

博士論文

ガスワイピング高性能化のための
二次元衝突壁面噴流安定制御

2024年3月

宇都宮大学大学院

地域創生科学研究科 先端融合科学専攻

武田 玄太郎

概要

自動車、建材、家電用表面処理鋼板を製造する連続溶融亜鉛めっきラインの亜鉛めっき付着量制御には、一般的にガスワイピング法が用いられる。ガスワイピング法は二次元気体噴流を用いてめっき液体付着量を制御する手法であるため、鋼板およびめっき液に非接触で亜鉛付着量を制御でき、付着量均一性、薄めっき性および経済性に優れているなどの利点がある。ガスワイピングは溶融亜鉛めっき鋼板の表面品質を決定づける重要な工程であり、この二次元噴流の振動現象に起因して、種々のめっき後表面欠陥が発生することが知られている。

二次元噴流は、加熱、冷却、乾燥、混合、汚染物除去、液膜調整といった工業プロセスに広く用いられている。自由噴流の流れ場は、ノズル噴射口（ノズル出口ギャップ B ）からの距離 h によってノズル出口平均速度が衰えないくさび型のポテンシャルコアの存在する near field ($h/B \leq 6$)、ポテンシャルコアが消失し混合が進展して複雑な流動となる transition region ($6 \leq h/B \leq 30$)、初期運動量の自己保存則が成り立つ far field ($h/B > 30$) に大きく分類される。本研究では、ワイピングノズル内部構造やノズル姿勢によって二次元噴流の初期速度分布と発達形態を変化させ、衝突壁面噴流形成と亜鉛めっき付着量制御への影響を調査し、その工業的価値を明らかにする。本論文は、その概要と効果についてまとめたものであり、全5章からなる。各章の概要を以下に示す。

第1章では、本研究の背景と目的について説明する。溶融亜鉛めっき鋼板に求められる特性を踏まえ、めっき付着量制御における課題を俯瞰し、各課題の流体力学上の関連性を整理する。そして先行研究に基づいて、理想的な二次元噴流形態の方向性を示す。

第2章では、二次元噴流ノズルの内部流路形状によってノズル出口における初期流速分布を変化させ、衝突壁面噴流形成への影響を考察する。トップハット型の初期速度分布になるコンタードノズルでは、ポテンシャルコアが長くなる一方、下流側での乱流遷移は早くなる。両肩がなだらかな初期速度分布になるストレートノズルでは、ポテンシャルコア

が短く、transition region でもなだらかな速度分布を形成する。この2つのタイプのノズルを用いて、衝突壁面噴流の安定形成条件を明らかにする。

第3章では、二次元噴流ノズルを衝突板に対して 65° ~ 90° 傾斜させた際の壁面噴流発達形態変化の把握を試みる。傾斜衝突噴流では噴射角度によって衝突壁面噴流の分流比率が変化し、壁面噴流の剥離挙動への影響と傾斜二次元噴流の振動安定性を示す。

第4章では、鋼板に垂直な主スリットを挟むように2つの補助スリットを配置した3スリットノズルを対象にし、3噴流合流後の合成噴流の直進性制御、ワイピング性能に有利な補助噴流条件、その合成噴流発達形態とワイピング性能との関連性を明らかにする。

最後に第5章では、本研究を総括し、その成果や工業的価値をまとめる。

目次

第1章 序論

1.1	熔融亜鉛めっき鋼板に要求される諸特性.....	1
1.2	熔融亜鉛めっき鋼板のめっき付着量制御における課題.....	3
1.2.1	ガスワイピング（二次元噴流）によるめっき付着量制御方法.....	3
1.2.2	ガスワイピング付着量制御理論.....	5
1.2.3	ガスワイピング法の課題と理想的なワイピング噴流形態.....	9
	（i）めっき付着量制御性.....	9
	（ii）めっき付着量幅方向均一性.....	11
	（iii）めっき表面外観.....	18
1.2.4	二次元噴流研究に関するレビューと理想的な二次元噴流形態.....	25
1.3	本論文の目的と構成.....	32

第2章 遷移領域衝突における二次元噴流の初期流速分布の影響

2.1	本章の目的.....	35
2.2	本章のアプローチ.....	37
2.3	実験方法.....	37
2.3.1	二次元衝突噴流の可視化方法.....	37
2.3.2	PIVによる流れ場測定.....	39
2.3.3	初期流速分布の異なる二次元噴流ノズル.....	43
2.4	実験結果と考察.....	44
2.4.1	ノズル出口風速分布.....	44
2.4.2	衝突噴流形態の可視化観察.....	47
2.4.3	衝突噴流の振動周波数.....	52
2.4.4	衝突壁面噴流を含む全体速度場.....	53
2.4.5	衝突壁面噴流の平均速度と速度変動.....	56
2.4.6	衝突壁面噴流の安定条件.....	63
2.5	小括.....	65

第3章 傾斜衝突による二次元噴流の不安定性

3.1	本章の目的.....	67
3.2	本章のアプローチ.....	68
3.3	実験方法.....	69
3.3.1	傾斜衝突噴流の可視化方法.....	69
3.3.2	二次元噴流ノズル.....	69

3.4	実験結果と考察.....	72
3.4.1	衝突噴流形態.....	72
3.4.2	壁面噴流速度.....	74
3.4.3	衝突噴流の振動周波数.....	76
3.4.4	壁面近傍平均速度と速度変動.....	78
3.5	小括.....	81

第4章 ガスワイピングにおける 3-スリットノズルの噴流形態

4.1	本章の目的.....	83
4.2	本章のアプローチ.....	85
4.3	実験方法.....	85
4.3.1	3-スリットノズル.....	85
4.3.2	風速分布測定装置および方法.....	87
4.3.3	衝突圧力測定.....	88
4.3.4	ワイピングモデル装置.....	89
4.3.5	ワイピングガス噴流の CFD 解析.....	92
4.4	実験結果と考察.....	93
4.4.1	スリット間隙による 3-スリットノズルのワイピング性能評価.....	93
4.4.2	スリット間隙による 3-スリットノズルの噴流特性の変化.....	94
4.4.3	スリット間隙による 3-スリットノズルの噴流混合形態の変化.....	97
4.4.4	上下スリット噴流のワイピング性能への影響.....	98
4.4.5	3-スリットノズルの噴流形態.....	103
4.5	小括.....	107

第5章	結論.....	109
-----	---------	-----

参考文献	113
------	-------	-----

謝辞	121
----	-------	-----

著者論文リスト	123
---------	-------	-----

国際会議、国内学会発表	124
-------------	-------	-----

特許	127
----	-------	-----

第1章 序論

1.1 溶融亜鉛めっき鋼板に要求される諸特性

世界的な粗鋼生産量は BRICs 諸国の経済成長によって 2000 年以降急激な増加を遂げ、2023 年となった現在でも堅調に増加している^[1]。鉄鋼材料の主要用途の一つである自動車の生産台数は、Fig.1-1^[2]に示すように同様に増加しており、Covid-19 パンデミックによって発生した半導体不足により一時的に急減したものの、経済活動の再開により再び増加傾向を見せている。今後日本国内の自動車需要は減少することが確実であるが、世界的には中国およびグローバルサウスと呼ばれる新興国を中心に自動車需要の増加が見込まれている。

自動車産業において、地球環境問題に対応するため段階的な走行時 CO₂ 排出規制が設けられ、燃費改善が図られてきたが、近年は電動化 (BEV 化) の動きが急速に進んでいる^[3]。燃費・電費改善には自動車車体の軽量化が欠かせない。従って自動車に用いられる部材として、これまでの鉄鋼主体からアルミニウムやマグネシウム、樹脂を含む複合材の軽量化素材の比率を増加させ、多様化 (マルチマテリアル化) する動きもみられている。しかしながら、鉄鋼材料は種々の組織制御による高張力化 (ハイテン化) が可能^[4]かつ他素材に対して圧倒的に低コストであることから、依然鉄鋼材料が使用される比率は高く、2025 年では車体重量の約 50%、2030 年においても車体重量の約 45%と占める予測がなされている^[5]。

自動車用車体材料として、亜鉛系めっき鋼板が現在広く使用されている^[6]。亜鉛系めっき鋼板は、1970 年代より防錆鋼板として本格的に自動車車体に採用されるようになった。これは道路凍結防止を目的とした融雪塩散布が自動車車体腐食を引き起こし、大きな社会問題となったためである。近年では 12 年防錆保証 (12 年穴あきなし) という基準^[7]が設けられ、防錆品質への要求はさらに厳しくなっている。これらの要求に対し、日系自動車メーカーでは 1970 年代後半から 1980 年代にかけて電気亜鉛合金めっき鋼板 (Zn-Fe 系、Zn-Ni 系) の使用が開始され、1990 年代には耐食性及び低コスト化の観点から合金化溶融亜鉛めっき鋼板 (以下 GA) が主に使用されている。一方、欧米系自動車メーカーでは、ドアパネルな

どの外板には塗装後の優れた表面外観特性から電気亜鉛めっき鋼板（以下 EG）が、ボディ用などの内板には耐食性やコストの観点から溶融亜鉛めっき鋼板（以下 GI）が主に使用されている。近年では表面外観特性に優れた外板用 GI も開発され、使用量が拡大している。

自動車需要の増加に伴って溶融亜鉛めっき鋼板需要も底堅く、防錆鋼板としての耐食性とともに美しい表面外観を有する溶融亜鉛めっき鋼板を低コストで安定供給することが鉄鋼メーカーには求められる。

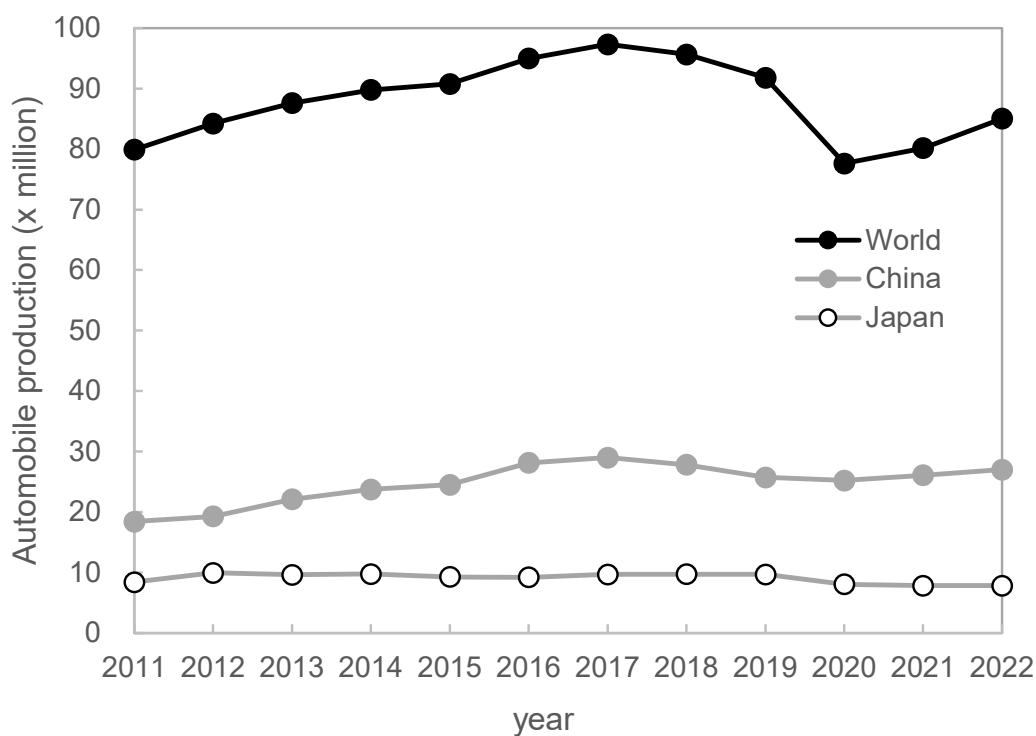


Fig.1-1 Transition of automobile production in world, China and Japan^[2].

1.2 溶融亜鉛めっき鋼板のめっき付着量制御における課題

1.2.1 ガスワイピング(二次元噴流)によるめっき付着量制御方法

溶融亜鉛めっき鋼板のめっき付着量制御には、ガスワイピング法が用いられる。Fig.1-2 に溶融亜鉛めっき鋼板を製造する連続溶融亜鉛めっきライン（Continuous Galvanizing Line; 以下 CGL）の概略図を示す^[8]。CGL の入側には冷間圧延された薄鋼板が搬送され、先行材と溶接で接合される。払い出された鋼板表面に残存する防錆油を前処理工程で除去し、連続焼鈍炉の還元雰囲気中で 750~900℃まで加熱して焼鈍（焼きなまし）処理することで最終製品としての材質調整が行われる。その後鋼板は 500℃程度まで冷却され、そのまま直ちに溶融亜鉛めっき浴（460℃程度）に進入する。上方に引き上げられた鋼板には溶融亜鉛が随伴しており、溶融亜鉛めっき浴の直上の鋼板表裏に対向して配置されたガスワイピングノズルから空気あるいは N₂ ガスを噴射して余剰な亜鉛を掻き落とす。ガスワイピングで所定めめっき付着量に調整された後、合金化溶融亜鉛めっき鋼板であれば合金化炉（誘導加熱方式、もしくは燃焼ガス加熱方式）にて 460~550℃程度に再加熱して合金化処理を施す。その後冷却帯で常温まで冷却され、調質圧延機（スキンパスミル）による降伏点伸び除去・表面粗度調整、表面用途に応じて後処理工程を経て最終製品として出荷される。

Fig.1-3 にガスワイピングプロセスの概略図を示す。ガスワイピング法では鋼板・溶融亜鉛に非接触で亜鉛付着量を制御でき、鋼板幅方向付着量均一性、薄めっき性および経済性に優れているなどの利点があり、世界中の CGL で一般的に採用されている。溶融亜鉛めっき鋼板のガスワイピングには、通常、幅 2m 前後、スリットギャップ 1mm 程度の単一スリットノズルが用いられる。生産性を高めるために連続ラインの通板速度を上昇させるには、通板速度に応じてガスワイピングの噴射圧力を適宜制御させればよいのだが、めっき処理工程が無い連続焼鈍ラインでは 4.0 m/s を超える通板速度で操業されているのに対し、CGL の通板速度は最大でも 3.0m/s 程度にとどまる。その主要因は、亜鉛めっき厚を数 μm まで薄膜化するためのめっき絞り性能^[9,10]やガスワイピングの際に発生するスプラッシュと呼ばれる表面欠陥の問題^[11-14]とされている。またワイピングガスは乱流であるがゆえに、ワイピ

ング後の亜鉛めっき表面には波状模様が発生することもあり、表面外観を阻害する[15-20]。特に自動車メーカーから表面品質要求は非常に高く、ガスワイピング工程は熔融亜鉛めっき鋼板表面品質を左右する重要な工程の一つである。

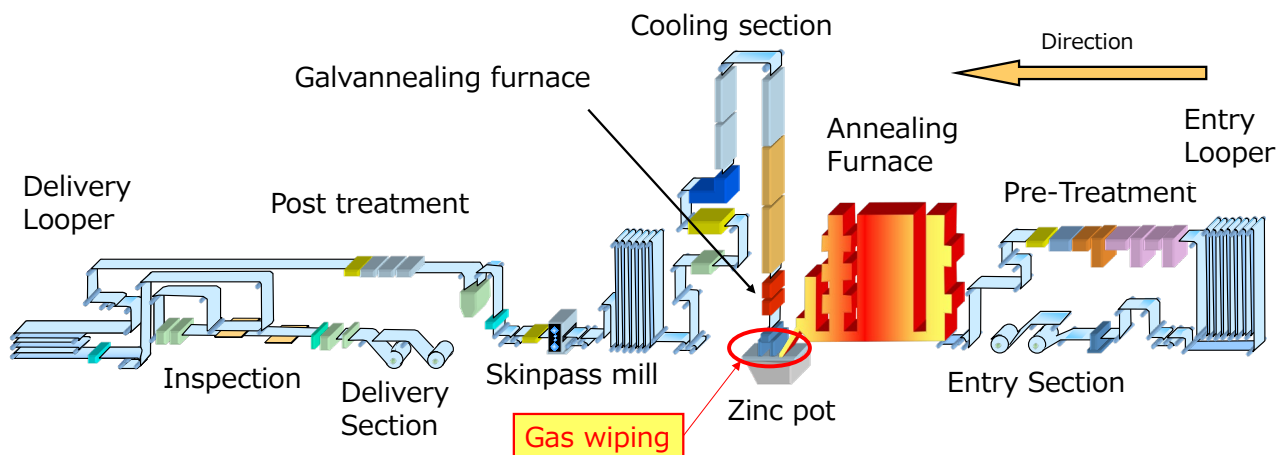


Fig.1-2 A general configuration of continuous galvanizing line (CGL).

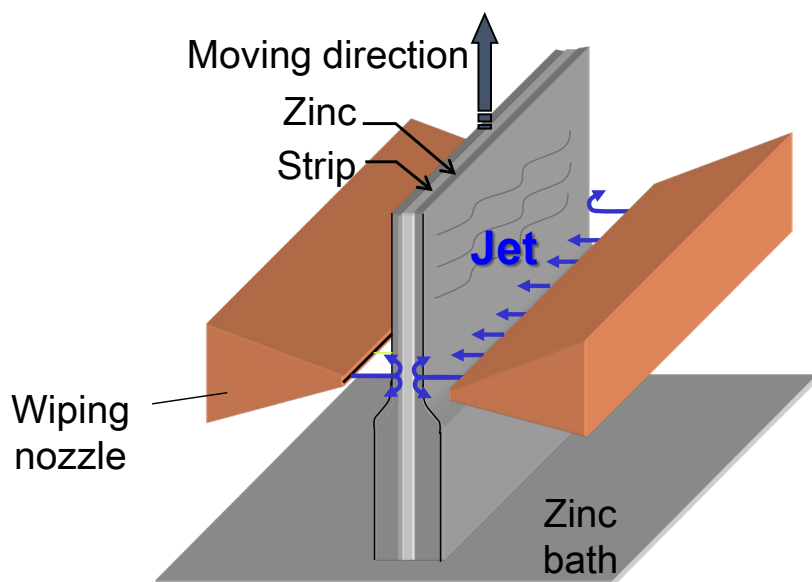


Fig.1-3 Schematic diagram of the gas wiping process.

1.2.2 ガスワイピング付着量制御理論

ガスワイピングによるめっき付着量制御機構としては、以下に示す考え方が知られている [21-25]。Fig.1-4 に示すように、熔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ガス噴流の衝突圧力と衝突後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して、この液膜流れを次の仮定の下にモデル化する。

- ① 鋼板面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

したがって、めっき液膜の運動方程式は次式となる。

$$\mu_L \frac{d^2 u_L}{dy^2} = \rho_L g + \frac{dP}{dx} \quad (1-1)$$

次に質量保存側より、単位幅当たりのめっき液持上げ量 q は

$$q = \int_{y=0}^{y=t} u_L(x, y) dy \quad (1-2)$$

境界条件は

$$u_L = V \quad \text{at} \quad y = 0 \quad (1-3)$$

$$\mu_L \frac{du_L}{dy} = \tau \quad \text{at} \quad y = t \quad (1-4)$$

式(1-1)、(1-2)を境界条件(1-3)、(1-4)で解くことにより、以下の解が得られる。

$$T = \frac{S + \sqrt{S^2 + 4G}}{2G} \quad (1-5)$$

ここで、 $T = t \sqrt{\rho_L g / \mu_L V} \quad (1-6)$

$$S = \tau / \sqrt{\rho_L \mu_L V g} \quad (1-7)$$

$$G = 1 + (dp/dx) / \rho_L g \quad (1-8)$$

T、S、G はガスワイピングに関する無次元数であり、Tは無次元めっき厚、Sは無次元せん断応力、Gは無次元圧力勾配、 μ_L はめっき液粘度、 u_L はめっき液 x 方向速度、 ρ_L はめっき液密度、gは重力加速度、Pは衝突圧力、tは最終めっき膜厚、Vは通板速度である。このように、めっき膜厚はワイピングガスによる圧力勾配 dp/dx と壁面せん断応力 τ によって決定される。一般的な単一スリットノズルでは、ノズルギャップを固定すれば噴射圧力とノズル-鋼板距離に応じて dp/dx と τ は一義的に決定される^[26,27]。また、衝突噴流の振動特性として、メニスカスを模擬した凸状壁面上の流速を PIV で測定することで、噴流振動と壁面上の大規模渦の振動との間に強い相関があることが示された^[28]。

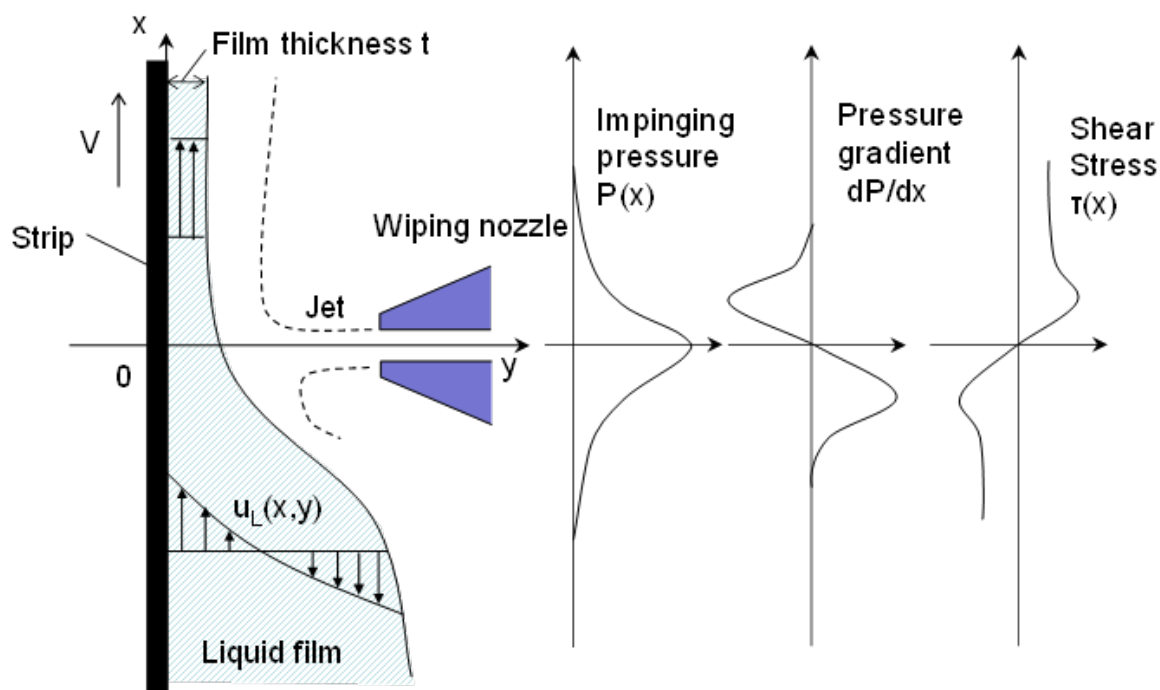


Fig.1-4 Analytical model of gas wiping.

このような基本原理に基づき、ガスワイピング後のめっき付着量やガスワイピング下方の熔融亜鉛のバックフローについての精緻なシミュレーションへの取り組み (Fig.1-5) がなされており、最終膜厚は概ね解析式と一致することが示されている^[29-34]。一方で、実際のガ

スワイピングではワイピングノズル外形が鈍角になるとめっき液バックフロー部分の厚み（メニスカス）が増加し（Fig.1-6）、ノズルとめっき液間の風速が増加して鋼板近傍は負圧になり、衝突圧力が低下してめっき付着量が増加する作用があることが指摘された^[35]。したがって、実機での付着量制御においては、後述するその他表面欠陥要因も考慮してノズル角度やその他操業条件による微調整が必要である。

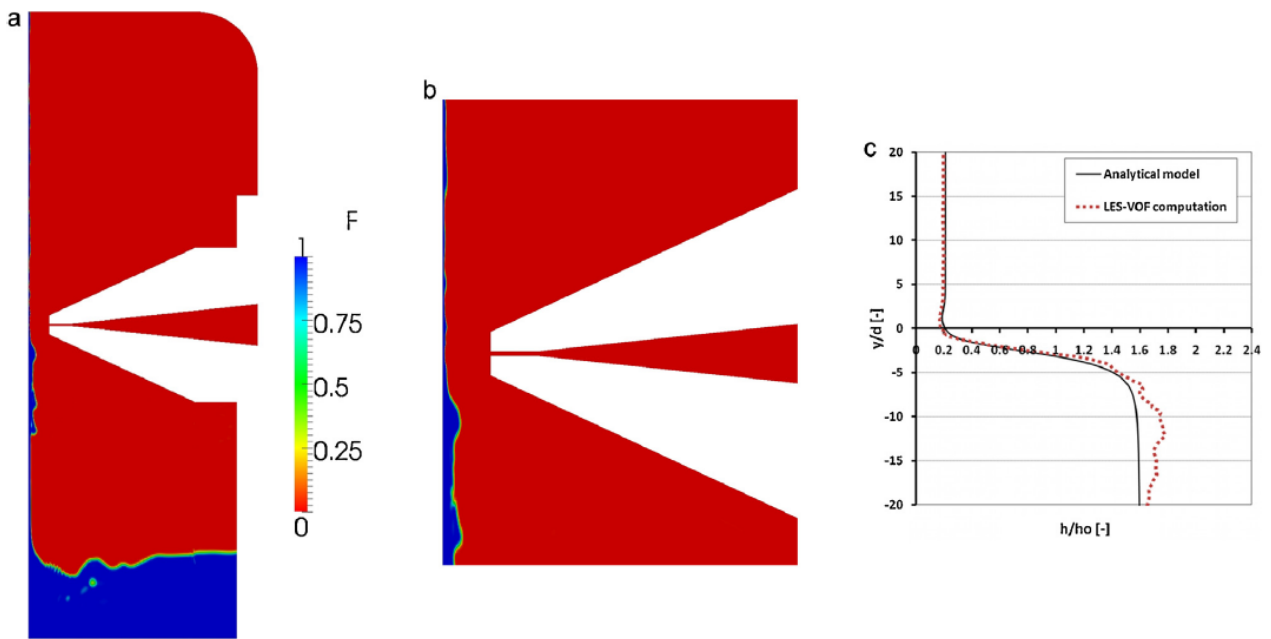


Fig.1-5 Film thickness profile from the two-phase simulation. ^[33]

(a) Contours of liquid volume fraction for instantaneous result of two-phase simulation, indicating the position of the liquid in the domain. (b) Closeup at wiping region, showing the reduction in film thickness due to the action of the jet. (c) Comparison between the mean film thickness profile from the simulation and the analytical model.

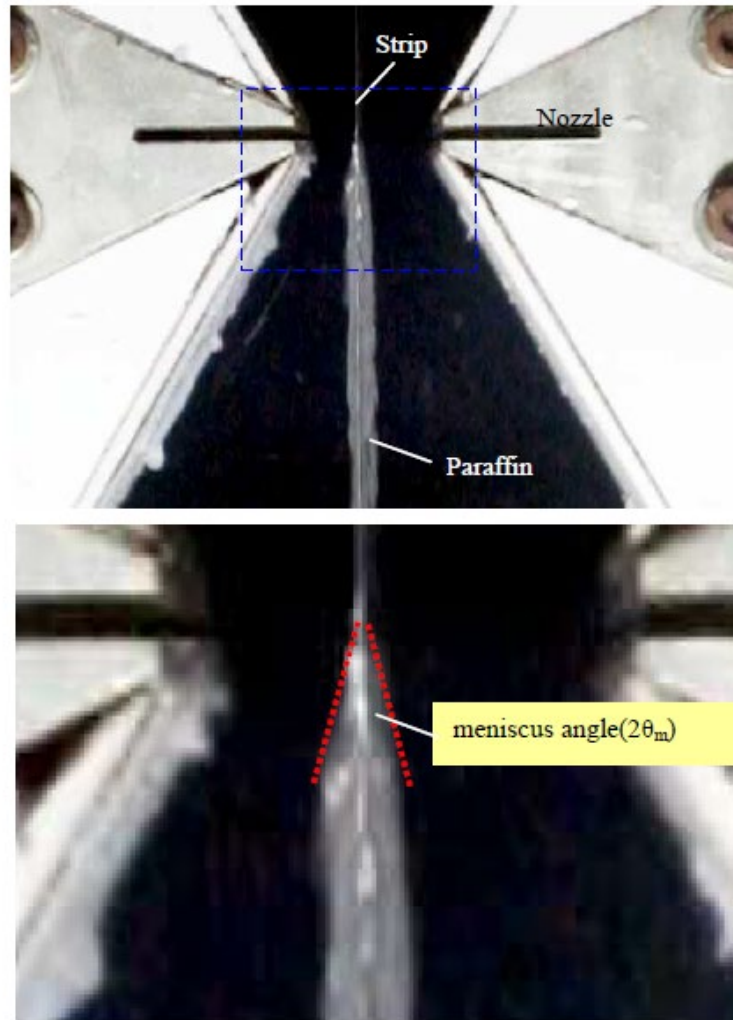


Fig.1-6 Photographs of wiping test. Nozzle tip angle:120°.[35]

1.2.3 ガスワイピング法の課題と理想的なワイピング噴流形態

CGL の生産性と溶融亜鉛めっき鋼板品質の観点からのガスワイピングプロセスへの要求事項、それに関連する CGL ワイピング内での流体现象、各流体现象に関連する流体力学的な対象の関連を、改めて Fig.1-7 にまとめる。また、それらの要求事項に対する従来の対策例もここで示す。

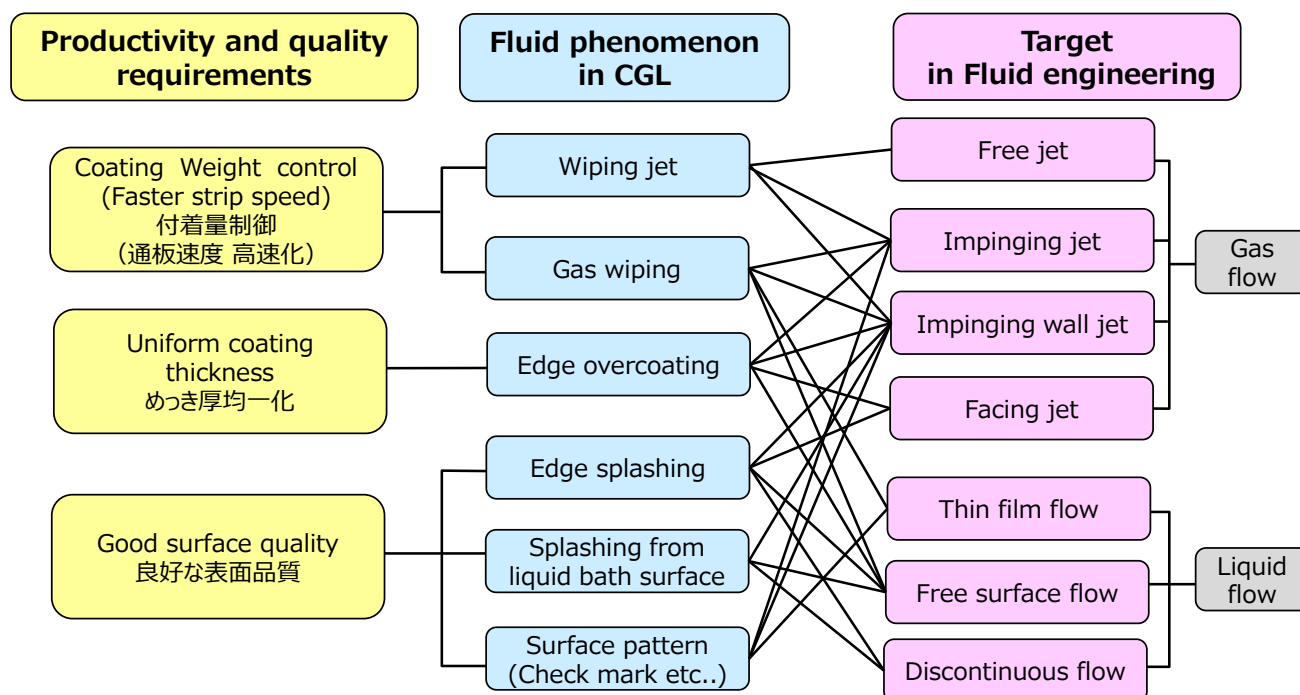


Fig.1-7 Fluid engineering challenges in gas wiping process.

(i) めっき付着量制御性

第一に要求されるのはめっき付着量制御性^[9,10,21-24,27-30]である。自動車用途であれば最薄で片面 35g/m^2 (約 $5\mu\text{m}$: Zn-0.13%Al めっき)、建材用途であれば最厚で片面 220g/m^2 (約 $40\mu\text{m}$: Zn-5%Al-微量 Mg-微量 Ni 添加合金めっき) までの広い範囲でのめっき付着量制御が求められる。付着量制御に関連する流体现象は、ワイピング噴流とガスワイピングである。上向きに進行する鋼板に随伴する溶融金属に対し、ワイピング噴流（二次元噴流）が衝

突し、その衝突圧力とせん断力によって余剰な熔融金属を下向き（鋼板進行とは逆向き）に押し流すことで熔融金属付着量が制御される。従って流体力学的視点で見ると、ワイピング噴流は自由噴流、衝突噴流、衝突壁面噴流に関連する。ガスワイピングは、ガス流れとしては衝突噴流、衝突壁面噴流、液流れとしては薄膜流、自由表面流に関連する。

上述のガスワイピング理論より、ガスワイピングによるめっき付着量制御には原理的に制約があることがわかる。Fig.1-8 に、ガスワイピング部での通板速度（＝ライン速度）と亜鉛めっき付着量の関係を示す。通板速度を速くするほど薄目付けしにくくなり、点線の限界速度はワイピングノズルそのものの性能や各種表面欠陥対策との関係によって変動するのである。

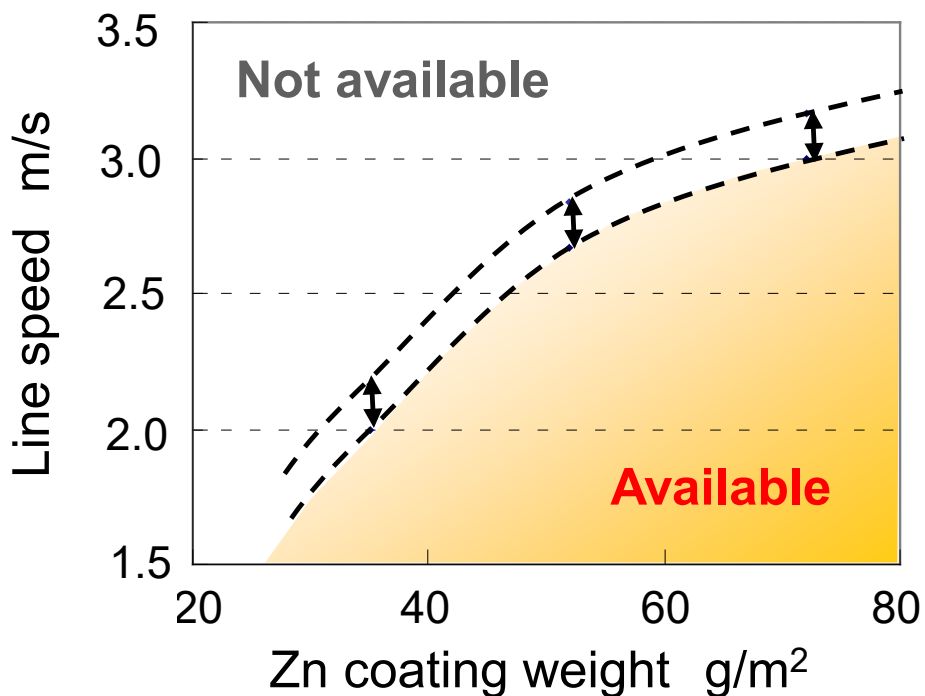
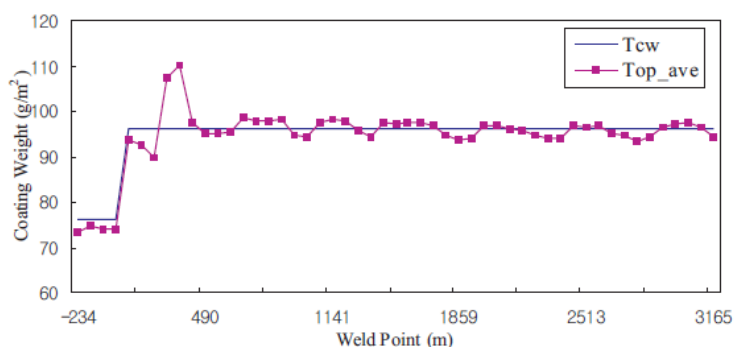
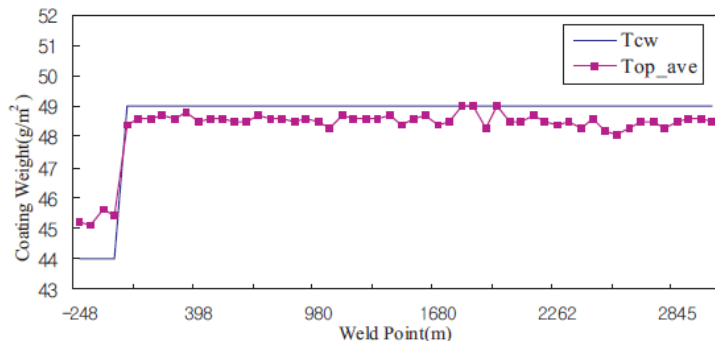


Fig.1-8 Relationship between zinc coating weight and line speed in CGL.^[9]

実際の CGL での操作においては、上記の物理モデルではなく、ワイピングガス圧やノズルと鋼板との距離、溶融めっき浴温などのめっき付着量に影響するパラメータから回帰的によって自動制御する取り組みが実施されている[36-40]。実際の運転ではライン速度や目標付着量などが製品によって変更となるため、ガスワイピングはそれに追従する必要がある。一般的な自動制御と同様であるが、フィードバック制御だけでは実績値の周期的変動が起きることがあり、フィードフォワード制御も組み合わせた自動制御が有効である (Fig.1-9)。



(a) Feedback control with critical gain



(b) Good preset and no feedback control

Fig.1-9 Result of feedback control by a coating weight regression formula.[39]

(ii) めっき付着量幅方向均一性

第二に要求されるのはめっき厚均一性で、特に鋼板エッジでは鋼板中央部に対してめっき

厚が厚くなるエッジオーバーコート^[41-45]が発生することから、鋼板幅方向めっき厚均一性が求められる。エッジオーバーコートの発生要因は大きく2点あり、1点目は鋼板の表裏で対向して噴射されるワイピング噴流が鋼板エッジより外側では衝突するため、鋼板エッジ付近の衝突圧力が低下するため (Fig.1-10)、2点目は、ワイピング部を通過した後の溶融亜鉛が、凝固するまでの間に鋼板に沿って流れるガス噴流によって鋼板エッジに向かって押し流されてしまうためである (Fig.1-11)。従ってエッジオーバーコートには、ガス流れとしては衝突噴流、衝突壁面噴流、対向噴流、液流れとしては自由表面流が関連する。

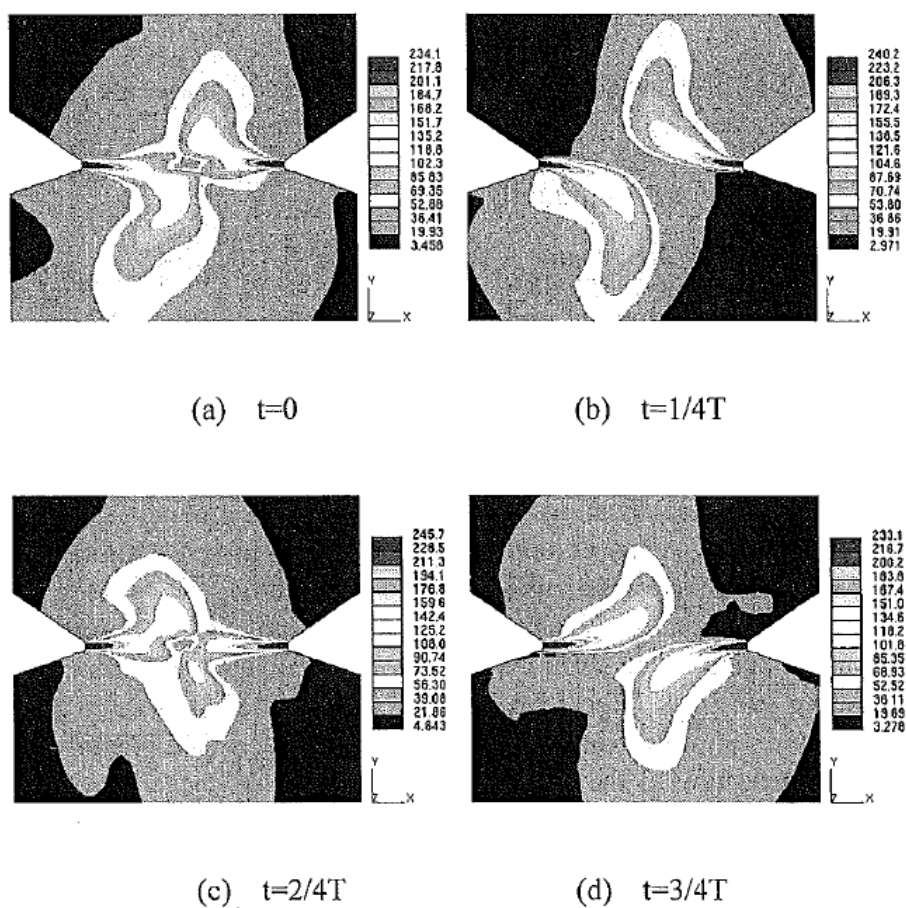


Fig.1-10 Variation of flow directions of two opposing air knife jets.^[43]

