

연속용융도금라인에서 에어나이프 특성이 도금편차에 미치는 영향

배 용 환\*, 안 덕 수\*\*, 이 동 호\*\*\*, 이 석 희\*\*\*\*

A Study on Coating Deviation Effect by Air Knife Characteristics in CGL

Y. H. Bae\*, D. S. Ahn\*\*, D. H. Lee\*\*\*, S. H. Lee\*\*\*\*

ABSTRACT

Air Wiping technique is widely used because of easy and efficient coating control in present CGL. Coating weight is decided by nozzle header pressure, strip line speed and distance between strip and nozzle. Coating defects are results from unbalance of these factors and coating equipment calibration inaccuracy. Therefore, this study is mainly dealing with the cause of coating defects such as edge overcoating and coating deviation. The optimum working condition is suggested by formulated coating model using collected working data. We developed two demension analysis program for air flow in nozzle and calculated dynamic pressure and air velocity with this program. The productivity and coating guality are improved by applying the result of this research.

**Key Words :** CGL(연속용융아연도금라인), Air wiping(공기와이핑), Edge overcoating(단부과도금), Coating Deviation(도금편차), Air Knife(고속공기분사장치), Coating Model(부착량 모델식), Air Flow Computer Simulation(공기유동 컴퓨터 수치해석).

기 호 설 명

P	: 노즐헤드부 공기압력(Kpa)	D	: 도금판과 노즐사이 간격(mm)
P <sub>o</sub>	: 대기압(Kpa)	ω	: 분류속도(m/sec)
ρ	: 노즐헤드부 공기밀도(Kg/cm <sup>3</sup> )	ω <sub>c</sub>	: 임계분류속도(m/sec)
k	: 비열비(C <sub>p</sub> /C <sub>v</sub> )	ω <sub>1</sub>	: 분류중심속도(m/sec)
F	: 공기운동량(Kpa)	W <sub>o</sub>	: 도금판 초기 유지아연량(g/m <sup>2</sup> )
K, K <sub>1</sub> ~K <sub>4</sub>	: 상수	V	: 라인스피드(m/min)
ξ	: 마찰손실계수	D/S	: Drive Side
t	: 시간(sec)	W/S	: Work Side
W	: 목표도금량(g/m <sup>2</sup> )		

\* 부산대 대학원  
 \*\* 산업과학기술연구소  
 \*\*\* 서울대 항공공학과  
 \*\*\*\* 부산대 생산기계공학과(정회원)

## 1. 서 론

연속용융아연도금라인(CGL : Continuous Glavani-zing Line)에서의 에어와이프팅(air wiping)기술은 여타 도금방법에 비하여 상대적으로 부착량을 낮게 할 수 있으며, 고속, 정밀도금제어가 가능하다는 장점으로 인하여 단시간에 세계 대부분의 아연도금 생산라인에 채용되었다(1). 그러나 에어와이프팅에 의한 도금과정에서 품질에 악영향을 미치는 단부과도금현상(edge overcoating) 및 과도한 도금편차(coating deviation)는 생산량 감소 및 품질신뢰성 저하를 초래한다. 이러한 단부과도금현상 및 도금편차는 부착량과 관련된 도금조업인자(공기압, 라인속도, 간격)의 부적절함과 에어와이프팅 시스템(air wiping system)의 설비구조로 인하여 발생된다. A사 용융도금라인에서 조업초기 단부과도금현상 및 과도한 도금편차로 실수를 저하와 조업불안정을 가져왔으므로 이를 방지하기 위한 원인규명과 부착량과 조업제반인자와의 관계를 규명하여 용융아연도금의 고속화 및 품질향상을 기하고자 하였다. 먼저 도금부착량은 에어와이프팅시 공기의 유동특성에 가장 많은 영향을 받으므로, 설비구조가 공기유동특성 및 도금편차에 미치는 영향 연구, 에어와이프팅 시뮬레이터 제작에 의한 공기유동특성과 단부과도금 현상 규명, 현장조업 데이터를 컴퓨터 회귀분석에 의한 부착량 수식모델 도출로 최적조업조건을 만들었다. 그리고 에어나이프의 공기유동특성을 해석하기 위하여 노즐형태에 따른 유동특성과 속도분포, 압력분포를 해석하기 위한 2차원 공기유동수치해석 프로그램 개발하였다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 에어와이프팅 시스템(Air wiping system)

Fig. 1은 연속용융도금라인에서 도금부착량을 제어하기 위한 에어와이프팅 시스템이다. 최상위 BC(Business Computer)에서 수요가로부터 주문정보와 제품정보가 SCC(Supervisory Control Computer)로 전송되어 목표도금부착량 및 조업조건이 DDC(Direct Digital Computer)로 하향전송되어, 에어나이프 콘트롤 컴퓨터(SENTRY 300 NDS)와 통신에 의하여, 부착량 제어를 하게 된다. 에어나이프 콘트롤 컴퓨터내에는 두개의 모듈이 존재하는데, 도금측정계이지 조작과 도금부착량 계산을 수행하는 SCM(Supervisory Control Module)과

에어나이프의 압력, 도금판(strip)과 노즐 사이의 간격을 조절하는 PCM(Process Control Module)이 있다.

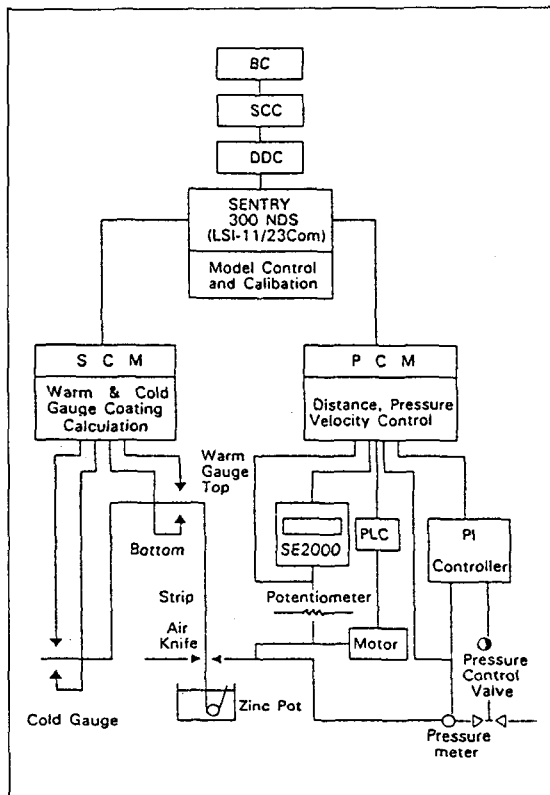


Fig.1 CGL air wiping control system

#### 2.1.1 에어나이프 압력, 노즐과 도금판 간격의 영향

Fig. 2에서 노즐에서의 공기분류를 등엔트로피 팽창흐름(2)이라 가정할 때 공기압력이 임계압력 달할 경우 분류속도  $\omega$ 는 다음식과 같다.

