터빈 블레이드 선단에서의 샤워헤드 막냉각
- 국소분사율 측정 및 유동의 가시화 -

정 철 희* · 이 상 우**
(1998년 10월 2일 접수)

Shower-Head Film Cooling on the Leading Edge of a Turbine Blade: Measurements of Local Blowing Ratio and Flow Visualizations

Chul Hee Jeong* and Sang Woo Lee**

Key Words: Shower-Head Film Cooling(샤워헤드 막냉각), Turbine-Blade Leading Edge(터빈 블레이드 선단), Ammonia-Diazo Flow Visualization(암모니아/디아조 유동가시화), Local Blowing Ratio(국소분사율)

Abstract

Measurements of local blowing ratio and ammonia-diazo flow visualizations have been conducted for a shower-head film cooling on a first-stage turbine stator. In this study, six rows of normal holes are drilled symmetrically on the semicircular leading edge of a simulated blunt body. The measurements show that for an average blowing ratio based on freestream velocity, M, of 0.5, local average mass flow rate through the first two rows of the holes is less than those through the second and third two rows of the holes, and the fraction of mass flow rate through the first two rows to total mass flow rate has a tendency to increase with the increment of M. The flow visualizations reveal that the injection through the first two row results in inferior film coverage even in the case of M = 0.5, meanwhile the row of holes situated at farther downstream location provides higher film-cooling performances for all tested M. This is because film-cooling effectiveness depends on local mainflow velocity at the hole location as well as the mass flow rate through each row.

기호설명

$A_{i,j}$: 정체선(stagnation line)으로부터 I-번째떨어진 열에서 j-번째에 위치한 분사구멍의 단면적

B_{pw} : 벽면 포텐셜속도로 정의된 i-번째 열의 국소분사율(local blowing ratio), 식 (3)

B_{∞} : 자유유동속도로 정의된 i-번째 열의 국소분사율, 식 (2)

D : 막냉각구멍의 직경

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), 식 (1)

$\dot{m}$: 단위 시간당 분사되는 총 분사질량

$\dot{m}_i$: 정체선으로부터 i-번째 떨어진 열에서 단위 시간당 분사되는 분사질량

r : 실린더 좌표계의 반경방향 좌표, Fig.2 또는 Fig.3

R : 반원봉형 선단의 직경

Re_{∞} : 주유동의 Reynolds 수 $= \frac{U_{\infty}(2R)}{\nu_{\infty}}$

s : 분사구멍 사이의 폭방향 간격, Fig.2

T_{aw} : 단열벽면온도

T_{jet} : 막냉각제트의 분사온도

T_{∞} : 자유유동 온도

U : x-축방향 속도

$U_{jet,av}$: 전체 분사구멍들의 면적에 걸쳐 평균

* 회원, 국립금오공과대학교 기계공학부 대학원
** 회원, 국립금오공과대학교 기계공학부

된 분사속도 $= \dot{m}/(\rho_{jet}\sum_i\sum_j A_{i,j})$

$U_{jet,i}$: 정체선으로부터 i-번째 떨어진 열의 분사구멍 단면적에 걸쳐 평균된 분사속도 $= \dot{m}_i/(\rho_{jet}\sum_j A_{i,j})$

U_p : x-축방향 포텐셜속도

U_{pw} : 벽면에서의 x-축방향 포텐셜속도

U_∞ : 주유동의 자유유동속도

x : 선단 표면과 평행한 좌표, Fig.3

y : 선단 표면에서 반경방향 거리, Fig.3

z : 선단의 높이방향 좌표, Fig.2

그리스 문자

η_{aw} : 막냉각효율 $= \dfrac{T_{aw}-T_\infty}{T_{jet}-T_\infty}$

θ : 원주방향 각도, Fig.3

θ_H : 각 열 분사구멍 중심의 원주방향 각도

ν_{jet} : 분사유동의 동점성계수

ν_∞ : 자유유동의 동점성계수

ρ_{jet} : 분사유동의 밀도

ρ_∞ : 주유동의 밀도

1. 서 론

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 Fig.1과 같이 블레이드 선단 표면에 여러 열의 막냉각 구멍을 배치하여 마치 샤워기에서 뿜어지는 물처럼 냉각공기를 분사하여 그 표면을 냉각하는 것이다.

블레이드 선단 막냉각에 대하여 지금까지 많은 연구들이 이루어졌다. Mehendale과 Han[1]은 그 선단이 반원봉인 blunt body를 사용하여 자유유동 난류강도가 막냉각효율과 열전달계수에 미치는 영향에 대하여 연구하였다. 냉각공기는 정체점으로부터 ±15도와 ±40도 떨어진 곳에서 폭방향으로 30도 경사진 4열의 막냉각구멍을 통해 분사되며, 난류강도는 5.07%에서 12.9% 사이에서 실험이 진행되었다. 그 결과 그들은 난류강도가 선단 막냉각효율을 감소시킴을 밝혔다. 그런데 이 난류강도의 영향은 분사율이 0.4일 때 가장 크게 나타났고 분사율이 0.8과 1.2로 증가함에 따라 그 영향이 크게 감소하였다. 그리고 자유유동의 난류강도의 영향은 ±40도에서만 분사되는 경우보다 ±15도에서만 분사되는 경우에 더 크게 나타났다. Takeishi 등[2]은 동익 케스케이드에서의 연구를 통하여, 선단 막냉각효율을 측정한 바 있다. Mehendale 등[3]은 주기적인 입구 후류(wake)의 영향이 선형 케스케이드 블레이드 표면에서의 열전달에 미치는 영향에 대하여 연구하였다. 그들은 각 블레이드 선단에 뚫려 있는 3열의 막냉각구멍들과 압력면과 흡입면에 각각 2열씩 배치된 막냉각구멍들으로부터 공기와 CO_2를 분사하여 블레이드 표면에서의 막냉각효율과 열전달계수를 측정하였다. 그 결과 후류 Strouhal 수가 증가할수록 밀도비와 분사율에 관계없이 막냉각효율이 감소하였다. Funazaki[4]는 선단이 반원봉인 blunt body에서 주기적으로 통과하는 후류가 그 표면에서의 열전달계수에 미치는 영향에 대하여 연구하였다. 그는 Strouhal 수가 증가함에 따라 후류에 의한 열전달이 더욱 촉진됨을 입증하였고, 열전달계수 관계식을 제시하였다. Funazaki 등[5, 6]은 터빈 동익과 2단 이상 정익을 모사할 수 있는 blunt body

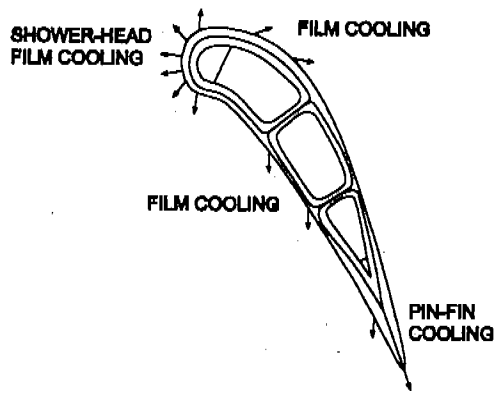

Fig.1 Typical shower-head film cooling on the leading edge.