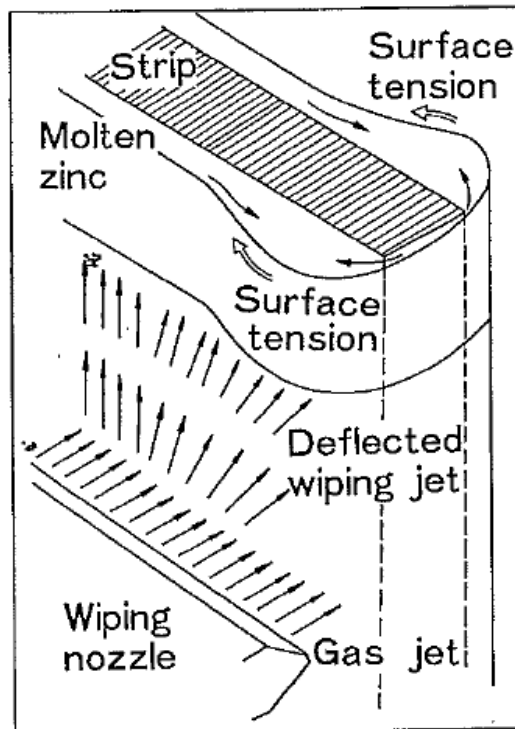


Fig.1-11 Model of edge over coating. [41]

エッジオーバーコートを抑止する方法として、鋼板エッジより外側の対向噴流干渉を防止するバッフルプレート^[14]を用いることが一般的である (Fig.1-12)。バッフルプレートはガスワイピング部の騒音の低減、後述するエッジスプラッシュの低減にも効果を発揮する。バッフルプレートは鋼板サイズや溶接点（先行材との後行材のつなぎ目）通過タイミングに応じて自動的に位置変更できるようにするのが望ましく、また使用する際は極力鋼板に近接化させた方が効果大きい。鋼板エッジ部での対向噴流干渉を防止する別方式として、鋼板エッジの外側にバッフルプレートを設置するのではなく、ワイピングノズル内部のブレードを動作してノズル噴射幅を可変にするワイピングノズル (Fig.1-13) が開発された^[46]。要因 2 点目のガスワイピング後に熔融亜鉛が鋼板エッジに押し流されるのを防止する手段としてはエッジマスク (Fig.1-14) が提案され、実機ラインでの効果も確認された^[41]。また、エッジオーバーコートとなる鋼板エッジ部分をあらかじめ薄目付にするために、ワイピングノズルのセンター部とエッジ部のノズルギャップをわずかに変更できるノズルも各社で開発さ

れた^[47-49]。例えば、Fig.1-15 は電熱ヒーター付きの押し棒を有するノズル^[47]であり、幅方向両端のノズルギャップをテーパ状に広げることが可能とした。Fig.1-16 はノズルギャップを静的にも動的にも変形させるために積層型圧電アクチュエータを内蔵したワイピングノズル^[49]であり、それぞれ実機 CGL でエッジオーバーコート抑制効果が検証された。

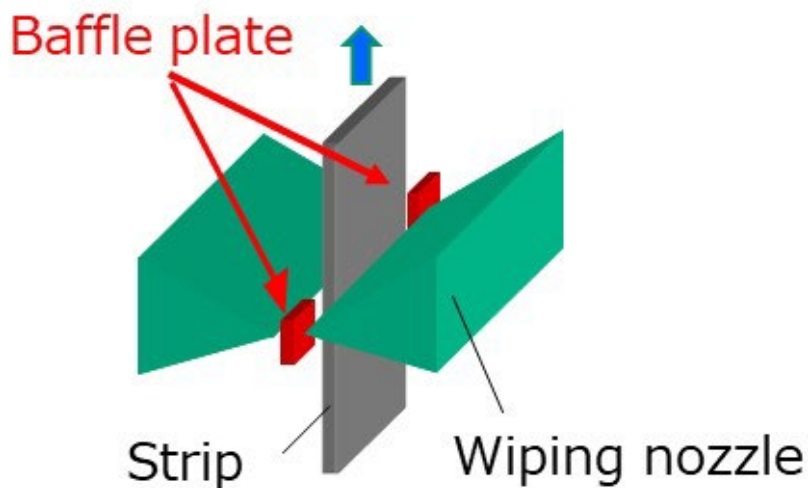


Fig.1-12 Schematic diagram of baffle plate in gas wiping. ^[14]

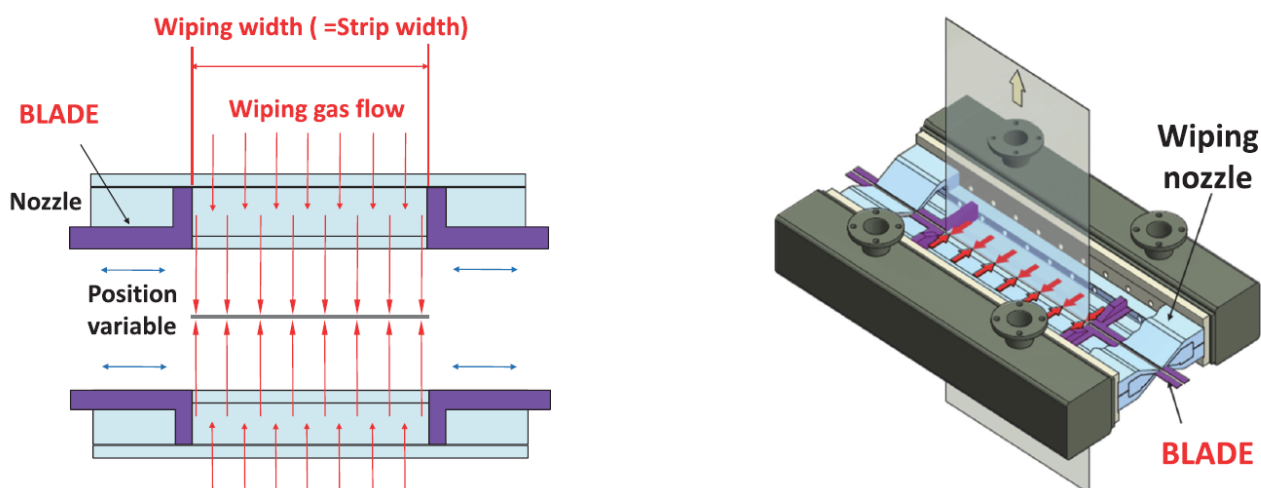


Fig.1-13 Feature of NSblade®. ^[46]

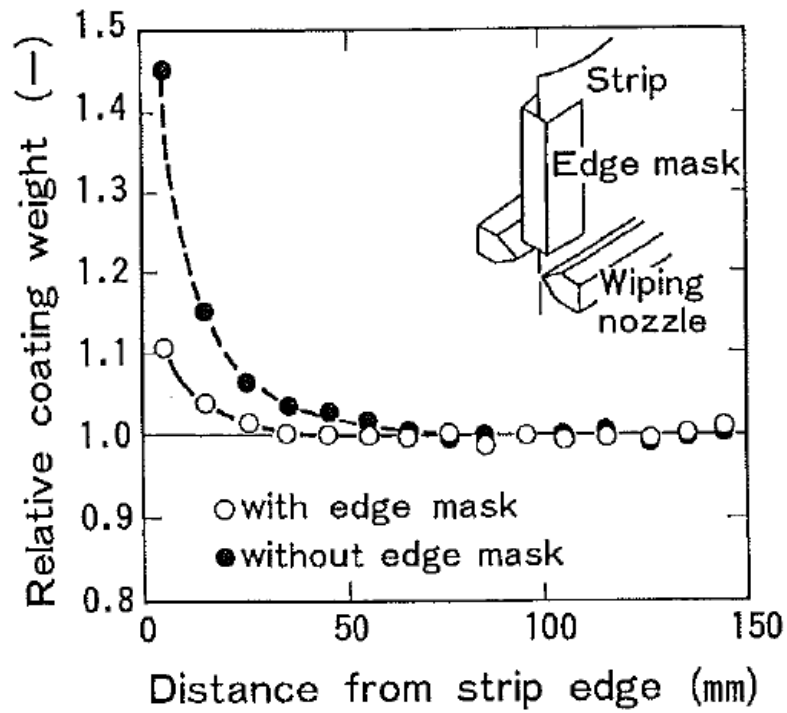


Fig.1-14 Effect of edge mask on reduction of edge over coating. [41]

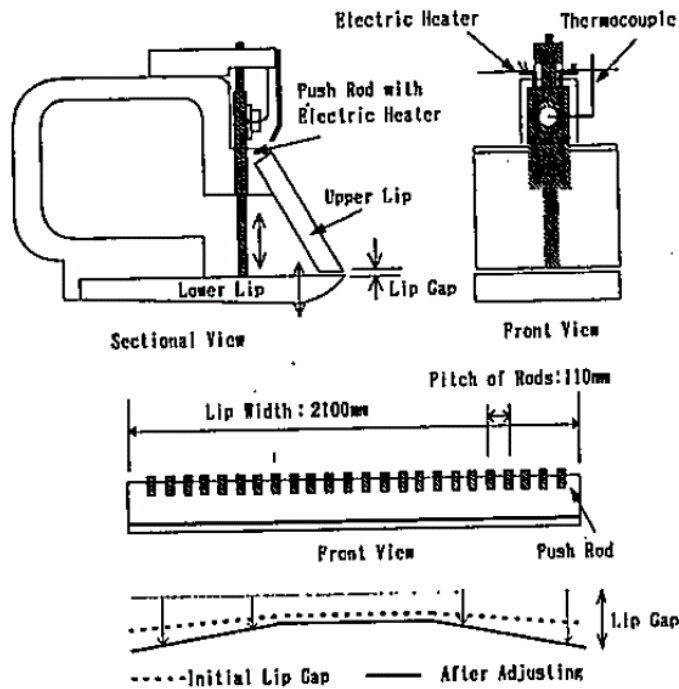


Fig.1-15 Schematic of an air knife system with adjustable lip gaps. [47]

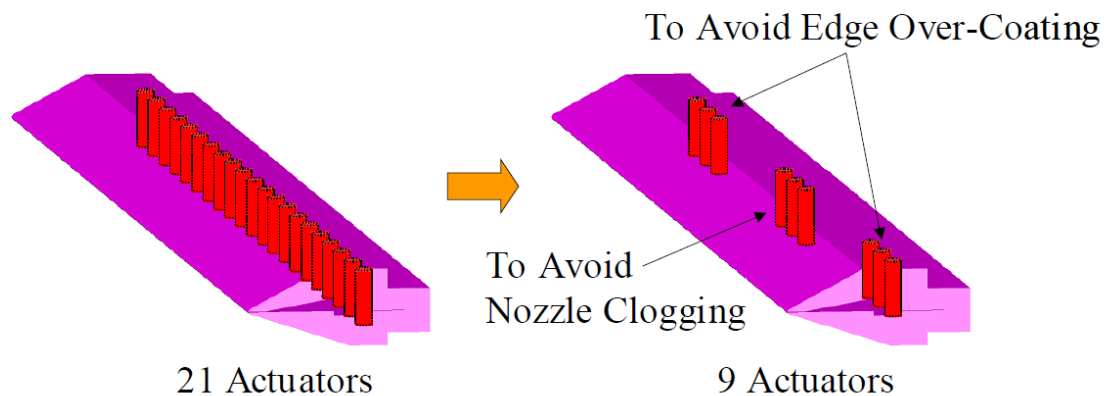


Fig.1-16 Structure of actual gas wiping nozzle with piezoelectric actuators. [49]

上記の課題に加え、めっき付着量の幅方向均一性には鋼板反り形状の影響も大きい。Fig.1-17 に示すように、鋼板はめっき浴中のシンクロールに巻き付けて進行方向転換をするために、原理的に幅方向の反りが発生する^[50,51]。ワイピングノズルと鋼板の距離は 10～20mm 程度なので、鋼板が 1～2mm 反るだけでも幅方向でノズルと鋼板の距離が 10%以上も変わることになり、幅方向にめっき付着量偏差が生じる。このような幅方向反りの矯正および鋼板振動抑制の目的で、シンクロール上方のめっき浴内中ガイドロールを一对配置し、その押し込み量を調整することで鋼板の反りを平坦に修正することが一般的である。めっき浴中のガイドロールでも矯正しきれない幅方向の反り対策、およびワイピング位置での鋼板振動を抑止するために、ワイピングノズル上方に電磁石を設置する方法が採用されることもある (Fig.1-18) ^[52-55]。このような周辺装置開発によって、ガスワイピング位置での鋼板姿勢は非常に平坦かつ安定した状態が維持されている。

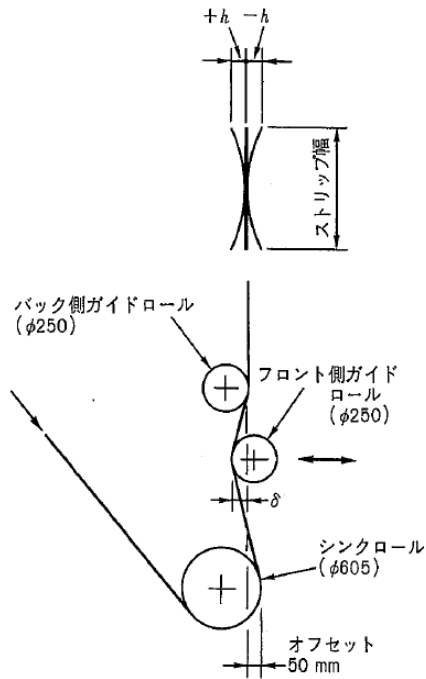


Fig.1-17 An example of strip crossbow correction for uniform coating weight. [50]

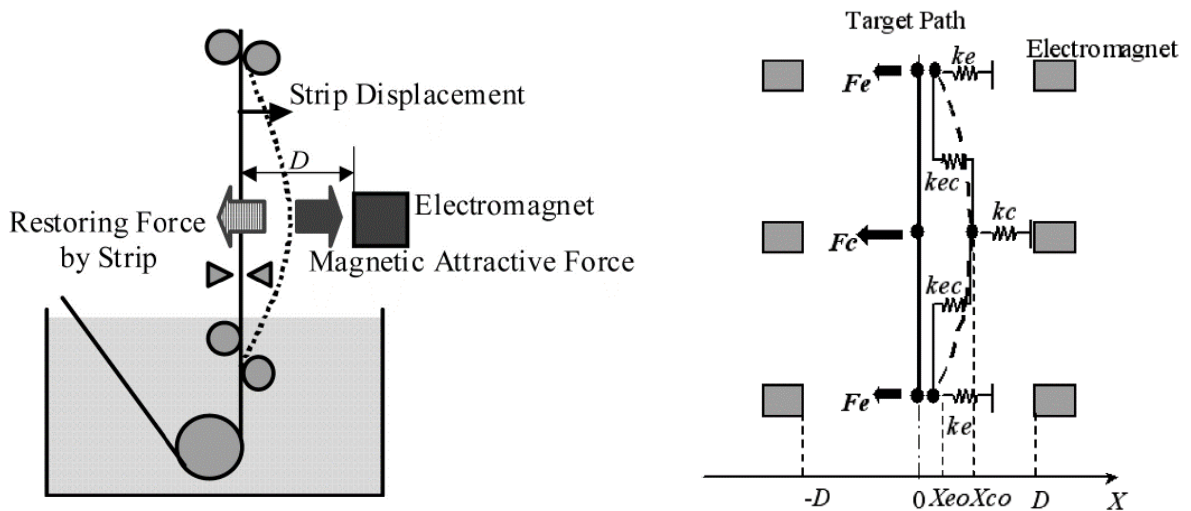


Fig.1-18 Interaction of magnetic attractive force and resorting force on strip at gas wiping. [53]

(iii) めっき表面外観

第三に要求されるのは良好な表面品質であり、凹凸のない平滑なめっき表面が美しい表面とされる。尚、原板となる鋼板表面性状（めっき直前の酸化皮膜状態や微小凹凸形状）に起因する外観不良や色調ムラは本論文では取り扱わないこととする。ガスワイピングに起因して発生する現象としては、鋼板エッジ部で対向するワイピングガスの干渉によって発生するエッジスプラッシュ (Fig.1-19)^[11-13,24,56]、ワイピングガスが鋼板に沿って流れてめっき浴面に到達しめっき浴面を波立たせることで発生する浴面スプラッシュ (Fig.1-20)^[57]、ワイピングガスが鋼板に衝突する際の振動や渦に起因するチェックマークなどと呼ばれるめっき表面の凹凸模様（表面疵、Fig.1-21）^[14-19]がある。それぞれの現象について、ガス流れとしては衝突噴流、衝突壁面噴流、対向噴流、液流れとしては薄膜流、自由表面流、不連続流といった要因が複雑に関連する。

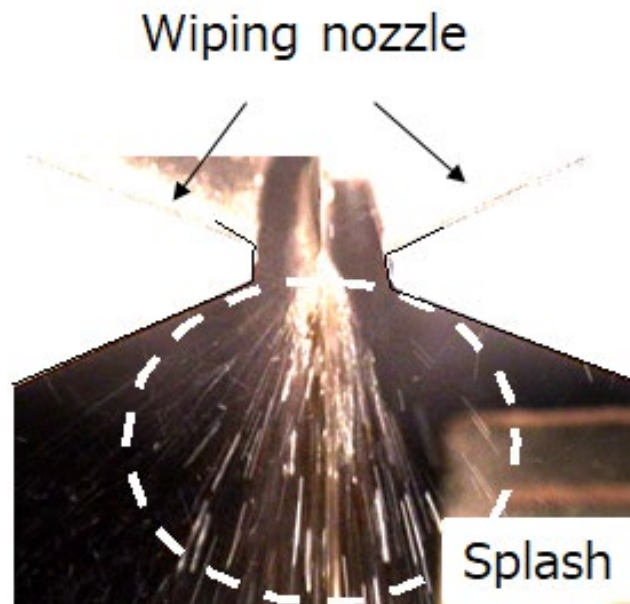


Fig.1-19 Edge splashing phenomenon as observed on laboratory wiping simulator. ^[13]

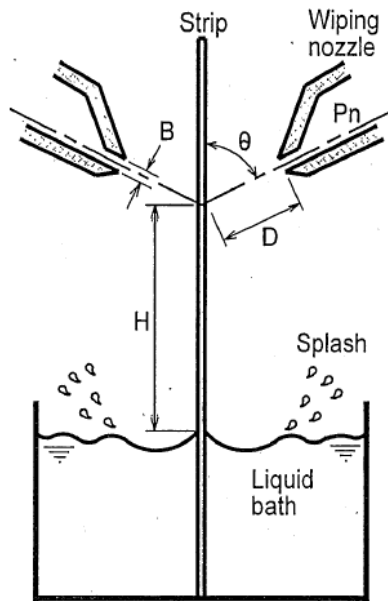


Fig.1-20 Splashing from liquid bath surface in CGL gas wiping. [57]

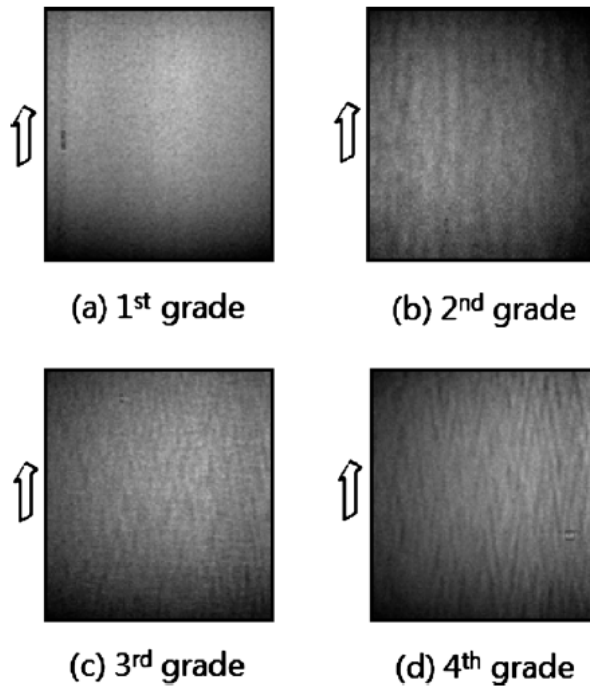


Fig.1-21 Photograph of check-mark with grade,

(a) 1st grade, (b) 2nd grade, (c) 3rd grade, (d) 4th grade. [16]

エッジスプラッシュの発生メカニズム^[11,24]を Fig.1-22 に示す。ワイピングノズルの鋼板幅方向長さは製造される鋼板幅よりも長いため、鋼板のエッジ付近では対向するガスが衝突しており、ガスの乱れが激しくなっている。ワイピングされて流下するめっき液膜流の表面に、そのようなワイピングガスの乱れによって突起が生じ、亜鉛の表面張力よりも噴射ガスによって熔融亜鉛に与えられる揚力が勝ると、熔融亜鉛の一部は飛沫（スプラッシュ）となって周囲に飛び散り、鋼板に再付着すると鋼板表面に不均一部分を生じ、鮮映性が損なわれて品質の低下を招く。スプラッシュの発生限界は、熔融亜鉛の表面張力とエア噴流による揚力の比を無次元化した We （ウェーバー）数・式（1-9）で表せる。また、スプラッシュの発生限界は、めっき液膜が乱れる（＝めっき液の流速が速くなる）とその臨界値が低下することが知られている^[11,24]。めっき液膜の乱れは Re （レイノルズ）数と膜厚減少率 δ/δ_0 との積・式（1-10）で表し、 We 数と Re 数は、式（1-11）で表される（Fig.1-23）。

$$We = \frac{\rho_g U_g^2 \delta_0}{\sigma} \quad (1-9)$$

$$\frac{\delta}{\delta_0} Re = \frac{\delta}{\delta_0} \frac{\rho_l V \delta_0}{\mu} \quad (1-10)$$

$$We = C \left(\frac{\delta}{\delta_0} Re \right)^{-0.369} \quad (1-11)$$

ここで、 ρ_l ：液密度、 ρ_g ：ガス密度、 U_g ：ガス速度、 μ ：液粘度、 V ：ライン速度、 σ ：液表面張力、 δ ：最終膜厚、 δ_0 ：持上げ量である。

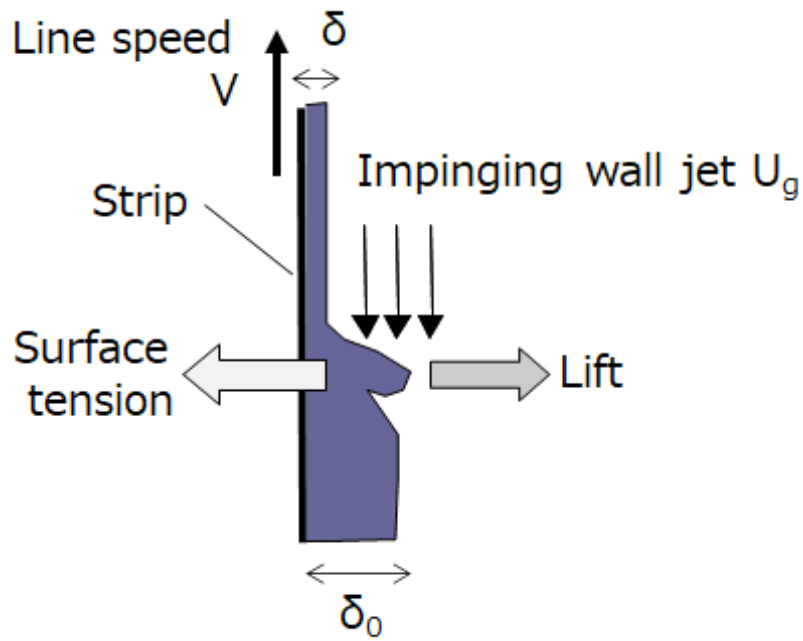


Fig.1-22 Mechanism of splashing from strip edge. [11,24]

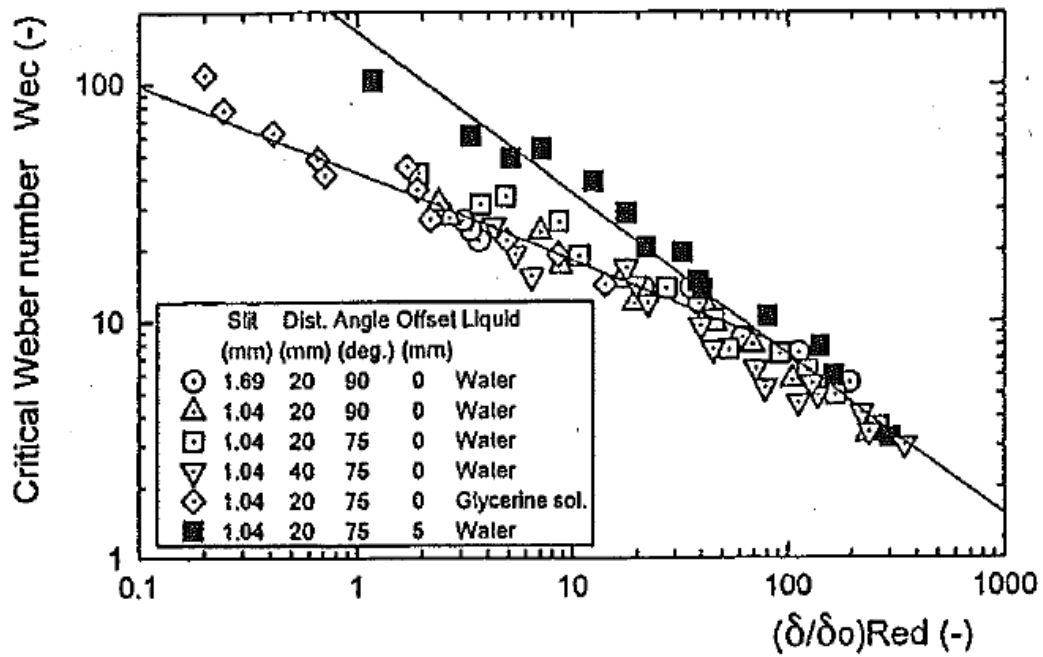


Fig.1-23 Relationship between critical Weber number and Re number at splashing from strip edge. [11]

次に浴面スプラッシュが発生する際の模式図を Fig.1-24 に示す^[57]。浴面スプラッシュは気体の慣性力と液膜表面張力の比を表す We 数と、重力と表面張力の比を表す Bo (ボンド) 数で記述できる。浴面の凸部の代表寸法としてはスプラッシュ発生時の液滴径とすべきであるが、その測定が難しいため浴面に形成されるキャビティの大きさを支配する衝突壁面噴流の半値幅 b_{mw} を用いる。浴面スプラッシュが発生する限界 We 数 (We_c) を式(1-12)、ボンド数を式(1-13)に示す。Fig.1-25 に示す実験結果から We_c と Bo の関係は式(1-14)と導かれた。

$$We_c = \frac{\rho_g b_{mw} U_c^2}{\sigma} \quad (1-12)$$

$$Bo = \frac{\rho_l g b_{mw}^2}{\sigma} \quad (1-13)$$

$$We_c = 0.45Bo + 30.9 \quad (1-14)$$

ここで、 U_c : 壁面噴流の浴面到達時の速度である。

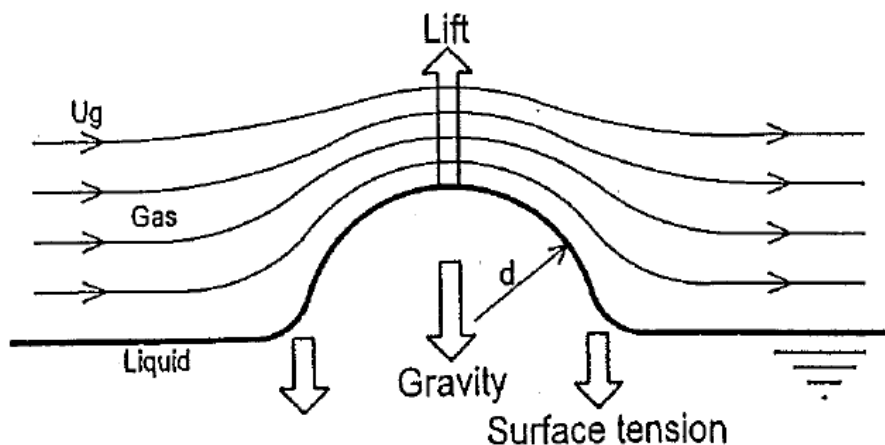


Fig.1-24 Force balance at splashing form liquid surface by gas flow.^[57]

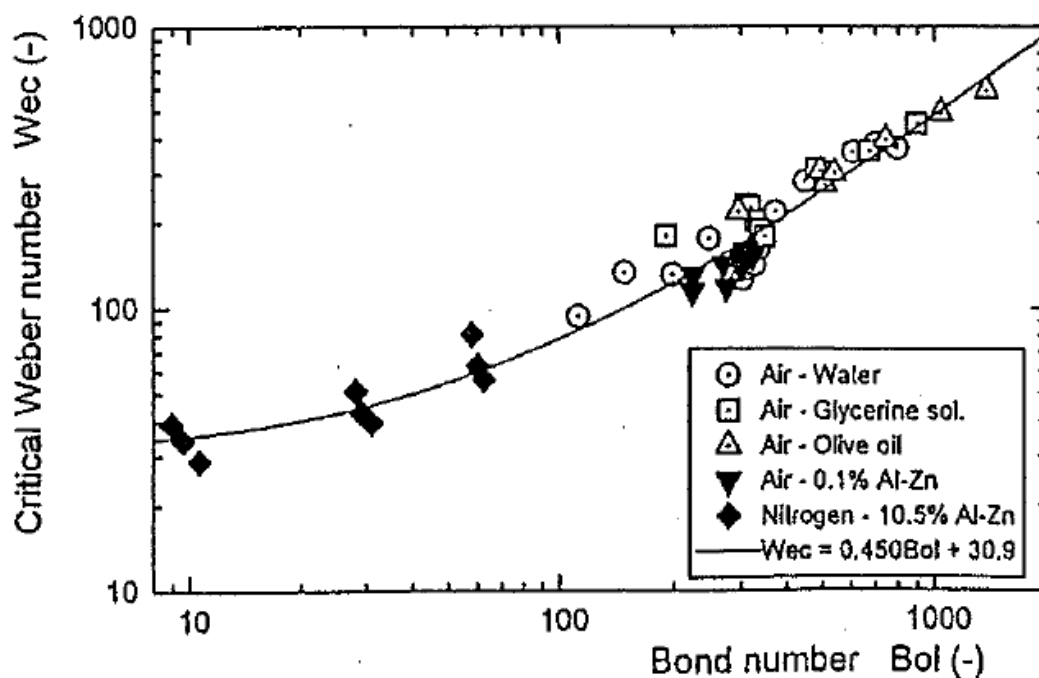


Fig.1-25 Relationship between critical Weber number and Bond number at splashing from strip surface in gas wiping process.^[57]

ワイピング後めっき表面に現れることがある凹凸模様の発生には、ワイピングガス噴流の乱流成分が有する周波数が影響するとされる。外観として視認される模様は鋼板長手方向に1mm~20mmピッチ程度であり、一般的なCGLでの通板速度は前述の通り1.0~3.0m/s程度であるから、概ね50~3,000Hzの現象である。ワイピングガス噴流に意図的に特定周波数振動を付与した数値解析研究では、めっき液膜表面の波振幅はガス噴流振動周波数の影響を受け、3000Hz以下の低周波数域だとめっき表面に波形状が残存することが示された (Fig.1-26)^[20]。したがってCGLにおける実際のガスワイピング操業を考えると、ワイピングノズルから噴射される二次元噴流の大規模渦振動をいかに制御するかがめっき表面制御の観点から重要となる。

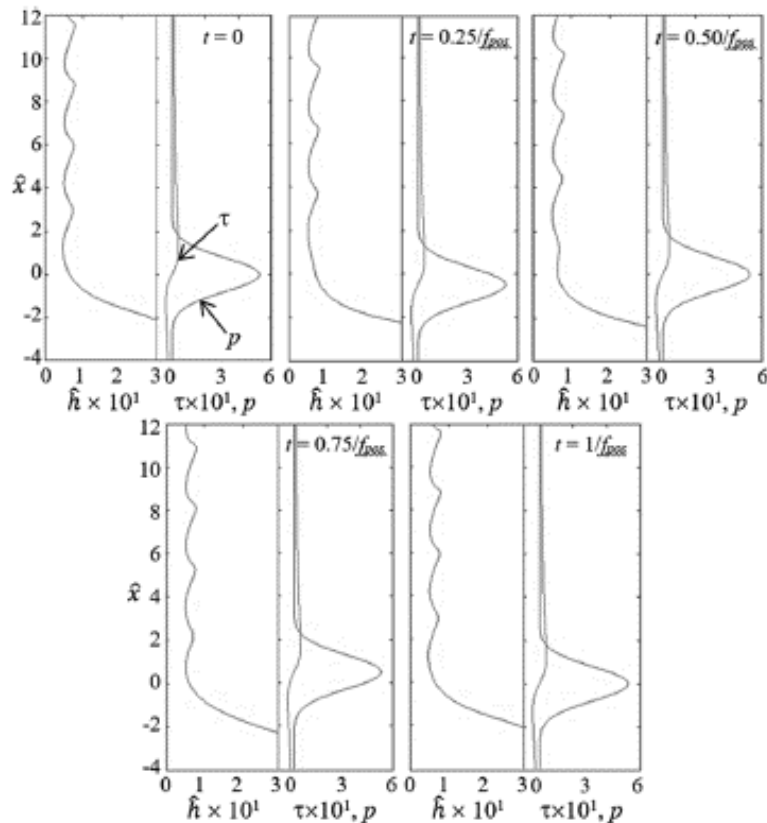


Fig.1-26 Coating surface profiles over one oscillation cycle of pressure p (kPa) and shear τ (kPa) at intermediate nondimensional frequency.^[20]

上記 (i) ~ (iii) の品質要求に対して、個別に最適なガスワイピング条件を求めることは比較的容易であるが、実際の CGL ガスワイピングオペレーションでは、すべての要求に対して所望のレベルに達するような条件を見出す必要があり、品質を優先して生産性を落とすといった対応がなされているのが実態である。典型的な例が通板速度とエッジスプラッシュで、生産性を上げるために通板速度を上げると、先のガスワイピング機構の通りワイピングガス圧力 (ワイピングガス噴射速度) を上げる、もしくはワイピングノズルを鋼板に近接化することでめっき厚は所望の厚みに調整可能である。しかし、通板速度が上がるほど鋼板に随伴する溶融亜鉛量が増加するのでガスワイピングで掻き落とされる溶融亜鉛量が増え、

溶融亜鉛の飛沫（スプラッシュ）が発生しやすくなる。つまり通板速度を極端に上昇させると表面品質が大幅に低下するのである。

1.2.4 二次元噴流に関するレビューと理想的な二次元噴流形態

前節ではガスワイピングの課題に関する先行知見をレビューした。本節では本研究の主題である二次元噴流の先行知見についてまとめる。

二次元噴流は、加熱、冷却、乾燥、混合、汚染物除去、液膜調整といった工業プロセスに広く用いられている。そのため二次元自由噴流は古くからの研究課題であり、その基本的な発達形態は、流れ場の可視化観察、速度場計測、およびそれらを統計処理した平均速度、乱れ強度、レイノルズ応力といった指標で整理されている。Fig.1-27 に示すように、自由噴流の流れ場はノズル噴射口（ノズル出口ギャップ B ）からの距離 h によってノズル出口平均速度が衰えないくさび型のポテンシャルコア の存在する **near field** ($h/B \leq 6$)、ポテンシャルコアが消失し混合が進展して複雑な流動となる **transition region** ($6 \leq h/B \leq 30$)、初期運動量の自己保存則が成り立つ **far field** ($h/B > 30$) に大きく分類される^[58,59]。

Fig.1-28 に **near field** における二次元噴流の乱流発達を測定した結果を示す。二次元噴流の発達は噴流 Re 数に依存し、 $Re < 2000$ の低 Re 噴流ではせん断層渦発生が噴射口近傍流れ場を支配する。高 Re 噴流では、渦発生・合体と崩壊が同時に起こり、噴射口近傍であっても微細スケール渦へエネルギーが移送される^[60-63]。このように、 Re 数によって流れ場に存在する最小渦サイズが変わり、 Re 数上昇によって噴流内部により細かいスケールの渦を形成し、粘性散逸を一定のレベルで保つのが乱流の特性である。しかしながら、Fig.1-29 のように高 Re 噴流であっても低 Re 数噴流に匹敵する大規模渦は変わらず存在する^[64]。ガスワイピングのような工業プロセスにおいては、二次元噴流の乱流エネルギーを生成する大規模渦の影響が相対的には高いと考えられる。

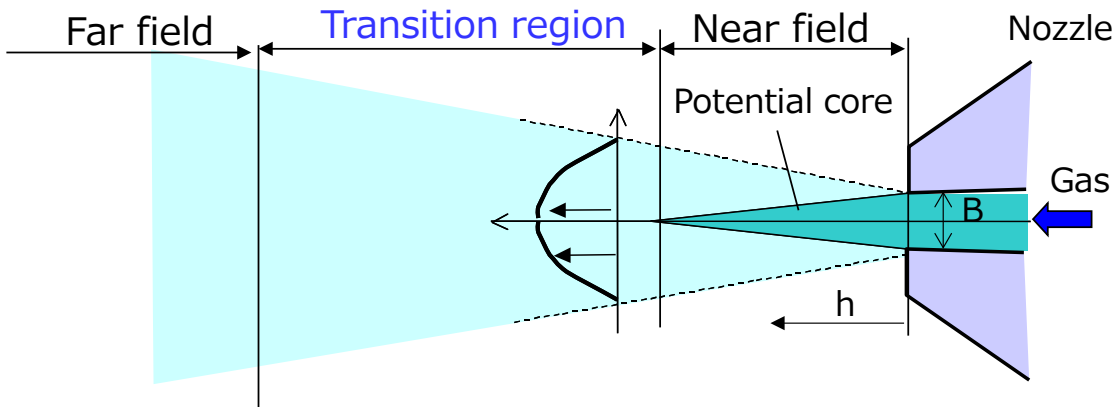


Fig.1-27 Characteristics of a two-dimensional jet.

