



薄鋼帯製造における流体利用技術の基礎的研究とプロセス開発への応用

メタデータ	言語: ja 出版者: 公開日: 2024-04-25 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 小林, 弘和 メールアドレス: 所属:
URL	https://doi.org/10.24729/0002000658

大阪公立大学博士論文

薄鋼帯製造における流体利用技術の
基礎的研究とプロセス開発への応用

2024年1月

小林 弘和

目次

第一章 序論

1. 1 鉄鋼業を取り巻く環境	1
1. 2 薄鋼帯の製造プロセスと要求される諸特性	2
1. 3 本論文の目的と構成	3
参考文献	

第二章 ガスジェットノズルの幾何学的配置と冷却能力予測

2. 1 緒言	8
2. 2 実験装置の概要及び実験方法	9
2. 3 ノズル種類の影響	12
2. 3. 1 実験結果及び考察	12
2. 3. 2 スリット状ノズルの数値解析	20
2. 3. 3 千鳥配置ノズルの数値解析	25
2. 4 ノズル突出高さの影響	28
2. 5 ノズル径とノズル間隔の影響	30
2. 6 小括	31
参考文献	

第三章 ガスジェット冷却能力に及ぼす混合ガス比率の影響

3. 1 緒言	35
3. 2 実験装置の概要および実験方法	36
3. 3 実験結果および考察	40
3. 3. 1 Helium 混合比率の影響	40
3. 4 ガスジェット数値解析	46
3. 4. 1 周囲 Air 巻き込みの影響検証	46
3. 5 小括	56
参考文献	

第四章 溶融亜鉛めっきの薄目付高速ワイピング技術の開発

4. 1 緒言	60
4. 2 誘導加熱による温度影響の検証	61
4. 2. 1 実験装置の概要および実験方法	61
4. 2. 2 実験結果および考察	62
4. 3 バーナー加熱によるワイピング実験	68
4. 3. 1 実験装置の概要および実験方法	68

4. 3. 2	実験結果および考察	69
4. 4	高温ガスによるワイピング実験	71
4. 4. 1	実験装置の概要および実験方法	71
4. 4. 2	実験結果および考察	72
4. 5	小括	75
	参考文献	
第五章 ロールコーティングの外観安定化		
5. 1	緒言	78
5. 2	実験条件と方法	80
5. 3	実験結果と考察	81
5. 3. 1	グラビアロールの外観への影響	82
5. 3. 2	ロール周速比の外観への影響	83
5. 3. 3	液物性値の外観および液膜厚への影響	84
5. 4	グラビアロールによる外観安定範囲拡大に関する考察	88
5. 5	小括	90
	参考文献	
第六章 フローター炉の蛇行矯正力の予測		
6. 1	緒言	92
6. 2	フローター構造と蛇行矯正原理	93
6. 3	フローター実験による蛇行挙動の検証	95
6. 3. 1	実験装置の概要および実験方法	95
6. 3. 2	実験結果と考察	99
6. 4	二次元数値流動解析によるフローター蛇行挙動の再現	101
6. 4. 1	解析条件	101
6. 4. 2	解析結果と考察	103
6. 5	実大規模フローター蛇行挙動の予測	105
6. 5. 1	解析条件	105
6. 5. 2	解析結果と考察	106
6. 6	小括	111
	参考文献	
第七章 総括		
7. 1	各章の総括と結言	114
7. 2	将来への展望	115
	参考文献	

本論文を構成する著者の公表論文	118
学会報告	119

謝辞

第一章 序論

1. 1 鉄鋼業を取り巻く環境

祇園精舎の鐘の声，諸行無常の響きあり。この世の全ては絶えず変化し，栄えている者も衰退するという道理を表す『平家物語』冒頭の一文である。目まぐるしく変化する世界情勢および鉄鋼業界を体感する研究者として意識したい言葉である。

鉄鋼分野において，長らく世界のトップランナーであった日本鉄鋼メーカーが，大規模投資による最新設備を有する中国，韓国，インドの鉄鋼メーカーに生産量や収益性，一部商品においては，製造可能範囲や品質でも負けるようになった。また急速な脱炭素への転換が進む中，欧米を中心とした自国有利な法律の制定といった枠組み作りが進む。目まぐるしく変化する世界情勢は，諸行無常であり，厳しい事業環境は，盛者必衰の理を表すが如く，腑に落ちるものがある。一方で，日本の鉄鋼業がこのまま低迷するか更に発展できるかは，絶え間ない技術開発にかかっていると信じている。

一昔前まで，脱炭素に向けた動きがここまで急速になるとは誰も予想していなかった。2015年に採択されたパリ協定（2020年以降の温室効果ガス削減に関する世界的な取り決め）以降，気候変動を理由とした脱炭素がビジネスとなる側面もあり，その動きは加速した。欧州では，技術力において自国不利な内燃機関を有するガソリン自動車およびハイブリット車の販売を禁止する法律¹⁾を早々に準備し，電気自動車への強制的な移行による日本自動車メーカー排除とも取れる動きを見せている。また2023年10月からは，炭素国境調整措置 CBAM（Carbon Border Adjustment Measure）²⁾が施行された。表向きは，CO₂排出量削減の推進，炭素排出規制の緩い国への製造拠点移行を抑制する法律であるが，自然エネルギー利用と環境規制の進んだ EU では，輸入品に対して高い関税（炭素税）をかけられるため，実態は市場競争を有利にする法律に他ならない。そして日本政府からは，2020年10月，当時の菅総理大臣から2050年にCO₂排出量ゼロの達成を目指すことが正式に宣言された。

このような動きの中で鉄鋼業は，脱炭素化を急がなければならない。日本において，鉄鋼業が総CO₂排出量に占める割合は約13%であり³⁾，脱炭素へ向けて担う役割は大きい。その約8割は，高炉での鉄鉱石の還元プロセスに由来する。そのため，高炉での脱炭素技術，メタネーションによるCO₂再利用技術⁴⁾や水素直接還元製鉄^{5,6)}が鍵となる。一方で，再利用できないCO₂の回収・貯留，普及の難しい国内グリーン水素（自然エネルギー等を利用した生成時CO₂排出の無い水素）の供給不足，グリーン水素輸入の輸送コストが他国より高額となるなど課題は多い。

脱炭素により注目されている鉄鋼の上工程プロセス（鉄鉱石をカーボンで還元する高炉など多量の CO₂を発生させる）であるが、圧延や焼鈍、表面処理といった下工程プロセスの重要性は低下するのか？答えは No である。脱炭素により鉄鋼製品は間違いなく高価になる。その際、アルミや炭素繊維といった他素材との価格競争は益々熾烈になり、魅力ある高機能の商品が必要となる。そのため鉄鋼の下工程プロセス開発とコストダウンの重要性は、今まで以上に大きくなっている。

1. 2 薄鋼帯の製造プロセスと要求される諸特性

薄鋼帯とは何か？

一言に鉄鋼製品と言っても、飲料や食用缶となるブリキやティンフリースチール⁷⁾、自動車用の外板や強度を要求される骨格部材などに用いられる『薄鋼板』、タンカーやトラックの荷台、橋脚や鉄塔、風力発電の基礎構造⁸⁾など強度や靱性、耐摩耗性、耐候性の求められる『厚鋼板』、ビルの骨組みに用いられる H 形鋼や護岸工事に用いられる鋼矢板⁹⁾、線路のレールなど『形鋼』、ラインパイプや油井管用シームレスパイプ¹⁰⁾など『鋼管』、モータやトランスの鉄心材料に用いられる『電磁鋼板』¹¹⁻¹³⁾など、様々な製品が存在する。

それぞれの鉄鋼製品も元をたどれば、原料である鉄鉱石・コークス・石灰石を高炉¹⁴⁾で反応、熔解し、転炉での成分調整を行った後に、連続鑄造^{15,16)}にて製造される鑄片を様々な形状に加工することで製造される。

薄鋼帯は、熱間圧延と冷間圧延¹⁷⁾の工程を経て、帯状（ストリップ）の形状に加工され、連続焼鈍炉^{18,19)}で加熱・均熱・冷却を行い、材質を制御し、必要に応じて表面処理²⁰⁻²²⁾を施すことで製造される帯状に長い薄鋼板であり、前述の製品群の中では、『薄鋼板』・『電磁鋼板』が該当する。

本論文では、薄鋼帯の製造プロセスの中でも、特に、圧延成形後の連続焼鈍工程に関して論じる。連続焼鈍炉レイアウトの一例を Fig.1-1 に示す。

連続焼鈍では、圧延により加工硬化した鋼板を軟化させ、延性や強度など諸特性の調整を行っている。鋼板を加熱することで金属組織を回復・再結晶させ、その後の均熱や加熱、冷却の熱履歴を制御することで、金属組織の変態、微粒化、添加元素の析出などを利用して、冶金現象²³⁾による鋼板の強度や伸び、脆性など材質制御を行っている。また最終製品となる鋼板は、表面品質も重要であり、疵の無い美しい表面やコーティングによる耐食性、意匠性、摩擦係数の低減による摺動性、加工性の向上など様々な特性が求められる。

次に材料特性を満足するために求められるプロセスの特性に関して説明する。

焼鈍炉において、温度制御は重要である。一方で、鋼帯を安定的に任意の速度で搬送することも温度変化を抑制し、制御するという視点で重要となる。

また製品を低コストで製造するには、生産効率も重要となる。しかしライン速度を上げようとする、温度変化が大きくなったり、鍍金の付着量が増大したり、被膜の外観が悪化したり、鋼帯の蛇行が大きくなり搬送が不安定となるなど、問題が発生する。薄鋼帯の生産効率と品質はトレードオフの関係にあり、通常、ライン速度を規制することで品質を確保しながら製造を行っている。

このように連続焼鈍プロセスでは、鋼帯の温度、外観、搬送の制御が重要である。

Fig.1-1 の下側に、鋼帯の温度、外観、搬送を制御する本研究で取り扱う各プロセスの模式図を示す。冷却工程では、ノズルからのガス噴流により温度制御²⁴⁾を行う。表面処理工程では、鋼帯を溶融した亜鉛浴に浸漬し、ガス噴流により払拭^{25,26)}することで付着量を制御し、亜鉛鍍金を行う。さらに高機能被膜を形成するため、回転するロールにより外観を制御し薬液の塗布²⁷⁻³⁰⁾を行う。そして、鋼帯の蛇行を抑制し安定的な搬送を行う。Fig.1-1 右下図は、フローターによる鋼帯の気体浮上搬送^{31,32)}における幅方向への蛇行制御のイメージ図である。

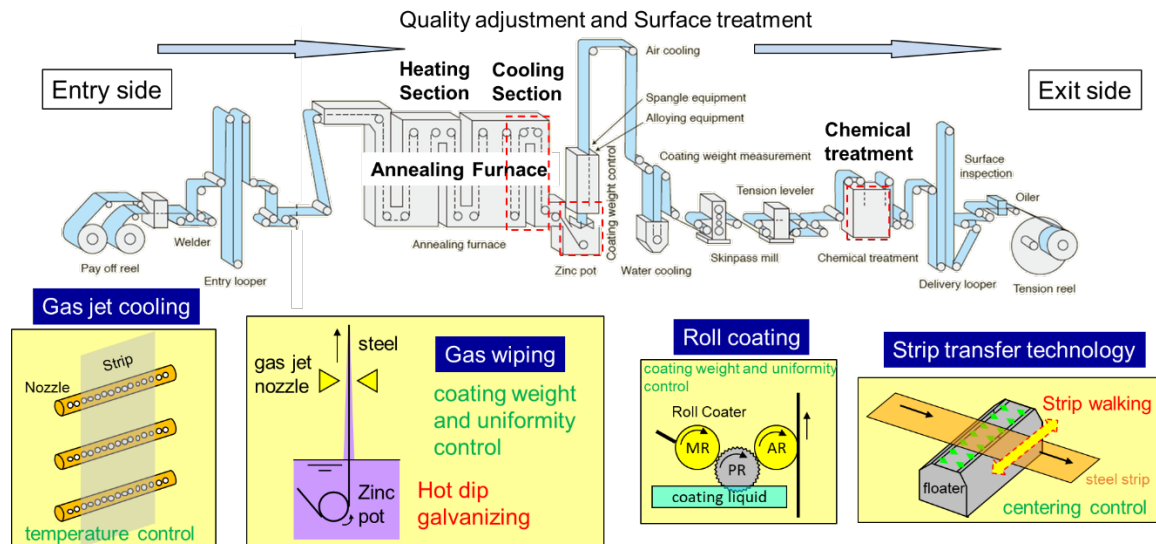


Fig.1-1 Example of continuous annealing furnace and outline of each process.

1. 3 本論文の目的と構成

薄鋼帯の焼鈍プロセスは、冷間圧延後の薄鋼帯を入側で溶接しながら連続的に搬送し、加熱、冷却による材質制御、用途に応じた表面処理を行い、お客様に供給する製品を製造

する最終工程である。そのため高能率での生産においても、確実に品質を確保することが要求される。能率と品質は、トレードオフの関係にあり、高い品質を維持するために生産速度には制約が設けられている。これが生産性を阻害する要因となっている。

また連続ラインでは、例えば加熱のみの速度制約を解消しても、冷却や外観などによる速度制約がある限り、ライン全体の速度向上を達成することはできない。

そこで本研究では、薄鋼帯の焼鈍ライン各工程にあたるガス冷却、表面処理、鋼帯搬送プロセスにおける課題を一貫して解決することに取り組んだ。流動制御と流体を利用した各技術の機構の解明およびプロセス開発により、生産性を阻害する要因を解消し、焼鈍プロセス全体を高能率化、高速化することが本研究の目的である。

次に、本研究で扱った5つのテーマについて、具体的に説明する。

第二章では、ガスジェット冷却における冷却能力予測に関して述べる。鋼帯の冷却において、構造が簡易で炉内還元性ガスを用いて酸化を防止できることから、気体噴射による冷却が良く用いられる。冷却設備設計において、冷却速度と冷却停止温度は、金属組織の制御、伸びや強度といった材料特性に影響するため、冷却能力予測が重要となる。しかし、ノズルの形状係数、レイノルズ数 Re やプラントル数 Pr に基づく従来の冷却能力予測手法では、実態に合わないケースがあった。簡易且つ高精度に冷却能力を予測する手法について、冷却実験と数値解析による検証を行い、噴流のポテンシャルコア領域における冷却能力補正が予測精度の高精度化に重要であることを提案する。ノズルを近接化した高い冷却能力域での予測精度向上は、焼鈍ラインの高速化に大きく貢献できるものである。

第三章では、ガスジェット冷却における混合ガス比率の影響に関して述べる。冷却速度を上げるには、熱伝導率が高く、低密度で高速噴射が可能なヘリウムや水素といったガスの使用が有効である。しかしアルゴンや窒素といった他の非酸化性ガスと比べて高価なため、炉内全体の濃度を上げることはコスト増加に繋がる。そこで、ノズルから噴射するガス濃度のみ変更した高速冷却を提案する。噴射ガス濃度の変化による衝突噴流形態の変化および周囲雰囲気ガスの巻き込み挙動の変化を検証し、冷却能力を高精度に予測するための指針を示す。コストと冷却能力から噴射ガスの最適な混合比率を決定することで、高能率化に寄与することができる。

第四章では、溶融亜鉛鍍金プロセスにおける薄鍍金化、高速化に関して述べる。溶融亜鉛鍍金では、亜鉛浴に鋼帯を浸漬し、随伴して持ち上げられる余剰な亜鉛を気体払拭（ガスワイピング）することで付着量の調整を行う。しかし、ガス風量を増加しても膜厚を薄くできない限界値が存在する。また風量の増加は、スプラッシュと呼ばれる亜鉛の飛散、鋼板への再付着による表面欠陥を引き起こす。薄膜厚限界について、実験による検証を行

い、亜鉛の融点 420°C より低い温度のガス噴流による亜鉛表層の冷却・凝固による粘度増加および初期合金層がワイピング効率を阻害しているという新しい概念を提唱し証明する。またワイピング部を加熱することで更なる薄膜化や風量低減による高速化の可能性についても検討を行う。

第五章では、ロールを用いた塗布方法における外観の安定化について述べる。薄鋼帯へのコーティングでよく用いられるロールコーターでは、1本または複数本の接触、回転するロールを用いて、ロール上の液膜厚を調整し、鋼帯に接触させることで塗料を転写し塗布を行う。鋼帯速度を高速化するとロール間やローラー鋼板間の液メニスカスの攪乱と振動によりリビング (ribbing) と呼ばれるスジ欠陥が発生する課題がある。この課題を解決するために、グラビアロールと呼ばれる微細溝加工が施されたロールを用い、ロール間の回転を逆回転とするリバース方式において、リビング欠陥を抑制する安定条件を定義し、その安定化メカニズムを推定する。高速での平滑塗布は鋼帯製造の高速化に寄与することができる。

第六章では、フローターを用いた薄鋼帯の非接触搬送における蛇行矯正に関して述べる。フローターは、ノズルから噴射した気体の圧力を利用し鋼帯を浮上搬送させる装置である。しかし、ロール搬送のように固体接触による大きな摩擦力が働かないため鋼帯が幅方向に蛇行しやすいといった課題がある。実大規模の実験を行うことが難しく、蛇行矯正力の予測が困難な現象に対し、相似則を考慮した縮小モデル実験と数値流動解析による検討を行う。サイドプレートと呼ばれる鋼帯エッジ側のフローター構造変更による蛇行矯正力変化を検証し、その矯正能力を精度良く予測できる二次元数値流動解析手法を提案する。

第七章では、本研究で得られた知見を総括し、将来への展望を述べる。

参考文献

- 1) 岡本哲弥: 自動車関連企業における電動化の積極性の要因, *彦根論叢*, No. 431, (2022)
- 2) 上野貴弘: EU の炭素国境調整メカニズム (CBAM) 規則の解説, *電力中央研究所社会経済研究所ディスカッションペーパー(SERC Discussion Paper)SERC23002*, (2023)
- 3) 西田裕子: 日本におけるグリーンスチールへの道, *自然エネルギー財団*, (2022)
- 4) 西村顕, 森山達也, 嶋野純: 大規模風力発電電力利用水電解水素と CO₂ のメタネーションで製造した燃料の変換・輸送モデルの概算評価, *J. Jpn. Inst. Energy*, Vol. 96, No. 9 (2017)

- 5) G. Wimmer, B. Voraberger, B. Kradel and A. Fleischanderl: 鉄鋼業のカーボンニュートラルの達成へ向けたブレークスルー, *三菱重工技報*, Vol.59 No.4 (2022)
- 6) 泉山雅明: 日本製鉄(株)の環境経営一環境に関する取組み一, *日本製鉄技報*, 第417号 (2021)
- 7) 小島克己: 鉄鋼の日本工業規格(12)もっとも親しみのある鉄鋼製品, *ふえらむ Bulletin of the Iron and Steel Institute of Japan*: (一社)日本鉄鋼協会会報 / 日本鉄鋼協会 編 21 (3), 118-123, (2016)
- 8) 本間竜一, 萱森陽一: 洋上風力発電向けハイテン鋼の適用に関する実証研究, *ふえらむ*, Vol.27 (2022) No.4
- 9) 芥川博昭, 西山輝樹: 国土強靱化に資する鋼矢板, *ふえらむ*, Vol.24 (2019) No.4
- 10) 合田照夫, 中島浩衛: シームレス鋼管製造における高寸法精度圧延技術, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, 67 巻,15 号, (1981)
- 11) 高宮俊人, 花澤和浩, 鈴木毅浩: JFE スチールにおける方向性電磁鋼板の最近の進歩, *JFE 技報*, No. 36, (2015 年 8 月)
- 12) 尾田善彦, 大久保智幸, 高田正昭: JFE スチールにおける無方向性電磁鋼板の最近の進歩, *JFE 技報*, No. 36, (2015 年 8 月)
- 13) 早川康之: 無方向性電磁鋼板の最近の開発動向, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 106 (2020), No. 10, pp. 683-696
- 14) 内藤誠章, 武田幹治, 松井良行: 製鉄技術の 100 年 -技術導入から先進技術への展開, そして次世代技術へ-, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 100 (2014) No. 1
- 15) 川本正幸, 柳楽知也: 我が国における鋼の連続鋳造プロセスの開花と未来へのシーズ, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 100 (2014) No. 4, P40
- 16) 玉置久, 小林敬和, 吾郷正俊, 久山修司, 中辻一浩, 福田啓一: 製鋼におけるシステム技術の進歩と展望, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 100 (2014) No. 4, P53
- 17) 三宅勝, 木村幸雄, 壁矢和久: 圧延加工プロセス技術の進展と今後の展望, *JFE 技報*, No. 42, (2018 年 8 月)
- 18) 平松一允: 薄鋼板の連続焼鈍, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, 49 巻 1 号 p. 63-78 (1963).
https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.49.1_63
- 19) 森忠洲: ぶりき原板用連続焼鈍設備の技術革新, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, 79 巻 6 号 p. 619-627 (1993), https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.79.6_619
- 20) 原富啓: 連続めっきプロセス, *金属表面技術*, 33 巻, 10 号(1982).
<https://doi.org/10.4139/sfj1950.33.450>

- 21) 近藤隆明: 溶融めっきの現状と動向, *表面技術*, 42 巻, 2 号 p. 144-151 (1991).
<https://doi.org/10.4139/sfj.42.144>
- 22) 藤原俊朗, 金丸辰也, 中山元宏: 溶融 Zn の鋼ストリップへのロールコーティング機構,
表面技術, 46 巻 11 号, p.1060-1065 (1995). <https://doi.org/10.4139/sfj.46.1060>
- 23) 瀬沼武秀: 冷延鋼板の組織予測技術の現状と今後の展開, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol.
97, No. 4 (2011). <https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.97.187>
- 24) 三塚正志: 高温鋼材の冷却技術, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 79, No. 6 (1993).
https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.79.6_N405
- 25) Y. Zhang, Q. Cui, F. Shao, J. Wang and H. Zhao: Influence of Air-Knife Wiping on Coating
Thickness in Hot-Dip Galvanizing, *Journal of Iron and Steel Research, International*, Vol. 19,
Issue 6, Pages 70-78, (2012). [https://doi.org/10.1016/S1006-706X\(12\)60130-7](https://doi.org/10.1016/S1006-706X(12)60130-7)
- 26) K. Myrillas, P. Rambaud, J. M. Mategne, P. Gardin, S. Vincent and J. M. Buchlin: Numerical
modeling of gas-jet wiping process, *Chemical Engineering and Processing*, Vol. 68, pp. 26–31,
(2013). <https://doi.org/10.1016/j.cep.2012.10.004>
- 27) 金井洋, 長瀬孫則: ロールコーター, *色材協会誌*, 73 巻, 9 号, p. 458-465, (2000).
<https://doi.org/10.4011/shikizai1937.73.458>
- 28) 金井洋, 白垣信樹: カーテンコーターとロールコーター, *色材協会誌*, 85 巻, 5 号,
p.215-221, (2012). <https://doi.org/10.4011/shikizai.85.215>
- 29) M. Sasaki, W. J. Suszynski, M. S. Carvalho, L. F. Francis: Process limits in two-layer reverse
roll transfer, *J. Coat. Technol. Res.*, 10, pages 485–492 (2013). <https://doi.org/10.1007/s11998-012-9444-4>
- 30) 佐々木成人, 三宅勝, 中田直樹: リバースロールコーターにおける塗布安定条件に関
する基礎検討, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 100, No. 8 (2014).
<https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.100.992>
- 31) 板野重夫: 薄板を浮かして運ぶ, *バウンダリー (Boundary)*, Vol. 8, No. 11, (1992).
- 32) S. Hou, F. Hua, W. Lv, Z. Wang, Y. Liu and G. Wang: Hybrid Modeling of Flotation Height in
Air Flotation Oven Based on Selective Bagging Ensemble Method, *Mathematical Problems in
Engineering*, Volume 2013, Article ID 281523, (2013). <https://doi.org/10.1155/2013/281523>

第二章 ガスジェットノズルの幾何学的配置と冷却能力予測

2. 1 緒言

鉄鋼製造プロセスの焼鈍工程において、鋼帯の冷却には気体噴射による強制対流を利用して熱伝達を促進するガスジェット冷却が広く利用されている。ガスジェット冷却の利点は、焼鈍炉の還元性雰囲気ガスを循環利用することで酸化防止が図れること、水冷却による沸騰現象とは異なり冷却対象材の温度影響を受けにくいため冷却均一性に優れることなどが挙げられる。

ガスジェットの冷却能力は、生産性向上や鋼板の強度、加工性といった特性向上、添加合金コスト削減、設備のコンパクト化や省エネルギーなど様々な効果に影響するため、ノズル設計における冷却能力予測の重要性は高い。しかしガスジェット冷却能力へ影響する因子は、ノズル形状、配置、距離、ヘッド圧力、輻射など多岐にわたるため、その冷却能力を正確に予測することは容易ではない。

これまで、単一のノズルに関して冷却能力への影響因子について詳細に検討された報告は多く存在する。例えば K.S.Choo ら¹⁾は、圧力一定下でのノズル近接化による圧力損失の影響について検証している。また S.V.Prabhu ら²⁾は、ノズル先端の開口部の形状が冷却特性に与える影響について詳細に検討を行っている。

またノズルの幾何学的な配置を考慮する必要がある多孔ノズルの冷却能力について検証された事例も多く報告されている。例えば、実験的検証と形状関数を考慮し熱伝達係数の予測式を考案した Martin らの研究³⁾や大森らの実験⁴⁾などが多くの研究報告^{5,6)}において引用、検証されている。

ガスジェット冷却では、冷却能力向上のため冷却対象材へのノズル近接化が検討されることが多い。ブローの運転負荷を上げガス流量を増加し冷却能力を高めるよりも、エネルギーコストを節約できるという利点が理由である。しかし、流れの展開領域であるポテンシャルコア^{5,6)}が存在する領域での多孔ノズルの冷却特性について深く検証された事例は少ない。例えば、M.Attalla ら⁷⁾は、多孔ノズルのガスジェット冷却実験により、冷却対象材とノズル間の距離を H 、ノズル径を D とした場合、 $2 \leq H/D \leq 5$ の領域では熱伝達にほとんど影響がないと述べている。また V.Narayanan ら⁸⁾は、スリットノズルにおけるノズル近接化実験において、衝突噴流外側の乱流が熱境界層の非定常を引き起こし、熱伝達が促進していることについて言及している。

このように多孔ノズルのガス流れや冷却能力に関する検証事例は多数あり、冷却能力予測に関して多くの予測式が考案されているが、条件やノズル配置が限定的である場合が多

い。一方、Martin ら³⁾は、種々のノズルの形状（スリットや丸穴）や幾何学配置（千鳥配置や格子状配置）を考慮した体系的な予測式を考案しており、ノズル設計において実用上の観点から非常に有益と言える。

Martin らは、冷却実験からヌッセルト数、レイノルズ数、プラントル数とノズル形状関数（ノズル距離、径、配置等から成る）の関係を検証し、無次元特性式を提案している。多孔ノズルの無次元特性式は、複雑な数値伝熱流動解析を行うことなく簡易にガスジェット冷却の能力予測を行うことができるため利便性に優れる。しかしその適用範囲における誤差や精度、乖離の傾向などが十分に明らかにされているとは言い難い。

そこで本研究では、多孔ノズルにおけるガスジェット冷却能力の簡易予測式の精度向上を目的に、ノズル距離や配置、ノズル高さ、ノズル径、ノズル内形状を変更した冷却実験や数値解析を行い各因子の冷却能力への影響度を明らかにするとともに、Martin 予測式の精度検証を実施し、ガスジェット冷却能力の予測精度を向上するための指針を検討した。

2. 2 実験装置の概要及び実験方法

Fig.2-1 に本実験で用いたガスジェット冷却装置の概略を示す。元圧 0.6MPa の Air 配管からミストセパレーター、減圧弁を介して Air をノズルヘッドに供給した。ノズルヘッドは昇降式の架台に固定し、Air 噴射方向は重力方向逆向き、ノズル上部に冷却対象材を設置する架台を準備した。冷却対象材には、変態発熱の影響を無視できる SUS304（サイズ：L250×W100×t10[mm]）を使用した。

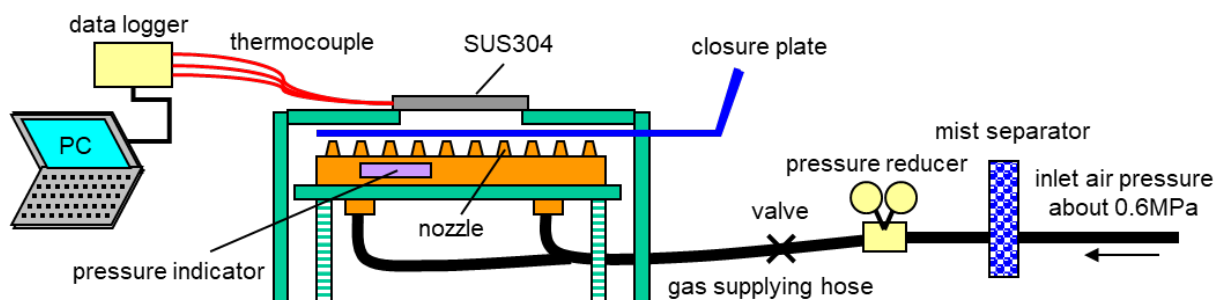


Fig.2-1 Schematic illustration of experimental setup.