에 대하여 막냉각 특성을 연구하였다. 그들은 Mehendale과 Han[1]과 동일한 위치에 가공된 4열의 수직 막냉각구멍에 대하여 자유유동 난류강도와 후류의 주기적인 통과가 그 선단에서의 막냉각효율에 미치는 영향을 연구하였다 그 결과 그들은 난류강도의 증가 및 후류의 통과가 특히 분사율이 작을 때 막냉각효과를 크게 떨어뜨림을 입증하였다.

지금까지의 선단 막냉각에 대한 연구들을 주로 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 분사율이 일정하여도 각 열에서의 분사율은 서로 다를 수 밖에 없다. 본 연구에서는 총 6 열의 막냉각구멍을 통하여 분사되는 제 1 단 정익(Fig.1) 샤워헤드 막냉각제트의 유체역학적 특성에 대하여 연구하고자 한다. 이를 위하여 국소분사율 측정실험과 암모니아/디아조(ammonia and diazo) 기법을 이용한 유동의 가시화 연구를 수행하였다.

2. 실 험

2.1 실험장치

본 연구의 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 아크릴판으로 제작되었고, 그 크기는 폭 및 높이가 각각 600mm와 400mm, 길이는 1600mm이다. 본 연구에서는 터빈 블레이드 선단을 Fig.2에서와 같이 그 상류측이 반원봉 형상인 blunt body로 모사하였다. 이 반원봉형 선단에는 그 대칭면 좌우에 각 3 열씩 총 6 열의 분사구멍들이 배치되어 있다. 이 분사구멍의 내경(D)은 20mm이고, 각 열에서 분사구멍 사이의 간격(s)는 80mm 즉 $4D$이다. Fig.3에 분사구멍이 뚫려 있는 반원봉형 선단이 자세히 나타나 있다. 총 6 열의 분사구멍들 중 반원봉형 선단의 정체선(stagnation line)에서 ±15도 떨어진 곳에 위치하는 첫 번째 두 열은 각각 5개의 분사구멍으로 구성되며, 이 분사구멍 중심들의 z-축방향 좌표는 각각 0mm, ±80mm, ±160mm 등이다. 이와는 달리 정체선에서 ±40도만큼 떨어진 두 번째 두 열은 각각 4개의 분사구멍으로 구성되며, 그 중심들의 z-축방향 좌표는 각각 ±40mm와 ±120mm이다. 마지막으로 정체선에서 ±65도만큼 떨어진 세 번째 두 열의 분사구멍 수 및 그 좌표는 첫 번째 두 열과 동일하다. 따라서 각 열은 Fig.2에서 알 수 있듯이 서로 엇갈리게(staggered) 배치된다. 이 반원봉형 선단의 외경($2R$)은 214mm이고, 그 두께 L은 20mm로 분사구멍의 직경과 같다.

막냉각에 사용되는 분사공기는 송풍기 및 인버터, 오리피스(orifice) 유량계, 유량조절밸브 등으로 구성된 분사공기 공급장치를 통해서 blunt body 내부로 공급된다. 이 분사장치로부터 공급된 공기는 Fig.2에서와 같이 배플, 천공판, 허니컴, 3개의 메쉬스크린 등을 차례로 지난 뒤, 여러 열의 막냉각구멍을 통해 주유동으로 분사된다. 여기서 가장 하류에 설치된 메쉬스크린과 반원봉형 선단 중심 즉 좌표계의 원점(Fig.3)까지의 거리는 그 반경 R의 0.75 배이다. 분사공기 공급용 송풍기의 정압은 400mmAq이고, 풍량은 0.058m^3/s이다. 분사공기 유량을 측정하기 위해 사용된 오리피스는 국제 표준규격인 ISO 5167[7]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, 측정유량에 따라 적절히 사용하였다. 일반적으로 오리피스 판의 유량계수(discharge

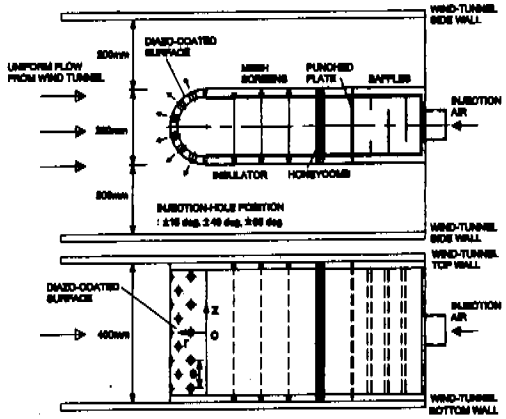

Fig.2 Experimental apparatus.

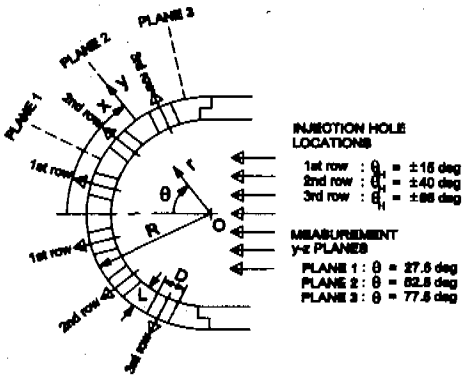

Fig.3 Detail of shower-head film-cooling holes.

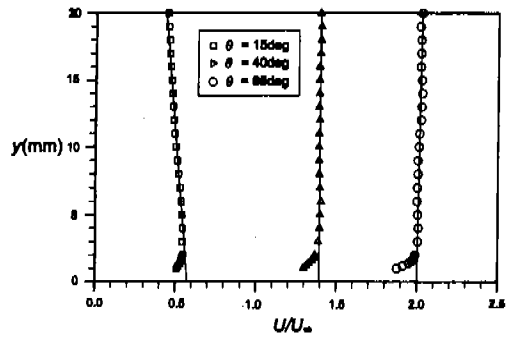

Fig.4 Boundary-layer velocity profiles.

coefficient)는 Reynolds 수에 의존하므로, 반복계산으로 최종값을 구하였다.

본 연구에서는 Fig.3과 같이 반원봉형 선단의 중심을 좌표계의 원점으로 하고, 반경방향을 r-축, 원주방향 각도를 θ-축, 높이방향을 z-축으로 설정하였다. 특히 정체선에서 원주방향 길이를 x, 반원봉 표면으로부터 반경방향 거리를 y로 정의하였다. 경계층속도 측정시 프로우브의 정밀한 이송을 위해 3차원 자동이송장치를 사용하였다. 이 장치는 세 축방향으로 컴퓨터에 의해 자동이송되는데, 각 이송축은 볼나사와 직선운동가이드로 이루어진 직선유니트, 스테핑모터 및 스테핑모터 드라이버 등으로 구성되어 있다. 압력측정은 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-00010RAB)는 내부에 히터가 내장되어 있어서 주위온도 변화에 관계없이 센서의 온도를 일정하게 유지시켜 준다.

