

スロットノズル先端角度のワイピング性能への影響

Effect of Slot-Nozzle Tip Angle for Wiping Ability

高橋 秀行 TAKAHASHI Hideyuki JFE スチール株式会社 圧延・加工プロセス研究部 主任研究員 (部長)
武田玄太郎 TAKEDA Gentaro JFE スチール株式会社 圧延・加工プロセス研究部 主任研究員 (課長)
壁矢 和久 KABEYA Kazuhisa JFE スチール株式会社 研究企画部長 (理事)・博士 (工学)

要旨

連続溶融亜鉛めっき設備における最重要プロセスの1つであるめっき付着量制御工程には、主として表面外観の観点からガスワイピング法が一般に用いられる。本論文では、パラフィンを用いたワイピング実験によってスロットノズル先端角度の液膜絞り能力に及ぼす影響を評価し、ノズル先端角度 90°では 50°に比較して 20%程度付着量が多くなることを示した。従来のワイピング理論から考えると、噴流の衝突圧力およびせん断力といった特性変化が推定されたため、ラポ計測および CFD 解析を行ったところ、ノズル先端角度の影響はほとんどみられなかった。一方、ワイピング時の液膜形状を詳細に観察したところ、ノズル先端角度とめっき液膜形状には相関があり、ノズル先端角度が鈍角になるほど液膜メニスカス角度も増大することが判明した。CFD 解析によると、この液膜メニスカス形状の変化は衝突圧力やせん断力分布にも大きな影響を与えることから、ノズル先端角度の液膜絞り性能への影響はメニスカス形状変化を介して発現するものと推定した。なお、本論文は実験力学学会誌「実験力学」に記載された論文¹⁾を再編集した内容となっている。

Abstract:

From the viewpoint of surface quality, the jet wiping method, that is a non-contact type, is used to control the coating thickness in a continuous galvanizing line. In order to study influences of nozzle tip angles on the wiping ability, we conducted wiping tests using a wiping simulator and CFD analysis to examine the jet properties. Furthermore, we observed the shape of the liquid film in the vicinity of jet impingement. The wiping tests revealed that the nozzle tip angle had a large influence on film thickness. A thickness increase of approximately 20% was observed at a tip angle of 90° compared to 50°. But there were no changes in impingement pressures and shear stresses in both measurements and CFD analyses. On the other hand, the film shapes changed, becoming thicker when the tip angle was increased. Therefore, the change of liquid film thickness is inferred as the main reason for wiping performance changes by nozzle shape.

1. はじめに

ガスワイピング法は噴流を利用して液体膜厚を制御する手法であり、代表的な適用例の1つに薄鋼板の連続溶融亜鉛めっき設備 (Continuous Galvanizing Line, 以後 CGL) が挙げられる。本設備において、ガスワイピング法は亜鉛付着量制御に用いられており、めっき浴面上の薄鋼板表裏に配置したスロットノズルから、空気または窒素ガスを吹き付けて余剰な亜鉛を払拭する。

CGLにおいて、このワイピング工程は生産性と品質を決定づける最重要工程の1つである。たとえば、高速操業時には、掻き落とすべき亜鉛の量が増加するため、それに応じてめっき絞り能力も増大させなければならないが、単にワイピングガス流量を増加させて対応した場合には、溶融亜鉛

の飛沫、いわゆるスプラッシュが発生し、鋼板を汚染するようになる²⁾。したがって、生産性と品質を両立させるためには、より少ないガス量で多くの余剰亜鉛を払拭できる、めっき絞り能力に優れたノズルが必要となる。

CGLでのガスワイピングには、通常、幅 2 m 前後の単一スロットノズルが用いられる。過去の研究に、ノズル先端角度を鋭角にした場合、めっき絞り能力が増大するとともにスプラッシュ欠陥の抑制が可能になるとの報告³⁾があるが、そのメカニズムについては抽象的な説明と概念図が提示されているのみであり、十分な説明がなされているとはいえない。また、めっき絞り能力については、ノズル先端角度との相関を示すようなデータは提示されておらず、両者にどのような相関があるかは確認できない。

そこで本論文では、ワイピング模擬実験、流動解析 (Computational Fluid Dynamics, 以後 CFD) および噴流測定を実施し、ノズル先端角度のめっき絞り能力におよぼす影