$$\omega = \frac{2k}{k-1} \frac{P}{\rho} \left[ 1 - (P_0/P)^{k-1/k} \right] \quad (1)$$

노즐 헤드부의 압력을 증가할 경우 노즐 개구부에서 가스압은 임계압력  $P_c$ 에 도달되고, 임계압력시의 가스분류속도  $\omega_c$ 는

$$\omega_c = \frac{2k}{k-1} \frac{P}{\rho} \quad (2)$$

또, 분류속도는 도금판과 노즐사이의 간격 D의 증가에 따라 감소하지만 2차원 분류모델로 가정하면 분류중심속도  $\omega_1$ 은 D<sup>-0.5</sup>에 비례한다.

$$\omega_1 \propto K \cdot P^{0.42} \cdot D^{-0.5} \quad (3)$$

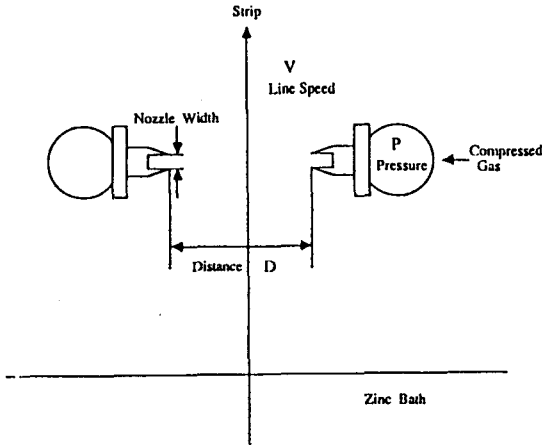


Fig. 2 Air knife system

2. 1. 2 라인스피드(line speed)의 영향

라인스피드는 용융도금라인의 가열능력에 따라서 결정되는 것이므로 부착량 제어시 대단히 중요한 조업인자이다. 부착량에 관계하는 라인스피드의 작용은 아래와 같다. 첫째, 아연욕에서 도금판이 도출될 때 도금판의 부착아연량을 결정하고, 둘째는 도금판이 와이핑 받는 시간을 결정하고, 와이핑을 받는 유동아연의 운동량을 결정하게 된다. 따라서 위 사항을 종합해 볼 때 라인스피드의 증가가 도금 부착량을 감소시킨다는 결론을 얻을 수 있다. 이 중에서 부착량 제어시 가장 영향력이 큰 것은 도금판에 부착되어 나오는 아연량이지만, 도금판에 들은 아연량은 라인스피드의 0.5승에 비례한다. 일반적으로 아연의 운동량은 용융아연의 그 점성에 대한 도금판에 의한 관성력과 자중에 의한 낙하력의 차이로 표시된다. 일반적으로 라인스피드에 따라 노즐의 높이를 변화시킴으로써 아연운동변화에 대처한다.

2. 1. 3 노즐 slit 간극에 의한 마찰 손실(friction loss)의 영향

일반적으로 노즐 slit 간극에 따라 생기는 노즐 개구부 근방에서 동압의 차는 마찰저항에 따른 흐름의 운동

량 손실분의 차에 상당한다고 고려된다. 동압의 기율기 감소를 시작하는 위치가 다른것도 분류중심부에 마찰저항이 미치는데까지 요하는 시간이 다르기 때문이다. 노즐에 있어서 분사과정을 앞에서 마찰이 없다고 가정했을 때 등엔트로피 변화 이지만, 실제 유동은 마찰손실을 수반하므로 엔트로피의 증가를 일으킨다(3). 마찰손실을 수반하는 분류의 속도  $\omega_f$ 는 다음과 같다.

$$\omega_f = \frac{2k}{k-1} \cdot \frac{P}{\rho} \cdot \left[ 1 - \frac{P_0}{P} \right]^{n-1/n} \quad (4)$$

여기서  $n = (k(1+\xi) / (1+k\xi))$  이다.

Fig. 3에 노즐갭 간극에 따른 노즐 헤더압력과 마찰손실계수  $\xi$ 와의 관계를 표시하였다. 마찰손실계수  $\xi$ 는 노즐 헤더압의 증가에 따라 감소한다. 이것은 노즐 헤더압이 높아지면 분류속도가 빨라져서 경계층의 성장이 지연되기 때문이다.  $\xi$ 는 임계압력을 생기게 하는 직전에 최소가 되고, 이후에 증가 경향이 있지만 이것은 공기 밀도의 상승에 따라 흐름전단응력이 증가하기 때문이다.  $\xi$ 는 노즐갭 간극의 크기에 따라 다르지만(노즐갭 간극이 작은쪽이 큼) 1.2mm의 노즐갭의 경우는 그 수치는 최소부에서 약 0.03 저압부에서는 0.2에 달한다. 즉 운동량의 20%는 마찰손실에 따라 손실되게 된다. 이 수치는 약간의 동압축성 손실이 포함된 것이다.

