

연속식 용융아연도금 공정에서의 단부 과도금 현상에 대한 수치해석

안기장*·김상준**·조중원*·정명균†
(2003년 12월 16일 접수, 2004년 5월 6일 심사완료)

Analysis of Edge Overcoating in Continuous Hot-Dip Galvanizing

Gi Jang Ahn, Sang Joon Kim, Choong Won Cho and Myung Kyoong Chung

Key Words: Air Knife(에어나이프), Continuous Hot-Dip Galvanizing(연속식 용융아연도금), Edge Overcoating(단부 과도금), Strip Edge Vortex(강판 단부 와동)

Abstract

The problem of edge overcoating developed near the edge of the steel strip is studied quantitatively in the gas wiping process of continuous hot-dip galvanizing. It has been assumed that the edge overcoating occurs due to the reduced impact pressure of wiping gas on the strip edge and it is one of detrimental problems to the quality of coating products. In order to analyse the edge overcoating problem numerically, three-dimensional unsteady flows due to the gas wiping are calculated by using a commercial code, STAR-CD. Standard κ - ϵ model is used as a turbulence model. The 1D code for calculation of coating thickness is constructed by using continuity and Navier-Stokes equations. The calculation results have shown good agreement with measurements of edge overcoating thickness, taken from galvanizing line trials. Therefore it is conformed that the major cause of edge overcoating is the reduced impact pressure of wiping gas on the strip surface.

기호설명

그리스문자

P_δ : 질소가스의 평균 충돌압력
 q : 용융아연의 유량
 Δt : 비정상 수치해석을 위한 시간간격
 U_s : 강판의 이동속도
 u, v : 용융아연의 속도
 x_1 : 제트의 발사위치로부터의 수직거리
 z_1 : 강판의 단부로부터의 수평거리

δ : 용융아연의 도금두께
 μ : 용융아연의 점성계수
 ρ : 용융아연의 밀도
 τ_0 : 용융아연과 강판 사이의 평균 전단응력
 τ_δ : 용융아연과 질소가스 사이의 평균 전단응력

* 한국과학기술원 기계공학과
** 회원, 포스코기술연구소 광양공정제어연구팀
† 책임저자, 회원, 한국과학기술원 기계공학과
E-mail : mkchung1118@kaist.ac.kr
TEL : (042)869-3014 FAX : (042)869-3054

1. 서론

최근 강판의 단점인 녹을 방지하고 장점인 강성과 경제성을 살릴 수 있는 표면처리강판에 대한 수요가 늘어나고 있다. 특히 아연도금강판은

아연의 뛰어난 희생방식성으로 인해 자동차용, 가전용 및 전자재용으로 광범위하게 활용되고 있다. 아연도금강판을 생산하는 연속식 용융아연도금 공정은 냉연강판 또는 열연강판을 용융아연욕조에 담가 그 표면에 아연을 도금시키는 공정으로, 이 때 강판의 표면에 부착된 용융아연의 도금량을 조절하는 방법으로는 Fig. 1에 나타난 것과 같은 가스 와이핑(gas wiping)법을 사용한다. 1964년 실용화된 가스 와이핑법은 고속 박막 도금이 가능하기 때문에 최근에는 거의 모든 연속식 용융아연도금 공정에서 사용되고 있다. 그러나 이 방법은 Fig. 2에 나타난 것처럼 강판의 단부영역 도금두께가 중앙영역보다 대략 1.4~1.8배 정도 두꺼워지는 단부 과도금(edge overcoating) 현상이 종종 발생하는데, 이는 제품의 품질을 떨어뜨리는 고질적인 병폐중의 하나이다.