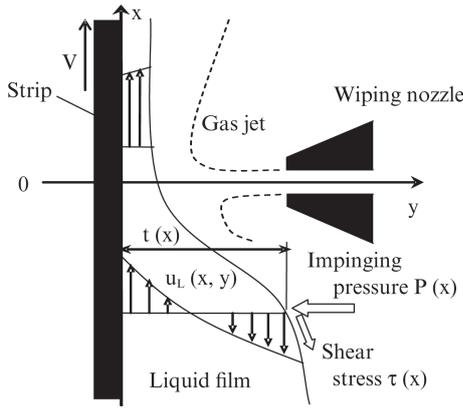


図1 ワイピングプロセス模式図

Fig. 1 Schematic diagram of wiping process

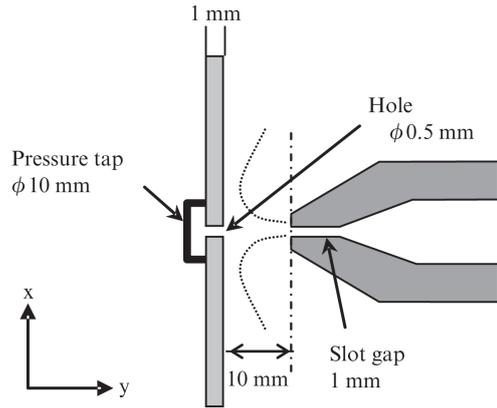


図2 圧力測定方法

Fig. 2 Method of pressure measurements

響についての考察を行った。

2. ワイピング理論

めっき絞り能力を定量化する理論としては、以下に示す考え方が知られている^{4,7)}。

すなわち図1に示すように、溶融めっき浴から引き上げられる鋼板に付着しためっき液膜に、ワイピング噴流の衝突圧力と、噴流衝突後に鋼板に沿って流れる衝突壁面噴流のせん断力が作用すると考え、この液膜流れを次の仮定の下にモデル化するものである。

[仮定]

- ①ストリップ上の液膜流れは二次元定常層流とし、鋼板に平行な方向の流れに対して、鋼板に垂直な方向の流れは十分小さいとする。
- ②めっき液の表面張力、酸化、鋼板の表面粗さ、合金化現象は無視する。
- ③鋼板とめっき層の界面はすべらない。

その結果、無次元膜厚 T は (1) ~ (4) 式で表される。

$$T = \frac{S + \sqrt{S^2 + 4G}}{2G} \quad \dots \quad (1)$$

ここで、 $T = t \sqrt{\rho_L g / \mu_L V}$ $\dots \dots \dots$ (2)

$$S = \tau / \sqrt{\rho_L \mu_L V g} \quad \dots \dots \dots (3)$$

$$G = 1 + (dp / dx) / \rho_L g \quad \dots \dots \dots (4)$$

ただし、

- t : 液体膜厚, g : 重力加速度, τ : せん断応力
- p : 衝突圧力, ρ_L : 液体密度, μ_L : 液体粘度
- V : 通板速度, x : 鋼板高さ方向距離
- y : 液体厚さ方向距離

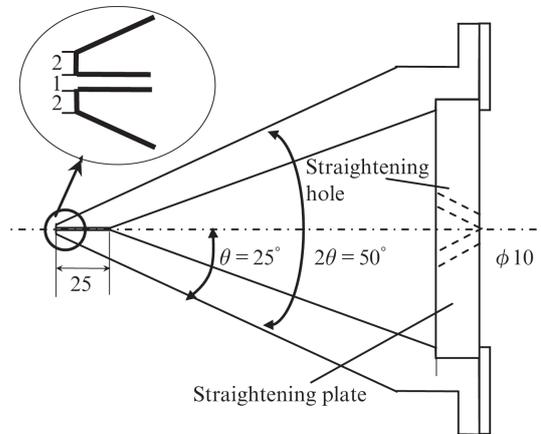


図3 ワイピングノズル (先端角度 50°)

Fig. 3 Schematic diagram of wiping nozzle (Tip angle 50°)

上式のとおり、めっき膜厚は衝突圧力とせん断応力の関数で表される。したがって、衝突圧力とせん断応力を定量化すれば、めっき絞り能力は算出できる。

3. 実験方法

3.1 衝突圧力測定

噴流の衝突圧力測定方法を図2で説明する。

噴流を衝突させる板には、大きさ 200 × 200 mm、板厚 1 mm の SUS 板を使用し、その中央には φ0.5 mm の孔を空け、裏面に圧力センサーを取り付けた。さらにこの SUS 板は XY ステージに取り付けて移動可能にすることで、衝突圧力分布の測定を行った。ここで XY ステージの繰り返し停止位置精度は ±10 μm である。

測定に使用したノズル (外形角度 2θ=50°) を図3に示す。ノズルはスロットに対して θ=25° の上下対称形状であり、この他に 2θ=70°, 90°, 120° を用意した。ワイピングガスはノズル内部に設置された整流板の孔 (整流孔) を通過することで流れが均一化され、その後スロット部を通過しノズル

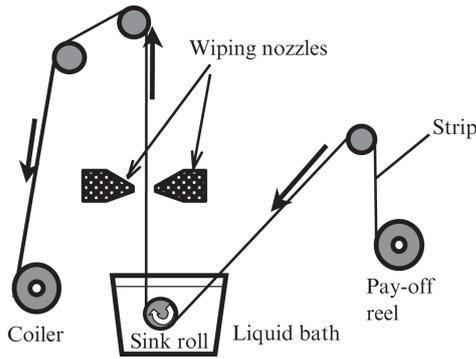


図4 ワイピングシミュレーター
Fig. 4 Schematic of wiping simulator

ル外部に吐出される。なおノズルスロット付近の各寸法は図3に示した通りで、スロットギャップ 1.0 mm、スロット長さ 25.0 mm、リップ幅 2.0 mm である。