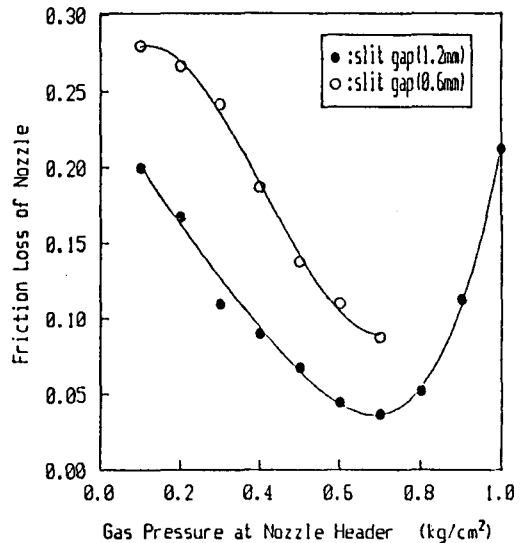


Fig. 3 Nozzle header pressure and friction loss by slit gap

## 2.2 에어와이프 컴퓨터 수치해석

에어와이프와 관련된 기본유동은 유한한 노즐 헤드로 유입된 공기가 적절한 내부통로 형상과 출구 간극을 지닌 노즐을 거쳐 외부로 분출된 후 적당한 간격으로 떨어져 수직으로 이송되고, 있는 도금판 표면에 충돌하는 고속 *impinging jet* 형상을 취하고 있다. 본 연구에서는 이러한 유동을 해석하기 위하여 압축성 점성유동의 지배방정식인 압축성 Navier-Stokes 방정식을 사용하여 유동장을 해석하는 유한차분형식의 수치해석 기법을 개발하였다. 여러 종류의 Navier-Stokes 방정식<sup>(4)</sup> 수치해법 중 본 연구에서는 비정상 형태의 지배방정식을 시간에 따라 전진하며 계산함으로써 최종적으로 수렴된 정상상태의 해를 얻게되는 시간 종속방법을 적용하였다. 또한 빠른 시간내에 대형컴퓨터를 사용하여 적은 반복계산으로 수렴된 계산 결과를 얻을 수 있는 implicit 방법을 사용하였다. 여러가지의 비반복 implicit 수치해법 중 본 연구에서는 Beam-Warming에 의해 개발되고<sup>(5)</sup>, Steger가 일반 좌표계로 확장 적용시킨 implicit AF scheme을 사용하여<sup>(6~7)</sup> 유동계산용 전산프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램의 정확성은 정확한 실험치가 제시되어 있는 자유 제트유동의 수치해석을 통하여 확인되었으며, 계산격자는 대수적 격자 생성법을 적용하여 벽면 등에서 조밀한 격자가 생성되도록 하였다. 에어와이프 유동에 대한 수치계산 실험에서는 노즐의 공급공기 압력 및 온도, 노즐과 도금판의 간격, 노즐 출구 간극, 벽면온도 및 도금판 이송속도 등을 변화시키며, 자유제트 구간의 유동장 특성은 물론 벽면충돌제트에 의한 도금판상의 벽면압력분포, 속도분포 및 벽면과의 열전달 현상등을 정량적으로 구할 수 있었다.

## 3. 실험내용 및 고찰

### 3.1 단부과도금 및 도금편차 발생원인

#### 3.1.1 단부과도금 발생 메카니즘

일반적으로 단부과도금 발생원인은 다음과 같다. 첫째, 에어나이프 단부 동압저하, 둘째, 단부 용융아연의 구속력저하, 셋째, 중심부보다 단부의 와이퍼링 저하, 넷째, 기체온도가 단부에서 과냉에 의하여 주로 발생되나, 이중에서 첫째와 마지막의 영향을 별로 크지 않고, 둘째와 셋째 원인에 의하여 주로 단부 과도금이 발생한다. 일반적으로 양단부 아연의 3차원 sink는 도금판 단부의 에어나이프 노즐 선단갭을 크게 해줌으로써 해결

되나, 와이퍼링은 노즐 선단갭 평행부 형상에 따라서 크게 좌우된다. Fig. 4는 실제 용융도금 과정에서 발생하는 단부과도금이 발생한 제품형태를 나타낸 것이다.

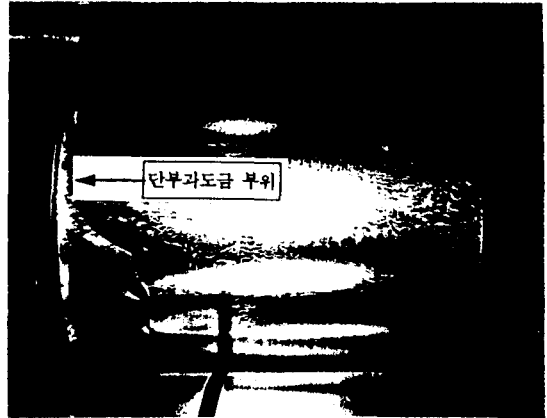
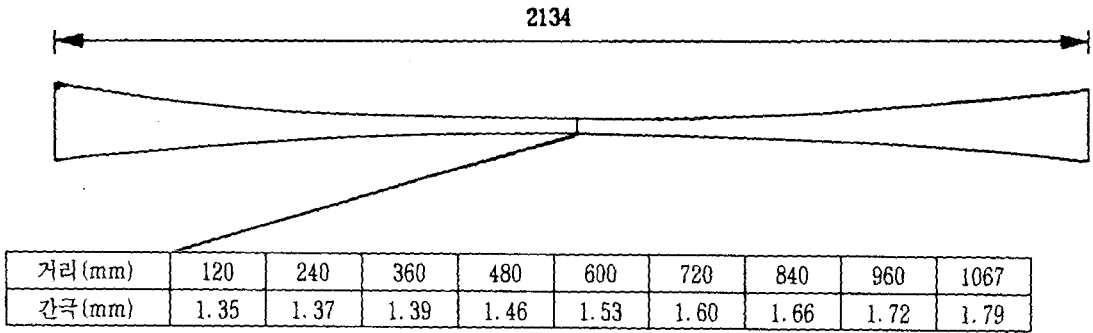
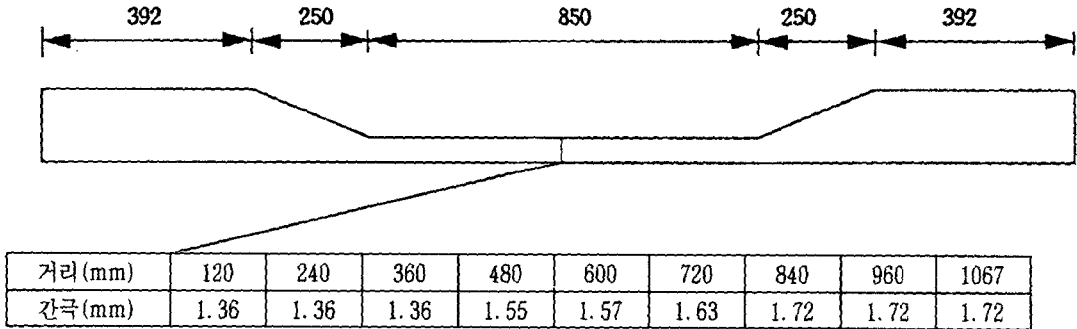