次に実験手順を説明する。冷却対象材を加熱炉で 600℃まで昇温し、冷却ノズル上部に取り付けた架台に載せる。ノズルヘッドに取り付けた圧力計により内圧を確認し、ガス配管に取り付けたバルブで所定のヘッド圧力に調整する。冷却対象材の温度が 550℃に到達

すると同時に冷却対象材とノズル間に設置した遮蔽板を開放し、冷却を開始する。

冷却対象材温度は K 熱電対 ($\phi 0.5\text{mm}$) で測定した。冷却対象材内の熱電対の設置位置とノズル位置との関係を Fig.2-2 に示す。ノズルは、丸穴を短いピッチで直線状に連続配置したスリット状ノズルと各円形ノズル間の距離が均等になるよう千鳥状に配置した千鳥配置ノズルの 2 条件とした。熱電対は、冷却対象材側面に放電加工によって空けた $\phi 0.5\text{mm}$ の穴から導入し、ノズル直下およびノズル間 1/2, ノズル間 1/4 の 3 点において冷却対象材の冷却面から深さ 2mm の位置に設置した。得られた 3 点の平均温度の履歴を表面から深さ 2mm の面内における平均温度として、 $500\sim 300^\circ\text{C}$ 間における表面平均熱伝達係数を算出した。

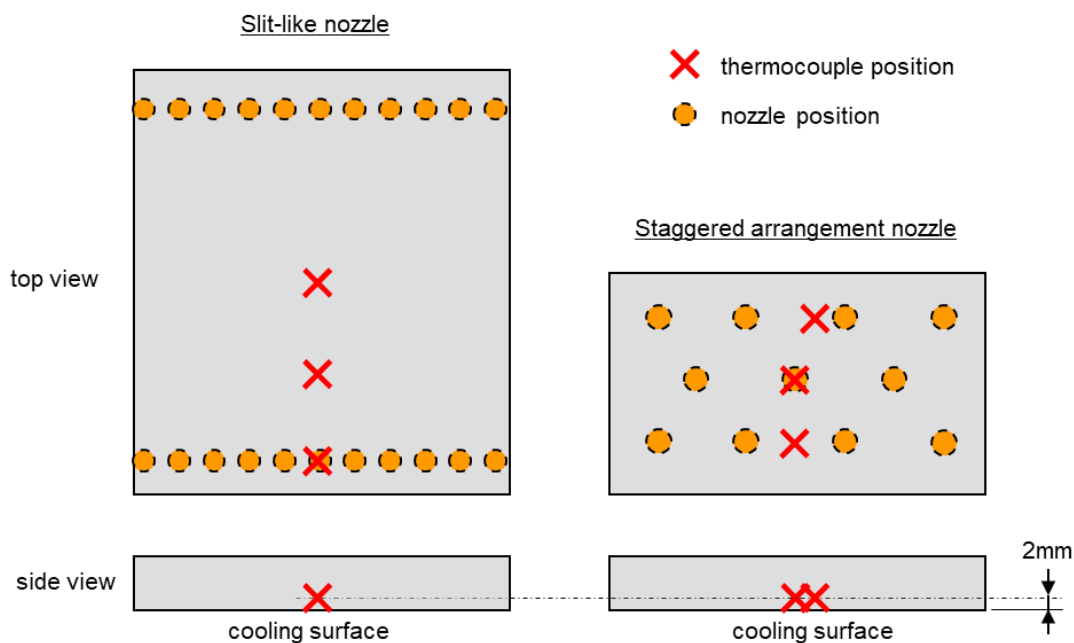


Fig.2-2 Thermocouple arrangement and nozzle position.

熱伝達係数算出における冷却対象材の温度計算には、輻射による熱伝達及びノズルが設置されていない面（裏面）の熱伝達を考慮した。輻射率は 0.8, 裏面の熱伝達係数は $11.63\text{W/m}^2\text{K}$ と定義した。本来、光沢のある SUS 表面の輻射率はより低い値となるが、本実験では SUS 材を 600°C 以上に加熱し繰り返し利用しているため、表面が酸化しブルーから黒味がかかった面となっており酸化面における輻射率⁹⁾に近い値である 0.8 を使用した。また鋼材の表面温度 $300\sim 500^\circ\text{C}$ の自然対流における熱伝達係数の最大値は $11.63\text{W/m}^2\text{K}$ 程度⁹⁾である。また夏場の冷房設備の無い屋内における実験であることから、外気および噴射する Air の温度は 30°C として取り扱った。

Table 2-1 に実験条件を示す。ノズルヘッド圧力は、CAL (Continuous Annealing Line)やCGL (Continuous Galvanizing Line)のガスジェット冷却で実用的に用いられる範囲である 3, 5kPa の 2 条件を設定した。ノズル配置と形状は、Fig.2-3 に示すように丸穴を短いピッチで直線状に連続配置したスリット状ノズルと、各ノズル間の距離が均等になるよう千鳥状に配置した千鳥配置ノズルの 2 種類を検証した。前者は、幅方向 (Fig.2-3 横方向) に狭い間隔でノズル穴が並んでおり、スリットノズル同様に幅方向の温度分布を均一にできる利点がある。後者は、幅方向のノズル間隔が大きいいため温度分布は生じやすいが、ノズルがそれぞれ等間隔で配置されているため、ノズル 1 本が冷却を担う範囲が最適化、つまりは衝突した噴流の横流れにより冷却される距離が各方向に対してほぼ同等となるため、冷却効率は高くなる。

Table 2-1 Experimental conditions.

Nozzle arrangement	Slit-like	Staggered arrangement
Pressure	3, 5 kPa	3, 5 kPa
Nozzle distance	10~30 mm	10~30 mm
Nozzle diameter	3.2 mm	4.0 mm
Nozzle shape	Circle	Circle
Nozzle pitch	Width direction: 5.6mm	Width direction: 28mm
	Length direction: 120mm	Length direction: 24mm

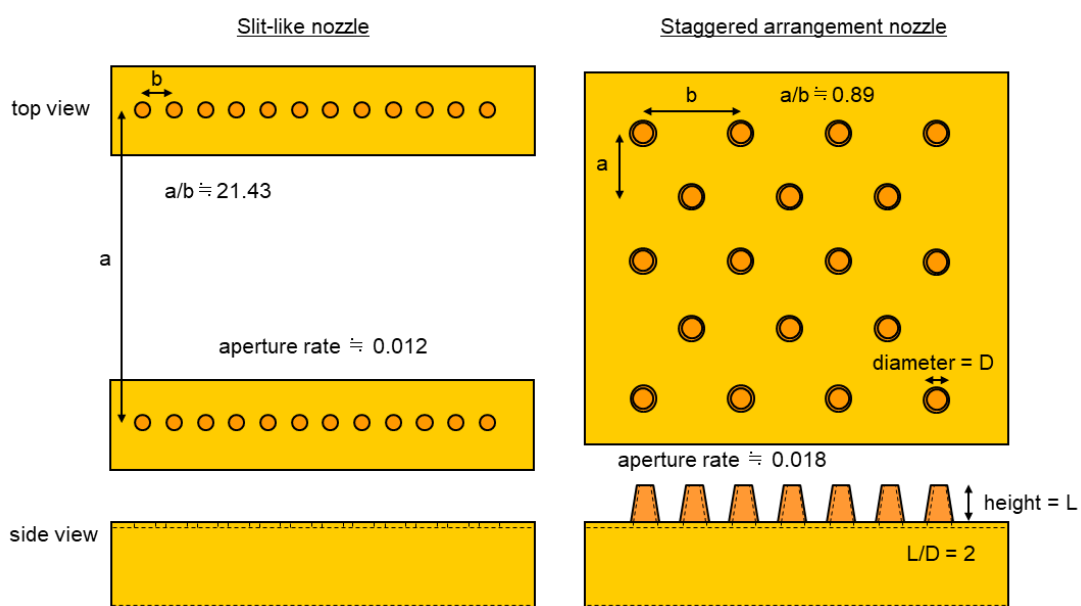


Fig.2-3 Nozzle arrangement and shape.

ノズルの開口面積率は、スリット状ノズル 0.012、千鳥配置ノズル 0.018 である。ここでノズルの開口面積率は、ノズル 1 本分のノズル開口面積／冷却対象面積で定義した。スリット状ノズルは、ノズルヘッドに肉厚 3.2mm の 25A 炭素鋼配管を使用し、丸穴 $\phi 3.2\text{mm}$ を 5.6mm 間隔で設けた。また千鳥配置のノズルは、先端が長く突出したノズルを箱形のノズルヘッドに取り付けた。突出したノズルは、ノズル高さ 10mm、ノズル基部の開口部 $\phi 6\text{mm}$ 、ノズル先端の開口部 $\phi 4\text{mm}$ のテーパ形状とした。テーパ形状のノズルは、ストレート形状のノズルと比較し圧力損失を低減できるため、ブローの運転負荷を軽減し同一ヘッド圧力においてガス流量を増やすことができる。また突出のない単純な丸穴ノズルと比較し、噴流の直進性が向上するため、速度減衰の影響を小さくできる。またノズル高さがあるためノズルヘッドと冷却対象材間の空間を広くとることができ、温度が上昇したガスの滞留を抑制し、排出を促進、冷却効率が高まるといった利点がある。欠点としては、突出テーパノズルは形状が複雑なためノズル製作においてコストがかかる。

一方、スリット状ノズルは多孔丸穴のため製作が容易である。更に通常のスリット開口ノズルと比較して、全幅開口形状ではないためノズルヘッドの強度が高く変形に強いといった利点がある。ただしこのような多孔丸穴のスリット状ノズルには熱伝達係数の予測式が存在しないため、新たに考察が必要である。

これら特徴を持った 2 種類のノズルを用いた冷却実験により冷却能力を検証し、各因子の影響度を把握、Martin の予測式との比較検証を実施することで、冷却能力予測の精度向上を試みた。

2. 3 ノズル種類の影響

2. 3. 1 実験結果及び考察

実験で得られた熱伝達係数を Martin の予測式と比較して Fig.2-4 に示す。 H はノズル先端－冷却対象材間の距離を示す。多孔のスリット状ノズルについては予測式が存在しないため、ノズル開口面積同等のスリットノズルと仮定し、スリット幅 1.436mm における Martin 予測式の計算値を Fig.2-4 に示している。

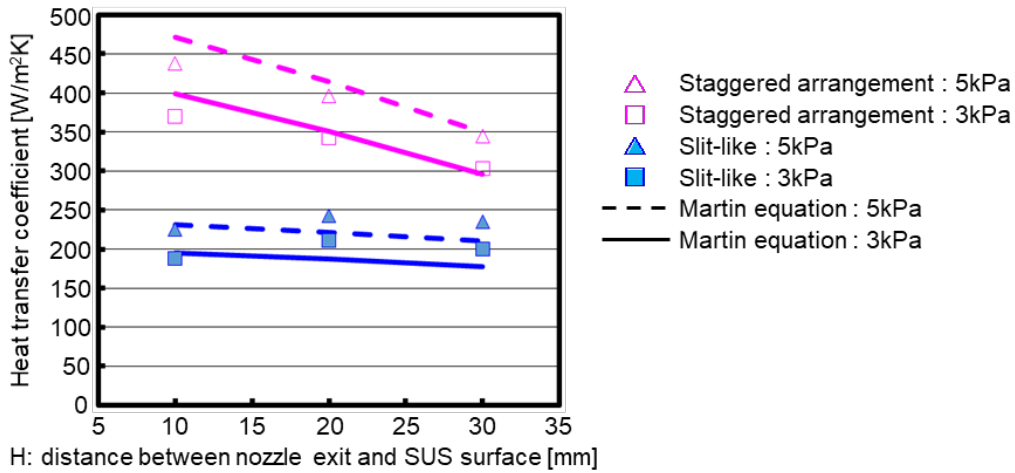


Fig.2-4 Comparison of heat transfer coefficient between experiment and Martin equation.

ここで、実験結果との比較検証に用いた Martin の無次元特性式について説明する。千鳥配置ノズルに関しては式(2-1)が、スリットノズルに関しては式(2-2)が、それぞれ $2000 \leq Re \leq 100000$, $1500 \leq Re \leq 40000$ の範囲で適用される。平均熱伝達係数 H_m についてはそれぞれ式(2-3), (2-4)で計算できる。

$$Nu_m = K \cdot \sqrt{f} \frac{1 - 2.2\sqrt{f}}{1 + 0.2\left(\frac{H}{D} - 6\right)\sqrt{f}} \cdot Re^{\frac{2}{3}} \cdot Pr^{0.42} \quad \dots(2-1)$$

$$Nu_m = \frac{2}{3} \cdot f_0^{\frac{3}{4}} \left(\frac{2 Re}{f/f_0 + f_0/f} \right)^{\frac{2}{3}} \cdot Pr^{0.42} \quad \dots(2-2)$$

$$H_m = \frac{Nu_m \cdot \lambda}{D} \quad \dots(2-3)$$

$$H_m = \frac{Nu_m \cdot \lambda}{B} \quad \dots(2-4)$$

ここで、 D はノズル直径、 λ はガスの熱伝導率、 Re はレイノルズ数、 Pr はプラントル数、 Nu_m は平均ヌッセルト数、 B はノズルスリット幅、 H_m は平均熱伝達係数である。

f, K はノズルの形状関数で、千鳥配置ノズルでは式(2-5), (2-8), スリットノズルでは式(2-6), (2-7)で表される。

$$f = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \left(\frac{D}{L} \right)^2 \quad \dots(2-5)$$

$$f = \frac{B}{L} \quad \dots(2-6)$$

$$f_0 = \left[60 + 4 \left(\frac{H}{2B} - 2 \right)^2 \right]^{-0.5} \quad \dots(2-7)$$

$$K = \left[1 + \left(\frac{H/D}{0.6/\sqrt{f}} \right)^6 \right]^{-0.05} \quad \dots(2-8)$$

ここで、 L はノズル間距離、 H はノズル先端と冷却対象材間の距離である。検証に用いたスリット幅 1.436mm、ノズル径 4mm の場合の各ノズル距離における形状関数 f , f_0 , K の値を Table 2-2 に示す。

またレイノルズ数の定義について以下に示す。

$$\text{Re} = \frac{wS}{\nu} \quad \dots(2-9)$$

ここで、 w はノズル出口でのガス速度、 ν は粘性係数である。 S は、千鳥配置ノズルでは $S=D$ 、スリットノズルでは $S=2B$ である。

Table 2-2 Numerical values of nozzle geometry function.

Nozzle distance	Slit-like B:1.436 [mm]		Staggered arrangement D:4 [mm]	
	f	f_0	f	K
10 mm	0.01197	0.12058	0.01851	0.99837
20 mm	0.01197	0.07942	0.01851	0.94465
30 mm	0.01197	0.05381	0.01851	0.85103

Fig.2-4 の実験結果において、スリット状ノズルに対し、千鳥配置ノズルの冷却能力が高いことがわかる。またヘッダ圧力の高い方が冷却能力は高くなっている。この結果は、ノズルの開口面積率や風量の大小の関係の通りで、妥当である。一方、ノズル近接化については、千鳥配置ノズルでは冷却能力が向上し、スリット状ノズルでは冷却能力が低下する現象が見られた。

Fig.2-4 における千鳥配置ノズルの Martin 式の計算結果は、ノズル直径 $\phi 4\text{mm}$ における値をプロットしている。実験と比較すると、絶対値は概ね一致しているが、ノズル近接化時の冷却能力の向上をノズル距離 10mm で約 10%過大に評価する結果となった。またノズル径は本来、縮流の影響を受けるパラメーターである。しかし Martin 予測式では実ノズル径で定義されており縮流は考慮されていない。本実験では、テーパ形状の突出ノズルを用いているため縮流の影響がほとんどない条件において、熱伝達係数が Martin 予測式と概ね一致する結果となった。

一方、多孔のスリット状ノズルについて Martin 予測式は、ノズル距離が離れた条件において実験よりも低い熱伝達係数を示した。またノズル近接化時、Martin 予測式は冷却能力が向上する傾向であるのに対し、実験ではノズル距離 10mm の熱伝達係数が最も小さかった。このように千鳥配置ノズルとスリット状ノズルにおいて、実験と Martin 予測式を比較すると熱伝達係数の絶対値及びノズル距離変更時の傾向に差異が生じることが明らかになった。またどちらのタイプのノズルにおいても Martin 予測式は、ノズル近接化による冷却能力向上効果を過大に見積もる傾向が見られた。この傾向に関して M.Attalla ら⁷⁾は、格子状配置ノズルの実験において $2 \leq H/D \leq 5$ の領域では H/D の比は熱伝達にほとんど影響しないと述べており、L.F.G.Geers ら¹⁰⁾も千鳥配置ノズルの実験において $H/D \leq 4$ の領域では、熱伝達がほとんど変化しないと述べていることから、実験結果の妥当性が高いと考える。

スリット状ノズルにおいて、Martin 予測式（スリットノズルの予測式）と比較し、実験における熱伝達係数が大きくなった原因として、縮流の影響が考えられる。大森ら⁴⁾は、多円孔ノズルと多スリットノズルの縮流比について、ノズルピッチのみに依存することを示し、次のように整理している。

多円孔ノズル

$$d/D = 12x_n^2 - 3.19x_n + 1 \quad x_n \leq 0.133 \quad \dots(2-10)$$

多スリットノズル

$$b/B = 11.1x_n^2 - 2.67x_n + 0.89 \quad x_n \leq 0.12 \quad \dots(2-11)$$

ここで、 d 、 b は真のジェット径、 D 、 B はノズル径、スリット幅、 x_n はノズルピッチ（単位 m）である。本実験におけるスリット状ノズル（多孔ノズル）の縮流比は約 0.98 となり、スリットノズルの縮流比は 0.73 となるため、両者の比は約 1.34 である。そこで Martin 予測式におけるスリット幅を $1.436[\text{mm}] \times 1.34 \doteq 1.92[\text{mm}]$ とした条件で計算すると、Fig.2-

5 に示す通りノズル距離 20, 30mm の実験結果とほぼ一致する。多孔丸穴のスリット状ノズルの冷却能力予測において、Martin 予測式 (スリットノズル) に縮流比を加味することで実際との乖離を縮小し、予測精度を向上できることがわかった。しかしノズル距離を 10mm に近接化した際の冷却能力が低下する現象については、縮流比の影響のみでは説明がつかない。

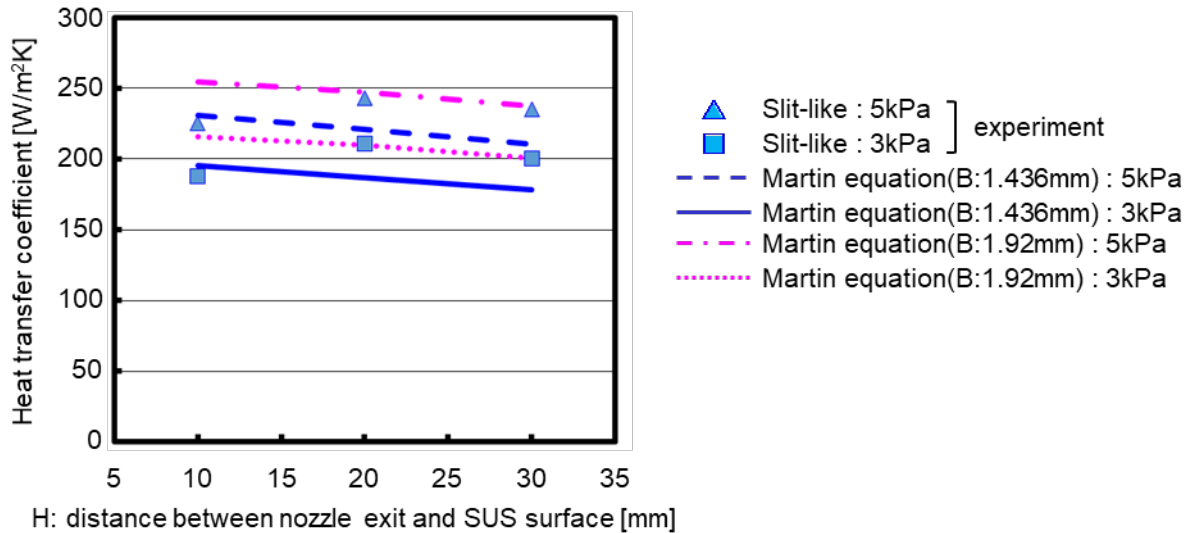


Fig.2-5 Comparison of heat transfer coefficient between slit-like nozzle experiment and Martin equation in case of two slit gap conditions.

Fig.2-6 にノズル直下、ノズル間 1/4 地点、ノズル間 1/2 地点における熱電対の温度測定結果を示す。比較のため各測定位置の 500°C 時を 0sec としている。ノズル直下では、ノズル距離 H が小さい 10mm の条件で最も冷却速度が速くなっている。しかしノズル間 1/4 地点、1/2 地点では、ノズル距離が大きい 30mm の条件が最も冷却速度が速くなっている。すなわち、スリット状ノズルにおけるノズル近接化時の冷却能力低下は、ノズル間の冷却能力低下が原因であることがわかる。鋼板の冷却は、噴流が衝突した後の鋼板に沿って流れる横流れによっても行われる。大森ら⁴⁾も示唆している通り、多孔ノズルではノズル間でもかなり大きな熱伝達が行われる。よってノズル間の冷却能力が低下すると、全体の平均熱伝達係数を大きく低下させることになる。

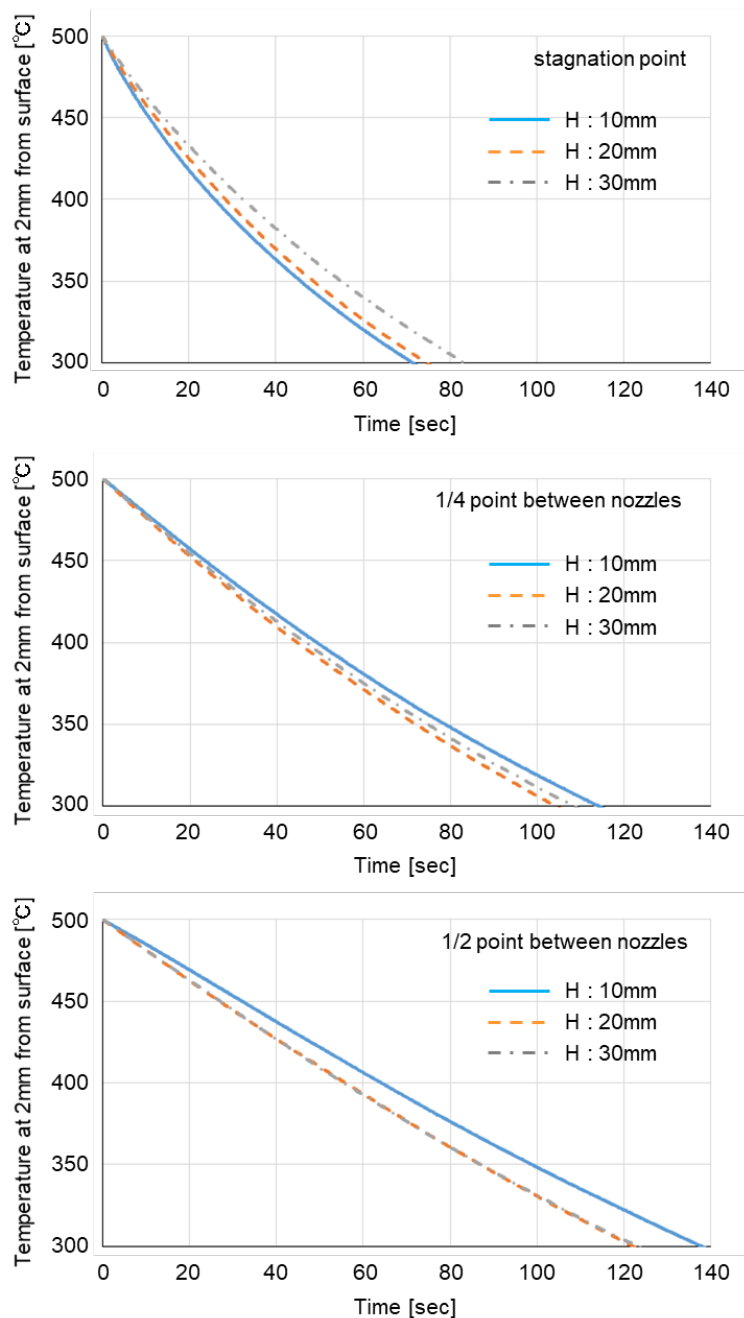


Fig.2-6 Temperature history in experiment (Slit-like nozzle: 3kPa).

次に千鳥配置ノズルにおけるノズル直下，ノズル間 1/4 地点，ノズル間 1/2 地点における熱電対の温度測定結果を Fig.2-7 に示す。こちらも比較のため各測定点の 500°C 時を 0sec としている。千鳥配置ノズルでは，ノズル直下やノズル間といった測定位置に関係なく，ほぼ同等の熱履歴となっている。またノズル距離が近いほど冷却速度が速くなっており，スリット状ノズルのように近接化によりノズル間の冷却速度が著しく低下する特徴は見られなかった。

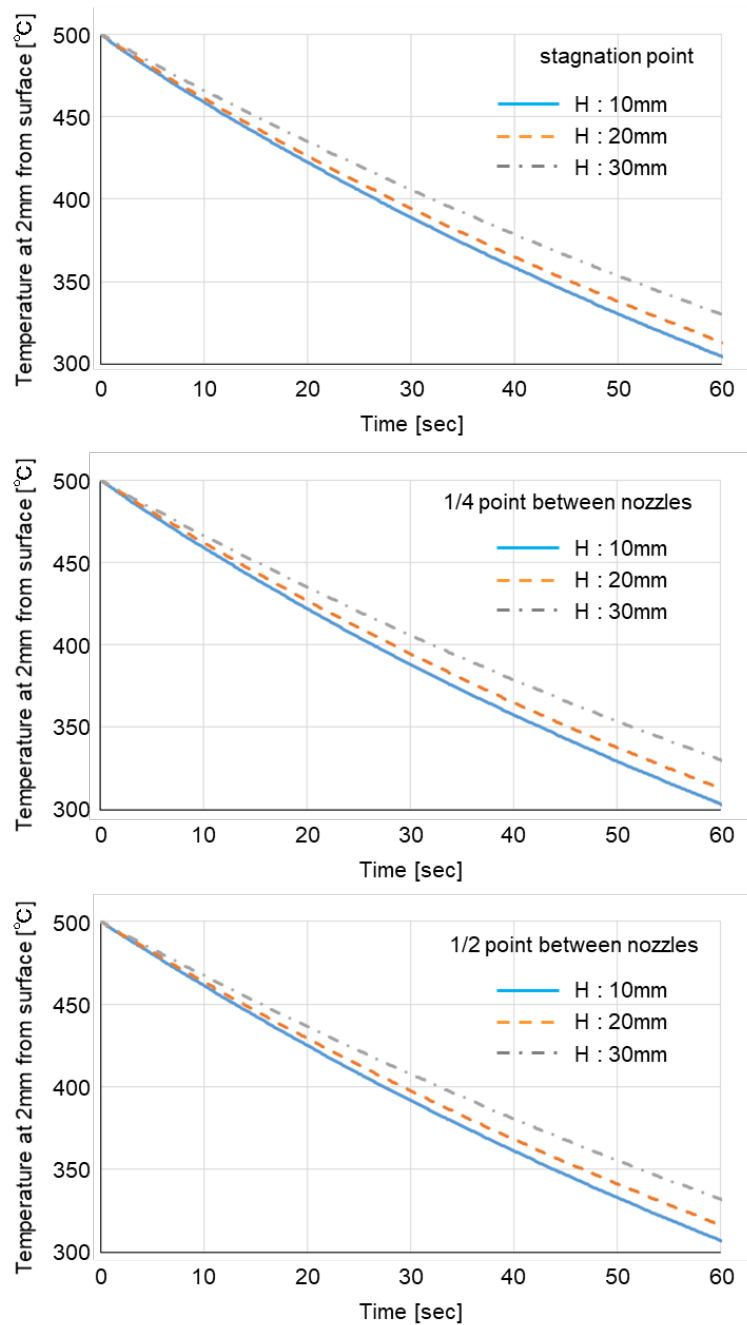


Fig.2-7 Temperature history in experiment (Staggered arrangement nozzle: 3kPa).