3.2 ワイピング実験

めっき絞り能力の定量化は、既開発のワイピング装置を用いて実施した⁶⁾。装置の概略を図4に示す。本装置は、コイル状のストリップを払い出し、塗布液浴に浸漬させた後、対向するワイピングノズルのガス噴流で塗布液付着量を調整し、巻取る構成となっている。ワイピングノズルは、噴流測定と同様、図3に示したものを使用した。

今回の実験では塗布液に融点 60℃のパラフィンを用い、塗布実験時の浴温は融点より約 30℃高い 90℃で行った。表1に CGL およびワイピング試験機におけるめっき液の物性値、ワイピング条件、第2章で示した無次元数 T , S , G の値を示す。ワイピング試験機の無次元数 T , S , G はそれぞれ CGL の範囲内にあること、および本試験機を用いた実験で得られるめっき膜厚は、前述したワイピング理論から予測される値と精度良く一致することから⁶⁾、少なくともめっき絞り能力に関しては、CGL と本試験機の間で相似則が成立すると考えられる。また鉄-亜鉛の場合、合金化反応を伴うことがあるが、パラフィンでは界面反応を伴わないため、純粋にワイピング理論のみを検証することができる。

付着量の計測法としては、実験後サンプルの塗布膜断面観察による方法、塗布膜剥離前後の重量比較による方法(以後、重量法)、渦電流式接触膜厚計による方法などが考えられる。本実験では、比較的広い面積の平均付着量を精度良く定量化するため、重量法を採用した。なお、パラフィンの場合、めっき膜の剥離は湯洗(水温 90℃程度)で簡単にできる。

また、ワイピング実験中は高速度カメラ(撮影時のフレームレート 240~2 000 fps)を用いて、ワイピングノズル直下(図1近傍)の液膜形状の撮影を行ない、めっき絞り能力と液膜形状についての相関調査を行った。さらに鋼板-ノズル間距離が 10 ± 0.1 mm に入っていることを高速度カメラの映像

表 1 皮膜物性値および実験条件と無次元数

Table 1 Physical properties of coating materials, conditions of coating process and dimensionless numbers

	CGL	Wiping simulator
Coating material	Zinc	paraffin ^{*1} (HNP-5)
Pot temperature (°C)	460	90
Coating density (g/m ³)	6 623	759
Coating viscosity (Pa·s)	0.00294	0.007
Coating surface tension (N/m)	0.81	0.0026 ^{*2}
Nozzle-strip distance (mm)	5-10	10
Transfer speed (m/s)	1.0-2.5	0.5
Jer injection angle (°)	0 (Horizontal)	0 (Horizontal)
Plenum pressure (kPa)	30-70	1-2
Nozzle tip angle (°)	50-80	50, 70, 90, 120
T	0.024-0.074	0.03-0.04
S	0.5-3.0	0.6-1.0
G	50-500	230-460

*1 NIPPON SEIRO CO. HNP-5

*2 Maker's publication

を確認した。なお変位±0.1 mm は、本実験条件下において付着量約 1%の変動量に相当する。

4. 実験結果と考察

4.1 ノズル先端形状のめっき絞り能力への影響

図4に示す試験機を用いて、ワイピング試験を行った。実験条件を表1に示した。ノズル先端角度とノズル圧力以外は同一条件で実施し、ノズル先端角度は 50°, 70°, 90°, 120°の4水準、ノズル圧力は 1 kPa と 2 kPa の2水準である。

図5に実験結果を示す。ノズル圧力に関わらず付着量はノズル先端角度によって大きく変化することが分かる。すなわち、ノズル先端角度が鈍角になると膜厚は厚膜化するが、角度が 90°以上ではその傾向は鈍化、逆にやや薄膜化傾向を示す。また、先述したワイピング理論から算出した付着理論値(衝突圧力およびせん断応力は後述の CFD 結果を使用)と実験値を比較すると、ノズル先端角が鋭角の場合、両者はかなり近い値を示すが、鈍角になると両者は一致せず、実験値は厚膜化方向に乖離する。なお、この傾向はノズル圧力 2 kPa の方が 1 kPa より顕著である。