현재 생산현장에서는 단부 과도금 현상으로 인한 도금 불량제품이 도금 생산제품의 대략 1~3%를 차지해 많은 경제적 손실이 발생하고 있다. 그러나 박정렬 등⁽¹⁾의 논문은 앞으로 더 큰 문제가 야기될 수 있음을 제기하고 있다. 도금작업의 이전단계인 냉간압연 작업시 경계치 문제로 인해 압연이 균일하게 이루어지지 못하여 강판의 단부영역 강판두께가 중앙영역보다 얇아지는 일종의

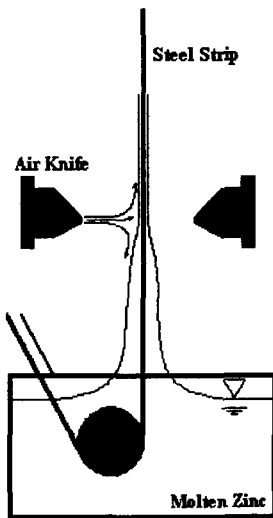


Fig. 1 Schematic diagram of a hot-dip galvanizing process

압연불량이 발생하는데 공교롭게도 이는 도금 작업시 발생한 단부 과도금 현상을 흡수해 도금 작업이후 도금강판의 단부영역 두께와 중앙영역 두께가 유사해진다는 것이다. 그러나 만약 냉간압연이 완벽하게 이루어져 강판의 단부영역에 에지드롭(edge drop)이 발생하지 않거나 에지드롭부위를 완벽하게 트리밍(trimming)한다면, 도금 작업시 단부 과도금 현상이 상당량 표면화되어 도금 불량제품의 양은 현재보다 훨씬 증가하게 될 것이다. 따라서 단부 과도금 현상에 대한 원인의 규명 및 대책의 수립이 절실히 요구되는 상황이다.

현재까지는 용융아연의 도금량을 조절하기 위해 에어나이프(air knife)로부터 분사된 질소가스가 강판의 단부근방에 주기적인 와동(vortex)을 형성하고, 이렇게 형성된 주기적인 와동이 강판의 단부영역에서 질소가스의 충돌압력을 저하시키며, 이러한 질소가스의 충돌압력저하가 에어나이프의 아연제거능력(wiping force)을 저하시켜 단부 과도금 현상이 발생하는 것으로 알려져 있다. 박정렬 등⁽¹⁾의 논문은 실험을 통해 강판의 단부근방에 차폐막을 설치했을 때 단부 과도금 현상이 확연히 줄어들음을 보임으로써 이 이론의 타당성을 규명하였다. 그러나 강판의 단부근방에서 발생하는 주기적인 와동의 형성에 대한 메커니즘을 규명하지는 못하였다. 그리고 조중원 등⁽²⁾의 논문은 수치해석을 통해 에어나이프로부터 분사된 질소가스가 강판의 단부근방에 주기적인 와동을 형성하는 메커니즘과, 이렇게 형성된 주기적인 와동이 강판의 단부영역에서 질소가스의 충돌

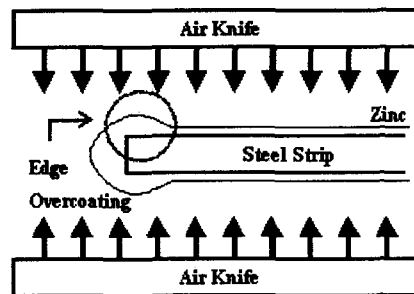


Fig. 2 Coating thickness profile

압력을 저하시키는 메커니즘을 규명하였다. 그러나 강판의 단부영역에서 발생하는 질소가스의 충돌압력저하가 단부 과도금 현상에 미치는 영향에 대한 정량적인 분석이 이루어지지 않는 못하였다.

본 연구에서는 용융아연의 도금량을 조절하기 위해 에어나이프로부터 분사된 질소가스가 강판의 단부근방에 주기적인 와동을 형성하고, 이렇게 형성된 주기적인 와동이 강판의 단부영역에서 질소가스의 충돌압력을 저하시키는 것을 보이기 위해, 상용코드인 STAR-CD를 사용해 연속식 용융아연도금 공정에 대한 3차원 비정상 압축성 유동장을 계산하였다. 그리고 강판의 단부영역에서 발생하는 질소가스의 충돌압력저하가 단부 과도금 현상에 미치는 영향을 정량적으로 분석하기 위해 앞의 STAR-CD 계산결과로 나온 충돌압력 데이터와 전단응력데이터를 사용해 용융아연의 도금두께에 대한 지배방정식을 풀었다.