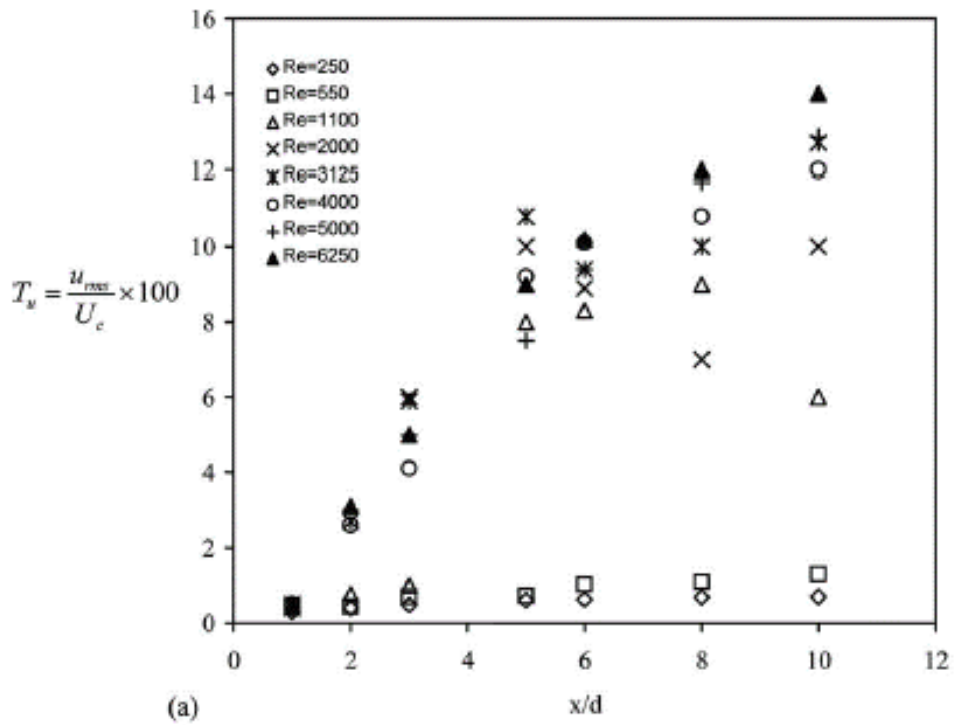


Fig.1-28 Variation of turbulence intensity of plane jet. (Near field) [63]

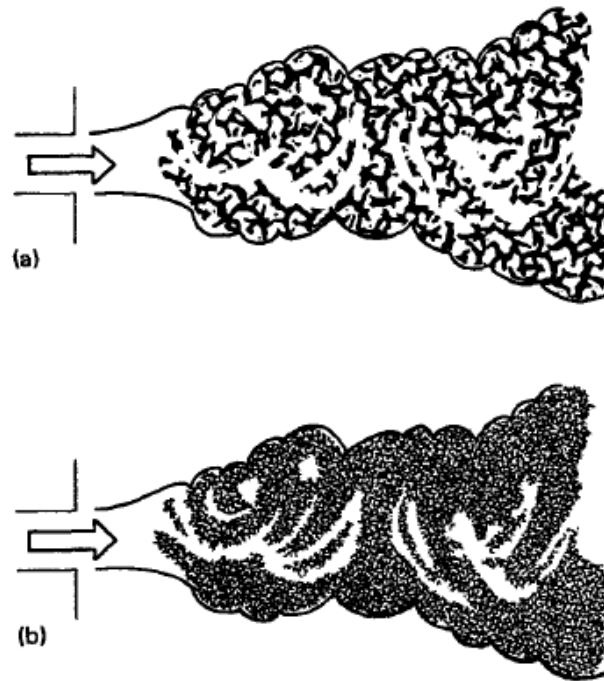


Fig.1-29 Turbulent jets at different Reynolds numbers: (a) relatively low Reynolds number, (b) relatively high Reynolds number. The shedding pattern used closely resembles the small-scale structure of turbulence seen in shadowgraph pictures. [64]

ガスワイピング用二次元噴流ノズルの噴射口は、製造する鋼帯幅に合わせて 2m 程度の長さを有する。このような長いノズルの幅方向噴流速度均一性を確保するため、噴射出口部にはある程度の長さの平行部すなわち圧力損失部を有することが多い。二次元噴流において、ノズル出口付近の流路形状が自由噴流形態に顕著に影響することが知られている [65-69]。

Fig.1-30 に示すように、ノズル出口付近でなだらかな縮流形状を有するノズルではトップハット型の初期速度分布になり、ポテンシャルコアが長くなる一方、下流側での乱流遷移は早くなる。出口付近で長い平行部を有するノズルでは、厚いせん断層が形成することで両肩がなだらかな初期速度分布になり、ポテンシャルコアが短く、transition region でもなだらかな速度分布を形成する。

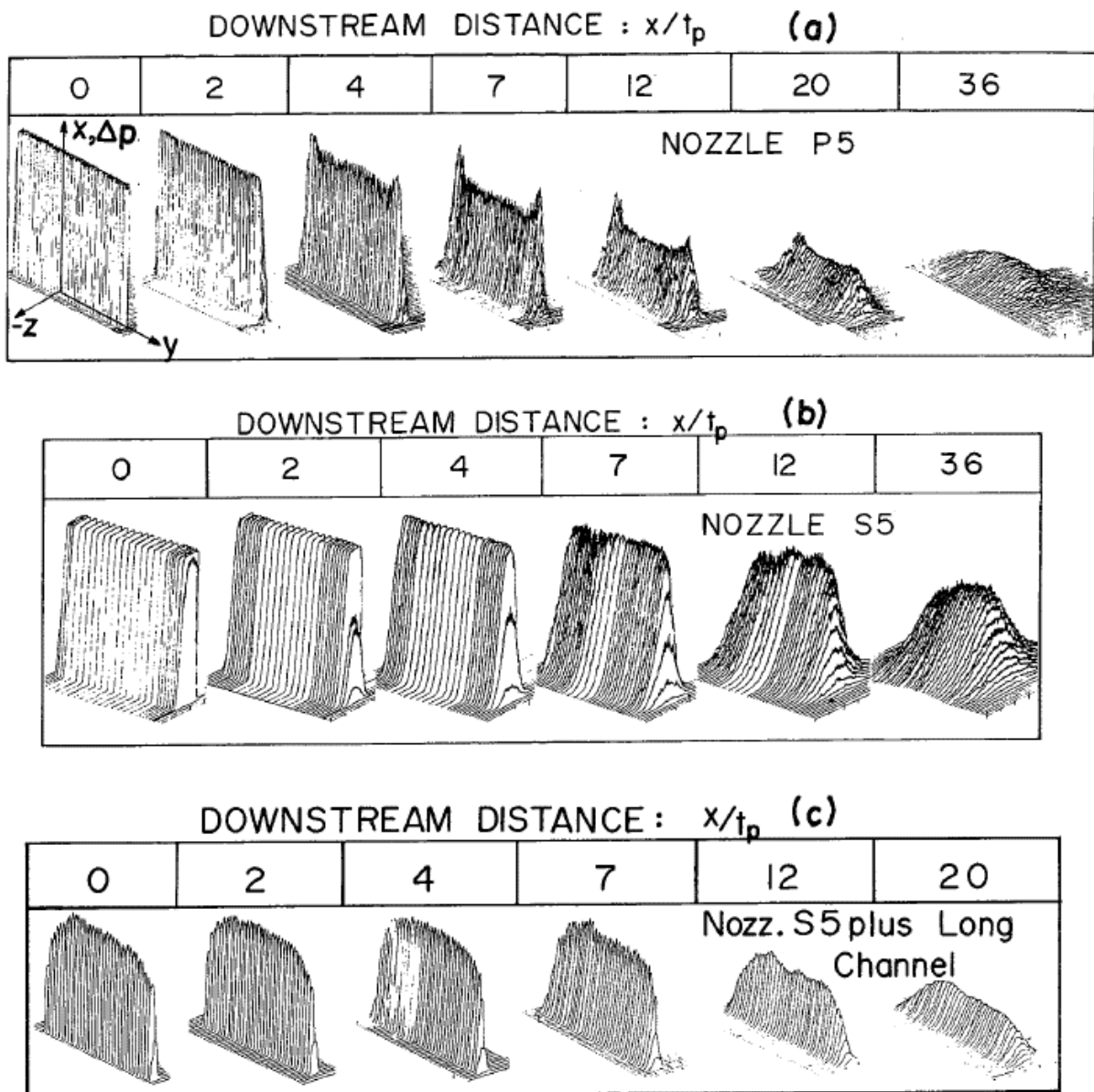


Fig.1-30 Nozzle configurations and total pressure plots at downstream locations.:

(a) Orifice plate nozzle, (b) Smoothly-contoured nozzle, (c) Long channel ^[65]

このようなノズル内部形状のガスワイピングノズルへの適用として、Jin は二次元噴流ノズル先端内部流路をなだらかな縮流形状にすることで、鋼帯速度が速くてもめっき皮膜をより薄く制御できる事例を紹介した^[70]が、二次元噴流の詳しい形態は開示されていない。ガスワイピングに限らない衝突噴流研究^[71-73]では、衝突圧力測定や音響測定によってその振動の不安定性が示されているが、transition region におけるノズル噴射口形状による壁面噴流発達に注目した研究はない。

また、工業的な噴流衝突形態として、傾斜衝突噴流がある。傾斜衝突噴流を用いることにより、衝突物体の所定方向における高い局所的かつ平均的な熱伝達係数を得ることができるため、このタイプの噴流は熱伝達プロセスに多くの応用があり、傾斜噴流の熱伝達特性に関する研究が報告されている。ノズル傾斜角 30° から 90° の範囲とノズル直径の 4 倍から 10 倍のノズル間距離における円形噴流では、最大熱伝達は 45° から 90° の傾斜角でほとんど変化しない^[74]。また、傾斜角 45° から 90° 、ノズル直径の 2 から 10 倍のノズル間距離を有する円形噴流ノズルを用いることで、熱伝達分布の非対称性と幾何学的衝突点からのずれが評価された^[75]。傾斜角 40° から 90° の二次元噴流の熱伝達特性についての実験的研究では、局所ヌッセルト数を傾斜角、ノズルオブジェクト距離、および Re 数による予測が提案され、ピーク伝熱位置は傾斜角とノズル対象距離に依存して鋭角側にシフトすることが明確になった^[76,77]。このように、傾斜噴流とその伝熱特性に関する研究は多いが、ガスワイピングで求められる傾斜衝突噴流の非定常な振動挙動に焦点を当てた研究^[78,79]は少ない。Kuo ら^[78]は Schlieren 法による垂直および傾斜衝突噴流の可視化を試み、壁面噴流領域における傾斜噴流の渦発生挙動は、入射角が 45° 傾斜しても垂直衝突噴流のそれと有意差はないと結論づけた。しかしながら、傾斜角度と壁面噴流の安定性に関する言及はなく、ガスワイピング等の工業プロセスへの影響は明確でない。

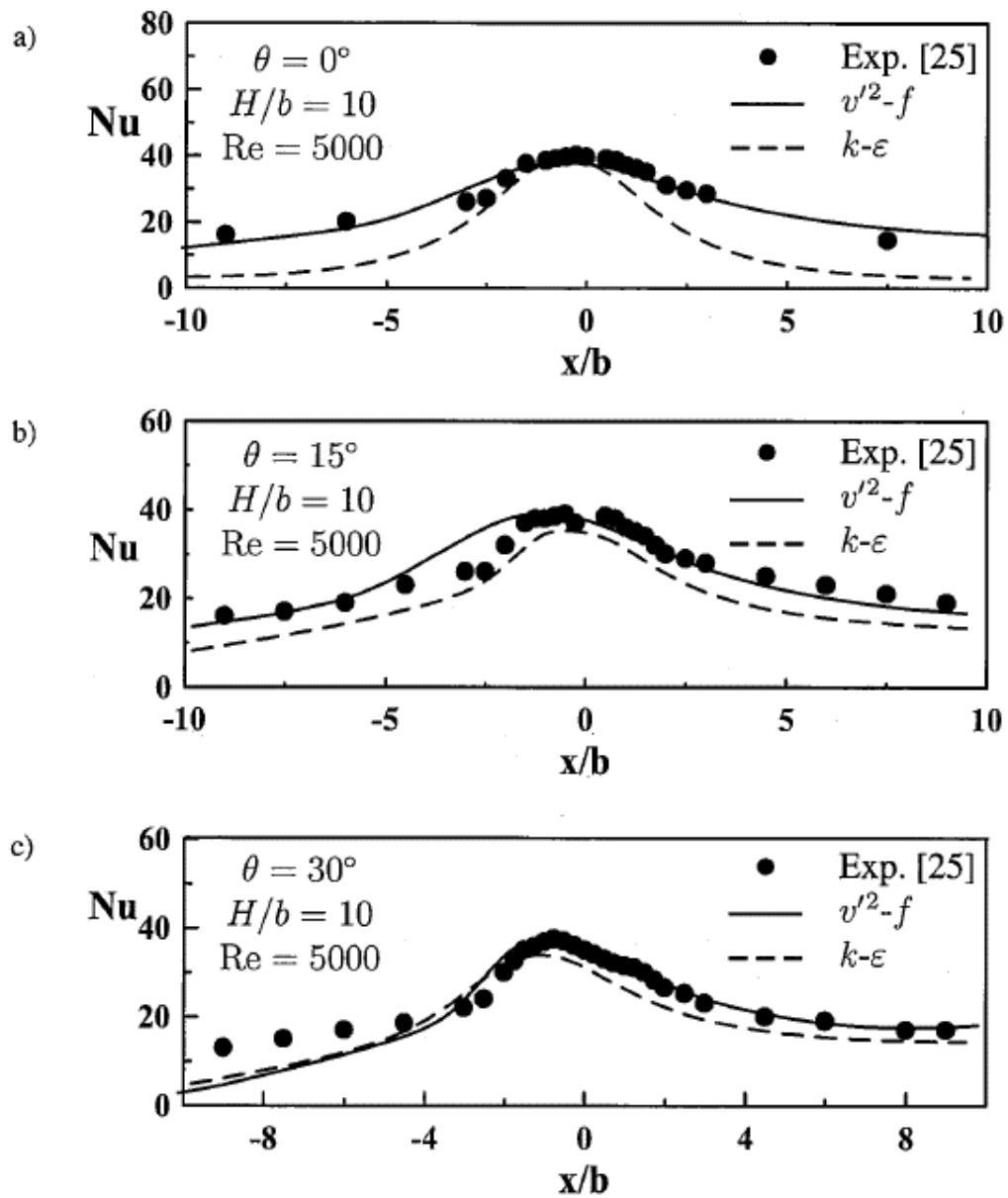


Fig.1-31 Effect of turbulence model on Nusselt number for different values on plate angle at $Re = 5000$, $H/b = 10$. [77]

前節に示したガスワイピングに求められる特性を踏まえると、ポテンシャルコアが存在する **near field** でガスワイピングすれば、低いガス噴射速度でも高いめっき付着量絞り特性を有し、噴流振動も小さい理想形態であることが予想される。しかしながら前述の通り、通板速度が速まるとエッジスプラッシュが発生して鋼板表面外観を劣化されるとともに、スプラッシュがノズル噴射口に付着するノズル詰まりも発生しやすくなる^[80]。ノズル詰まりが発生するとその位置ではワイピング力が局所的に低下するため、鋼板には通板方向と平行な線状マークが発生し歩留が著しく低下する。そのため、ガスワイピングは **transition region** で実施されることが一般的である。そこで、ガスワイピング側の工夫によって、**transition region** のガスワイピングでも高いワイピング性能を発揮することが求められる。高いワイピング性能とは、鋼板に対して急峻な衝突圧力勾配を与えること、また、大規模渦振動の小さい衝突壁面噴流を形成することである。

1.3 本論文の目的と構成

本論文では、ガスワイピングという工業プロセスを通して、二次元噴流の発達と衝突噴流振動特性、および壁面噴流形成との関連性を理解し、二次元噴流の初期特性を制御する視点の重要性を明らかにする。さらには、その工業的な適用可能性を示すものである。具体的には、二次元噴流ノズル条件（内部形状、噴射角度、噴流レイノルズ数）によって噴流の初期特性を変化させ、その発達挙動と衝突壁面噴流発達形態を流体可視化実験で俯瞰するとともに、噴流速度場をPIV（Particle Image Velocimetry：粒子画像流速測定法）で定量比較することを試みる。そしてガスワイピング性能向上に資する二次元噴流初期形態と噴流発達メカニズムを考察する。また、従来の単一スリットノズルに対してより積極的な噴流制御を狙った3-スリットノズルのガスワイピングノズル研究が近年報告されている^[9,81-83]。先行研究では数値解析による検討が主であるが、本論文では数値解析とともにワイピング実験を行って3-スリットノズルの二次元噴流発達形態とワイピング性能の関連性を考察する。

本論文の構成は以下の通りである。

第1章「序論」では、溶融亜鉛めっき鋼板に求められる特性を踏まえ、めっき付着量制御における課題を俯瞰し、それぞれの流体力学上の関連性を整理する。そして先行研究に基づいて、理想的な二次元噴流形態の方向性を示す。

第2章「遷移領域衝突における二次元噴流の初期流速分布の影響」では、二次元噴流ノズルの内部流路形状によってノズル出口における初期流速分布を変化させ、衝突壁面噴流形成への影響を考察する。ノズル出口付近でなだらかな縮流形状を有するノズルではトップハット型の初期速度分布になり、ポテンシャルコアが長くなる一方、下流側での乱流遷移は早くなる。出口付近で長い平行部を有するノズルでは、厚いせん断層が形成することで両肩がなだらかな初期速度分布になり、ポテンシャルコアが短く、**transition region** でもなだらかな

な速度分布を形成する。この章では、過去に議論のない transition region の衝突壁面噴流における初期速度分布とレイノルズ数影響の把握、壁面噴流安定化条件の探索を試みる。

第3章「傾斜衝突による二次元噴流の不安定性」では、二次元噴流ノズル（ガスワイピングに一般に用いられる出口付近で長い平行部を有するノズル）を衝突板に対して $65^\circ \sim 90^\circ$ 傾斜させた際の壁面噴流発達形態変化の把握を試みる。尚、二次元噴流が衝突板に垂直に当たる角度を 90° と定義する。傾斜衝突噴流では噴射角度によって衝突壁面噴流の分流比率が変化し、壁面噴流の剥離挙動に大きな影響を及ぼす。

第4章「ガスワイピングにおける3-スリットノズルの噴流形態」では、鋼板に垂直な主スリットを挟むように2つの補助スリットを配置した3-スリットノズルを対象にし、3噴流合流後の合成噴流の直進性制御、ワイピング性能に有利な補助噴流条件とそのときの合成噴流発達形態の把握を試みる。ワイピング性能の評価には著者らが考案した溶融パラフィンを用いたガスワイピング装置を用い、合成噴流発達検証には数値シミュレーションを実施する。

第5章「結論」では、本研究を総括する。

第2章 遷移領域衝突における二次元噴流の初期流速分布の影響

2.1 本章の目的

本章では、二次元噴流ノズルの内部流路形状によってノズル出口における初期流速分布を変化させ、衝突壁面噴流形成への影響を考察する。

熔融金属めっき付着量制御用のガスワイピング等に用いられる二次元噴流において、ノズル出口付近の流路形状が自由噴流形態に顕著に影響することが知られている^[65-69]。ノズル出口付近でなだらかな縮流形状を有するノズルではトップハット型の初期速度分布になり、ポテンシャルコアが長くなる一方、下流側での乱流遷移は早くなる。出口付近で長い平行部を有するノズルでは、厚いせん断層が形成することで両肩がなだらかな初期速度分布になり、ポテンシャルコアが短く、**transition region** でもなだらかな速度分布を形成する。本章では、過去に議論のない **transition region** の衝突壁面噴流における初期速度分布とレイノルズ数影響の把握を目的とする^[84]。

自由噴流および衝突噴流の概略図をそれぞれ Fig.2-1、2-2 に示す。ここで、**B** はノズル噴射出口ギャップ、**h** はノズル噴射出口からの距離、 **U_0** は噴射出口速度（噴射口中心位置の平均速度）、 **L_{U_0}** は出口速度が **U_0** の 95%以上となる噴流幅、 **u_f** はノズル出口近傍噴流速度（噴射方向成分）、**H** はノズル噴射出口からの衝突板までの距離である。Fig.2-2 に示すように、衝突噴流の解析においては衝突板に平行な方向を **x**、垂直方向を **y** とし、**x** 方向の瞬時速度成分を **u** とする。

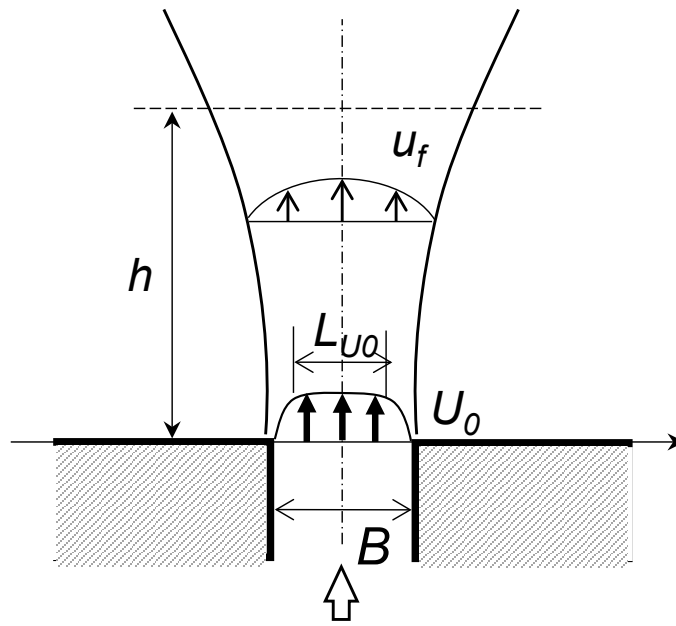


Fig.2-1 Schematic diagram of two-dimensional free jet.

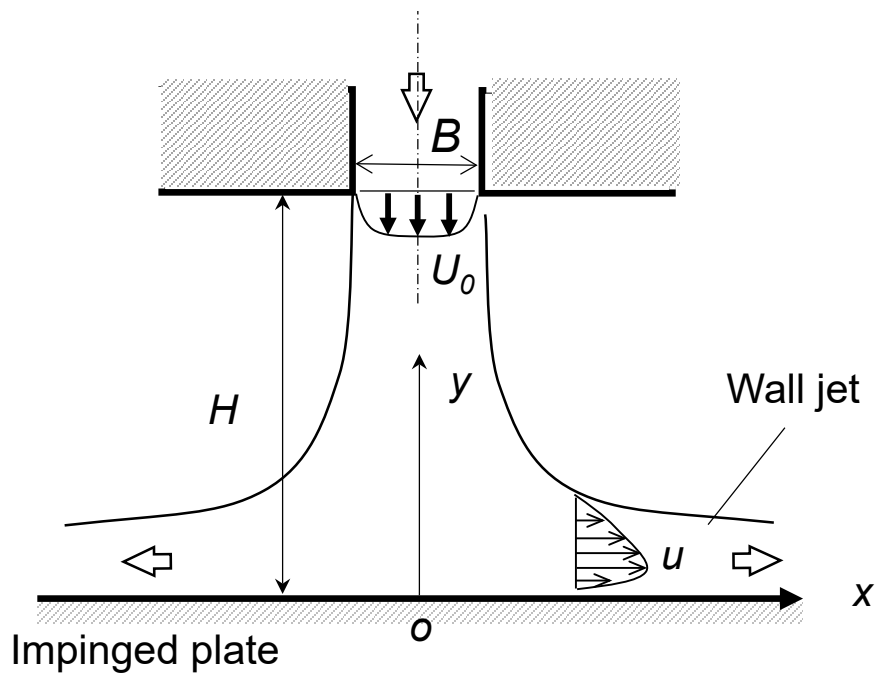


Fig.2-2 Schematic diagram of two-dimensional impinging wall jet development.

2.2 本章のアプローチ

初期速度分布差による自由噴流および衝突壁面噴流形態変化を評価するため、本章では内部形状の異なる 2 種類の二次元噴流ノズルを用い、噴流可視化実験で乱流渦形成や噴流振動状況の観察を実施した。また PIV (Particle Image Velocimetry : 粒子画像流速測定法) によって一定時間の速度情報を計測し、それを統計処理することで衝突壁面噴流の平均速度および速度変動を求め、工業的利用への適性について考察した。

2.3 実験方法

2.3.1 二次元衝突噴流の可視化方法

可視化実験装置概略図を Fig.2-3 に示す。縦 350mm×横 270mm×高さ 1310mm の鉄骨及びアクリル板により作られた流路内に、二次元噴流ノズルを噴射出口を上向きにして設置し、シーディングジェネレータにより可視化用トレーサ粒子であるオイルミスト(DEHS)をノズル内に送り出す。流路内部条件を一定に保つために循環系流路を形成し、ファン出力によってノズル噴射速度が調整される。衝突噴流実験をする場合には、ノズル上部にノズル噴射口からの距離を任意に調整できるアクリル製衝突板を配置する。ノズルを通る流体は、ズルの前の流路で整流される。可視化用の光源には CW レーザを、PIV 計測用には Nd-YAG レーザを用い、レーザ光はシリンドリカルレンズ群を通過することでレーザシート (1mm 厚さ) となり測定領域を照らす。レーザシートは、フォワードスキッターでカメラから見て明るく見えるようにわずかに斜めに照射する。ノズル出口付近の速度場計測は $h/B=8$ 程度の範囲を拡大して実施した。衝突噴流計測は、ノズル出口から衝突壁面噴流までをカバーする視野で実施した。可視化撮影条件を Table.2-1 に示す。

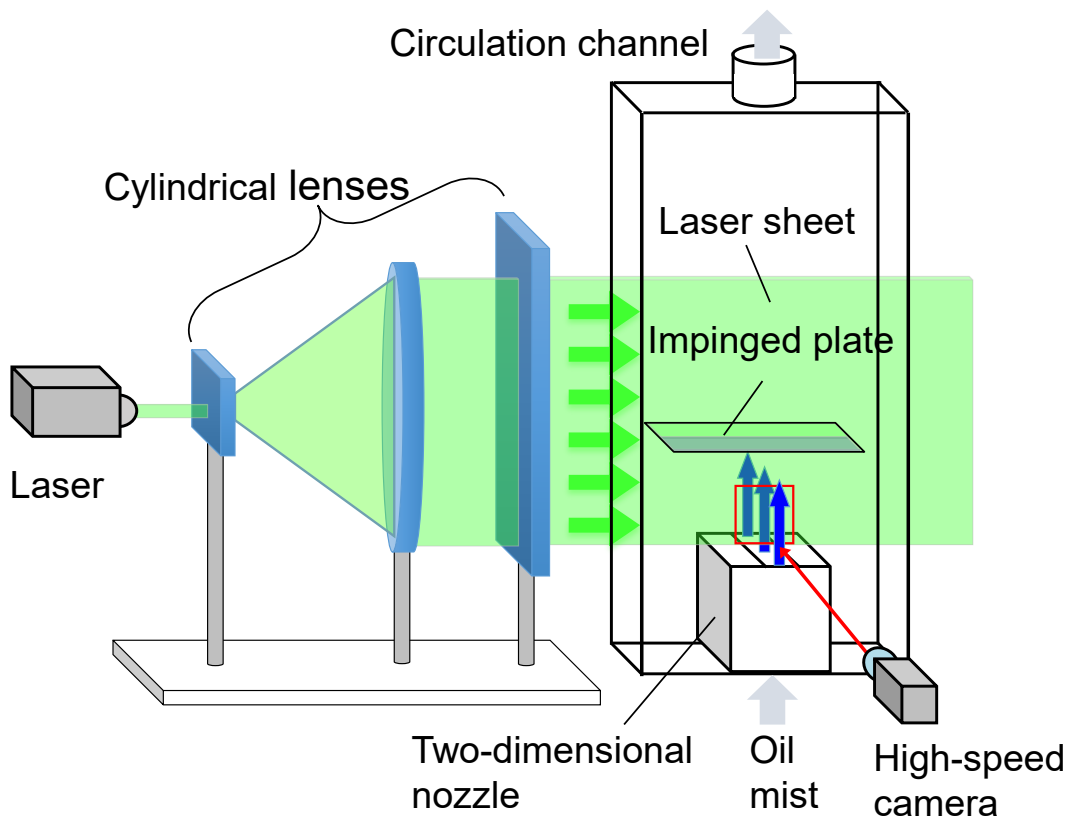


Fig.2-3 Experimental apparatus for flow visualization and PIV measurement.

Table. 2-1 Flow visualization conditions.

Flow visualization	
Light source	CW Laser Wave length: 532nm Output: max 5.0W
CCD Camera	Photron FASTCAM Mini WX100 Resolution: 2048 x 2048 pixel Frame rate: 250fps
Tracer	Oil mist (DHES)

2.3.2 PIVによる流れ場測定

本研究では、速度計測法として相互相関法 PIV^[85]を用いた。この相互相関法 PIV は、流動場に混入されたトレーサ粒子にシート状レーザ光を照射し、CCD カメラによって撮影された時間的に連続する 2 枚の可視化画像からレーザシート面内での小領域のトレーサ粒子群によって作られるパターンの微小時間 Δt における移動量 $\Delta x, \Delta y$ を計測し、粒子速度を

$$u = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{\Delta x}{\Delta t}, \quad v = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{\Delta y}{\Delta t} \quad (2-1)$$

として求める方法である。トレーサ粒子群の移動距離算出にあたって画像中の小領域同士の相互相関関数を評価することで 2 画像の間で対応する粒子群を決定することから、相互相関法 PIV と呼ばれる。

Fig.2-4 に相互相関法の原理を示す。時刻 $t=t_0$ と $t=t_0+\Delta t$ における画像 1 及び 2 の二つの画像を考える。画像 1 の点 p を中心とする $n \times n$ の参照窓の輝度分布 $f(i,j)$ と画像 2 上のわずかに離れた q を中心とする $n \times n$ の探索窓の輝度分布 $g(i,j)$ についての相互相関関数 R は次のようになる。

$$R(x,y,\Delta x,\Delta y) = \frac{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \{f(i+x,j+y) - \bar{f}\} \{g(i+x+\Delta x,j+y+\Delta y) - \bar{g}\}}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \{f(i+x,j+y) - \bar{f}\}^2} \sqrt{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \{g(i+x+\Delta x,j+y+\Delta y) - \bar{g}\}^2}} \quad (2-2)$$

ここで、 (x,y) は参照窓の中心座標 $\Delta x, \Delta y$ は参照窓に対する探索窓のシフト量、 \bar{f}, \bar{g} は次式で表される平均輝度である。

$$\bar{f} = \frac{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n f(i+x,i+y)}{n^2}, \quad \bar{g} = \frac{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n g(i+x+\Delta x,i+y+\Delta y)}{n^2} \quad (2-3)$$

点 p を中心とする $m \times m$ の探索領域の中に参照窓内の粒子群があるものとし、その輝度分布が大きく変化していないとすれば、探索窓を平行に移動しながら相関係数を求めそのピーク位置を求めることによって粒子群の移動量 ($\Delta x_{\text{peak}}, \Delta y_{\text{peak}}$) を求めることができる。

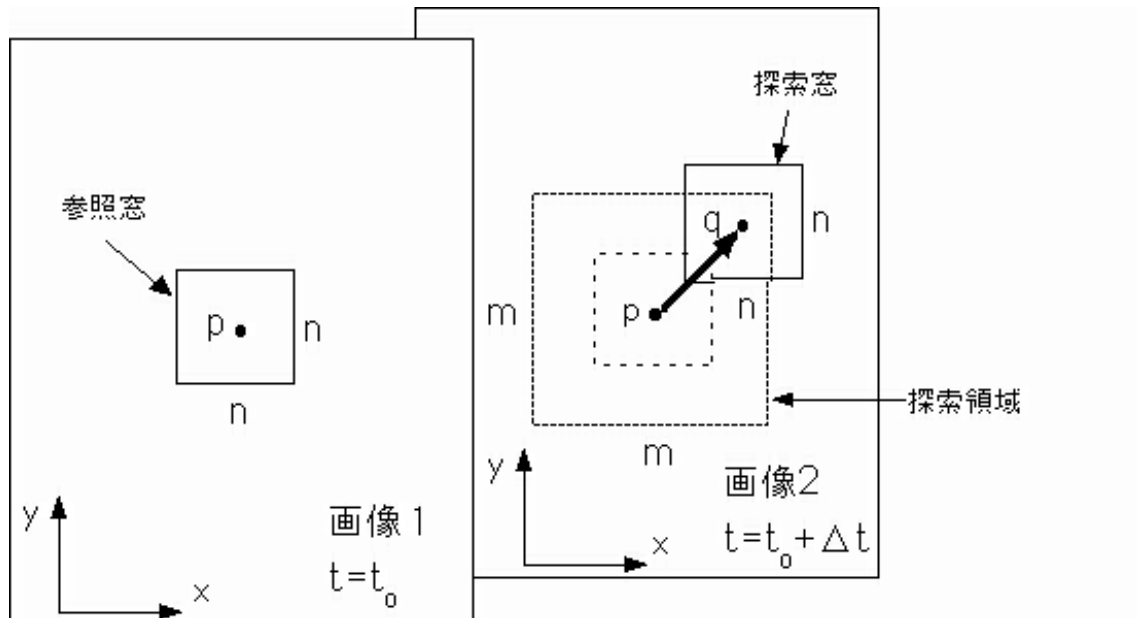


Fig.2-4 Measurement principle of cross-correlation PIV.

$\Delta x_{\text{peak}}, \Delta y_{\text{peak}}$ は 1 画素単位の値であるが、相互相関関数を補間する事で 1 画素未満の精度 (Sub-pixel accuracy) を持たせる。相互相関関数の最大値近傍 5 点を正規分布で近似すると、

$$R(x, y, \Delta x, \Delta y) \equiv c_1 \cdot \exp\{-c_2(\Delta x - c_3)^2\} \cdot \exp\{-c_4(\Delta y - c_5)^2\} \quad (2-4)$$

で表され、 $R(x, y, \Delta x, \Delta y)$, $R(x, y, \Delta x, \Delta y - 1)$, $R(x, y, \Delta x, \Delta y + 1)$, $R(x, y, \Delta x - 1, \Delta y)$, $R(x, y, \Delta x + 1, \Delta y)$ を連立して解けば

$$\begin{aligned}
 -c_3 &= \frac{\log_e(R(x, y, \Delta x - 1, \Delta y) / R(x, y, \Delta x + 1, \Delta y))}{2 \log_e(R(x, y, \Delta x + 1, \Delta y) \cdot R(x, y, \Delta x - 1, \Delta y) / R^2(x, y, \Delta x, \Delta y))} \\
 -c_5 &= \frac{\log_e(R(x, y, \Delta x, \Delta y - 1) / R(x, y, \Delta x, \Delta y + 1))}{2 \log_e(R(x, y, \Delta x, \Delta y + 1) \cdot R(x, y, \Delta x, \Delta y - 1) / R^2(x, y, \Delta x, \Delta y))}
 \end{aligned}
 \tag{2-5}$$

となり、1ピクセル以下の精度をもつ移動量 Δx_{spa} , Δy_{spa} は

$$\begin{aligned}
 \Delta x_{spa} &= \Delta x_{peak} + c_3 \\
 \Delta y_{spa} &= \Delta y_{peak} + c_5
 \end{aligned}
 \tag{2-6}$$

となる。

Fig.2-5 は可視化画像を実際に相互相関法 PIV によって処理した結果である。時間的に連続した2枚の可視化画像より瞬時の速度分布が得られていることが分かる。本実験の PIV 計測条件を Table.2-2 に示す。

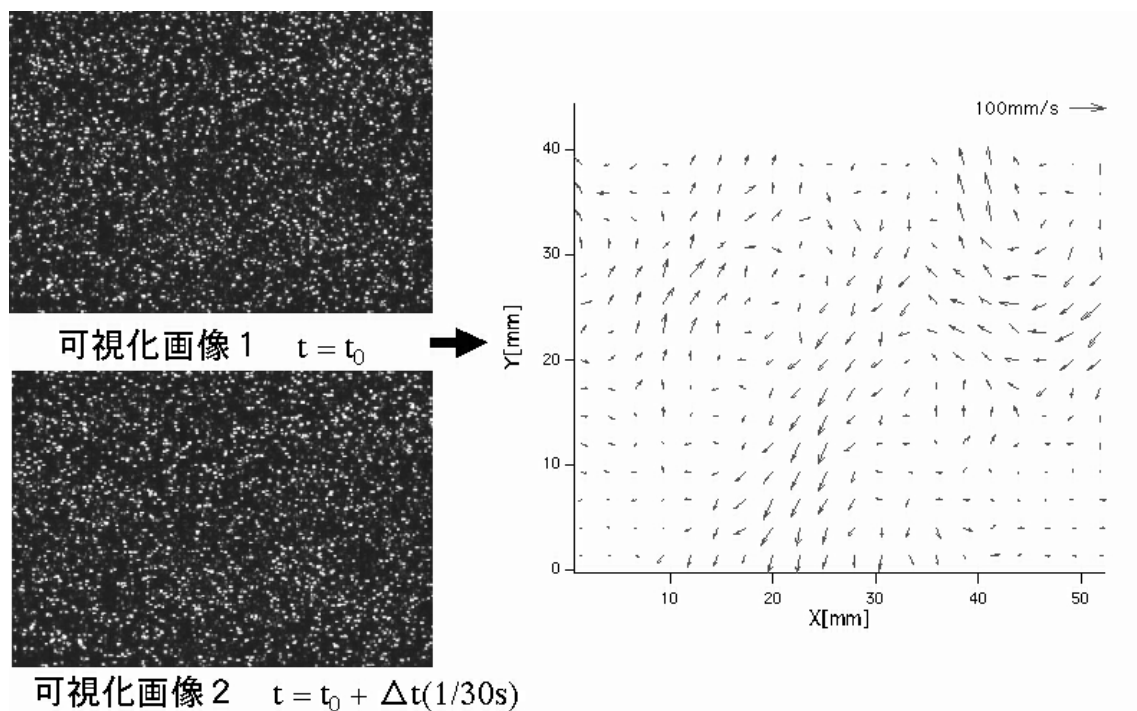


Fig.2-5 Processing result by cross-correlation PIV

Table. 2-2 PIV measurement conditions.

PIV measurement	
Light source	Nd-YAG Laser Frequency: 30Hz Output: 200mJ
CCD Camera	Photron FASTCAM Mini WX100 Resolution: 2048 x 2048 pixel Frame rate: 60fps
Tracer	Oil mist (DHES)
Pixel pitch	10 μ m
PIV processing	Interrogation window: 40 x 40 pixel Search window: 16 x 16 pixel Step size: 12 pixel

2.3.3 初期流速分布の異なる二次元噴流ノズル

噴射初期速度分布の異なる二次元噴流を作り出すために本実験で用いた二次元噴流ノズルの断面図を Fig.2-6 に示す。Fig.2-6(a)は、風洞実験での流路内速度分布を均一にするために用いられる流路形状で、ノズル噴射出口に向かって曲線状に滑らかに流路を狭める縮流部を有することが特徴である [65,66,86]。本論文ではこれをコンタードノズルと称する。本論文で用いたコンタードノズルの内部形状は、ノズル噴射出口より 50mm 奥から縮流を開始し、コサインカーブ状に流路幅を 100mm から 5mm まで縮流させた。Fig.2-6(b)は CGL ガスワイピングノズルとして一般的に用いられるノズル形状で、前述の通り、噴射出口部に平行部を有する [18-20,33]。本論文ではこれをストレートノズルと称する。本実験で用いたストレートノズルの噴射出口ギャップは $B=5\text{mm}$ 、噴射出口平行部長さは $17B$ の 85mm とした。いずれのノズルも幅方向長さは 200mm で、ノズル噴射口のアスペクト比は 40 である。ノズル噴射口のアスペクト比（噴射口長／出口ギャップ）が 10 以上であれば、少なくとも $h/B < 100$ の領域において速度減衰は二次元噴流型となることが示されている [68,69]。本実験のノズルの噴射口スロット長は 200mm であるので、ノズル噴射口のアスペクト比は 40 となり、二次元噴流として扱うことができる。

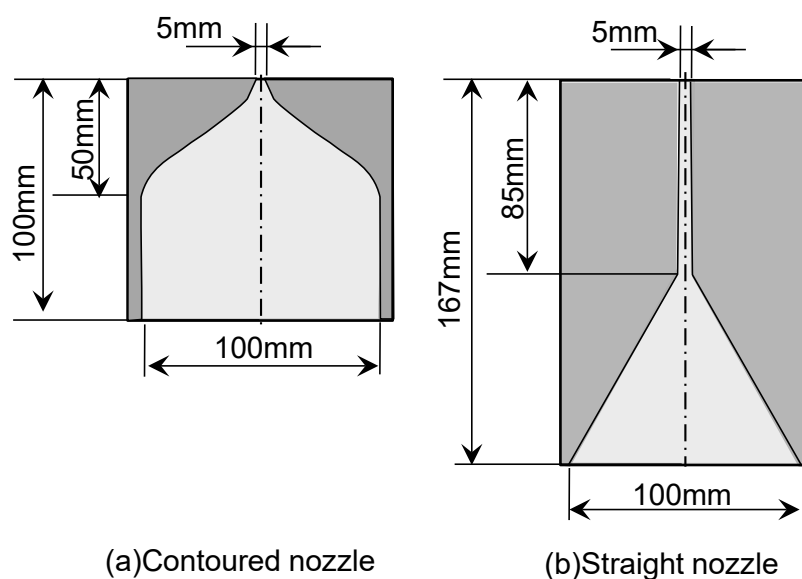


Fig.2-6 Cross section of tested two-dimensional jet nozzles.

本章の可視化、PIV 実験では、初期風速分布の異なる二次元噴流の遷移領域衝突観察のため、ノズル-衝突板距離 H と噴流レイノルズ数 (Re) を変更した。噴流レイノルズ数の定義を式(2.7)に示す。PIV 計測では、ノズル出口近傍風速と衝突壁面噴流に注目する実験をそれぞれ実施した。実験条件を Table.2-3 に示す。

$$Re = \frac{U_0 B}{\nu} \quad (2-7)$$

Table. 2-3 Experimental conditions on flow visualization and PIV.

