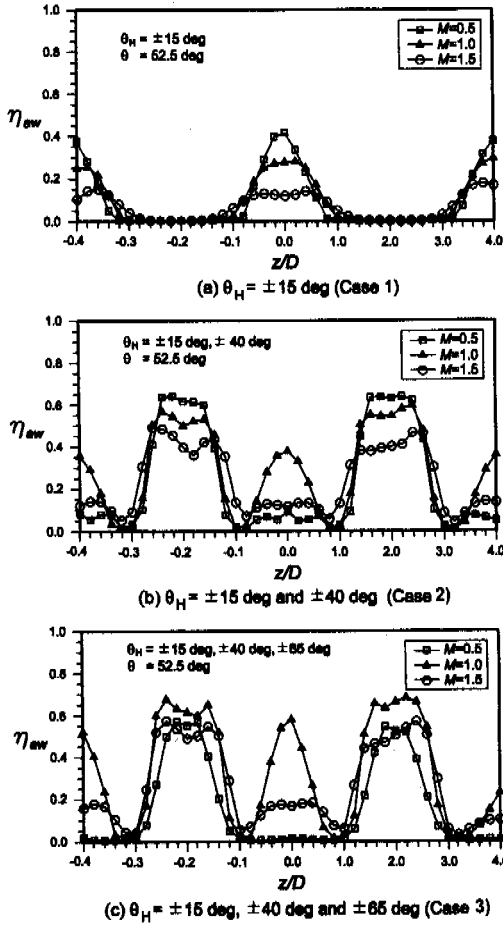


Fig. 13 Distributions of local film-cooling effectiveness at $\theta = 52.5 \text{ deg}$

트의 영향을 받는 영역에서 분사형태 1과 분사형태 2의 막냉각효율 분포(Fig. 14(a)와 (b))는 정성적으로 측정평면 2에서의 결과(Fig. 13(a)와 (b))와 매우 흡사하다. 차이점이 있다면 측정평면 3(Fig. 14 (a) 와 (b))에서 막냉각효율이 조금 더 감소하고, 그 폭방향 구배가 줄어들는 것이다. 그런데 Fig. 13(b)와 Fig. 14(b)에서 제 2 열 분사제트의 영향이 큰 곳의 막냉각효율 분포를 살펴보면, 측정평면 3에서 M 에 따른 막냉각효율의 변화가 크게 줄어들고 오히려 M 이 1.0일 때의 막냉각효과가 M 이 0.5일 때보다 조금 더 좋게 나타났다. 분사형태 3에서는(Fig. 14(c)), 제 3 열 제트의

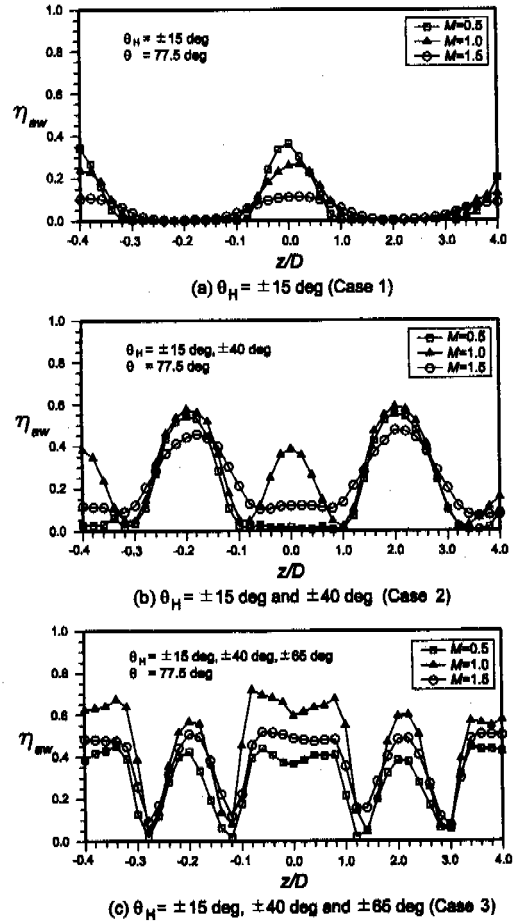


Fig. 14 Distributions of local film-cooling effectiveness at $\theta = 77.5 \text{ deg}$

영향으로 z/D 가 -4.0, 0.0, 4.0 근처에서의 막냉각효과가 크게 향상된다. Fig. 14(b)와 Fig. 14(c)를 조사해 보면, 같은 측정평면에서의 결과임에도 불구하고 분사형태 3에서 제 2 열 분사제트에 의해 형성된 제트영역의 폭이 분사형태 2의 결과와 비교할 때 매우 좁았다. 이것은 분사형태 3에서 제 3 열을 통하여 분사되는 유량이 제 2 열을 통해 나오는 양보다 더 많아서, 측정평면 3 근처에서 제 3 열을 통해 분사되는 공기가 제 2 열 분사공기를 폭방향으로 밀어내기 때문이다.