2. 3차원 비정상 유동장의 수치해석

2.1 지배방정식

용융아연의 도금량을 조절하기 위해 에어나이프로부터 분사된 질소가스는 Mach 수가 대략 0.3~0.6이기 때문에 압축성유동의 지배방정식을 사용하였다.

연속방정식과 운동량방정식에 추가로 상태방정식과 에너지방정식을 풀어야 하는 압축성유동의 지배방정식을 풀기 위해 상용코드인 STAR-CD를 사용하였다. 이 때 난류모형으로는 고 Reynolds 수 영역의 난류유동해석에 가장 일반적으로 사용되는 표준 $k-\epsilon$ 모형을 사용하였다.

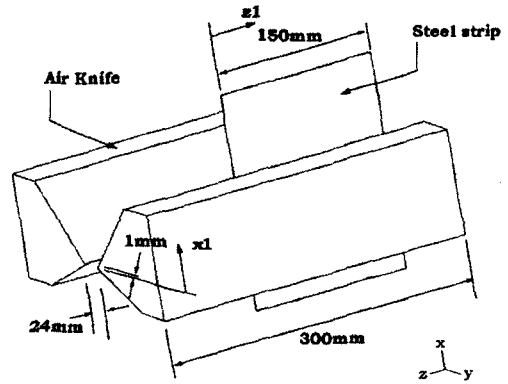
2.2 수치해석 방법

본 연구의 계산결과와 기존의 실험결과를 비교하기 위해 박정렬 등⁽¹⁾이 사용한 실험조건을 계산조건으로 사용하였다.

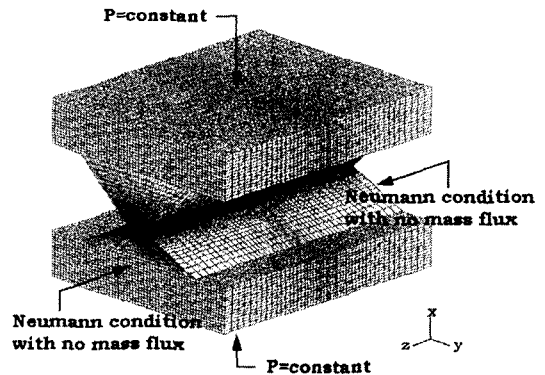
계산영역은 Fig. 3(a)에 나타낸 것처럼 강판이 두 에어나이프 사이를 반쯤 가로막고 있는 형상으로, 이 때 에어나이프로부터 분사된 질소가스는 강판이 가로막고 있는 영역에서는 평판 수직 충돌제트(impinging jet)를 만들고 강판이 가로막고 있지 않은 영역에서는 대향 충돌제트(opposed

jet)를 만든다.

Fig. 3(b)에 나타낸 것처럼 계산영역의 상단면과 하단면에는 일정압력 경계조건을 사용하였고, 좌측면과 우측면에는 Neumann 조건에 질량의 출입을 막는 경계조건을 사용하였다. 그리고 에어나이프의 노즐에는 정체압력(P_0)과 정체온도(T_0)가 각각 30kPa(gage pressure)과 340K인 질소가스가 대기압까지 떨어졌을 때의 속도와 온도를 경계조건으로 사용하였다. 즉, 에어나이프로부터 분사된 질소가스의 속도와 온도는 각각 225.5m/s와 318.5K이다. 한편 강판의 이동속도는 2.5m/s이다.



(a) Schematic diagram of air knife system



(b) Calculation domain

Fig. 3 Schematic diagram of air knife system and calculation domain

강판의 단부근방에서 형성된 주기적인 와동이 질소가스의 충돌압력분포에 미치는 영향을 자세히 살펴보기 위해 비정상 수치해석을 수행하였다. 이 때 비정상 수치해석을 위한 시간간격 Δt 는 $5 \times 10^{-6} \text{sec}$ 를 사용하였다. 이 값은 강판의 표면에서 발생하는 압력진동주기의 대략 1/100에 해당하는 값이다.