Experiment	PIV	Flow visualization	PIV
Jet	Free jet	Impinging jet	Impinging jet
Injection velocity U_0 (m/s)	2, 3, 8, 15	2, 3, 8	2, 3, 8
Re number of jet	660, 990, 2660, 4980	660, 990, 2660	660, 990, 2660
H/B	-	4, 9, 13	4, 9, 13

2.4 実験結果と考察

2.4.1 ノズル出口風速分布

各ノズル出口近傍の時間平均速度分布の計測結果を Fig.2-7 に示す。これらの結果は、60 fps でキャプチャされた 1,350 セットの輝度画像から計算された速度情報を平均化し、ノズル出口速度 U_0 で無次元化することによって得られた時間平均速度 \bar{u}/U_0 の分布である。

Fig.2-7(a)~(c)はコンタードノズル、(d)~(f)はストレートノズルで、 $h/B=1.0\sim 5.5$ の位置での時間平均出口速度分布である。コンタードノズルにおいては噴流レイノルズ数によらず $h/B=1.0$ ではトップハット型の速度分布となり、 h/B 増加に伴ってなだらかな放物線状の速度分布に遷移する。一方、ストレートノズルでは、(d) $Re=660$ および図を割愛した $Re=990$ では $h/B=1.0$ でも放物線状の速度分布となり、その分布形状は h/B が増加しても変化が小さい。(e) $Re=2660$ では $h/B=1.0$ でトップハット型に近づきつつあり、(f) $Re=4980$ ではコンタードノズルと同様の速度分布になっていた。

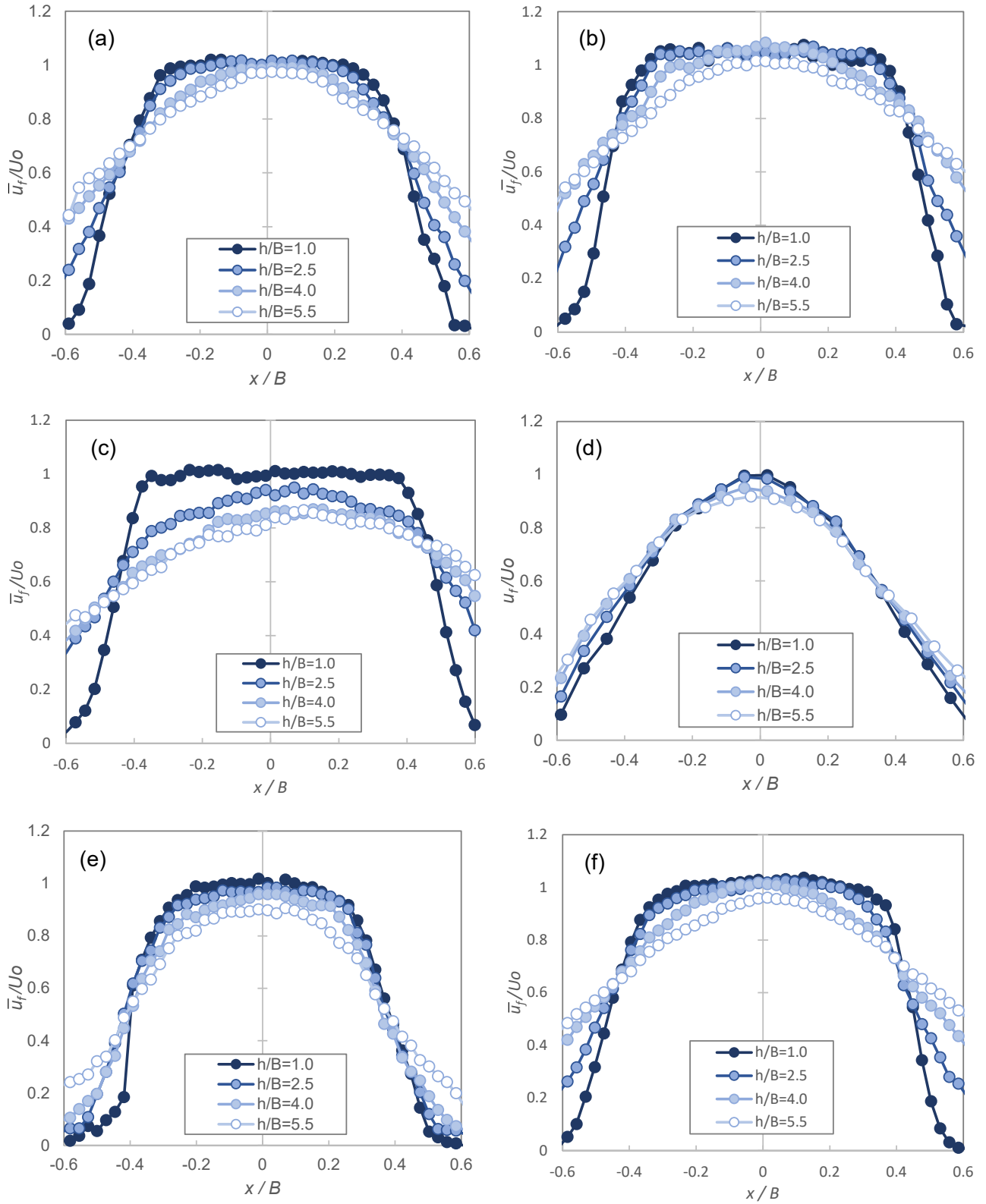


Fig. 2-7 Velocity distributions at nozzle outlet of tested two-dimensional jet nozzles.

(a) Contoured, $Re=660$, (b) Contoured, $Re=2660$, (c) Contoured, $Re=4980$,

(d) Straight, $Re=660$, (e) Straight, $Re=2660$, (f) Straight, $Re=4980$.

出口速度均一長さ L_{U0} の変化を Fig.2-8 に示す。コンタードノズルでは L_{U0}/B の変化が 0.6 ~0.75 と小さいのに対し、ストレートノズルでは Re 数増加に伴って 0.16 から 0.65 まで上昇した。一般的にノズル出口平行部が 20~30B あると放物線型の出口速度分布となるとされており、本実験のストレートノズルは 17B と短めであったことが要因と考えられる。したがって、この後の衝突噴流実験は、 $Re=2660$ までで行うこととした。尚、 $h/B=1.0$ の速度分布を積分して算出される空気流量は、同一 Re 数で比較するとコンタードノズル 1 に対してストレートノズルは 0.89 であり、ストレートノズルの流量が少ない。本論文で議論する衝突壁面噴流形成ではこのわずかな流量差よりも、初期噴流速度分布やノズル-衝突板距離の影響が支配的であることから、 U_0 の定義はこのままで議論を進める。

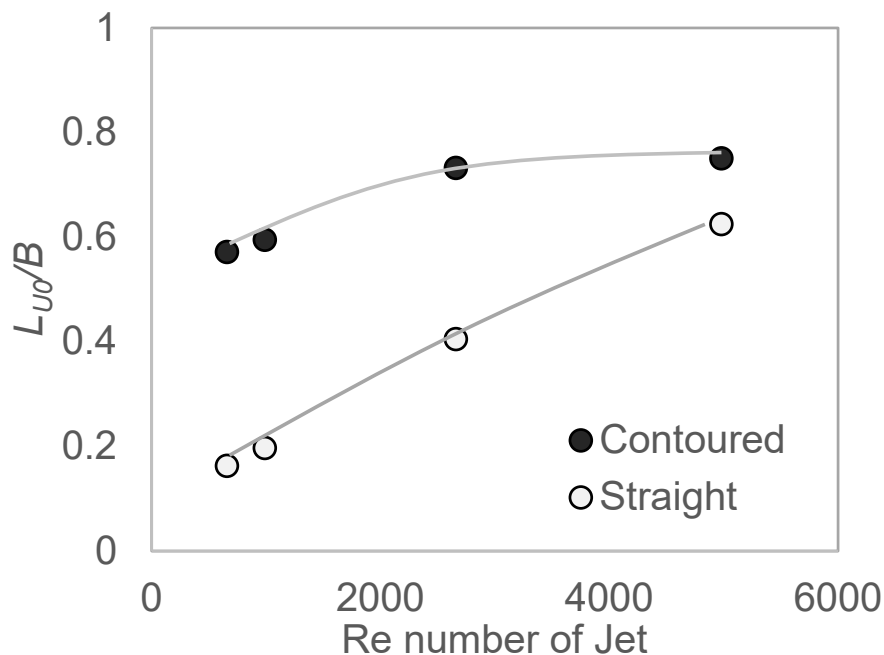


Fig. 2-8 Relationship between the uniform jet velocity length of the nozzle outlet and Reynolds number.

2.4.2 衝突噴流形態の可視化観察

次に、衝突板の位置を near field から transition region にかけて変化させたときの衝突噴流の可視化結果を示す。Fig.2-9 は衝突板位置が $H/B=4$ 、Fig.2-10 は $H/B=9$ 、Fig.2-11 は $H/B=13$ である。噴流レイノルズ数は $Re=660$ 、 990 、 2660 の 3 条件で実験を実施した。

Fig.2-9 の $H/B=4$ (near field) では、衝突噴流の振動現象はどちらのノズルにおいても確認されない。衝突した噴流は概ね左右均等に分岐し壁面に沿って流れる。Fig.2-9(a)~(c)のコンタードノズルでは、ノズル出口から $1\sim 2B$ の付近で噴流両縁に双子渦が発生し、そのまま並んで衝突板に到達する。これらの渦は衝突後壁面で列をなして流れる。前節に示した通り、コンタードノズル出口速度分布はトップハット型で周囲流体との速度差が大きい。したがって噴射後直ちに噴流両縁でせん断渦が発生する。この形態は $Re=660\sim 2660$ の範囲で変わらなかった。ストレートノズルではコンタードノズルで見られたような噴流衝突前の渦発生は確認できない。低 Re のストレートノズル出口速度は両肩がなだらかな分布であり、噴射後の周囲流体との混合が起きにくい。そのためせん断渦が発生しないまま衝突板に到達する。Fig.2-9(c)と(f)を比較すると、ストレートノズル(f)では衝突前の噴流拡散は確認できない。前節の出口速度分布で確認した通り、 $Re=3000$ 程度まではノズル出口形状影響が残存したものと考えられる。ストレートノズルにおいて、噴流衝突前には渦形成を確認できないが、壁面噴流にはせん断渦の始まりのような凹凸が観察された。

Fig.2-10 の $H/B=9$ (transition region) では初期速度分布の影響がより明瞭になった。Fig.2-10(a)に示すように、コンタードノズルの衝突噴流は衝突前に噴流両縁に形成する双子渦によって噴流の左右振動は小さい。渦は連なって衝突して壁面噴流を形成する。Fig.2-10(b)(c)ではせん断渦は明瞭ではないが、ノズル出口から $2B$ 付近で噴流拡散が始まり、衝突板に向かってわずかに噴流幅を広げながら衝突する。衝突後の噴流は揺らぎながらも左右に分かれるように流れるため、瞬時的にも壁面噴流の流速が 0 もしくは負になることはなかった。ストレートノズルの Fig.2-10(d)では、 $h=5B$ 付近で噴流両縁に交互に発生するせん断渦によって噴流の左右振動が始まる。噴流は振動するものの統計量分布は振動の少ない噴

流と大差無いので、噴流自体の変形は少ない。一方、瞬時の流れ場は初期せん断層で発生した渦の影響を強く受けている。噴流が瞬時的に片方のみ流れ、反対方向への壁面噴流の流速が 0 もしくは負になる瞬間が起こる。レイノルズ数が大きい Fig.2-10(e)(f)でも噴流拡散は $h=5B$ 付近から始まり、噴流の左右振動も確認された。

さらに衝突板を遠ざけても、コンタードノズルの Fig.2-11(a)では、噴流両縁のせん断渦が流れ方向に連なって形成することで噴流が左右バランスよく扇状に発達し、衝突噴流も偏りなく流れる様子が観察された。ストレートノズル Fig.2-11(d)では衝突前に噴流が揺らぎ始め、壁面噴流形態に対する噴射初期せん断層で発生した渦の影響も少なくなっていく。Fig.2-11(a)では、壁面上のトレーサが濃い領域と薄い領域にはっきりと分かれるようになり、壁面噴流の主流速度、つまり壁面に平行な方向の平均速度が小さくなり、壁面噴流によるせん断力が低下する様子が確認された。高レイノルズ数の Fig.2-11(c)(f)においては、衝突までの噴流拡散形態はやや異なるものの、壁面噴流に大きな差異は確認できなくなった。

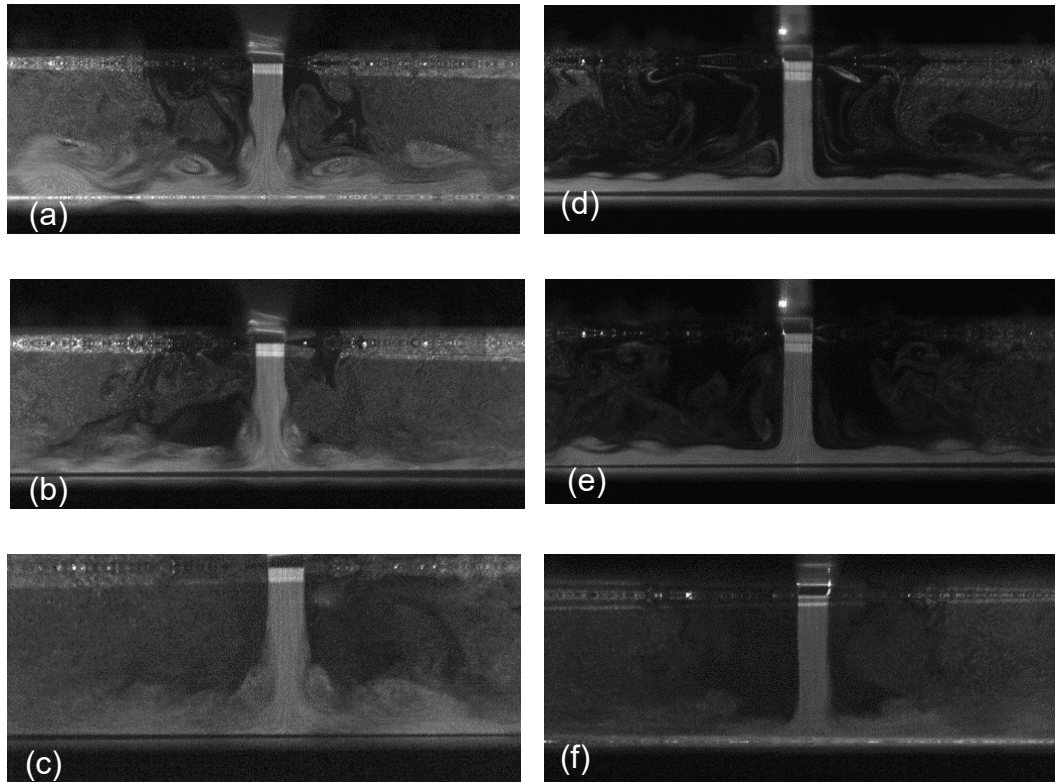


Fig. 2-9 Impinging jet formation of each tested nozzle at $H/B=4$.

(a) Contoured, $Re=660$, (b) Contoured, $Re=990$, (c) Contoured, $Re=2660$,
(d) Straight, $Re=660$, (e) Straight, $Re=990$, (f) Straight, $Re=2660$.

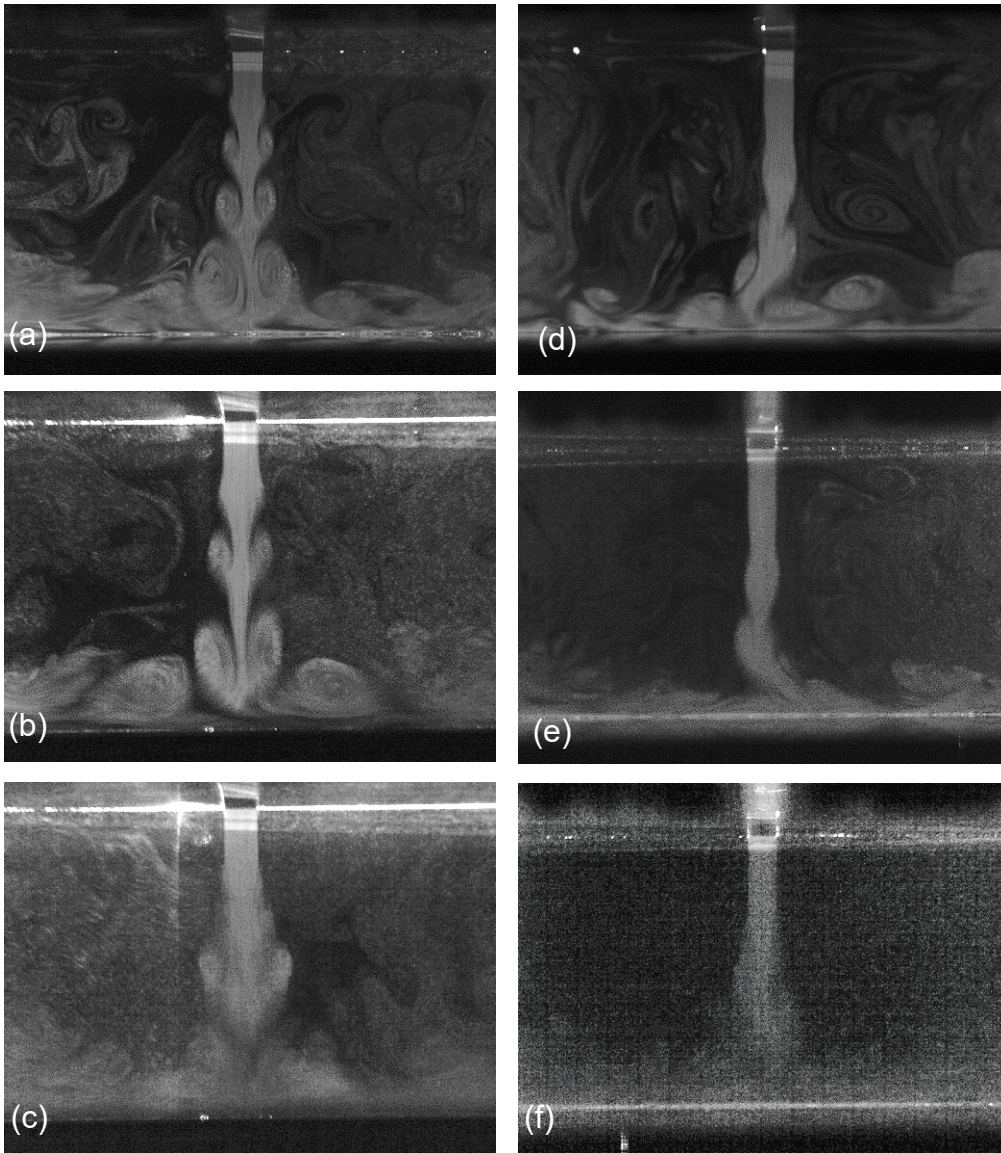


Fig. 2-10 Impinging jet formation of each tested nozzle at $H/B=9$.

(a) Contoured, $Re=660$, (b) Contoured, $Re=990$, (c) Contoured, $Re=2660$,
(d) Straight, $Re=660$, (e) Straight, $Re=990$, (f) Straight, $Re=2660$.

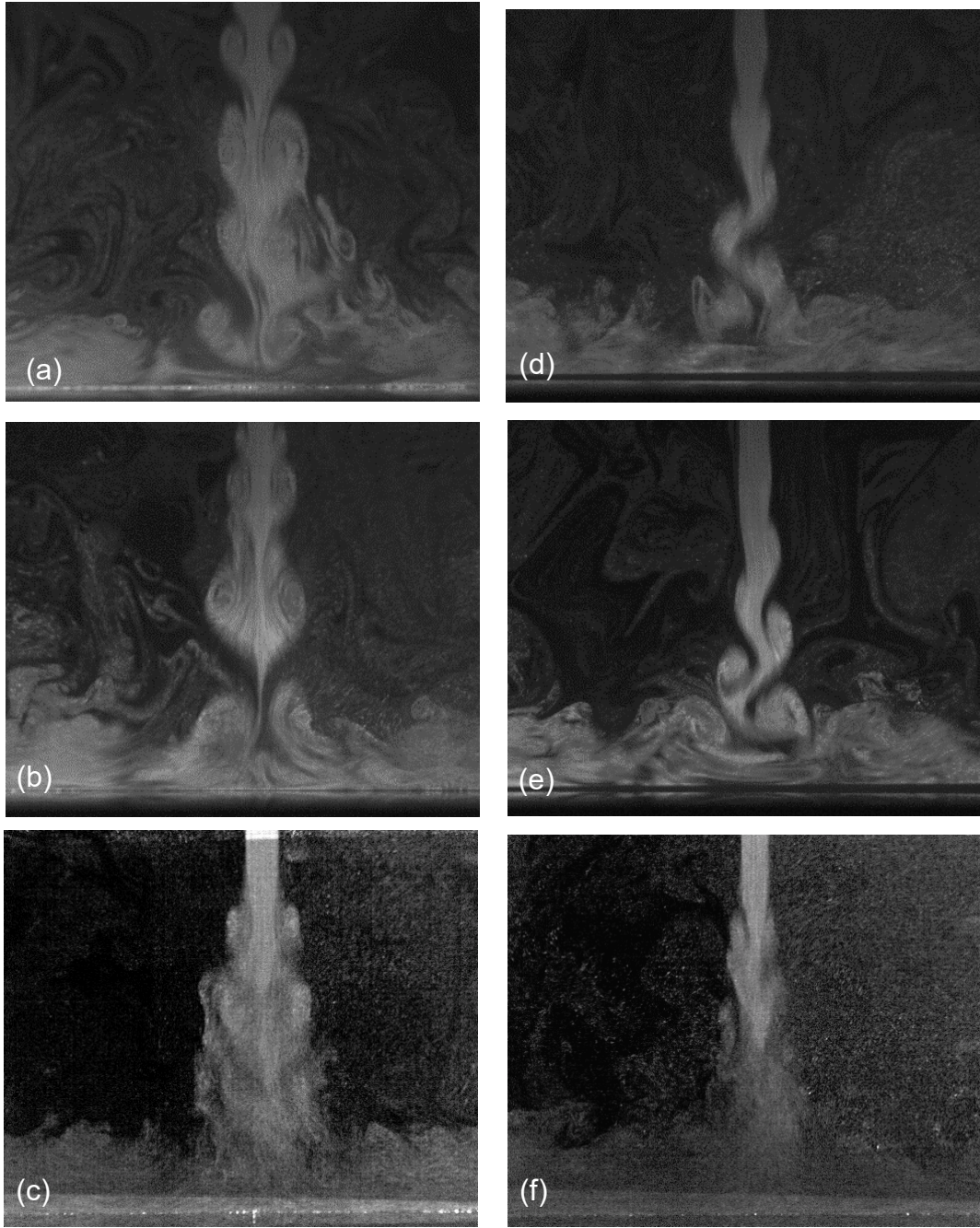


Fig. 2-11 Impinging jet formation of each tested nozzle at $H/B=13$.
(a) Contoured, $Re=660$, (b) Contoured, $Re=990$, (c) Contoured, $Re=2660$,
(d) Straight, $Re=660$, (e) Straight, $Re=990$, (f) Straight, $Re=2660$.

2.4.3 衝突噴流の振動周波数

前節に示した衝突噴流 $H/B=4\sim 20$ の範囲での可視化結果に基づき、ノズル形状および衝突板距離 H による噴流振動周波数の変化を、下式(2-8)のストローハル数 St で比較する。

$$St = fB/U_0 \quad (2-8)$$

ここで、 f は衝突噴流振動周波数 (Hz)、 U_0 はノズル出口での流速(m/s)である。

f は撮影された可視化映像 0.8 秒分の噴流振動をカウントして求めた。 U_0 はノズル出口 PIV 計測で得られた噴流厚み方向速度分布の平均値を採用した。 H/B によるストローハル数 St の変化を Fig.2-12 に示す。衝突噴流の振動形態は H/B によって3つの領域に分けられることがわかった。ストレートノズルの場合、 $H/B < 5$ であれば衝突噴流に振動は見られず、非常に安定した壁面噴流が形成される (Fig.2-9 の状態)。 $H/B \geq 5$ になると噴流は振動し始め、この領域では振動周波数は H/B が増加するほど低下傾向にある。噴流の渦が形成する前に衝突しており、衝突後に発生する渦に引っ張られることで噴流が振動しているが、衝突板が離れるにつれて流速が低下するために振動周波数も低下すると考えられる。

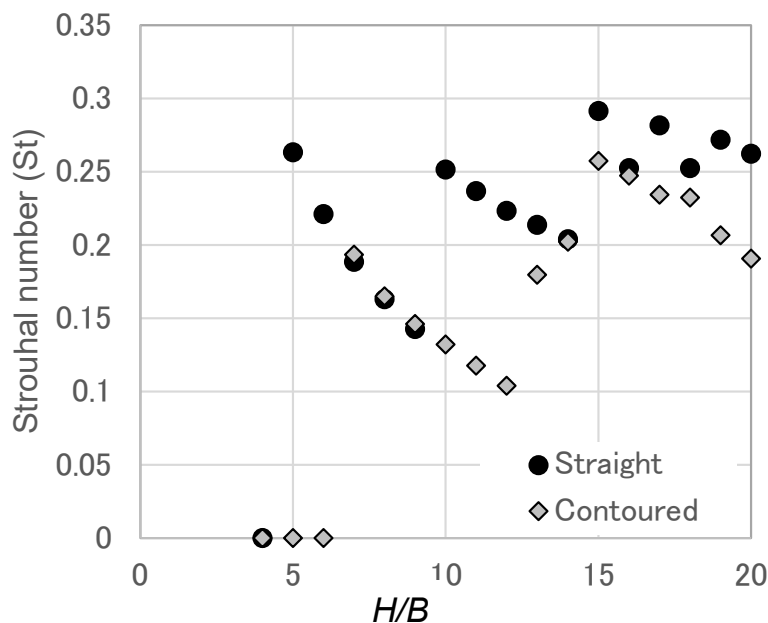


Fig. 2-12 Effect of distance between nozzle and impinging plate on Strouhal number of impinging jet.

コンタードノズルでは振動し始める衝突板距離が $H/B \geq 7$ となるのは前述の通りで、ストレートノズルより噴流安定領域は拡大していた。ただし、 $H/B \geq 7$ での振動周波数が低下する傾向はストレートノズルと相違なかった。ストレートノズルでは $H/B \geq 10$ で再び振動周波数がジャンプするように急増する。コンタードノズルでは $H/B = 13 \sim 14$ で上昇に転じ、 $H/B = 15$ で最大となってその後高位の振動周波数を維持する。これは Fig.2-10 の形態のように、噴流が衝突前に振動していて壁面で形成される渦に引っ張られる影響が少なくなっていて自由噴流の自己振動に近い状態に遷移するためだと考えられ、振動形態が安定しにくい領域といえる。

2.4.4 衝突壁面噴流を含む全体速度場

衝突壁面噴流の PIV 計測結果を示す。この測定においても 60 fps でキャプチャされた 1,350 セットの輝度画像から計算された速度情報を平均化し、ノズル出口速度 U_0 で無次元化した。ノズル噴射から衝突噴流までの流れ場全体の変化を確認するため、前節の流れ可視化でノズルによる噴流形態の差が明瞭に見られた transition region の $H/B = 9, 13$ の平均速度コンター図を Fig.2-13、2-14 に分けて示す。

Fig.2-13 (a)~(c)のコンタードノズルと(d)~(f)のストレートノズルの流れ場を Re 数ごとに比較すると、壁面噴流速度の最大値はいずれもコンターノズルの方が大きく、壁面噴流もやや厚い。コンタードノズルの噴流は、Re 数によらずその両縁に双子渦を形成して鋼板に衝突するため噴流振動が小さく、衝突後の壁面噴流が壁から剥離しにくいためと考えられる。ストレートノズルの噴流は、衝突時の振動によって瞬時的に片方のみに流れるため、壁面噴流の減衰が大きい。

Fig.2-14 (a)~(c)のコンタードノズルと(d)~(f)のストレートノズルの流れ場の流れ場を比較しても Fig.2-12 とほぼ同じ傾向が確認されるものの、その差は小さい。衝突板が $H/B = 13$ まで遠ざかると衝突前の渦が重なり合うようになり、いずれのノズルでもかなり厚い壁面噴流になる。

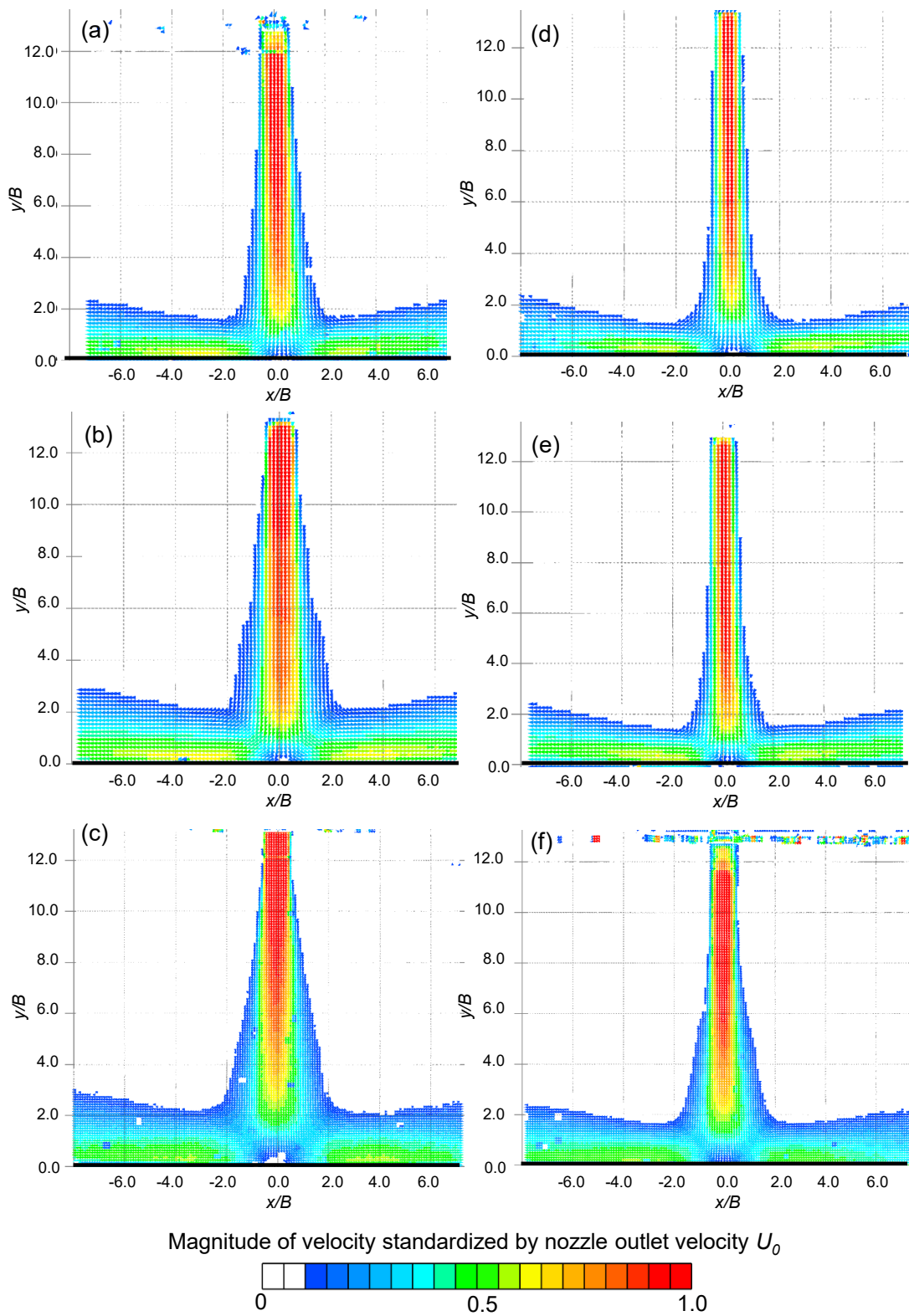


Fig. 2-14 Mean velocity magnitude distributions of impinging wall jet at $H/B=13$.

- (a) Contoured, $Re=660$, (b) Contoured, $Re=990$, (c) Contoured, $Re=2660$,
 (d) Straight, $Re=660$, (e) Straight, $Re=990$, (f) Straight, $Re=2660$.

2.4.5 衝突壁面噴流の平均速度と速度変動

壁面噴流平均速度と速度変動を定量的に評価する。x 方向の時間平均速度を \bar{u} 、速度変動分を u' 、y 方向の時間平均速度を \bar{v} 、速度変動分を v' とすると、瞬時速度成分 u 、 v は式(2-9)、(2-10)に示すように分解される。この操作をレイノルズ平均と呼び、これに基づいたレイノルズ平均ナビエ-ストークス方程式を式(2-11)^[51]に示す。

$$u = \bar{u} + u' \quad (2-9)$$

$$v = \bar{v} + v' \quad (2-10)$$

$$\bar{u} \frac{\partial u}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial y^2} - \frac{\partial \overline{u'v'}}{\partial y} \quad (2-11)$$

ここで P は各箇所の平均圧力、 ρ は流体密度、 ν は流体動粘度である。また、乱流エネルギー k は式(2-12)で定義される。ここで w' は z 軸方向 (x 、 y 軸それぞれに垂直な方向) の速度変動である。今回対象とする二次元衝突噴流流れ場において、速度変動を統計的に比較するために u_{rms} を用いる。 u_{rms} は乱流エネルギー k に等しく、式(2-13)で定義する。

$$k = \frac{1}{2} (\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2}) \quad (2-12)$$

$$u_{rms} = \sqrt{\overline{u'^2}} \quad (2-13)$$

Fig.2-15 は、 $H/B=9$ (Fig.2-10、Fig.2-13) におけるよどみ点からの距離 $x/B=1$ 、2、4、6 での壁面近傍平均速度分布である。ノズル種によらずよどみ点に近い $x/B=1$ は衝突壁面噴流の初期段階であるため平均速度 u/U_0 は 0.5~0.6 程度である。その下流の $x/B=2$ 付近でいずれの条件でも壁面風速が最大となり、さらに下流に向かうにつれて速度は減衰する。Fig.2-15(a)~(c)のコンタードノズルでは、 $x/B=2$ で壁面噴流速度の最大値は 0.7~0.8 程度

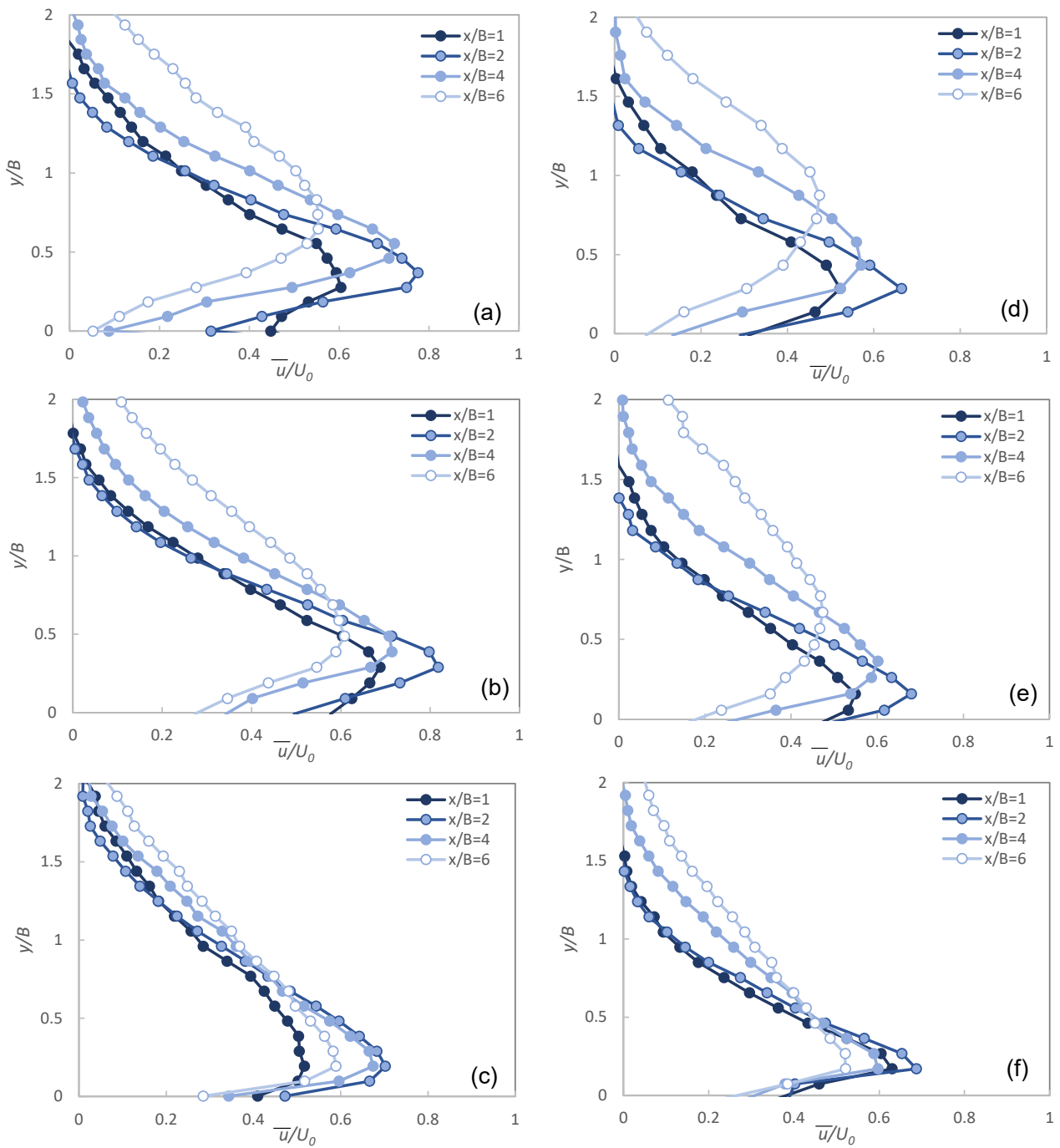


Fig. 2-15 Near-wall mean velocity distributions of impinging wall jet at $H/B=9$.

(a) Contoured, $Re=660$, (b) Contoured, $Re=990$, (c) Contoured, $Re=2660$,

(d) Straight, $Re=660$, (e) Straight, $Re=990$, (f) Straight, $Re=2660$.

と高位であり、 $x/B=4$ でも0.7程度に維持される。Fig.2-10の可視化画像に示したように、噴流両縁に形成する双子渦がノズル噴射口ギャップ B よりやや大きく成長し、衝突後わずかに扁平し、それが連続して壁面に沿って流れるので、減速期間が短く壁面噴流厚みも厚い。このような衝突壁面噴流形成に関して Re 数の影響は大きくないが、噴流速度が最大となる壁面からの距離は Re 数増加につれて壁面に近づく傾向にある。Fig.2-15(d)~(f)のストレートノズルでは、 $x/B=2$ でも壁面噴流速度の最大値は0.7程度であり、下流に向けての減衰も早い。衝突時の噴流振動により間欠的な減速が発生するためである。大規模渦のサイズはコンタードノズルに比べて小さいため、壁面噴流厚みも薄くなった。このような渦形成に伴う壁面噴流発達形態の差は、 Re 数よりもノズル噴射初期速度分布影響が大きかった。

Fig.2-16は $H/B=13$ (Fig.2-11、Fig.2-14に対応)における壁面近傍平均速度分布である。先にも述べたように、ノズル種による壁面噴流速度分布の差はほとんど見られず、 Re 数の影響が観察された。すなわち、(a)、(d) $Re=660$ では壁面噴流速度が最大となる位置がいずれのノズルでも $x/B=4$ まで下流に移行する。その時の最大流速は $u/U_0=0.55$ 程度であった。(b)、(e) $Re=990$ では壁面噴流速度がいずれも0.66、(c)、(f) $Re=2660$ では0.5~0.6程度であった。コンタードノズルであっても壁衝突前に大規模渦が崩壊しかかった状態であり、周囲気体との混合が進展したために衝突壁面噴流は相応に弱まったと考えられる。

壁面噴流の発達を噴流厚みの観点で整理したのが Fig.2-17である。噴流発達の指標としては噴流速度半値幅を用いることが一般的であるが、本実験では噴流速度が最大となる y 方向位置が条件によってわずかに変化するため、速度が U_0 の5%を下回る y 方向位置 (y/B) を壁面噴流厚みとして求めた。噴流厚み自体はノズル-衝突板距離の影響が大きく、ノズル-衝突板距離が大きいほど噴流厚みは厚い。これまでの考察の通り衝突前後に発生する大規模渦サイズに起因するためである。Fig.2-17(a) $H/B=4$ では、コンタードノズルの噴流厚みが厚いものの、 x/B 増加に伴う噴流厚み増加割合に関してノズル形状差は認められない。一方、Fig.2-17(b) $H/B=9$ では、ノズル形状差が確認された。コンタードノズルの噴流厚み自体は厚いが、噴流厚み増加率は25-60%と高くない。

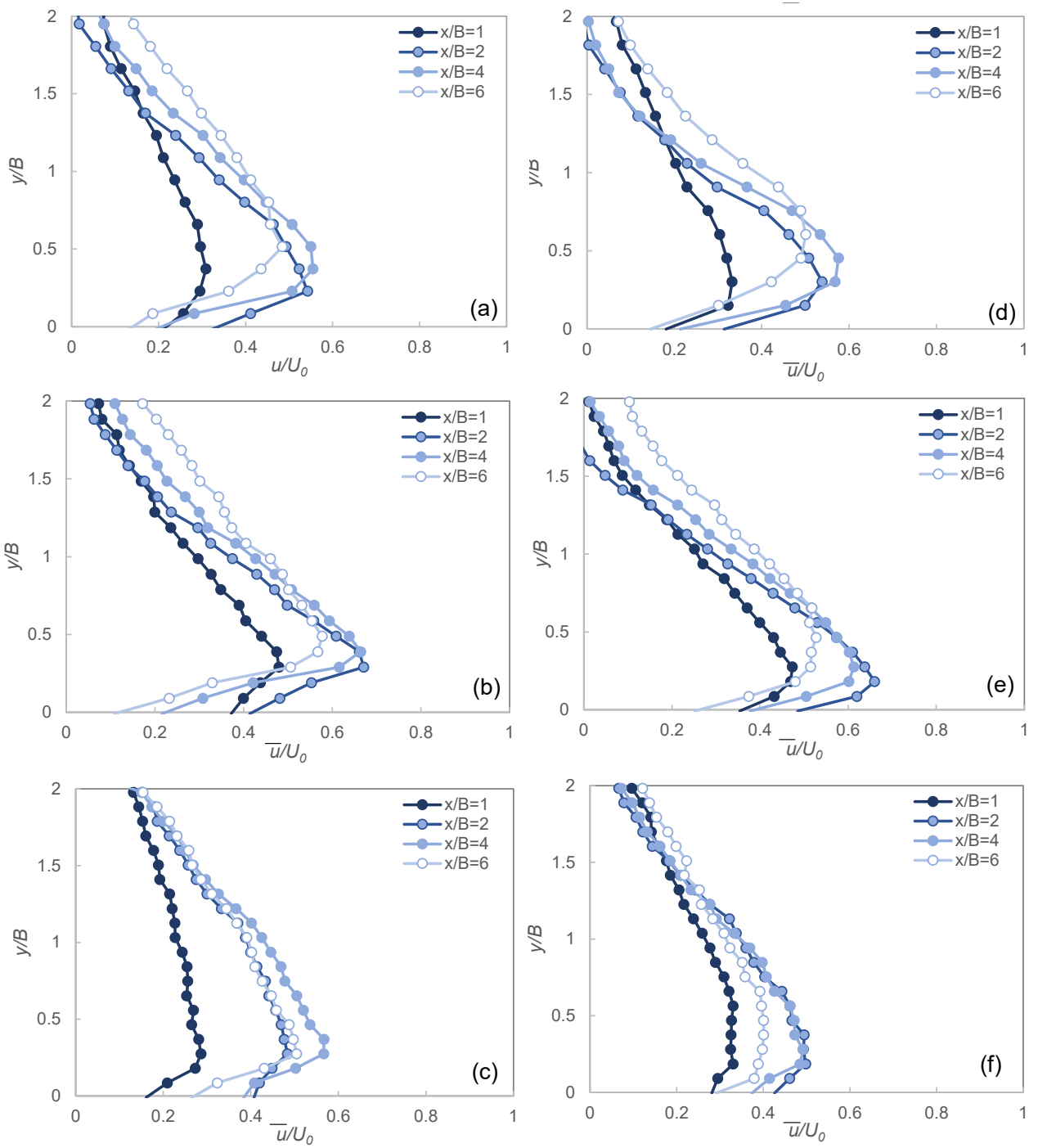


Fig. 2-16 Near-wall mean velocity distributions of impinging wall jet at $H/B=13$.