Fig. 4 Picture of edge overcoating

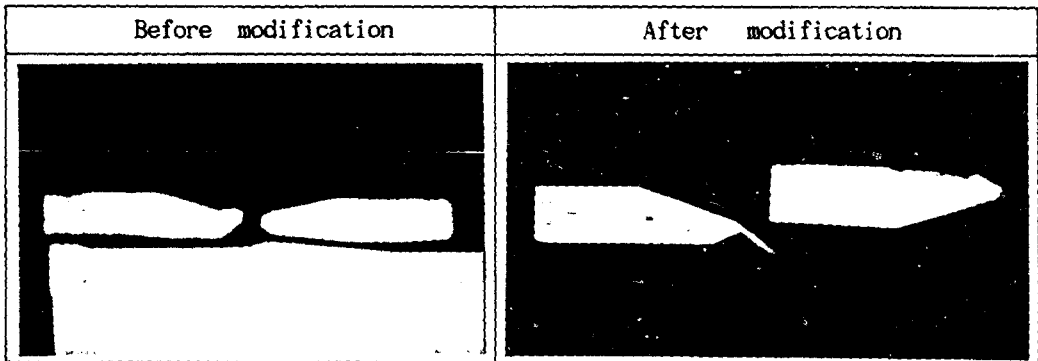
Fig. 5의 (a)는 단부과도금을 발생시킨 기존 에어나이프 폭방향 lip clearance와 lip의 단면의 형태이고, (b)는 개조된 에어나이프 lip clearance 형태이고, (c)는 기존 에어나이프와 개조에어나이프의 단면 형태를 나타낸 것이다. 개조 에어나이프 사용시 단부과도금이 80% 이상 감소되었다. 이것으로 볼 때 현재 A사의 용융도금 라인의 단부과도금은 에어나이프 lip 형태에서 초래되었음을 알 수 있다. 그 원인은 일반적으로 slit의 평행부 길이변화와 노즐 헤드압에 따른 동압변화는 10mm에서 가장 안정됨을 알 수 있다<sup>(8)</sup>. 초기 lip은 slit 길이가 6.35mm이고, 구배( $R=64mm$ )가 져있는 반면 개조 lip은 slit 길이가 11mm이고, 상부, 하부를 평행하게 유지시킴으로써 앞에서 압력변화에 따른 동압변화차를 일정하게 유지시켜 주고, 기존 에어나이프의 lip slit 구배 때문에 유속분포가 도금판에 경사지게 넓게 분포되는 반면 개조 lip slit는 유속분포가 도금판에 수직으로 좁게 분포됨으로써 중심부 최대운동량이 훨씬 큼으로써 도금량제어를 효과적으로 할 수 있다. (Fig. 6) 이러한 미세한 lip 형태변화에 따른 과도금 현상을 관찰하기 위하여 Fig. 7 (a)와 같은 에어와이프 시뮬레이터를 제작하여 lip 단면에 미세한 (폭: 10mm, 깊이: 0.1mm) 노치를 부여하여 도금판 표면에 형광유색액체(탄소가루 + 형광안료 + 파라핀오일)을 이용한 유동가시화실험 결과에서도 미세한 단면 변화효과가 과도금 현상을 유발시킴을 알 수 있었다. (Fig. 7 (b))



(a) Before modification



(b) After modification



(c) Air knife lip cross section

Fig.5 Air knife lip clearance and lip cross section

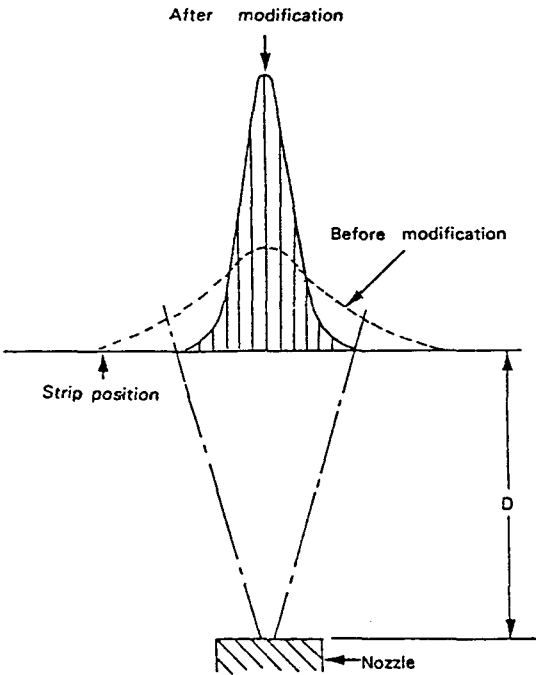
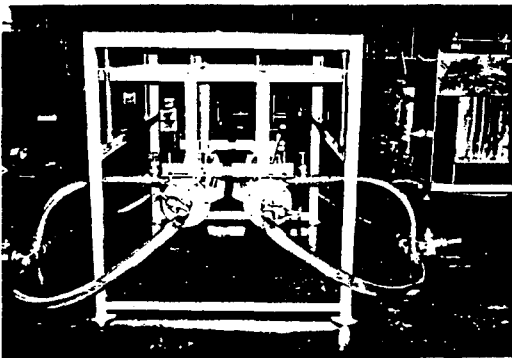


Fig.6 Velocity distribution by air knife lip pattern



(a) Air wiping simulator



(b) Wiping simulation (P=30kPa)

Fig.7 Picture of air wiping simulator and wiping simulation

### 3.1.2 도금편차 발생원인

Fig.8은 A사 #1 CGL의 에어와이프 시스템의 기계 구조를 나타낸 것이다. 여기서 도금편차를 발생시키는 요소로는 도금관의 진동, 도금관진행 중앙선변경, 노즐헤더 공기공급방향 변경에 의한 동압불균형 등에 의하여 발생한다. 먼저 도금관 진동에 의한 도금편차량 발생은 에어와이프 작업시 도금관의 진동은 노즐과 도금관 간격에 주기적인 변화를 일으키므로 도금부착량 변화를 유발시킨다. 여기서 발생하는 진동은 도금관 진행선에 대칭이 되는 진동이 아니고, 고차와 저차가 합해진 복합적인 형태이다. Fig.8에서 진동을 일으키는 가진원으로서 는 에어와이프시의 제트에 의한 도금관 진동 및 싱크 (sink) 롤과 쿨링 타워 (cooling tower) 간의 장력, 스테빌라이징 (stabilizing), 싱크를 편심, 도금관 크기에 따라 복합적으로 발생한다. Fig.9에서도 알 수 있듯이

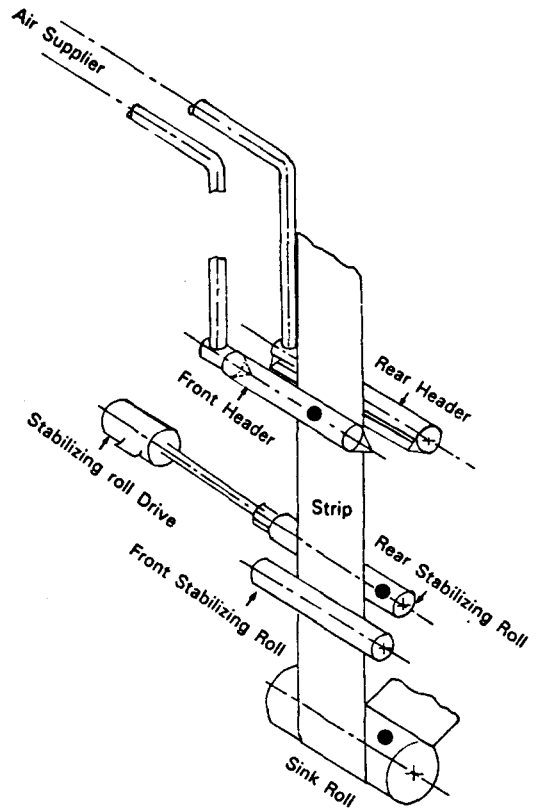


Fig.8 Mechanical structure of CGL air knife system

(● : vibration source)