次に冷却対象材上のガス横流れによる冷却を評価するため、無次元数を用いた実験結果の整理を行った。強制対流の熱伝達をまとめるにあたり、一般的にレイノルズ数 Re とヌッセルト数 Nu を用いたデータ整理が行われる。今回、大森ら⁴⁾の整理と同様に、代表流速を噴流の衝突速度、代表長さをノズルピッチとして、次のように整理した。

$$Re_a = \frac{u_a \cdot x_n}{\nu} \quad \dots(2-12)$$

$$Nu_{av} = \frac{\alpha_{av} \cdot x_n}{\lambda} \quad \dots(2-13)$$

ここで、 u_a は噴流の衝突速度、 x_n はノズルピッチ、 ν は動粘性係数、 α_{av} は平均熱伝達係数である。なお噴流の衝突速度は、各ノズル距離における流速分布を熱線流速計により測定して求めた。測定したデータを 20 点の移動平均で整理した結果を Fig.2-8 に示す。スリット状ノズルは幅方向の平均風速を、千鳥配置ノズルはノズル径と同じノズル直下 4mm 間の平均風速をそれぞれ衝突風速と定義した。Re 数の計算に使用した衝突風速を Table 2-3 に示す。

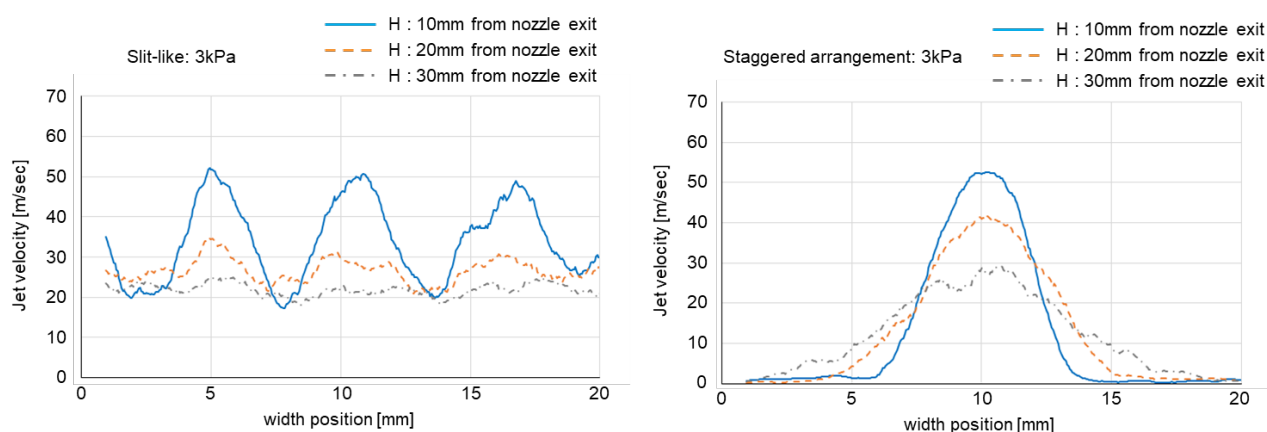


Fig.2-8 Jet velocity distribution of slit-like and staggered arrangement nozzle.

Table 2-3 Impingement jet velocities.

Nozzle distance	Slit-like		Staggered arrangement	
	3 kPa	5 kPa	3 kPa	5 kPa
10 mm	34.38 m/sec	44.44 m/sec	44.72 m/sec	57.32 m/sec
20 mm	27.12 m/sec	34.32 m/sec	36.40 m/sec	48.29 m/sec
30 mm	21.95 m/sec	27.22 m/sec	25.90 m/sec	37.18 m/sec

スリット状ノズルと千鳥配置ノズルの Re, Nu の関係を整理した結果を Fig.2-9 に示す。グラフは両対数表示であり、各条件の Re, Nu をヘッダ圧力 5kPa, ノズル距離 10mm の条件における Re, Nu の比として規格化した。スリット状ノズルでは、実験結果が一本の線

上に乗っていないことがわかる。これは鋼板に沿って流れるガスの横流れによって熱伝達が効率的に行われていないことを示している。一方、千鳥配置ノズルでは、ガス圧力、ノズル距離の異なる実験結果が一本の線上に乗っていることがわかる。これは鋼板に沿って流れるガスの横流れによって熱伝達が効率的に行われていることを示す根拠となる。このようにスリット状ノズルでは、ノズル間の熱伝達が低下するため平均熱伝達係数が低下していることが明らかとなった。

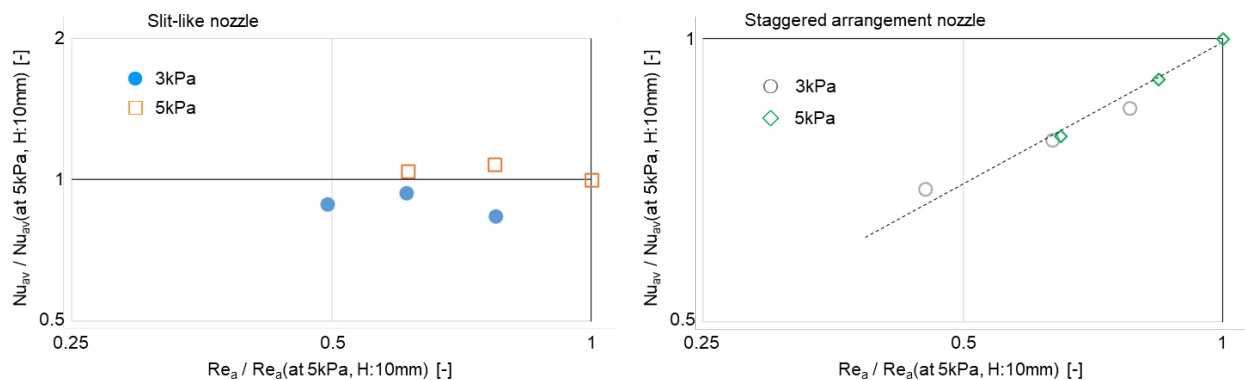


Fig.2-9 Correlation of Nusselt number and Reynolds number of Slit-like and staggered arrangement nozzle.

2. 3. 2 スリット状ノズルの数値解析

実験結果からスリット状ノズルでは、ノズル近接化時にノズル間の熱伝達が低下し、冷却能力が低下することがわかった。そこでノズル間の熱伝達低下のメカニズムを解明するため、数値伝熱流動解析を実施した。解析条件を Fig.2-10 に示す。スリット状ノズルの実験と同等の条件である。ノズル間及びノズル中心で対称であることから、対称境界を適用した三次元モデルとした。ノズルは $\phi 3.2\text{mm}$ 丸穴で、内部に 3kPa の圧力境界を設けた。ノズル距離は 10, 20, 30mm の 3 条件とした。また解析において計算領域境界の影響を受けにくくするため、計算領域は冷却対象材の SUS 端部から上下横それぞれ十分に広く設定した。周囲境界条件は、自由流出流入境界とした。メッシュは、polyhedral メッシュを使用し、総メッシュ数はノズル距離 30mm の条件で最大約 78 万メッシュ、鋼板表層部の最小メッシュ幅は 100 μm である。なお計算には汎用解析ソフト ANSYS FLUENT v17.1 を使用した。

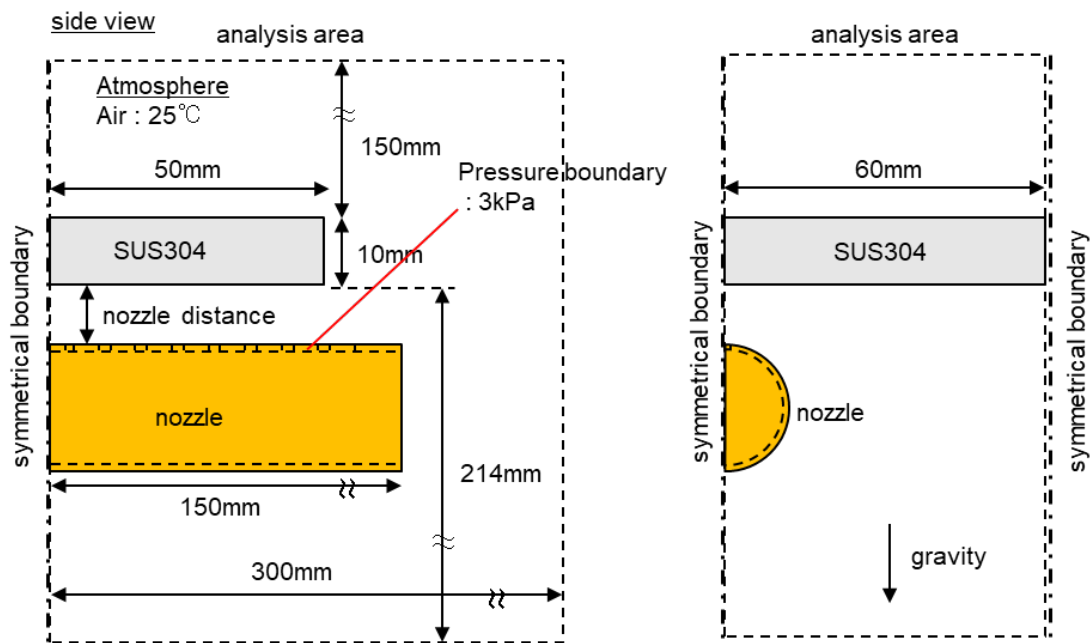


Fig.2-10 Analysis condition of slit-like nozzle.

計算モデル概要を以下に示す。

- ・ 非圧縮性流体の非定常計算
- ・ 乱流考慮(Realizable k- ϵ モデルを適用)
- ・ 標準壁関数(EWT)を使用
- ・ 重力考慮

ガスは実験同様に Air を使用した。Air 密度は incompressible ideal gas を適用し、比熱は 1006.43J/kgK で一定とした。熱伝導率、粘性係数は温度影響を考慮した。SUS 比熱および熱伝導率も温度影響を考慮した。簡単のため、放射の影響は考慮していない。以上の条件で、鋼板初期温度 500°Cからの数値伝熱流動解析を実施した。

解析結果の鋼板表面温度履歴を Fig.2-11 に示す。比較のためノズル距離 10mm における実験結果を併記する。実験結果は、鋼板表層から深さ 2mm 位置における熱電対の測定値であり、ノズル直下においては解析結果（表層温度）より高い温度となっているが、ノズル間においては解析結果の冷却速度の方が遅くなっている。解析は非定常での数値伝熱流動解析を実施しており、渦の発生、発達、消滅に伴う熱伝達及び非定常性をある程度再現できているが、ノズル間の対称性を考慮した計算領域を設定しているため、対称境界では表現できないスケールの渦の発生に伴う熱伝達を考慮できずノズル間の熱伝達を過小評価している可能性があると考えられる。またノズル直下のよどみ領域における流れの境界層厚

みはノズル径の百分の一程度とも言われており⁵⁾, 最小メッシュ幅が大きいことが影響している可能性も考えられる。ただし以下の理由により, 傾向については実験現象を良く再現できていると考える。

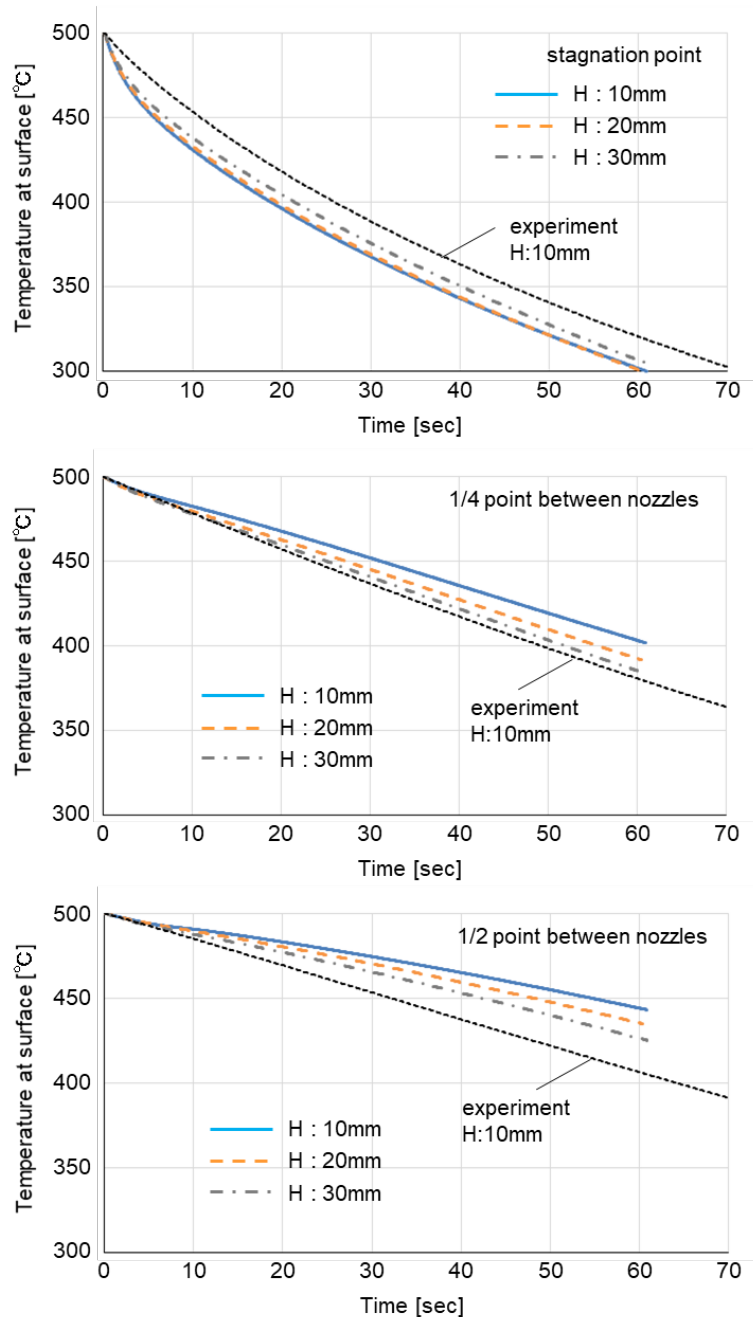


Fig.2-11 Temperature history in analysis (Slit-like nozzle: 3kPa).

解析結果はノズル直下では, ノズル距離 30mm に対し 10mm と 20mm の冷却能力が高いが, 10mm と 20mm との差はほとんどない。ポテンシャルコアの領域で速度減衰の影響

がほとんどないことが要因と考える。一般的にポテンシャルコアの長さは二次元噴流でノズル径 D に対し $5D \sim 6D$ 程度^{11,12)}とされている。それより離れたノズル距離 30mm では速度減衰の影響で冷却能力が低下している。これらの傾向は実験結果 Fig.2-6 と概ね一致している。

またノズル間 1/4 点, 1/2 点では, ノズル距離が大きいほど冷却能力は向上していることがわかる。これも実験結果と傾向は一致しており, 解析結果は実現象を高い精度で再現できていると考える。

ここで流れの解析結果を整理するにあたり, 衝突噴流^{5,6)}の特徴について, Fig.2-12 を用いて説明する。ノズルから一様の速度で噴射された噴流は, 周囲雰囲気と混ざり合いながら幅が広がり, 質量保存とエネルギー保存則に従って, 緩やかな速度分布となっていく。この領域は流れの展開領域と呼ばれ, 内部には噴射初期の平均速度が全く衰えないくさび型形状のポテンシャルコアと呼ばれる領域が存在する。流れが壁面に達すると, ノズル軸方向の速度成分は急速に減少し, 冷却対象面と平行方向の流れ(壁面噴流)へと変化する。

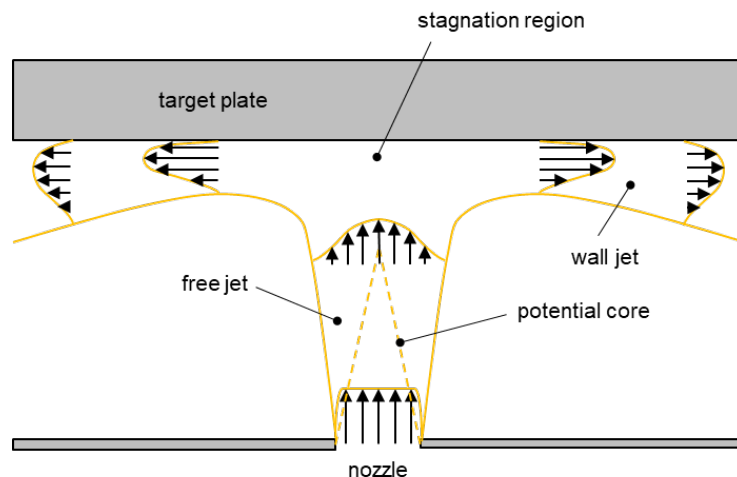


Fig.2-12 Schematic illustration of the flow characteristics of an impinging jet.

ノズル近接化時のノズル間での冷却能力の低下原因について検証するため, 鋼板面上幅方向における平均流速を整理した結果を Fig.2-13 に示す。横軸は長手方向位置で, 0mm がノズル直下である。ノズル直下ではノズル距離が近いほど壁面噴流の流速が大きいことがわかる。しかしノズル直下から 10mm 長手方向に離れた地点では逆転し, ノズル間ではノズル-鋼板間距離が離れるほど平均流速が大きくなっていることがわかる。そしてノズル間 1/2 地点 (長手方向 60mm 位置) では流速の差がほとんどなくなっている。このようにノズル間では, 横流れの速度低下が大きいいため, 鋼板に沿った流れによる熱伝達が低下し,

冷却能力が低下している。ノズル近接化時の衝突流速は大きいにも関わらず横流れの速度低下が大きくなった原因として、幅方向の流れの干渉が影響していると考える。

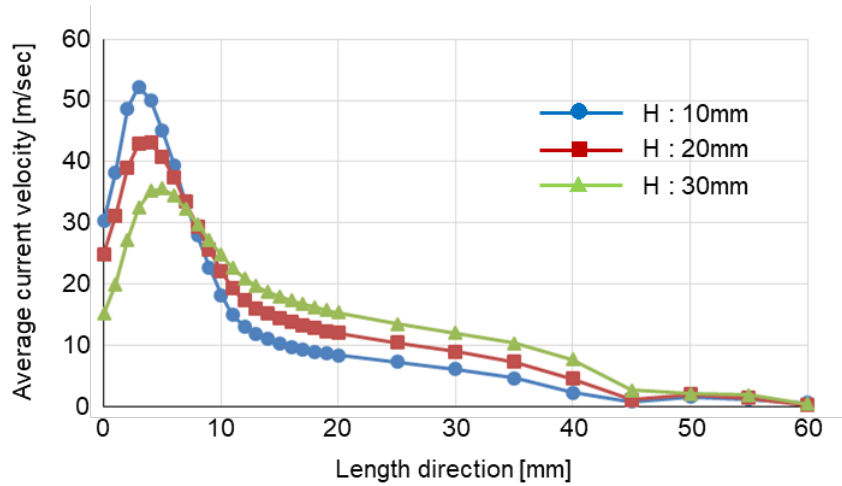


Fig.2-13 Current velocity distribution on cooled surface (Slit-like nozzle).

幅方向の流れの干渉について、Fig.2-14を用いて説明する。多孔ノズルにおいてノズルと冷却対象材間の距離が離れている場合、単一ノズルから噴射された噴流は左図のように合体し均一化するが、ノズル距離が近いと噴流は右図のようにポテンシャルコアを維持した状態で大きく拡散することなく鋼板に衝突する。すると幅方向の短いピッチ間での横流れの衝突が発生し、横流れの成分が打ち消され、長手方向への鋼板に沿った流れ速度ポテンシャルの減少が発生する。これはFig.2-8の流速分布測定結果から、ノズル距離10mmでは噴流は均一化しておらず速度分布を保った状態であることから示唆される。

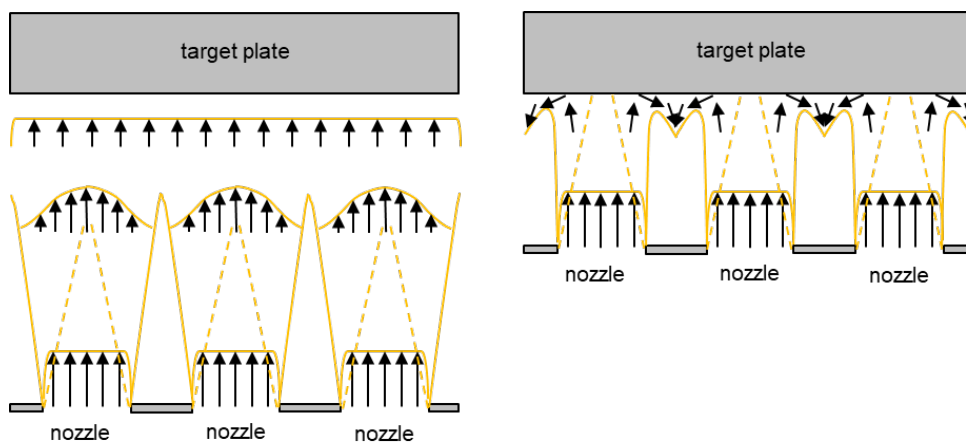


Fig.2-14 Flow characteristics by distances between nozzle and cooled surface.

また P.Grenson ら¹³⁾は、130°Cの Air ジェットによる実験ではあるが、 $H/D=3$ の条件においてノズル直下からの距離を r とした場合、横流れの速度成分が $r/D \doteq 1.5 \sim 1.7$ の領域で加速されることを示している。本実験における幅方向のノズル間位置は $r/D=0.875$ であり壁面噴流が完全に発達する前、すなわちノズル軸方向の速度が冷却面に平行な方向の流れに完全に遷移する前に流れの干渉を起こしており、鋼板に沿った流れ速度ポテンシャル低下に影響を及ぼしたと考えられる。

以上の考察から、多孔のスリット状ノズルにおけるノズル近接化時の冷却能力低下現象のメカニズムが明らかになった。

2. 3. 3 千鳥配置ノズルの数値解析

千鳥配置ノズルについてもノズル間での冷却能力低下といったスリット状ノズルと同様の現象が起きていないか検証を行うため、数値伝熱流動解析を実施した。解析条件を Fig.2-15 に示す。千鳥配置ノズルの実験と同等の条件である。ノズルを中心に対称であることから、対称境界を適用した三次元モデルとした。ノズルはテーパ形状の突出ノズルで高さ 10mm、先端は丸穴 $\phi 4$ mm で、内部に 3kPa の圧力境界を設けた。ノズル距離は 10, 20, 30mm の 3 条件とした。また解析において計算領域境界の影響を受けにくくするため、計算領域は冷却対象材の SUS 端部から上下横それぞれ十分に広く設定した。周囲境界条件は、自由流出流入境界とした。メッシュは、polyhedral メッシュを使用し、総メッシュ数はノズル距離 30mm の条件で最大約 136 万メッシュ、鋼板表層部の最小メッシュ幅は 100 μ m である。その他の条件は、スリット状ノズルの解析と同様である。

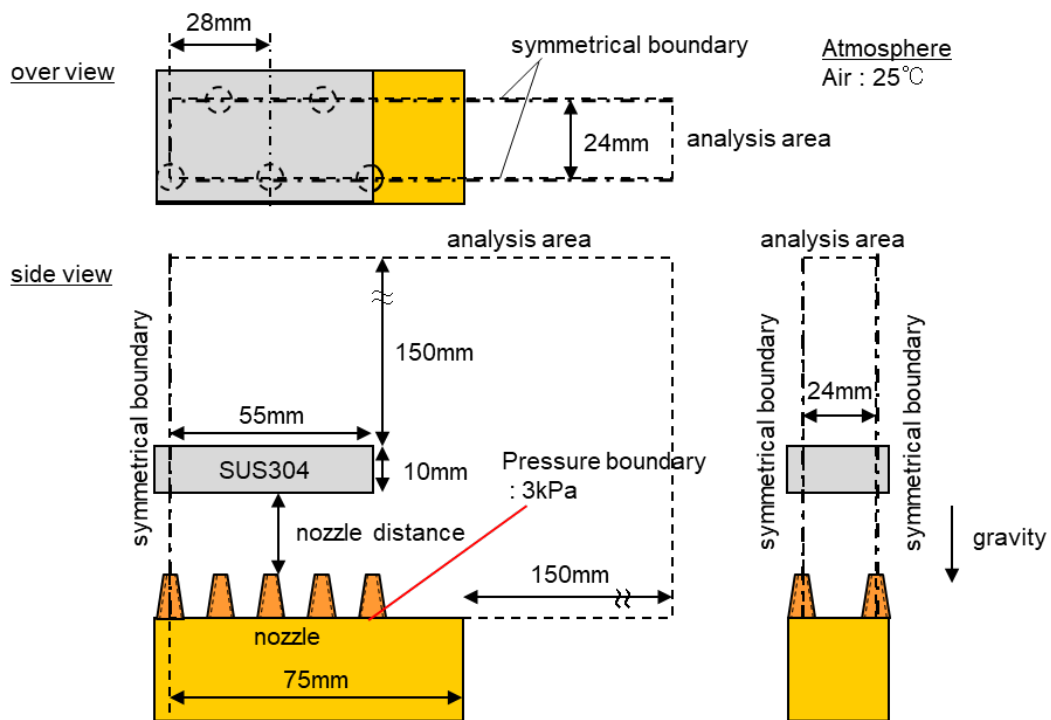


Fig.2-15 Analysis condition of staggered arrangement nozzle.

鋼板表面の温度履歴解析結果を Fig.2-16 に示す。またノズル距離 10mm における実験結果（表層から 2mm 位置の熱履歴）を比較として示す。スリット状ノズルの結果と同様に、ノズル間では解析結果の冷却速度の方が遅くなる傾向が見られた。これもノズル配置の対称性を考慮した対称境界条件では表現できない渦流れ構造の発生に伴う熱伝達を過小に評価している可能性やメッシュ幅の影響があると考えられる。ただし以下の理由から、実験現象を良く再現できていると考える。

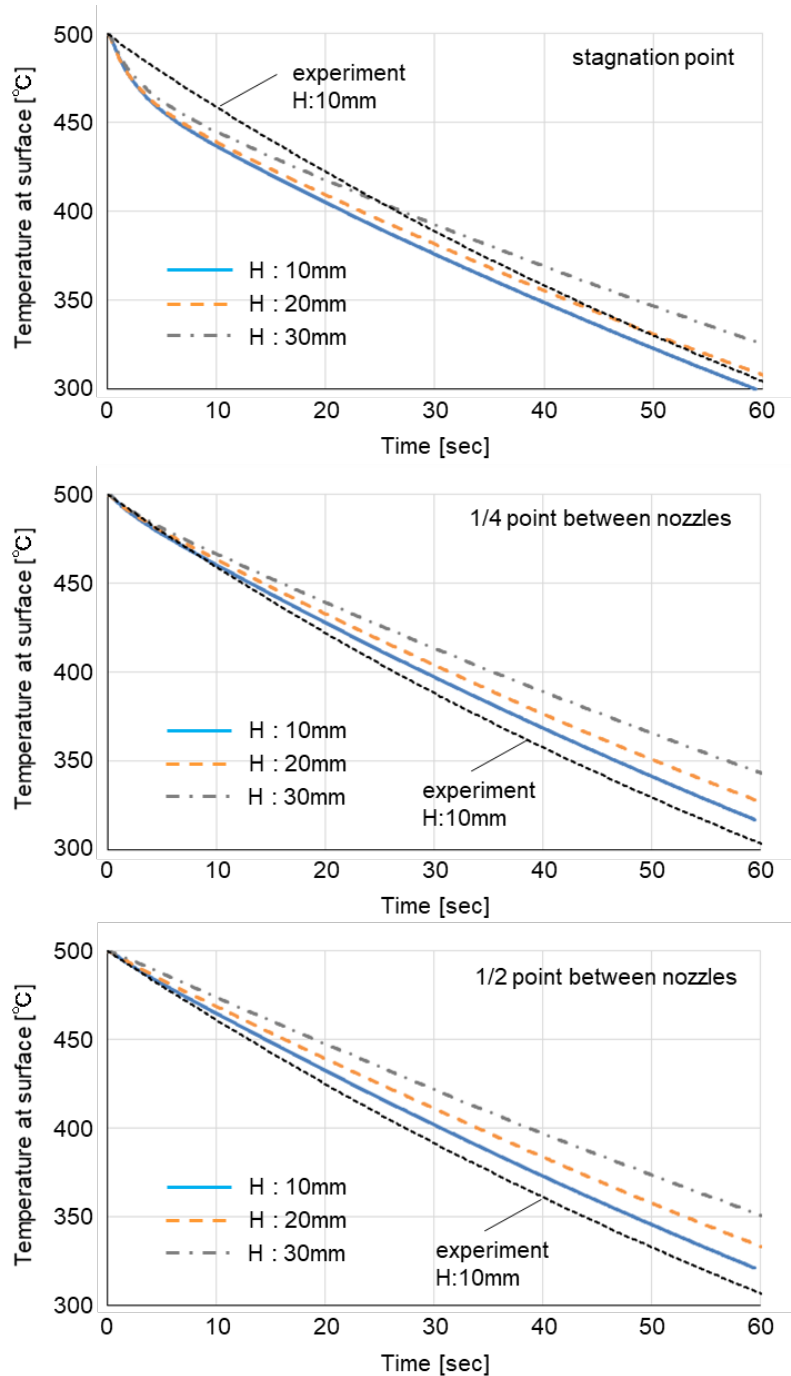


Fig.2-16 Temperature history in analysis (Staggered arrangement nozzle: 3kPa).