2.3 3차원 비정상 유동장 분석

Fig. 4와 Fig. 5는 강판이 두 에어나이프 사이를 가로막고 있지 않은 영역에서의 속도장과 압력장을 나타낸 것이다. 이 때 서로 마주보며 분사된 두 제트는 매우 불안정한 특성으로 인해 굴절(buckling)이 일어나며, 두 제트의 위쪽과 아래쪽에는 일정한 주기마다 와동이 형성된다. 이렇게 형성된 와동은 강판이 두 에어나이프 사이를 가로막고 있는 영역에서 분사된 두 제트에도 영향을 주어 이 두 제트 또한 굴절이 일어나게 된다. 이렇게 굴절된 제트는 와동을 더욱 강하게 성장시킨다. 즉, 제트가 가지고 있던 에너지의 일부가 와동의 성장에 쓰임으로써 강판의 단부영역

에서 질소가스의 충돌압력은 큰 폭으로 감소하게 된다. 이러한 질소가스의 충돌압력저하는 에어나이프의 아연제거능력을 저하시키는 중요한 원인이 된다. 여기에서 마주보며 분사된 두 제트에 교란을 일으키는 역할은 제트와 주위 대기와의 경계면에서 발생하는 와동이므로 마주보며 분사된 제트의 경우뿐만 아니라 강판에 분사된 제트의 경우에도 이와 유사한 불안정성이 나타난다.⁽³⁾ 그리고 Zhao 등⁽⁴⁾과 Honami 등⁽⁵⁾의 실험들에서도 본 연구에서와 유사한 유동의 굴절현상을 찾아 볼 수 있다.

Fig. 6은 본 연구의 계산결과로, 질소가스가 분사되는 높이에서 강판의 폭방향(z-direction)에 대한 평균 충돌압력분포를 나타낸 것이다. 강판의 단부영역에서 평균 충돌압력이 중앙영역에서 보다 대략 5~7kPa 정도 낮아짐을 알 수 있다.

Fig. 7은 본 연구의 계산결과로, 강판의 단부로부터 중앙부로 각각 16.0mm, 30.5mm, 115.0mm 떨어진 곳에서 강판의 진행방향(x-direction)에 대한 평균 충돌압력분포와 평균 전단응력분포를 나타낸 것이다. 질소가스가 분사되는 높이근방에