(a) Contoured, $Re=660$, (b) Contoured, $Re=990$, (c) Contoured, $Re=2660$,

(d) Straight, $Re=660$, (e) Straight, $Re=990$, (f) Straight, $Re=2660$.

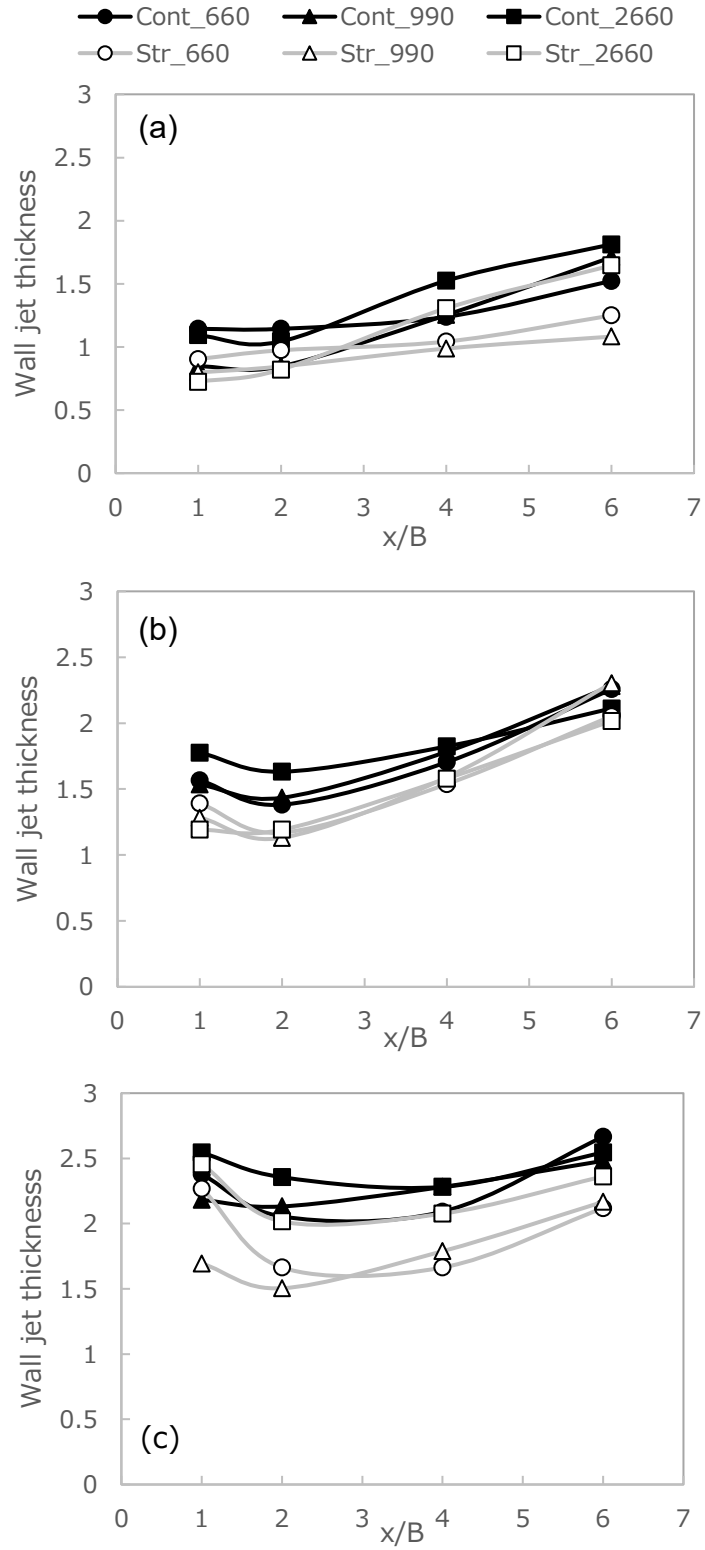


Fig. 2-17 Jet development evaluation by wall jet thickness.

(a) $H/B=4$, (b) $H/B=9$, (c) $H/B=13$

これに対してストレートノズルではよどみ点付近の噴流厚みは薄い、噴流厚み増加率は68-93%と高い。つまり、ストレートノズルでは壁面噴流のx方向速度減速が大きい反面、噴流が壁面から遠ざかる方向に拡散しやすい。Fig.2-17(c)H/B=13では、ノズル種による噴流厚みの違いが明瞭であり、コンタードノズルの方が17~30%程度厚い。噴流厚み増加率という点ではノズル種によらず15-40%と低位であった。大規模渦がある程度発達し、乱流エネルギーが小規模渦へ輸送されながら壁面に衝突するため、流速分布に影響を及ぼすような壁面上での噴流拡散は低位であったと推定される。

壁面噴流の乱流エネルギーを比較するため、式(2-13)にて算出した壁面近傍速度変動分布をFig.2-18に示す。ここではFig.2-17でノズル差が確認された $Re=990$ 、 $H/B=9$ 、 13 の測定結果について議論する。Fig.2-18に示すように、壁面噴流速度変動は噴流厚み方向に大きな傾斜は見られないが、Fig.2-18(a)コンタードノズルと(c)ストレートノズルを比較すると、コンタードノズルでは概ね $u_{rms}/U_0=0.10\sim 0.23$ 、ストレートノズルでは $u_{rms}/U_0=0.12\sim 0.33$ とストレートノズルが高位であった。可視化観察の通り、衝突時点で混合が進んでおりいわゆる自由噴流のような壁面噴流主流部分とその外縁の速度変動ピークは存在しない。ストレートノズルは噴流振動、すなわち噴流衝突に合わせた大規模渦形成があることで速度変動が高位であった。H/B=13としたFig.2-18(b)と(d)を比較すると、よどみ点に近い $x/B=2\sim 4$ ではストレートノズルの方が速度変動は低位で、 $x/B=6$ は0.3程度でほぼ同等になった。噴流厚みではノズルによる差異が確認されたが速度変動では差は小さい。すなわちエネルギー輸送の観点ではノズル-衝突板距離遠ざけることで初期速度分布影響は縮小する。

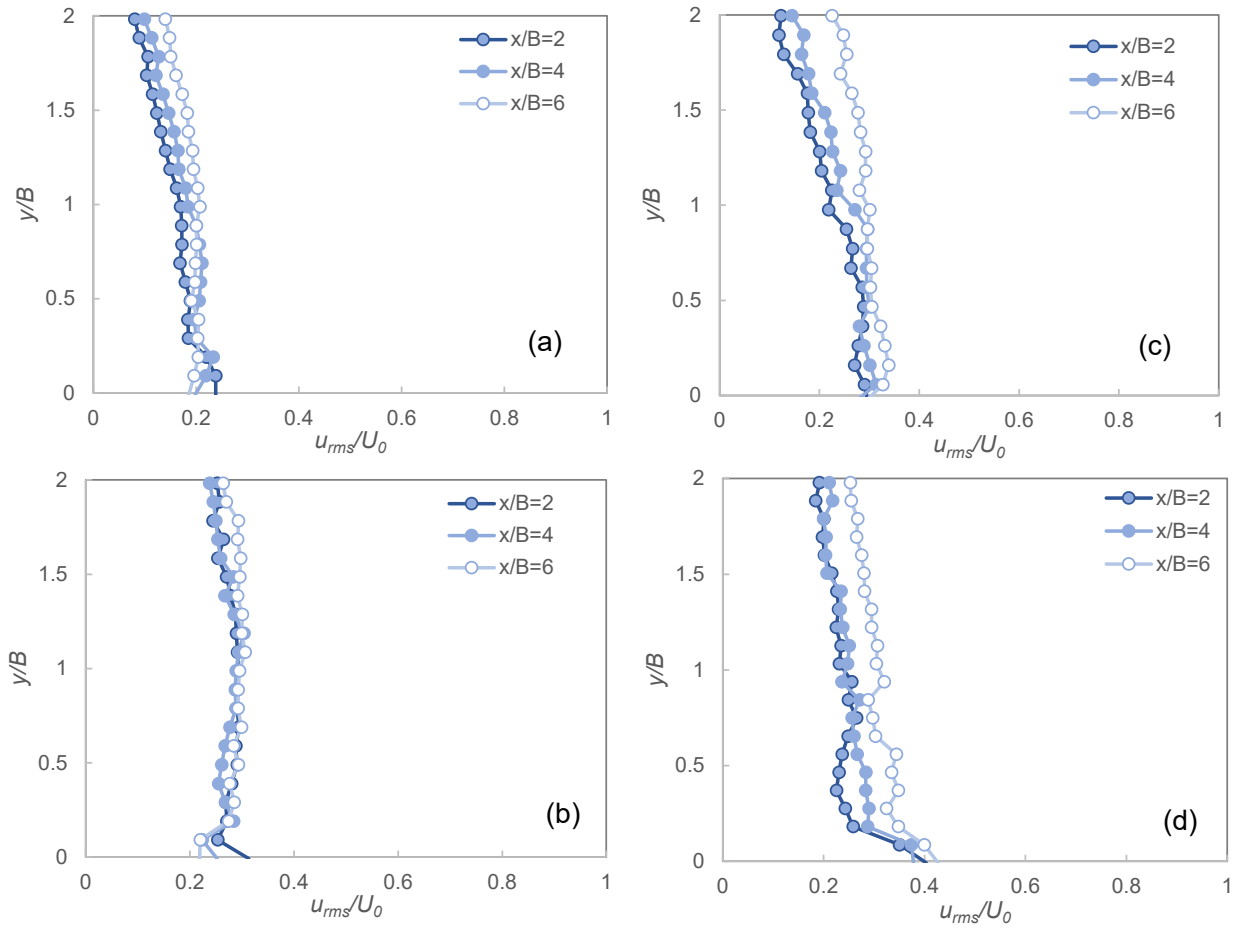


Fig. 2-18 Near-wall velocity fluctuation distributions of impinging wall jet at $Re=990$.

(a) Contoured nozzle, $H/B=9$, (b) Contoured nozzle, $H/B=13$

(c) Straight nozzle, $H/B=9$ (d) Straight nozzle, $H/B=13$

2.4.6 衝突壁面噴流の安定条件

前節までに議論した壁面噴流厚みと壁面噴流速度変動を使って、工業的応用に資する壁面噴流安定条件について検討する。

Fig.2-9～2-11 の可視化結果より、 $H/B=4$ ではいずれのノズルでも衝突壁面噴流は「安定」と判断できる。また、Fig.2-17 に示した壁面噴流厚みにおいて、噴流厚みの変化が大きい場合に「不安定」とみなすこととした。具体的には、壁面噴流厚み変化の傾き最大値(Jet thickness/ x/B)を算出し、 $H/B=4$ の結果から閾値を 0.24 とした。一方、Fig.2-18 に示した壁面噴流速度変動では、速度変動が大きい場合に「不安定」とみなすこととした。具体的には、 $x/B=1\sim 6$ の壁面噴流速度変動平均値を算出し、 $H/B=4$ の結果から 0.19 を閾値とした。これらの閾値に基づいて各ノズルの安定性を評価した結果を Fig.2-19 にまとめた。各プロットに記した数字は、上段が壁面噴流厚み変化の最大値、下段が壁面速度変動平均値であり、閾値を下回っていれば○、上回っていれば×と表した。そして双方とも○であればその条件は総合評価「安定」として○と表し、どちらかが×であれば「不安定」として×と表した。

Fig.2-19 より、コンタードノズルでは、ノズル-衝突板距離 H/B の壁面噴流安定条件が広がった。ガスワイピングや冷却といった工業的な利用の上では、噴流衝突によって大規模渦が形成する遷移領域初期段階でのノズル形状影響は考慮が必要であり、噴流振動が問題となるアプリケーションではノズルを近接化するかコンタードノズルタイプを採用することが望ましい。

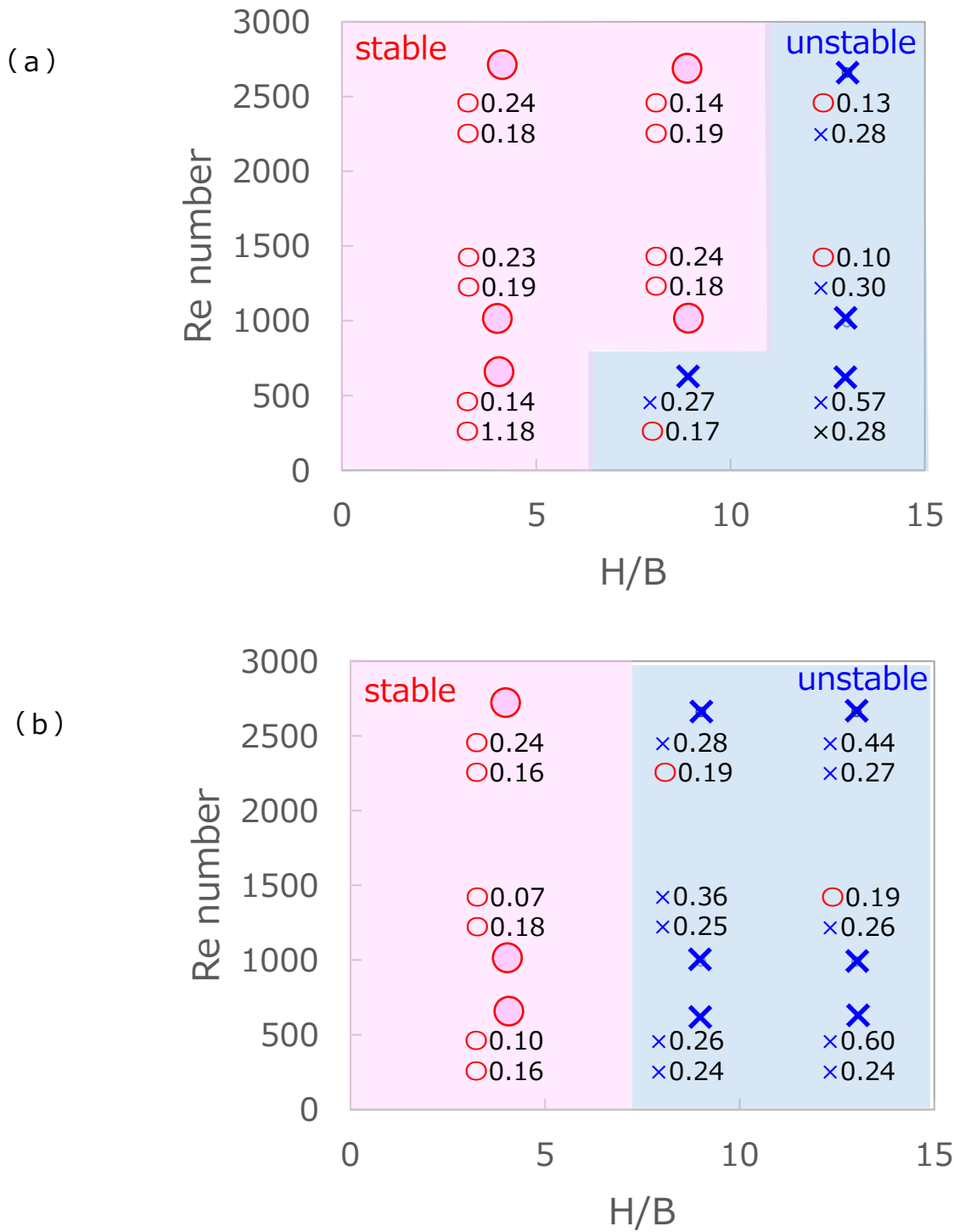


Fig. 2-19 Stable conditions of impinging wall jet.

(a) Contoured nozzle, (b) Straight nozzle

2.5 小括

初期速度分布の異なる二次元噴流ノズル（コンタードノズル、ストレートノズル）を用いた遷移領域衝突噴流可視化・速度場測定実験を行い、噴流 Re 数、ノズル-衝突板距離が衝突壁面噴流形成に及ぼす影響を調査した。その結果、以下の知見を得た。

- (1) 出口速度分布がトップハット型となるコンタードノズルの噴流は、 Re 数によらずその両縁に双子渦を形成して鋼板に衝突するため噴流振動が小さく、衝突後の壁面噴流が壁から剥離しにくい。出口速度分布の両肩がなだらかな放物線型となるストレートノズルの噴流は、 $H/B=5$ 付近で噴流両縁に交互に発生するせん断渦によって噴流の左右振動が起こる。その結果、壁面噴流が瞬時的に片方のみに流れ、反対方向への壁面噴流の流速が 0 もしくは負になる瞬間が起こる。
- (2) 平均速度分布で評価すると、コンタードノズルの壁面噴流は噴流厚みがほぼ一定で、流下方向の速度減衰が小さい。ストレートノズルの壁面噴流はよどみ点近傍の噴流厚みは薄い壁面から離れる方向に広がりやすく、流下方向の速度減衰も大きい。このような噴流発達形態は Re 数の影響を受けない。
- (3) ノズル形状による壁面噴流形成の差が顕著なのは遷移領域初期である $H/B=9$ で、遷移領域内でも大規模渦の崩壊がみられる $H/B=13$ では、その差は縮小した。 $H/B=4$ の壁面噴流状態を基準に噴流安定化条件を提示し、コンタードノズルは H/B の安定領域が広がることを示した。壁面噴流の工業的な利用の観点では、噴流衝突によって大規模渦が形成する遷移領域初期段階でのノズル形状影響は考慮が必要であり、噴流振動が問題となるアプリケーションではノズルを近接化するかコンタードノズルタイプを採用することが望ましい。

第3章 傾斜衝突による二次元噴流の不安定性

3.1 本章の目的

本章では、傾斜衝突による二次元噴流の衝突壁面噴流形成への影響を考察する。

工業的な噴流衝突形態として傾斜衝突噴流があり、ガスワイピングも例外ではない。エッジスプラッシュ抑止を目的として、ワイピングノズルを $15\sim 30^\circ$ 傾斜させる例が報告されている^[11-13]。傾斜衝突噴流を用いることにより、衝突物体の所定方向における高い局所的かつ平均的な熱伝達係数を得ることができるため、このタイプの噴流は熱伝達プロセスに多くの応用があり、傾斜噴流の熱伝達特性に関する研究が報告されている。Goldstein ら^[74] は、傾斜角 30° から 90° の範囲とノズル直径の4倍から10倍のノズル間距離における円形噴流の熱伝達特性を調べ、最大熱伝達は 45° から 90° の傾斜角でほとんど変化しないことを明らかにした。また、Yan ら^[75] は傾斜角 45° から 90° 、ノズル直径の2から10倍のノズル間距離を有する円形噴流ノズルを用いて熱伝達特性を調べ、熱伝達分布の非対称性と幾何学的衝突点からのずれを評価した。Beitelmal ら^[76] は、傾斜角 40° から 90° の二次元噴流の熱伝達特性を実験的に評価し、局所ヌッセルト数を傾斜角、ノズルオブジェクト距離、およびレイノルズ数 Re により予測することを提案した。その結果、ピーク伝熱位置は傾斜角とノズル対象距離に依存して鋭角側にシフトすることを確認した。Abdel - Fattah ら^[77] は、 $45^\circ\sim 90^\circ$ の二次元噴流角の熱伝達特性を数値解析により評価し、最大熱伝達位置に対する傾斜角の影響を示した。このように、傾斜噴流とその伝熱特性に関する研究は多いが、ガスワイピングで求められる傾斜衝突噴流の非定常な振動挙動に焦点を当てた研究^[78,79]は少ない。Kou ら^[78] は Schlieren 法による垂直および傾斜衝突噴流の可視化を試み、壁面噴流領域における傾斜噴流の渦発生挙動は、入射角が 45° 傾斜しても垂直衝突噴流のそれと有意差はないと結論づけた。本章では、transition region の衝突壁面噴流におけるノズル傾斜角度影響の把握を目的とする^[87]。

傾斜衝突壁面噴流の概略図を Fig.3-1 に示す。ここで、 B はノズル噴射出口ギャップ、 h

はノズル噴射出口からの距離、 U_0 は噴射出口速度（噴射口中心位置の平均速度）、 H はノズル噴射出口からの衝突板までの距離、 θ はノズル傾斜角度である。傾斜角が $0^\circ < \theta < 90^\circ$ の範囲で小さくなるにつれて、上方に分配される流体量が増加し、 $\theta < 45^\circ$ の場合には、ノズルから噴射される流体の大部分が上方に流れることが知られている^[78,79]。

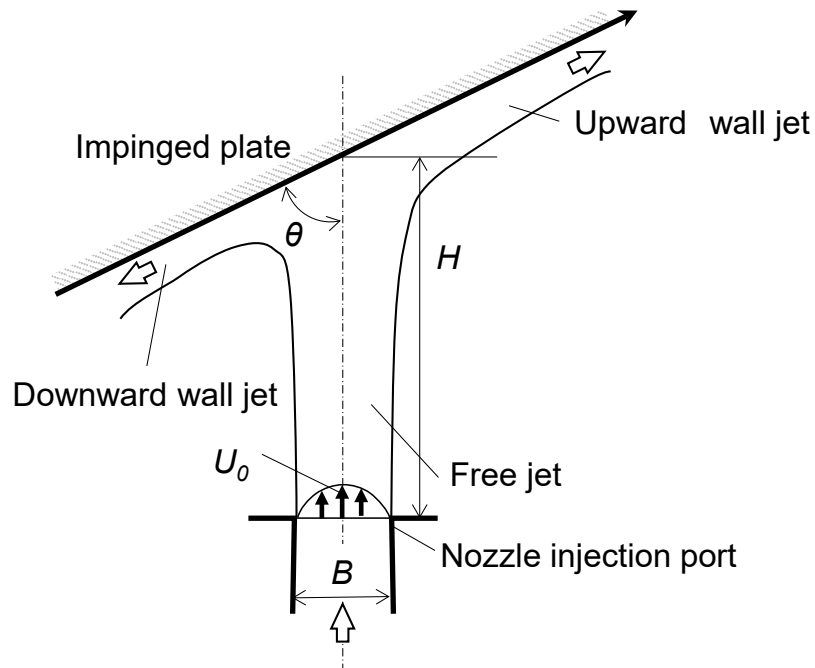


Fig.3-1 Schematic diagram of two-dimensional inclined wall jet development.

3.2 本章のアプローチ

傾斜衝突による衝突壁面噴流形態変化を評価するため、第 2 章で衝突時の噴流振動が顕著に確認されたストレートノズルを用い、噴流可視化実験で乱流渦形成や噴流振動状況の観察を実施した。また流れ場の PIV 計測により統計的に定量評価することで、工業的利用への適性について考察した。

ここで本章での噴流レイノルズ数の考え方について述べる。Suresh らは、自由噴流発達形態のレイノルズ数依存性を検討した^[63]。可視化実験で明確に観察される大規模な渦は、低レイノルズ数領域 ($Re < 2000$) で優勢であるが、高レイノルズ数領域ではより微細な渦

構造が優勢で、高周波数の小さな渦が大規模な渦に重なる。高レイノルズ数領域には大規模な渦も存在するが、可視化観測で大規模な渦のみを捉えることは困難で、乱流統計のレイノルズ数依存性も顕著である。本可視化実験では、低レイノルズ数領域における衝突壁面乱流の基本特性の検討として、二次元衝突噴流の基本的かつ非定常大規模渦形成を観察するために、ガス噴射速度を 2.0 m/s に設定した。本実験における二次元噴流レイノルズ数は約 660 である。

3.3 実験方法

3.3.1 傾斜衝突噴流の可視化方法

可視化実験装置概略図を Fig.3-2 に示す。第 2 章で用いたものと同一の実験装置群である。縦 350mm×横 270mm×高さ 1310mm の鉄骨及びアクリル板により作られた流路内に、二次元噴流ノズルを噴射出口を上向きにして設置し、シーディングジェネレータにより可視化用トレーサ粒子であるオイルミスト(DEHS)をノズル内に送り出す。流路内部条件を一定に保つために循環系流路を形成し、ファン出力によってノズル噴射速度が調整される。衝突噴流実験をする場合には、ノズル上部にノズル噴射口からの距離を任意に調整できるアクリル製衝突板を配置する。ノズルを通る流体は、ノズル前の流路で整流される。可視化用の光源には CW レーザを、PIV 計測用には Nd-YAG レーザを用いた。レーザ光はシリンドリカルレンズ群を通過することでレーザシート (1mm 厚さ) となり測定領域を照らす。レーザシートは、フォワードスキャターでカメラから見て明るく見えるようにわずかに斜めに照射した。衝突噴流計測は、ノズル出口から衝突壁面噴流までをカバーする視野で実施した。

3.3.2 二次元噴流ノズル

本実験で用いた二次元噴流ノズルの断面図を Fig.3-3 に示す。第 2 章で用いたストレートノズルである。これは CGL ガスワイピングノズルとして一般的に用いられるノズル形状で、前述の通り、噴射出口部に平行部を有する^[18-20,33]。本実験で用いたストレートノズルの噴射

出口ギャップは $B=5\text{mm}$ 、噴射出口平行部長さは $17B$ の 85mm である。可視化撮影条件を Table.3-1 に、PIV 計測条件を Table.3-2 に示す。

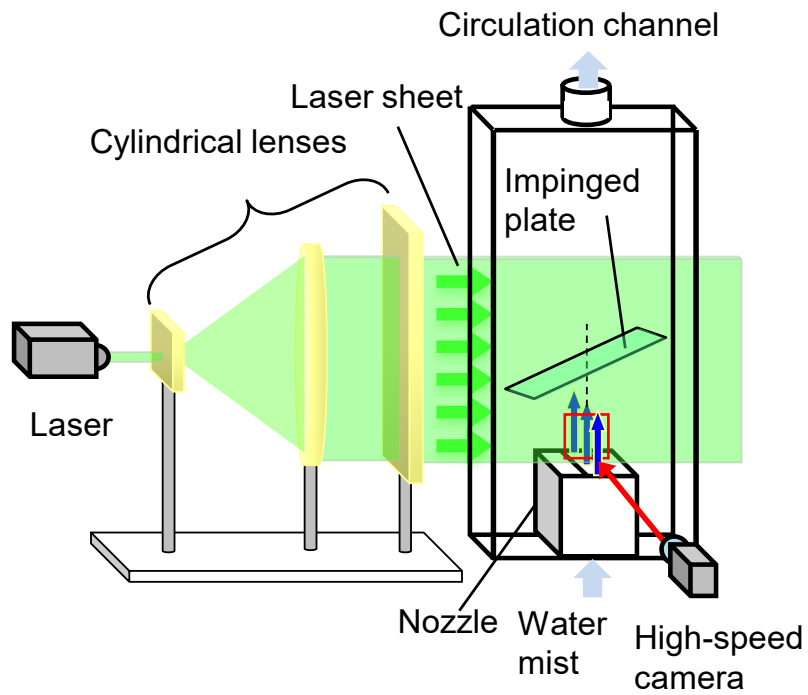


Fig. 3-2 Experimental apparatus for flow visualization and PIV measurement.

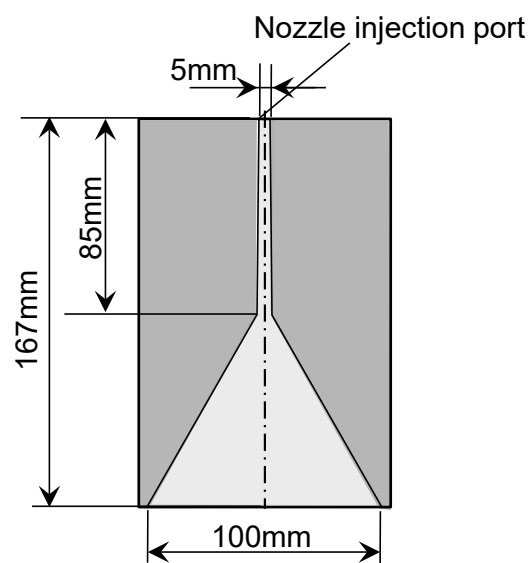


Fig. 3-3 Cross section of tested two-dimensional jet nozzle (straight nozzle).

Table. 3-1 Flow visualization conditions.

Flow visualization	
Light source	CW Laser Wave length: 532nm Output: max 5.0W
CCD Camera	Photron FASTCAM Mini WX100 Resolution: 2048 x 2048 pixel Frame rate: 250fps
Tracer	Oil mist (DHES)

Table. 3-2 PIV measurement conditions.

PIV measurement	
Light source	Nd-YAG Laser Frequency: 30Hz Output: 200mJ
CCD Camera	Photron FASTCAM Mini WX100 Resolution: 2048 x 2048 pixel Frame rate: 60fps
Tracer	Oil mist (DHES)
Pixel pitch	10 μ m
PIV processing	Interrogation window: 40 x 40 pixel Search window: 16 x 16 pixel Step size: 12 pixel

3.4 実験結果と考察

3.4.1 衝突噴流形態

Fig.3-4 は、衝突板がノズル噴射口に $\theta = 90^\circ$ で面している状態での噴流の可視化の結果を示す。一般化のためノズルとプレートの間隔は H/B と無次元化する。Fig.3-4 (a) は、 $H/B=4$ の場合の可視化画像である。この領域では衝突噴流の振動は観測されなかった。衝突噴流は左右に分岐し、壁面に沿って流れた。Fig.3-4 (b) は、 $H/B=9$ における可視化画像を示す。プレート位置が $H/B=5$ になると、二次元噴流が左右に振動し始め、壁面噴流領域に左右同じ周波数の渦が発生した。距離 H が増加すると、Fig.3-4 (c) に示すように、衝突板の前方に渦が発生した。

図は省略するが、ノズル傾斜角 $70^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$ の範囲では $\theta = 90^\circ$ の振動挙動に差はなく、上下方向の流量分布にも大きな差は見られなかった。しかし、 $\theta \leq 30^\circ$ では、ほぼ全量が上方に流れた。本論文では、可視化実験において垂直方向の流れ分布の偏りが明確に現れ始めた傾斜衝突噴流の角度として、 $\theta = 65^\circ$ に注目した。

Fig.3-5 は、ノズル傾斜角を $\theta = 65^\circ$ とした衝突噴流の可視化結果を示す。Fig.3-5 (a) に示すように、 H/B が小さい領域では衝突噴流の振動は発生せず、 $\theta = 90^\circ$ の場合と同様であった。先行研究 [74-79] で示されているように、衝突板の傾斜角度によって分流する流体流量に差があった。また、 $\theta = 65^\circ$ の傾斜角でも多くのガスが上方に流れることを確認した。鋼板までの距離 H を大きくすると、 $H/B=5$ までは振動が観測されなかったが、 $H/B=6$ で噴流が振動し始めた。このとき、振動の振幅は $\theta = 90^\circ$ のときよりも小さく、振動の間隔は上下方向で異なり、上昇流の間隔は下降流の間隔よりも短かった。さらに、壁面に発生する渦の数は、振動周波数に対応する下方に比べて上方で増加した。Fig.3-5 (c) に示すように、 H/B がさらに増加すると、噴流が衝突板に到達する前に渦が発生し、渦は重なり合って流れることが分かった。

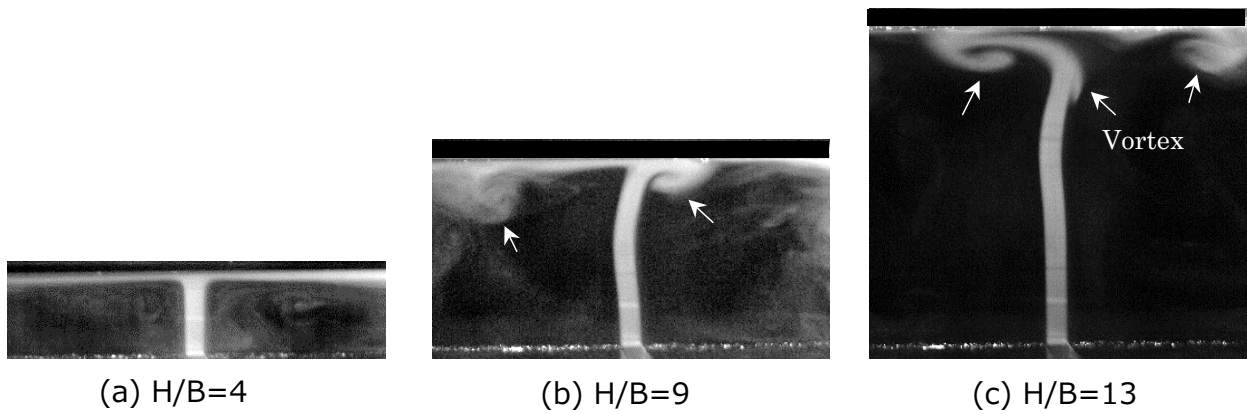


Fig. 3-4 Changes in impinging jet vibration behavior due to nozzle-to-plate spacing at $\theta = 90^\circ$. (a) $H/B = 4$, (b) $H/B = 9$, (c) $H/B = 13$.

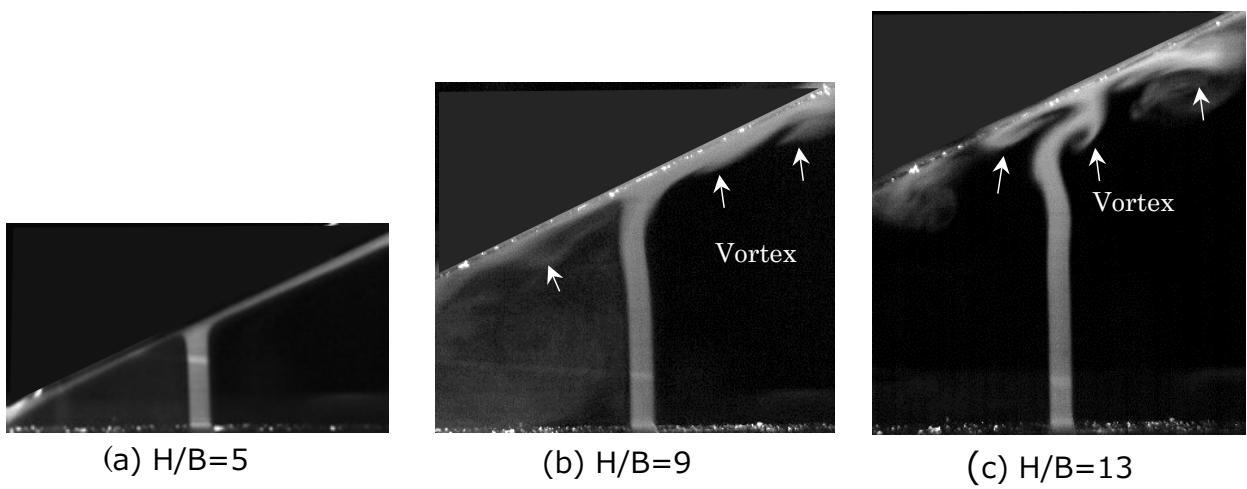


Fig. 3-5 Changes in impinging jet vibration behavior due to nozzle-to-plate spacing at $\theta = 65^\circ$. (a) $H/B = 5$, (b) $H/B = 9$, (c) $H/B = 13$.

3.4.2 壁面噴流速度

Fig.3-6には、衝突壁面速度場を定量的に比較するために実施したPIV測定の結果を示す。これらの結果は、60 fpsで撮影された1350セットの輝度画像から計算された速度情報を平均化し、ノズル出口速度で結果を U_0 で無次元化することによって得られた時間平均速度の大きさである。

Fig.3-6 (a) すなわち $\theta=90^\circ$ 、 $H/B=4$ は可視化実験において衝突噴流振動が観測されなかったケースで、PIV測定結果においても壁面から壁噴流が分離せず、壁面に沿う流れ場が観測された。Fig.3-6 (b)の $\theta=65^\circ$ 、 $H/B=5$ では、傾斜により上方と下方の流速差が生じたが、壁面に沿って安定した壁面噴流が形成した。

可視化実験で噴流振動が確認された $H/B=9$ では、PIV測定でもノズル角度に応じて壁面噴流形成に顕著な差が観察された。Fig.3-6 (c)の $\theta=90^\circ$ 、 $H/B=9$ での速度分布では、衝突噴流は左右に均等に分布していたが、衝突直後に減少し、壁噴流は壁面から離れる方向に広がった。平均速度でも、この壁噴流の広がり是非常に早い段階で生じた。Fig.3-6 (b)の可視化画像に見られるように、噴流は大きく変動し、一時的に片側だけに流れたが、その間反対方向の壁面噴流速度は0または負になった。その結果、壁面噴流の最大速度はノズル出口速度に比べて低下した。一方、Fig.3-6 (d)の $\theta=65^\circ$ では、衝突噴流がほぼ完全に上方に流れるため、壁面噴流速度の減衰は非常に小さかった。上方では、壁噴流の分離はほとんど観察されず、安定な壁面噴流形成が確認された。下方側でも、壁面噴流の分離は $\theta=90^\circ$ に比べて小さく、噴流は壁面により接近して流れた。噴流振動周波数は上下方向の不均一分布により増加し、振幅は減少し、その結果、壁面噴流速度減衰は分岐噴流が多い上方で抑制されたと考えられる。

$H/B=13$ では、ノズル-衝突板間隔の増加で傾斜衝突の影響が減少するようであった。Fig.3-6 (e) $\theta=90^\circ$ において、噴流は衝突直後に減衰し、壁面噴流は壁から離れる方向に広がった。Fig.3-6 (f)では、Fig.3-6 (d)と比較して、壁面噴流は壁面から離れる方向にわずかに広がり、壁面から上下に分離しており、分離位置は噴流衝突位置よりも遠くに移動した。

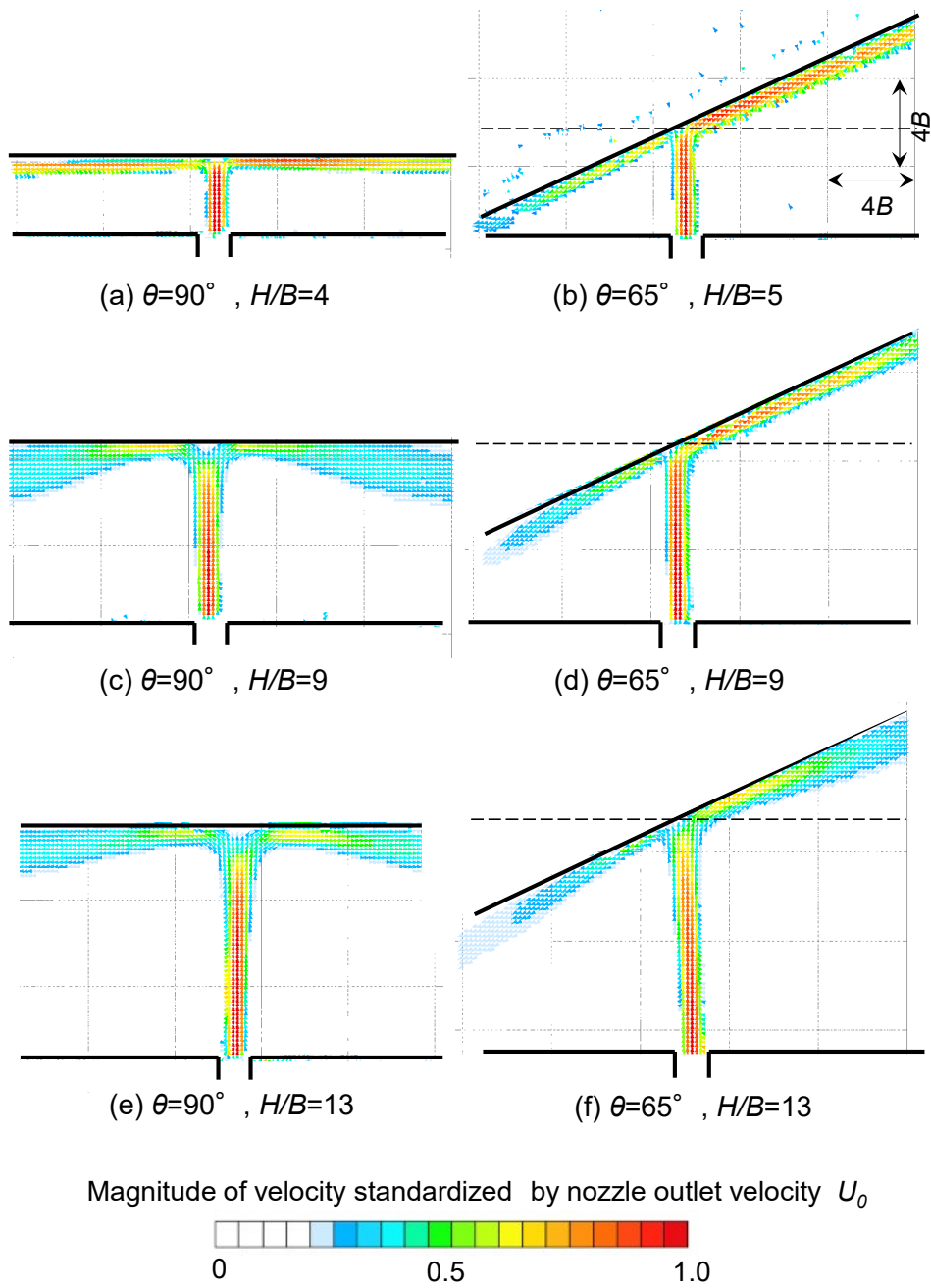


Fig. 3-6 Mean velocity magnitude distributions of vertical and inclined impinging jets: (a) $\theta = 90^\circ$, $H/B = 4$, (b) $\theta = 65^\circ$, $H/B = 5$, (c) $\theta = 90^\circ$, $H/B = 9$, (d) $\theta = 65^\circ$, $H/B = 9$, (e) $\theta = 90^\circ$, $H/B = 13$, (f) $\theta = 65^\circ$, $H/B = 13$.