解析結果では、冷却開始からノズル直下、1/4点、1/2点で冷却能力の違いから温度差（温度分布）が生じるが、どの測定位置においてもノズル距離 H が近いほど冷却効率が高くなる結果であった。これは実験結果 Fig.2-7 と同傾向は一致しており、解析結果は実現象を良く再現できていると考える。

ノズル間の鋼板表面の流速の影響を検証するため、ノズル中心から同一距離における地

点の平均流速（同心円上の平均流速）を整理した結果を Fig.2-17 に示す。ノズル直下（0mm 位置）はよどみ点となるため流速は低下するが、ノズルを近接化するほどノズル直下近傍の最大流速が大きくなっていることがわかる。またノズル間においてもノズルを近接化するほど流速が大きくなっていることがわかる。ノズル間のノズル直下から 14mm 付近で一部、ノズル距離 20,30mm に対しノズル距離 10mm の条件で流速が低下し、鋼板上の流速が逆転する現象が見られた程度で、大部分で近接化するほど鋼板上の流速は増加する傾向であった。

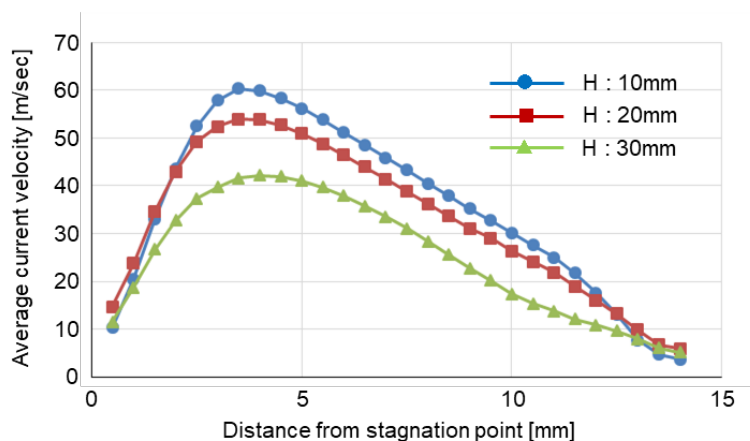


Fig.2-17 Current velocity distribution on cooled surface (Staggered arrangement nozzle).

千鳥配置では、ノズルを近接化するほど冷却能力が向上するという実験結果の通り、ノズル間の流速も増加する結果となった。しかしノズル近接化による鋼板上の流速増加効果は、30→20mm と比べ 20→10mm では若干低下している。これはノズル距離 30mm では速度減衰の影響で衝突流速が大きく低下しているが、20mm では速度減衰の影響をあまり受けておらず、ノズル距離 10mm に近い衝突流速を維持できているためと言える。

ノズル距離 20mm はノズル径 4mm の 5 倍であり、ポテンシャルコアの領域である。そのため速度減衰の影響が小さく、ノズル距離 20→10mm 近接化時の冷却能力向上効果も小さくなったものと考えられる。このことは千鳥配置ノズルのノズル近接化時の冷却能力向上効果における実験結果と Martin 予測式の乖離において、ポテンシャルコア領域の存在を考慮する必要性を示唆していると考えられる。

2. 4 ノズル突出高さの影響

前節までの検討で、スリット状ノズルのノズル近接化時の冷却能力低下についてメカニ

ズムが解明できた。一方、千鳥配置ノズルの実験結果と Martin 予測式とのノズル近接化時の乖離については、ポテンシャルコアを考慮する必要性が示唆されたが、他の要因がないか一部疑問が残る。例えばノズル近接化時の圧力損失の増大については、圧力損失が増大する(ノズル距離 H)/(ノズル径 D)の比は 1 未満という報告¹⁾もあり、本実験条件 $H/D \geq 2.5$ では圧力損失増大の影響は考えにくい。

他要因として、ノズルヘッドからの輻射の影響を受けたことにより冷却対象材の冷却が阻害された可能性が考えられる。そこで輻射の影響を検証するためノズルヘッド面と冷却対象材間の距離を変更、つまりノズル突出高さを変更して冷却実験を実施した。実験には千鳥配置ノズルを使用し、ノズル直径 D は $\phi 4\text{mm}$ とした。

ノズル突出高さを変更した実験の熱伝達係数結果を Fig.2-18 に示す。ここで H はノズル距離を表す。ノズル高さ 0mm の条件では、突出ノズルと比較し各ノズル距離において熱伝達係数が 10%程度低下している。これは縮流の影響により突出ノズルと比較し流量が低下したことが原因である。突出ノズルはテーパ形状のため、縮流の影響は小さい。Fig.2-4 でテーパ形状の突出ノズルを用いた千鳥配置ノズルと Martin 予測式が概ね一致していることからわかるように、縮流の影響が大きい単純な丸穴ノズルの場合、Martin 予測式は冷却能力を 10%程度過大に評価すると言える。

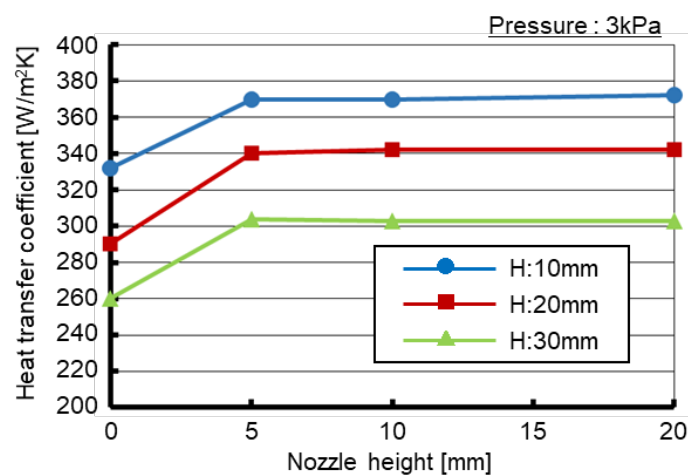


Fig.2-18 Effect of nozzle length on heat transfer coefficient.

またノズル距離 10mm と比較しノズル距離 20, 30mm では、ノズル高さを 5~20mm から 0mm に変更した際の熱伝達係数の低下量がわずかに大きくなっている。これはノズルと冷却対象材間の距離が離れていることにより、噴流の直進性の高い突出ノズルと比較し、ノズル高さ 0mm の丸穴ノズルは速度減衰の影響を強く受けることが原因と考えられる。

またノズル突出高さ 5mm 以上では、熱伝達係数にほぼ変化が見られなかった。このことからノズル高さを 5mm から 20mm に変更した 15mm 間におけるノズルヘッドからの輻射の影響による冷却能力低下はほとんどないと言える。一方で、厳密にはノズル高さ増加に伴う圧力損失の増加を考慮しておく必要がある。そこでノズル高さ延長による圧力損失を検証するため、円管内の定常流における管壁との摩擦による圧力損失を求めるダルシー・ワイズバッハの式¹⁴⁾を用いて計算した。

$$\Delta P = \lambda \frac{L}{d} \cdot \frac{\rho V^2}{2} \quad \dots(2-14)$$

ここで λ は管摩擦係数、 L は管長、 d は管径、 ρ はガス密度、 V は流速である。乱流の管摩擦係数はブラジウスの式¹⁴⁾で求めることができる。

$$\lambda = 0.3164 \text{Re}^{-0.25} \quad \dots(2-15)$$

ヘッド圧力 3kPa 時の理論噴射流速は約 70.9m/sec であり、管径 5mm 位置での流速は約 45m/sec となる。ノズルはテーパ形状のため、式(2-14)で単純に管壁摩擦による圧力損失を決定することはできないが、平均管径である 5mm を用いて簡易に計算すると、長さ 15mm で 100Pa 程度の圧力損失となる。これは熱伝達係数換算で数 W/m²K 程度の低下にしかならない圧力損失である。ノズル高さ増加 5→20mm による圧力損失は極僅かであり、やはり輻射の影響は極僅かであったと結論付けられる。実験結果 Fig.2-4 からは、千鳥配置ノズルの近接化時、Martin 予測式と実験は 20~30W/m²K 以上の乖離が生じており、輻射の影響で生じた乖離とは言い難い。よって実験範囲において、Martin 予測式は、千鳥配置ノズルにおけるノズル近接化時の冷却能力を過大評価する傾向にあると言える。

2. 5 ノズル径とノズル間隔の影響

次にノズル径とノズル間隔の影響について検証するため、ノズル開口面積は同一で、小径ノズルを密に並べた条件と大径ノズルを疎に並べた条件を比較した。配置は千鳥配置とし、大径ノズルについては Table 2-1 に示す仕様とした。また小径ノズルの直径は ϕ 2mm、幅方向のノズル間隔は 14mm、長手方向は 12mm に設定した。どちらのノズルも突出高さは 20mm、ノズル開口率は同一（約 0.018）とした。実験と Martin 予測式で計算した熱伝

達係数結果を Fig.2-19 に示す。Martin 予測式で用いたノズル径は、縮流を考慮せず実ノズル径を用いた。ノズル距離 H を 10mm から 20mm に変更する条件で、各ノズルの冷却能力が逆転する現象について、実験と Martin 予測式で良く一致した。しかしノズルを近接化した場合、やはり Martin 式では冷却能力の向上効果を若干過大に評価し、実験値との乖離が増加する傾向が見られた。Martin 式では、多孔ノズルの適用範囲として H/D (ノズル距離/ノズル径) の範囲を $2 \leq H/D \leq 12$ と定めている。本実験結果からは、 $H/D \leq 5$ の領域で乖離が増大する傾向にあることを示している。 $H/D \approx 5 \sim 6$ はポテンシャルコアが消滅し、噴流の展開領域から完全発達領域へと遷移する領域である。二次元衝突ジェットの特徴は $H/D \approx 5$ 付近から急激に変化することが知られており¹²⁾、衝突後の横流れを含め流れは急激に変化する。そのため冷却能力においても $H/D \approx 5$ 付近を境界に変化すると考えられ、Martin 式における $H/D \leq 5$ の領域では、 $5 < H/D \leq 12$ に対し何らかの補正を行う必要があると言える。ノズル近接化時の Martin 予測式と実験との乖離は、冷却対象材に衝突するジェットの特徴の変化が主要因である可能性が高いと結論付けられる。

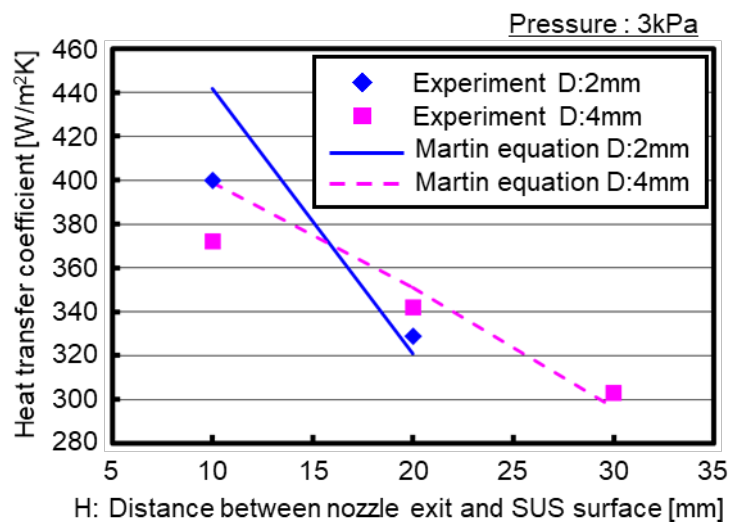


Fig.2-19 Effect of nozzle diameter and geometry.

2. 6 小括

ガスジェット冷却における冷却能力を簡易且つ精度良く予測することを目的に、ノズル配置、距離、高さ、形状を変更したガスジェット冷却実験及び数値伝熱流動解析を実施した。各因子の影響度を把握し、ガスジェットの熱伝達係数の簡易予測式として知られている Martin の無次元特性式³⁾との比較検証を行った結果、以下の知見が得られた。

- 1) 本研究で検討した多孔のスリット状ノズルでは、噴流の展開領域であるポテンシャルコアの存在する領域へのノズル近接化に伴い、ノズル間の熱伝達効率が著しく低下するため平均熱伝達係数が低下する。
- 2) 多孔のスリット状ノズルの能力予測について、Martin 予測式（スリットノズルの予測式）におけるスリットノズルと多孔ノズルの縮流比の差異を補正することで、冷却能力の予測精度が向上する。
- 3) 多孔のスリット状ノズルの数値伝熱流動解析の結果、ノズル近接化によりノズル間における鋼板上のガス流速が低下していることがわかった。これは短いピッチで並んだ各ノズルからの噴流が十分に均一化する前に鋼板に衝突、干渉し、鋼板上の横流れの速度ポテンシャルが低下することが原因であると示唆される。
- 4) 多孔の千鳥配置ノズルでは、ノズル近接化に伴い熱伝達係数は増加するが、ノズル距離/ノズル径 ≤ 5 への近接化に伴い、実験と Martin 予測式の乖離は増加する。すなわち、Martin 予測式はノズル近接化に伴う熱伝達係数向上の効果を過大に評価する傾向がある。
- 5) ノズル高さの影響を検証した結果、突出の無い丸穴ノズルでは縮流の影響で冷却能力が低下し、突出ノズルではノズル高さ変更による冷却能力の変化はほとんどなかった。これはノズルヘッドからの輻射の影響がほとんどないことを意味しており、ノズル近接化時の Martin 予測式と実験との乖離について、輻射が主要因ではないことを示している。
- 6) ノズル径とノズル間隔の影響を検証した結果、小径ノズルを密に並べた条件でもノズル距離/ノズル径 ≤ 5 の領域へのノズル近接化時に Martin 予測式と実験の乖離が増加した。これは噴流の展開領域における Martin 予測式の補正の必要性を示唆するものである。
- 7) Martin 予測式は、ガスジェットの熱伝達係数の絶対値及び変化の傾向をある程度の精度で予測することができるとわかったが、縮流や圧力損失による流速低下、速度減衰、

ポテンシャルコア領域への近接化時の補正を考慮することで、更なる高精度化を図ることができる。

これら知見は、ノズル近接化時の高速冷却能力を精度良く予測し、ノズル形状および配置を最適化することで、ガスジェット冷却工程の高能率化に寄与するものである。

参考文献

- 1)K.S.Choo and S.J.Kim: Comparison of thermal characteristics of confined and unconfined impinging jets, *Int.J. Heat Mass Transf.*, **53**(2010), 320.
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.02.023>
- 2)S.V.Prabhu, P.Gulati and V.Katti: Influence of the shape of the nozzle on local heat transfer distribution between smooth flat surface and impinging air jet, *Int.J. Therm. Sci.*, **48**(2009), 602.
<https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2008.05.002>
- 3)H.Martin: Heat and Mass Transfer between Impinging Gas Jets and Solid Surfaces, *Adv. Heat Transf.*, **13**(1977), 1. [https://doi.org/10.1016/S0065-2717\(08\)70221-1](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70221-1)
- 4)S.Oomori: ガスジェットクーリングの冷却能力, *Mitsubishi Heavy Ind. Tech. Rev.*, **9**(1972), 380.
- 5)B.Weigand and S.Spring: Multiple Jet Impingement – A Review, *Heat Transf. Research*, **42**(2011), 101
- 6)N.Zuckerman and N.Lior: Jet Impingement Heat Transfer: Physics, Correlations, and Numerical Modeling, *Adv. Heat Transf.*, **39**(2006), 565. [https://doi.org/10.1016/S0065-2717\(06\)39006-5](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(06)39006-5)
- 7)M.Attalla and E,Specht: Heat transfer characteristics from in-line arrays of free impinging jets, *Heat Mass Transf.*, **45**(2009), 537. <http://dx.doi.org/10.1007/s00231-008-0452-y>
- 8)V.Narayanan, J.Seyed-Yagoobi and R.H.Page: An experimental study of fluid mechanics and heat transfer in an impinging slot jet flow, *Int.J. Heat Mass Transf.*, **47**(2004), 1827.
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2003.10.029>
- 9)鋼材の強制冷却, 日本鉄鋼協会, 東京, (1978).
- 10)L.F.G.Geers, M.J.Tummers, T.J.Bueninck and K.Hanjalic: Heat transfer correlation for hexagonal and in-line arrays of impinging jets, *Int.J. Heat Mass Transf.*, **51**(2008), 5389.
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2008.01.035>

- 11)N.Rajaratnam: Turbulent Jets, Elsevier Scientific Publishing, Amsterdam,(1976).
- 12)S.Iida: 溶融亜鉛めっきにおけるガスワイピング, *J. Jpn. Coat. Technol. Assoc.*, **50**(2015), 388.
- 13)P.Grenson, O.Leon, P.Reulet and B.Aupoix: Investigation of an impinging heated jet for a small nozzle-to-plate distance and high Reynolds number: An extensive experimental approach, *Int.J. Heat Mass Transf.*, 102(2016), 801. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.06.076>
- 14)坂東修: Excel で解く配管とポンプの流れ, オーム社, 東京, (2008).

第三章 ガスジェット冷却能力に及ぼす混合ガス比率の影響

3. 1 緒言

前章までの検討において、ノズルの幾何学的な形状や配置に関して、設計の適正化を行うための能力予測精度の向上といった知見を得ることができた。

一方で、焼鈍炉の還元性の雰囲気ガスは、窒素や水素といった非酸化性の混合ガスを用いることが一般的であり、そのガス濃度は、操業コストや調達の容易さ、操業条件の変動などによって変化する。

近年、生産性向上、鋼板の強度や加工性などの特性向上、添加合金コスト削減のため更なる高速冷却が求められており、冷却能力の大幅な向上には、ブローを強化し冷却ガスの噴射風量を増加するだけでなく、密度が小さく熱伝導率の高い H_2 （水素）や He （ヘリウム、Helium）を混合したガスによる冷却が有効である。

一方、焼鈍炉内の水素濃度を高めることは、コスト増加に繋がる。また鋼中へ侵入、拡散する水素量が増え、水素脆化¹⁾に起因する遅れ破壊の発生率が増加するといった課題がある。

そこで、炉内の H_2 濃度を変えず、ガスジェット冷却帯において、ノズルから噴射するガスの H_2 濃度のみを高め、高速冷却が必要な特定の鋼種に対して冷却能力を向上させる方法が考えられる。

高濃度水素によるガスジェット冷却に関して、田島ら²⁾は、100%水素雰囲気焼鈍設備の検証を行い、水素濃度18%と比べ2.9倍の冷却能率向上効果が得られたと報告している。また川邊ら³⁾は、パイロットライン実験による水素濃度と冷却能力の関係について検証を行っている。同一風速において、水素濃度60%でほぼ冷却能力が最大となることを示している。またD. Delaunay⁴⁾らは、水素濃度を75%まで高めることができる連続焼鈍炉の冷却設備と製造ラインへの導入実績について紹介している。高濃度水素ガスを用いることでブロー電力を削減し、熱伝達係数を向上できること、マッハ数の42%を噴射ガス速度上限とする設備で、水素濃度75%において約 $1400W/m^2K$ の熱伝達係数を達成できることを示している。

また多孔ノズルの冷却能力予測に関しては、実験的検証と形状関数を考慮し、熱伝達係数の予測式を考案したMartinら⁵⁾の研究が存在する。

しかしながら、混合ガスを用いた場合の予測式の精度検証、更には雰囲気と組成の異なる衝突噴流により周囲雰囲気の巻き込み影響を受けた冷却能力予測に関して、十分に議論されている文献は少ない。

Air (空気) -Helium 噴流の混合と流れの密度影響に関して、G. Michaux ら⁶⁾は、He 流量一定における実験と計測による検証を行っている。一般的なガスジェット冷却条件と比較し風速が遅いが、高 He 濃度において Air 混合が促進され、He 濃度が大きく低下する傾向にあることが示されている。また文沢ら⁷⁾は、周囲雰囲気と密度の異なるアルゴンガスを使った噴流の数値解析と実験を行っており、下流ほどアルゴンガス濃度が低下する傾向を確認している。

そこで第三章では、大気雰囲気において Air-Helium 混合ガスを用いた冷却実験と数値伝熱流動解析を行うことで、熱伝達係数と周囲 Air 巻き込みへの混合ガス比率の影響を検証し、焼鈍炉内のガスジェット冷却能力の予測精度を向上させるための指針を検討した。

3. 2 実験装置の概要および実験方法

Fig.3-1 に本実験で用いたガスジェット冷却装置の概略を示す。冷却対象材には、変態発熱の影響を無視できるステンレス鋼 (SUS304) を使用した。サイズは L55×W55×t10[mm] である。圧縮ガスは Air, He および Air-He の混合ガスを使用した。次に実験手順を説明する。冷却対象材は加熱炉で 600℃まで昇温し、冷却ノズル上部のサンプルホルダにセットする。ノズルヘッドの圧力計を確認しながらガス配管のボールバルブで所定のガス圧力に調整し、冷却対象材温度が 550℃到達と同時に冷却対象材とノズル間の遮蔽版をスライドさせ、冷却を開始する。サンプル温度は K 熱電対 (φ0.5mm) で測定した。

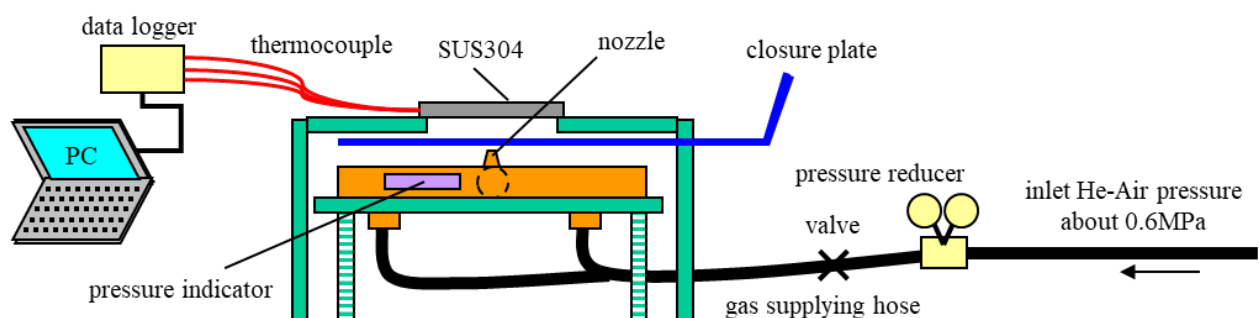


Fig.3-1 Schematic illustration of experimental set-up.

熱電対の設置位置とノズル位置との関係を Fig.3-2 に示す。熱電対は、冷却対象材側面に放電加工によって空けたφ0.5 mm の穴から導入し、ノズル直下およびノズル直下から 6, 12mm の 3 点に表層から深さ 2mm の位置に設置した。得られた温度履歴から冷却対象材の厚みを考慮し冷却面における熱伝達係数を算出した。

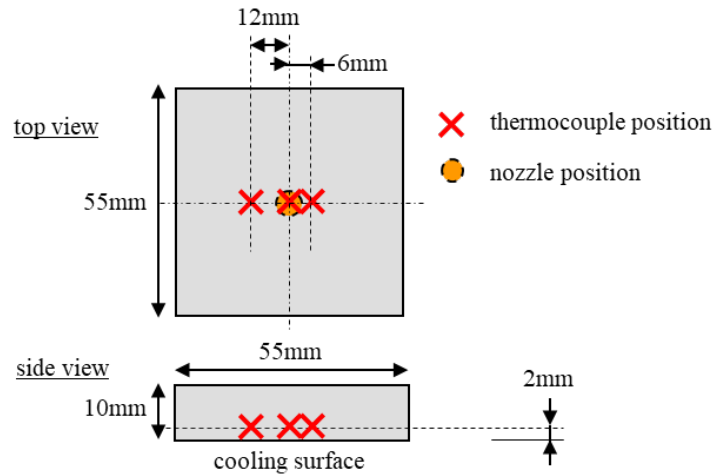


Fig.3-2 Thermocouple arrangement.

熱伝達係数の算出に必要な熱流束は、時間変化及び板厚み方向の差分を考慮した一次元定常熱伝導方程式(3-1)を、一様な固体中の熱伝導を示すフーリエの法則(3-2)、固体表面と流体間の熱伝導を示すニュートンの冷却の法則(3-3)を境界条件として解くことで算出した⁸⁾。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) \quad \dots(3-1)$$

$$q = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \quad \dots(3-2)$$

$$q = h(T_s - T_g) \quad \dots(3-3)$$

ここで、 ρ は密度、 C_p は定圧比熱、 T は温度、 t は時間、 λ は熱伝導率、 x は鋼板厚み方向距離、 q は熱流束、 h は熱伝達係数、 T_s は固体表面温度、 T_g はガス温度である。

ガスジェット冷却は、熱伝達係数が鋼板温度に依存しない⁹⁾ことが知られている。本実験では初期のサンプル温度が平衡ではない状態を避け 500~300°C間の長い時間スケールにおける平均熱伝達係数を算出し評価することから、非定常方程式ではなく定常熱伝導方程式を適用した。

また熱電対の応答性に関する検証として、冷却速度が最も速い条件（ガス圧力 5kPa, He 濃度 100%）における温度測定結果を Fig.3-3 に示す。高速の冷却条件においても、応

答性に支障はなく、20sec 以上の長い時間スケールにおいて滑らかな温度履歴を測定できていることがわかる。

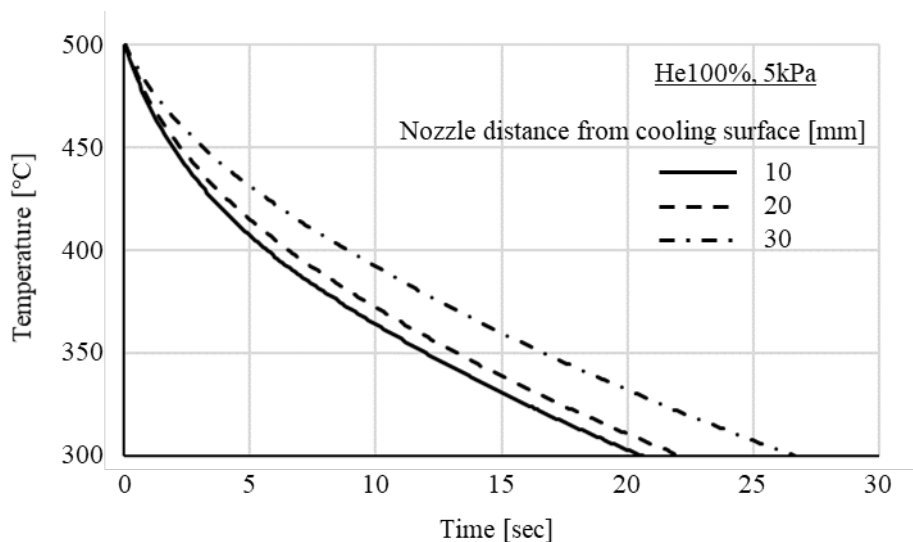


Fig.3-3 Thermocouple temperature at stagnation point.

熱伝達係数算出における冷却対象材の温度計算には、輻射による熱伝達およびノズルが設置されていない面の熱伝達を考慮した。輻射率は 0.8, 裏面の熱伝達係数は $11.63 \text{ W/m}^2\text{K}$ と定義した。本来、光沢のある SUS304 表面の輻射率はより低い値となるが、本実験では SUS304 を 600°C 以上に加熱し繰り返し利用しているため、表面が酸化しブルーから黒味がかかった酸化面における輻射率¹⁰⁾に近い値である 0.8 を使用した。また鋼材の表面温度 $300\sim 500^\circ\text{C}$ の自然対流における熱伝達係数の最大値は $11.63 \text{ W/m}^2\text{K}$ 程度¹⁰⁾である。また夏場の冷房設備の無い屋内における実験であることから、外気および噴射するガス温度は 30°C として取り扱った。

Table3-1 に実験条件を示す。ノズルヘッド圧力の設定範囲は、CAL (Continuous Annealing Line) や CGL (Continuous Galvanizing Line) のガスジェット冷却で実用的に用いられる 3, 5kPa とした。ノズルは 1 本で開口部形状は円形である。

Table3-2 に He 濃度変化時のガス物性値およびガス速度を示す。ガス速度は、等エントロピ流れのエネルギー保存式¹¹⁾と理想気体の状態方程式を用いて算出した理論風速である。He 濃度変更時の吐出圧力は一定である。これは実際の製造プロセスを想定し、プロアの負荷を大きく変えない条件、電力コストや設備の大幅な変更が必要ない条件での検討となるよう配慮した。

Table 3-1 Experimental conditions.

Pressure	3, 5kPa
Nozzle distance	10~30mm
Nozzle diameter	4.0mm
Nozzle shape	Circle
Nozzle number	1

Table 3-2 Relationship of gas physical property values and velocity for helium concentration.

Pressure	3kPa				5kPa			
	0	20	50	100	0	20	50	100
Helium concentration [%]	0	20	50	100	0	20	50	100
Outlet velocity [m/sec]	70.8	77	93	189	91.1	99.1	119.5	243
Density [kg/m ³]	1.184	0.9798	0.6735	0.163	1.184	0.9798	0.6735	0.163
Viscosity [mPas]	18.4	19.64	20.62	19.8	18.4	19.64	20.62	19.8
Thermal conductivity [mW/mK]	25.9	39.27	64.36	149.3	25.9	39.27	64.36	149.3

ノズル形状を Fig.3-4 に示す。ノズル高さ 10mm，ノズル基部の開口部がφ6mm，ノズル先端がφ4mm のテーパ形状のノズルを用いた。テーパノズルでは，ストレート形状のノズルと比較し圧力損失を低減できる。また突出のない単純な丸穴ノズルと比較し，噴流の直進性が向上するため，速度減衰の影響を小さくできる。

上記条件で冷却実験を行い，冷却能力（熱伝達係数）について He 濃度の影響，Martin の予測式との比較，検証を実施した。

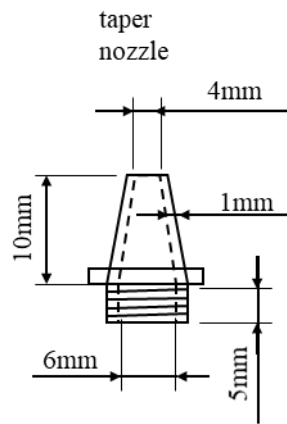


Fig.3-4 Nozzle shape.