2.2 경계층속도 측정 및 분사율의 정의

본 연구에서는 주유동속도 U_∞를 12.5m/s로 항상 일정하게 유지하였다. 이 자유유동속도와 반원봉형 선단의 외경을 근거로 계산된 Reynolds 수, Re_∞는 1.7×10^5이다. Fig.4는 막냉각 구멍이 없을 때, 각 열 분사구멍의 중심에 해당하는 위치 즉, θ가 15도, 40도, 65도 등인 곳에서 측정한 경계층속도를 그린 것이다. 그림에서 알 수 있듯이 반원봉형 선단 주위에서 발달되는 경계층의 두께는 대략 3mm 이내로 유지되며, 경계층 바깥의 속도분포는 평판의 경우처럼 일정하지 않다. 이와같이 경계층 바깥의 포텐셜 속도 U_p가 변화하는 경우, 그 위치를 대표하는 속도로는 곡관(curved duct) 내부에서의 유동에서와 같이 벽면에서의 포텐셜속도 U_{pw}가 널리 사용된다. 본 연구에서는 경계층 바깥에서의 속도분포를 최소자승법으로 처리하여 얻은 직선의 연장선이 $y=0$와 만나는 점편을 각 위치에서의 U_{pw}로 정의하였다(Fig.4). 이와같이 U_{pw}를 계산한 결과, θ가 15도, 40도, 65도일 때 그 값이 각각 7.2m/s, 17.4m/s, 25.0m/s 등이었다.

분사제트의 거동은 분사율과 밀접한 관련이 있다. 일반적으로 분사율이 1.0보다 커지면 분사제트가 막냉각 벽면으로부터 분리되면서, 주유동으로 깊숙히 이동하게 된다. Fig.3과 같이 여러 열의 분사구멍에서 동시에 냉각공기가 분사되는 샤워헤드 막냉각의 경우, 일반적으로 주유동 자유유동속도를 기준으로 하는 평균분사율은 다음의 식으로 정의된다.

$$M = \frac{\dot{m}/(\sum_i \sum_j A_{i,j})}{\rho_\infty U_\infty} = \frac{\rho_{jet} U_{jet,av}}{\rho_\infty U_\infty} \quad (1)$$

따라서 이 평균분사율 M은 전체 막냉각구멍을 통해 단위 시간당 분사되는 총 분사질량($\dot{m}$)을 그 구멍들의 총 면적($\sum_i \sum_j A_{i,j}$)으로 나눈 평균

질량플럭스(mass flux)($\rho_{jet}U_{jet,av}$)를 주유동의 밀도와 자유유동속도의 곱으로 나눈 값이다. 이와는 달리 각 분사구멍 열에서의 국소분사율은 다음의 식으로 정의된다.

$$B_\infty = \frac{\dot{m}_i/\sum_j A_{i,j}}{\rho_\infty U_\infty} = \frac{\rho_{jet}U_{jet,i}}{\rho_\infty U_\infty} \quad (2)$$

식 (2)에서 알 수 있듯이, 자유유동속도로 정의된 i-번째 열의 국소분사율 B_∞ 는 정체선(stagnation line)으로부터 i-번째 떨어진 열에서 단위 시간당 분사되는 분사질량($\dot{m}_i$)을 i-번째 열의 분사구멍 총 면적($\sum_j A_{i,j}$)으로 나눈 평균 질량플럭스($\rho_{jet}U_{jet,i}$)를 주유동의 밀도와 자유유동속도의 곱으로 나눈 값이다. 그런데 식 (2)에서 정의된 국소분사율 B_∞ 가 실제 각 분사구멍 근처에서의 분사율을 나타내지는 않는다. 왜냐하면 반원통형 선단의 각 분사열에서 측정한 벽면 근처의 속도가 자유유동속도와 큰 차이가 있기 때문이다. 그런데 각 분사구멍 열 근처에서 주유동의 크기를 가장 잘 나타낼 수 있는 속도는 앞에서 언급한 바와 같이 벽면에서의 포텐셜속도 U_{pw} 이다. 따라서 각 분사구멍 열에서의 분사제트 거동은 다음의 식으로 정의된 국소분사율 B_{pw} 에 가장 크게 의존할 것이다.

$$B_{pw} = \frac{\dot{m}_i/\sum_j A_{i,j}}{\rho_\infty U_{pw}} = \frac{\rho_{jet}U_{jet,i}}{\rho_\infty U_{pw}} \quad (3)$$

식 (1)에서 정의된 $\dot{m}$ 는 분사공기 공급장치의 오리피스 유량계로 바로 측정할 수 있으므로 실험조건으로는 식 (1)에서 정의된 M을 제시하는 것이 타당하다. 본 연구의 가시화 연구에서는 자유유동속도로 정의된 평균분사율 M을 0.5, 1.0, 2.0 등으로 변화시켰다. 이때 M에 해당하는 운동량유속비 J 는 각각 0.25, 1.0, 4.0 등이다.

2.3 암모니아/디아조 유동가시화 기법

디아조로 코팅된 종이(diazo-coated paper)는 암모니아 및 수분과 반응하여 청색으로 변한다. 그 변색 정도는 암모니아의 농도, 습도, 온도, 노출시간 등에 따라 크게 달라진다. 암모니아의 농도, 습도, 노출시간 등이 증가하면 디아조 코팅지의 색깔은 더 어두워지는 반면에, 온도가 높아지면 그 이미지는 밝아진다. 특히 온도에 매우 민감하여 온도가 3℃ 정도 변화해도 그 상대명암도(relative darkness)가 약 20% 정도 변화한다. 이 디아조 코팅지는 지금까지 물체의 표면유동 가시화에 널리 사용되어 왔다. 즉 원하는 물체 표면에 디아조 코팅지를 부착하고 암모니아 가스를 벽면에 뚫린 탭핑이나 상류에 설치된 프로우브를 통해 분사시키면 암모니아 가스가 유동을 따라 흘러가면서 디아조와 반응하여 청색의 궤적을 남기게 된다(Joslyn와 Dring[8], Hodson과 Addison[9]). Dring 등[10]과 Jabbari 등[11]은 이 방법을 막냉각에 적용하여 냉각제트의 궤적을 가시화한 바 있다.

