

연속 아연 도금 두께에 관한 수치 해석적 연구

이 동 원,¹ 신 승 영,² 조 태 석,² 권 영 두,³ 권 순 범⁴

A NUMERICAL STUDY ON THE COATING THICKNESS IN CONTINUOUS HOT-DIP GALVANIZING

Dong-Won Lee,¹ Seung-Young Shin,² Tae-Seok Cho,² Young-Doo Kwon³ and Soon-Bum Kwon⁴

To control the coating thickness of zinc in the process of continuous hot-dip galvanizing, it is known from early days that the gas wiping through an air knife system is the most effective because of the obtainable of uniformity of coating thickness, possibility of thin coating, working ability in high speed and simplicity of control. But, the gas wiping using in the galvanizing process brings about a problem of splashing from the strip edge for a certain high speed of coating. Also, it is known that the problem of splashing directly depends upon the galvanizing speed and nozzle stagnation pressure. In these connections, in the present study, we proposed two kinds of air knife systems having the same expansion rate of nozzle, and the jet structures and coating thicknesses from a conventional and new proposed nozzles are compared. In numerical analysis, the governing equations consisted of two-dimensional time dependent Navier-Stokes equations, standard k-ε turbulence model to solve turbulence stress and so on are employed. As a result, it is found that it had better to use the constant rate nozzle from the point view of the energy saving to obtain the same coating thickness. Also, to enhance the cutting ability at the strip, it is advisable to use an air knife with the constant expansion rate nozzle.

Key Words : 가스 와이핑(Gas Wiping), 비말(Splashing), 에어 나이프(Air-Knife), 용융 아연 도금(Hot-dip Galvanizing), 충돌 제트(Impinging Jet), 코팅 두께(Coating Thickness)

1. 서 론

종래 연속용융 아연도금에 있어 도금 두께는 도금 욕조위에 설치한 롤에 의해 제어해 왔으나[1] 1960년대 중반부터 비접촉 방법인 에어 나이프(Air knife)를 이용한 가스 와이핑(Gas wiping)이 실용화 되었다[2]. 가스 와이핑 법은 부착량의 균일성, 박 도금성, 제조의 고속성 및 제어의 용이성 등에서 롤 와이핑 법에 비해 우수한 이유로 현재의 연속 아연도금에 거의 이 방법이 이용되고 있다.

이전의 코팅 두께 해석에 관한 연구들을 살펴보면, 용융

도금에 있어서 강판 이송 프로세스에 관해서 Hebek[3]이 최초로 이론적인 접근을 행하고 롤 와이핑의 경우 강판에 부착되는 액막 내의 속도분포를 가정해서 도금 부착량 추정식을 유도하고, 이 결과를 실제 주석 도금라인의 데이터와 비교한 연구를 수행하였다.

Thornton 등[4]은 와이핑 제트에 의한 압력구배를 고려하는 대신에 중력항을 무시하고, 액막 두께는 와이핑 제트의 최대 충돌압 구배에 의해 결정된다고 규정하고 이에 따른 도금 부착량 추정식을 구하였다.

한편, Ellen 등[5], Tuck 등[6] 및 Takeishi 등[7] 등은, 액막의 안정성, 표면 장력 및 와이핑 제트의 전단력이 도금 두께에 미치는 영향에 대해 이론적 검토를 행하였다. 그러나 Takeishi 등[6]의 경우, 실제 조업 조건의 결과와 예측 결과가 상당한(± 20% 정도)의 오차를 가지는 등 실험값과의 차이가 상당히 크게 나타났다.

연속 아연 도금의 경우 도금 두께는 도금판에서의 충돌압 분포, 충돌압의 기울기 dp/dx 및 벽면 전단응력에 지배를 받는다[5]. 또 이들 값들은 노즐 정체압, 노즐과 도금판 사이의

접수일: 2008년 8월 13일, 수정일: 2009년 3월 6일,

계재확정일: 2009년 3월 13일.