3. 3 実験結果および考察

3. 3. 1 Helium 混合比率の影響

大気雰囲気中において Air-Helium 混合ガスを用いた冷却実験を行った。ノズル直下の熱伝達係数結果を Fig.3-5 に示す。 D はノズル直径, H はノズル先端-冷却対象材間の距離 (ノズル-鋼板間距離) である。ヘッダ圧力は 5kPa, He 濃度は, 0, 20, 50, 100% の 4 条件である。

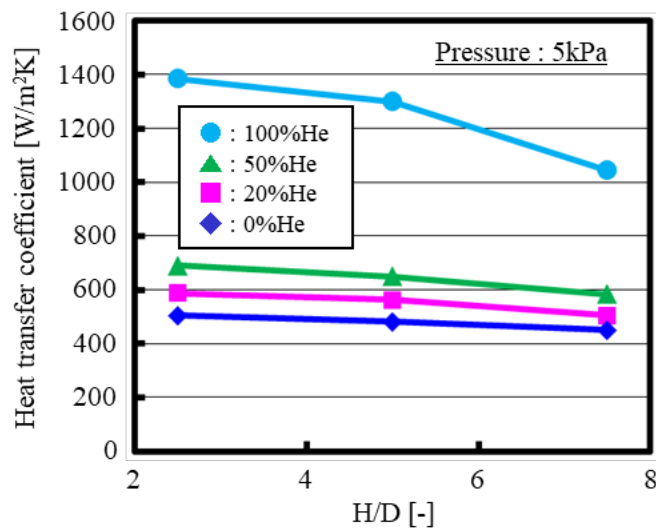


Fig.3-5 Effect of helium concentration.

He 濃度の上昇とともに冷却能力が増加していることがわかる。Air100%と比較し,

He100%では 2 倍以上の冷却能力となった。一方、He50%時の熱伝達係数の増加量は He100%と比較し小さく、He 濃度 50%以上で直下の熱伝達係数は急激に増加する傾向にあることがわかった。

またノズルを近接化することで熱伝達係数は増加した。He100%の条件には特徴があり、 H/D を 7.5 から 5.0 に変更した条件で大きく熱伝達係数が増加した一方、 H/D を 5.0 から 2.5 に変更した条件では増加割合が緩やかになった。これは $H/D=7.5$ では速度減衰の影響が大きかったことを示している。密度が低く速度の速い噴流では、ノズル—鋼板間距離が離れた条件において速度減衰の影響を受けやすいと言える。 $H/D \leq 5$ では、ポテンシャルコア¹²⁾が存在する領域であり、速度減衰の影響が抑えられノズル近接化の効果が小さくなったものとする。

ここで、実験結果との比較検証に用いた Martin の無次元特性式について説明する。本検討では、多孔ノズルの特性式との比較を実施した。単一ノズルに対する特性式も提案されているが、He 濃度の効果はレイノルズ数、プラントル数の変化のみによって規定されること、ノズル直下近傍については適用範囲外であること、冷却プロセス検討において多孔ノズルでの評価が実用的であることが理由である。ノズル能力の直接的な比較はできないが、He 濃度による熱伝達係数向上効果に対して比較を実施した。

丸穴の千鳥配置ノズルに関しては式(3-4)が、 $2000 \leq Re \leq 100000$ の範囲で適用される。平均熱伝達係数 H_m については式(3-5)で計算できる。

$$Nu_m = K \left(\frac{H}{D}, f \right) \cdot \sqrt{f} \frac{1 - 2.2\sqrt{f}}{1 + 0.2 \left(\frac{H}{D} - 6 \right) \sqrt{f}} \cdot Re^{\frac{2}{3}} \cdot Pr^{0.42} \quad \dots(3-4)$$

$$H_m = \frac{Nu_m \cdot \lambda}{D} \quad \dots(3-5)$$

ここで、 λ はガスの熱伝導率、 Re はレイノルズ数、 Pr はプラントル数、 Nu_m は平均ヌッセルト数である。 f 、 K はノズルの形状関数であり、式(3-6)、(3-7)で表される。

$$f = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \left(\frac{D}{L} \right)^2 \quad \dots(3-6)$$

$$K = \left[1 + \left(\frac{H/D}{0.6/\sqrt{f}} \right)^6 \right]^{-0.05} \quad \dots(3-7)$$

ここで、 L はノズル間距離である。またレイノルズ数の定義について以下に示す。

$$\text{Re} = \frac{wD}{\nu} \quad \dots(3-8)$$

ここで、 w はノズル出口でのガス速度、 ν は動粘性係数である。Martin らは、ガス種類を変更した実験は実施しておらず、上記特性式はあくまで Air 前提での特性式である。

また本実験における熱伝達係数の絶対値および精度に関して説明を加える。Martin ら⁵⁾の文献では、 $H/D=7.5$ におけるノズル直下の $\text{Nu}/\text{Pr}^{0.42}$ と Re 数の関係が示されており、本実験 Air 条件における Re 数 20000 近傍の $\text{Nu}/\text{Pr}^{0.42}$ は 120 程度である。これは熱伝達係数に換算すると約 $670\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ となる。本実験のノズル直下の熱伝達係数は、 $450\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ であり、過去の文献値と比較して低い値となっている。本実験は、冷却対象材として厚さ 10mm の SUS304 板を用いており、温度測定部において SUS304 板内の高温部からの熱伝導により冷却速度が低下したことが原因と考える。熱伝達係数の逆算に、ノズル軸方向の厚みは考慮しているが、冷却面と平行な方向への伝熱は考慮していない。ノズル直下熱伝達係数の真値は、1 本ノズルでの冷却能力を検討した他の文献^{9,13)}にも示されている通り、本実験結果より高い値にあると考える。この差異に関して、簡易な考察を行う。温度測定結果からノズル直下と 6mm 位置では、 $500\sim 300^\circ\text{C}$ 間の冷却において平均 7.6°C の温度差が発生しており、SUS304 の熱伝導率に則した熱流束が作用していると考えられる。SUS304 の 400°C 近傍の熱伝導率は約 $20.1\text{W}/\text{mK}$ である。冷却面に平行な面（円筒の半径方向）の単位長さ辺りの伝熱量⁸⁾は次式で表せる。

$$Q = \frac{2\pi\lambda(T_s - T_6)}{\ln(r_6/r_s)} \quad \dots(3-9)$$

ここで T_s はノズル直下の温度、 T_6 は直下から 6mm 位置での温度、 r_6 は直下を中心とした 6mm 位置における半径（つまり 6mm）、 r_s は直下の半径である。 r_s は、厳密に決定することは難しいが、中心であり限りなくゼロに近く有限な値として仮に 10^{-4}mm とした。式

(3-9)より,円筒を通過する単位高さあたりの伝熱量は,87.2W/mとなる。熱電対の径0.5mmより円周を通過する熱流束は55538W/m²となる。この熱流束が表層熱伝達係数へ与える影響は,式(3-3)より熱伝達係数算出時の平均温度差370℃で除することで計算でき,冷却面と平行な方向において約150W/m²Kの熱伝導の影響を受けていると言える。これは本実験結果と過去文献との熱伝達係数の差異を説明できる値である。本実験結果は,過去文献と絶対値の差異はあるが,冷却対象材厚み方向の一次元定常熱伝導方程式において算出された結果として,信頼性がある値と考える。

また実験の精度に関して,ガス圧力の変動は1%以内,ガス温度変化はせいぜい±5℃以内であり,各条件の熱伝達係数算出において2~3%以内の高い精度で比較できている。そこで本報告におけるHe濃度変化による熱伝達係数への影響は,Air実験時の熱伝達係数を基準として規格化した値で議論する。

Fig.3-6にHe濃度と熱伝達係数の関係について,実験結果とMartin予測式を比較したグラフを示す。また適用範囲 $1500 \leq Re \leq 7500$ と本実験範囲からは外れるが,混合ガスである窒素-水素の系で検証されP. Chenら¹⁴⁾の報告でも使用されているNu数定義式からの計算結果を参考として併記する。冷却面と平行な方向の熱伝導の影響について補正したよどみ点の実験熱伝達係数は,Air, He20%, 50%, 100%,において,それぞれ500~300℃間における直下と6mm地点の平均温度差7.4, 9.2, 13.1, 18.5℃を用いて,前述の方法で補正した。縦軸はAir100%における熱伝達係数を1.0として規格化した値(変化率)である。Martin予測式のHe濃度変化に伴う熱伝達係数の変化率は,ノズル-鋼板間距離,配置によらず一定である。ここで計算に使用した混合ガスの粘性係数,熱伝導率は,結合係数¹⁵⁾を考慮し,熱物性値集¹⁶⁾の標準状態での物性値より求めた。実験結果は,圧力5kPa, H が20mmの条件である。

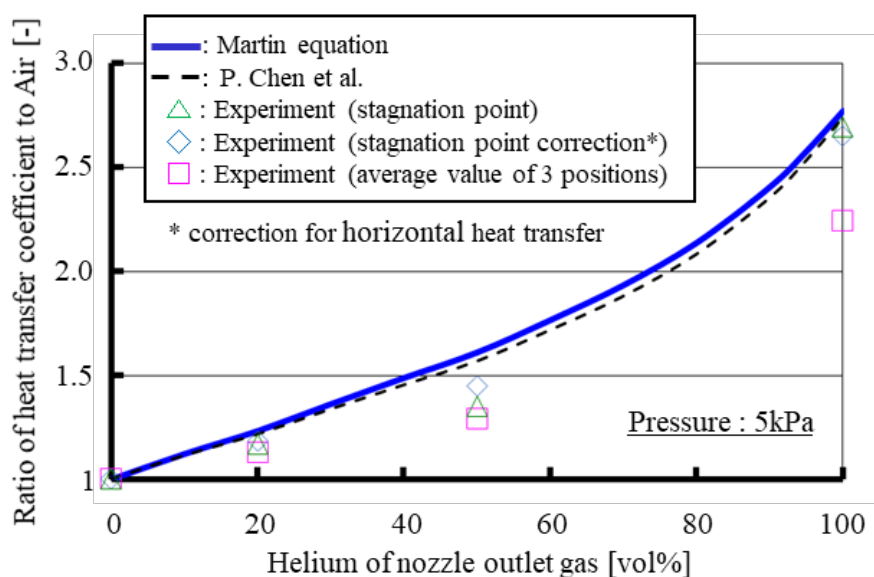


Fig.3-6 Relationship between heat transfer and helium concentration.

He 濃度 20, 50%における熱伝達係数の変化率は、実験結果と比較し Martin 予測式の方が大きい。水平方向の熱伝導影響を考慮して補正した熱伝達係数では、Martin 予測式に近づく傾向が見られた。しかし完全には一致せず、特に He50%における予測式との乖離は大きかった。Martin 予測式では He 濃度上昇による冷却能力向上効果を過大に予測する傾向にあると言える。これは Martin 式では、平均ヌッセルト数の定義として、 Re 数の $2/3$ 乗、 Pr 数の 0.42 乗の一律としているが、ノズル直下近傍のヌッセルト数は、実際には変化していることも一つの理由と考えられる。

He 体積濃度と Pr 数、 Re 数の関係を Fig.3-7 に示す。He 濃度により比熱、粘性係数、熱伝導率、密度は変化するため、無次元数も変化する。 Nu 数との関係を一律で定義することは困難であると言える。予測式の精度向上には、ガス濃度変化の影響を加味した Nu 数の定義が必要と考える。一方で、混合ガスで検証された P. Chen ら¹⁴⁾の報告にある式においても、 Nu 数は Re 数の 0.676 乗、 Pr 数の 0.482 乗と一律な関係で定義されている。同様の問題点はあるが、わずかに Martin 式より本実験結果に近い側にシフトしていることから、混合ガス影響についての補正が作用しているものと推定できる。

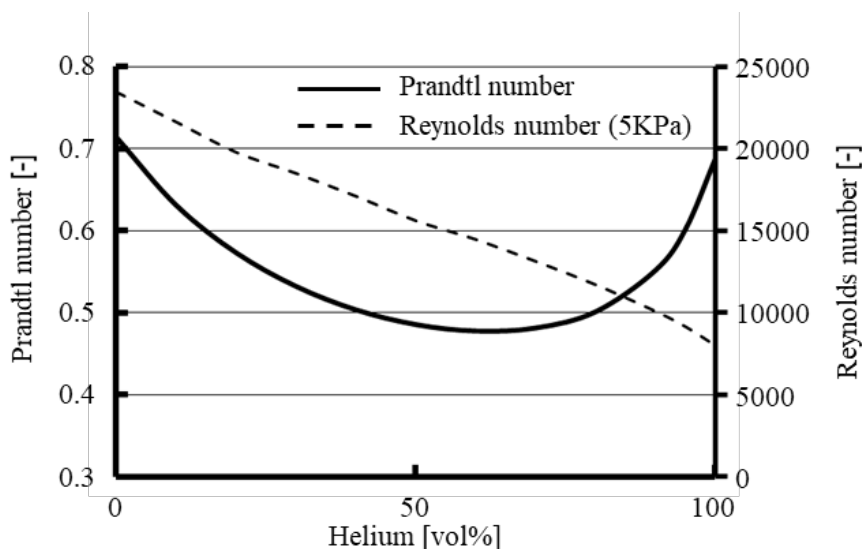


Fig.3-7 Relationship of Prandtl and Reynolds number for helium volume percentage.

また実験での3点平均温度データから算出した熱伝達係数の変化率は、ノズル直下より小さい。そしてHe100%においてノズル直下との乖離が大きくなっている。He濃度上昇により、ノズル周囲に対し、ノズル直下の冷却能力が向上していることが原因である。ノズル直下はよどみ点を形成する。よどみ点では、冷却面に垂直な速度成分が小さくなり、圧力が大きくなる。そして流れは冷却面に水平な速度成分へと変化して周囲に拡がっていく。このよどみ点において、He100%で冷却能力が向上した要因は2つ考えられる。一つは、速度変化が大きく短い周期で激しい振動、圧力変化が起きることによって境界層を攪乱し、熱伝達が促進された可能性である。よどみ点においては、脈動流、コヒーレントな流れ構造の存在が明らかにされている¹⁷⁾。またその流れ構造は、噴流のポテンシャルコアや遷移領域と相関があることが示されており、He濃度により噴流構造が変化することを考えると熱伝達の促進は起こり得ると考える。

もう一つの要因は、Heの熱伝導率が高いことで短い時間スケールにおいて熱交換が効率よく行われ、熱伝導が促進された可能性である。一方で、He20, 50%においてよどみ点の冷却能力向上がそれほど大きくなかったのは、He濃度の増加に対し、ガス速度と熱伝導率は指数関数的に増加することが原因と考える。前述の通り、無次元特性式のNu数は、Re数とPr数の一律な関係から決められているが、実験でのHe濃度による傾向の差異は、Nu数の定義にガス組成、濃度影響を加味する必要性を示唆していると言える。

一方で、実験は大気中で行っており、周囲Airの巻き込みによるHe濃度低下の影響を考察する必要がある。

Fig.3-8 に各圧力、ノズル-鋼板間距離条件におけるノズル直下の熱伝達係数の変化率

を示す。圧力 3kPa より 5kPa の方が、He 濃度上昇による熱伝達係数の変化率は大きい傾向にあることがわかる。これは圧力の高い方が噴射流速は速く、流量が多いため、噴流の直進性が増し、周囲 Air 巻き込みの影響を低減し、高い He 濃度を保てたことが要因と考える。またバラつきはあるが傾向として、ノズル-鋼板間距離が大きいほど He 濃度上昇に伴う熱伝達係数の増加率は小さくなっている。ノズル-鋼板間距離が離れることで周囲 Air 巻き込みによる He 濃度低下の影響を受けたことが示唆されている。補足として、ノズル直下で周囲 Air を大きく巻き込むことは考えにくいですが、直下周辺において巻き込みの影響は大きくなると考えられる。前述の通り、本実験では熱電対温度から冷却面における熱伝達係数を算出しているが、冷却対象材内における熱伝導の影響を受けた温度であり、ノズル周囲の冷却能力の影響を含む結果である点に注意いただきたい。

そこで周囲 Air 巻き込みの影響を定量的に評価するため、Air-Helium 混合ガスジェットの数値伝熱流動解析による検証を実施した。

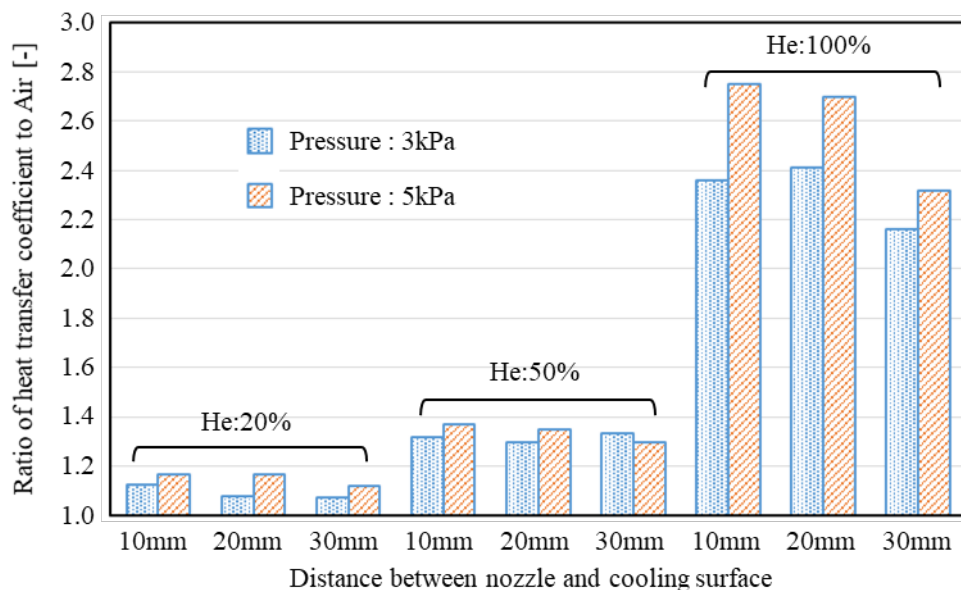


Fig.3-8 Ratio of heat transfer coefficient to Air.

3. 4 ガスジェット数値解析

3. 4. 1 周囲 Air 巻き込みの影響検証

He 濃度による周囲 Air 巻き込みの影響を評価するため数値伝熱流動解析を実施した。解析条件を Fig.3-9 に示す。軸中心に対称であること、乱流を考える上で周方向の乱れも

発生するが、軸対称衝突噴流は二次元軸対称解析において静圧や速度分布を精度良く再現できる¹⁸⁾ことから二次元軸対称モデルを適用した。ノズル軸方向および半径方向の流れが支配的であり、周方向の乱れがガスの混合および平均熱伝達へ与える影響は小さいと判断した。一方で、衝突噴流の複雑な流れは互いに干渉し、熱伝達に振幅、変動が発生する¹⁹⁾ことも示されており、よどみ点における熱伝達の絶対値を高精度に評価する場合、三次元での非定常解析の必要があると考える。冷却面上でのマイクロな領域における熱伝達解析と周囲 Air 巻き込みを検証するマクロな領域の解析を同時に行うことは計算負荷から実施が困難であった。そこで、本解析は、影響を評価したい Air 巻き込みの検証を主として、熱伝達も評価できるよう解析条件の設定を試みた。

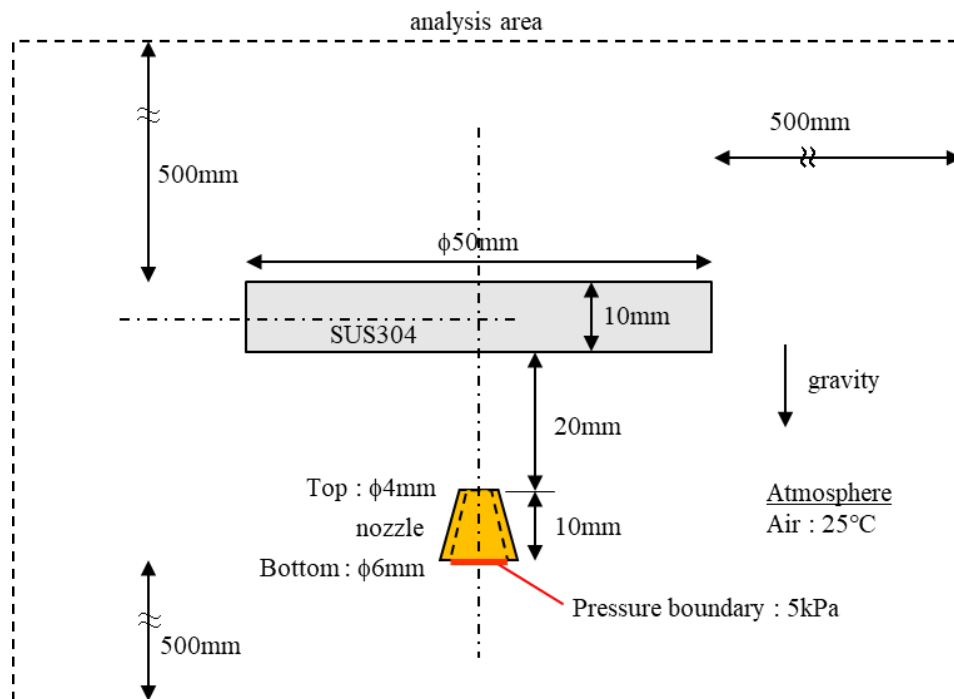


Fig.3-9 Sketch of analysis condition.

ノズル高さは 10mm、ノズル-鋼板間距離は 20mm である。ノズル先端径は $\phi 4\text{mm}$ 、ノズル基部の径は $\phi 6\text{mm}$ として、ノズル基部を圧力一定境界(5kPa)とした。ノズル基部と接続する配管について、解析では省略した。実験においてノズル背面に十分な隙間があったこと、単一ノズルの壁面噴流は横流れが主であり、多孔ノズルのように噴流の干渉による背面への流れはほとんど発生しないことが理由である。一方で、流れの流入、流出の影響を受ける解析領域は、境界の影響を排除するため、構造物の端部から上下横それぞれ 500mm と十分に広く設定した。周囲境界条件は自由流出流入とした。総メッシュ数は

103,134, 鋼板表層部の最小メッシュ幅は 500 μm とした。なお計算には汎用解析ソフト ANSYS FLUENT 15.0.0 を使用した。計算モデル概要を以下に示す。

- ・非圧縮性流体の非定常計算
- ・乱流考慮(Realizable k- ϵ モデルを適用)
- ・標準壁関数を使用
- ・重力考慮
- ・species transport モデルによる混合ガス組成を考慮

乱流モデルには、広範な流れに適用実績があり、軸対称ジェットの広がり角度を適正に予測することができる Realizable k- ϵ モデル^{20,21)}を選定した。ただし Air の巻き込みに関して他の乱流モデルとの精度検証を行った訳ではなく、更なる適正化について検討の余地がある点について注意が必要である。

壁関数は、標準壁関数を適用した。壁近傍のメッシュを細かく設定できる場合、改良型壁関数 (Enhanced Wall Treatment) の適用が好ましいが、本解析のメッシュサイズ (計算負荷)、乱流境界層厚みの指標²²⁾である無次元パラメーター y_+ 、解析精度 (熱履歴) の検証結果から標準壁関数が妥当と判断した。 y_+ の式を次に示す。

$$y_+ = \frac{\rho u^* y}{\mu} \quad \dots(3-10)$$

ここで、 u^* は摩擦速度、 y は壁からの距離、 μ は粘性係数である。本解析の y_+ は 36~100 程度である。標準壁関数を使用する場合、 $30 < y_+ < 500$ 程度が妥当とされており、適正と判断した。

計算条件は、噴射ガスの組成を vol% でそれぞれ Air100%、He20%(Air80%)、He50%(Air50%)、He100%と設定し、計 4 条件を解析した。Air に対する He のガス拡散係数については、熱物性値¹⁶⁾のデータより近似式を導出し、以下の式を使用した。

$$D = 3.86388 \times 10^{-10} \cdot T^2 + 4.3472 \times 10^{-7} \cdot T + 5.94341 \times 10^{-5} \quad \dots(3-11)$$

ここで D は拡散係数 [m^2/sec]、 T は温度 [$^{\circ}\text{C}$] である。解析では、鋼板初期温度を 500 $^{\circ}\text{C}$ とし、ガスジェット冷却における数値伝熱流動解析を実施した。

解析の精度検証のため、Air100%条件における解析と実験のノズル直下における温度履歴を Fig.3-10 に示す。解析結果の温度履歴は実験の熱電対位置と同じ深さ 2mm 位置である。400~300°C間の熱履歴はほぼ一致しており、本解析の前提条件において熱伝達を精度良く解けていることがわかる。

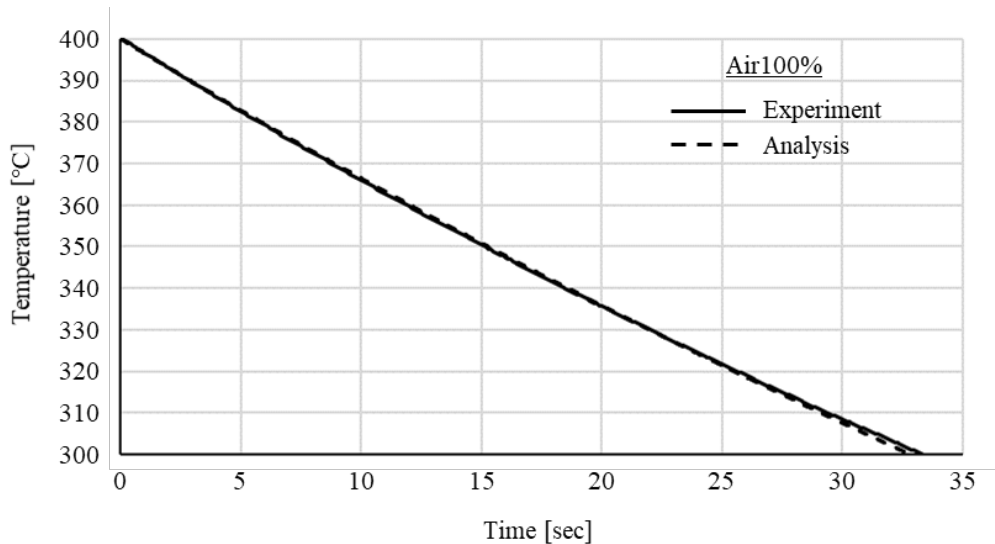


Fig.3-10 Comparison between analysis and experiment temperature.

熱伝達係数の解析結果および、実験、Martin 式との比較を Fig.3-11 に示す。縦軸は各 Air100%時の熱伝達係数を 1.0 として規格化した値で表示している。解析結果のノズル直下における熱伝達係数は、He0%から 20, 50%への増加に伴い緩やかに向上し、He50%から 100%の増加では大幅に向上している。実験結果は、増加率では乖離があるが、傾向については一致している。面平均の熱伝達係数を予測する Martin 式は、解析における最大熱伝達係数、ノズル直下周囲φ5mm 領域の平均値と傾向が良く一致した。解析は周囲雰囲気巻き込みを考慮しており、周囲φ10mm 領域の平均値では、He 濃度の低下により、熱伝達係数の向上効果は減少した。Air の巻き込みを含めて評価する場合、Martin 式との乖離は大きくなり、ガス濃度の変化を考慮する必要があることがわかる。

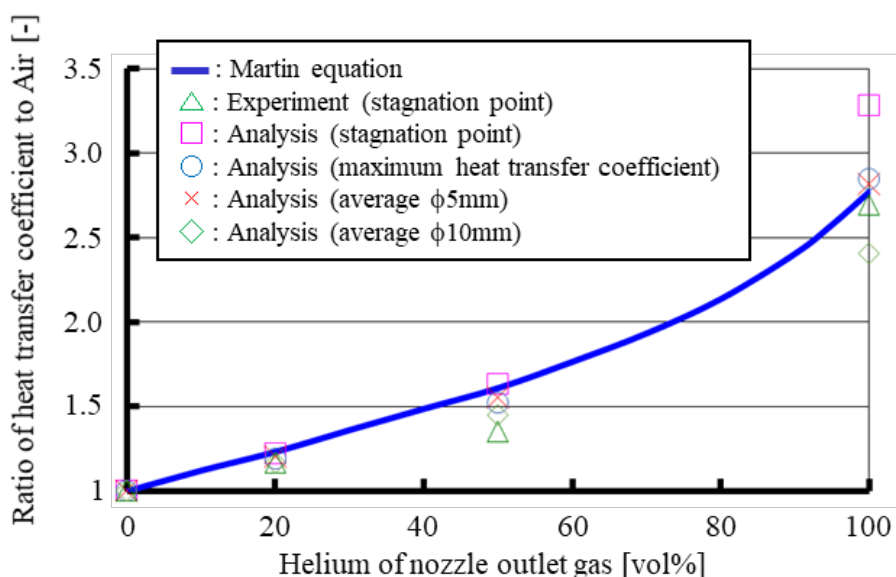


Fig.3-11 Analysis results of heat transfer coefficient.