실제 암모니아/디아조 가시화를 위해서는 Fig.2와 같이 풍동 내부에 설치된 반원통형 선단에 디아조 코팅지를 양면테이프를 이용하여 부착하여야 한다. 이때 분사구멍 부분의 코팅지를 조심스럽게 제거하여 분사구멍을 노출시킨다. 그 다음 풍동과 분사공기 공급용 송풍기를 가동하고 전체 유동이 안정될 때까지 기다린다. 이때 분사공기는 암모니아/공기 혼합장치를 거치지 않는다. 유동이 안정되면 밸브의 방향을 전환하여 송풍기로부터 유입된 공기가 암모니아/공기 혼합장치를 통해 공급되도록 하고, 디아조 코팅지를 정확히 2분간 암모니아 혼합공기에 노출시킨다. 그 뒤 송풍기와 풍동을 끄고 디아조 코팅지를 떼어내어 강한 빛에 노출시키면 가시화실험이 완료된다. 본 연구에서는 디아조 코팅지에 대한 온도와 습도의 영향을 최소화하기 위해서 분사유동의 온도를 19℃로 일정하게 유지하였고, 모든 암모니아/디아조 실험을 같은 날 최단 시간내에 모두 수행하였다.

3. 결과 및 검토

본 연구의 최종 목적은 Fig.2에서 주어진 바와 같이, 대칭면을 중심으로 각각 3열씩 총 6열의 막냉각구멍에서 제트가 동시에 분사될 때, 각 열에서 분사되는 막냉각제트의 거동을 연구하는 것이다. 이 전체분사 막냉각을 연구하기에 앞서,

Table 1 Four injection cases.

Injection case	Rows of Injection Holes	Location of Rows of Holes (θ_H)
Case 1	2	θ_H = ±15 deg
Case 2	2	θ_H = ±40 deg
Case 3	2	θ_H = ±65 deg
Case 4	6	θ_H = ±15, ±40, ±65 deg

Fig.3에서 첫 번째, 두 번째 및 세 번째 두 열에서만 분사되는 세 막냉각 분사형태에 대하여 연구를 수행하였다. 본 연구에서는 편의상 Table 1에서와 같이 이 세 경우를 각각 분사형태 1(Case 1), 분사형태 2(Case 2), 분사형태 3(Case 3) 등으로 분류하였고, 전체 6 열에서 동시에 분사되는 경우를 분사형태 4(Case 4)로 명명하였다.

막냉각효율은 분사제트의 거동과 밀접한 관련이 있다. 즉 분사제트가 막냉각면에 근접할수록 막냉각효율이 증가하고, 분사제트가 벽면으로부터 분리되면 막냉각효율이 급격히 떨어진다. 막냉각의 성능을 나타내는 막냉각효율(film-cooling effectiveness)은 다음과 같이 정의된다[11].

$$\eta_{aw} = \frac{T_{aw} - T_\infty}{T_{jet} - T_\infty} \qquad (4)$$

여기서 T_∞와 T_{jet}는 각각 주유동의 온도와 냉각공기의 분사온도를 나타내고, T_{aw}는 단열벽면온도(adiabatic wall temperature)이다. 따라서 막냉각효율은 0과 1 사이의 값을 갖는다. 일반적으로 분사된 막냉각제트가 벽면 가까이에 존재할 때에는 T_{aw}가 T_{jet}와 비슷해지므로 막냉각효율이 증가하고, 분사제트가 벽면으로부터 분리되거나 또는 분사구멍으로부터 멀리 떨어진 하류에서는 그 값이 0에 가까와진다. 그러므로 막냉각 성능을 향상시키기 위해서는 될 수 있으면 주유동과의 혼합이 적은 상태에서 분사제트가 벽면에 근접하고, 제트가 벽면으로부터 분리되어 주유동 깊숙히 들어가지 않도록 해야 한다. 일반적으로 평판 막냉각에서 분사율이 1.0보다 크면 제트가 벽면으로부터 분리되고, 1.0보다 작으면 벽면에 근접한다.

3.1 국소분사율

식 (1)에서 정의된 평균분사율 M 보다 식 (3)에서 정의된 국소분사율이 실제 분사제트의 거동을 잘 나타내 줄 수 있다. 그렇지만 $\dot{m}$ 와는 달리 식 (2)와 식(3)에 나오는 $\dot{m}_i$를 측정하는 것은 현실적으로 쉽지 않다. 실제로 주유동이 존재하는 상태에서 제트가 6 열에서 동시에 분사되면 각 열 분사구멍에 가해지는 압력차와 유동저항이 서로 달라지며, 이와같은 현상은 M에 따라서도 변화한다. 그런데 현존하는 유량측정 방법으로는 이 유동저항 및 압력차에 영향을 주지 않고 $\dot{m}_i$를 측정할 수 없다. 따라서 그 중요성에도 불구하고 지금까지 터빈 블레이드 선단 막냉각에 대해 각 열의 국소분사율을 측정한 예가 없다.

서로 대칭으로 배치된 두 열만을 통해 막냉각제트가 분사되는 경우(분사형태 1, 분사형태 2, 분사형태 3), 앞에서 정의된 바 있는 M과 B_∞는 서로 동일한 값을 갖는다(Fig.5). 그런데 이들 분사형태에서도 분사율 정의에 사용되는 기준속도로 U_∞ 즉 12.5m/s보다는 분사구멍 근처에서 주유동을 대표하는 속도인 U_{pw}를 사용하는 것이 각 열에서 분사되는 제트의 거동을 설명하는데 더 효과적이다. 이와같은 관점에서 Fig.5에 제시한 B_{pw}의 변화는 매우 중요하다. U_{pw}는 제 1 열 분사구멍에서 하류 제 3 열로 이동함에 따

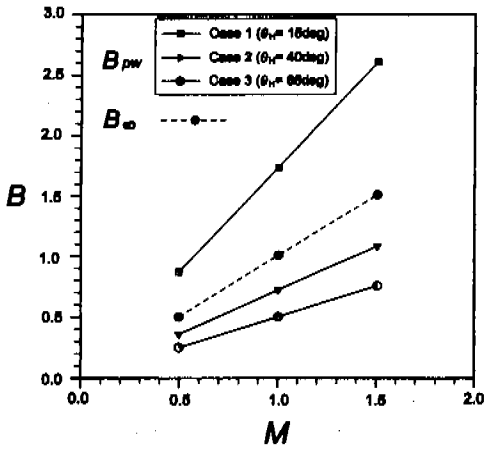

Fig. 5 Local blowing ratios, B_∞ and B_{pw}, as a function of average blowing ratio, M, for film cooling injected from two symmetric rows of holes (Case1, Case2 and Case3).

라 7.2m/s, 17.4m/s, 25.0m/s로 변화되므로, B_{pw}는 제 1 열에서 M 또는 B_∞ 보다 상당히 더 커지지만 제 2 열과 제 3 열에서는 더 작은 값을 갖게 된다. 특히 제 3 열에서는 그 값이 M의 절반에 불과해진다. M이 동일하면 Fig.5의 세 경우 모두 분사유량은 서로 같으나 국소분사율 B_{pw}는 하류로 갈수록 작아지므로, 막냉각효과는 제 3 열 쪽으로 이동할수록 더 좋아질 것으로 예상된다.