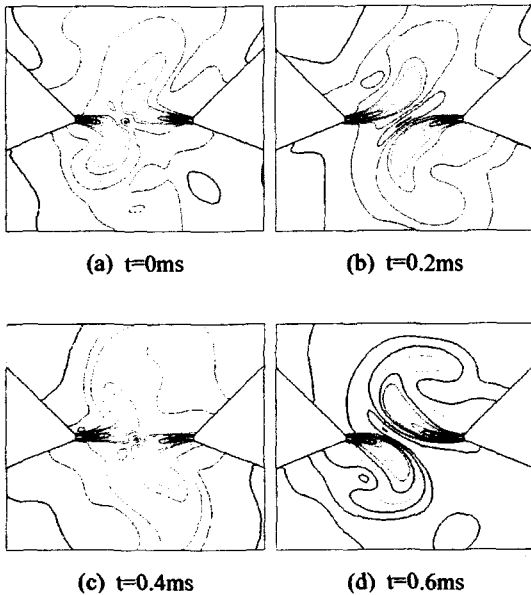


Fig. 4 Variation of velocity near the exit plane at 20mm away from strip edge

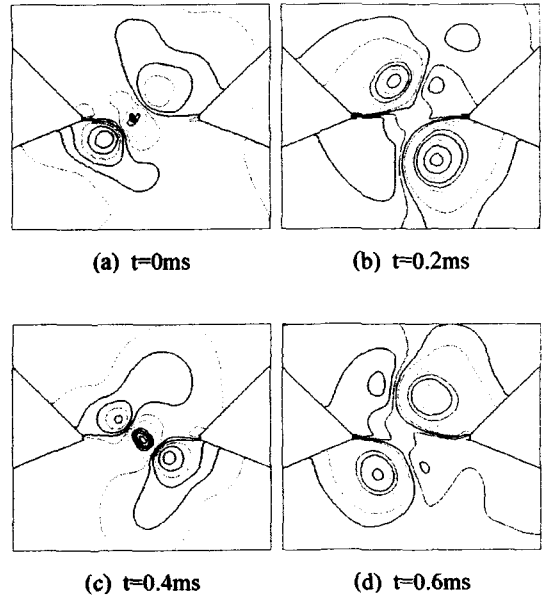


Fig. 5 Variation of pressure near the exit plane at 20mm away from strip edge

서 평균 충돌압력이 다른 영역에서보다 높아짐을 알 수 있는데, 이는 에어나이프의 아연제거능력이 질소가스가 분사되는 높이근방에 밀집되어 있음을 나타낸다. 또한 Fig. 6과 마찬가지로 강판의 단부영역에서 평균 충돌압력이 중앙영역에서보다 낮아짐을 알 수 있다.

3. 단부 과도금 현상의 수치해석

3.1 지배방정식

에어나이프로부터 분사된 질소가스는 Fig. 8에 나타낸 것과 같이 충돌압력과 전단응력의 형태로 용융아연의 도금두께에 영향을 미친다. 이는 Ellen 등⁽⁶⁾의 논문에서 실험을 통해 규명되었다.

Fig. 8에 나타낸 것처럼, 질소가스가 분사되는 높이를 $x=0$ 이라고 할 때, $x>0$ 영역에서 질소가스는 용융아연에 강판방향(-y방향)으로 누르는 충돌압력과 강판의 진행방향(+x방향)으로 끌어올리는 전단응력을 가한다. 반면 $x<0$ 영역에서 질소가스는 용융아연에 강판방향(-y방향)으로 누르는 충돌압력과 강판의 진행반대방향(-x방향)으로 끌어내리는 전단응력을 가한다. 이러한 충돌압력과 전단응력의 영향으로 강판의 진행방향에 대한 용융아연의 도금두께분포는 Fig. 8의 형태를 나타낸다.

Fig. 8과 같은 형태를 갖는 강판의 진행방향에 대한 용융아연의 도금두께분포를 구하기 위해, 다음과 같은 과정을 거쳐 용융아연의 도금두께에

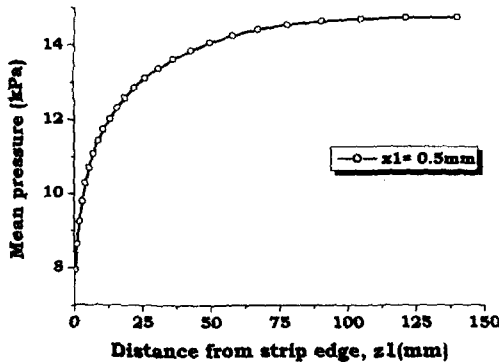


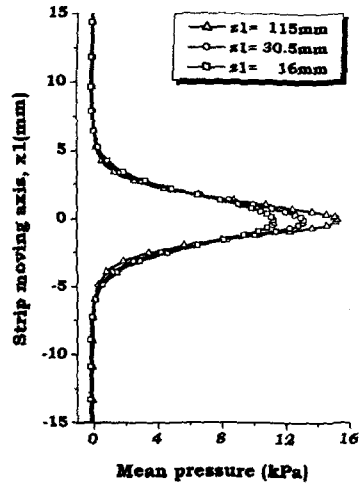
Fig. 6 Mean Pressure reduction at strip edge

대한 지배방정식을 구하였다.