4.2 衝突圧力分布、せん断応力調査

4.2.1 噴流測定

前述したとおり、ワイピング理論によるとめっき絞り能力は衝突圧力とせん断応力に依存する。したがって、めっき絞り能力が変化する理由としては、この2つのいずれか、もし

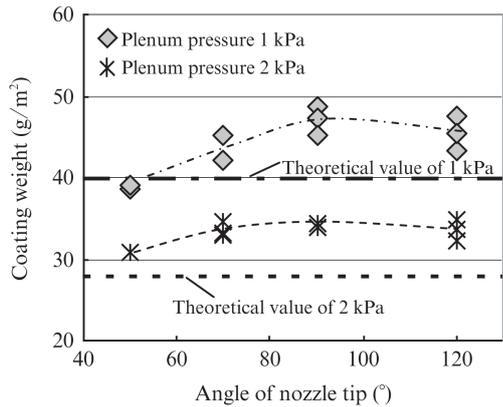


図5 ノズル先端角度の影響

Fig. 5 Influence of nozzle tip angle on coating weight

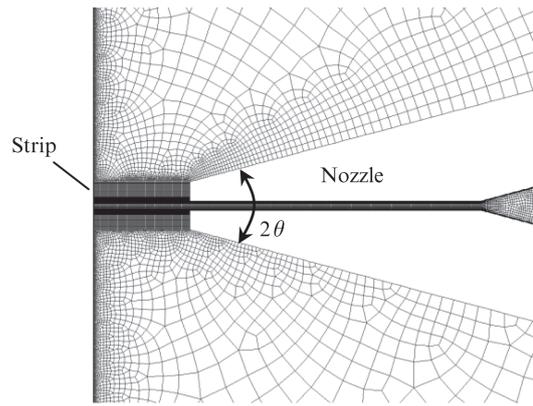


図7 解析メッシュ例 (2θ = 30°)

Fig. 7 Example of mesh system for analysis (2θ = 30°)

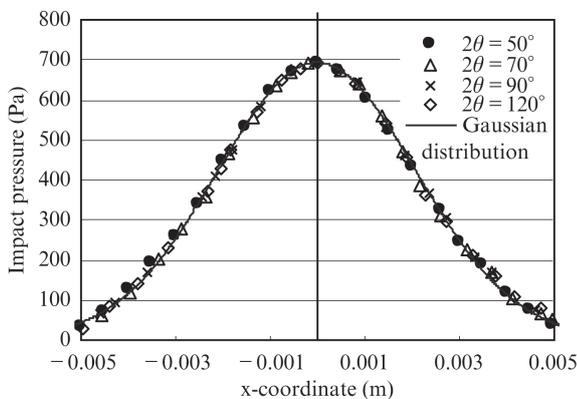


図6 衝突圧力測定結果 (プレナム圧 2 kPa)

Fig. 6 Measured impingement pressure distribution on strip surface (plenum pressure: 2 kPa)

くは両方が変化したと考えるのが妥当であるため、噴流測定および CFD 解析を行なうことで、両者の定量化を試みた。ただし、せん断応力については、次節で述べる CFD 解析のみで評価した。

図6に衝突圧力の測定結果を示す。従来の研究⁴⁾のとおり、衝突圧力分布はガウス分布にはほぼ一致しているが、先端角度による差異はほとんど認められない。なお x=0 はノズルスロット位置に対応している。

4.2.2 CFD 解析による検討

衝突圧力およびせん断応力について、汎用解析ソフト Fluent を用いて、2次元定常解析を行った。乱流モデルには Realizable k-ε を採用した。これは、標準的な k-ε モデルよりも2次元噴流等がより正確に解析できるとされているためである⁸⁾。また、壁近傍の取り扱い、壁関数モデルと壁近傍モデルを合体させた改良型壁処理を採用した⁹⁾。使用した解析メッシュを図7に示す。メッシュ数はノズル先端角度によって若干異なるが、各条件とも約14万である。

解析の一例として、図8に銅板—ノズル距離 10 mm、ワイピング圧力 2 kPa 時の速度コンター図を示す。ノズル周辺

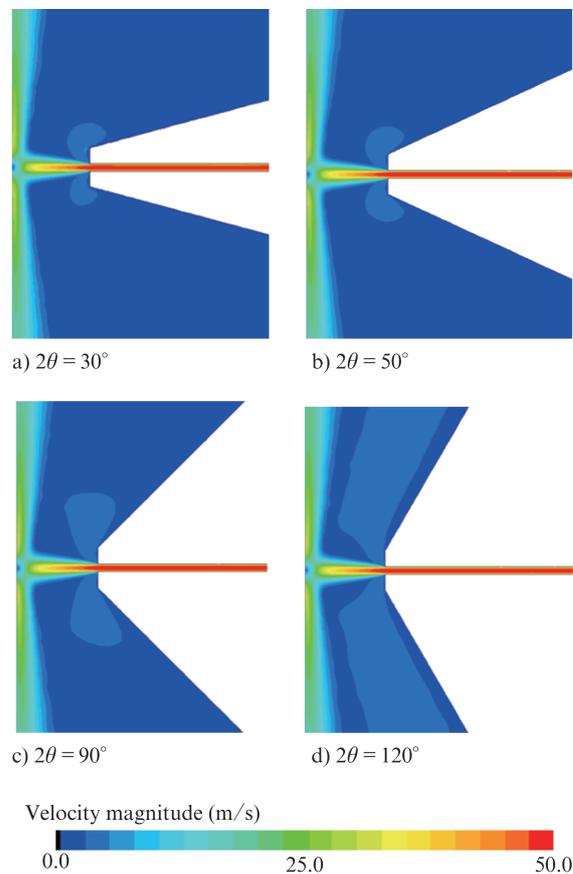


図8 速度コンター (プレナム圧 2 kPa)