본 연구에서는 기존의 연구결과를 활용한 근사적인 방법으로 분사형태 4의 제 1 열 국소분사율 측정을 시도하였다. Fig.6은 주유동이 존재하는 평판에 수직으로 뚫려 있는 막냉각구멍 내부에서 3차원 유동장을 측정한 결과의 일부이다(이상우와 주성국(12)). 그들의 연구에서 사용된 실험장치는 Fig.6(a)와 같고, Fig.6(b)와 (c)에 제시된 결과는 각각 분사율이 1.0일 때 분사구멍 입구 단면에서의 2차유동과 분사구멍의 중심선과 평행한 속도 성분이다. 물론 본 연구의 각 열에서는 막냉각 구멍의 입구와 출구면이 곡률을 가지고 있고, 제 1 열에서 제 3 열로 이동함에 따라 그 입구에서 분사유동의 유입각도는 Fig.6(a)와 비교하여 차이가 점점 더 커진다(Fig.3). 그렇지만 두 연구의 Reynolds 수는 거의 같고, L/D는 1.0으로 서로 동일하다. Fig.6(b)와 (c)를 살펴보면 주유동이 존재함에도 불구하고 분사구멍 입구의 중심에서는 2차유동이 무시할 정도로 작고, 그 위치에서

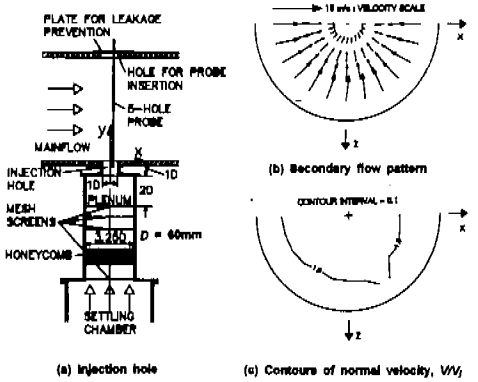

Fig. 6 Injection hole normally oriented to the mainflow on a flat plate and flow data measured at the hole inlet for M = 1.0 and L/D = 1.0.[12]

입구면에 수직인 속도의 크기가 평균 분사속도와 거의 같음을 알 수 있다. 또한 이상우와 주성국[2]의 연구결과에 의하면 이와같은 결과는 분사율에 무관하게 나타났다. 본 연구에서는 두 실험장치가 서로 다른 점이 있음에도 불구하고, 적어도 입구 유입각도가 가장 작은 제 1 열에서는 본 연구의 분사구멍 유동이 이상우와 주성국[12]의 분사구멍 입구유동과 상사하다고 가정하였다. 이와같은 가정하에, 본 연구에서는 분사구멍의 입구 중심에 Fig.7과 같이 그 직경이 각각 1.5mm인 전압측정 프로우브와 정압측정 프로우브를 차례로 삽입하여 입구 중심에서의 전압과 정압을 측정하였고, 이 측정압력들을 이용하여 제 1 열 입구중심 유속을 구하였다. 이상우와 주성국[12]으로부터 얻은 입구중심 유속과 유량과의 관계에 이 제 1 열 입구 중심유속을 대입하면 제 1 열 분사구멍을 통해 분사되는 유량 $\dot{m}_1$을 계산할 수 있다. 시판되는 피토-정압프로우브와 다른 다공프로우브들은 그 직경이 분사구멍 내경에 비해 지나치게 크므로, 본 연구에서는 Fig.7의 두 프로우브들을 직접 제작하여 사용하였다. 분사구멍의 내경이 20mm이므로 이들 프로우브에 의한 차폐율(blockage ratio)은 0.56%에 불과하였다.

Fig.8은 6열의 분사구멍으로부터 제트가 동시에 분사될 때 제 1 열에서 B_∞와 B_{pw}의 변화를 나타내 준다. 먼저 B_∞의 변화를 살펴보면 평균

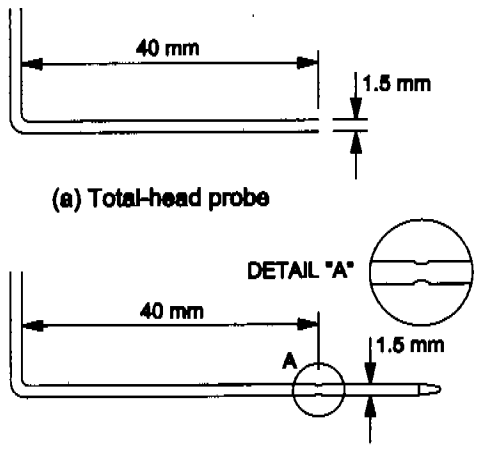

Fig. 7 Pressure probes used for the measurement of local blowing ratio.

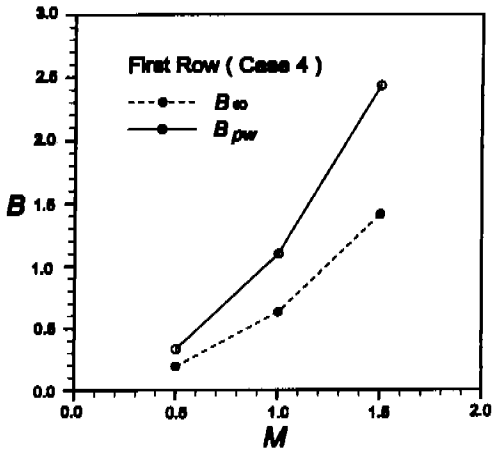

Fig. 8 Local blowing ratio, B_∞ and B_{pw}, as a function of average blowing ratio, M, in the first row of six row injection (Case 4).

분사율 M 이 0.5일 경우, B_∞ 는 0.5에 비해 매우 작은 0.2 정도의 값을 갖고, M 이 1.0과 1.5일 때에는 B_∞ 가 대략 0.6과 1.4의 값을 갖는다. 이것은 M이 1.5 이하일 때에는 제 1 열을 통해 유출되는 분사량이 나머지 두 열로 분사되는 유량보다 작고, 이와같은 현상은 M 이 작을수록 심화됨을 의미한다. 특히 M이 0.5일 경우에는 제 1 열로 분사되는 단위면적당 평균유출량 $\dot{m}_1/(\sum_j A_{1,j})$는 전체 단위면적당 평균유출량 $\dot{m}/(\sum_i\sum_j A_{i,j})$의 40%에 불과하고, M이 1.5일 때에는 $\dot{m}_1/(\sum_j A_{1,j})$이 $\dot{m}/(\sum_i\sum_j A_{i,j})$와 거의 동일하였다. 막냉각효율은 각 열을 통해 유출되는 절대 유량 뿐만 아니라, 각 분사구멍 위치에서 반원봉형 선단 표면 주위를 돌아 흐르는 유동의 크기에도 크게 의존한다. 그런데 B_∞ 와는 달리 B_{pw} 는 이 두 요소를 모두 반영하고 있다. M이 0.5일 경우, B_{pw} 는 대략 0.3정도이고, M이 1.0과 1.5일 때에는 B_{pw} 가 대략 1.1과 2.4 정도의 값을 갖는다. 따라서 M이 0.5일 때 B_{pw} 는 1.0보다 작으므로 제트가 벽면에 밀착될 것으로 예상되지만, 제 1 열을 통해 유출되는 분사량이 절대 부족하므로 막냉각 성능이 좋을 수 없다. M이 1.5일 때에는 B_{pw} 가 1.0에 비해 매우 큰 값을 가지므로 제트가 벽면으로부터 분리되어 주유동으로 깊숙히 침투할 것이다. 그러므로 M이 1.5일 때 단위면적당 분사유량 $\dot{m}_1/(\sum_j A_{1,j})$이 전체 평균치 $\dot{m}/(\sum_i\sum_j A_{i,j})$와 비슷할 정도로 커져도 막냉각 성능향상에는 별 도움이 되지 못할 것이다.