実験と比較して、数値解析、Martin 式共に、He 濃度増加時の熱伝達係数の増加を過大に予測する傾向となった。Martin 式と実験との差異は、Martin 式は、Air 実験からの近似式であり Nu 数と Re 数, Pr 数の関係が一律であることに起因する部分が大いと考えられる。一方で、実験と解析結果の差異は、よどみ領域における熱伝達の解析精度、および、ピンポイント直下のデータを取り出せる解析と実験の深さ 2mm 位置における φ0.5mm 熱電対測定による平均化されたデータで生じる差も影響していると考えられる。He 濃度変化による噴流の変化、よどみ領域の大きさや熱伝達係数分布の変化を含めて考察を行う。

Air と He100%の噴流の差異について、壁面での衝突圧力分布の数値解析結果を Fig.3-12 に示す。He100%では直下周辺の圧力がわずかに低下していることがわかる。これは噴流周囲の流れが減衰し、直進性を失っていることを示している。Fig.3-13 にグレースケールで表記した各条件の速度コンターを示す。ポテンシャルコアが維持されるノズル-鋼板間距離であっても、He100%においては、鋼板に近づくにつれて高速領域がわずかに先細りしている様子が見られる。速度の定量的な変化に関して、ノズル中心とノズル孔エッジにおける流速のノズル軸方向の分布を Fig.3-14 に示す。速度はノズル出口から 5mm 地点の速度で規格化した値である。ノズル中心部での速度は、He0~50%では変化しないが He100%で減衰が大きくなっている。またノズル孔エッジ、噴流外縁部においては、周囲雰囲気との大きな速度差、せん断流れの影響による速度の変化、乱れが発生していることが明らかである。これら流れの変化は、ノズル直下のよどみ点の形成にも影響を与えるものと考えられる。ノズル直下流れの圧力勾配が大きくなる He100%においては、速度勾配も大きく

なり，流速は速く，乱れは促進され，急激に直下の熱伝達係数が増加したと言える。

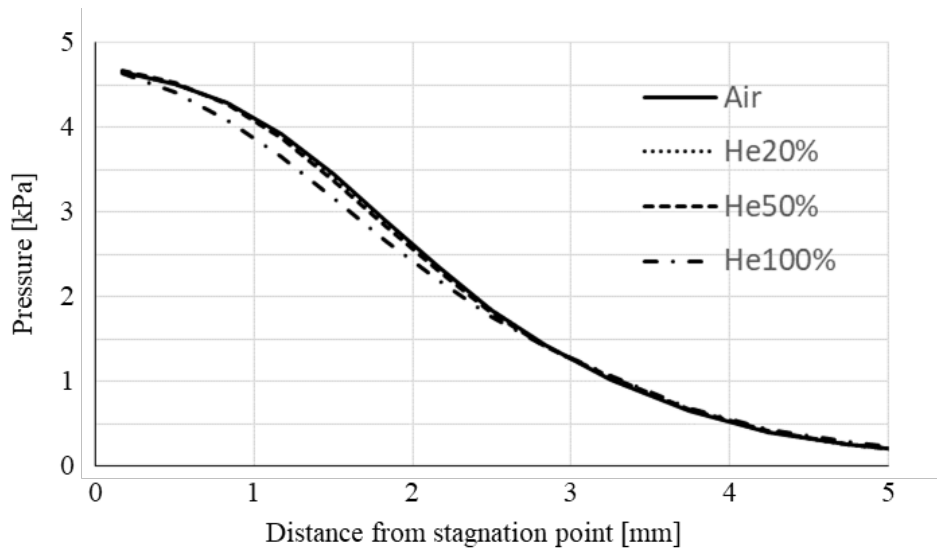


Fig.3-12 Static pressure distribution on heat transfer surface.

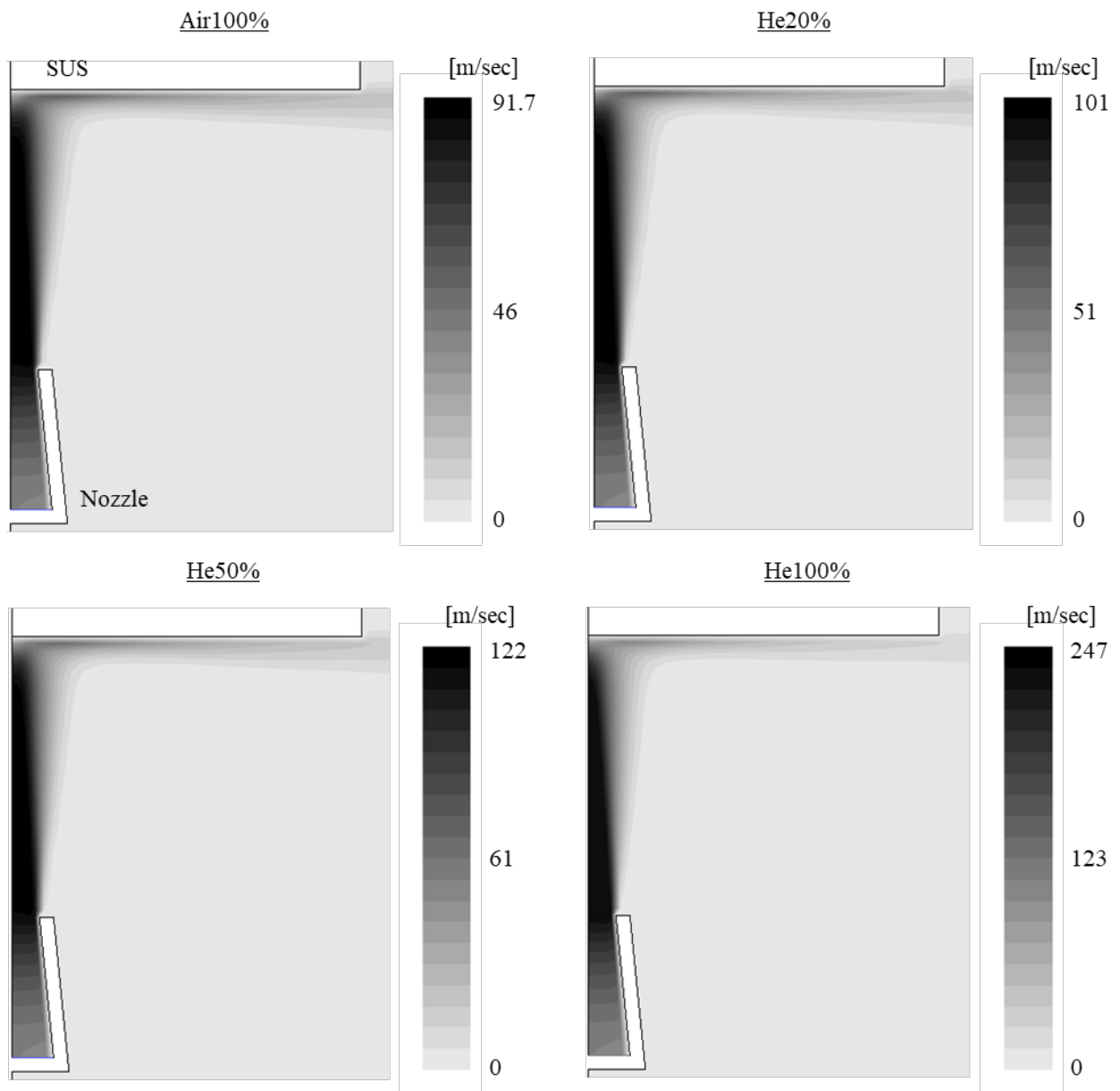


Fig.3-13 Velocity contour.

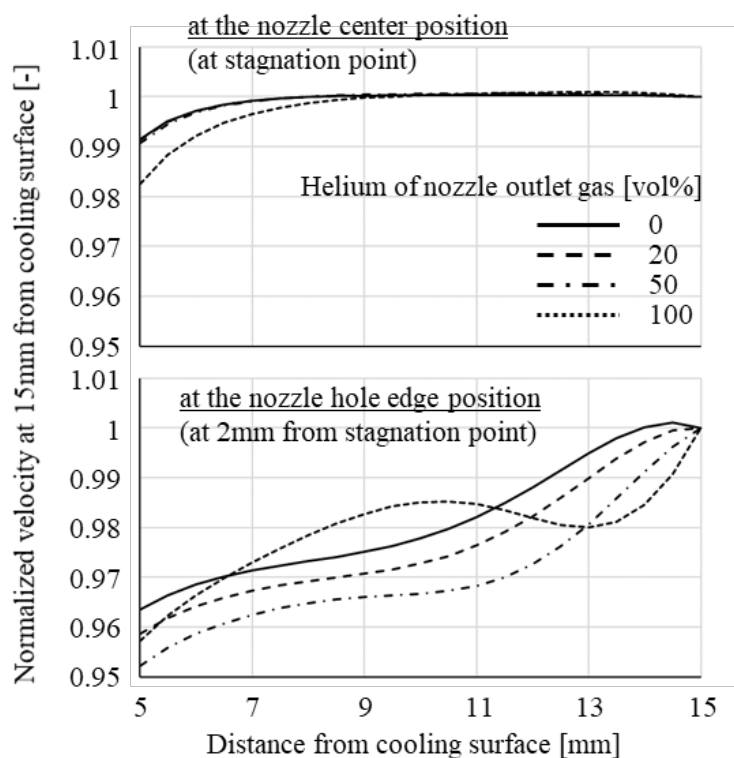


Fig.3-14 Distribution of normalized velocity in the nozzle axial direction.

次に、周囲 Air 巻き込みの影響を検証するため、He 体積濃度の解析結果を Fig.3-15 に示す。ノズル直下における He 濃度は、ほとんど周囲 Air 巻き込みの影響を受けておらず、噴射時の He 濃度とほぼ一致していることがわかる。一方、ノズル直下から 10mm 離れた位置においては、周囲 Air 巻き込みの影響により He 濃度が大きく低下することがわかった。噴射 He 濃度に対する濃度低下の割合で比較すると噴射 He 濃度が低い条件ほど、周囲 Air を巻き込み He 濃度が大きく低下する傾向があった。例えば噴射 He20%の条件では、ノズル直下 10mm 位置における He 濃度は約 10%と噴射ガスの He 濃度に対して半減している。大気雰囲気における He 混合ガス噴射は、噴射ガスの He 濃度が低いほど、周囲 Air の巻き込み量が大きくなる。これは G. Michaux ら⁶⁾の実験と逆の傾向であるが、噴流の速度による影響と考える。He 流量一定での G. Michaux らの実験において、低流量で He 濃度が高い条件ほど Air の巻き込みが増加している。ガス密度差による He 浮力の影響を受ける低速度領域においては、He 濃度が高いほど Air の巻き込みが増加するのに対し、本実験の吐出圧力一定における高速の壁面噴流においては、低流量で He ガス濃度が低いほど、周囲 Air との混合が大きくなるという知見が得られた。本実験の速度域においては、浮力よりも流速が支配的であり、低速ほど周囲からの影響を受けやすく Air と混合したと言える。

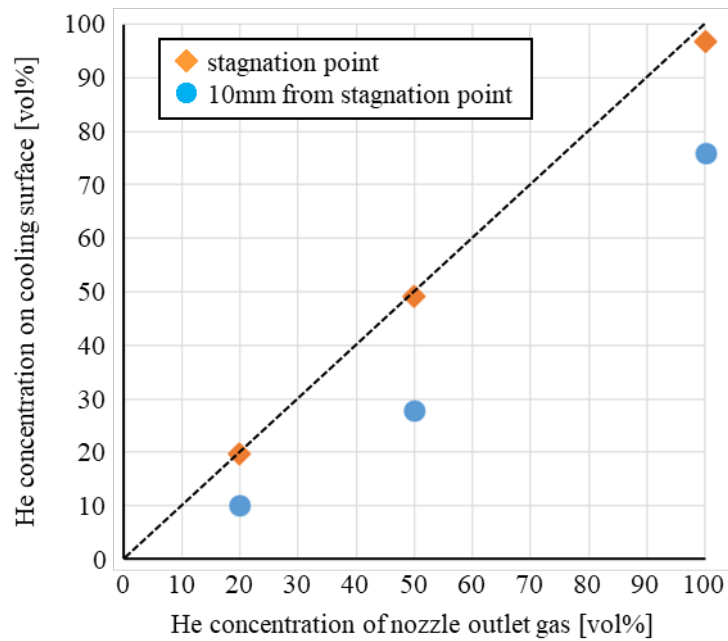


Fig.3-15 Helium concentration at 10mm from stagnation point.

次に、冷却面上における He 体積割合の分布を Fig.3-16 に示す。ノズル直下からの距離が離れるほど、Air と混合し He 濃度が低下することがわかる。また He 濃度低下の勾配に着目すると、He100%においてほぼ一定の割合で He 濃度が減少するのに対し、He50%では低下の勾配が徐々に緩やかになるのが特徴的である。これは濃度低下により周囲 Air との He 濃度差が小さくなっていることが影響していると考えられる。

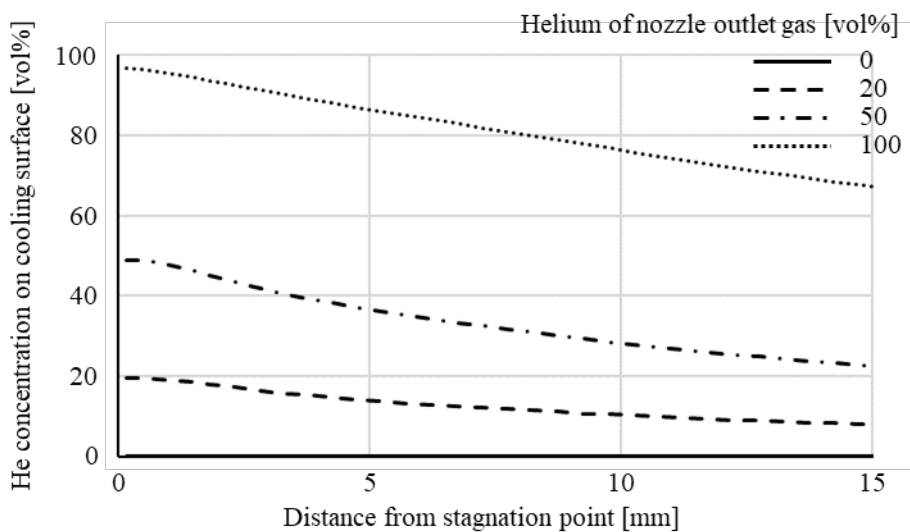


Fig.3-16 Analysis results of helium concentration.

熱伝達係数の分布について Fig.3-17 に示す。ノズル直下からの距離を r とすると、 $r/D > 1$ の領域では、ノズル直下からの距離が離れるほど、熱伝達係数は減少しており、これには He 濃度低下の効果も含まれる。10mm 位置では、Air の熱伝達係数に対する噴射 He ガス濃度 20, 50, 100%における熱伝達係数の向上効果は減少している。周囲雰囲気巻き込み条件における熱伝達係数予測の精度向上には、ガス濃度を正しく考慮する必要があると言える。

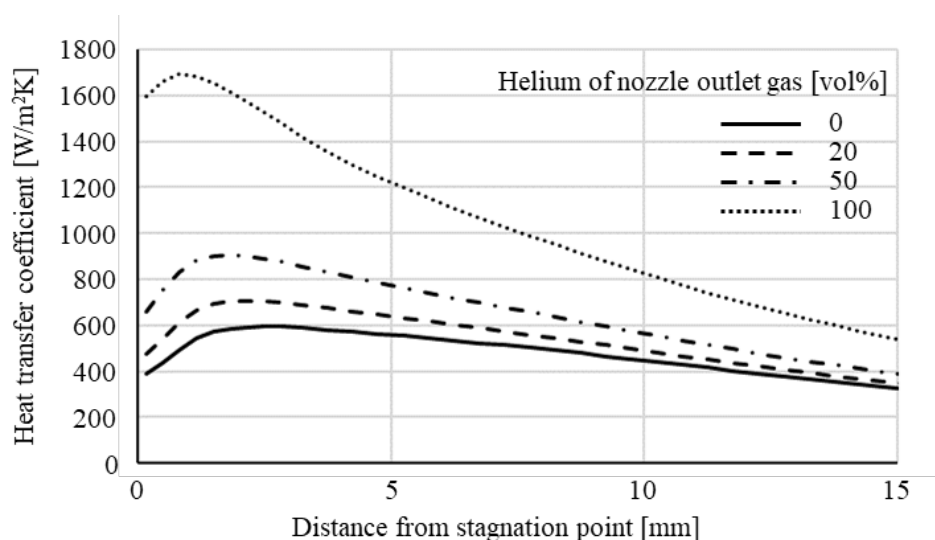


Fig.3-17 Analysis results of heat transfer coefficient distribution.

また噴流速度が低下するノズル直下のよどみ点で熱伝達係数が低下している。そして He 濃度が低いほど、熱伝達係数が最大となる位置は、ノズル直下から離れる傾向が見られた。これは速度および圧力分布でも見られた傾向であるが、He100%では、よどみ領域が小さくなることでノズル直下近傍の熱伝達が向上していると言える。

またよどみ点での熱伝達係数の低下は、He100%では小さく、50%では大きくなった。He 濃度変化時に、解析の直下と周囲含めた平均の熱伝達係数の変化傾向に差異が生じる理由である。これは実験との絶対値における乖離とも関係があると考えられる。しかしながら、周囲平均化したデータとしても実験結果との差異を完全に説明することはできなかった。本解析は、ガスの混合挙動の評価を主目的として、合わせて熱伝達の検証を行う条件設定であり、よどみ点近傍の複雑な流れに対する絶対値の精度に懸念がある点は言及しておきたい。

よどみ点の流れに関しては、横堀ら¹⁷⁾、K. Rönnberg ら¹⁹⁾、J. Lee ら^{23,24)}の報告におい

でも指摘されている通り、複雑であり、Nu 数は環境、周囲温度やノズル形状様々な因子から影響を受けて変化する。本報告では、長さのあるテーパノズルを用いており、ノズル出口の速度分布は均一化されている。過去の一般的な丸穴ノズル結果と比較して、よどみ点が乱れにくい条件となっていた可能性は否定できない。更に混合ガスの濃度を変更した高速噴流であり、これまであまり議論されてこなかった条件で不明な点が多い。特殊な条件のよどみ点の流動と熱伝達挙動を高精度に評価するには、三次元ミクロスケールでの非定常性と乱流を考慮した解析が必要であり、今後の課題と考える。しかしながら、本報告のマクロなスケールの数値伝熱流動解析にて、混合ガス比率による噴流の変化を把握することができ、熱伝達においても実験との定性的な一致を確認できたことから、周囲雰囲気巻き込みがある混合ガスの熱伝達予測に対する指針を得るという目的は達成することができた。

周囲 Air の巻き込みの影響は、He 濃度により異なり、冷却能力に影響する。例えば、焼鈍炉内のガスジェット冷却において周囲雰囲気より He や H₂ 濃度の高いガスを噴射する場合、噴流の He または H₂ 濃度が低いほど、周囲雰囲気ガスの巻き込みの影響を大きく考慮する必要がある。

3. 5 小括

ガスジェット冷却における冷却能力および予測精度の向上を目的に、周囲雰囲気と組成の異なる Air-Helium 混合ガスジェット冷却実験及び数値伝熱流動解析を実施し、Martin の無次元特性式⁵⁾の予測値との差異および周囲雰囲気巻き込み影響の検証を行った結果、以下の知見が得られた。

- 1) ノズル直下の熱伝達係数は、He0→50%と比較して He50→100%にて大幅に向上した。
- 2) 実験と比較し Martin 予測式は、He 濃度上昇に伴う熱伝達係数の向上効果を大きく予測する傾向であった。
- 3) He 濃度上昇に伴う熱伝達係数の向上効果は、ヘッダ圧力が小さく、ノズルー鋼板間距離が長いほど低下した。これは周囲 Air 巻き込みによる He 濃度低下が影響している。
- 4) 数値伝熱流動解析の結果、ノズル直下の熱伝達係数は、He50%と比較して He100%に

て大幅に向上した。実験結果と傾向が一致したが、He 濃度上昇による冷却能力の向上効果の絶対値には乖離がみられた。雰囲気巻き込みの検証を主としたマクロスケールの条件設定では、よどみ点の熱伝達の絶対値予測には懸念があると言える。

5) 数値伝熱流動解析の結果、Air, He20%, He50%と比較し、He100%において、ノズル直下周辺での圧力低下が急峻であった。これは噴流の外縁部でのせん断流れによる速度変化と乱れが原因であり、ノズル直下のよどみ点の形成にも影響したと考える。

6) 数値伝熱流動解析の結果、冷却対象面におけるHe 濃度は、噴射圧力一定において噴射He 濃度が低いほど低下した。He 濃度が低いほど周囲Air 巻き込み量は大きくなるため、冷却能力予測への考慮が必要である。

これらの知見は、He または H₂ を用いたガスジェット冷却により焼鈍炉の高速冷却を達成し、更に予測精度を高め、能率向上及び薄鋼帯の性能向上に寄与するものである。

参考文献

- 1) T. Shiraga: 鉄鋼材料における水素脆化, *Zairyo-to-Kankyo*, 60(2011), 236 (in Japanese).
<https://doi.org/10.3323/jcorr.60.236>
- 2) S. Tajima, K. Komine, T. Shibashita and M. Shirouzu: 100%水素雰囲気焼鈍炉の設備と特性, *Tetsu-to-Hagane*, 77(1991), 1288 (in Japanese).
https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.77.8_1288
- 3) K. Kawabe and K. Oogushi: 鋼帯の連続焼鈍における高濃度水素ガスジェットクーラー, *Sangyo-Kikai (Industrial Machinery)*, 671(2006), 33 (in Japanese).
- 4) D. Delaunay, G. Rodrigues, S. Mehraïn and F. Marmonier: Flash cooling technology for the production of high strength galvanised steels, *Steel Times International*, 35-1(2011),17
- 5) H. Martin: Heat and Mass Transfer between Impinging Gas Jets and Solid Surfaces, *Adv. Heat Transf.*, 13(1977), 1. [https://doi.org/10.1016/S0065-2717\(08\)70221-1](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70221-1)
- 6) G. Michaux and O. Vauquelin: Density effect on the mixing and the flow pattern of an impinging air–helium jet, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 33(2009), 976.
<https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2009.04.003>

- 7) M. Fumizawa, M. Hishida and T. Kunugi: Study on gas jet with different densities from the surroundings, 1st report; Numerical study and measurement of mass fraction of argon gas laminar circular jet, *JAERI-M.*, 89-065(1989) (in Japanese). <https://doi.org/10.11484/jaeri-m-89-065>
- 8) JSME Textbook series, Dennetsu kougaku (Heat Transfer), JSME, Tokyo, (2005) (in Japanese)
- 9) Y. Serizawa, R. Yamamoto, Y. Takamachi, S. Ogawa, H. Kawamura, K. Oogushi and H. Yoshino: Heat Transfer Technology for Steel Rolling Process, *Shinnittetsu-Sumikin-Giho*, 401(2015), 96 (in Japanese).
- 10) Kouzai no kyousei reikyaku (Forced cooling for steel products), ISIJ, Tokyo, (1978) (in Japanese)
- 11) JSME Mechanical Engineers' Handbook A5 Ryuutai Kougaku (Fluid engineering), JSME, Tokyo, (1986) (in Japanese)
- 12) H. Kobayashi, K. Kabeya, Y. Takashima, H. Takahashi and G. Takeda: Effect of Nozzle Geometry and Distance on Cooling Performance of Impinging Jets, *ISIJ Int.*, 58(2018), 1500. <http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2018-133>
- 13) R.J. Talapati and V.V. Katti: Influence of ratio of nozzle length to diameter on local heat transfer study of an unconfined circular air jet impingement, *Int. J. Thermal Sciences*, 183 (2023), 107859. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2022.107859>
- 14) P. Chen, F. Dai, L. Pan, Y. Guo, J. Ke, J. Wu, Y. Lei and Y. Li: Numerical simulation and experimental study of strip steel jet cooling, *Applied Thermal Engineering*, 181(2020), 116011. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.116011>
- 15) Dennetsu Kougaku Shiryou (Rev. No4) (Literature of heat transfer engineering), The Japan Society of Mechanical Engineers, Tokyo, (1986) (in Japanese)
- 16) Ryuutai no Netsu Busseti Syuu (Thermophysical Properties of Fluids, JSME Data Book), The Japan Society of Mechanical Engineers, Tokyo, (1983), (in Japanese).
- 17) S. Yokobori, N. Kasagi and M. Hirata: 軸対称衝突噴流のよどみ域における輸送機構に関する研究, *Transactions B of the JSME*, Vol.46, No.410(1980), 2010 (in Japanese). <https://doi.org/10.1299/kikaib.46.2010>
- 18) H. Ennoji and T. Iijima: 軸対称衝突噴流の衝突領域における数値解析, *Transactions of the JSME*, Vol.65, No.637(1999), 2990 (in Japanese). <https://doi.org/10.1299/kikaib.65.2990>
- 19) K. Rönnberg and C. Duwig: Heat transfer and associated coherent structures of a single impinging jet from a round nozzle, *Int. J. Heat and Mass Transfer*, 173 (2021), 121197. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121197>

- 20) Z. Li, W. Huai and Z. Yang: Interaction between Wall Jet and Offset Jet with Different Velocity and Offset Ratio, *Procedia Engineering*, 28(2012), 49.
<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2012.01.681>
- 21) M. R. Boroomand and A. Mohammadi: Investigation of k- ϵ Turbulent Models and Their Effects on Offset Jet Flow Simulation, *Civil Engineering Journal*, Vol. 5, 1(2019), 127.
<http://dx.doi.org/10.28991/cej-2019-03091231>
- 22) B. Moore, F. Nabhani and V. Askari: Sensitivity analysis of spray painting process to input parameters: Validation of CFD jet impingement model against an experimental dataset, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 47 (2017) 11.
<https://doi.org/10.1016/j.rcim.2017.01.001>
- 23) J. Lee and S. J. Lee: The effect of nozzle aspect ratio on stagnation region heat transfer characteristics of elliptic impinging jet, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 43(2000), 555.
[https://doi.org/10.1016/S0017-9310\(99\)00167-2](https://doi.org/10.1016/S0017-9310(99)00167-2)
- 24) J. Lee and S. J. Lee: The effect of nozzle configuration on stagnation region heat transfer enhancement of axisymmetric jet impingement, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 43 (2000), 3497.
[https://doi.org/10.1016/S0017-9310\(99\)00349-X](https://doi.org/10.1016/S0017-9310(99)00349-X)

第四章 溶融亜鉛めっきの薄目付高速ワイピング技術の開発

4. 1 緒言

前章までの検討において、焼鈍炉前段の加熱後の冷却セクションにおける能力と予測精度の向上に関する知見を得ることができた。しかしながら、連続ラインである薄鋼帯の焼鈍工程において、一工程のみを効率化してもライン全体の生産性を上げることはできない。そこで表面処理工程、溶融亜鉛めっきにおける高能率化と高速化を達成すべく、亜鉛皮膜の膜厚調整能力の向上（薄膜化）について検討を行った。

亜鉛は、酸化被膜形成による優れた耐食性と鉄に対する犠牲防食作用¹⁾を示し、更に加工性に富むことから、代替の難しい金属材料であり、亜鉛鍍金鋼板などに広く利用されている。一方で、資源量は有限であり、薄膜化や他金属と組み合わせることで耐食性を保持し使用比率を削減するなど省亜鉛が求められている。

薄鋼帯製造における亜鉛鍍金プロセスには、溶融した亜鉛の浴に鋼帯を連続的に浸漬する溶融亜鉛鍍金、溶液中の金属イオンを電気化学的に還元し金属被膜とする電気亜鉛鍍金がある。溶融鍍金は、装置の構成が簡易で製造効率に優れ、金属種類の制約を受けにくいといった利点があるが、電気鍍金と比較して厚膜となる傾向にある。溶融亜鉛鍍金における付着量の制御は、鋼帯に随伴する余剰な液体亜鉛をノズルからのガス噴流により掻き落とすガスワイピング²⁾が効率と均一性に優れることから広く利用されている。膜厚の低減には、鋼帯速度を低下し、ガス圧力を増加し、亜鉛を払拭する能力を高める必要がある。

ガスワイピング機構と能力は、噴流による圧力と衝突壁面噴流によるせん断力が作用するとして、理論的にほぼ確立されている³⁻⁵⁾。一方で、溶融亜鉛鍍金の薄膜化には2つの限界があると考えられる。一つは、ガス圧力の増加に伴う液膜の飛散（スプラッシュ）による限界である。武石ら⁶⁾は、鋼帯エッジから発生するスプラッシュは、ガス圧力が増加するほど増えること、その発生限界はウェーバー数とワイピング前後の液膜比と流下する液膜のレイノルズ数の積との関係により整理できることを示している。また K. Myrillas ら⁷⁾は、ワイピングガス噴流の近傍にサイドジェットを使用することで、スプラッシュ発生を抑制し、より薄膜が得られることを示している。二つ目の限界は、ワイピング能力自体の限界である。ワイピング理論³⁾によれば、鋼帯速度を低下し、ガス圧力を増大するほど薄膜が得られるが、実際には付着量 30g/m^2 を下回る溶融亜鉛鍍金鋼板を規格品として製造することは困難^{8,9)}である。これはワイピング部の鋼帯温度が大きく低下する条件、つまりは亜鉛融点近傍まで低下するような条件においては、亜鉛凝固に伴うワイピング効率悪化の影響を考慮する必要があることを示唆している。

そこで第四章では、冷却による凝固、固液共存層発生によるワイピング効率悪化の可能性を疑い、その影響および加熱による熔融亜鉛の流動性向上の効果について検証するため、鋼板温度やガス温度を変更しガスワイピング実験を行った。

4. 2 誘導加熱による温度影響の検証

4. 2. 1 実験装置の概要および実験方法

ワイピング実験装置の概略を Fig.4-1 に示す。電熱ヒーターを配置したステンレス製ポットに亜鉛を融解し、鋼帯との濡れ性を得るため予め鍍金を施した熔融亜鉛鍍金鋼帯（付着量 40g/m^2 , Al:0.14%, 合金化処理無し）を浸漬することで連続鍍金を行った。付着量調整を行うガスワイピングノズルを片面に設置し、その下方に鋼帯を加熱するソレノイド型の誘導加熱コイルを設置した。浴面から加熱コイル、ガスノズル中心までの高さは、それぞれ 130, 170mm である。誘導加熱コイルは、 $10\times 10\text{mm}$ の正方形銅管で肉厚 1mm の中空水冷式とした。電源は出力 100kW, 周波数 18.5kHz である。鋼帯サイズは、幅 100mm, 厚み 0.41mm とした。鍍金鋼板に対して鍍金を行うため二重鍍金が懸念されたが、実験後の断面観察で初期の層構造が確認されないこと、また 40g/m^2 以下の薄鍍金が作成可能なことから、初期鍍金層は融解し入れ替わっていることが確認できた。

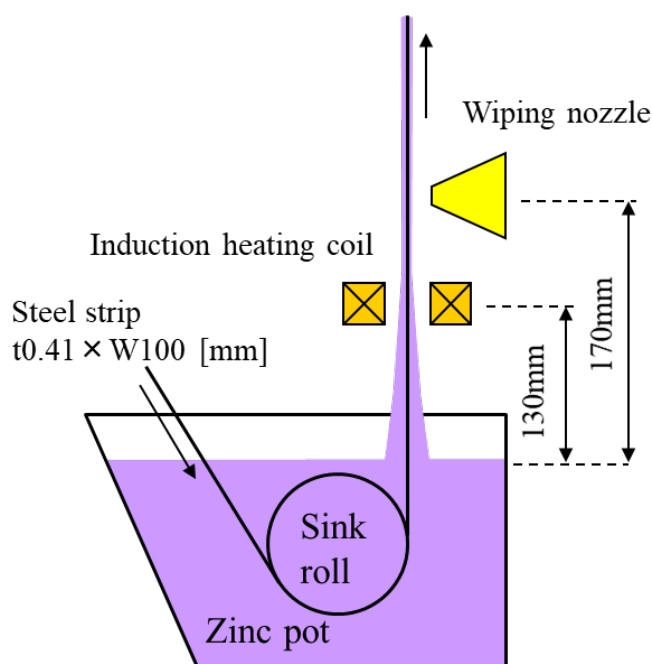


Fig.4-1 Schematic illustration of experimental set-up.