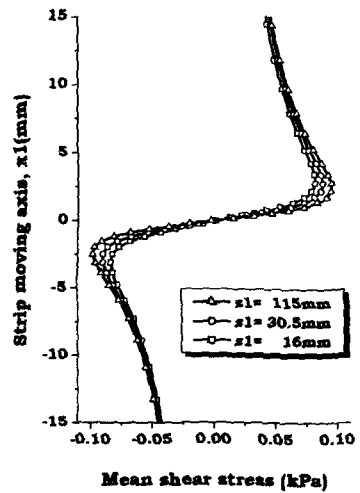
강판의 진행방향에 대한 2차원 용융아연유동의 연속방정식과 Navier-Stokes 방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \tag{1}$$

$$u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \tag{2}$$



(a) Mean Pressure distribution



(b) Mean Shear stress distribution

Fig. 7 Mean pressure and Mean shear stress distribution

강판의 진행방향에 대한 2차원 용융아연유동의 속도분포를 포물선형 속도분포로 가정하고, 경계 조건인 식 (3)과 식 (4)를 대입하면 속도분포는 식 (5)와 같이 표현된다. 이 때 용융아연의 도금 두께는 대략 10~20μm 정도로 용융아연유동은 Laminar 유동영역(Re<1)에 속하므로 속도분포를 포물선형 속도분포로 가정해도 문제가 없다.

$$\tau_o = \mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)_{y=0}, \quad \tau_\delta = \mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)_{y=\delta} \quad (3)$$

$$u = U_s \text{ at } y=0 \quad (4)$$

$$u = U_s + \frac{\tau_o}{\mu} y + \frac{\tau_\delta - \tau_o}{2\mu\delta} y^2 \quad (5)$$

강판의 진행방향에 대한 2차원 용융아연유동의 속도분포인 식 (5)를 Navier-Stokes 방정식인 식 (2)에 대입하고, 액체필름(liquid film)두께 δ까지 적분하면 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\tau_o - \tau_\delta}{\rho} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} \delta - A \frac{\partial \tau_\delta}{\partial x} - B \frac{\partial \tau_o}{\partial x} + C \frac{\partial \delta}{\partial x} \quad (6)$$

여기서,

$$A = \frac{\tau_o \delta^3}{12\mu^2} + \frac{(\tau_\delta - \tau_o)\delta^3}{60\mu^2} + \frac{U_s \delta^2}{6\mu}$$

$$B = \frac{\tau_o \delta^3}{12\mu^2} - \frac{(\tau_\delta - \tau_o)\delta^3}{60\mu^2} + \frac{U_s \delta^2}{3\mu}$$

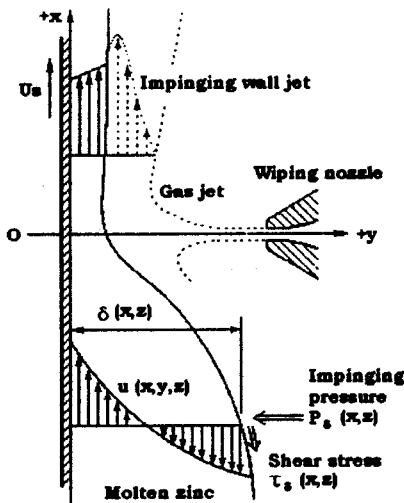


Fig. 8 Analysis of gas wiping

$$C = \frac{\tau_o(\tau_\delta - \tau_o)\delta^2}{12\mu^2} + \frac{(\tau_\delta - \tau_o)^2\delta^2}{60\mu^2} + \frac{U_s\delta(\tau_\delta - \tau_o)}{6\mu}$$

한편, 용융아연유동의 유량은 일정하므로 다음과 같은 식이 성립한다.

$$q = \int_0^\delta u dy = U_s \delta + \frac{(2\tau_o + \tau_\delta)\delta^2}{6\mu} \quad (7)$$

3.2 수치해석 방법

용융아연의 온도에 따른 물성치변화(thermal effect)는 무시할 수 있다고 가정하였다.

식 (6)과 식 (7)은 2개의 방정식과 4개의 미지수(P_δ, δ, τ_δ, τ_o)로 구성되어 있다. 이 때 미지수 P_δ(평균 충돌압력)와 τ_δ(평균 전단응력)는 2장의 STAR-CD 계산결과를 사용하였다.