1 정희원, (주)STX엔진 엔진기술연구소

2 경북대학교 대학원 기계공학과

3 경북대학교 기계공학부

4 종신회원, 경북대학교 기계공학부

* Corresponding author, E-mail: sbkwon@mail.knu.ac.kr

거리 및 노즐의 기하학적 형상 등에 영향을 받는다. 즉, 충돌압 기울기가 클수록 노즐과 도금판 사이의 간격이 좁아수록 도금 두께는 얇게 된다. 주어진 도금 조건하에서 정확한 도금 두께를 구하기 위해서는 충돌 분류에 의한 도금판에서의 충돌압 분포 및 도금액 면과 분류 사이에 작용하는 전단응력을 정확히 구하여야 한다. 그러나 도금 도중의 도금액 면과 충돌 분류사이에 작용하는 전단응력을 정확히 구하는 것은 도금 두께가 대단히 얇고 액체인 관계로 거의 불가능한 실정이다 [8]. 이상의 이유로, 지금까지 행하여진 아연도금 두께에 관한 연구는 전부 각 연구자가 제시한 에어 나이프 노즐에 대해 충돌압 분포 및 벽면 전단응력을 가정함에 의해 수행되었다. 노즐 정체 조건 및 도금 조건이 바뀌면 에어나이프 노즐의 형상이 바뀌어야 함에도 불구하고 기존 시스템을 그대로 운용하는 불합리성을 포함하고 있는 실정이었다. 또, 지금까지 비말(Splashing) 문제로부터 자유로웠던 도금속도 150mpm(meter per minute) 정도로 운용되던 도금 속도가 제철소에서 열린 아연 도금용 강판의 제조능력이 시간당 65-80톤으로 향상됨에 따라 도금 속도 또한 약 180-200mpm으로 운용되어야 하는 실정에 이르게 되었다[9]. 도금 속도 180mpm으로의 향상은 기존의 에어 나이프 시스템을 그대로 사용하는 것은 비말 현상 때문에 불가능하게 된다[2]. 아상과 관련 비말현상 없이 도금속도 180mpm을 구현하기 위해, 본 연구에서는 기존 150mpm 경우와 동일한 도금 두께를 얻고 비말과 직접 관련이 있는 노즐 정체압을 줄일 수 있는 노즐을 제시하고, 제시된 이 노즐 시스템과 기존 노즐 시스템을 사용한 경우, 동일한 노즐 정체 조건과 시스템 외관 조건에 대해 분류 구조 및 도금 두께를 비교함으로써 본 연구에서 제시한 시스템의 유효성을 확인하고자 한다.

본 연구에서는 제시한 에어 나이프용 노즐은 팽창률이 일정한 노즐[12]로 동일한 노즐 정체압에 대해 노즐 출구 속도를 크게 할 수 있는 노즐이다.

또, 도금 두께를 구함에 있어 지금까지는 누구도 시도하지 않았던 방법을 본 연구에서는 사용하고자 한다. 즉, 먼저, 본 연구에서 제시한 노즐 시스템을 통해 기류가 임의의 속도로 움직이는 도금판에 충돌하는 경우에 대해 수치해석을 하여 충돌압 분포 및 벽면 전단응력을 구한다. 다음, 앞에서 구한 충돌압 분포와 벽면 전단응력을 아연 욕조를 소정의 도금 속도로 지나 연속 도금되는 도금판에 사용하여 도금 두께를 구한다. 이 경우 충돌압 및 벽면 전단응력은 도금액이 부착된 경우에 대하여 구해야 하나 본 연구에서는 도금 두께가 μm 오더이므로 도금 두께의 영향은 무시하고 아연 용액이 부착되지 않은 경우와 동일하다고 가정하였다. 이 방법의 타당성은 전술한 방법으로 구한 도금 두께와 이 도금 두께가 고품으로 도금판에 고착되었다 가정하고 다시 여기에 에어나이프

로부터 분류가 분사되는 되는 경우에 대해 새롭게 구한 충돌압과 전단응력을 사용하여 구한 도금 두께가 거의 같게 되는 것으로부터 확인이 가능하다.

강판에 대한 아연 코팅 두께를 구하기 위한 지배 방정식은 Takeishi 등[10]이 사용한 방법을 응용하여 개발하였다.

2. 수치 및 이론 해석

2.1 수치 해석 방법

강판 표면의 충돌 압 분포에 대한 수치 해석을 위해 상용 코드인 FLUENT 6.1을 이용하였고, 지배 방정식으로는 2D Navier-Stokes 방정식, 연속식, 에너지식 및 상태 방정식을 사용하였다. 작동 유체의 점성을 계산하기 위해 Surtherland 방정식을 적용하였고, 난류 응력을 풀기 위하여 표준 k- ϵ 난류 모델을 채택하였다. 적용된 작동 유체는 열적 및 열량적으로 완전한 공기로 하였다.

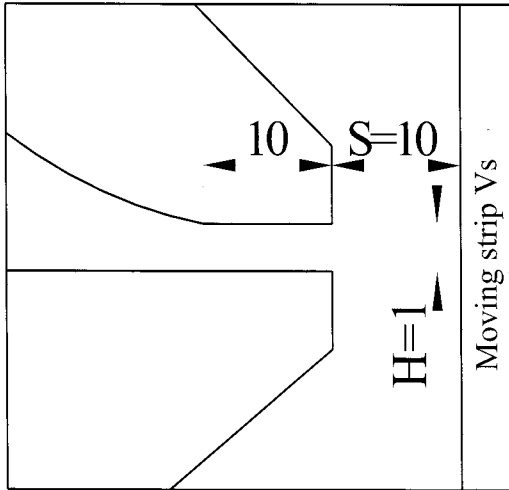
경계 조건으로서 조정 조(Plenum chamber)의 정체 압력(Stagnation pressure) P_0 를 55, 66 및 70kPa(g)의 세 가지로 하였다. 여기서 정체압력 55kPa은 기존 에어 나이프 시스템을 이용하고 도금속도를 150mpm으로 했을 때 도금 두께 $7\mu\text{m}$ 를 비말이 발생하지 않고 안정하게 얻을 수 있는 노즐 작동 정체 압력이다. 노즐 정체압 66kPa(도금속도 180mpm)은 노즐 정체 압력 55kPa(도금속도 150mpm)인 경우와 동일하게 도금판 단위 면적당 에어 나이프로부터 유입되는 운동량이 되도록 했을 때의 노즐 정체압이다. 정체 압력 70kPa은 180mpm에 대해 확연한 비말이 예견되는 정체 압력이다. 에어 나이프 출구 압력은 노즐 출구가 아음속인 이유로 대기압으로 하였으며, 조정 조의 정체 온도(Stagnation temperature) 및 주위 온도(Ambient temperature)는 300K로 하였다.