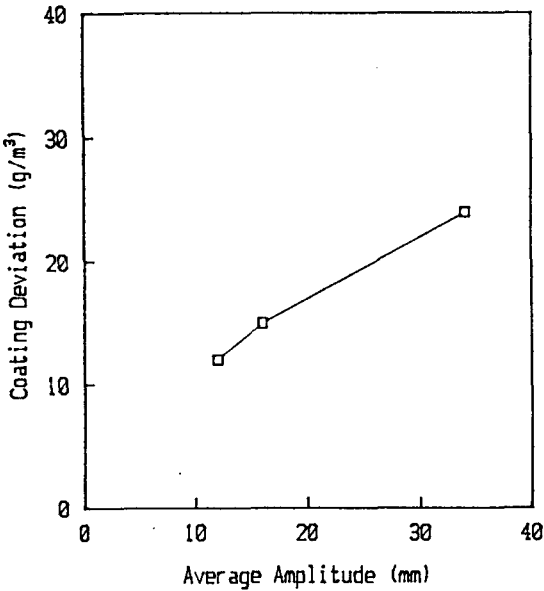


Fig. 9 Coating deviation by strip vibration

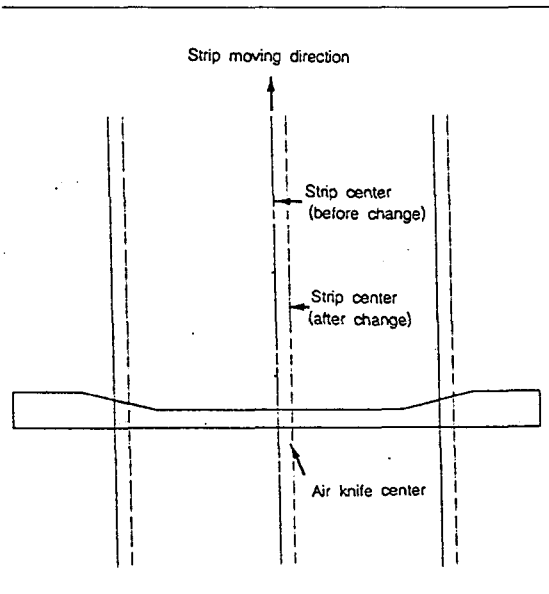


Fig. 10 Edge overcoating occurrence by center pass line change

도금판 진동에 따른 도금부착량 편차는 증가하는 경향이 있다. 현장 진동데이터 분석 결과 소폭 도금판(폭 : 920 ~ 923mm)의 진폭은 4~10mm이나, 대폭 도금판(폭 : 100~1266mm)의 경우는 진폭이 8~22mm이다. 그리고

동쪽 동일속도에서는 단위 면적당 장력이 적은쪽의 진동이 훨씬 심하다. Fig. 10은 도금판진행 중양선과 에어나이프의 중앙이 일치않을 때 편향된 도금편차를 발생시킬 수 있음을 나타낸다. 이것은 slit gap이 한쪽은 작아지고, 다른 한쪽은 커지므로 작아지는 쪽의 단부가 미도금될 수 있음을 나타낸다. 일반적으로 도금두께는 동압에 반비례하므로, 공기공급 방향에 따른 폭방향 도금분포차에 의한 도금편차를 유발시킨다. Fig. 11은 현장에서 사용중인 에어나이프의 동압측정결과(측정기기 : DPI 420(Druck社), Pressure transducer : 1kg/cm<sup>2</sup>)로 기존의 에어나이프(D/S측 공기공급방식)의 동압분포특성은 D/S측이 W/S측 보다 2kPa 정도 낮은 반면, 개조 에어나이프(중앙공기공급방식)의 동압분포는 대체로 균일하나, 기존에 비하여 7kPa 정도의 압력손실을 가져왔다. 기존 에어나이프 사용시 도금부착량편차(중앙-단부)는 Fig. 12 (a)에서 보는 것처럼 불규칙적이고, 변화범위도 큰 반면, 개조 에어나이프 사용시 Fig. 12 (b)처럼 규칙적이고, 편차가 소폭으로 줄어들었음을 알 수 있다. 이러한 원인은 조업시 노즐과 도금판에 의한 동압보상은 직선 비례적으로 이루어지지만 동압 불균형은 곡선형태로 나타나므로 기존 에어나이프에서 노즐과 도금판 간격보상에 의한 도금편차 감소에는 한계가 있음을 알 수 있었다.

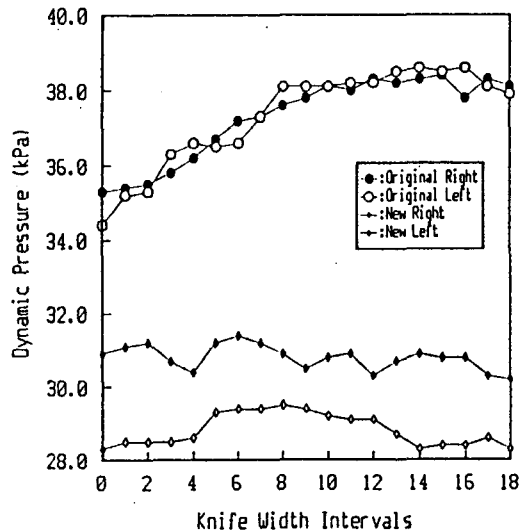
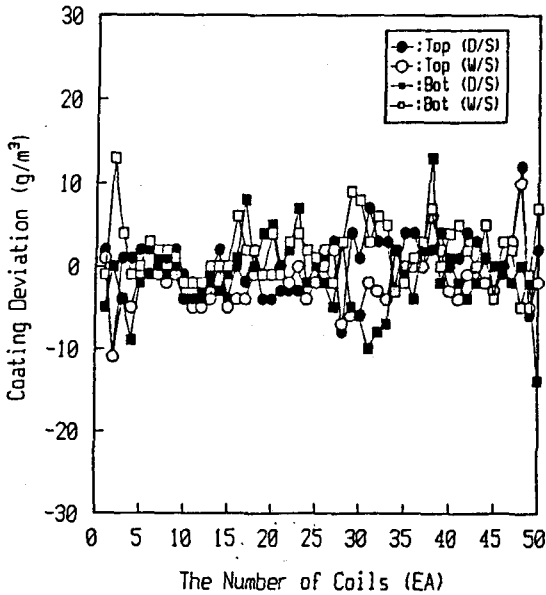
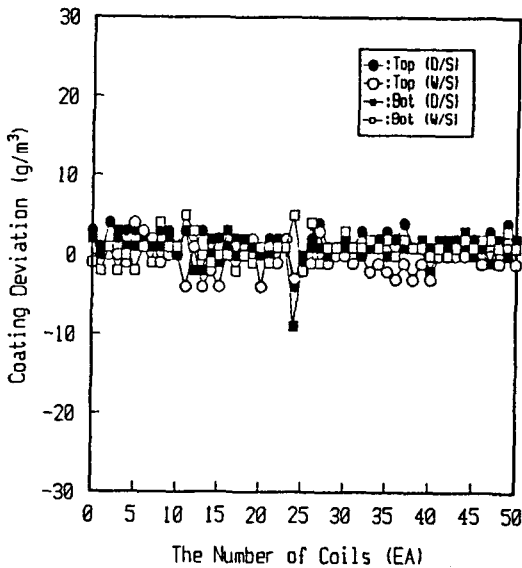