Fig. 7에 나타낸 것처럼 에어나이프의 아연 제거능력은 질소가스가 분사되는 높이근방에 밀집되어 있다. 따라서 용융아연의 도금두께 δ에 대한 경계조건으로는 질소가스의 분사높이에서 충분히 멀리 떨어진 x>>0 영역과 x<<0 영역에서는 용융아연의 도금두께가 변화없다는 조건을 사용하였다. 또한 x<<0 영역 즉, 강판이 용융아연 욕조를 막 빠져나왔을 때 용융아연의 도금두께는 Ellen 등⁽⁶⁾의 논문에서 사용된 제트가 없는 경우

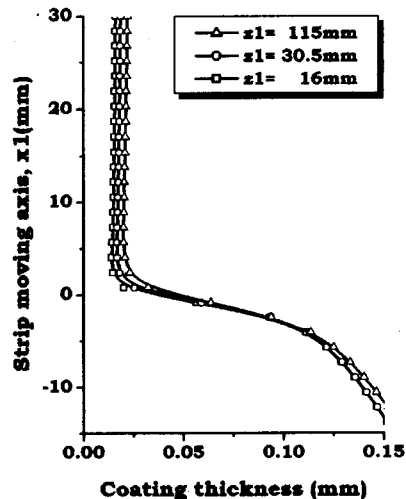


Fig. 9 Coating thickness profile along x-direction

의 도금두께식을 사용하였다.

본 연구에서는 3.1절의 식 (6)과 식 (7)을 이용해, 강판의 표면에서 각각의 z위치별로 Fig. 9의 형태를 갖는 강판의 진행방향에 대한 용융아연의 도금두께분포를 구하고, 이를 이용해 강판의 표면에서 각각의 y위치별로 Fig. 10의 형태를 갖는 강판의 폭방향에 대한 용융아연의 도금두께분포를 구하였다.

3.3 단부 과도금 현상 분석

Fig. 7은 용융아연의 도금두께분포를 계산하기 위해 필요한 평균 충돌압력분포와 평균 전단응력 분포이며, 이를 사용해 강판의 진행방향에 대한 용융아연의 도금두께분포를 계산한 결과는 Fig. 9에 나타내었다. 이 그래프에 나타낸 것처럼 질소가스가 분사되는 비교적 짧은 영역을 벗어나면 용융아연의 도금두께가 일정하게 유지됨을 알 수 있다.

Fig. 9는 강판의 단부로부터 중앙부로 각각 16.0mm, 30.5mm, 115.0mm 떨어진 곳에서 강판의 진행방향에 대한 용융아연의 도금두께분포를 나타낸 것이다. 이 그래프에 나타낸 것처럼 강판의 중앙부로부터 단부로 갈수록 용융아연의 도금두께가 두꺼워지는 것을 알 수 있다.

Fig. 10은 본 연구의 계산결과로 나온 강판의 폭방향에 대한 최종 도금두께분포와 박정렬 등⁽¹⁾의 실험결과로 나온 강판의 폭방향에 대한 최종

도금두께분포를 비교한 것이다. 이 그래프에 나타낸 것처럼 강판의 단부로부터 중앙부로 대략 20~50mm 떨어진 영역에서 용융아연의 최종 도금두께 계산결과가 실험결과보다 대략 10% 높음을 알 수 있다. 이는 Takeishi 등⁽⁷⁾이 실험을 통해 제시한 것처럼, 단부 과도금 현상에 영향을 미치는 또 다른 인자인 Marangoni 대류현상의 영향으로 여겨진다.

4. 결론

본 연구에서는 용융아연의 도금량을 조절하기 위해 에어나이프로부터 분사된 질소가스가 강판의 단부근방에 주기적인 와동을 형성하고, 이렇게 형성된 주기적인 와동이 강판의 단부영역에서 질소가스의 충돌압력을 저하시키는 것을 보이기 위해, 상용코드인 STAR-CD를 사용해 연속식 용융아연도금 공정에 대한 3차원 비정상 압축성 유동장을 계산해 보았다. 그리고 강판의 단부영역에서 발생하는 질소가스의 충돌압력저하가 단부 과도금 현상에 미치는 영향을 정량적으로 분석하기 위해 앞의 STAR-CD 계산결과로 나온 충돌압력데이터와 전단응력데이터를 사용해 용융아연의 도금두께에 대한 지배방정식을 풀어 보았다.