2.2 수치 해석 대상 및 영역

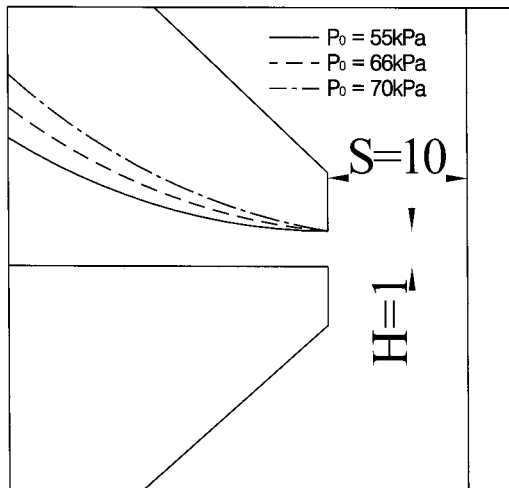
수치해석은 기존 에어 나이프 시스템과 균일 팽창 노즐을 적용한 두 모델에 있어서, 각각에 대한 상하 비대칭형인 경우에 대하여 수행되었다.

노즐 출구부에 편평부(Flat-type nozzle)가 있는 기존 에어나이프용 노즐과 노즐 정체압 $P_0=55, 66, 70\text{kPa}$ 인 경우, 노즐 입구부터 출구까지 팽창률($\dot{P} = -\frac{1}{p} \frac{dp}{dt}$)[11]을 $88,000\text{s}^{-1}$ 로 일정하게 한 노즐 상세를 Fig. 1에 예로서 나타내었다.

분류는 편의상 각 노즐 출구 형상을 바탕으로 하여 기존 에어 나이프 시스템을 F 타입(Flat type)과 균일 팽창 노즐을 사용한 경우를 R 타입(Round type)으로 명명하기로 한다. 모든 경우 노즐 출구의 높이 및 도금판과 노즐 출구 사이의 거리는 1mm와 10mm로 동일하다.



(a) F-model

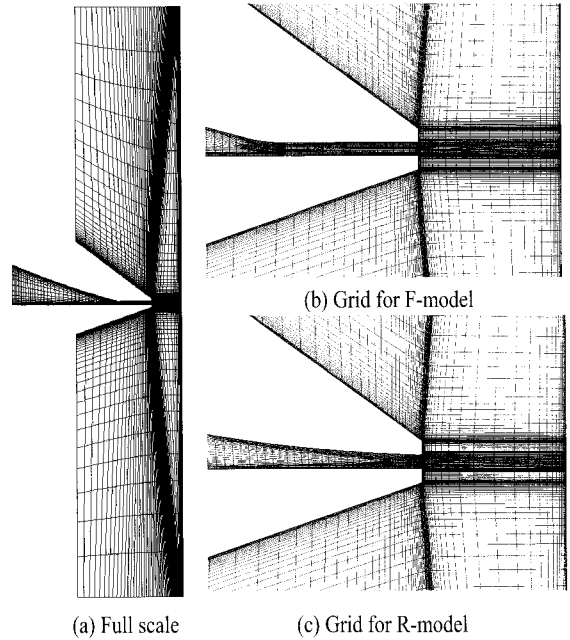


(b) R-model

Fig. 1 Specifications of nozzle (unit: mm)

예견할 수 있는 바와 같이 팽창률이 일정한 노즐의 경우가 노즐내부에서의 유동 손실이 적게 되므로 동일한 노즐 출구 속도를 얻기 위해서는 기존의 노즐 시스템에 비해 정체압을 줄일 수 있을 것으로 생각된다. 또 포텐셜 코어 길이 (Potential-core length)도 길어질 것으로 예견할 수 있다.

Fig. 2에 수치해석에 사용된 격자계를 나타내었다. 격자는 모두 사각 격자로 하였고, 격자수는 약 1만 2천개다. 본 연구의 주 관심 대상이고, 압력과 속도 등이 급변하는 노즐 출구와 강판 표면에 격자를 밀집시켜 정확한 계산이 되도록 하였다. 실제 조업 조건과 동일하게 하기 위해 노즐 출구를 기준으로 도금 욱면이 있는 아래쪽 300mm까지를 해석 영역으로 하였고, 욱면에 대한 경계조건은 벽면으로 하였다.



(a) Full scale

(c) Grid for R-model

Fig. 2 Grid systems

2.3 코팅 두께 해석 프로그램

2.3.1 지배 방정식

연속 용융 도금에 있어 가스 와이핑 프로세스를 Fig. 3에 도식적으로 나타내었다[10]. 즉, 용융도금 욱조로부터 연속적으로 상부로 이송되는 강판에 부착된 액막에 와이핑 제트의 충돌 압력과 충돌 후 강판을 따라 흐르는 충돌 벽면제트의 전단력에 의해 액막이 cutting된다고 생각할 수 있다. 이 경우에 액막 유동을 해석하기 위해 아래의 가정을 기초로 사용하였다.