Fig. 8 Velocity countours in the case of 2 kPa in plenum pressure

の流れは、ノズル先端角度 2θ によって変化し、特に 2θ = 120° では流速が大きく上昇していることが分かる。一方、銅板近傍の流れについては、ノズル先端角度による影響はほとんど見られず、ノズル直下のガス溜み点近傍についても大きな変化は観察されない。したがって、衝突圧力およびせん断応力分布に対する、ノズル先端角度の影響は軽微であると推定される。実際、図9に示すとおり、ノズル先端

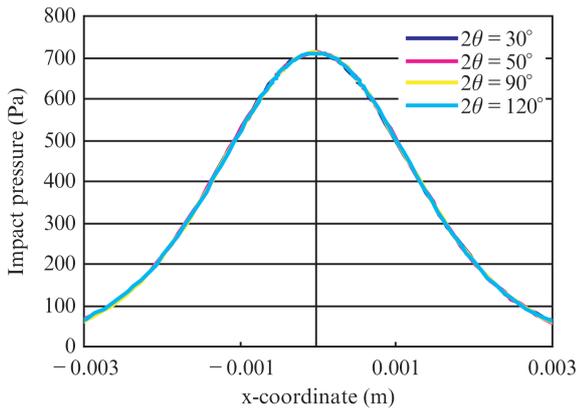


図9 衝突圧力 (プレナム圧 2 kPa, CFD 解析)

Fig. 9 Distribution of impingement pressure on strip surface by CFD analysis (plenum pressure: 2 kPa)

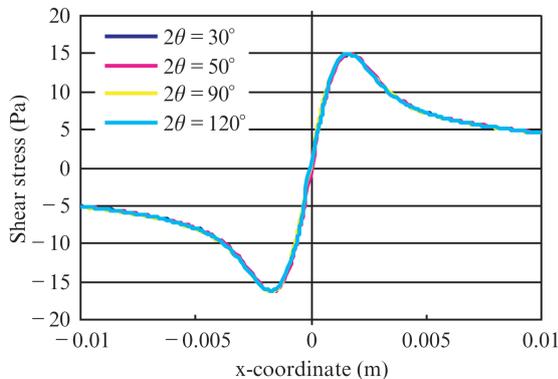


図10 せん断応力分布 (プレナム圧 2 kPa, CFD 解析)

Fig. 10 Distribution of shear stress on strip surface by CFD analysis (plenum pressure: 2 kPa)

角度による衝突圧力の差異は、±2%以内であった。

また、図10に鋼板表面上における、せん断応力分布を示す。衝突圧力分布と同様、ノズル先端角度が異なってもせん断応力に大きな変化はみられない。

したがって、先端角度がめっき絞り能力に影響する理由として、衝突圧力またはせん断応力が直接的に変化したと考えることは不適切である。

4.3 メニスカス部の観察

前節の噴流測定およびCFD解析ではノズル先端形状がめっき絞り能力に影響する原因を抽出できなかった。

本節ではノズル形状が液体側に影響する可能性を検証するため、噴流衝突地点付近のメニスカス部を高速度カメラで観察した。一例を写真1, 2に示す。撮影速度は240 fpsある。

写真1は先端角度 2θ が 50° 、写真2は 120° の噴流衝突地点付近の写真であるが、先端角度によって液膜が薄膜化し始める地点は異なり、先端角度が鋭角の場合、ノズル下方

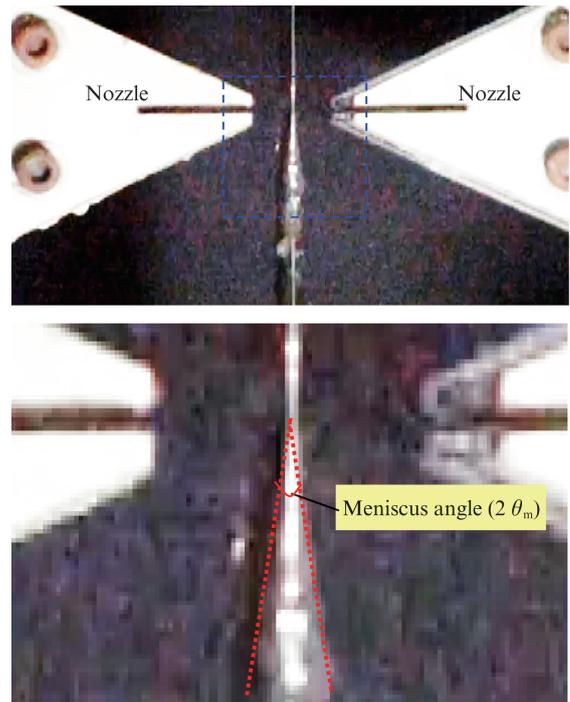


写真1 ワイピング部写真 (ノズル先端 50°)

Photo 1 Photographs of wiping test, Nozzle tip angle: 50°
Lower photograph is the enlarged view of upper photograph