3.2 암모니아/디아조 유동 가시화

모든 가시화 결과(Fig.9 - Fig.12)에서 각 사진의 좌측 끝 즉 좌측점선은 정체선 즉 θ 가 0도인 곳이고, 우측에 점선으로 표시된 곳은 반원봉형 선단이 끝나는 위치 즉 θ 가 90도 곳을 의미한다. 이 가시화 결과들은 디아조 코팅지를 반원봉형 선단에서 분리하여 검은색 종이에 붙인 뒤 칼라복사한 것이다. 따라서 각 사진의 좌측 끝에서 하류방향으로의 거리는 Fig.3의 좌표 x 와 같고, 가시화 결과의 검은 색 원들은 분사구멍을 나타낸다. 각 사진의 가운데에 위치한 분사구멍 중심의 z-축 방향 좌표는 0이다.

Fig.9는 막냉각제트가 첫 번째 두 열에서만 분사될 때(분사형태 1) 얻어진 벽면 가시화 결과이다. M이 0.5일 때에는(Fig.9(a)) B_{pw} 가 1.0보다 약간 작으므로(Fig.5), 암모니아를 함유한 분사제트가 주유동에 의해 비교적 크게 변형되면서 벽면에 근접한 채 하류로 이동한다. 따라서 암모니아와 디아조 코팅지의 화학반응이 활발해져 비교적 짙은 궤적이 벽면에 남게 된다. 그런데 이 자국의 폭은 하류방향으로 거의 변화가 없었다. M이 1.0으로 증가하면 B_{pw} 가 대략 1.7 정도로 커진다. 이때 막냉각 제트는 분사구멍 근처에서 벽면과 분리되어 그 자국의 폭이 매우 좁아지나, 하류로 갈수록 폭이 넓어지는 경향을 보인다. 이것은 분사된 제트의 궤적이 제 1 열 분사구멍 근처에서는 벽면으로부터 분리되나, 하류로 이동할수록 U_{pw} 가 증가하므로 다시 벽면으로 근접하기 때문이다. 그러나 전반적으로 M이 0.5인 경우보다는 그 폭이 더 좁고 색상도 밝은 편이다. M이 2.0으로 증가하면 분사된 제트는 벽면으로부터 완전히 분리되어 그 자국이 거의 남지 않고 있다. 따라서 이 경우에는 막냉각이 전혀 이루어

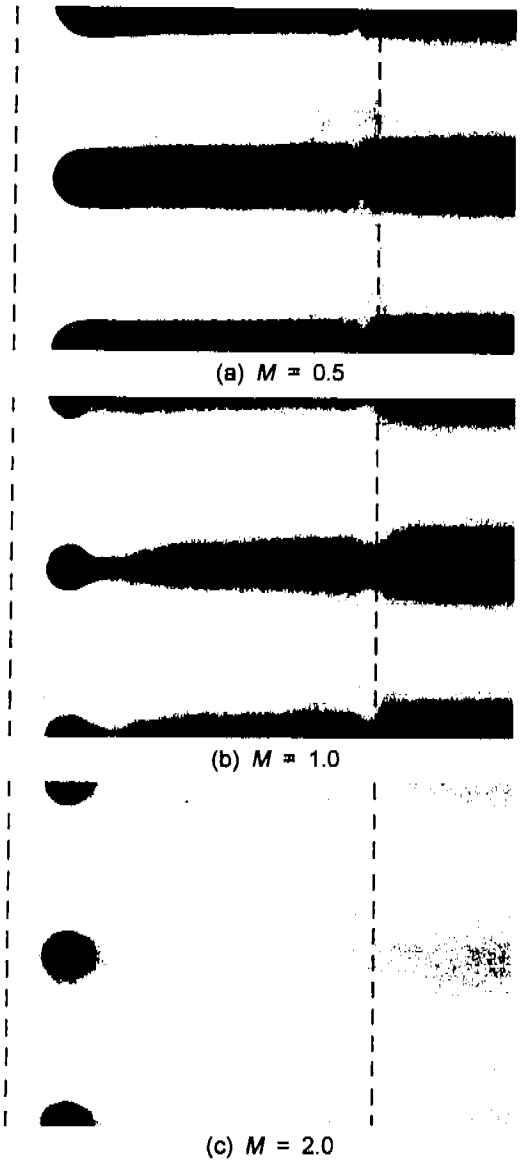

Fig. 9 Ammonia-diazo flow visualizations for the film cooling injected from the first two rows of holes at $\theta_H = \pm 15$ deg (Case 1).

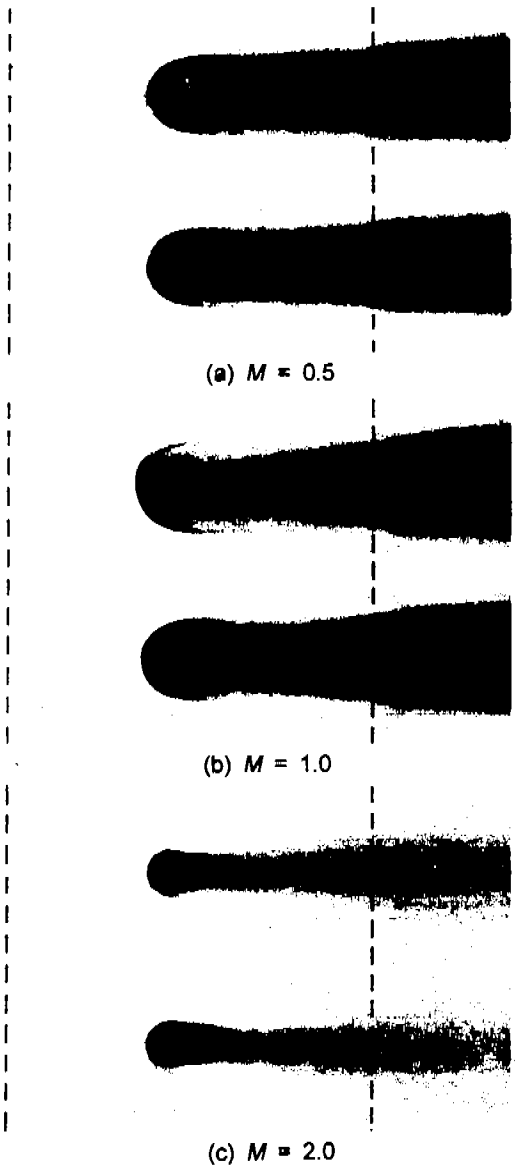

Fig. 10 Ammonia-diazo flow visualizations for the film cooling injected from the second two rows of holes at $\theta_H = \pm 40$ deg (Case 2).