- [가정] ① 강판 표면의 액막 유동은 정상 층류
- ② 도금액의 표면장력의 영향은 무시

도금판 상의 액막 유동에 대한 운동 방정식 및 질량 보존식은 다음과 같다.

$$u \frac{\partial u}{\partial x} = -\frac{1}{\rho_l} \frac{\partial P}{\partial x} - g + \frac{\mu_l}{\rho_l} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \quad (1)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (2)$$

경계조건은 강판 표면에서 아연 용융액과 강판은 미끄럼이 없음(No slip), 액막 두께 방향으로의 압력은 와이핑 제트에

의한 충돌 압력 $P_i(x)$ 로 동일하고 액막 표면에는 기류에 의해 전단응력 $\tau_w(x)$ 가 작용하는 것으로 하면 다음과 같이 된다.

$$\begin{cases} u(x,y)|_{y=0} = V_s \\ P(x)|_{y=\delta(x)} = P_i(x) \\ \mu_l \frac{\partial u(x,y)}{\partial y} \Big|_{y=\delta(x)} = \tau_w(x) \end{cases} \quad (3)$$

여기서, V_s 및 μ_l 은 도금판의 이송속도 및 도금액의 동 점성 계수로 일정하다고 가정하였다.

따라서 식 (1) 및 (2)를 식 (3)의 경계조건을 바탕으로 해서 풀면 액막 내 속도 분포는 다음과 같이 된다.

$$u(x,y) = V_s + \frac{\tau_w(x)}{\mu_l} y - \frac{1}{\mu_l} \left[\frac{dP_i(x)}{dx} + \rho_l g \delta(x) - \frac{y}{2} \right] y \quad (4)$$

도금액 밀도를 ρ_l 이라 한 후, 강판 위를 흐르는 강판 단위 폭 당 코팅 액 유량을 구하면 다음과 같다.

$$q = \int_0^{\delta(x)} u(x,y) dy = V_s \delta + \frac{\tau_w(x)}{2\mu_l} \delta^2(x) - \frac{1}{3\mu_l} \left[\frac{dP_i(x)}{dx} + \rho_l g \right] \delta^3(x) \quad (5)$$

따라서, 평균 액막 두께 δ_m 은 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} \delta_m = \frac{q}{V_s} &= \delta(x) + \frac{\tau_w(x)}{2\mu_l V_s} \delta^2(x) \\ &\quad - \frac{1}{3\mu_l V_s} \left[\frac{dP_i(x)}{dx} + \rho_l g \right] \delta^3(x) \\ &= \delta(x) \left[1 + \frac{\tau_w(x)}{2\mu_l V_s} \delta(x) \right. \\ &\quad \left. - \frac{1}{3\mu_l V_s} \left\{ \frac{dP_i(x)}{dx} + \rho_l g \right\} \delta^2(x) \right] \end{aligned} \quad (6)$$

무차원 변수를 다음과 같이 도입하여 각 변수를 무차원화 한다.

$$\begin{aligned} \delta^*(\eta) &= \frac{\delta(\eta)}{\sqrt{\mu_l V_s / \rho_l g}}, \quad \delta_m^* = \frac{\delta_m}{\sqrt{\mu_l V_s / \rho_l g}} \\ P_i^*(\eta) &= 1 + \frac{1}{\rho_l g b_p} \frac{dP_i(\eta)}{d(\eta)}, \quad \tau_w^*(\eta) = \frac{\tau_w(\eta)}{\sqrt{\rho_l \mu_l g V_s}} \end{aligned} \quad (7)$$

단, 여기서

$$\eta = \frac{x}{b_p} \quad (8)$$

이며 b_p 는 최대 충돌 압력($P_{i,max}$)의 1/2이 되는 곳의 x 좌표 값이며 이들을 이용하여 무차원 하면 식 (6)은 다음과 같이 된다.

$$\delta_m^* = \delta^*(\eta) \left[1 + \frac{1}{2} \tau_w^*(\eta) \delta^*(\eta) - \frac{1}{3} P_i^*(\eta) \delta^{*2}(\eta) \right] = h[\delta^*(\eta)] \quad (9)$$

식 (9)로 부터 무차원 액막두께 $\delta^*(\eta)$ 를 구하기 위해서는 무차원 액막 평균두께 δ_m^* 를 구해야 한다. δ_m^* 는 η 에 관계없이 일정하며 도금 폭이 동일한 경우 도금 단위 두께 당 유량이 최대가 되는 위치의 유량을 구하면 된다. 즉, 식 (6)에 수치해석으로부터 구한 충돌압 및 벽면 전단응력을 대입한 후

$\frac{\partial \delta_m^*}{\partial \delta} = 0$ 로 하여 δ 를 구하고 이를 다시 식 (6)에 대입하여 최소가 되는 δ_m 을 구한 후 식 (7)에 따라 무차원화 한 값을 식 (9)에 대입하면 된다. 결론적으로 말하면 도금 두께는 주어진 δ_m , 전단응력 및 충돌압에 대해 식 (9)를 이용 δ 를 구하는 것이다.

2.3.2 계산 조건

상기의 제안된 방법을 이용하여 코팅 두께 해석용 프로그램을 만들어 아래의 제 조건을 적용하여 계산을 수행하였다. 코팅액 밀도와 점도는 Hopkins 등이 제안한 값을 사용하였다[13].