Fig. 11 Result of dynamic pressure measurement of air knife (d=5mm, P=50kPa)



(a) Before modification



(b) After modification

Fig. 12 Coating deviation by air knife type

3.2 적정조업조건 도출

梅前등은 용융아연의 흐름상태를 2차원 점성유동<sup>(9)</sup>이라 생각하여 그 운동방정식으로써 Navier-Stokes의 식을 사용하여 아연도금두께를 유도했지만, 가스운동량과

도금부착량관계에 근거하여 그 관계를 간단한 역학적 방정식으로 표시하면 다음과 같다.

$$-dW = \frac{\partial W}{\partial F} dF + \frac{\partial W}{\partial W_0} dW_0 + \frac{\partial W}{\partial t} dt \quad (5)$$

$$-dW = \frac{\partial W}{\partial F} \left( \frac{\partial F}{\partial P} dP + \frac{\partial F}{\partial D} dD \right) + \frac{\partial W}{\partial W_0} \cdot \frac{\partial W_0}{\partial t} dV + \frac{\partial W}{\partial t} \cdot \frac{\partial t}{\partial V} (dV) \quad (6)$$

$$-dW = K1 \frac{W}{P} dP - K2 \frac{W}{D} dD - K3 \frac{W}{V} dV - K4 \frac{W}{V^2} dV \quad (7)$$

$$W = K_0 \cdot P^{-k1} \cdot D^{k2} \cdot V^{k3} \cdot \exp(K4/(-V)) \quad (8)$$

위의 부착량모델식을 기초로 현장조업조건을 도출하기 위하여 SCC실적치(압력, 속도, 부착량)과 현장수집데이터(간격)를 기초로 현장수집데이터의 측정오차를 ± 5mm 이내에서 회귀분석을 실시 상관계수를 산출하여, 다음과 같은 부착량모델식을 만들었다.

$$W = 3.9 (10^{-6}) P^{-0.68} V^{2.47} D^{1.67} \exp(241/V) \quad (9)$$

Fig. 13은 모델식을 이용한 목표부착량 30g/m<sup>2</sup>에 대한 조업조건을 나타낸 것이다.

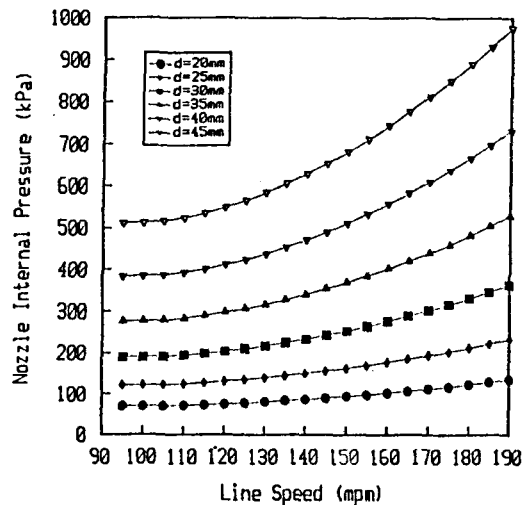


Fig. 13 Optimum working condition (target coating weight : 30g/m<sup>2</sup>)



3.3 컴퓨터 수치해석 결과 및 고찰

본 연구에서 컴퓨터를 이용하여 아래의 같은 조건하에 수치계산을 실시한 후 계산결과를 이용한 시스템 설계 및 표준운전조건 설정하고자 한다. 먼저 노즐부분의 공기 유동을 해석하기 위하여 이 부분에 계산격자를 형성해야 하는데 여기서 노즐의 외부와 내부를 독립적으로 형성하는데 경계에서 격자의 방향 및 간격이 연속이 되도록 한다. 속도의 구배가 큰 노즐벽면과 도금판의 벽면에 격자를 충분히 밀집시켜 정확도를 유지하도록 하였다. (Fig. 14) 격자계를 형성하는 프로그램을 유동계산 프로그램과 별도로 구성하였는데 여기서 노즐의 형상은 lip이 뾰족하고, 노즐내부 유동통로는 상하대칭이며, 수축비는 5:1, 출구직전 간극의 유동방향 길이는 간극의 5배, 그리고 출구간극은 1mm, 1.2mm 및 2mm인 경우에 대하여, 그리고 노즐내압은 30kPa 및 50kPa인 경우에 대하여, 노즐과 도금판의 간격은 가능하면 가까