3.4.3 衝突噴流の振動周波数

前節で示した $H/B=4\sim 14$ の範囲での可視化結果をもとに、ノズル傾斜角 θ と H/B に応じた噴流振動の周波数をストローハル数 St を用いて次式(3-1)で比較する。

$$St = fB / U_0 \quad (3-1)$$

ここで、 f は衝突噴流の振動周波数(Hz)である。壁面噴流領域の振動周波数 f の観測範囲は、ノズル噴射口の中心からの直線との交点を中心として、 $\theta = 90^\circ$ で $+5B$ 、 $\theta = 65^\circ$ で $+5B$ から $-5B$ である。高速度カメラで捉えた可視化画像では、 $+5B$ から $-5B$ の領域で発生した渦を 0.8 秒間計測した。ノズル出口流速 U_0 は、別途実施したノズル出口 PIV 測定により得られた噴流速度分布の平均値を採用した。ストローハル数の定量化では、 f の測定誤差が支配的で、ストローハル数の測定誤差は約 6% である。

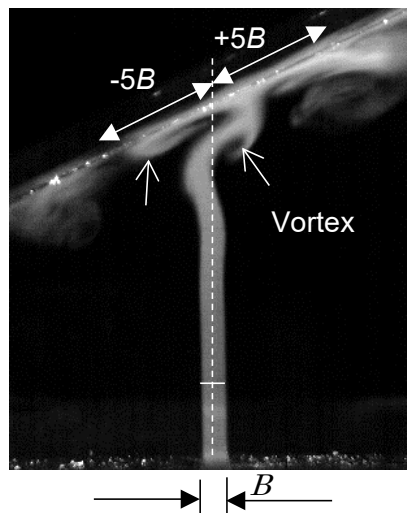


Fig. 3-7 Wall jet vortex frequency measurement area.

Fig.3-8 に H/B に対するストローハル数 St の変化を示す。 $\theta = 90^\circ$ では、 $H/B \leq 4$ の範囲で噴流の振動は観察されず、非常に安定した壁噴流が形成された (Fig. 3-4(a))。噴流は $H/B \geq 5$ の領域で振動し始め、 H/B が増加するにつれて噴流周波数は減少する傾向があっ

た。噴流の初期せん断層に発生する渦の影響で噴流が振動するが、衝突板からの距離が増すにつれて流速が低下したため、振動周波数も低下したと考えられ。 Fig.3-4(c) に見られるように、自由噴流の自励振動への移行状態と考えられる $H/B \geq 10$ では、ストローハル数は再び増加した。これは、噴流が衝突する前に振動を開始したためである。

一方、 $\theta = 65^\circ$ では $H/B < 6$ まで噴流振動は発生せず、衝突板の傾斜により壁面噴流領域に渦のない H/B 領域が広がった。壁面噴流の不安定性は、大量の流体を一側、すなわち上方に向けることによって低減されたと考えられる。 $H/B > 6$ のとき、噴流は Fig.3-5 (b) に示すように振動し始め、上方のストローハル数は下方のストローハル数の約 2 倍であった。これらの結果は、上方の壁噴流領域で発生する渦が下方の約 2 倍の頻度で発生することを示す。渦は噴流と周囲の流体との相対速度差によって発生するため、壁流速が速いと考えられる上向きでストローハル数が増加したと推定される。さらにノズルと衝突板の間隔を $H/B \geq 10$ まで広げると、上下のストローハル数の差はほぼ完全になくなった。 H/B がさらに増加すると、ストローハル数は約 0.11 に留まり有意な減少は観察されなかった。 $H/B \geq 10$ の領域では、傾斜衝突により壁噴流速度低下が抑制されることが示唆された。

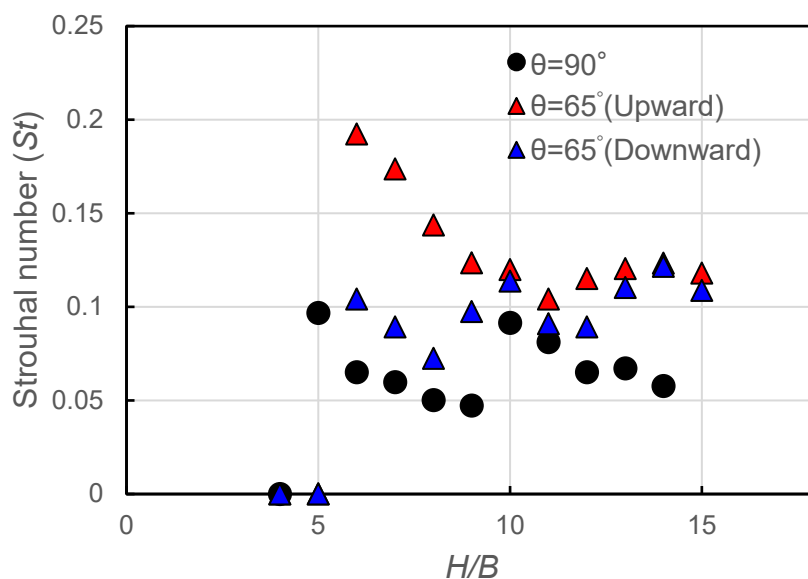


Fig. 3-8 Effect of nozzle-to plate spacing and nozzle inclination angle on wall jet vortex Strouhal numbers.

3.4.4 壁面近傍平均速度と速度変動

衝突壁噴流の平均速度と速度変動を定量的に比較するにあたり、座標系を次のように定義する。 Fig.3-9 は、壁面噴流の概略図と座標系の定義を示す。ここで、 x は壁面に平行な方向（上方側：正）、 y は壁面に垂直な方向、 x 方向の時間平均速度を \bar{u} 、速度変動分を u' 、 y 方向の時間平均速度を \bar{v} 、速度変動分を v' とすると、2章 2.4.4 節と同様に、瞬時速度成分 u 、 v は式(3-2)、(3-3)に示すように分解される。乱流エネルギー k も同様に式(3-4)で定義される。今回対象とする二次元衝突噴流流れ場において、速度変動を統計的に比較するために u_{rms} を用いる。 u_{rms} は乱流エネルギー k に等しく、式(3-5)で定義する。

$$u = \bar{u} + u' \quad (3-2)$$

$$v = \bar{v} + v' \quad (3-3)$$

$$k = \frac{1}{2}(\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2}) \quad (3-4)$$

$$u_{rms} = \sqrt{\overline{u'^2}} \quad (3-5)$$

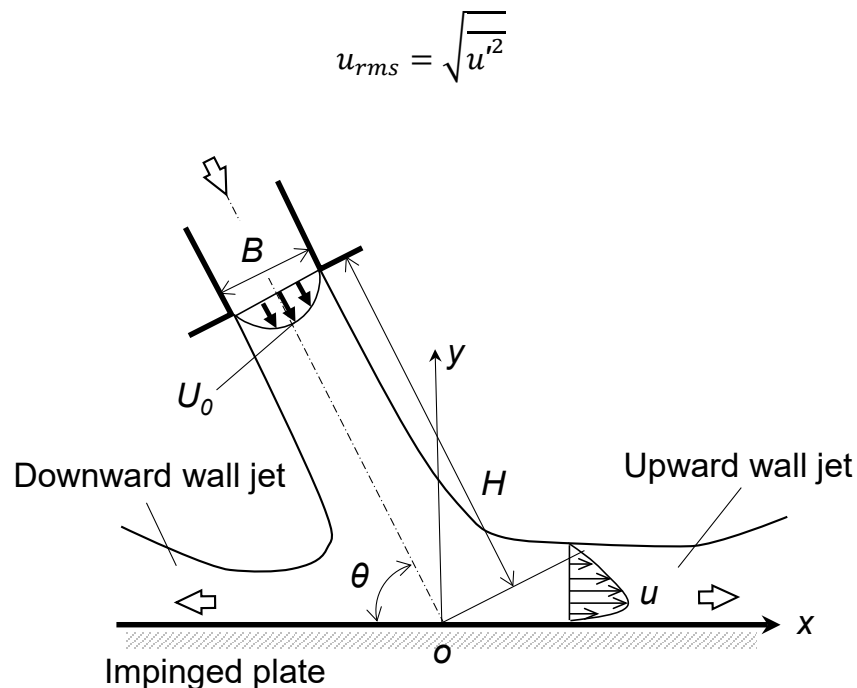


Fig. 3-9 Schematic diagram of two-dimensional inclined wall jet and definition of coordinates.

本論文では、傾斜角による壁面噴流形成の違いが観察された $H/B=9$ と 13 に焦点を当てる。Fig. 3-10 に各傾斜衝突条件における壁面からの距離 $y/B = 0.2 \sim 0.8$ における x 方向の平均速度分布を示す。Fig.3-11 の x 方向の速度変動分布は、 y/B による差が小さいため、 $y/B = 0.2$ と 0.8 の結果のみを示す。

Fig.3-10 (a) の壁面付近 $y/B = 0.2$ に着目すると、伝熱性能やめっき付着量の制御に重要な条件である $\theta = 90^\circ$ 、 $H/B = 9$ のとき平均速度は最大値に達する。 $x/B = 2$ ($\bar{u}/U_0 = 0.67$) で壁面からの剥離が進み、 $y/B = 0.4 \sim 0.8$ 、 $x/B = 3 \sim 5$ で平均速度が最大となる。Fig.3-10 (b)の $\theta = 65^\circ$ ではよどみ点が $x/B = -1$ に移動するのが特徴であり、最大平均速度は上向き側 (\bar{u}/U_0) の $x/B = 1$ 付近に移り ($\bar{u}/U_0 = 0.78$)、 $\theta = 90^\circ$ に対して約 16% 増加した。 $y/B = 0.2$ における下向き側の平均速度は、 $\theta = 90^\circ$ に対して約 20% 減少した。傾斜衝突によるよどみ点の下方への移動は、Beitelmal^[76]および Abdel-Fattah^[77]によって報告された結果と一致する。後者の研究では、ジェットのレイノルズ数は比較的高い ($2,500 \sim 12,000$) が、この研究と同じ形態が低レイノルズ数領域で発生したことは興味深い。

Fig.3-11 に壁面付近の速度変動分布を示す。 $\theta = 90^\circ$ では、 $x/B \leq -2$ 、 $x/B \geq 2$ の範囲で u_{rms}/U_0 は $0.25 \sim 0.3$ 程度となり、上下の偏りは小さい。 $\theta = 65^\circ$ では、下方向側の $x/B \leq -2$ の範囲で u_{rms}/U_0 が約 0.2 以下に減少した。上方側の $0 \leq x/B \leq 6$ では、 x/B の増加に伴って u_{rms}/U_0 が増加する傾向にあるが、 u_{rms}/U_0 は 0.25 未満と低い。上下方向の分布の偏りにより噴流の振動周波数が上昇し、壁噴流速度の減衰が抑制されたものと考えられ、衝突噴流振動の顕著な抑制が確認された可視化実験結果と一致する。このような噴流形態は、ワイピング噴流振動の影響を受けやすい溶融めっき表面の平滑化などの用途に特に効果を発揮すると考えられる。

上方側の $H/B=13$ における壁面付近 ($y/B=0.2$) の平均速度を比較すると、最大速度に差はなく傾斜の影響は小さかった (Fig.3-10(c)、(d))。 $H/B > 10$ では、噴流は衝突前に変動し始め、初期噴流せん断層で発生する渦が壁噴流形態に及ぼす影響も減少するため、上方と下方に分配される流量の差は小さくなる。 $\theta = 65^\circ$ では $H/B=9$ の結果と同様にほぼ全域で速

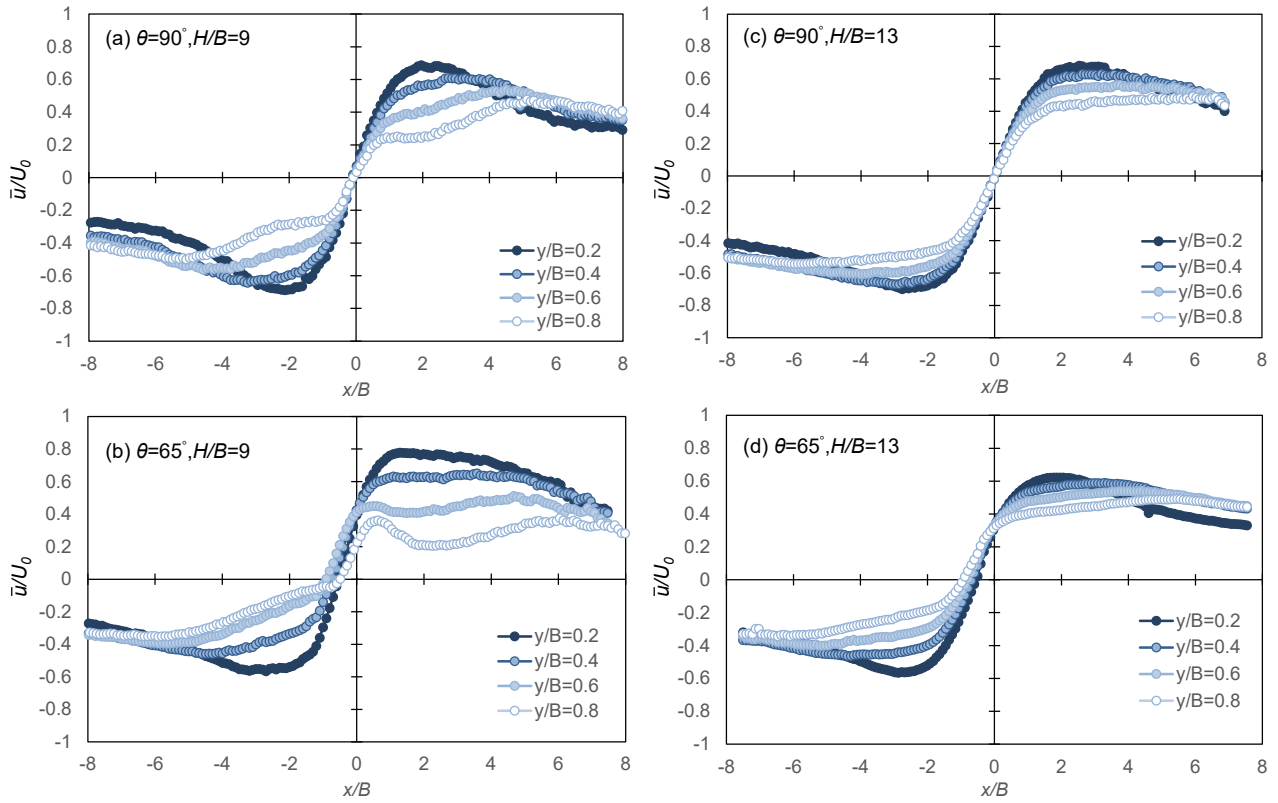


Fig. 3-10 Mean velocity distribution near wall surface of impinging wall jet at $y/B = 0.2$ to 0.8. (a) $\theta = 90^\circ$, $H/B = 9$, (b) $\theta = 65^\circ$, $H/B = 9$, (c) $\theta = 90^\circ$, $H/B = 13$, (d) $\theta = 65^\circ$, $H/B = 13$.

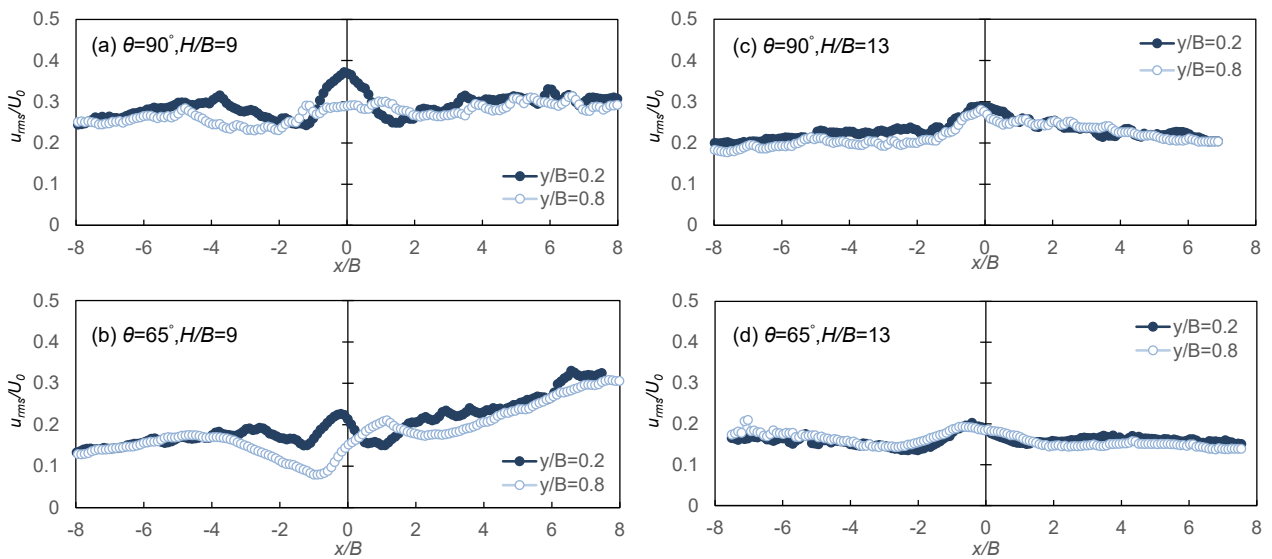


Fig. 3-11 Velocity fluctuations of impinging wall jet near wall surface at $y/B = 0.2$ and 0.8. (a) $\theta = 90^\circ$, $H/B = 9$, (b) $\theta = 65^\circ$, $H/B = 9$, (c) $\theta = 90^\circ$, $H/B = 13$, (d) $\theta = 65^\circ$, $H/B = 13$.

度変動が小さくなった。Fig.3-8 のストローハル数測定結果が示すように、傾斜による噴流振動周波数増加効果により速度変動は低く抑えられた。

3.5 小括

二次元傾斜衝突噴流の振動挙動と壁面噴流の形態を調べるために、ノズル - 衝突板の間隔と傾斜角度をパラメータとして衝突噴流の可視化実験を実施した。得られた結果は以下の通りである。

- (1) 傾斜角度 $\theta = 90^\circ$ と $\theta = 65^\circ$ を比較すると、壁面噴流領域のストローハル数が 0 となるノズル-衝突板距離 H/B は $\theta = 65^\circ$ の方が大きい。ノズルを衝突板に対して所定量以上傾けると、衝突噴流が上方に偏って分布し、壁面噴流の不安定性が軽減される。したがって、衝突噴流振動が発生し始めるノズル - 衝突板距離が広がった。
- (2) 傾斜角 $\theta = 65^\circ$ 、 $H/B \leq 9$ では、上方側のストローハル数が下方側の約 2 倍となった。
 $H/B \geq 10$ では、両側のストローハル数の値に有意な差はなく、ストローハル数は $\theta = 90^\circ$ の場合よりも高いままだった。
- (3) 衝突壁面噴流の時間平均速度を比較すると、 $\theta = 90^\circ$ では衝突直後から噴流速度が減衰し、噴流は壁面から遠ざかる方向に広がり、壁面噴流は壁面から離れる傾向にあった。
 $\theta = 65^\circ$ では、衝突後の速度減衰が抑制され、壁面表面に沿った流れ場が維持された。
 $H/B = 9$ では、 $\theta = 65^\circ$ の傾きにより壁面付近の最大流速は上方側で 16% 増加し、下方側で 20% 減少した。
- (4) 傾斜衝突により、実際のよどみ点が幾何学的なよどみ点から下方に移動する。傾斜衝突噴流では、壁面噴流ストローハル数が増加するにつれて噴流速度変動が低く抑えられた。

第4章 ガスワイピングにおける3-スリットノズルの噴流形態

4.1 本章の目的

本章では、3つの噴射口を有する多段スリットノズルの各種パラメータによる噴流特性変化と、それがガスワイピングに及ぼす影響を考察する。

1.2節でも述べた通り、連続溶融亜鉛めっきラインでは、ガスワイピングでのスプラッシュ性表面欠陥発生等の課題^[11-13]から鋼板通板速度には限界があることが指摘されている。近年、上記の課題を克服するワイピングノズルとして、多段スリットノズルの研究が報告された。Tamadonferら^[81]、Dubois^[9]は、それぞれFig.4-1、4-2に示すような鋼板に垂直な主スリットを挟むように2つの補助スリットを配置した3-スリットノズルを対象にし、数値シミュレーションでその噴流特性やめっき絞り性能の検証を行った。1-スリットノズルと比較すると、3-スリットノズルの方が最大衝突圧力は高くなるものの、めっき付着量はより厚くなるという計算結果が示されている。しかし、検証された条件数は少なく、多段スリットノズルのめっき絞り性能に関する検討はまだ不十分である。また、これまでは数値シミュレーションのみで、実験的に確認された事例は報告されていない。多段スリットノズルに近い形態として、同軸円形噴流の混合・拡散に関する研究が先行している^[88]。

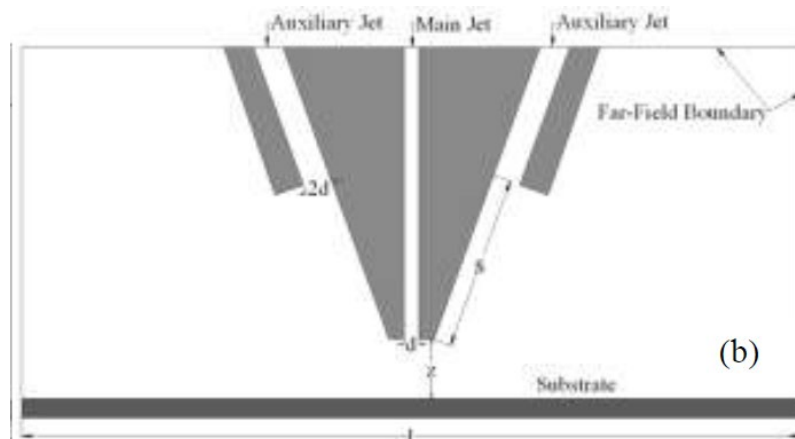


Fig.4-1 Schematic configurations for multiple-impinging slot jets.^[81]

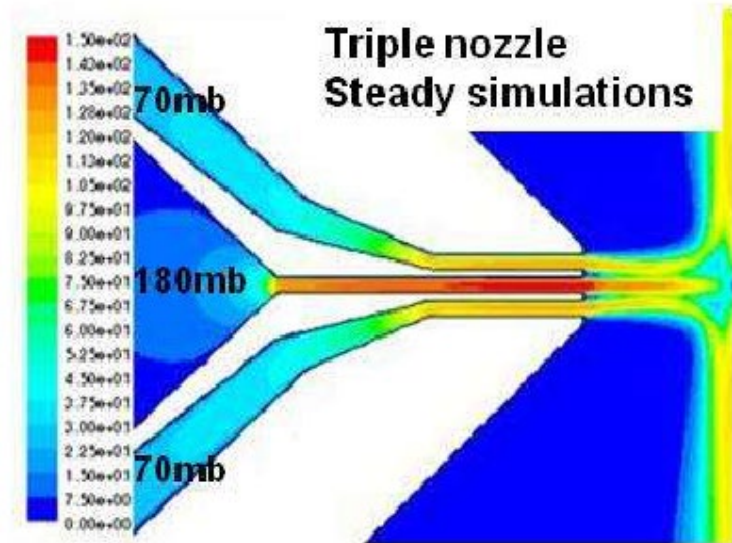


Fig.4-2 Example of a CFD simulation on triple slot nozzle. [9]

1-スリットノズルでは、一般に鋼板にノズルを近接化させ、ポテンシャルコア領域内でワイピングすることによって圧力勾配を高めることができ、余分なガスを消費せずに高効率なガスワイピングができるとされている。あるいは、第2章、第3章で述べた方法によって、衝突壁面噴流をより安定化させる手法も考えられる。それに対して多段スリットノズルでは、メインスリットよりも低速のガスを補助スリットから噴射し、メインスリットジェットと周囲気体との混合を抑制することで、メインスリットジェットの衝突圧力向上による圧力勾配急峻化、ポテンシャルコア延長などの効果が期待される。

本章では、3-スリットノズルのめっき絞り性能を実験で確認することとした。また、めっき厚を決定する衝突噴流圧力はその上流の自由噴流の性質で決定されることから、実験計測と数値シミュレーションを併用することで、3噴流の合成・発達形態とガスワイピングへの影響を明らかにすることを目的とする[89,90]。

4.2 本章のアプローチ

本章では、2種類の3-スリットノズルを用い、衝突噴流の基本となる自由噴流の噴流特性を、空間的・時間的分解能が高い熱線流速計による風速測定で調査した。またガスワイピングには衝突噴流による衝突圧力が支配的であることから、衝突圧力分布測定も実施した。以上の実験結果に基づいて、噴流流れ場の数値シミュレーションによって3噴流合成と発達状況を捉えることを試みた。3-スリットノズルのガスワイピング性能確認には、実機溶融亜鉛めっき模擬として、初めてパラフィンを用いたワイピングモデル装置で塗布実験を行った。上記の噴流測定とガスワイピング実験を総合的に検証することで、衝突噴流形態とガスワイピングの関連性への理解を深め、その工業適用について提案する。

4.3 実験方法

4.3.1 3-スリットノズル

多段スリットノズルには、従来の1-スリットノズルと比較して、二次元噴流に影響を及ぼしうる条件が多数存在する。例えば、各スリットギャップ、メインスリット-補助スリット間隙、メインスリットに対する補助スリットの噴射角度、噴射速度比などが挙げられる。3-スリットノズルとなると、補助スリットが2つになり、それぞれ独立な条件にすることも可能になる。従来の検討例では、補助スリットは上下対称な角度・構造にしてあり、上下補助スリットの噴射圧力も同一としている。本実験では、従来知見との比較のため、上下対称なノズル形状とした。また、同軸円形噴流では、主噴流と副噴流が鋭利な端面の仕切り板で仕切られたノズルを用いた研究例^[88]があり、主噴流と副噴流の間隙は、噴流の混合形態に特に影響を及ぼすことが予想される。そこで、メインスリット-補助スリット間隙の異なる2種類のノズルを用いた。

本実験で用いた2種類の3-スリットノズルの主要寸法をTable.4-1に、ノズル先端断面の概略図をFig.4-3に、外観写真をFig.4-4に示す。3-スリットノズルA、Bともに、中央ス

リットの上下に補助スリットを備える形式（以後、上スリット、下スリット）とした。3-スリットノズル A は $C=1.0\text{mm}$ （角部は $0.1R$ 仕上げ）、3-スリットノズル B は $C=0.1\text{mm}$ とした。また、補助スリットの噴射角度（主スリットと補助スリットの角度）も噴流形態に大きく影響すると推定される。高橋らの報告^[35]では、ワイピングノズル外形角度は鋭角であるほど、めっき絞り性能が優れることが示されており、既報で用いた外形角度 50° のノズルよりも外形角度を増減させると、スリット噴流以外の要因でめっき絞り性能が変化することが予想される。ノズル部材強度も加味して、ノズル外形角度 50° 、上下スリットは中央スリットに対して噴射角度を上下対称に 20° 傾斜させた 1 種類のノズルを用いた。1-スリットノズルの実験をする場合には、3-スリットノズル A の上下スリットを不使用とし、中央スリットのみ噴射した。

Table. 4-1 Dimension of 3-slot nozzles.

	B [mm]	C [mm]	E [mm]	θ [deg]	Width [mm]
3-slot A	1.0	1.0	2.0	20	250
3-slot B	1.0	0.1	2.0	20	250

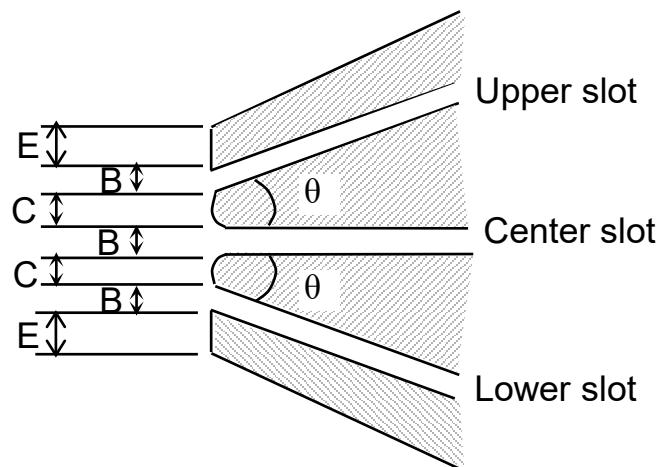


Fig.4-3 Tip shape of 3-slot gas wiping nozzle.

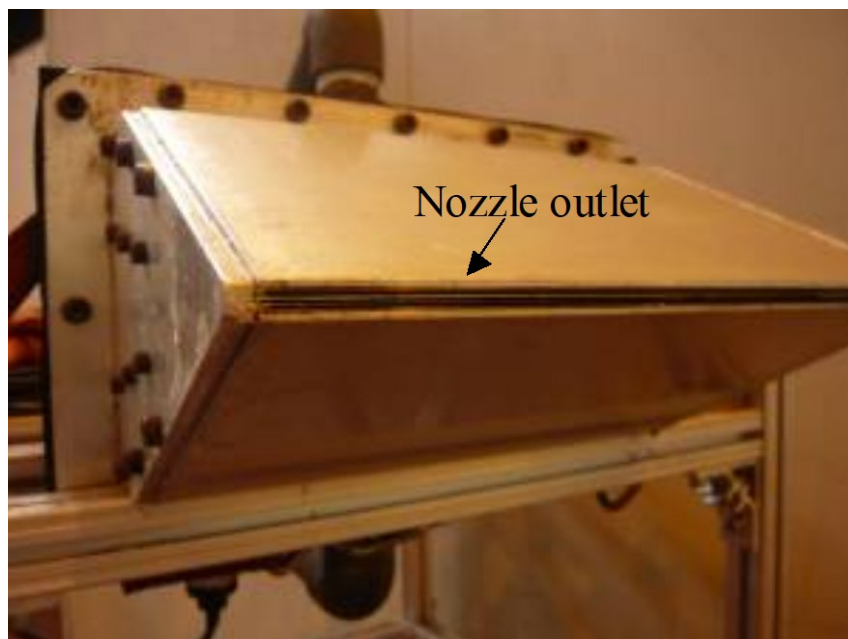


Fig.4-4 Photograph of 3-slot wiping nozzle.

噴射ガスには、コンプレッサーにより加圧された圧縮空気を用いた。圧縮空気は減圧弁で所定圧力に調整された後、分配ヘッダーより 3-スリットノズルに供給される。分配後の配管には、それぞれボールバルブが取り付けられており、各スリットのガス圧力は個別に調整可能である。

4.3.2 風速分布測定装置および方法

二次元自由噴流の風速分布測定には熱線流速計（日本カノマックス SYSTEM7114）、熱線プローブは標準直線プローブ（日本カノマックス MODEL0251 $\phi 5 \mu\text{m}$ タングステンワイヤ）を用いた。熱線流速計から出力される電圧値は、測定点 1 点につきサンプリング周波数 5kHz で 4 秒収集し、平均処理した。熱線プローブは繰り返し位置精度 0.01mm の二次元直行ロボットに取り付けることで任意の測定位置に搬送可能とした。ノズル噴射出口から熱線プローブ先端までの距離は 10mm で固定した。また、予めピトー管で風速を調査し

た円管ノズルを用いて、実験前後に風速校正を行い、その校正直線の誤差が±5%以下の場合のみ実験結果として採用した。

4.3.3 衝突圧力測定

噴流の衝突圧力測定方法を Fig.4-5 を用いて説明する。噴流を衝突させる板は、幅 300×高さ 300 mm、板厚 1 mm の SUS 板を使用し、その中央にはφ0.5 mm の孔を開け、裏面に圧力センサーを取り付けた。ノズル先端から SUS 板までの距離は、ワイピングモデル実験と同様に 10 mm とした。この SUS 板は XY ステージに取り付けて上下方向に移動させることで、噴流の衝突圧力分布測定を行った。尚、XY ステージの繰り返し停止位置精度は±10 μm である。1 点あたりの測定時間は 5 秒間で、その平均値で評価した。

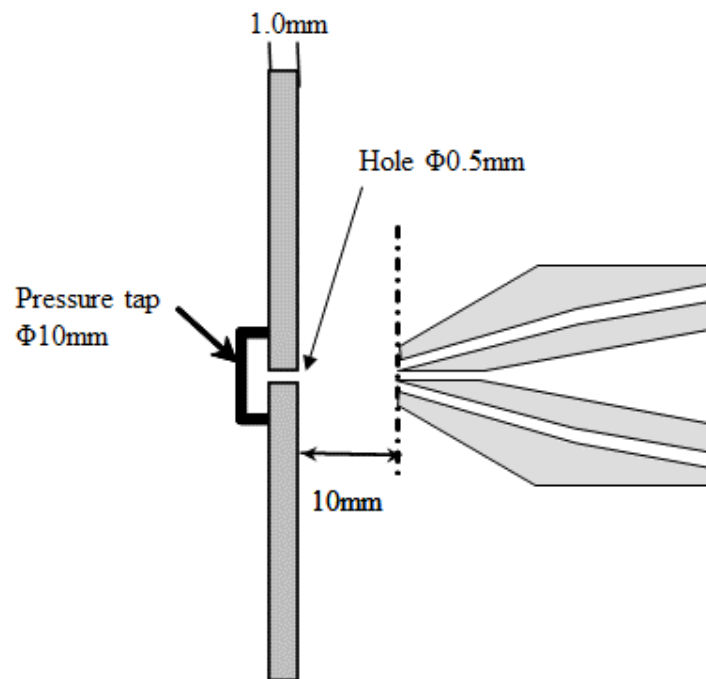


Fig. 4-5 Schematic diagram of impinging pressure measurement.

4.3.4 ワイピングモデル装置

めっき絞り性能評価は、独自に開発したワイピングモデル装置を用いて実施した。装置の概略を Fig.4-6 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、ストリップを巻取る構成となっている。ワイピングノズルは、噴流測定と同様に Fig.4-3 に示したものを使用し、中央スリット噴射角度が水平になるように設置した。装置仕様を Table 4-2 に示す。

本実験では塗布液に融点が約 60°C のパラフィンを用い、塗布実験時の浴温は融点より約 30°C 高い 90°C で行った。ワイピングノズル通過で 10°C 程度冷却されるものの、その後 1.5 m 上方のトップロール到達までに、パラフィンが凝固することはない。Table 4-3 に CGL およびワイピングモデル装置におけるめっき液の物性値、ワイピング条件、第 1 章で示した無次元数 T、S、G の値を示す。無次元数の定義式を再掲する。

$$T = t\sqrt{\rho_L g / \mu_L V} \quad (1-6)$$

$$S = \tau / \sqrt{\rho_L \mu_L V g} \quad (1-7)$$

$$G = 1 + (dp / dx) / \rho_L g \quad (1-8)$$

ワイピングモデル装置の無次元数 T、S、G、はそれぞれ CGL の範囲内にあること、および本装置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、無次元めっき厚 T が $0.03 \leq T \leq 0.04$ の薄膜領域、無次元せん断応力が $0.6 \leq S \leq 1.0$ 、無次元圧力勾配が $230 \leq G \leq 460$ の範囲において、CGL と本装置の間に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、パラフィンと金属面では界面反応を伴わないため、純粹にワイピング理論のみを検証することができる。

付着量の計測法には、実験後サンプルの塗布膜断面観察、塗布膜剥離前後の重量比較（以

後、重量法)、渦電流式接触膜厚計による計測などが考えられる。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。

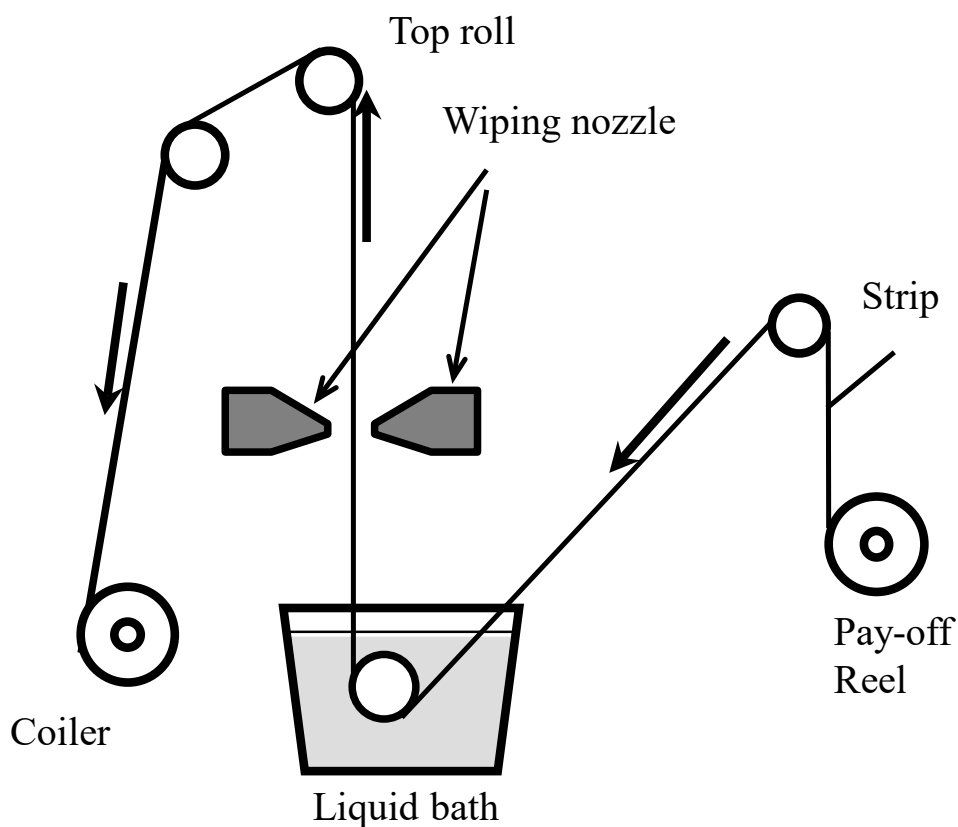


Fig. 4-6 Experimental gas wiping apparatus.

Table. 4-2 Specifications of experimental apparatus.

Coil material	Aluminum
Coil size	0.1 mm thickness 150 mm width
Transfer speed	0 - 2.0 m/s
Wiping gas pressure	0 - 20 kPa
Nozzle - strip distance	0 - 50 mm
Nozzle tilt angle	Horizontal ± 30 deg

Table. 4-3 Physical properties of coating materials, conditions of coating process and dimensionless numbers.