[계산조건]

노즐 슬릿 높이	B	: 1mm
노즐-강판 거리	D	: 10mm
강판 속도	V_s	: 2.5m/s
작동 기체		: Air(27°C)
정체 압력	P_0	: 55, 66, 70kPa
코팅액 밀도	ρ_L	: 6,634kg/m ³
코팅액 점도	μ_L	: 3.93×10 ⁻³ Pa·s

3. 결과 및 고찰

3.1 유동 해석 결과

도금 두께는 Fig. 3에 나타난 바와 같이 욱조를 지나면서 액이 부착된 도금판에 분류가 충돌하는 경우에 대해 도금면

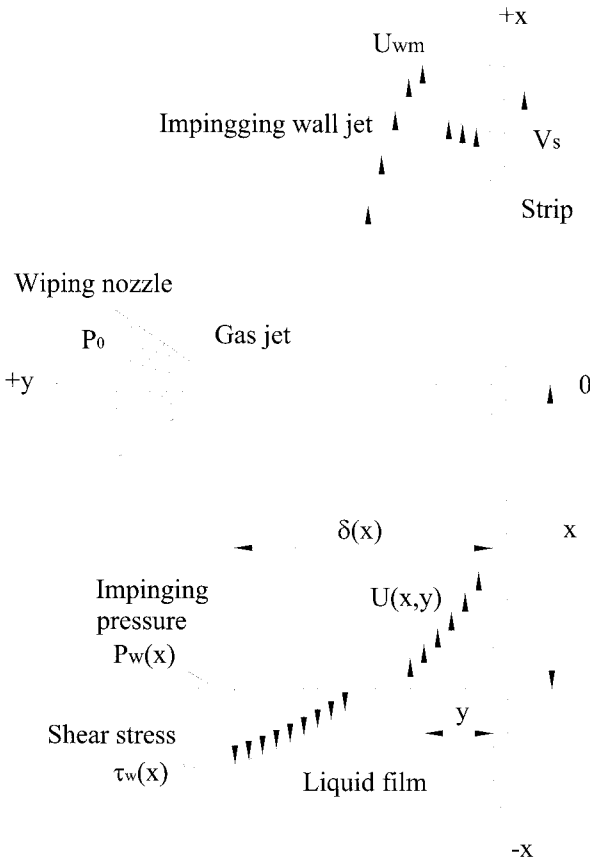
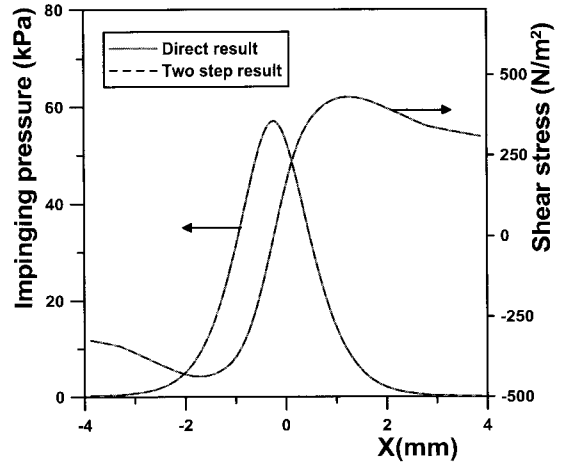
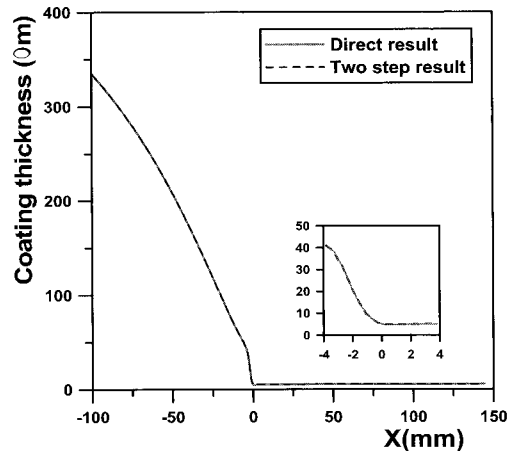


Fig. 3 Analytical model for gas wiping

에 있어서의 충돌압 및 도금면과 분류 사이에 작용하는 전단 응력 등을 사용하여 구하게 된다. 그러나 도금 면에 작용하는 충돌압 및 전단응력은 도금 두께가 먼저 결정되어야 구할 수 있다. 이상의 난제를 해결하는 방법으로 본 연구에서 채택한 방법은 먼저 도금액이 없는 경우에 대해 충돌 분류 수치해석을 하고 이 결과를 이용하여 구한 도금 두께와 이 보다 더 실제에 가까울 것으로 예견되는 경우 즉, 이 도금 두께가 있는 경우에 대해 충돌 분류 수치해석을 재차 수행하여 그 결과를 이용하여 다시 구한 도금 두께를 비교함에 의해 본 연구에서 제시한 방법의 타당성을 입증한 후 이 방법을 이용하여 연구를 수행하였다. Fig. 4는 노즐 정체점 압력 66kPa과 팽창률 88,000s⁻¹로 일정한 경우에 대해 도금 판 중심축에 작용하는 충돌압 및 벽면 전단응력 분포와 이들을 이용하여 구한 도금 두께 분포를 나타낸 그림이다. 두 경우에 대한 유동 상태량들과 이들을 이용하여 구한 도금 두께는 거의 차이가 없음을 알 수 있다. 이는 도금 두께가 수 μm 로 너무 얇기 때문에 기인된 당연한 결과로 판단된다. 따라서 이 후의 모든