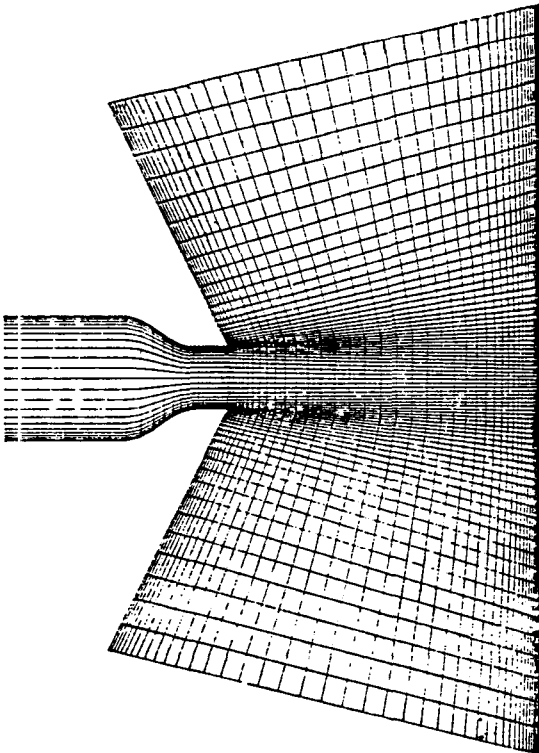


Fig. 14 Picture of calculation grid generation in nozzle for flow analysis

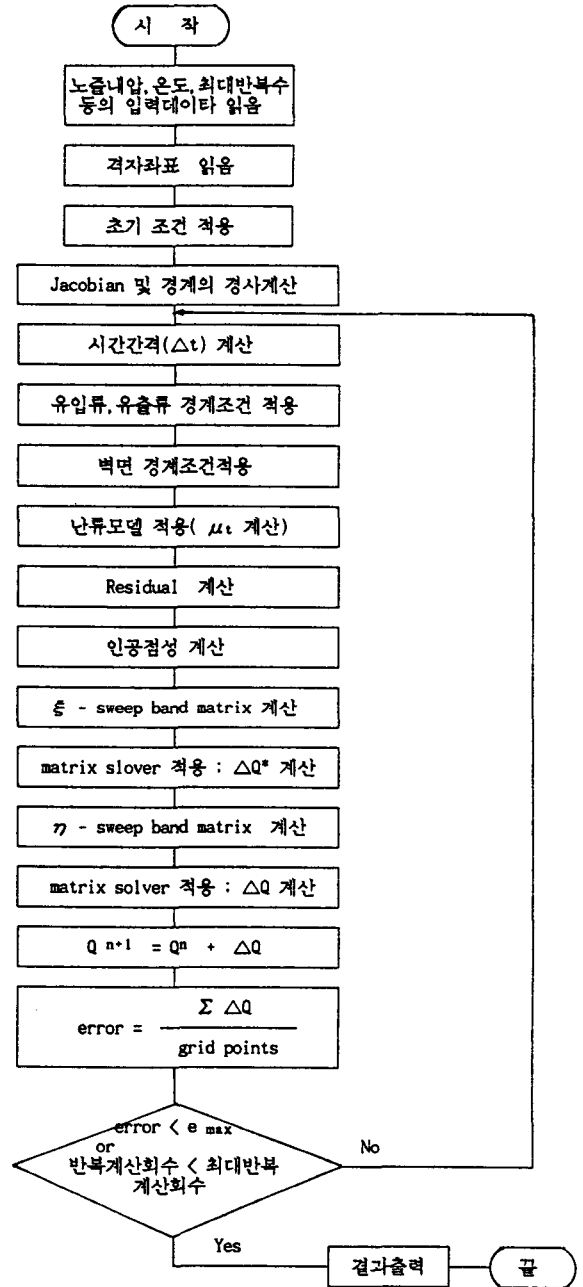


Fig. 15 Flow chart of computer program for flow analysis

운 것이 좋으나 현실적으로 용융아연의 비산, 도금판의 진동 등으로 0~50mm 이내 이므로 여기서는 15mm와 30mm에 대하여, 그리고 노즐분출 공기온도는 500K, 주위온도 293K, 도금판 벽면온도는 673K로 하여 컴퓨

터 시뮬레이션을 실시하였다. Fig. 15는 본 수치해석의 flow chart를 나타낸 것이다. Fig. 16은 노즐간격 2mm, 노즐과 도금판과의 거리 30mm인 경우, 내압 30kPa, 50kPa 두 경우에 대하여 노즐 출구에서 도금판까지의 속도를 나타낸 것이다. 다음은 앞에서 설명했듯이 도금판에 부딪히는 공기의 표면압력분포는 도금두께 제어에 매우 밀접한 영향을 미치므로 Fig. 17 (a)는 Fig. 16과 같은 조건에서 계산된 도금판 표면의 압력분포로 노즐간격 b의 3배 내의 매우 좁은 범위에 한정되어 압력이 나타남을 유의해야 한다. 또한 최대 압력은 다른 조건이 같을 경우 내압의 증감에 대략 비례함을 알 수 있다. Fig. 17 (b)는 내압을 30kPa로 하고, 도금판과 노즐과의 간격을 30mm로 했을 때 노즐간격별 표면압력분포를 나타낸 것이다. 간격이 1mm일 때 중심 압력분포가 매우 낮아지는 반면, 높이방향으로 매우 넓게 분포되어 도금제어에 매우 불리함을 알 수 있다. 따라서 도금제어를 위해서 노즐간격이 최소 1.2mm 이상 되어야 함을 알 수 있다. Fig. 17 (c)는 노즐간격 1mm, 내압을 30kPa로 했을 때 노즐과 도금판 사이의 거리에 따른 표면압력분포를 나타낸 것으로 거리가 15mm가 30mm일 때 보다 제어면에서 우수함을 알 수 있다. 그러나 거리가 너무 가까우면 용융도금 미소입자 분진에 의하여 에어나이프 lip 막힘을 초래할 가능성이 있다. Fig. 17 (d)는 노즐간격 2mm 도금판과의 거리 30mm, 내압을 30kPa로 했을 때 도금판온도에 따른 표면압력분포를 나타낸 것으로 도금판온도에 따른 압력 차이는 거의 없음을 알 수 있다.

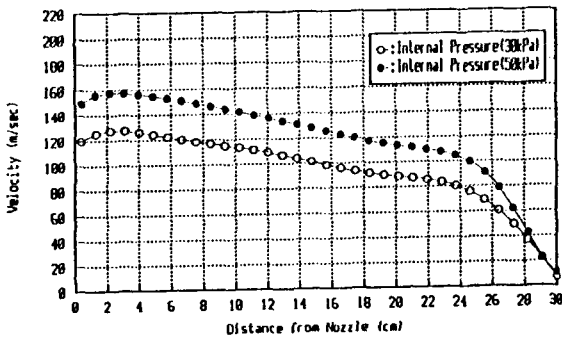
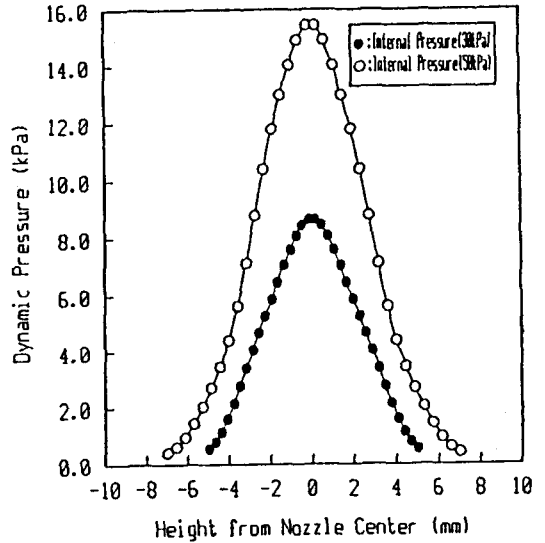
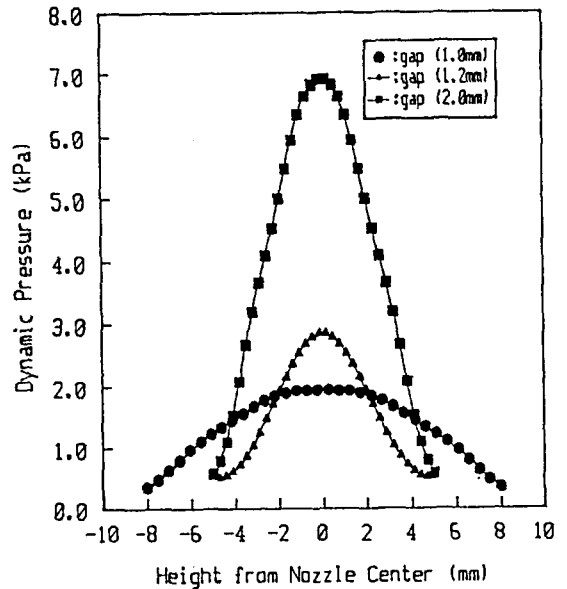