지지 않는다. Fig.10은 막냉각제트가 두 번째 두 열에서만 분사될 때(분사형태 2), 얻어진 벽면 가시화 결과이다. 분사형태 1의 경우와 마찬가지로 M이 0.5일 때에는(Fig.10(a)) 막냉각효과가 좋아지고, M이 2.0이 되면 분사제트가 벽면으로 분리되어 막냉각 성능이 크게 저하되었다. 그러나 이와같은 대체적인 경향은 동일하지만, 분사형태 1과 비교하여 분사형태 2의 벽면에서의 변색 자국이 더 짙고, 그 면적도 더 넓었다. M의 값에 관계없이 분사형태 2의 막냉각 성능이 분사형태 1보다 더 좋은 이유는 두 경우에서 단위 시간당 유출되는 분사질량은 서로 같지만, 각 열에서의 U_{pw}가 달라져서 제 2 열에서의 B_{pw}가 제 1 열보다 훨씬 작아지기 때문이다(Fig.5). 분사형태

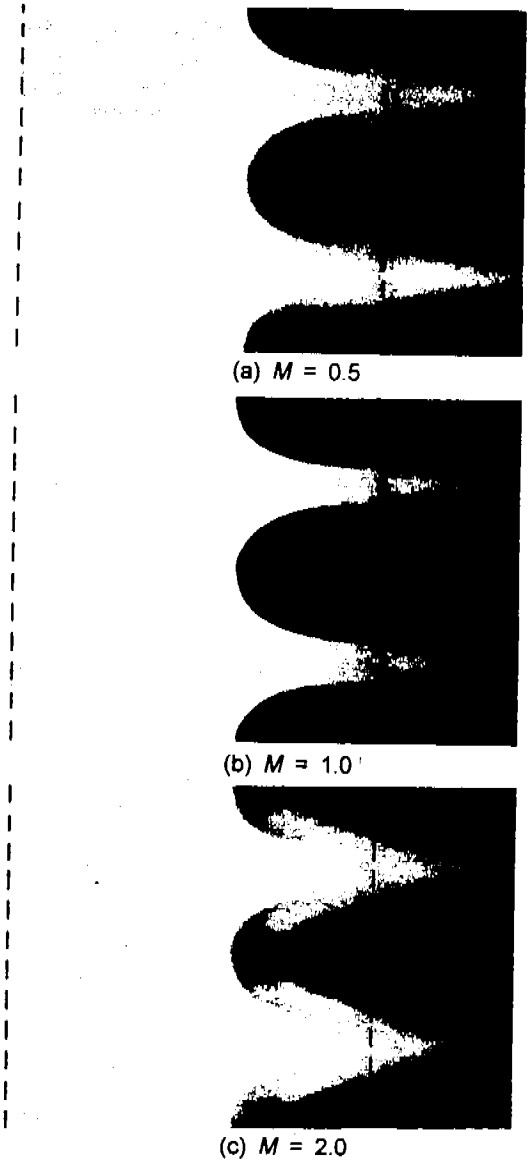

Fig. 11 Ammonia-diazo flow visualizations for the film cooling injected from the third two rows of holes at $\theta_H = \pm 65$ deg (Case 3).

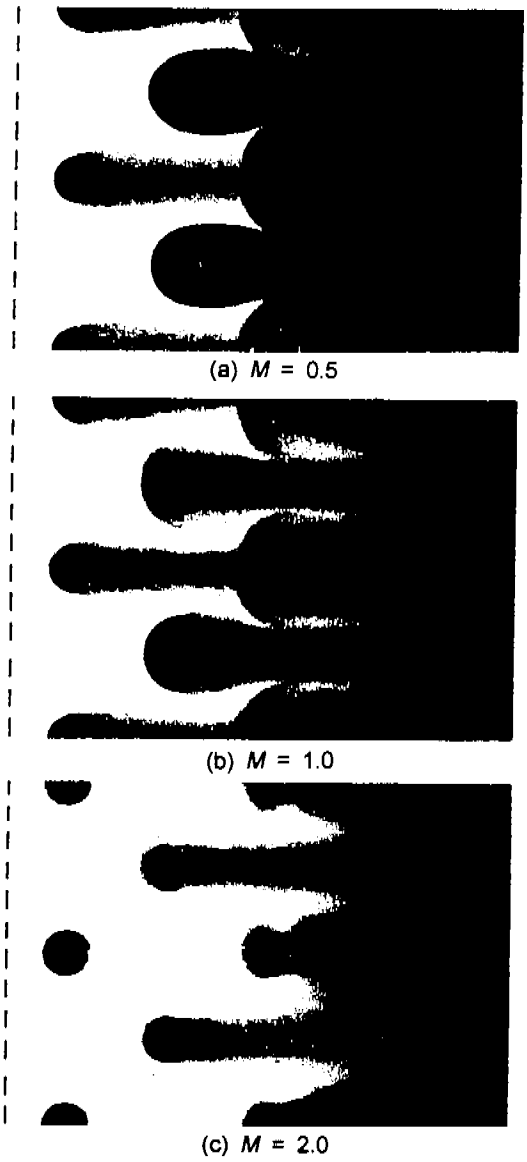

Fig. 12 Ammonia-diazo flow visualizations for the film cooling injected from the six rows of holes at $\theta_H = \pm 15$ deg, ± 40 deg and ± 65 deg (Case 4).

2에서 M이 1.0일 때(Fig.10(b)), 분사구멍 상류쪽에 나타나는 압파벳 "C"자 모양의 궤적이 특이하다.

Fig.11은 막냉각제트가 세 번째 두 열에서만 분사될 때(분사형태 3), 얻어진 벽면 가시화 결과이다. 이 경우 B_{pw}가 앞의 두 경우보다 더 작으므로(Fig.5) 막냉각효과가 가장 뛰어났다. 특히 제 3 열에서만 제트가 분사될 경우, M이 0.5에서 2.0으로 변화하여도 분사제트의 자국의 변화가 가장 작았다. 특히 M이 1.0일 때의 자국의 면적이 M이 0.5인 경우보다 더 넓게 나타났다. 이것은 두 경우 모두 B_{pw}가 0.5와 비슷하거나 작지만 M이 1.0일 때 분사되는 유량이 M이 0.5인 경우에

비하여 2배 더 크기 때문이다. 그리고 분사형태 2의 Fig.10(b)에서 분사구멍 상류에서 나타났던 알파벳 "C"자 모양의 자국이 Fig.11에서는 분사율에 관계없이 발견되었다.