(a) Impinging pressure and shearing stress



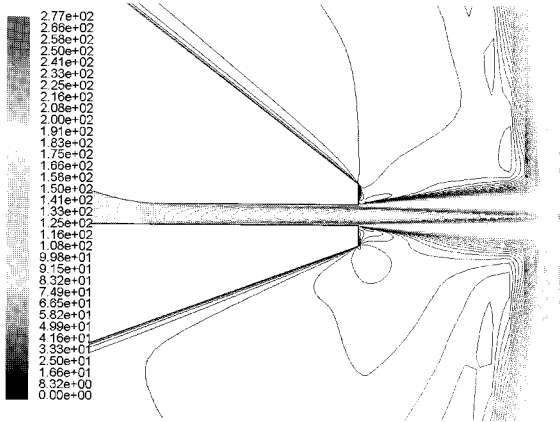
(b) Coating thickness

Fig. 4 Comparison of results by direct with 2 step calculations ($P_0=66\text{kPa}$, $\dot{V}=88,000\text{s}^{-1}$)

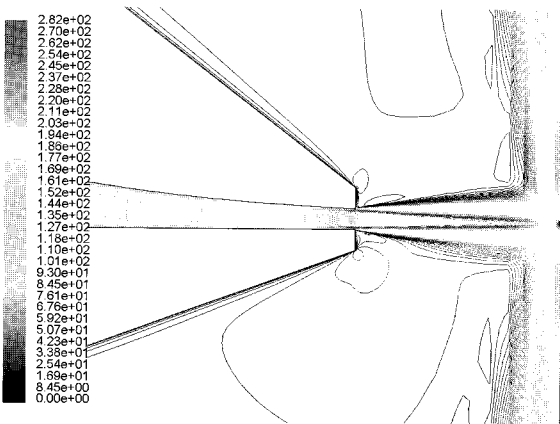
계산에 사용되는 방법은 본 연구에서 제시한 방법으로 계산하기로 한다. 그림 중 점선 및 실선은 2단계로 구한 결과와 본 연구에서 사용한 방법에 의해 구한 결과를 나타낸다.

3.1.1. 속도 분포

Fig. 5에 예로써 정체압력이 66kPa인 경우에 대해 수치 해석으로부터 구한 등속도 분포를 나타내었다. 그림에 나타난 바와 같이 동일한 노즐 정체 조건인 경우 노즐 입구부터 출구까지 작동 유체의 단위 시간당 팽창되는 팽창률이 일정한 R 타입 노즐의 경우가 유동에 따른 손실이 적기 때문에 노즐 출구의 속도도 크고 포텐셜 코어의 크기 또한 더 크게 되는 것으로 나타났다.



(a) F-type



(b) R-type

Fig. 5 Velocity contours for $P_0=66\text{kPa}$

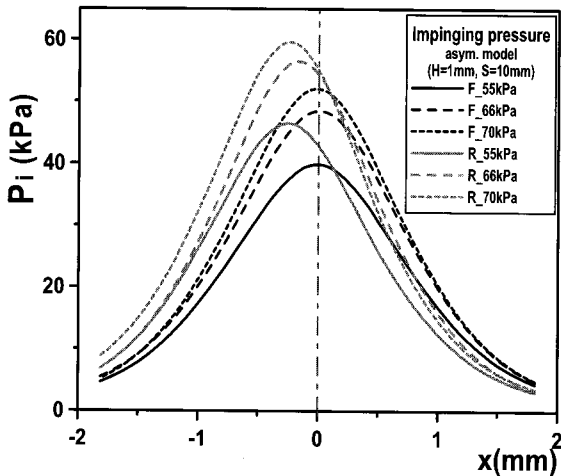


Fig. 6 Impinging pressure along the strip surface

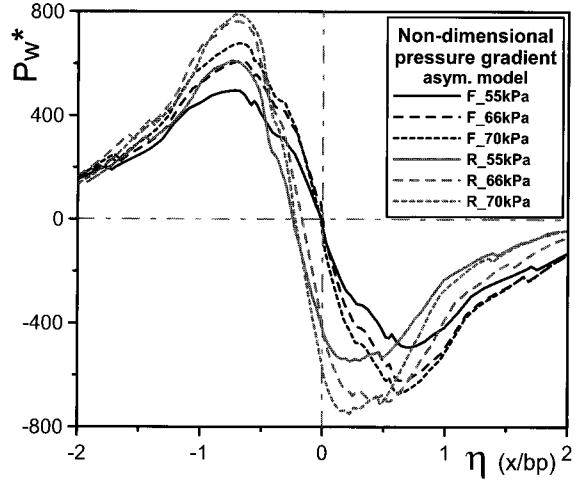


Fig. 7 Non-dimensional pressure gradient

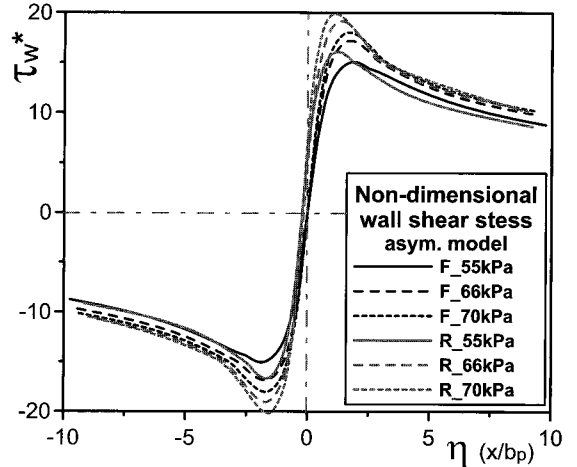


Fig. 8 Non-dimensional wall shear stress

3.1.2 충돌 압력 분포

Fig. 6에 각 작동 정체 압력에 대해 F 및 R 타입 노즐 시스템 노즐 중심 위치에서의 벽면 충돌압에 대한 수치 해석 결과를 나타내었다.