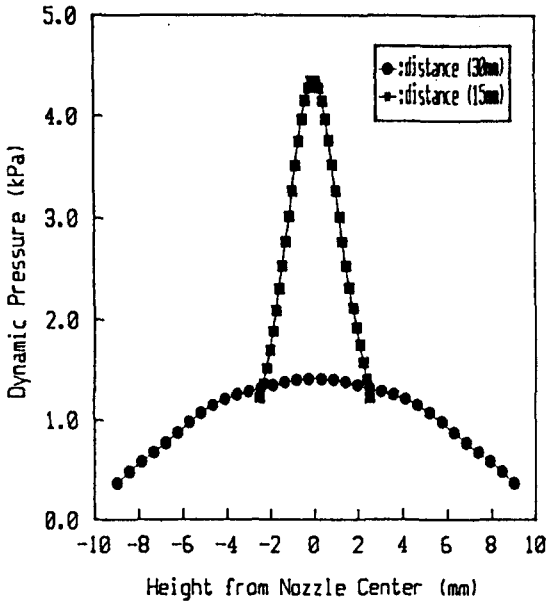
Fig. 16 Air velocity distribution by distance from nozzle inlet center



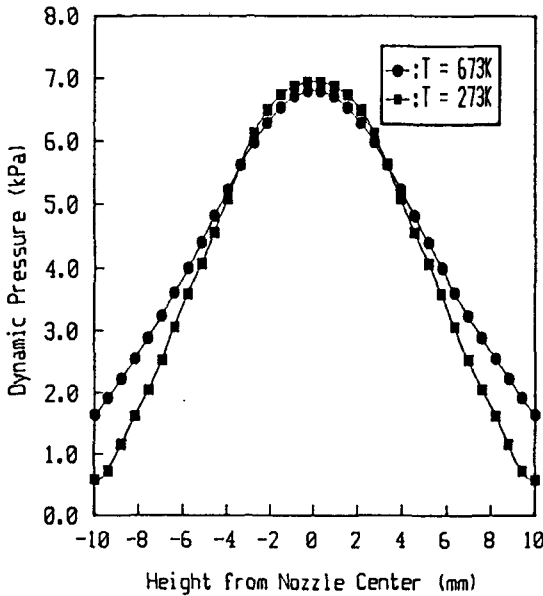
(a) Pressure distribution  
(gap : 2 (mm), distance : 30 (mm))



(b) Pressure distribution  
(internal pressure : 30 (kPa), distance : 30 (mm))



(c) Pressure distribution  
(gap : 1(mm), internal pressure : 30 (kPa))



(d) Pressure distribution  
(gap : 2(mm), distance : 30(mm), internal pressure : 30 (kPa))

Fig.17 Impinging pressure distribution by working conditions variation

#### 4. 결 론

공기유동특성이 도금편차에 미치는 영향에 대한 현장 설비개조 및 데이터분석, 유동가시화 실험, 동압측정, 컴퓨터 수치해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다. 첫째, 기존 에어나이프 lip 사용시 단부 과도금의 주원인은 lip slit 길이가 6.5mm이고, 노즐단면이 곡면으로 되어 있어 이로 인한 토출공기의 최대분류속도 저하 및 동압불균형에 기인한 것으로 생각되고, 둘째, 유동가시화 실험결과 단부 과도금 현상 및 도금편차는 lip clearance 불량, lip의 가공변형에 의한 노즐분출각도 변화 및 분류속도 저하로 발생하였다. 셋째, 도금편차의 주된 원인은 설비자체의 진동과 공기공급방식에 따라 발생하며, 중앙공급시 편방향 공급방식에 비하여 도금부착량 편차가 개선되나 전체 압력 저하로 박도금(30g/m<sup>2</sup>)시는 불리함을 알 수 있다. 넷째, 현장 작업 데이터를 가지고 부착량 모델을 만들어 현장에 적용하여 작업표준을 수립하였다. 다섯째, 컴퓨터 유동 수치해석 프로그램 개발로 에어나이프의 운전조건에 대한 결과를 예상함으로써 시행착오로 인한 생산성 감소를 방지할 수 있다.

#### 참고문헌

1. J. J. Butler, D. J. Beam and J. C. Hawkins, "The Development of Coating Control for Continuous Strip Glavanizing", Iron and Steel Engineer, Vol. 47, No. 2, 1970.
2. 손병진 "유체역학", 희중당, pp.703~704, 1987.
3. 최인규, 유병철, 서연일, "공업열역학", 보성문화사, pp.566~568, 1987,
4. C. Y. Chow, "An Introduction to Computational Fluid Mechanics", John Wily & Sons, New York, pp.215~216, 1979.
5. R. M. Beam, R. F. Warming, "An Implicit Factored Scheme for the Compressible Navier-Stokes Equations", AIAA J., Vol. 16, No. 4, pp.393~402, 1978.
6. J. L. Steger, "Implicit Finite-Difference Simulation of Flow about Arbitrary, Two

- Dimensional Geometries", AIAA Journal, Vol. 16, No. 7, pp.679~686, 1978.
7. T. H. Pulliam, J. L. Steger, "Implicit Finite-Difference Simulations of Three-Dimensional Compressible Flow", AIAA Journal, Vol. 18, No. 2, pp.159~167, 1980.
  8. 征矢昇, 田伏健二, "日新製鋼技報", Vol. 37, pp.93, 1977.
  9. 梅田昭三, 泰和宣, "日立評論", Vol. 57, No. 5, p.237, 1975.
  10. G. A. Hasen, "Navier-Stokes Solutions for an Axisymmetric Nozzle", AIAA Journal, Vol. 20, No. 9, pp.1219~1227, 1982.
  11. C. D. Donaldson, R. S. Snedeker and D. P. Margolis, "A Study of Free Jet Impingement: Part 2: Free jet Turbulent structure and Impingement heat transfer", J. Fluid Mech., Vol. 45, No. 3, pp.477~512, 1971.