実験手順として、入側で予加熱したコイル状の亜鉛鍍金鋼帯を払い出し、溶融鍍金とワイピングを行い、出側の巻取り装置により鋼帯速度の調整を行い巻き取った。浴温度は、470°Cに調整した。

鍍金付着量は、鍍金剥離による重量差から算出した。100×100mmの鍍金鋼板サンプルを5枚切り出し、その平均値を付着量とした。

4. 2. 2 実験結果および考察

実験条件を Table 4-1 に、付着量の結果を Fig. 4-2 に示す。比較のため解析付着量を併記している。

Table 4-1 Experimental conditions.

Wiping gas pressure	17 [kPa]
Gas nozzle - strip distance	5 [mm]
Nozzle slit gap	1 [mm]
Induction heater power	50 [kW]
Heating coil - strip distance	5 [mm]

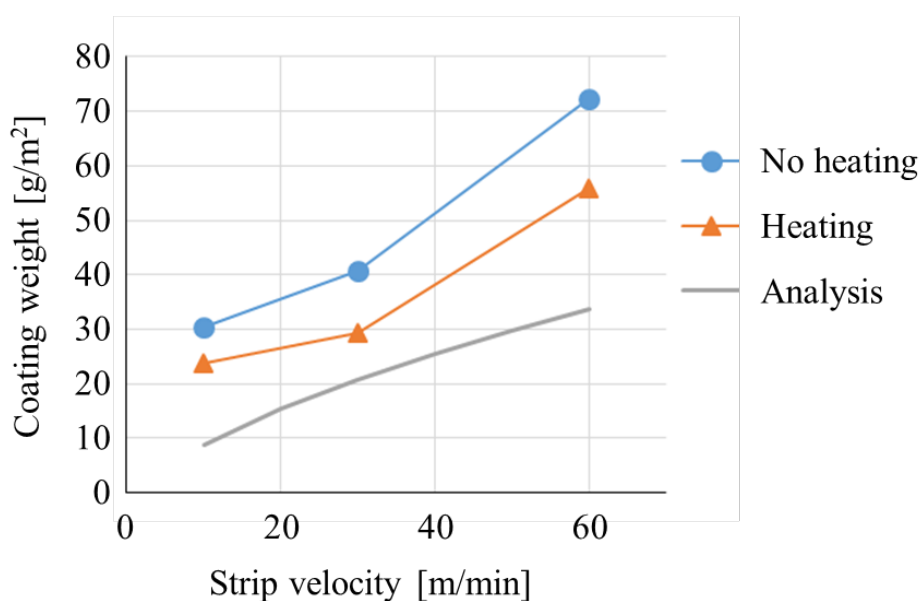


Fig.4-2 Comparison of coating weight.

ここで、比較に用いた武石ら³⁾のワイピング理論による解析付着量の導出について説明する。Fig. 4-3 にワイピング機構の概念図を示す。浴面から鋼帯に随伴して持ち上げられた液膜は、ガス噴流による衝突圧力と衝突後の壁面噴流によるせん断力が作用し、薄く絞られる。

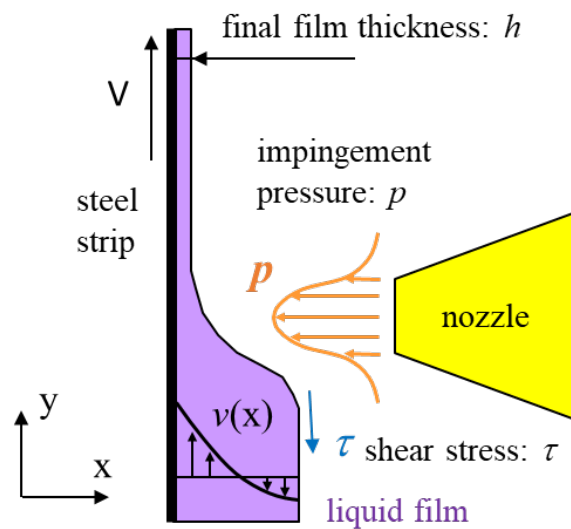


Fig.4-3 Analytical model of gas wiping.

その際、以下の条件を仮定している。

- 非圧縮粘性流体の定常流れ
- 薄膜のため慣性項は無視
- 膜内圧力は膜表面圧力に等しい
- 表面張力は無視

液膜内のナビエーストークス方程式と質量保存式を次に示す。

$$\mu_L \frac{\partial^2 v(x, y)}{\partial x^2} = \frac{dp(y)}{dy} + \rho_L g \quad \dots(4-1)$$

$$\int_0^{\delta(y)} v(x, y) dx = Vh = Q \quad \dots(4-2)$$

鋼板と液膜の界面はすべらないこと、液膜表面にガス噴流によるせん断応力が働くこと

から、次の境界条件が適用できる。

$$v(x,y) = V \quad \text{at} \quad x = 0$$

$$\mu_L \frac{\partial v(x,y)}{\partial x} = \tau(y) \quad \text{at} \quad x = \delta(y)$$

ここで x は鋼板厚み方向座標、 y は鋼板進行方向座標、 v は液の y 方向流速、 V は鋼帯速度、 g は重力加速度、 p は液に作用する圧力、 ρ_L は液の密度、 μ_L は液の粘性係数、 h は最終メッキ膜厚、 Q は最終液膜量（単位時間、単位幅当たり）、 $\tau(y)$ は y におけるせん断応力、 $\delta(y)$ は y におけるメッキ膜厚である。

式(4-1)と境界条件から v は、

$$v(x,y) = \frac{1}{2\mu_L} \left(\frac{dp(y)}{dy} + \rho_L g \right) x^2 + \frac{1}{\mu_L} \left(\tau(y) - \frac{dp(y)}{dy} \delta(y) - \rho_L g \delta(y) \right) x + V \quad \cdots(4-3)$$

式(4-2)、(4-3)から Q は次式となる。

$$Q = -\frac{1}{3\mu_L} \left(\frac{dp(y)}{dy} + \rho_L g \right) \delta(y)^3 + \frac{\tau(y)\delta(y)^2}{2\mu_L} + V\delta(y) \quad \cdots(4-4)$$

式(4-4)において、 $dp(y)/dy$ と $\tau(y)$ が分かれば、最終膜厚 h が算出できる。

ノズル出口の流速 u_n は、ノズル内での流れを等エントロピであると仮定すれば次式で表せる。

$$u_n = a_n \sqrt{\frac{2}{\kappa-1} \left[1 - \left(\frac{p}{p_n} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right]} \quad \text{at} \quad \frac{p}{p_n} > \left(\frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \quad \cdots(4-5)$$

$$a_n = \sqrt{\kappa \frac{p_n}{\rho_{gn}}} \quad \cdots(4-6)$$

ここで、 a_n は静止状態（ノズルヘッド内部）における音速、 κ はガスの比熱比、 p は外部の圧力（大気圧）、 p_n はノズル内圧力、 ρ_{gn} はノズル内部でのガス密度である。

噴流の流速分布を求めれば、鋼板（厳密にはめっき液表面）に作用する衝突圧力分布を算出することができる。

噴流¹⁰⁾は、中心部にポテンシャルコアを有する展開領域、徐々に速度分布が変化する遷移領域、速度分布の形が相似に保たれる完全発達領域に分けられる。ノズルスリットのギャップを G とすれば、 $x/G \leq 6$ は展開領域となる。本報告の検討条件は、全て展開領域である。この領域において、ポテンシャルコア外側の流速 u は、二次元乱流せん断層に対する近似解¹⁰⁾を用いて、次式で表せる。

$$\frac{u}{u_{\max}} = 0.5[1 + \operatorname{erf}(\xi)] \quad \dots(4-7)$$

ここで、 u_{\max} は最大流速、 $\operatorname{erf}(\xi)$ は誤差関数で $\xi=C_1 y'/x$ 、 y' は流速が噴流軸上の流速の半分になる位置 b からの距離、 C_1 は定数である。展開領域での u_{\max} は u_n と等しいので、式(4-7)から x の位置における噴流の流速分布を計算することができる。

また鋼板表面に作用するせん断力分布は、Beltraos^{11,12)}による次式を用いた。

$$\frac{\tau(\eta)}{\tau_{\max}} = \operatorname{erf}(0.833\eta) - 0.2\eta \exp(-0.695\eta^2) \quad \text{at } \eta \leq 2.5 \quad \dots(4-8)$$

$$\tau_{\max} = 0.06 \frac{\rho_g u_n^2 G}{2x} \quad \dots(4-9)$$

$$\tau(\eta) = 0.0474 \operatorname{Re}_n^{-\frac{1}{5}} \frac{\rho_g u_{w\max}^2}{2} \quad \text{at } \eta > 2.5 \quad \dots(4-10)$$

$$\operatorname{Re}_n = \frac{\rho_g u_n^2 G}{\mu_g} \quad \dots(4-11)$$

ここで、 $\eta=y/b$ 、 Re_n はノズル出口速度とノズルギャップで定義されたレイノルズ数、 $u_{w\max}$ は衝突後の鋼板に沿って流れるガスの最大流速、 μ_g はガスの粘性係数である。

本理論予測の信頼性に関しては、武石らの報告³⁾の通り、ノズル圧力、ライン速度、ノズル-鋼板距離およびノズルスリットギャップの影響に関して実測データとよく一致することが示されている。また鋼帯の形状変化や傾き、通板位置表裏のずれや振動など解析の前提条件に誤差が入ると推定される実製造ラインとの比較においても、 $\pm 20\%$ の精度で良く一致することが確認されている。

Fig. 4-2 における解析値は、温度影響を考慮せず、熔融亜鉛の粘性係数を一律 3mPas として計算した。

実験結果の加熱有無を比較すると、鋼帯を加熱した条件で付着量が低下することがわかった。これは加熱無しの条件では、ガス冷却による凝固の発生など、ワイピング効率を悪化させる現象が起こっていることを示している。また鋼帯速度の低下に伴い付着量は減少する。

一方で、解析は実験結果と比較して付着量を少なく予測した。この差は、解析は液層 100%の前提であるのに対し、実験では鋼板と亜鉛の界面で形成される硬い初期合金層や冷却での凝固、粘度上昇でワイピング効率が悪化した影響と考える。

また解析結果は、低速ほど大きく付着量が低下する傾向を示しているが、実験の 30→10m/min 減速時の付着量減少は解析より緩やかである。低速ほど冷却時間が長くなり温度低下が促進されることから、冷却によるガスワイピング効率の悪化を示していると言える。

実験において表面の亜鉛が流動し、払拭される様子が確認できていることから、表面が完全に凝固したとは考えられないが、微視的な凝固現象により固液共存層が発生している可能性は考えられる。固液共存層における粘性係数の増加については、造形粒子による固体体積率と粘性係数の関係を調べた Thomas の実験¹³⁾があり、固体体積率が増加すれば粘性係数は数倍から数十倍にも増加することが知られている。

一方で、液体金属の粘度に関しては、温度変化に対して次の指数関数型の式¹⁴⁾で表される。

$$\mu = A \exp\left(\frac{B_{\mu}}{RT}\right) \quad \dots(4-12)$$

ここで、 A 、 B_{μ} は定数、 R は気体定数、 T は絶対温度である。亜鉛の場合は、 $A=0.5266$ 、 $B_{\mu}=10.91$ と定義される。仮に亜鉛浴温度 470°Cから融点 420°Cまで低下した場合でも、粘性係数の変化は 1.2 倍未満である。

鋼帯速度 30m/min における加熱有り、無しの付着量の差をワイピング理論³⁾で説明するには、約 1.6 倍の粘性係数の変化が必要となる。液体金属の粘度変化のみでは説明の付かないワイピング能力の乖離があり、固体体積率の増加が発生している可能性が高いと言える。

次に実験時の鋼帯温度について予測した結果を Fig. 4-4 に示す。亜鉛浴出側の鋼帯温度は、熱電対による温度測定実績と浸漬時間から算出した。低速ほど浸漬時間が長くなるた

め、浴面出側 0m 位置における鋼帯温度は高い。ガスワイピングによる冷却効果については、実験結果と良く一致することが知られている単スリットノズルにおける噴流の熱伝達係数を予測する Martin の式¹⁵⁾を用いて計算した。誘導加熱における温度上昇は、低速通板 (5m/min) による熱電対での温度測定実績から加熱効率を算出し、各速度における通過時間を考慮して算出した。また 420℃以下における熱量は凝固と融解潜熱が等しい仮定の下、過冷却分の熱量を加熱時の熱量で相殺して計算を行った。加熱無しワイピング条件においては、ワイピング位置における鋼帯温度が全て亜鉛融点以下となるため図示は省略した。

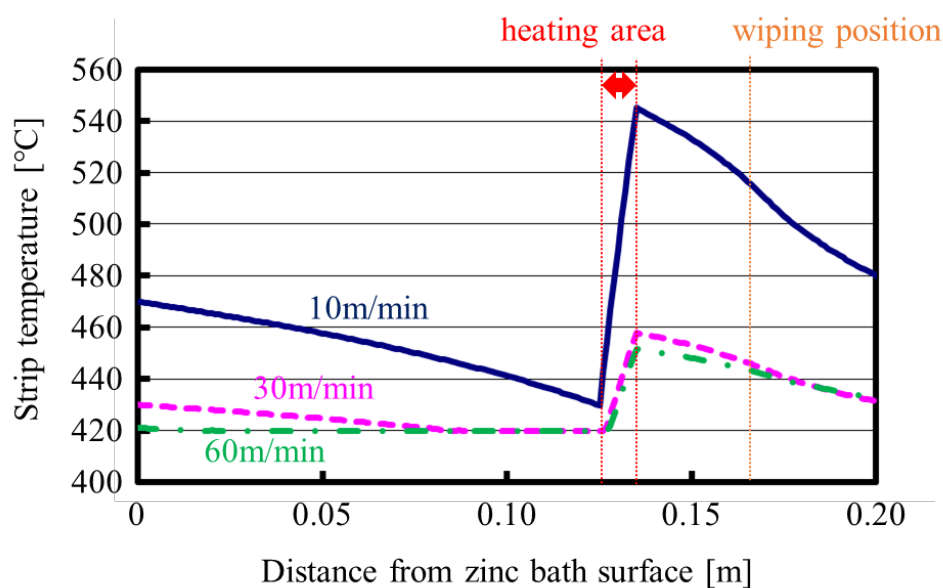


Fig.4-4 Analysis of strip temperature.

温度解析結果から、加熱有りワイピング位置における鋼帯温度は 440, 520℃付近であり、亜鉛の融点 420℃より高いことがわかる。また加熱有り実験の亜鉛皮膜の Fe 質量%を測定した結果を Table 4-2 に示す。温度が最も上昇した 10m/min の条件において、Fe%が高く、Fe-Zn 合金層が発達していたことがわかる。Fig. 4-2 において、加熱有り 30→10m/min において付着量の低下が緩やかになった理由として、ワイピング困難な硬い合金層成長が影響した可能性がある。ワイピング部鋼帯温度は、過加熱では合金層、過冷却では微視的凝固、亜鉛粘度上昇に影響する可能性があり、ワイピング効率に影響することが明らかとなった。

Table 4-2 Fe% of zinc coat in case of heating.

Strip velocity [m/min]	10	30	60
Fe [%]*	4.2	1.2	0.7

*converted value in case of coating weight 40 g/m²

4. 3 バーナー加熱によるワイピング実験

4. 3. 1 実験装置の概要および実験方法

ワイピング部の鋼帯温度影響を詳細に検証するため、誘導加熱からプロパンガスバーナーによる加熱に変更し、条件数を増やして実験を行った。実験状況を Fig. 4-5 に示す。

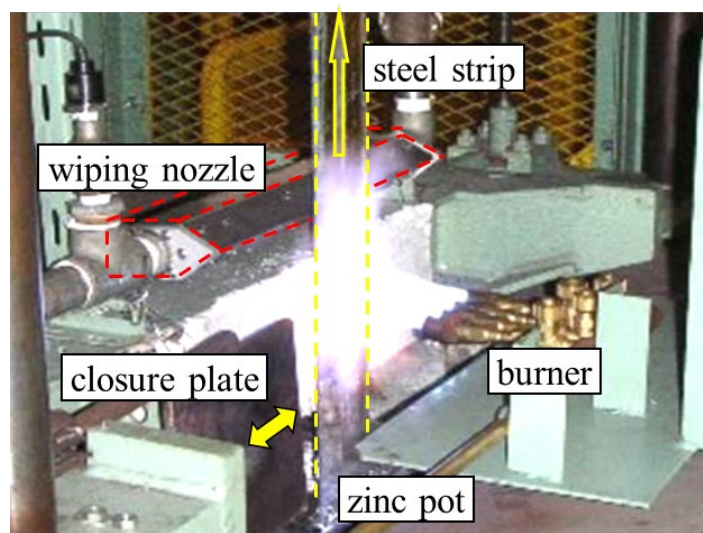


Fig.4-5 Experimental set-up.

バーナー仕様は、径約 20mm の先端に 0.9mm の穴が 21 箇所ある千代田精機 LPG-2000L 火口を幅方向間隔 5mm で 4 個取り付け 4 連火口とした。またガス圧力は酸素 0.7MPa、プロパン 0.07MPa で使用した。バーナー高さ、ノズル高さは、浴面からそれぞれ 210mm、280mm である。バーナー火口と鋼帯間距離を変化させ鋼帯温度の調整を行った。バーナーで加熱する反対面をワイピング評価することでバーナー酸化影響を除外し、鋼帯温度影響のみを検証した。鋼帯には、厚み 0.45mm、幅 100mm の熔融亜鉛鍍金鋼帯(付着量 40g/m², Al:0.14%, 合金化処理無し)を使用した。鋼帯停止時の溶断を防止するため、鋼帯走行前と停止時には火炎を遮蔽する遮蔽板を使用した。

4. 3. 2 実験結果および考察

実験条件を Table 4-3 に、付着量と鋼帯温度の関係を示した実験結果を Fig.4-6 に示す。鋼帯速度は 10, 20, 30m/min の 3 条件である。付着量は、ワイピング理論による解析付着量との比率で規格化している。

Table 4-3 Experimental conditions.

Wiping gas pressure	16-50 [kPa]
Gas nozzle - strip distance	5 [mm]
Nozzle slit gap	1 [mm]
Burner - strip distance	50-350 [mm]

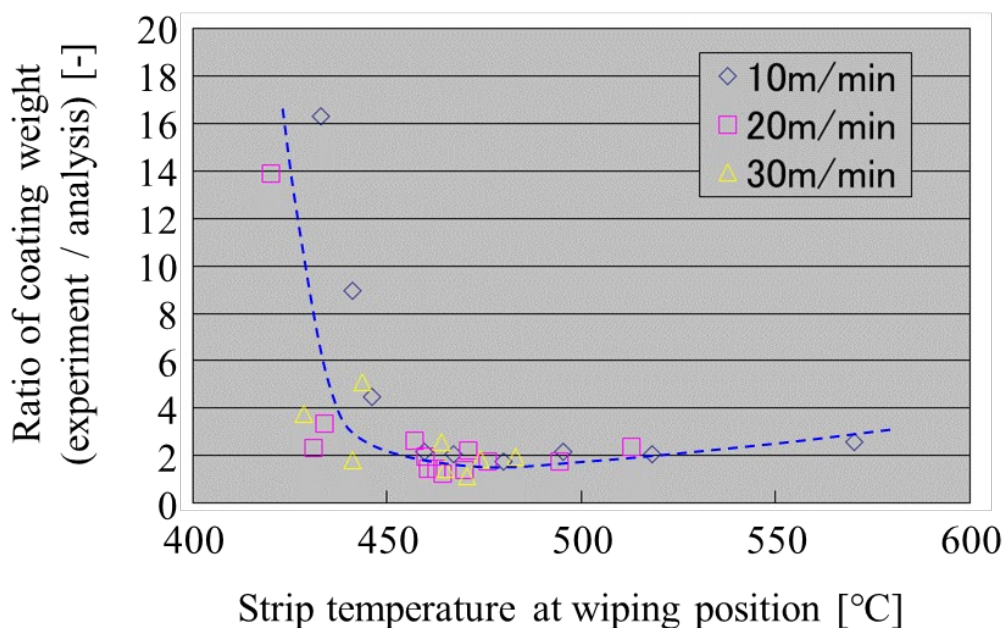


Fig.4-6 The relationship between coating weight and strip temperature.

各速度共に、解析付着量に対する実績付着量が低減する温度範囲は一致しており、ワイピング部の鋼帯温度がおよそ 460~480°Cでワイピング効率が良化する結果となった。また低温側では実績付着量は増大し、ワイピング能力が低下する結果となった。高温側では、実績付着量が緩やかに増加する傾向が見られた。

低温側での付着量増大は、冷却による微視的凝固、固液共存層における固体体積比率の

増加による粘度上昇が原因と考えられる。また高温側での付着量増加は、高温化に伴う合金層の発達がワイピングを阻害したものと考える。

一方で、付着量が低減する温度域においても、実績／理論の比率は1より大きい。これは鋼帯－亜鉛界面で形成される硬い初期合金層がワイピングを阻害したと考える。

鍍金被膜の合金化度 Fe 質量%を測定し、付着量 40g/m²換算で表示した結果を Fig.4-7 に示す。また鍍金被膜の断面写真の一例を Fig.4-8 に示す。亜鉛と鋼板の界面に広がる少し色の濃い部分が合金層である。亜鉛鍍金被膜中の Fe%は、ばらつきはあるものの鋼板温度によらず 1.5%程度であった。また断面写真より、合金層の厚みは 1.4μm 程度であることがわかった。500℃以下で形成される初期合金層の主な組織はζ相^{16,17)}と推定される。ζ相の Fe%は約 6.9%、密度は 7.15g/cm³であることから、合金層付着量は Fe%、厚みから、それぞれ 8.7、9.3g/m²と計算できる。鍍金付着量中のおよそ 9g/m²がワイピング困難となる硬い初期合金層であると言える。

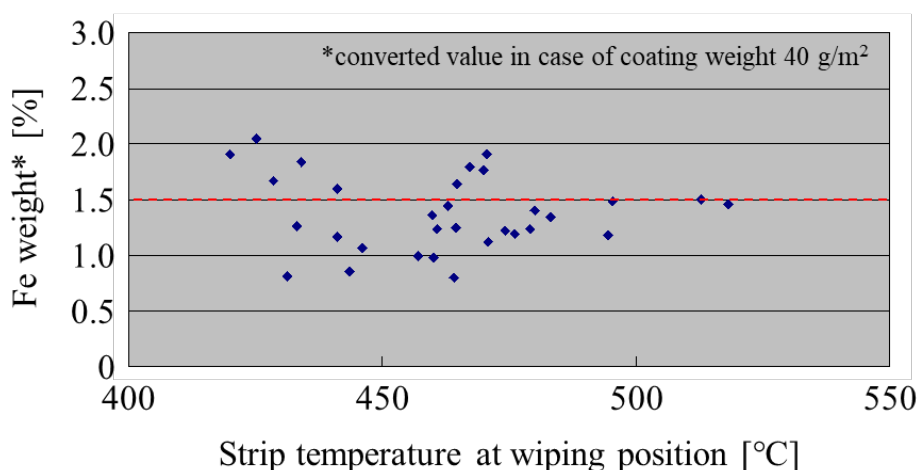


Fig.4-7 Fe weight percentage of Fe-Zn alloying.

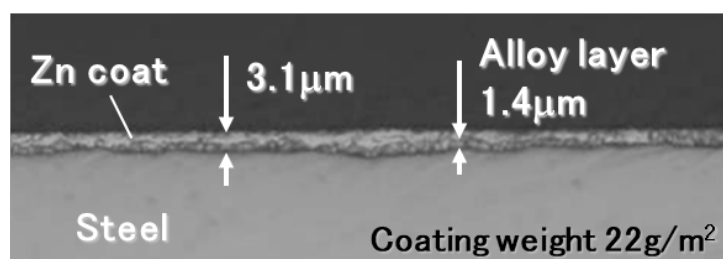


Fig.4-8 Example of cross section image of Zn coat.

ワイピング部温度 440℃以上の付着量結果に対し、初期合金層 9g/m²を差し引いた実験

付着量と理論付着量を比較した結果を Fig.4-9 に示す。

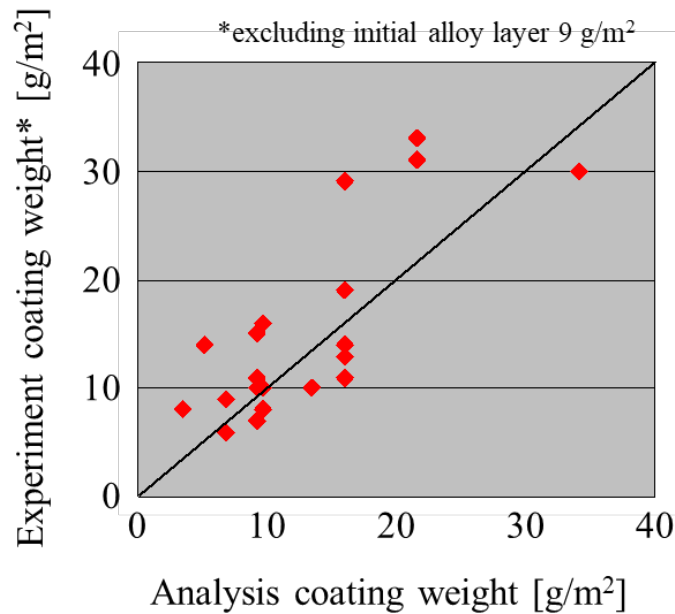


Fig.4-9 Comparison of analysis and experiment coating weight.