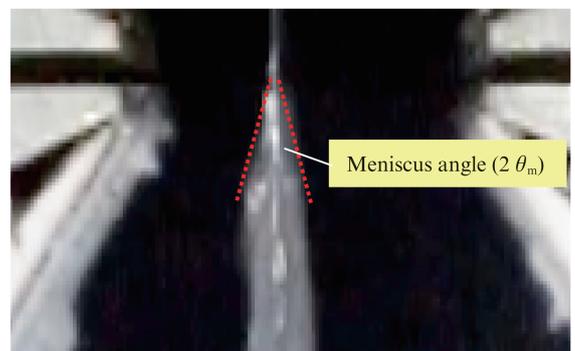
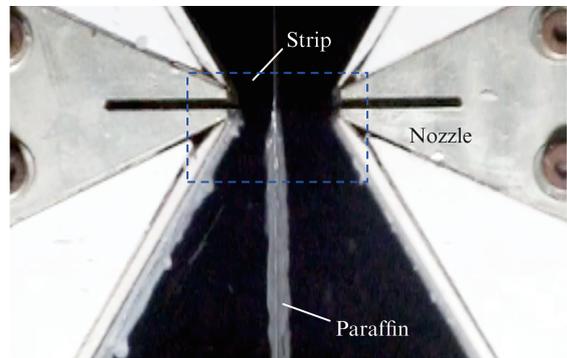


写真2 ワイピング部写真 (ノズル先端 120°)

Photo 2 Photographs of wiping test. Nozzle tip angle: 120°
Lower photograph is the enlarged view of upper photograph

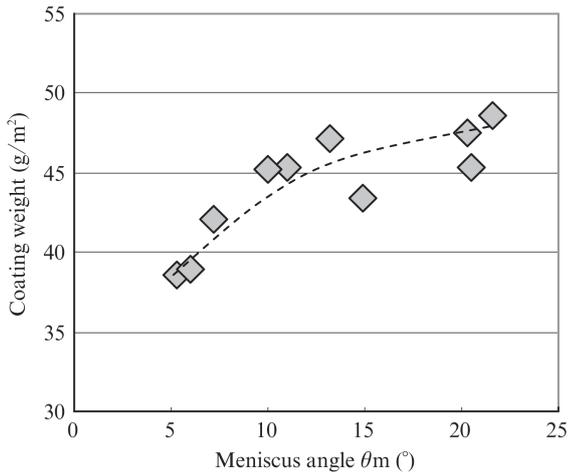


図 11 メニスカス角度と付着量の関係 (プレナム圧 1 kPa)
 Fig. 11 Relationship between meniscus angle and coating weight (plenum pressure: 1 kPa)

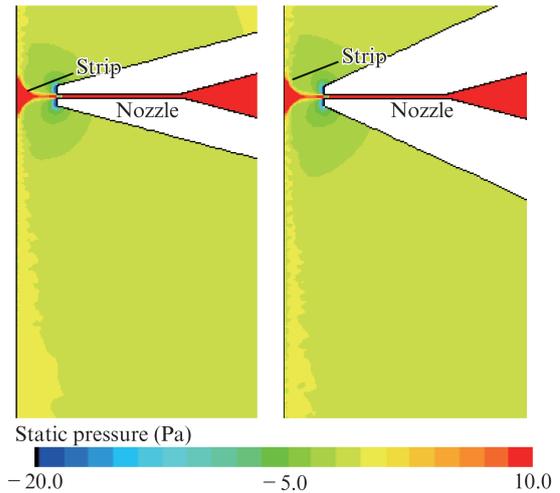


図 12 ノズル近傍の静圧分布 (左: $2\theta=30^\circ$, 右: $2\theta=50^\circ$)
 Fig. 12 Static pressure distribution around the nozzle Left: $2\theta = 30^\circ$ Right: $2\theta = 50^\circ$

の早い段階で薄膜化し始めているように見える。

この状況を評価するため、写真 1, 2 中に示すようにメニスカス角度 θ_m を定義、このメニスカス角度 θ_m と付着量の関係について定量評価を試みた。ただし液膜は時間変動が大きく、また鋼板表裏でも大きく異なる場合があるため、メニスカス角度の算出には、連続した 10 フレーム (41.7 msec) を使用し、表裏メニスカス角度の平均値を採用した。

図 11 にメニスカス角度と付着量の相関を示す。同一ワイピング条件にも関わらず、メニスカス角度 θ_m が小さくなるほど付着量も少なくなっている。このことはノズル先端角度が、まず液膜形状に影響を及ぼし、その液膜形状の差がめっき絞り能力にも影響を及ぼした可能性を示唆しているものと考えられる。