4. 결 론

본 연구에서는 2 열(분사형태 1), 4 열(분사형태 2), 6 열(분사형태 3)의 막냉각구멍을 통해 분사되는 터빈 제 1 단 정익 선단 샤워헤드 막냉각의 열전달특성을 연구하였다. 이를 위하여 정익 선단을 반원봉으로 모사하였고, 분사율 M 을 변화시키면서 각 분사열 하류에서 온도장 및 막냉각효율을 측정하였다. 그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 일반적으로 M 에 관계없이 분사구멍 열이 정체선에서 멀리 떨어질수록 그 분사구멍 하류에서의 막냉각효과가 더 우수하였다.

(2) 평균분사율 M 이 0.5일 때, 분사구멍 열의 수가 증가할수록 제 1 열에 의한 막냉각효율이 현저하게 감소하였다. 특히 6 열의 막냉각구멍이 존재하는 분사형태 3에서는 제 1 열 하류에서의 막냉각효율이 거의 0으로 나타났다.

(3) 제 1 열 분사구멍에 의한 막냉각특성을 살펴보면, 분사형태 1의 경우 M 이 0.5일 때 막냉각효과가 가장 좋았고 분사형태 2와 분사형태 3의 경우 M 이 1.0일 때 가장 좋았다.

(4) 분사구멍 열의 수가 가장 작은 분사형태 1에서는 M 이 0.5일 때 막냉각효율이 가장 높고 M 이 1.5일 때 막냉각효율이 가장 낮았지만, 분사구멍 열이 가장 많은 분사형태 3에서는 M 이 1.0일 때 막냉각효율이 가장 높고 M 이 0.5일 때 막냉각효율이 가장 낮았다.

후 기

이 연구는 한국과학재단의 연구비 지원으로 수행된 1995년도 특정기초연구(과제번호 95-0200-12-01-3)의 연구비지원 결과의 일부입니다. 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

(1) Goldstein, R.J., 1971, "Film Cooling," *Advances in Heat Transfer*, edited by T. Irvine and J.P. Hartnett, Academic Press, New York, Vol. 7, pp. 272~328.
 (2) Lee, S. W., Lee, J. S. and Ro. S. T., 1994,

"Experimental Study on the Flow Characteristics of Streamwise Inclined Jets in Crossflow on Flat Plate," *ASME Journal of Turbomachinery*, Vol. 116, pp. 97~105.

(3) Mehendale, A. B., and Han, J. C., 1992, "Influence of high Mainstream Turbulence on Leading Edge Film Cooling Heat Transfer," *ASME Journal of Turbomachinery*, Vol. 114, pp. 707~715.

(4) Takeishi, K., Aoki, S., Sato, T, and Tsukagoshi, K., 1992, "Film Cooling on a Gas Turbine Rotor Blade," *ASME Journal of Turbomachinery*, Vol. 114, pp. 828~834.

(5) Funazaki, K., 1996, "Studies an Wake-Affected Heat Transfer Around the Circular leading Edge of Blunt Body," *ASME Journal of Turbomachinery*, Vol. 118, pp. 452~460.

(6) Funazaki, K., Yokota, M., and Yamawaki, S., 1997, "The Effect of Periodic Wake Passing on Film Effectiveness of Discrete Cooling Holes Around the Leading Edge of a Blunt Body," *ASME Journal of Turbomachinery*, Vol. 119, pp. 292~301.

(7) 정철희, 이상우, 1999, "터빈 블레이드 선단에서의 샤워헤드 막냉각 - 국소분사율 측정 및 유동의 가시화 -," *대한기계학회논문집(B)*, 제 23 권, 제 3 호, pp. 419~430.

(8) ISO 5167-1:1991(E), 1991, "Measurement of Fluid Flow by Means of Pressure Differential Devices - Part 1: Orifice Plates, Nozzles and Venturi Tubes Inserted in Circular Cross-Section Conduits Running Full," International Organization for Standardization.

(9) STP 470A, 1974, *Manual on the Use of Thermocouples in Temperature Measurement*, published by ASTM.

(10) Abernethy, R. B., Benedict, R. P. and Dowdell, R. B., 1985, "ASME Measurement Uncertainty," *ASME Journal of Fluids Engineering*, Vol. 107, pp. 161~164.