	CGL	Wiping simulator
Coating material	Zinc	Paraffin ^{*1} (HNP-5)
Operation temperature [°C]	460	90
Coating density [kg/m ³]	6623	759
Coating viscosity [Pa·s]	0.00294	0.0071
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	0.67
Plenum pressure [kPa]	10-70	1.5 (center slot) 0-1.0(upper, lower slot)
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

4.3.5 ワイピングガス噴流の CFD 解析

ノズル噴射出口から鋼板までの領域における噴流発達形態については、汎用解析ソフト Fluent 14.5 を用いた 2 次元定常解析（以後、CFD）を行って評価した。乱流モデルには Realizable $k-\epsilon$ を採用した。これは、標準的な $k-\epsilon$ モデルよりも 2 次元噴流等の解析により適しているとされているためである^[91]。また、壁近傍の取り扱いには、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^[92]。使用した解析メッシュを Fig.4-7 に示す。メッシュ数は約 10 万である。

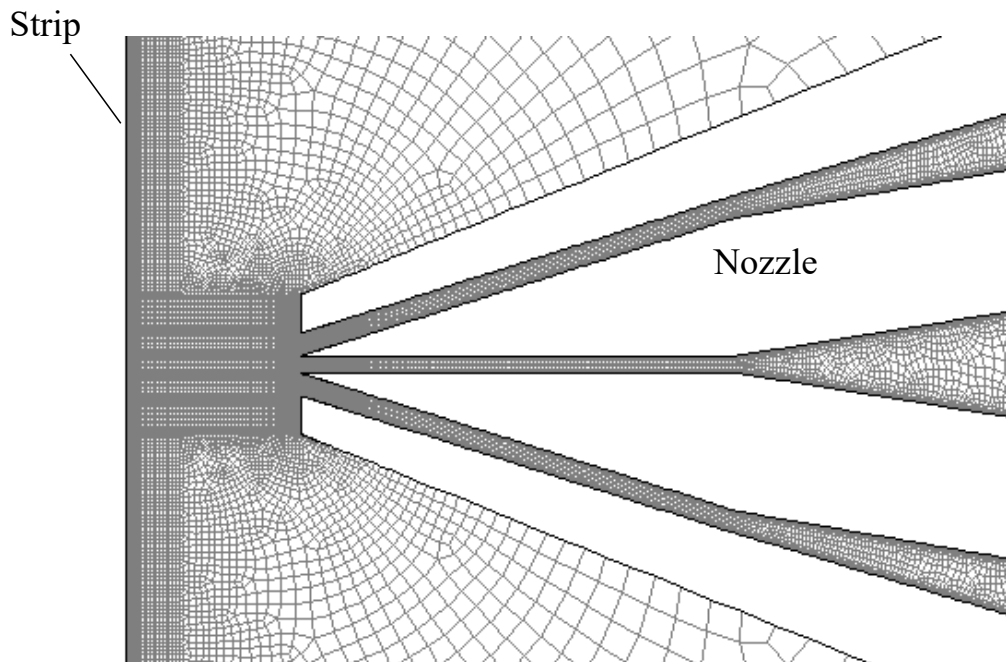


Fig. 4-7 Example of mesh for CFD analysis.

4.4 実験結果と考察

4.4.1 スリット間隙による3スリットノズルのワイピング性能評価

まず、3-スリットノズル A、B のワイピング性能差を把握するため、中央スリット 1kPa、上下スリット 0.25kPa とした際のガスワイピング実験装置を用いたパラフィン塗布実験結果を Fig.4-8 に示す。ストリップ通板速度は $V=0.33\sim 0.67\text{m/s}$ の範囲で行った。この範囲では、衝突噴流特性に対する通板速度の影響は無視できる。

いずれのノズルにおいても、通板速度上昇に対して、塗布膜厚が増加した。これは、ガスワイピング機構に関する従来知見^[9,10,21-24,29-34]と一致する傾向である。

1-スリットノズル (1kPa) と 3-スリットノズル A、B (中央スリット 1kPa+上下スリット 0.25kPa) を比較すると、いずれの通板速度でも 3-スリット B が最も膜厚が薄くなり、薄膜化効果が 1-スリットノズルに対しておよそ 20%向上して最良であったが、3-スリットノズル A は 1-スリットノズルよりも膜厚が厚くなることが確認できた。3-スリットノズル A と B では、中央スリットと上下スリットの隙間距離がわずかに異なるだけであるが、塗布液膜には 2 倍以上の差が生じた。従来^[81]の報告では、3-スリットノズルでワイピングした場合に 1-スリットノズルよりも厚膜になるという結果であったので、本実験における 3-スリットノズル A に近い条件と推定される。

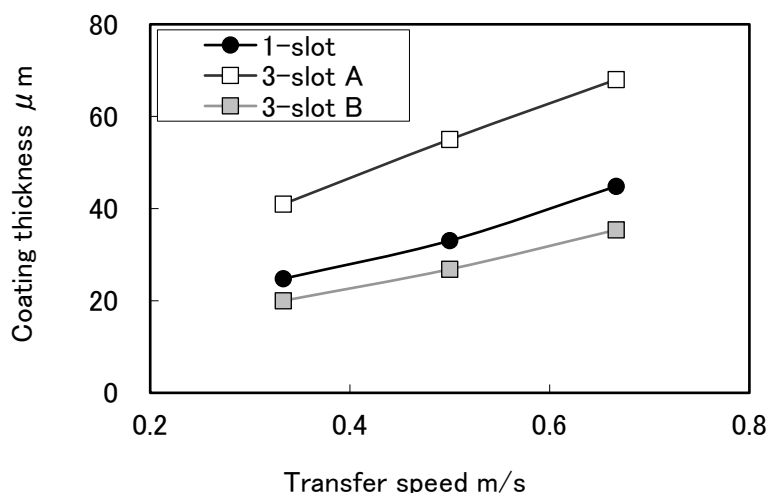


Fig. 4-8 Coating thickness in paraffin wiping experiments with different nozzle type.

4.4.2 スリット間隙による3-スリットノズルの噴流特性の変化

前節でワイピング性能に差がみられた条件(中央スリット 1kPa、上下スリット 0.25kPa、ノズル - ストリップ距離 10mm) において、3-スリットノズル A、B の自由噴流速度分布測定結果を Fig.4-9 に示す。x 方向位置は、1-スリットノズルのノズル幅 B で無次元化した。 u_{G0} は 1-スリットノズル 1kPa のノズル直下位置 ($x/B=0$) における平均風速で、 $u_{G0}=29.3\text{m/s}$ であった。

1-スリットノズルと比較し、3-スリットノズル A は、中央スリット中心軸上の最大風速は上昇するが、風速分布の勾配はやや緩やかになることが確認された。一方、3-スリットノズル B の噴流幅は 1-スリットノズルよりやや広くなるが、3-スリットノズル A より狭くなり、最大風速が上昇することで急峻な速度勾配を持つ噴流となった。

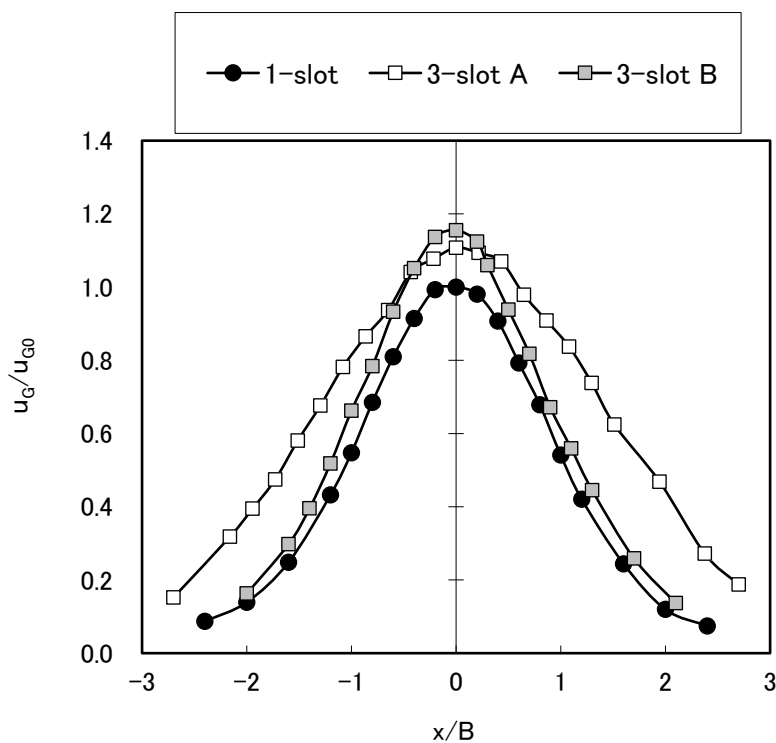


Fig. 4-9 Mean velocity distributions of free jet from 1-slot and 3-slot nozzle.

次に、圧力勾配比較を Fig.4-10 に示す。圧力勾配 dP_x は、風速分布を次式(4-1)で変換し、1-スリットノズルの最大圧力勾配値 dP_{x0} で無次元化した。

$$dP_x = \frac{\rho_G \cdot du_G^2}{2dx} \quad (4-1)$$

各ノズルの最大圧力勾配を比較すると、風速分布結果から予想されたように、3-スリットノズル B が最大となり、1-スリットノズル、3-スリットノズル A の順となる。1-スリットノズルと比較して、3-スリットノズル B の最大圧力勾配は約 37%上昇した。

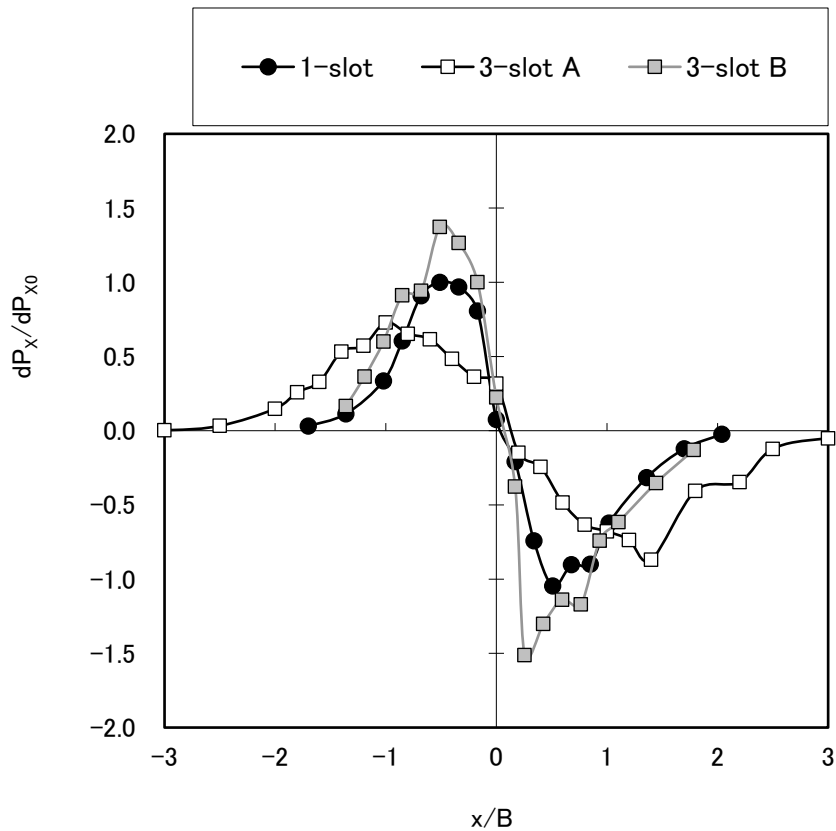


Fig. 4-10 Pressure gradients calculated from measured gas velocity distributions.

測定された風速時系列データより、次式(4-2)にて速度変動を算出した結果を Fig.4-11 に示す。

$$u_{rms} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum (u_{Gi} - u_G)^2} \quad (4-2)$$

1-スリットノズルに対して、3-スリットノズルはともに速度変動の最大値は低下した。3-スリットノズル B は、速度変動が全測定領域で抑制されていたが、3-スリットノズル A では、ノズル直下から離れた領域 ($x/B < -1$ 、 $x/B > 1$) において、3-スリットノズル B および 1-スリットノズルより速度変動が増加しており、噴流の拡散が促進されることが確認できた。

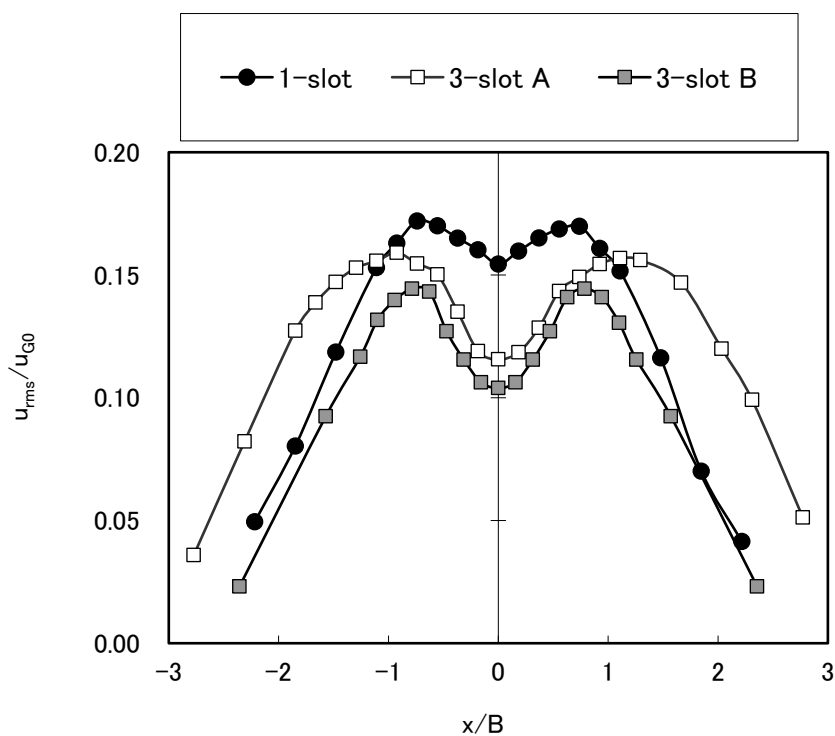


Fig. 4-11 Velocity fluctuation distributions of free jet from 1-slot and 3-slot nozzle.

4.4.3 スリット間隙による3-スリットノズルの噴流混合形態の変化

中央スリットと上下スリットの間隙 C によって、風速分布が大きく変化する噴流混合形態の確認のため、2次元定常解析(CFD)を行った。Fig.4-12には、風速測定実験およびCFDから算出される圧力半値幅の比較を示す。CFDの圧力半値幅は、風速実験よりも総じて増加しており、噴流幅の拡大が確認された。1-スリットノズルに対する3-スリットノズルA、Bの半値幅の変化(大小関係)という点では、風速測定結果と同じ傾向であり、互いに整合性のある結果と考えられる。

Fig.4-13に、CFD解析結果の速度コンター図を示す。3-スリットノズルAの場合、中央スリット-上下スリット間隙 C が広いため、中央スリットおよび上下スリットからのジェットが互いに引き寄せあって3噴流の混合が促進されたため、中央スリットジェットが減衰して、ストリップ上ではなだらかな速度分布を形成したのに対し、3-スリットノズルBでは、中央ジェットと上下ジェットが噴射後速やかに合流し、中央ジェットの拡散が抑制されたと考えられる。Fig.4-11で見られた速度変動分布の違いは、この噴流形態変化を実験的に裏付ける結果であると言える。このように、補助スリットによって二次元ジェットの噴流形態は大きく変化し、ガスワイピング制御として重要な噴流圧力勾配を制御可能であることがわかった。

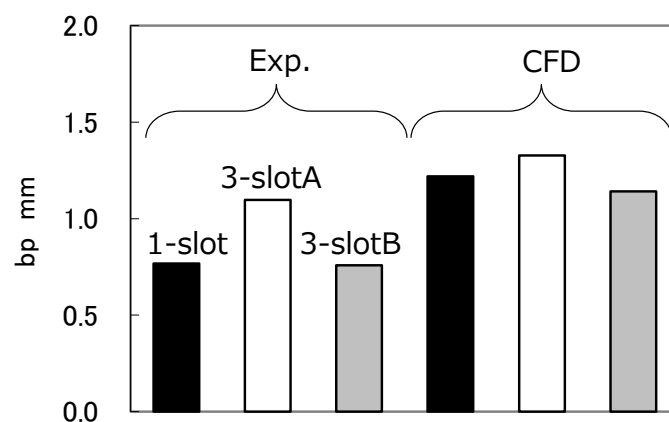


Fig. 4-12 Comparison of half-value distance in pressure distribution.

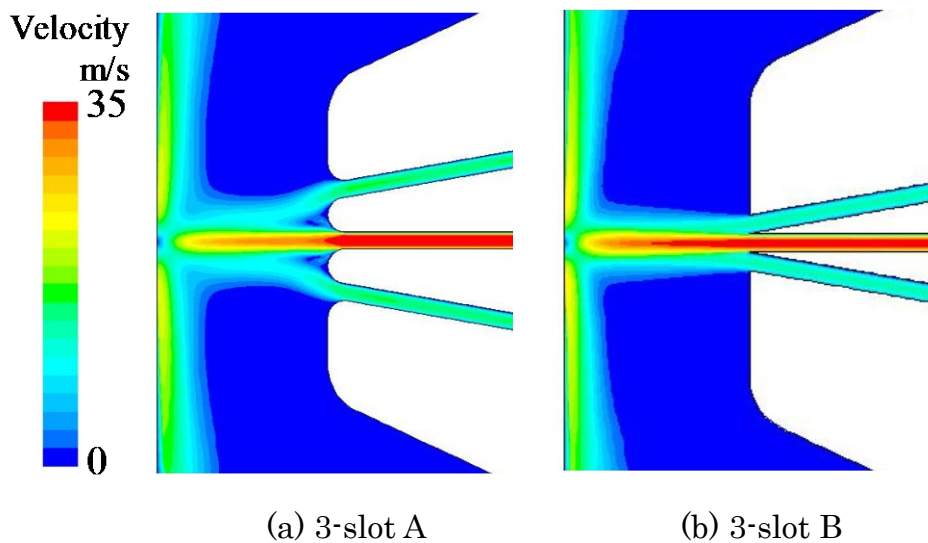


Fig. 4-13 Velocity contours of 3-slot gas jet nozzle.

4.4.4 上下スリット噴流のワイピング性能への影響

前節までの結果から、中央スリットと上下スリットとの間隙 C を狭くすることで 3 噴流の混合がスムーズになり、急峻な衝突圧力の形成によってワイピング性能が向上することが明らかになった。本節以降ではスリット間隙 C は狭い条件で上下スリット条件の影響を検証する。Fig.4-6 に示す実験装置を用い、中央スリットのヘッダー圧力は 1.5kPa で固定し、上下スリット圧力をそれぞれ単独で、あるいは上下スリットを同時に $0.2\sim 1.0\text{kPa}$ で噴射させてワイピング実験を実施した。

Fig.4-14 に実験結果を示す。上下スリット圧力が 0.0kPa の結果は、中央スリットのみ噴射させた場合の塗膜付着量を示す。上下スリットをそれぞれ単独で噴射する場合に比べ、上下スリットを同時に噴射した場合が、今回の圧力範囲においては最もめっき絞り性能が高く、薄膜となった。上下スリットをそれぞれ単独で噴射した場合を比較すると、上スリットを噴射した方がやや薄膜化した。また、圧力影響をみてみると、上下スリット圧力 0.2kPa での噴射パターンでも最薄になり、それ以上の圧力にすると付着量が増加する傾向を示した。

通常の1-スリットノズルでは、1章に示したガスワイピング理論の通り、ガス噴射圧力を増加させれば塗膜付着量は減少する。しかし、3-スリットノズルでは、上下スリット噴流によって中央スリット噴流の形態が変化するため、噴射圧力増加が必ずしもめっき絞り性向上に繋がらないことを示している。

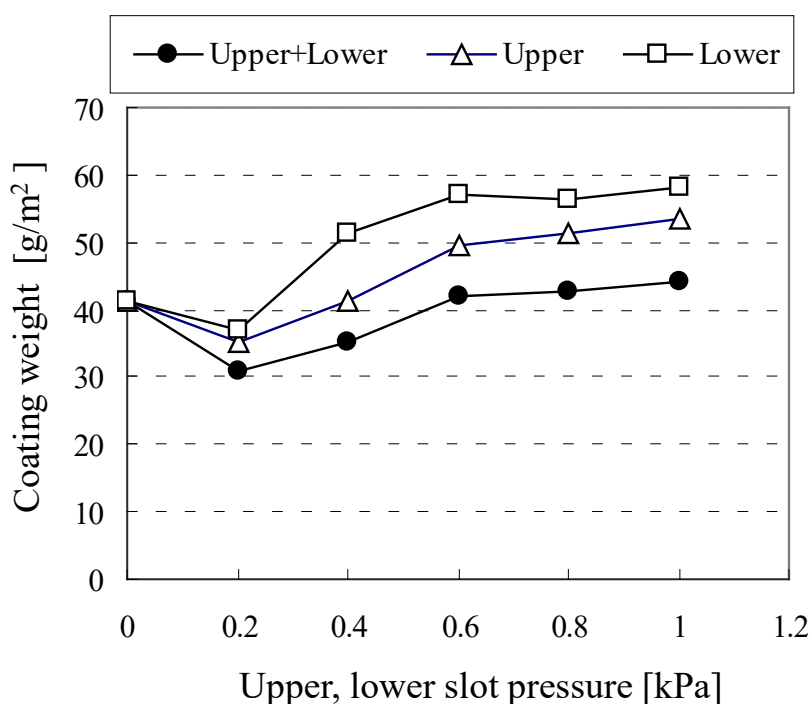


Fig. 4-14 Coating weight in paraffin wiping experiments with 3-slot wiping nozzle.

Fig.4-15 に、Fig.4-5 の方法で測定した衝突圧力分布の測定結果を示す。ここで、横軸の x 方向位置はスリットギャップ B で無次元化した。衝突圧力分布は、その傾きが急峻であるほど、1章のガスワイピング理論における G が大きく、めっき絞り性に優れることを意味する。そこで、塗膜付着量が 1-スリットより減少した上下スリット 0.2kPa と増加した 1.0kPa の噴流特性を詳細に調べた。Fig.4-15(a)は、中央スリットおよび上下スリットを同時に噴射した場合で、中央スリットのみ分布に比べて、上下スリット 0.2kPa にすると

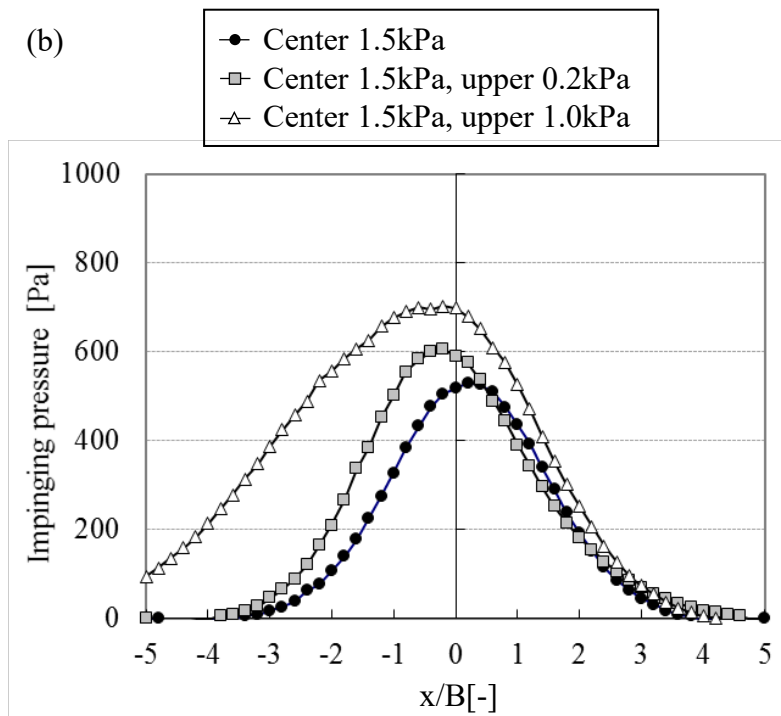
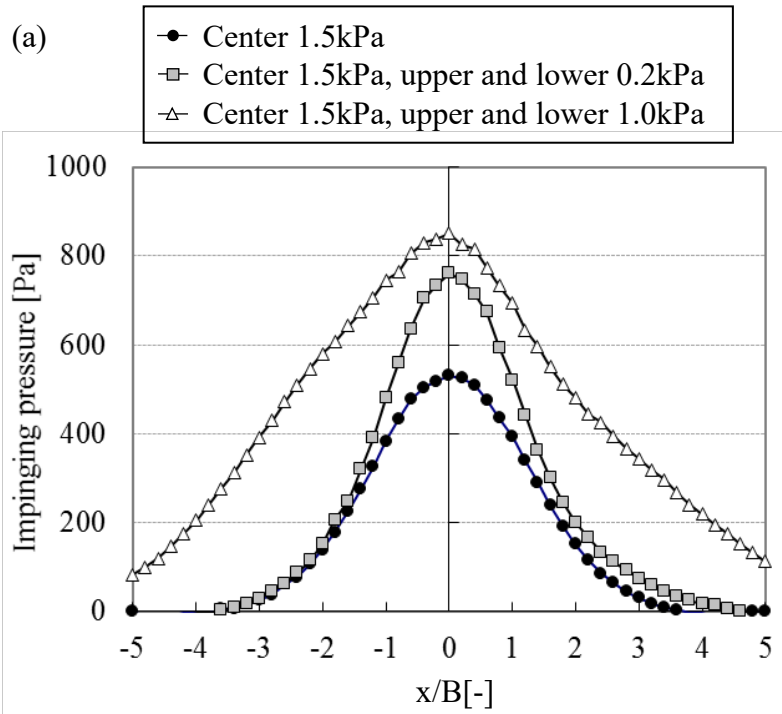


Fig. 4-15 Measured impingement pressure distribution on strip surface.

衝突分布幅が広がらずに最大圧力が上昇していて、中央スリット単独より急峻な分布となっている。上下スリット 1.0kPa にすると、最大圧力はさらに上昇するものの衝突分布幅が倍以上に広がり、圧力勾配としてはやや緩い角度になった。完全に左右対称な分布にならなかったのは、製作ノズルが完全な対称形状になっていないことに起因すると考えられる。Fig.4-15(b)は中央スリットと上スリットを噴射した場合の圧力分布結果である。上スリットを噴射すると左右非対称な圧力分布となり、最大圧力になる位置が中央スリット高さよりわずかに下側 ($x/B < 0$) に移動した。そして、噴流の上側 ($x/B > 0$) と下側 ($x/B < 0$) で圧力勾配が異なる噴流形態となった。このような噴流形態の変化がめっき絞り性に影響したものと推定される。

Fig.4-16 は、CFD によって計算された Fig.4-15 の条件に対応する衝突圧力分布である。また Fig.4-17 は、実測 (Fig. 4-15) と CFD 結果 (Fig. 4-16) の圧力半値幅 $y_{p1/2}$ (最大圧力値の半分の圧力値になる噴流幅) を比較した図である。上下スリット圧力 1.0kPa では CFD の半値幅がやや小さく、分布そのものは完全には一致していないが、圧力半値幅増減の傾向から、CFD は実測をほぼ再現できていると判断される。そこで CFD を用いて、各条件の噴流混合形態を詳細に比較する。

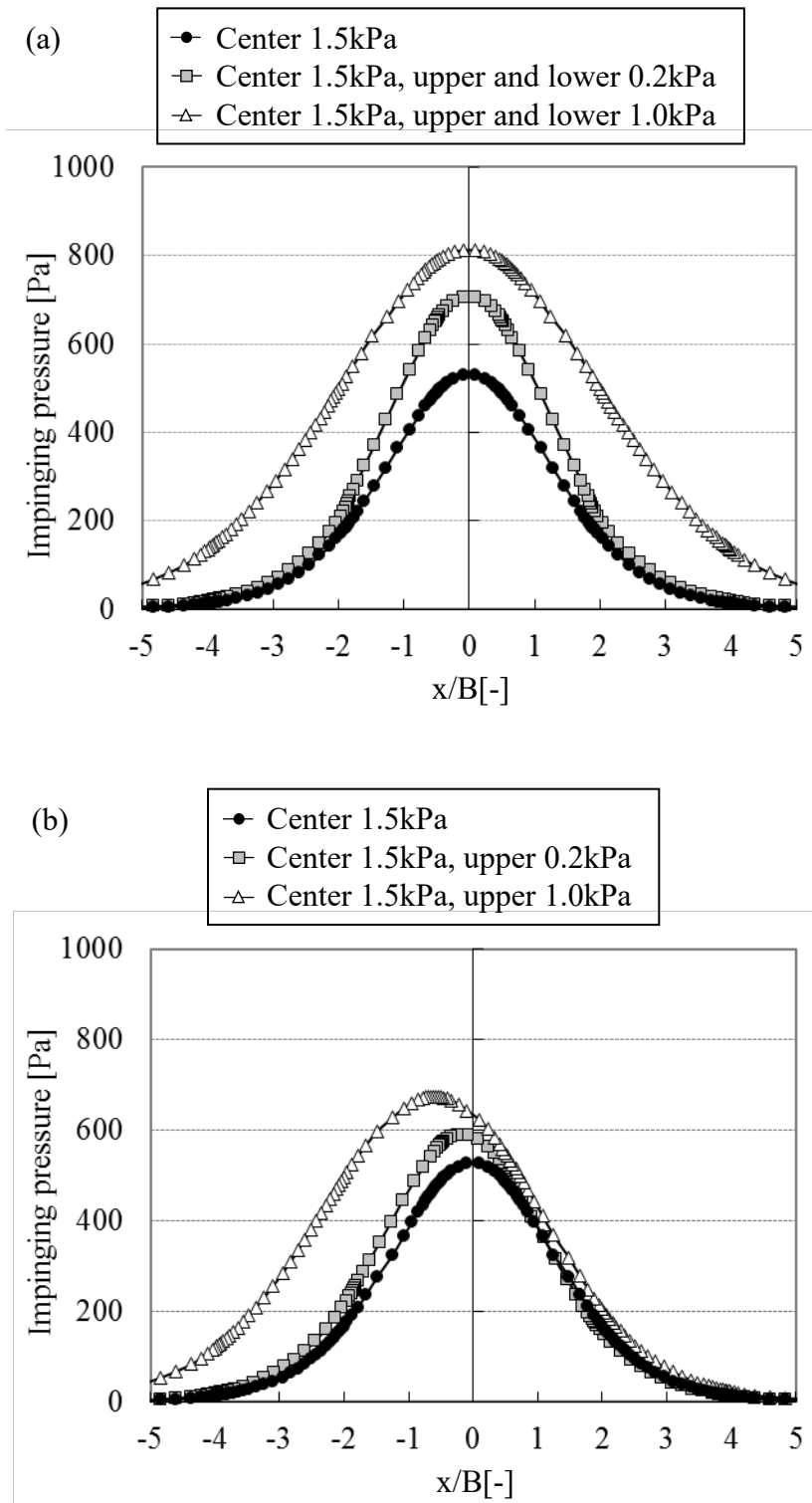


Fig. 4-16 Calculated impingement pressure distribution on strip surface.

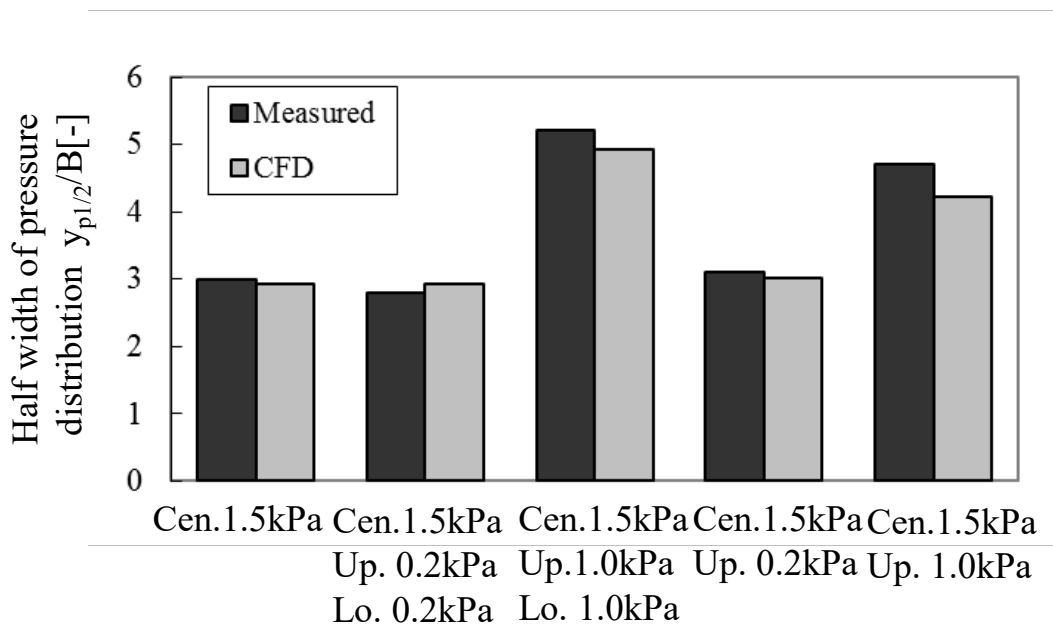


Fig. 4-17 Comparison of half-width of pressure distribution.

4.4.5 3-スリットノズルの噴流形態

スリットノズル先端から鋼板までの噴流の混合形態を示す一例として、Fig.4-18 に(a) 中央スリット 1.5kPa、(b)中央スリット 1.5kPa、上下スリット 0.2kPa、(c) 中央スリット 1.5kPa、上下スリット 1.0kPa のときの CFD 解析による速度コンター図に示す。本解析においてガス噴射速度は、圧力 1.5kPa では約 42m/s、0.2kPa では 15m/s(対中央スリット速度比 35.7%)、1.0kPa では 32m/s(同 76.2%)であった。(a)と比較して、(b)(c)では中央スリット噴流の減衰が弱まり、より後方まで高い風速が保たれるようになる。このようにノズル近傍では、速度分布で噴流混合挙動を比較可能である。しかし、鋼板近傍の壁面噴流領域では動圧から鋼板面への静圧へと変化する形態となり、噴流方向や壁面噴流半値幅も変化するため速度分布だけで混合形態を単純比較することは困難である。

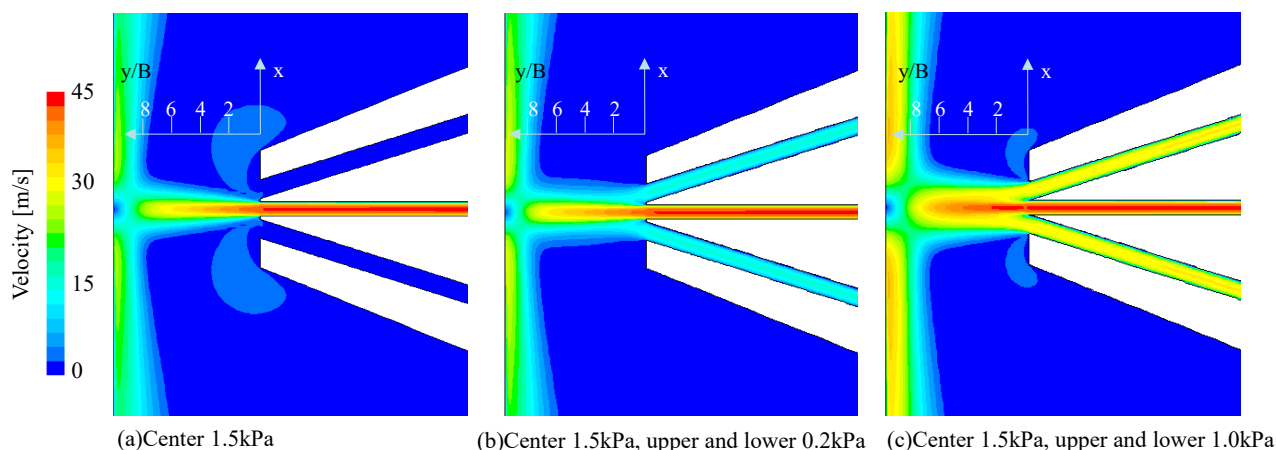


Fig. 4-18 Velocity contours of single and 3-slot jets.

そこで本論文では、CFD 結果の動圧と静圧を合計した全圧分布で、噴流の混合形態を比較した。スリットノズル噴射口から鋼板近傍の範囲 ($y/B=0\sim 8$ 、ノズル先端を $y=0$ として表記)における全圧分布の変化を Fig.4-19 に示す。(a)は中央スリットのみ 1.5kPa(1 噴流)、(b)、(c)は中央スリット+上下スリット(3 噴流)、(d)、(e)は中央スリット+上スリット(2 噴流)の解析結果である。

(b)上下スリット 0.2kPa では、噴射時は上下スリットからの噴流による動圧のピークがみられるが、直ちに合流して $y/B=2$ の位置ではピークは消失し、単噴流に近い形になる。上下スリットからの弱い噴流によって中央噴流は周囲気体との速度差が軽減されるため、減衰が抑えられ、鋼板近傍における圧力も増大したものと推定される。このような噴流形態になったことで、ワイピング力としても向上したものと考えている。(c)上下 1kPa では、 $y/B=4$ までは上下スリット噴流のピークが残存しており、その後完全に混合したあとは拡散が進行し、1-スリット噴流と比べてなだらかな圧力分布となった。

(d)上スリット 0.2kPa の場合、 $x/B>0$ (上側) では(b)と同様、 $x/B<0$ (下側) では(a)と同様の噴流形態となり、中央スリットの拡散抑止が不十分であったため、全圧ピークとしてもさほど増加しなかった。このように、スリット噴流の拡散抑止には、スリット噴流両側から低速噴流を供給することが有効であることが示唆された。(e)上スリット 1.0kPa では、2 噴

流が完全混合する前の $y/B=4$ 程度までは、中央スリット噴流が偏ることで $x/B<0$ 側の圧力勾配が非常に急峻に変化し、ワイピング性能向上の可能性もありそうだが、2 噴流混合後は分布が急になだらかになり、 $y/B=10$ でのワイピングではめっき絞り性能は低下することがわかった。

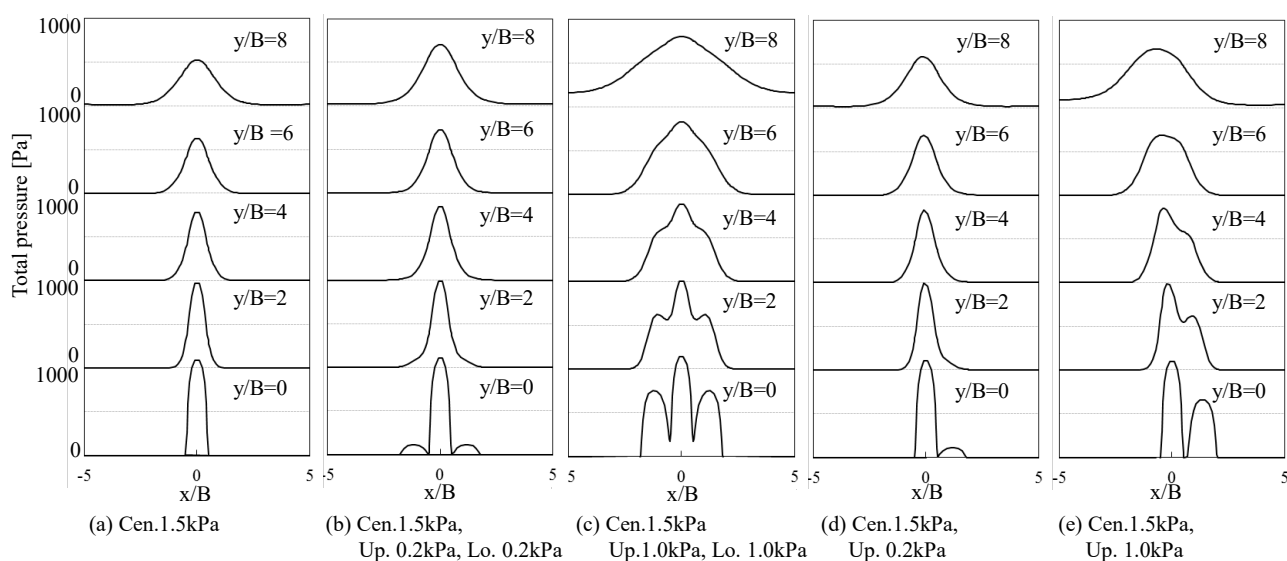


Fig. 4-19 Total pressure distributions between nozzle tip and strip with 1-slot, 2-slot and 3-slot jets.