4.4 めっき絞り能力への影響メカニズム

ノズル先端角度がメニスカス角度に影響を及ぼす理由を検討するため、4.2.2 で示した解析手法を用いて、ノズル周辺の静圧分布を検証した。

図 12, 13 に静圧分布を示す。ノズル先端角度 30° と 50° では、ほとんど同じ静圧分布であるのに対し、 90° になると鋼板近傍の静圧が 2 Pa 程度減少することが分かる。この静圧差 2 Pa は、代表長さ (例えば液滴なら曲率半径) 13 mm に相当するため、液膜形状に十分影響しうると考えられる。また、先端角度が 120° になると、静圧は再び上昇に転じているが、この傾向も先述しためっき絞り能力実験結果 (図 5) と一致する。

次にメニスカス形状がめっき絞り性能に及ぼす影響を検証するため、図 14 で示す傾斜面に対する衝突噴流解析を行った。メニスカス形状は 4.3 節の観察結果を簡略化する形で反映させた。なお、本来メニスカスは自由界面として取り扱われるべきであるが、この場合、非定常解析で、かつ精

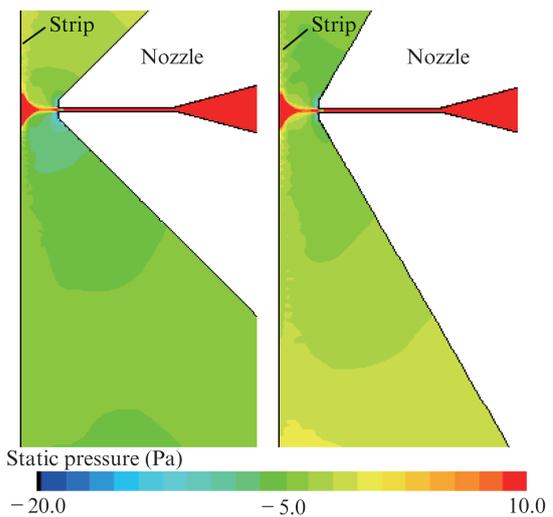


図 13 ノズル近傍の静圧分布 (左 $2\theta=90^\circ$, 右 $2\theta=120^\circ$)
 Fig. 13 Static pressure distribution around the nozzle Left: $2\theta = 90^\circ$ Right: $2\theta = 120^\circ$

細な計算メッシュを用いる必要があるため、解析コストが膨大となる。したがって今回はメニスカスを固定して解析を行った。

本解析で得られた衝突圧力分布を図 15 に示す。メニスカス有無に関わらず、ノズル先端角度は、衝突圧力にほとんど影響を及ぼさないが、メニスカス有無は衝突圧力に非常に大きな影響を及ぼしている。また図 16 に先端角度 90° における衝突圧力勾配を示す。メニスカス先端部に当たる $x = -0.001$ m 付近で圧力勾配が大きく低下することが分かる。当該位置はメニスカスの最上部にあたり、この付近で最終的なめっき膜厚になるため、この近辺での圧力勾配の低下は、めっき絞り能力を大きく減少させると考えられる。

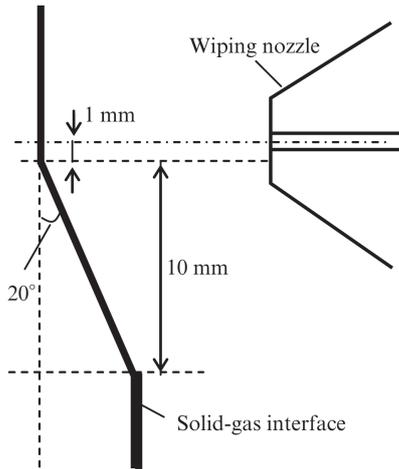


図 14 メニスカス考慮の解析に使用した形状
Fig. 14 Analysis geometry considering meniscus shape

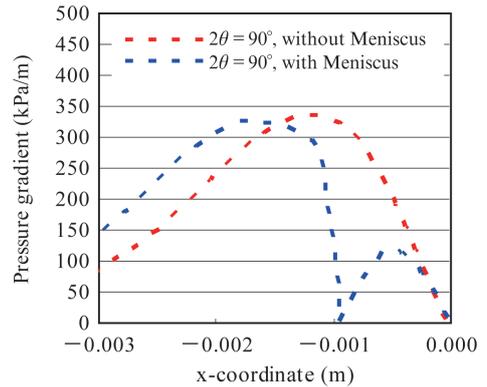


図 16 衝突圧力勾配 (プレナム圧 2 kPa, CFD 解析)
Fig. 16 Pressure gradient of the impingement pressure on the inclined surface by CFD analysis (plenum pressure: 2 kPa)

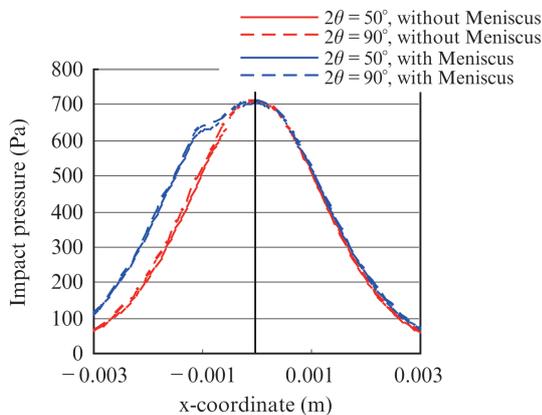


図 15 衝突圧力分布 (プレナム圧 2 kPa, CFD 解析)
Fig. 15 Distribution of the impingement pressure on the inclined surface by CFD analysis (plenum pressure: 2 kPa)