노즐의 형상에 관계없이 노즐 정체 압력이 증가할수록 벽면 충돌압이 크게 된다. 또 동일한 노즐 정체압인 경우, R 타입 노즐형인 경우가 F 타입 노즐형의 경우보다 노즐 내부에서의 유동 손실이 적기 때문에 더 높은 벽면 충돌압을 나타내었다. 동일 정체 압력에 대해 충돌압이 크다는 것은 에너지 절약 및 비탈 방지 차원에서 매우 흥미 있는 결과라 판단된다.

한편, 그림의 결과로부터 비대칭 R 타입 노즐의 경우는 제트가 하향하는 것으로 나타났는데, 이는 노즐 윗벽 부근의 기

류가 아래 벽 부근의 기류보다 팽창이 크게 된 결과 즉, 노즐의 2차원성에 기인된 결과로 판단된다. 제트가 하향 분사되는 경우가 벽면에 수직하게 분사되는 경우보다 비말 방지에 효과가 있는 것으로 밝힌 Ellen 등[5]의 결과를 고려하면 본 연구에서 제안한 비대칭 노즐 시스템은 연속 용융 도금 작업 시 비말 현상 방지에도 매우 효과가 있을 것으로 예견된다.

3.1.3 무차원 압력구배 및 벽면 전단력 분포

Fig. 7 및 8에 η 에 따른 충돌 분류의 무차원 압력 구배 및 무차원 전단력 분포를 나타내었다. 그림에 보이는 바와 같이 압력 구배 및 전단응력 모두 제트 중심축 근방($\eta = \pm 1$)에서 최대 및 최소값을 나타내었고, 작동 정제 압력이 증가할수록 최대 및 최소값의 절대치는 더 크게 나타났다.

Fig. 6의 결과와 같이 R 타입의 경우가 F 타입보다 압력 구배가 큰 것으로 나타났다. 이는 R 타입의 경우, 노즐 내에서 압력 손실이 적고 F 타입에서는 존재하지 않는 vena contracta가 노즐 출구 하류에 위치하기 때문으로 판단된다.

이상으로부터 동일한 노즐 정제압 및 노즐 slit 높이, 강판과 노즐 출구거리인 경우, 충돌압 기울기 및 전단력이 큰 R 타입의 경우가 더 얇은 코팅 두께를 얻을 수 있을 것임을 예측할 수 있다.

3.2 코팅 두께 해석 결과

Fig. 9은 네 가지 에어 나이프 시스템에 대해 작동 정제 압력 변화에 따른 코팅 두께 변화를 수치 해석으로 구한 결과이다. 각 그림 내의 작은 그림은 이해를 쉽게 하기 위해 변화가 심한 부분을 크게 확대한 것이다. 본 코팅 두께 해석 시 스트립의 이송 속도는 모든 경우에 대하여 150mpm(=2.5m/s)으로 고정하였다.

본 계산 결과에서 특이한 사항은 코팅 두께는 분류 중심 위치($\eta = 0$)에서 최소로 되지 않고 분류 중심보다 약간 상부에서 최소로 된 후 다시 두꺼워지는 것으로 나타났다.

코팅 두께가 최소로 되는 위치가 분류 중심 위치보다 약간 위에 위치하는 것은 Fig. 3의 유동장 개략에서 나타낸 바와 같이 충돌 분류의 x 방향 속도가 최대로 되는 위치가 분류 충돌 중심 위치보다 약간 위에 위치하여 코팅 액 표면과 기류 사이의 전단력이 최대로 되기 때문이다. 한편, 이 위치보다 더 위의 위치에서는 충돌 벽면 제트에 의한 전단력도 적어지고 중력의 효과가 더 지배적이게 되어 코팅 두께는 오히려 약간 증가하는 것으로 나타났다.

Fig. 7-8에 나타낸 바와 같이, 작동 정제 압력이 커질수록 동일한 강판 속도인 경우에는 강판에서의 분류의 압력 구배 $dP/d\eta$ 및 벽면 전단 응력 τ_w 가 크게 되기 때문에 Ellen 등 [5]이 예측한 것과 같이 코팅 두께는 더 얇게 된다. 동일한