これまで議論してきた二次元噴流の拡散を、より直接的に評価するため、CFD 解析結果の乱流エネルギー(k - ϵ モデルの k)分布で比較を行う。Fig.4-20 は Fig.4-18 と同条件における乱流エネルギー分布である。中央スリット噴流にとって、静止気体中への噴射となる(a)では、噴流の両縁での大きな速度差に起因する強い乱流エネルギーが発生する。一方、補助噴流のある(b)では、周囲気体との速度差が軽減することで中央スリット両縁の乱流エネルギーは低減することが確認できる。また、上下スリット噴流の外縁においてもさほど強い乱流

エネルギーは発生せず、合成後の噴流幅には大きく影響しない。ノズル出口から鋼板までの流れ場 ($-4 \leq x/B \leq 4$, $0 \leq y/B \leq 10$) における乱流エネルギーの積分値で比較すると、(a)を100として(b)では79.3と約20%減少した。(c)の場合、中央スリット噴流の両縁よりも上下スリット外縁の乱流エネルギーが大きくなることで、合成噴流幅が3噴流分まで広がるものと考えられる。上記の乱流エネルギー積分値は84.7となり、(b)と比較すると流れ場全体の乱れ度は大きくなった。

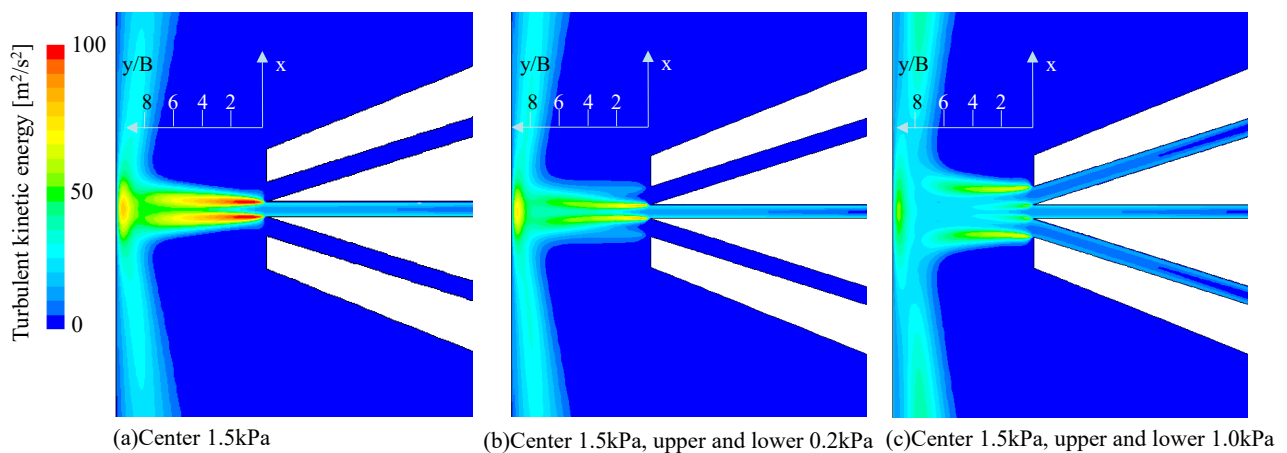


Fig. 4-20 Turbulent kinetic energy contours of 1-slot and 3-slot jets.

4.5 小括

3-スリットノズルのめっき絞り性能に対する補助噴流の働きを考察するため、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衝突測定および CFD 解析を行った。得られた結果は以下の通りである。

- (1) 中央スリット 1.5kPa に対して、上下スリット 0.2~0.4kPa まではめっき付着量が減少してめっき絞り性能向上が認められるが、上下スリットをそれ以上の圧力にするとめっき絞り性能は徐々に低下する。上下スリットを同時に使う方が、めっき絞り性能は高い。
- (2) ワイピングガス衝突圧測定によると、めっき絞り性が向上した条件（上下スリット 0.2kPa）では圧力勾配が急峻になり、めっき絞り性能が低下した条件（上下スリット 1.0kPa）では圧力勾配が緩くなる。
- (3) CFD 解析によると、上下スリット噴流によって中央スリット噴流と周囲流体との速度差が低減し、中央スリット噴流両縁の乱流エネルギーの低下によって噴流拡散が抑えられる。
- (4) 上下スリット噴流速度が中央スリットの 35%程度と低速の場合は、3噴流混合後の噴流幅を拡大させない。上下スリット噴流速度が上昇すると、上下スリット噴流の外縁が混合噴流の外縁となり、混合噴流幅が広がる。その結果、鋼板衝突圧力分布が緩やかになり、ワイピング性能が低下する。

上述のように、上下スリット流によって、中央スリット噴流の拡散形態と混合噴流幅が大きく変化し、結果としてめっき絞り性に影響する。3-スリットノズルの設計や使用条件の適正化には、衝突圧の評価に加え、流れ場の乱れ度も重要なパラメータとなることが明らかになった。

第5章 結論

本論文は、連続溶融亜鉛めっき鋼板製造を始めとする工業プロセスに広く用いられるガスワイピング噴流（二次元噴流）とそれが対象物に衝突して形成する衝突壁面噴流の性質について研究した成果をまとめたものである。二次元噴流は、ガスワイピング以外にも、加熱、冷却、乾燥、混合、汚染物除去等に用いられているため、これまで多くの研究がなされている。特に噴流の乱流構造や発達形態については、実験計測技術および数値解析技術の発達、応用例の多様化も相まって研究事例の多い分野である。一方、溶融めっきのガスワイピングという気液混相流現象については、基本理論は確立し、各種品質課題の発生原因や対策技術に関する報告も多い。しかしながら、ノズル噴射口に近い transition region で実施され、ノズル形状等による噴射条件の影響を受けやすいガスワイピングにおいて重要となる、初期噴流特性と衝突壁面噴流の関係やめっき表面形態への影響は明らかになっていない。

本論文では、ガスワイピングという工業プロセスを通して、二次元噴流の発達と衝突噴流振動特性、および壁面噴流形成との関連性を理解し、二次元噴流の初期特性を制御する視点の重要性を明らかにした。具体的には、二次元噴流ノズル条件（内部形状、噴射角度、噴流レイノルズ数）によって噴流の初期特性を変化させ、その発達挙動と衝突壁面噴流発達形態を流体可視化実験で俯瞰するとともに、噴流速度場を定量比較することを試みた。そしてガスワイピング性能向上に資する二次元噴流初期形態と噴流発達メカニズムを考察した。また、従来の単一スリットノズルに対してより積極的な噴流制御を狙った3スリットノズルの二次元噴流発達形態とワイピング性能の関連性を塗布実験と数値シミュレーション結果に基づいて考察した。各章において得られた成果を以下にまとめる。

第1章「序論」では、連続溶融亜鉛めっきラインのガスワイピングプロセスに求められる性能や品質課題、流体力学的な関連性、およびそれらへの対策技術に関する先行研究について述べた。また、ガスワイピングの基本となる二次元自由噴流の発達形態や乱流特性の従来知見を踏まえ、ガスワイピングの性能向上に資する噴流特性と従来知見において未解明な部

分を整理し、本研究の位置づけを明確化した。

第2章「遷移領域衝突における二次元噴流の初期流速分布の影響」では、二次元噴流ノズルの内部流路形状による衝突壁面噴流形成への影響を把握するため、ノズル出口付近でなだらかな縮流形状を有するコンタードノズルと、出口付近で長い平行部を有するストレートノズルを用いて transition region の衝突壁面噴流における初期速度分布とレイノルズ数影響を調査した。コンタードノズルの噴流は、レイノルズ数によらずその両縁に双子渦を形成して鋼板に衝突するため噴流振動が小さく、衝突後の壁面噴流が壁から剥離しにくいいため、壁面噴流は噴流厚みがほぼ一定で速度減衰が小さい。一方、ストレートノズルの噴流は、 $H/B=5$ 付近で噴流両縁に交互に発生するせん断渦によって噴流の左右振動が起こるため、壁面噴流が瞬時的に片方だけに流れ、反対方向への壁面噴流の流速が 0 もしくは負になる瞬間が起こる。したがって、その壁面噴流のよどみ点近傍の噴流厚みは薄くなり、壁面から離れる方向に広がりやすく、流下方向の速度減衰も大きいことがわかった。このような差異はノズル-衝突板距離が離れると縮小するものの、噴流振動が課題になるガスワイピングのような適用例ではノズルを近接化するかコンタードノズルの採用が望ましいと考えられる。

第3章「傾斜衝突による二次元噴流の不安定性」では、工業的な応用例も多い傾斜衝突における壁面噴流形態の変化を、第2章で衝突噴流の不安定性が認められたストレートノズルを用いて調査した。鋼板に垂直に噴流を衝突させる（傾斜角度 90° ）のに対して、傾斜角度 65° にすると衝突後2方向に分流する壁面噴流流量に偏りが生じ、噴流振動が抑止され、それによって壁面噴流の安定性が増す効果があることがわかった。即ち、transition region において衝突後の噴流の方向性が定まりやすくなることで、壁面噴流速度変動および速度減衰が抑制され、壁面に沿った噴流が維持されやすくなった。また、衝突噴流振動が発生し始めるノズル-鋼板距離が広がる効果や振動周波数が高周波側に移行する現象も確認された。より低周波数の噴流振動が課題になる適用例において、傾斜噴流の採用が望ましいと考えられる。

第4章「ガスワイピングにおける3スリットノズルの噴流形態」では、中央スリットよ

りも低速のガスを補助スリットから噴射し、中央スリットジェットと周囲気体との混合を抑制すること狙った3スリットノズルの噴流形態とガスワイピングへの影響を調査した。中央スリット噴流と補助スリット噴流の間隔が広いと、中央スリット噴流が直ちに拡散するため期待される効果は得られない。中央スリット噴流と補助スリット噴流の噴射口を近接化させ、中央スリットの10~30%程度の圧力で上下補助スリット噴流を供給することでめっき付着量が低減してめっき絞り性能向上が認められるが、上下スリットをそれ以上の圧力にすると、めっき絞り性能は徐々に低下する。上下補助スリット噴流によって、中央スリット噴流両縁の乱流エネルギーが低下し、中央スリット噴流の拡散が抑制され、めっき絞り性能に影響する衝突圧力勾配が急峻になるためである。さらには上下補助スリットを非対称条件にすることで、めっき絞り性能がより向上することも明らかになった。

本論文の全体成果は以下のように総括できる。ガスワイピングは、走行する鋼板表裏面に設置されたワイピングノズルから噴射される二次元噴流によって、鋼板に随伴する溶融亜鉛を掻き落として付着量を制御する表面処理プロセスである。走行する鋼板を取り巻く形でガス流れと液体流れが相互に干渉し合うため、ガスワイピングへの3つの主要な要求特性(めっき付着量制御性、めっき付着量幅方向均一性、めっき表面外観)を高い生産性を保ちながら満足するのは容易ではない。高いワイピング性能とは、鋼板に対して急峻な衝突圧力勾配を与えること、また、大規模渦振動の小さい衝突壁面噴流を形成すること、と言い換えられる。噴流発達形態における **transition region** で主に実施されるガスワイピングでは、ノズル噴射初期の二次元噴流両縁せん断層制御によって衝突壁面噴流形態を制御可能であることが、本研究によって明らかになった。本研究で用いたコンタートノズルでは、噴射出口での速度分布をトップハット型になるため周囲気体との速度差が大きく、噴射後直ちに噴流両縁に双子渦を形成させることで衝突噴流自体の振動を抑止し、ストレートノズルに比べて速度変動の小さい壁面噴流を形成しうることを確認した。また、傾斜衝突形式にすると、ストレートノズルであっても壁面衝突後の分流割合の偏りによって衝突噴流振動を高次モードに移行させ、大規模渦の発生を抑制と壁面から剥離しにくい壁面噴流形成を確認した。3-

スリットノズルでは、ストレートノズルタイプの中央噴流両縁の乱流エネルギーを、中央噴流よりも低速の補助噴流によって低減し、中央スリットの拡散を抑止によって急峻な衝突圧力分布を形成すること、それによってワイピング性能が向上することを見出した。一方でこの混合噴流は、中央スリットと補助スリットの間隙や補助噴流速度のわずかな変化によって混合形態が大きく変化することに留意が必要である。

このように、**transition region** における衝突壁面噴流の発達形態は、噴射初期のせん断層調整や衝突後の分流割合変更による積極的な制御が可能であること、特にガスワイピングプロセスにおけるめっき絞り性能やめっき表面外観改善に寄与することが明らかになった。

本論文の最後に、将来の噴流制御の適用拡大について述べる。第1章で述べた通り、二次元噴流はガスワイピングプロセス以外にもすでに多くの工業プロセスで実用されている。特に幅方向均一性が求められる製造プロセスでは適用例が多く、厚板、熱延、連続焼鈍ラインに関するものだけでも焼鈍後の急速ガスジェット冷却用ノズル（鋼板温度 900℃→200～500℃）、水冷用ノズル（鋼板温度 900℃→水温）、最終表面処理後の水切り・乾燥用ノズルなどが挙げられる。二次元噴流ノズルを適用するケースでは幅方向均一性が第一の要求特性であるが、それ以外の要求特性は各ケースで異なっている。例えば、冷却用ノズルでは熱伝達の促進が求められるので、壁面噴流の乱流成分を強化する方が性能優位となる。このように適材適所な噴流形式が求められるわけだが、積極的な噴流制御はされていないのが実態である。現在 CO₂ を多量に排出する鉄鋼業では、多量のエネルギーを使用しており、カーボンニュートラル化が最大の経営課題である。製鉄工程プロセスの大転換に加え、圧延・表面処理工程ではすべてのセクションで効率化を図り、最小のエネルギーで最大のアウトプットを生み出し続けることが求められる。噴流を活用した熱流体プロセスはまだまだ研究開発の余地があり、またその裾野も広い。本研究成果を始めとする噴流制御がその一助となり、鉄鋼業に限らず、日本に限らず、幅広い産業分野への適用に貢献していきたい。

参考文献

- [1] (社)日本鉄鋼連盟ホームページ: worldsteel 銑鉄・粗鋼年間生産量・時系列 2011-2020 年,
<https://www.jisf.or.jp/data/iisi/index.html>
- [2] OICA ホームページ: International Organization of Motor Vehicle Manufacturers,
<https://www.oica.net/category/production-statistics/2022-statistics/>
- [3] 三菱 UFJ リサーチコンサルティング ホームページ:自動車産業を取り巻くカーボンニュートラル対応の動向, https://www.murc.jp/library/report/cr_220118/
- [4] 細谷佳弘, 船川義正: 自動車用ハイテン その誕生と進化の足跡, 財団法人 JFE21 世紀財団, (2008).
- [5] 三井住友銀行: 自動車用素材の動向, https://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/11069400/www.smbc.co.jp/hojin/report/investigationlecture/resources/pdf/3_00_CRSDReport019.pdf
- [6] N. Fujita: Recent developments and outlook on zinc and zinc alloy coated steel sheets in Japan, 12th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet, Galvatech2021, (2021), 16-23.
- [7] F. M. Androsch, K. Lusters, K. H. Stellnberger: Beschleunigte korrosionsprüfung von korrosionsschutzsystemen auf stahlblechen für die automobilindustrie, Stahl and Eisen, Vol.6, (2001), 37.
- [8] 日本鉄鋼協会編: 鉄鋼便覧 第5版 第2巻 圧延・二次加工, 日本鉄鋼協会, (2014), 229-251.
- [9] M. Dubois: Review on wiping, a key process limiting the CGL productivity, 8th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet, Galvatech2011, (2011), 845-860.
- [10] 武石芳明、播木道春、丸山晃、宮内澄隆、山内昭良: 連続溶融亜鉛めっきの薄めっき限界, 材料とプロセス, Vol.6 No.2, (1993) 573.
- [11] 武石芳明、鈴木豊、矢葺邦弘: 連続溶融めっきのガスワイピング時におけるエッジスプラッシュの発生機構およびその抑制法, 混相流, Vo..14, No.2, (2000), 194-202.
- [12] M. Dubois, J.-M. Buchlin, A. Gosset and V. Perrot: Effect of nozzle tilting on Splashing in Jet Wiping, La revue de Metallurgie-CIT, (2005), 463-469.
- [13] 原富啓, 安谷屋武志, 山下正明, 田尻泰久, 小川正浩: 気体絞りによる高速化成処理技術の開発, 日本鋼管技報, No.105, (1984), 90-97.

- [14] 武田玄太郎, 高橋秀行: エッジ、センタースプラッシュ発生条件の検証, 材料とプロセス, Vol.25, (2012), 1071.
- [15] 武石芳明、麻生栄一郎、岩本英也、相良睦雄: 連続溶融亜鉛めっきにおける表面疵の発生機構, 材料とプロセス, Vo.10, (1997), 606.
- [16] H. G. Yoon, G. J. Ahn, S. J. Kimi and M. K. Chung: Aerodynamic investigation about the cause of check-mark stain on the galvanized steel surface, ISIJ international, Vol.49, No.11, (2009), 1755-1761.
- [17] H. G. Yoon and M. K. Chung: Development of novel air-knife system to prevent check-mark stain on galvanized strip surface, ISIJ international, Vol.50, No.5, (2010), 752-759.
- [18] G. C. Hocking, W. L. Sweatman, A. D. Fitt and C. Breward: Deformations during jet-stripping in the galvanizing process, Journal of Engineering Mathematics, Vol. 70, (2011), 297-306.
- [19] H. So, H. G. Yoon, and M. K. Chung: CFD analysis of sag line formation on the zinc-coated steel strip after the gas-jet wiping in the continuous hot-dip galvanizing process, ISIJ International, Vol.51, No.1, (2011), 115-123.
- [20] A. D. Johnstone, B. Kosasih, L. Q. Phan, A. Dixon, and W. Renshaw: Coating film profiles generated by fluctuating location of the wiping pressure and shear stress, ISIJ International, Vol.59, No.2 (2019), 319-325.
- [21] J. A. Thornton and H. F. Graff: An analytical description of the jet finishing process for hot-dip metallic coatings on strip, Metallurgical Transactions B, Vol. 7B, (1976), 607-618.
- [22] C.H. Ellen and C.V. Tu: An Analysis of Jet Stripping of Liquid Coatings, Transactions of the ASME Journal of Fluids Engineering, Vol.106, (1984), 399-
- [23] 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, 鉄と鋼, Vol.81, No.6, (1995), 37-42.
- [24] B. -M. Buchlin: Modelling of gas-jet wiping, Thin Liquid Films and Coating Processes, VKI Lecture series, von Karman Institute for Fluid Dynamics, (1997).
- [25] P. Naphade, A. Mukhopadhyay and S. Chakrabarti: Mathematical modelling of jet finishing process for hot-dip zinc coating on steel strip, ISIJ International, Vol.45, No.2, (2005), 209-213.

- [26] 武石芳明、青木健郎: 連続溶融めっきにおけるガスワイピングジェットの特性, 鉄と鋼, Vol.81, No.2, (1995), 47-52.
- [27] S. Beltoas: Oblique impingement of plane turbulent jets, Journal of the Hydraulics Division ASCE, Vol.102, HY9, (1976), 1177-1192.
- [28] M. A. Mendez and J.-M. Buchlin: Quantitative flow visualization of confinement-driven instabilities of an impinging slot jet, 11th International Symposium on Particle Image Velocimetry, PIV15, (2015), DOI:10.13140/RG.2.1.5006.6640
- [29] V. Laviosa, A. Milani and F. E. Goodwin: Investigation of the gas knife wiping using CFD approach, Zinc-Based Steel Coating Systems: Production and Performance, The Minerals, Metals & Materials Society, (1998), 83-91.
- [30] D. Lacanette, S. Vincent, E. Arquis and P. Gardin: Numerical simulation of gas-jet wiping in steel strip galvanizing process, ISIJ International, Vol.45, No.2, (2005), 214-220.
- [31] D. Lacanette, A. Gosset, S. Vincent, J.-M. Buchlin and E. Arquis: Macroscopic analysis of gas-jet wiping: Numerical simulation and experimental approach, Physics of Fluids, Vol.18, (2006), 042103- 1-15.
- [32] E.A. Elsaadawy, G.S. Hanumanth, A.K.S. Balthazaar, J.R. McDermid, A.N. Hrymak, and J.F. Forbes: Coating weight model for the continuous hot-dip galvanizing process, Metallurgical and Materials Transactions B, vol. 38B, (2007), 413-424.
- [33] K. Myrillas, P. Rambaud, J-M. Mataire, P. Gardin, S. Vincent and J-M. Buchlin: Numerical modeling of gas-jet wiping process, Chemical Engineering and Processing Vol. 68, (2013), 26-31.
- [34] Y. Zhang, Q.-P. Cui, F.-Q. Shao, J.-S. Wang and H.-Y. Zhao: Influence of air-knife wiping on coating thickness in hot-dip galvanizing, Journal of Iron and Steel Research International, Vol.19, No.6, (2012), 70-78.
- [35] 高橋秀行, 武田玄太郎, 三宅勝, 中田直樹: スロットノズル先端角度のワイピング性能への影響, 実験力学, Vol.15, No.3, (2015), 217-224.
- [36] 安谷屋武志, 阿部雅樹, 庄司政浩, 矢野秀勝: 連続式溶融亜鉛めっきの気体絞り制御機構に関する検討, 鉄と鋼, Vol.66, No.7, (1980), 835-844.
- [37] 安達孝徳, 戸村寧男, 古岡孝之: 連続溶融めっき設備における自動操業技術, 川崎製鉄技報, Vol.27, No.3, (1995), 149-155.

- [38] K. -T. Shin, H. -D. Park and W.-K. Chung: Synthesis method for the modelling and robust control of coating weight at galvanizing process, *ISIJ International*, Vol. 46, No.10, (2006), 1442–1451.
- [39] K. -T. Shin and W. -K. Chung: A new model and control of coating process at galvanizing line, *Proceedings of the 17th World Congress, The International Federation of Automatic*, (2008), 9138-9143.
- [40] A. P. Deote, M. M. Gupta and D. R. Zanwar: Process parameter optimization for zinc coating weight control in continuous galvanizing line, *International Journal of Scientific & Engineering Research*, Vol.3, Issue 11, (2012), 1-6.
- [41] Y. Takeishi and H. Morino: Mechanism and prevention of edge over coating in continuous hot-dip galvanizing, *ISIJ International*, Vol.40, No.11, (2000), 1127-1133.
- [42] J-R. Park: Noise, edge overcoating, and edge buildup phenomena associated with gas wiping in continuous hot dip galvanizing and role of edge baffles, *Ironmaking and Steelmaking*, Vol.28 No.1,(2001), 53-57.
- [43] S. J. Kim, J. W. Cho, K. J. Ahn and M. K. Chung: Numerical analysis of edge over-coating in continuous hot-dip galvanizing, *ISIJ International*, Vol.43, No.10, (2003), 1495-1501.
- [44] K. J. Ahn and M. K.Chung: A noble gas wiping system to prevent the edge overcoating in continuous hot-dip galvanizing, *ISIJ International*, Vol.46, No.4, (2006), 573-578.
- [45] A.Elnenaey and C. R. Shastry: Analysis of edge buildup on aluminized steel strip using computational fluid dynamics (CFD) and metallography, *AISTech 2010*, Vol.2, (2010), 527-535.
- [46] 住友雄太, 角野初輝: NSblade®/溶融亜鉛めっき用新型ワイピングノズルの実機適用～高速通板時の操業安定性向上～, *新日鉄住金エンジニアリング技報* Vol.9, (2018), 4-10.
- [47] H. Iwamoto, A. Yamaguchi, Y. Hasegawa and T. Isono: A new air knife system with adjustable lip gaps for hot dip galvanizing, *4th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet, Galvatech1998*, (1998), 757-762.
- [48] J. Kim, S. Kim, H. Kim and K. Lim: Development of dynamic air knife system (DAK) in continuous galvanizing line, *材料とプロセス*, Vol.9, (1996), 939.
- [49] 高橋秀行, 壁矢和久: 高機能ガスワイピングノズルの開発, *実験力学*, Vol.18, No.3, (2018), 192-198.

- [50] 可児保宜, 飯田芳彦, 中川師夫, 大河内敬彦, 木村光男: 連続溶融亜鉛めっき設備の新技术, 日立評論, Vol.72, No.5, (1990), 37-44.
- [51] T. Matsui, Y. Kaseda and K. Ando: Warp control in strip processing plant, ISIJ International, Vol.31, No.3, (1991), 262-267.
- [52] A.Jordan and S. Dombrowski: Improving the galvanizing process - Electromagnetic strip stabilization and complementary solutions eMASS eWIPE eBACS, AISTech 2010 Proceedings, Vol.2, (2010), 485-497.
- [53] 壁矢和久, 石田匡平, 鈴木秀和, 石垣雄亮, 石野和成, 石井俊夫: CGLワイピング部における電磁石を用いた鋼板の振動および形状制御, 鉄と鋼, Vol.99, No. 103, (2013), 610-616.
- [54] C. Jee: A study on strip crossbow correction for uniform coating weight control, 13th International Conference on Web Handling, (2015), 177-187.
- [55] L. Marko, A. Kugi and A. Steinboeck: Automatic crossbow control in industrial hot-dip galvanizing lines, Journal of Process Control, Vol.122, (2023), 147-158.
- [56] K. Myrillas, A. Gosset, P. Rambaud, M. Anderhuber, J.-M. Matairene and J.-M. Buchlin: Technique for delaying splashing in jet wiping process, Chemical Engineering and Processing, Vol.50, (2011), 466-470.
- [57] 武石芳明, 矢葺邦弘: 連続溶融めっきのガスワイピング時における浴面スプラッシュの発生機構, 混相流, Vo..14, No.2, (2000), 185-193.
- [58] N. Rajaratnam: Turbulent Jets, Elsevier Scientific Publishing Company, (1976), 1-26.
- [59] A. Abdel-Rahman: A review of effects of initial and boundary conditions on turbulent jets, WSEAS Transactions on Fluid Mechanics, Issue 4, Vol.5, (2010), 257-275.
- [60] I. Namer and M. V. Otugen: Velocity measurements in a plane turbulent air jet at moderate Reynolds numbers, Experiments in Fluids, Vol. 6, (1988), 387-399.
- [61] A. K. M. F. Hussain: Coherent structures - Reality and myth, Physics of Fluids Vol.26, Issue.10, (1983), 2816-2850.
- [62] L. P. Bernal and A. Roshko: Streamwise vortex structure in plane mixing layers, Journal of Fluid Mechanics, Vol.170, (1986), 499-525.
- [63] P. R. Suresh, K. Srinivasan, T. Sundararajan, and Sarit K. Das: Reynolds number dependence of plane jet development in the transitional regime, Physics of Fluids, Vol. 20, (2008) 044105-1-15.

- [64] H. Tennekes and J. L. Lumley: A first course in turbulence, The MIT Press, (1972).
- [65] G. F. Marsters: The effects of upstream nozzle shaping on in-compressible turbulent flows from rectangular nozzles, Transactions of the CSME, Vol. 5, No. 4, (1978-79), 197-203.
- [66] J. Mi, G. J. Nathan and D. S. Nobes: Mixing characteristics of axisymmetric free jets from a contoured nozzle, an orifice plate and a pipe, Journal of Fluids Engineering, Vol.123, (2001), 878-883.
- [67] W. R. Quinn: Upstream nozzle shaping effects on near field flow in round turbulent free jets, European Journal of Mechanics B/Fluids, Vol. 25, (2006), 279-301.
- [68] P. M. Sforza and W. Stasi: Heated three-dimensional turbulent jets, Journal of Heat Transfer, Transactions of the ASME, Vol. 101, (1979), 353-358.
- [69] A. Krothapalli, D. Baganoff and K. Karamcheti: On the mixing a rectangular jet, Journal of Fluid Mechanics, Vol.107, (1981), 201-220.
- [70] Y. S. Jin: Recent progress and development of galvanizing technology in Korea, 9th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet, Galvatech2013, (2013), 25-33.
- [71] E. Gutmark, M. Wolfshtein and I. Wygnanski: The plane turbulent impinging jet, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 88, (1978), 737-756.
- [72] Y. Guo and D. H. Wood: Measurements in the vicinity of a stagnation point, Experimental Thermal and Fluid Science, Vol. 25, (2002), 605-614.
- [73] D. Arthurs and S. Ziada: The planar jet-plate oscillator, Journal of Fluids and Structures, Vol. 27, (2011), 105-120.
- [74] R. J. Goldstein and M. E. Franchett: Heat transfer from a flat surface to an oblique impinging jet, Journal of Heat Transfer, Vol. 110, Issue 1, (1988), 84-90.
- [75] X. Yan and N. Saniei: Heat transfer from an obliquely impinging circular air jet to a flat plate, International Journal of Heat Fluid Flow, Vol. 18, No. 6, (1997), 591-599.
- [76] A.H. Beitelmal, M.A. Saad, and C.D. Patel: The effect of inclination on the heat transfer between a flat surface and an im-pinging two-dimensional air jet, International Journal of Heat Fluid Flow, Vol. 21, No. 2, (2000), 156-163.

- [77] A. Adbel-Fattah and M. A. Abd El-baky: Numerical investigation of impinging two-dimensional jet on an inclined flat plate, *International Journal of Fluid Mechanics Research*, Vol. 36, Issue 5, (2009), 391-413.
- [78] C. L. Kuo, T. Yumino, and T. Asanuma: Visualizing study of vortex behavior in an impinging plane jet, *Japanese Journal of Flow Visualization*, Vol. 2, (1988), 33-36.
- [79] A. Kamoi: Visualization of flow field produced by the oblique impingements of a two-dimensional free jet, *Journal of the Visualization Society of Japan*, Vol. 11, No. 1, (1991), 111-114.
- [80] Y. Ito, S. Yoshimoto, H. Takahashi and K. Kabeya: Clarification of air knife streak generation conditions, *11th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet, Galvatech2017*, (2017), 445-451.
- [81] P.Tamadonfar, J.R.McDermid, A.N.Hrymak and F.E.Goodwin: Study of a Multi-Slot Air Knife in the Wiping Process of Liquid Zinc Coating, *8th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheets, Galvatech2011*, (2011), 817-821.
- [82] 武田玄太郎, 高橋秀行, 三宅勝, 中田直樹: 多段スリットガスワイピングノズルによる付着量制御についての実験的解析, *混相流*, Vol. 28, No. 1, (2014), 90-98.
- [83] A. Y. Soufiani, J. R. McDermid, A. N. Hrymak and F. E. Goodwin: Parametric A study of a multi-slot air knife for coating thickness reduction, *ISIJ International*, Vol.60, No.5, (2020), 1040-1051.
- [84] G. Takeda, Y. Ito, K. Yamashiro, H. Takahashi, N. Ninomiya, J. Fujikura and S. Akutsu: Effect of initial velocity distribution and Reynolds number on two-dimensional wall jet of transition region impinging, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol.37, No.11, (2023), 5901-5911.
- [85] 可視化情報学会: PIV ハンドブック (第2版), 森北出版, (2018).
- [86] M. R. Lastra, J. M. F. Oro, M. G. Vega, E. B. Marigorta and C. S. Morros: Novel design and experimental validation of a contraction nozzle for aerodynamic measurements in a subsonic wind tunnel, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.118, (2013), 35-43.

- [87] G. Takeda, Y. Ito, K. Yamashiro, H. Takahashi, N. Ninomiya, Y. Uranaka and J. Fujikura: Instability of wall jet produced by two-dimensional inclined jet, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol.37, No.1, (2023), 169-177.
- [88] 社河内敏彦, 加藤智宏: 環状噴流の流動特性とその制御(同軸円形噴流の影響), *日本機械学会論文集 (B編)*, Vol.63, No.614,(1997), 3278-3286.
- [89] 武田玄太郎, 高橋秀行, 壁矢 和久: 連続溶融亜鉛めっきラインのガスワイピングにおける3スリットノズルの噴流形態, *鉄と鋼*, Vol. 102, No.1, (2016), 576-582.
- [90] G. Takeda, H. Takahashi and K. Kabeya: Jet flow characteristics of 3-slot nozzle in gas wiping process at continuous galvanizing line, *ISIJ International*, Vol. 57, No.6, (2017), 1087-1093.
- [91] T-H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang and J. Zhu: A new $\kappa - \varepsilon$ eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows, *Computer Fluids*, Vol.24, No.3,(1995), 227-238.
- [92] B. A. Kader: Temperature and concentration profiles in fully turbulent boundary layers, *International Journal of Heat Mass Transfer*, Vol.24, No.9, (1981), 1541-1544.

謝辞

本研究をまとめるにあたり、終始、懇切丁寧にご指導いただき、理論的な考察と研究へのアプローチに関して適切なご助言をくださいました宇都宮大学大学院地域創生科学研究科・先端融合科学専攻の二宮尚准教授に心より深く感謝申し上げます。また副査として本研究の考察を深めるためにご指導賜りました、宇都宮大学大学院 大谷幸利教授、湯上登教授、長谷川裕晃教授、馬淵豊教授に深く御礼申し上げます。

本研究は JFE スチール株式会社における研究成果、および宇都宮大学・二宮尚准教授との共同研究成果をまとめたものであり、本研究の実施および発表の許可をいただき、また学位取得の機会を与えてくださいました JFE スチール株式会社スチール研究所所長 花澤和浩博士、瀬戸一洋博士（前スチール研究所所長）に心より御礼申し上げます。

ガスワイピングに係わる研究全般を遂行する上で、多くの方々のご協力とご支援を賜りました。論文作成にあたってご指導と議論をさせていただき、適切なご助言とご支援をいただきました JFE スチール株式会社 高橋秀行氏、三宅勝博士、上岡悟史氏、松原行宏博士、伊藤優氏、山城研二氏、藤林晃夫博士（元研究技監）、JFE テクノリサーチ 中田直樹博士、壁矢和久博士、日野善道氏、共同研究で一緒に実験を実行してくれた宇都宮大学 魚谷秀也氏、浦中祐哉氏、藤倉寿来氏、阿久津瞬氏、Suresh Sah 氏、赤坂瞳氏に深く感謝申し上げます。加えて、本研究に関わる各種実験とデータ採取にご尽力いただきました JFE スチール株式会社 スチール研究所の技術員の皆様に厚く御礼申し上げます。

最後に、本研究の実施にあたり、日々励まし、心身ともに支えてくれた、妻 未来と子供達に心から感謝します。

2024 年 3 月

付記

本論文を構成する学術雑誌論文

- 1) 武田玄太郎, 高橋秀行, 壁矢和久: 連続溶融亜鉛めっきラインのガスワイピングにおける3スリットノズルの噴流形態, 鉄と鋼, Vol.102, No.10 (2016), pp. 576- 582.
【第4章】
- 2) G. Takeda, H. Takahashi and K. Kabeya: Jet Flow Characteristics of 3-Slot Nozzle in Gas Wiping Process at Continuous Galvanizing Line, ISIJ International, Vol. 57 , No. 6 (2017), pp. 1087-1093. 【第4章】
- 3) G. Takeda, Y. Ito, K. Yamashiro, H. Takahashi, N. Ninomiya, Y. Uranaka and J. Fujikura: Instability of wall jet produced by two-dimensional inclined jet, Journal of Mechanical and Technology, Vol.37, No.1 (2023), pp.169-177. 【第3章】
- 4) G. Takeda, Y. Ito, K. Yamashiro, H. Takahashi, N. Ninomiya, J. Fujikura and S. Akutsu: Effect of initial velocity distribution and Reynolds number on two-dimensional wall jet of transition region impinging, Journal of Mechanical and Technology, Vol. 37, No. 11 (2023), pp. 5901-5911. 【第2章】

本論文に関連するその他の学術雑誌論文

- 1) 武田玄太郎, 高橋秀行, 三宅勝, 中田直樹: 多段スリットガスワイピングノズルによる付着量制御についての実験的解析, 混相流, Vol. 28, No.1 (2014), pp. 90-98.
- 2) 高橋秀行, 武田玄太郎, 三宅勝, 中田直樹: スロットノズル先端角度のワイピング性能への影響, 実験力学, Vol.15, No.3 (2015), pp.217-224.
- 3) 小林弘和, 武田玄太郎, 加藤健司, 脇本辰郎: 溶融亜鉛鍍金ワイピングプロセスにおける薄膜化技術, 鉄と鋼, Vol.109, No.9 (2023), pp. 753-760.

国際学会発表

- 1) Impinging jet characteristics and gas wiping capability of 3-slot gas nozzle

Gentaro Takeda, Hideyuki Takahashi, Masaru Miyake, Naoki Nakata

Asia Steel International Conference 2015, Asia Steel 2015, 124 頁～125 頁

開催場所 横浜, 発表時期 2015 年 10 月

- 2) Jet flow characteristics of 3-slot nozzle in gas wiping process

Gentaro Takeda, Hideyuki Takahashi, Kazuya Kabeya

7th International Congress on Science and Technology of Steelmaking, ICS2018,

ICS-042 1 頁～ 8 頁

開催場所 ヴェネツィア, 発表時期 2018 年 6 月

- 3) Effect of initial velocity distribution in transition region impinging of slot jet

Gentaro Takeda, Yu Ito, Kenji Yamashiro, Hideyuki Takahashi, Hideya Uoya,

Nao Ninomiya

12th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet,

GALVATECH2021, 756 頁～ 763 頁

開催場所 ウィーン (Web 開催), 発表時期 2021 年 6 月

- 4) Instability of wall jet produced by two-dimensional inclined impinging jet

Gentaro Takeda, Yu Ito, Kenji Yamashiro, Hideyuki Takahashi, Nao Ninomiya, Yuya

Uranaka

International conference on Jets, Wakes and Separated Flows, ICJWSF2022-D12,

275 頁～ 280 頁

開催場所 東京 (Web 開催), 発表時期 2022 年 3 月

- 5) Effect of initial velocity distribution on two-dimensional wall jet of transition region impinging

Gentaro Takeda, Nao Ninomiya, Shun Akutsu

The 17th Asian Symposium on Visualization, ASV17-133, 1 頁～5 頁

開催場所 東京 , 発表時期 2023 年 6 月

- 6) Effects of impact angle on two-dimensional impinging jet

Suresh Sah, Shun Akutsu, Gentaro Takeda, Nao Ninomiya

The 33rd International Symposium on Transport Phenomena, ISTP33-113, 1 頁～4 頁

開催場所 熊本 , 発表時期 2023 年 9 月

- 7) Effects of inclined impinging jet on CGL gas wiping process

Kenji Yamashiro, Gentaro Takeda, Yu Ito, Hideyuki Takahashi, Nao Ninomiya

13th International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet, GALVATECH2023, 733 頁～742 頁

開催場所 ソウル , 発表時期 2023 年 10 月

- 8) PIV Measurement of wall jet produced from two-dimensional inclined impingement

Suresh Sah, Shun Akutsu, Gentaro Takeda, Nao Ninomiya

12th International Symposium on Measurement Techniques for Multiphase Flow, ISMTMF2023-8, 1 頁～4 頁

開催場所 東京 , 発表時期 2023 年 11 月

国内学会発表

- 1) 武田玄太郎, 高橋秀行: スプラッシュ発生に及ぼすバッフルプレートの影響, CAMP-ISIJ, 24(2011), pp.900.
- 2) 武田玄太郎, 高橋秀行: エッジ、センタースプラッシュ発生条件の検証, CAMP-ISIJ, 25(2012), pp.1071.
- 3) 武田玄太郎, 高橋秀行, 三宅勝, 中田直樹: 多段スリットワイピングノズルによるめっき付着量制御, CAMP-ISIJ, 27(2014), pp.1025.
- 4) 武田玄太郎, 高橋秀行: 3スリットワイピングノズルによるめっき付着量制御, 日本鉄鋼協会生産技術部門 第142回圧延理論部会, (2015).
- 5) 武田玄太郎, 伊藤優, 山城研二, 高橋秀行, 二宮尚: 二次元噴流衝突挙動における初期流速分布の影響, 日本鉄鋼協会生産技術部門 第152回圧延理論部会, (2021).
- 6) 山城研二, 武田玄太郎, 伊藤優, 高橋秀行, 二宮尚, 浦中祐哉: 可視化による傾斜衝突噴流のストローハル数評価, 第50回可視化情報シンポジウム, (2021), No.20.

特許

1. (名称) 溶融めっき付着量制御方法およびガスワイピングノズル
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行
(登録番号) 特許 4062284
(登録日) 2008.1.11
2. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行、藤林 晃夫
(登録番号) 特許 4696690
(登録日) 2011.3.11
3. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行
(登録番号) 特許 4677846
(登録日) 2011.2.10
4. (名称) ガスワイピングノズル
(発明者) 壁矢 和久、鈴木 秀和、高橋 秀行、武田 玄太郎
(登録番号) 特許 4840570
(登録日) 2011.10.14
5. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行
(登録番号) 特許 4946167
(登録日) 2012.3.16
6. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行
(登録番号) 特許 5640340
(登録日) 2014.11.7

7. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行、小野 圭介、後藤 信二
(登録番号) 特許 5169307
(登録日) 2013.1.11
8. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行
(登録番号) 特許 5640340
(登録日) 2014.11.7
9. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行
(登録番号) 特許 5532831
(登録日) 2014.5.9
10. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 武田 玄太郎、高橋 秀行、藤林 晃夫
(登録番号) 特許 5287876
(登録日) 2013.6.14
11. (名称) 溶融金属めっき鋼帯の製造方法
(発明者) 小林 弘和、大場 洋尚、高橋 秀行、武田 玄太郎、伊藤 優
(登録番号) 特許 5824905
(登録日) 2015.10.23
12. (名称) 連続溶融金属めっき鋼帯のワイピング方法
(発明者) 伊藤 優、武田 玄太郎、高橋 秀行
(登録番号) 特許 6031906
(登録日) 2016.11.4

13. (名称) 熔融金属めっき設備用ガスワイピングノズル、熔融金属めっきのガスワイピング方法、及び熔融金属めっき鋼板の製造方法

(発明者) 武田 玄太郎、寺崎 優、山城 研二、高橋 秀行、二宮 尚

(登録番号) 特許 6870659

(登録日) 2021.4.19