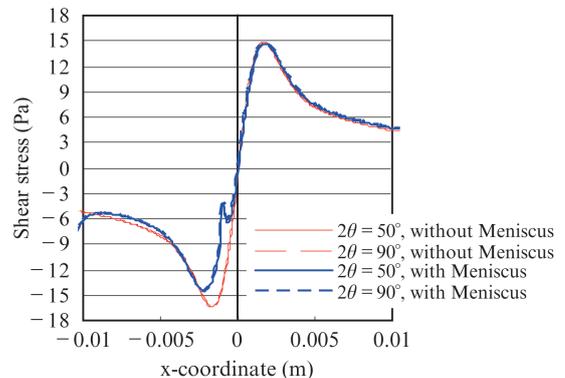


図 17 せん断応力分布 (プレナム圧 2 kPa, CFD 解析)
Fig. 17 Shear stress on the inclined surface by CFD analysis (plenum pressure: 2 kPa)

図 17 にせん断応力分布を示す。メニスカス形状を考慮した場合、 $x < 0$ におけるせん断応力の絶対値が減少するなど、全体的にせん断応力は小さくなっている。

上記のとおり、メニスカスを考慮した場合、衝突圧力、せん断応力は、いずれもめっき絞り能力を低下させる方向に変化するが、この事象は図 11 で示した事実と整合していると考えられる。

5. おわりに

めっき絞り能力がノズル先端角度によって影響を受けるメカニズムを考察するため、パラフィンを用いたワイピング試験を行い、さらにはワイピングガス噴流の測定および CFD 解析を行った。得られた結果は以下のとおりである。

(1) ノズル先端角度によってめっき絞り能力は大きく影響を受ける。具体的には先端鋭角なほどめっき絞り能力は

高まる傾向にあるが、 90° 以上になるとその影響はほとんど見られなくなる。

- (2) ワイピングガス噴流測定によると、ノズル先端角度は鋼板衝突圧力にほとんど影響を与えない。
- (3) CFD 解析によると、ノズル先端角度は鋼板衝突圧力およびせん断応力にほとんど影響を与えない。
- (4) 噴流の鋼板衝突点近傍のめっきメニスカス部を観察した結果、ノズル先端角度と液膜メニスカス角度の間には相関が見られ、先端角度が鋭角になるほどメニスカス角度は小さくなった。
- (5) 液膜メニスカス角度と付着量、すなわちめっき絞り能力には相関が見られ、メニスカス角度が小さいほど、めっき絞り能力は大きくなる傾向が認められた。
- (6) ノズル周辺の静圧分布は、先端が鈍角なほど負圧化傾向を示す。このことが液膜メニスカス角度の増大に影響したものと推定した。

(7) メニスカス形状を考慮した CFD 解析により、めっきメニスカス形状は衝突圧分布およびせん断応力に大きな影響を与えることが分かった。

上述のとおり、ノズル先端角度はノズル周辺の静圧分布に影響する。この静圧分布は、めっきメニスカス形状に大きく影響するが、そのメニスカス形状は、噴流の衝突圧やせん断応力に大きく影響する。これらの結果として、ノズル先端角度がめっき絞り性能に影響したものと考えられる。

従来、めっき絞り能力の検討には、平面に対する衝突圧力やせん断応力を計測・解析することで行ってきたが、より正確に評価するためには、メニスカス形状を考慮した解析・測定が必要であることが明らかになった。

参考文献

- 1) 高橋ほか. 実験力学. 2015, vol. 15, no. 3, p. 217-224.
- 2) 武石, 鈴木, 矢暮. 混相流. 2000, vol. 14, no. 2, p. 194-202.
- 3) 羽田ほか. 製鉄研究. 1978, vol. 304, p. 85-101.

- 4) Ellen, C. H. and Tu, C. V. An Analysis of Jet Stripping of Liquid Coatings, Trans. ASME J. Fluid Eng., 106 (1984), 399-404.
- 5) ELSAADAWY, E. A. et al. Coating Weight Model for the Continuous Hot-Dip Galvanizing Process, Metall. Mater. Trans. B, 38B (2007), 413-424.
- 6) 武田ほか. 混相流. 2014, vol. 28, no. 1, p. 90-98.
- 7) 武石ほか. 鉄と鋼. 1995, vol. 81, p. 37-42.
- 8) Shih, T. H. et al. A new $k-\epsilon$ eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows, Computers & Fluids, 24-3 (1995), 227-238.
- 9) Kader, B. Temperature and Concentration Profiles in Fully Turbulent Boundary Layers, Int. J. Heat Mass Transfer, 24-9 (1993), 1541-1544.



高橋 秀行



武田玄太郎



壁矢 和久