Fig.12는 제 1 열에서 제 3 열까지 총 6 열의 막냉각구멍에서 제트가 동시에 분사되는 경우(분사형태 4)의 결과이다. M이 0.5일 경우, 제 1 열에서 분사되는 제트에 의한 변색 자국은 매우 엷은 반면에 제 2 열과 제 3 열 하류의 자국은 이에 비해 훨씬 짙게 나타났다. 제 1 열 하류의 가시화 결과를 분사형태 1(Fig.9(a))과 비교해 보면, 자국의 폭은 서로 비슷하나 그 명암 차이는 매우 심함을 확인할 수 있다. Fig.8에서 M이 0.5일 때 B_∞ 와 B_{pw} 는 각각 대략 0.2와 0.3 정도의 값을 갖는다. M이 0.5일 때 B_∞ 가 0.2 밖에 되지 않는다는 것은 제 1 열로 유출되는 단위면적당 공기량 $\dot{m}_1/(\sum_j A_{1,j})$이 전체 단위면적당 분사량 $\dot{m}/(\sum_i\sum_j A_{i,j})$의 40%에 불과함을 뜻한다(Fig.8). B_{pw} 가 1.0보다 작아서 제트가 벽면으로 근접하는 경우임에도 불구하고 제 1 열 하류의 자국이 엷은 이유는 제 1 열 분사구멍을 빠져 나오는 분사공기의 절대량이 부족하기 때문이다. M이 0.5일 때 제 2 열과 제 3 열에 의한 변색자국은 매우 진하게 나타났다. 그 이유는 제 1 열로 빠져나가지 못한 공기가 제 2 열과 제 3 열로 분사되어 분사량이 커지는 반면에, B_{pw} 는 상대적으로 작기 때문이다. M이 1.0으로 증가하면(Fig.12(b)) 제 1 열로 유출되는 단위면적당 공기량 $\dot{m}_1/(\sum_j A_{1,j})$이 전체 단위면적당 분사량 $\dot{m}/(\sum_i\sum_j A_{i,j})$의 60%로 상대적으로 증가하고 (Fig.8) B_{pw} 가 1.1 정도로 커지므로, M이 0.5인 경우보다 변색 자국이 더 짙어지나 그 폭은 조금 감소한다. 이 제 1 열 자국을 제 2 열에서 분사되는 제트의 자국과 비교하면 그 폭이 상당히 좁다. M이 2.0으로 되면(Fig.12(c)), 제 1 열로 유출되는 $\dot{m}_1/(\sum_j A_{1,j})$이 전체 단위면적당 분사량보다 더 커지고, B_{pw} 가 1.0보다 훨씬 더 큰 값을 갖게 되므로(Fig.8), 제 1 열 분사제트는 벽면으로부터 분리되어 주유동속으로 깊숙히 들어간다. 따라서 제 1 열 하류에는 변색 자국이 거의 없게 된다. 이때 제 2 열과 제 3 열 하류의 변색 자국도 M이 1.0인 경우보다 더 엷어졌다.

4. 결 론

본 연구에서는 제 1 단 정익 샤워헤드 막냉각 제트의 유체역학적 특성에 대하여 연구하였다. 이를 위하여 국소분사율 측정실험과 암모니아/디아조 기법을 이용한 유동의 가시화 연구를 수행하였다. 먼저 첫 번째, 두 번째 및 세 번째 두 열에서만 분사되는 세 막냉각 분사형태(분사형태 1, 분사형태 2, 분사형태 3)에 대하여 연구를 수행하였고, 최종적으로 전체 6 열에서 동시에 분사되는 경우(분사형태 4)의 결과를 얻었다. 그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 막냉각효율은 각 열을 통해 유출되는 절대유량 뿐만 아니라, 각 분사구멍 위치에서 블레이드 선단 표면을 흐르는 유동의 크기에도 크게 의존하였다. 본 연구에서는 이 두 요소를 모두 반영하기 위하여, 벽면에서의 포텐셜속도를 이용한 국소분사율을 정의하고 이 값을 제시하였다.

2. 6 열에서 동시에 막냉각 제트가 분사되는 경우(분사형태 4), 주유동 자유유동속도를 기준으로 정의된 평균분사율 M에 따라 각 분사열로 유출되는 분사유량이 크게 달라졌다. 즉 M이 0.5일 경우 제 1 열을 통해 유출되는 분사공기량은 제 2 열과 제 3 열을 통해 유출되는 분사량보다 더 작았고, M이 증가할수록 전체 유량중 제 1 열을 통해 유출되는 유량이 상대적으로 증가하였다.

3. 분사형태 4에서 제 1 열에서는 M이 2.0으로 클 경우 뿐만 아니라 M이 0.5일 때에도 막냉각효과가 감소하였다. 이때 제 2 열과 제 3 열의 막냉각 성능은 M에 관계없이 제 1 열보다 좋았다.

4. 블레이드 선단 막냉각에서 일반적으로 M에 관계없이 분사구멍의 열이 하류에 위치할수록 그 하류의 막냉각 성능이 향상되었다.

후 기

이 연구는 한국과학재단의 연구비 지원으로 수

행된 1995년도 특정기초연구(과제번호 95-0200-12-01-3) 연구비지원 결과의 일부입니다. 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

(1) 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.

(2) 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.

(3) Mehendale, A. B., Han, J. C., Ou, S., and Lee., C. P., 1994, "Unsteady Wake Over a Linear Turbine Blade Cascade With Air and CO2 Film Injection: Part II—Effect on Film Effectiveness and Heat transfer Distributions," *ASME Journal of Turbomachinery*, Vol. 116, pp. 730-737.

(4) 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.

(5) Funazaki, K., Yamawaki, S., and Maya, T., 1995, "Studies on Wake-Affected Heat Transfer Around the Leading Edge of a Blunt Body," Proc. 3rd *ASME/JSME Thermal Engineering Conference*, Vol. 1, pp. 343 - 350.

(6) Funazaki, K., Yokota, M., and Yamawaki, S., 1997, "The Effect of Perodic 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) 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.

(8) Joslyn, H. D., and Dring, R. P., 1983, "Trubine Roter Negative Incidence Stall," ASME Paper No. 83-GT-23.

(9) Hodson, H. P., and Addison, J.S., 1989, "Wake-Boundary Layer Interactions in an Axial Flow Turbine Rotor at Off-Design Conditions," *ASME Journal of Turbomachinery*, Vol. 111, pp. 181 - 192.

(10) Dring, R. P., Blair, M. F., and Joslyn, H. D., 1980, "An Experimental Investigation of Film Cooling on a Turbine Rotor Blade," *ASME Journal of Engineering for Power*, Vol. 102, pp. 81 - 87.

(11) Jabbari, M. Y., Marston, K.C., Eckert, E. R. G., and Goldstein, R. J., 1996, "Film Cooling of the Gas Turbine Endwall by Discrete-Hole Injection," *ASME Journal of Turbomachinery*, Vol. 118, pp. 278 - 284.

(12) 이상우, 주성국, 1997, "수직분사 막냉각구멍 내부에서의 3차원 유동특성," 대한기계학회논문집 (B), 제21권, pp. 1185 - 1197.