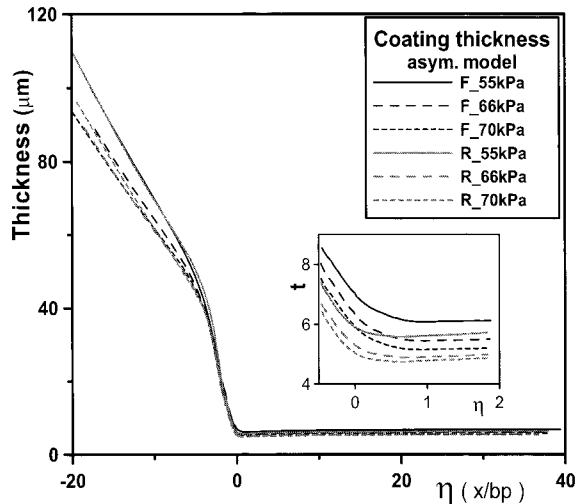


Fig. 9 Variations of coating thickness

작동 정제 압력일 경우, 에너지 손실이 적은 균일 팽창 노즐을 사용하는 경우가 출구 유속이 더 빠르며 강판에 작용하는 충돌압력이 더 크고, 비점성 코어의 길이가 길게 되고 그에 따라 $dP/d\eta$ 가 더 크기 때문에 코팅 두께는 더 얇게 된다. 이로부터 본 연구에서 제안한 에어 나이프 시스템을 사용하면 동일한 코팅 두께를 얻기 위해 정제 압력을 낮출 수 있어 에너지를 절감할 수 있고 또한 비말 방지에도 효과가 있을 것으로 생각된다.

Table 1에 수치 해석으로부터 구한 각 모델 및 정제 압력에 대한 최고 충돌 압력과 최소 코팅 두께를 나타내었다. 두 경우 모두 정제압력이 증가할수록 벽면 충돌 압력이 증가되고, 코팅 두께는 얇게 되었다. 모든 경우에 대하여 R 타입 노즐의 경우가 벽면 최고 충돌 압력이 높고, 코팅 두께가 얇은 것으로 나타났다.

Table 1 Maximum impinging pressure and minimum coating thickness for asymmetric model

형상		정제압 구분	sym. model		
			55kPa	66kPa	70kPa
Flat type	P_i (kPa)	39.9	48.4	52.0	
	d(mm)	6.08	5.44	5.15	
Round type	P_i (kPa)	46.5	56.4	59.6	
	d(mm)	5.58	4.89	4.74	

4. 결 론

에어나이프용 노즐로 본 연구에서 제시한 팽창률 일정의 노즐을 사용한 경우 분류 특성 및 코팅 두께가 기존의 노즐을 사용하는 경우와 어떤 차이가 있는지를 확인하기 위해 수치해석을 수행 하였다. 코팅 두께는 프로그램을 직접 작성하여 구하였다. 수행한 해석의 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 동일한 도금 조건에 대해 노즐의 팽창률이 일정한 노즐(R 타입)의 경우가 출구 유속, 강판 충돌 압력 및 벽면 전단 응력이 높게 나타났다.
2. 동일한 도금 조건에 대해 팽창률이 일정한 노즐(R 타입)을 사용하는 것이 도금 두께가 얇게 된다.
3. 본 연구에서 제시한 도금 두께 구하는 방법이 효과적임을 알았다.

참고문헌

- [1] 1975, 梅田昭三, 秦和宣, 山口輝雄, 今井幸義, 江原勝也, "連続亜鉛 めっき 設備," *日立評論*, Vol.57, No.5, pp.427-432.
- [2] 1984, 原富啓, 安谷屋武志, 山下正明, 田尻泰久, 小川正浩, "氣體絞りによる高速化成處理技術の開発," *日本鑛管技報*, pp.90-97.
- [3] 1961, Hebek, A., "The Effect of Speed on the Thickness of the Coating Produced During Metalizing in Liquid Metals,"

Metal Finishing J., Vol.7, No.8, pp.298-302.

- [4] 1976, Thorton, J.A. and Graff, H.F., "An Analytical Description of the Jet Finishing Process for Hot-dip Metallic Coatings on Strip," *Metallurgical Transactions B*, Vol.7, No.12, pp.607-618.
- [5] 1984, Ellen, C.H. and Tu, C.V., "An Analysis of Jet Stripping of Liquid Coatings," *J. of Fluid Eng.*, Vol.106, pp.399-404.
- [6] 1984, Tuck, E.O. and Broeck, J.M., "Influence of Surface Tension on Jet-stripped Continuous Coating of Sheet Materials," *AIChE J.*, Vol.30, No.5, pp.808-811.
- [7] 1995, Takeishi, Y., Yamauchi, A. and Miyauchi, S., "Gas Wiping Mechanism in Hot-dip Coating Process," *Iron and Steel*, Vol.81, No.6, pp.643-647.
- [8] 1996, Tu, C.V. and Wood, D.H., "Wall Pressure and Shear Stress Measurements Beneath an Impinging Jet," *Exp. Thermal and Fluid Sci.*, pp.364-373.
- [9] 2004, Dubois, M., Buchlin, J.M., Gosset, A. and Perrot, V., "Effect of Nozzle Tilting on Splashing in Jet Wiping," *Galvatech'04Conf. Proc.*, pp.197-204.
- [10] 1995, 武石芳明, 山内昭良, 宮内澄隆, "連続溶融めっきにおけるガスワイピング機構," *鐵と鋼* Vol.81, No.5, pp.643-648.
- [11] 1976, Moore, M.J. and Sieverding, C.H., "Two-Phase Steam Flow in Turbines and Separators," *Hemisphere Publishing Corp.*, London, pp.134-135.