본 연구에서는 강판이 두 에어나이프 사이를 가로막고 있지 않은 영역에서 만들어진 대향 충돌제트의 굴절로 인해 형성된 주기적인 와동이 강판이 두 에어나이프 사이를 가로막고 있는 영역에서 만들어진 평판 수직 충돌제트의 압력장에 영향을 주어 강판의 단부영역 평균 충돌압력이 중앙영역보다 대략 5~7kPa 정도 낮아짐을 알 수 있었다. 그리고 이러한 강판의 단부영역에서 질소가스의 충돌압력저하가 에어나이프의 아연제거능력을 저하시켜 강판의 단부영역에서 용융아연의 도금두께가 중앙영역보다 두꺼워지는 단부 과도금 현상을 초래함을 알 수 있었다.

본 연구에서는 강판의 단부근방에서 형성된 주기적인 와동으로 인해 강판의 단부영역에서 질소가스의 충돌압력이 중앙영역보다 낮아져 단부 과도금 현상이 발생함을 정량적인 수치해석을 통해 입증했다. 그러나 강판의 단부영역에서 충돌압력

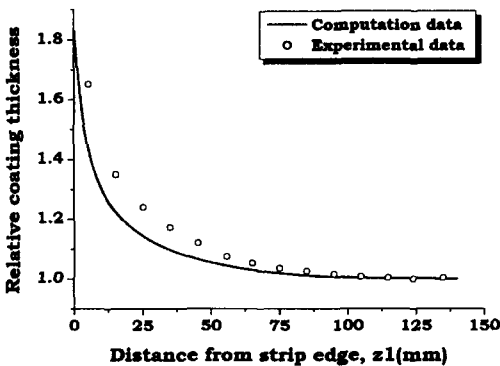


Fig. 10 Coating thickness profile along z-direction

저하를 방지할 수 있는 방법에 대한 연구 및 Marangoni 대류현상이 단부 과도금 현상에 미치는 영향에 대한 연구가 추가적으로 필요하다.

후 기

본 연구는 국가지정연구실 사업의 지원과 일부 두뇌한국21 사업의 지원으로 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Park, J. R., Jeon, S. H. and Park, R. B., 1999, "Edge Overcoating and Buildup of Continuously Hot-Dip Metalized Strip," *Journal of the Korea Institute of Surface Engineering*, Vol. 32, No. 4, pp. 555~560.
- (2) Cho, C. W., Kim, S. J., Ahn, G. J. and Chung, M. K., 2003, "Analysis of a Vortex Structure Near the Strip Edge for Preventing Edge Zn Overcoating," *Trans. KSME (B)*, Vol. 27, No. 8, pp. 1105~1113.
- (3) Kwon, Y. P., 1998, "Instability of High-Speed Impinging Jets (1)," *Trans. KSME (B)*, Vol. 22, No. 4, pp. 452~458.
- (4) Zhao, Y. and Brodkey, R. S., 1998, "Averaged and Time-Resolved Full-Field (Three-Dimensional), Measurements of Unsteady Opposed Jets," *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, Vol. 76, pp. 536~545.
- (5) Honami, S., Shizawa, T., Sato, A. and Ogata, H., 1996, "Flow Behavior with and Oscillating Motion of the Impinging Jet in a Dump Diffuser Combustor," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, Vol. 118, pp. 65~71.
- (6) Ellen, C. H. and Tu, C. V., 1984, "An Analysis of Jet Stripping of Liquid Coating," *J. Fluids Engineering*, Vol. 106, pp. 399~404.
- (7) Takeishi, Y. and Morino, H., 2000, "Mechanism and Prevention of Edge over Coating in Continuous Hot-Dip Galvanizing," *ISIJ International*, Vol. 40, No. 11, pp. 1127~1133.