ばらつきはあるが理論付着量と傾向が一致していることがわかる。ワイピング実験結果は、液相 100%を前提とした理論値に対し乖離があり、初期合金層分を考慮することで予測精度が改善することがわかった。

同様に Table 4-2 の速度 10m/min, 合金化度 4.2%の結果についても考察を加える。鉄重量は 1.68g/m²であり、540°C以上に加熱されていることから、合金層は δ 1 相^{16,17)}であったと推定できる。 δ 1 相の Fe%はおよそ 11%であり、 $1.68 / 0.11 \approx 15.3$ [g/m²]がワイピング困難な硬い合金層であったと言える。付着量約 24g/m²に対し、液相分は 8.7g/m²程度であったと考えられ、こちらも Fig.4-2 における理論付着量結果と整合性があることがわかる。このように合金層の組成が変わっても合金層分を考慮することで、ワイピング理論の予測精度が改善することがわかった。

4. 4 高温ガスによるワイピング実験

4. 4. 1 実験装置の概要および実験方法

ワイピング部の鋼帯温度は、ワイピング効率に影響する。そこで、鋼板温度のみではな

くガス冷却による温度低下，つまりワイピング部の冷却がワイピング効率に影響するか検証を行うため，ガス温度を変更したワイピング実験を実施した。実験概要を Fig.4-10 に示す。断熱容器内に電気発熱線を蜂の巣状に配置し，ガス温度を 600℃，最大流量 6Nm³/min まで加熱できる装置を設計製作し，エアーの加熱を行った。ただし，ノズルや配管部での温度低下があったため，実験で安定して噴射できるノズル出口でのガス最高温度は 400℃であった。

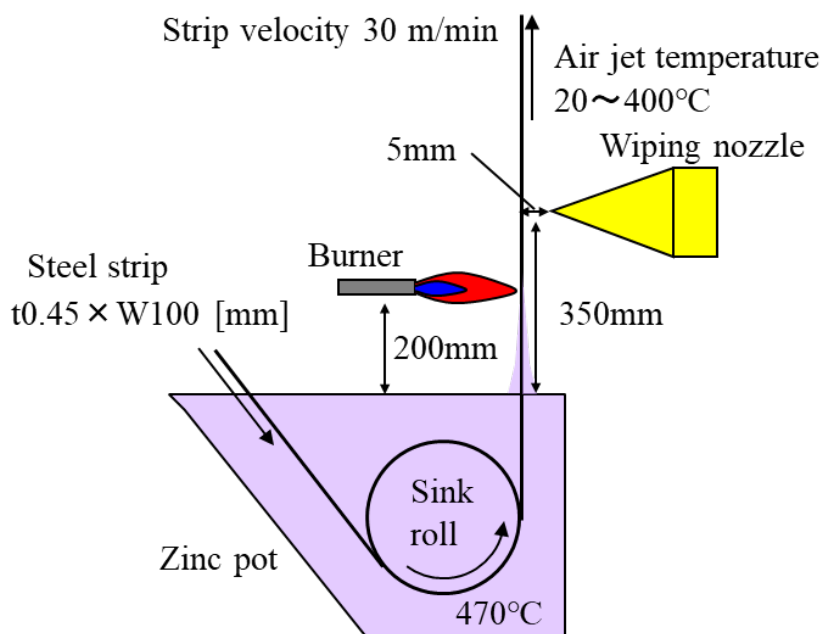


Fig.4-10 Schematic illustration of experimental set-up with high temperature gas jet wiping.

4. 4. 2 実験結果および考察

まずは鋼帯温度が亜鉛融点近傍まで低下する条件にて，高温ガスでのワイピング能力を評価した。バーナーを使用しない条件での付着量の実験結果を Fig.4-11 に示す。ガス温度は 100, 300, 400℃の 3 条件，ガス圧力は 20, 40 kPa の 2 条件である。

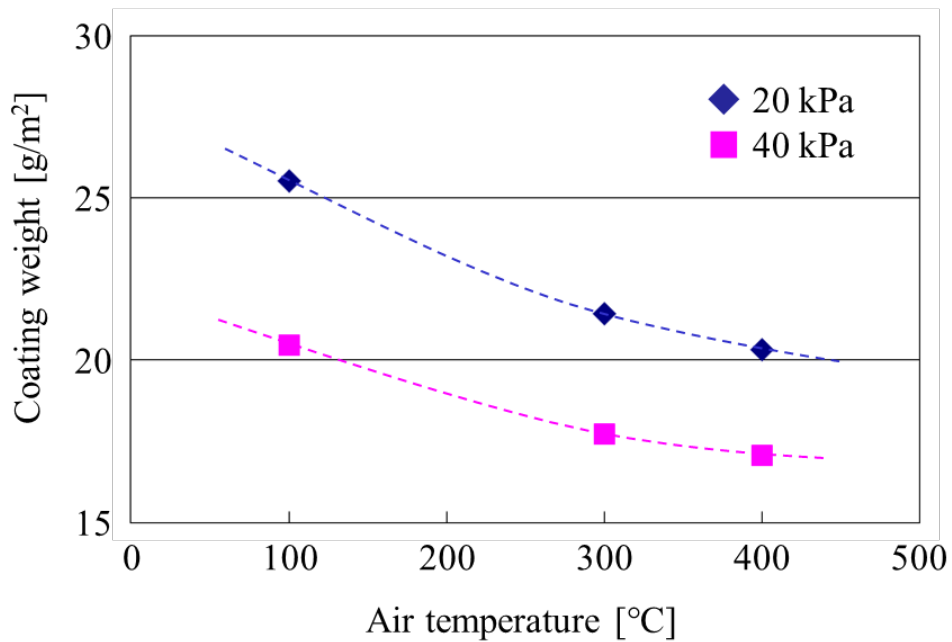


Fig.4-11 Experimental results of high temperature gas wiping without burner.

ガス温度の上昇とともに付着量が減少し、ワイピング能力が向上していることがわかる。ガス温度 400°C の条件では、ガス圧力 20kPa で 100°C における 40kPa 相当のワイピング力を得ることができた。ワイピング部の鋼帯温度が亜鉛の融点近傍まで低下する条件において、ガス高温化はワイピング効率向上に非常に効果があると言える。また 100°C から 300°C への温度上昇に対し、300°C から 400°C への温度上昇では、付着量低減効果が限界値へと漸近しているように見える。これは亜鉛の融点が 420°C であり、効率の良いワイピングガス温度が融点近傍にあることを示唆していると捉えることができる。

Fig.4-12 に付着量と標準状態換算でのエアークロウの関係を示す。エアークロウは理論値である。同じガス圧力において高温条件ほど標準状態におけるガス流量は減少する。高温条件では、ガス密度が低下し噴射速度は増加するため、衝突のガス運動エネルギーは同等となるが、ガス総量を減少させた上でワイピング能力は向上していることを示している。これはスプラッシュの発生に対し有利と考える。

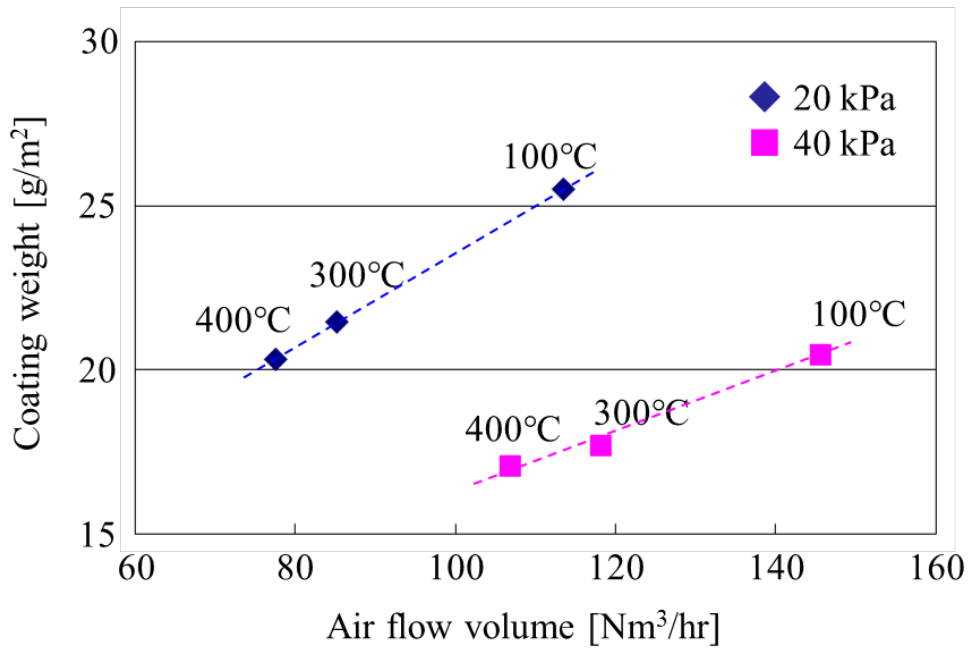


Fig.4-12 Relationship of air temperature and flow for coating weight.

エッジスプラッシュの発生限界指標⁶⁾は、流れの慣性力と表面張力の関係を示す無次元数、ウェーバー数 We で表せる。

$$We = \frac{\rho_g U_{g\max}^2 \delta_0}{\sigma} \quad \dots(4-13)$$

ここで、 ρ_g はガス密度、 $U_{g\max}$ は最大ガス速度、 δ_0 はワイピング前の持ち上げ液膜厚さ、 σ は液の表面張力である。

実験結果は、同等の付着量である 40kPa, 100°C に対し、20kPa, 400°C では、標準状態換算で風量を半減できるため、 We 数においても低減効果があり、スプラッシュ抑制に貢献できる可能性を示している。

次に鋼帯温度が十分に高い場合、亜鉛の融点以上となる条件でのガス温度の影響を評価するため、バーナーを用いてワイピング部鋼帯温度を 450°C として実験を行った。付着量の結果を Fig.4-13 に示す。

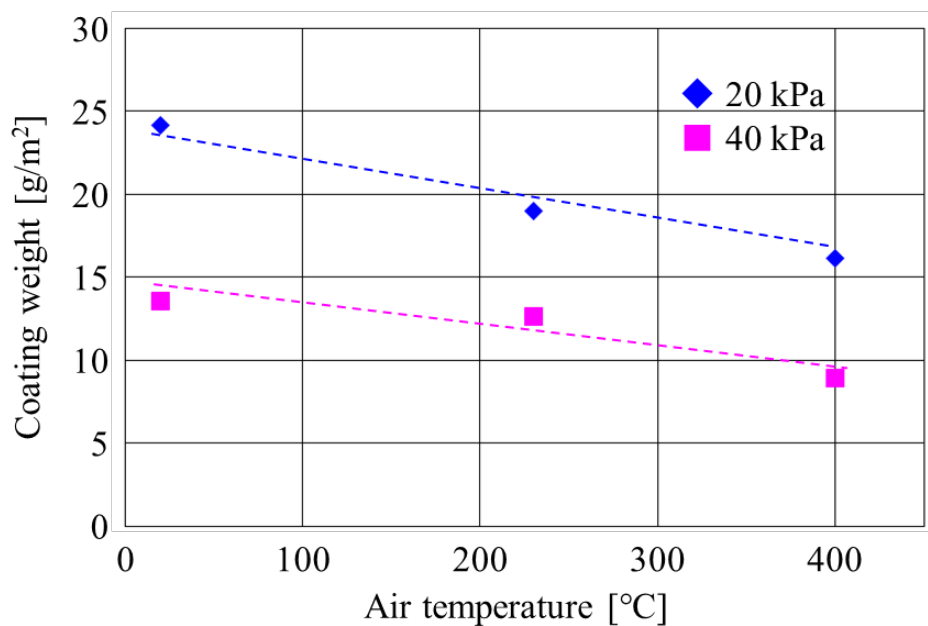


Fig.4-13 Experimental results of high temperature gas wiping with burner.

ガス高温化によりワイピング能力が向上することがわかった。鋼帯温度が亜鉛融点以上であっても、ガス温度が低い場合、微視的な凝固による粘度上昇などワイピングを阻害する現象が起きていることを示している。これはワイピングガスの高温化が鋼板の温度低下防止の効果のみではなく、液相そのものに影響している証拠である。また最も効率の良いワイピングガス温度は、過加熱による合金化を抑制し、液相の凝固を防止できる亜鉛融点付近と考える。またガス温度 400°Cにて、10 g/m²以下の薄膜鍍金の作成に成功した。熔融亜鉛鍍金において、電気亜鉛鍍金並みの薄膜の作成が可能であることを示した。

4. 5 小括

熔融亜鉛鍍金ガスワイピングにおける冷却に伴う微視的な凝固および初期合金層の発達によるワイピング効率阻害の影響について着目し、実験と理論解析による検証を行った。誘導加熱、バーナー加熱による鋼帯温度の変更、およびワイピングガス温度を変更する実験、ワイピング理論による解析付着量との比較を行い、以下の結論が得られた。

- 1) 鋼帯温度が低下する低速通板条件において、ワイピング効率は悪化する。ワイピングガスによる亜鉛表層の微視的な凝固、固液共存層の発生に伴う粘度上昇が起きている

可能性が高い。

- 2) 亜鉛－鋼板界面で生成する硬い初期合金層は、払拭可能な液層厚みを減少させ、ワイピング効率を悪化させる。
- 3) ワイピング付着量解析の精度向上には、微視的な凝固による固体体積率の増加に伴う粘度上昇や初期合金層の生成など固相の体積比率を考慮する必要がある。
- 4) ワイピングガス温度を高温化することで、ワイピング効率を向上することができた。また標準状態換算での風量を削減でき、スプラッシュ欠陥抑制の効果が期待できる。

これらの知見は、熔融亜鉛鍍金のワイピング効率を向上し、ラインの高速化による生産性向上やこれまで実現することのできなかつた薄膜鍍金の達成に寄与するものである。

参考文献

- 1) T. Adaniya: Toward Sustainable Progress of Galvanized Steel Sheets, *J. MMIJ*, **128**(2012), 57 (in Japanese). <https://doi.org/10.2473/journalofmmij.128.57>
- 2) H. Takahashi: 連続熔融亜鉛めっき装置について, *J. Surf. Finish. Soc. Jpn.*, **68**(2017), 610 (in Japanese). <https://doi.org/10.4139/sfj.68.610>
- 3) Y. Takeishi, A. Yamauchi and S. Miyauchi: 連続熔融めっきにおけるガスワイピング機構, *Tetsu-to-Hagane*, **81**(1995), 643 (in Japanese). https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.81.6_643
- 4) G. Takeda, H. Takahashi and K. Kabeya: 連続熔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, *Tetsu-to-Hagane*, **102**(2016), 576 (in Japanese). <https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2016-014>
- 5) A. Y. Soufiani, J. R. McDermid, A. N. Hrymak and F. E. Goodwin: Numerical investigation of multiple-slot jets in air-knife wiping, *J. Coat. Technol. Res.*, **14**(2017), 1015. <https://doi.org/10.1007/s11998-017-9963-0>
- 6) Y. Takeishi, Y. Suzuki and K. Yabuki: 連続熔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, *Japanese J. Multiphase Flow*, **14**(2000), 194 (in

- Japanese). <https://doi.org/10.3811/jjmf.14.194>
- 7) K. Myrillas, A. Gosset, P. Rambaud, M. Anderhuber, J.-M. Mataire and J.-M. Buchlin: Technique for delaying splashing in jet wiping process, *Chemical Engineering and Processing*, **50**(2011), 466. <https://doi.org/10.1016/j.cep.2010.09.011>
 - 8) HOT DIP GALVANIZED STEEL SHEET, Cat.No.B1E-004-10, JFE Steel Corporation, Tokyo. <https://www.jfe-steel.co.jp/en/products/list.html>, (accessed 2023-03-09).
 - 9) Coated STEEL SHEET, U008en_02_202004f, NIPPON STEEL CORPORATION, Tokyo, (2020) https://www.nipponsteel.com/en/product/catalog_download/, (accessed 2023-03-09).
 - 10) N. Rajaratnam: Turbulent Jets, Elsevier Scientific Publishing, Amsterdam, (1976).
 - 11) S. Beltaos, and N. Rajaratnam: PLANE TURBULENT IMPINGING JETS, *J. Hydraulic Research*, **11**(1973), 29.
 - 12) S. Beltaos: Oblique Impingement of Plane Turbulent Jets, *J. Hydraulics Division ASCE*, **102**(1976), 1177.
 - 13) D. G. Thomas: Transport characteristics of suspension: VIII. A note on the viscosity of Newtonian suspensions of uniform spherical particles, *J. Colloid Science*, **20**(1965), 267. [https://doi.org/10.1016/0095-8522\(65\)90016-4](https://doi.org/10.1016/0095-8522(65)90016-4)
 - 14) T. Iida: 液体金属の物性(III), *J. The Japan Welding Society*, **63**(1994), 70 (in Japanese). <https://doi.org/10.2207/qjjws1943.63.70>
 - 15) H. Martin: Heat and Mass Transfer between Impinging Gas Jets and Solid Surfaces, *Adv. Heat Transf.*, **13** (1977) [https://doi.org/10.1016/S0065-2717\(08\)70221-1](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70221-1)
 - 16) H. Saka: 合金化溶融亜鉛めっき鋼板における合金相の形成機構, *J. The Surface Science Society of Japan*, **22**(2001), 113 (in Japanese). <https://doi.org/10.1380/jsssj.22.113>
 - 17) R. Kainuma and K. Ishida: Fe/Zn 拡散対に形成される化合物層の組織変化, *Tetsu-to-Hagane*, **91**(2005), 349 (in Japanese). https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.91.3_349

第五章 ロールコーティングの外観安定化

5. 1 緒言

前章では、熔融亜鉛鍍金の高能率化や付着量予測精度を向上するための知見を得ることができた。一方で最終製品となる薄鋼帯の表面処理は、亜鉛鍍金のみではなく、用途に応じて様々な化成処理被膜を形成するため薬液の塗布が行われる。

製品外観の安定化・美麗化はものづくりを行う上で重要であり、鋼板へのコーティング外観も例外ではない。一方で薄膜化や高速化による製造コスト削減の要求もある。ロール表面に小さな凹凸（セル）を加工したグラビアロールを用いるリバース回転方式のロールコーターはセルからの一定量の液の転写が行えるため、高速での薄膜塗布に関してフラットロールを用いる方式より有利である。しかしグラビアロールは、ロール間の液メニスカスの流れが複雑となり、これまで系統的な研究が行われていない。

第五章では、3ロールコーターの外観安定条件を明らかにするため、ロール周速及び塗布液物性を変更したコーティング液膜外観の可視化実験を行った。

コーティング方式には、ロールコーター、カーテンコーター、スロットコーター、スライドコーター、ナイフコーターといった様々な手法がある。その中でも鋼板へのコーティングには、ロール方式がよく利用される。これは薄鋼板の製造ラインでは、基材の厚みやライン速度が頻繁に切り替わるため、スロットやカーテン方式では塗布量の切り替えを安定的に行うことが難しいこと、鋼板とスロット先端とのギャップを制御することが難しいことに起因する。

ロールコーターの例として、Fig.5-1 に3ロールコーターの模式図を示す。各ロールは接触する位置において、逆方向に回転するリバース方式である。剛体のピックアップロール（PR）が塗布液をくみ上げ、メーターリングロール（MR）が余剰な液を掻き落とし液量の調整を行う。MRとPR間は隙間（ギャップ）や押し付け圧（ニップ圧）により調整を行う。アプリケーターロール（AR）は弾性体ロールであり、コーティング液を鋼板へと転写する。

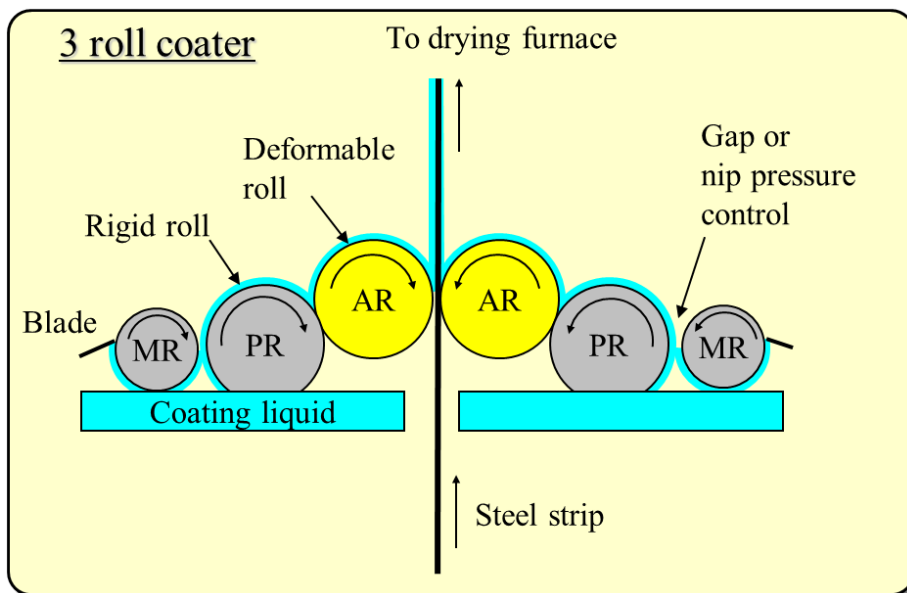


Fig.5-1 Sketch of reverse 3-roll coater.

コーティングプロセスにおいて、重要なポイントは付着量と外観の制御である。付着量は被膜の要求性能によって決定され、液濃度や塗布する液膜厚みによって調整される。しかし不適切な条件で塗布を行うと外観欠陥が発生する。Fig.5-2 にリビング (ribbing, 鉄鋼分野ではローピング) と呼ばれるロールコーターでよく見られるスジ状の外観欠陥例を示す。

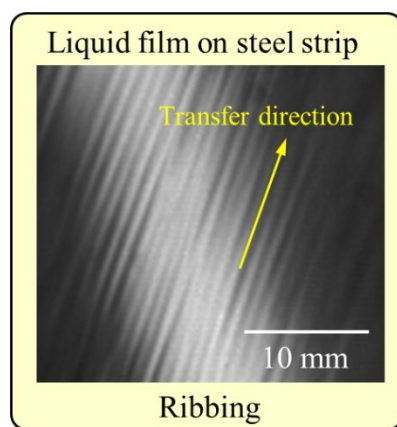


Fig.5-2 Example of appearance defect.

ロールが接触する位置において同じ方向に回転するフォワードロールコーターの外観安定条件は、従来の研究で明らかになっている。Benkreira¹⁾, Ruschak^{2,3)}, Coyle⁴⁾, Carvalho と Scriven⁵⁾ らは、キャピラリー数 (Ca 数) とロール間ギャップとロール径の比により、

フォワードロールコーターの安定条件が評価できることを示している。しかし残念ながら、鉄鋼プロセスにおける一般的なライン速度では、ほとんどがリビング発生条件となってしまう。

一方、リバースロールコーターでは、高い Ca 数においても外観安定条件が存在するため、高速コーティングにおいて広く利用されている。リバースロールの安定条件については、Coyle⁶⁾ が主にロールギャップの影響に着目して検証を行っている。しかしながら弾性体ロールに剛体のグラビアロールを押し付ける 3 ロールコーターの安定条件については、十分に理解されていない。

グラビアロールからの液の転写に関して、Hanumanthu と Scriven⁷⁾, Pulkrabek と Munter⁸⁾, Hoda と Kumar⁹⁾, Dodds¹⁰⁾らは、実験観察やシミュレーションにより現象を定性的に検証している。しかし鋼板の実製造プロセスにおいて、液物性を含めた定量的な操業条件を決定するための系統的な研究は行われていない。本章では、これらを明確にすることを目的として、塗布液の物性および方式を変更したロールコーティング実験を行い、液膜の安定条件を評価した。

5. 2 実験条件と方法

剛体グラビアロールに弾性体ロールの押し付けを行う 3 ロールコーターに関して、塗布後液膜の外観安定条件を明確にするため、回転するループ状の鋼帯への塗布実験を実施した。実験装置の概略を Fig.5-3 に示す。また実験条件を Table 5-1 に示す。実験装置は、3 ロールコーターとループ状の鋼帯を回転させるドライブユニットから構成される。ドライブユニットはバックアップロール (BR), ステアリングロール (SR), テンションロール (TR) から構成され、BR と TR は自由回転ロールである。張力は 1.0 kg/mm^2 で調整し、鋼帯には厚さ 0.2 mm の錫めっき鋼板を使用した。ライン速度は $100 \sim 300 \text{ m/min}$ の範囲で設定した。AR と MR は鉄芯にウレタンゴムを巻き付けた弾性体ロールを使用した。PR は剛体のグラビアロールである。グラビアロールには V 字形状の溝を斜線状に加工したものをを用いた。グループの間隔は $254 \mu\text{m}$, 溝深さは $70 \mu\text{m}$ である。MR と PR 間はニップ圧で制御され、制御範囲は $49 \sim 98 \text{ N}$ とした。鋼帯に塗布する液膜厚みは、ニップ圧とロール周速によって調整できる。PR と AR 間のニップ圧は 147 N , AR と鋼板間のニップ圧は 196 N に設定した。

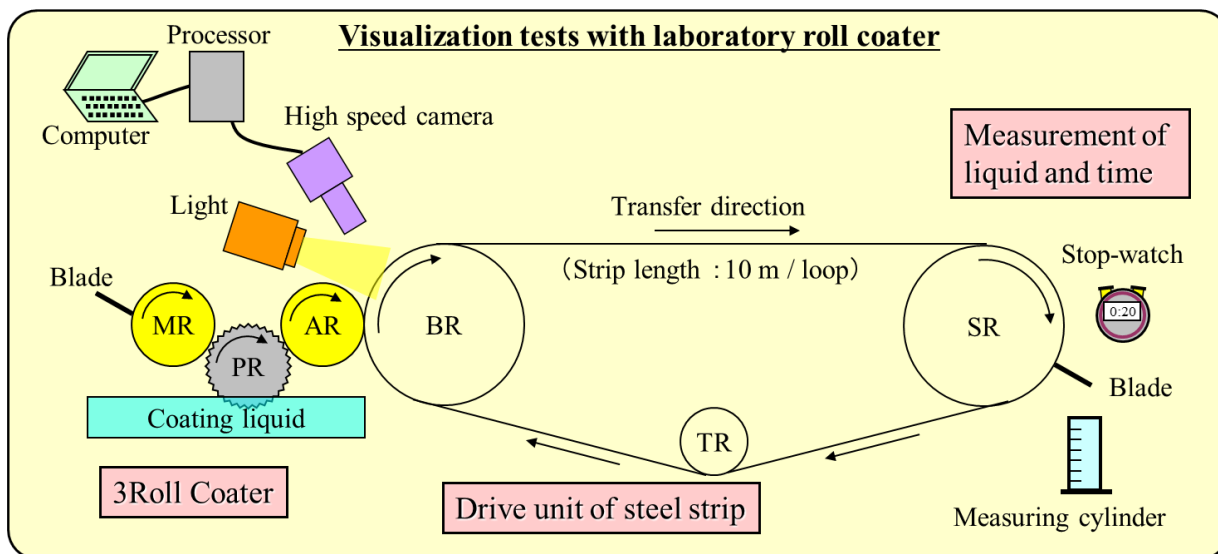


Fig.5-3 Sketch of experimental set-up.

Table 5-1 Specifications of strip, solutions, and rolls.

Strip specification	Tin plate steel, Width300×Thickness0.2 [mm]
Coating liquid	Newtonian fluid
Roll specification	Diameter :250 [mm], Width :250 [mm]
Pickup roll specification	Rigid roll (flat roll or gravure roll)

また別条件として、MR と PR に剛体のフラットロールを用いた実験も実施した。その場合、MR と PR 間はギャップで制御され、60～100 μm の間で調整した。液膜厚みは、ロール間ギャップとロール周速により調整される。ゴムロールは全て同一仕様で、ゴム厚みは 30 mm、ゴム硬度はショア A 硬度で 55 度である。

液膜厚みは、SR に設置したブレードにより掻き落とした液の流量と計測時間から換算した。塗布液として使用した液は、全て水系溶液でニュートン流体である。表面張力は 31～45 mN/m、粘性係数は 1.0～2.7 mPas の範囲で調整した。液物性の調整は、水溶液中の固形分比率の変更により行った。固形分比率は、3.5～7.0 %で調整した。

液膜の外観観察には、高速度カメラ (Photoron Fast Cam MAX) を使用した。カメラには所望の倍率が得られる光学レンズを用い、視野上で液膜を可視化できるように照明の角度を調整した。高速度カメラは、2000 フレーム/秒で撮影を行った。

5. 3 実験結果と考察

5. 3. 1 グラビアロールの外観への影響

液膜外観への MR 周速の影響を検証する実験を実施した。AR 周速 (V_{AR}) と鋼板速度 (V_{LS}) の比は 1.0, 液膜厚みは 7 μm と 9 μm である。PR をフラットロールまたはグラビアロールとした条件における鋼板上の液膜外観を Fig.5-4 に示す。

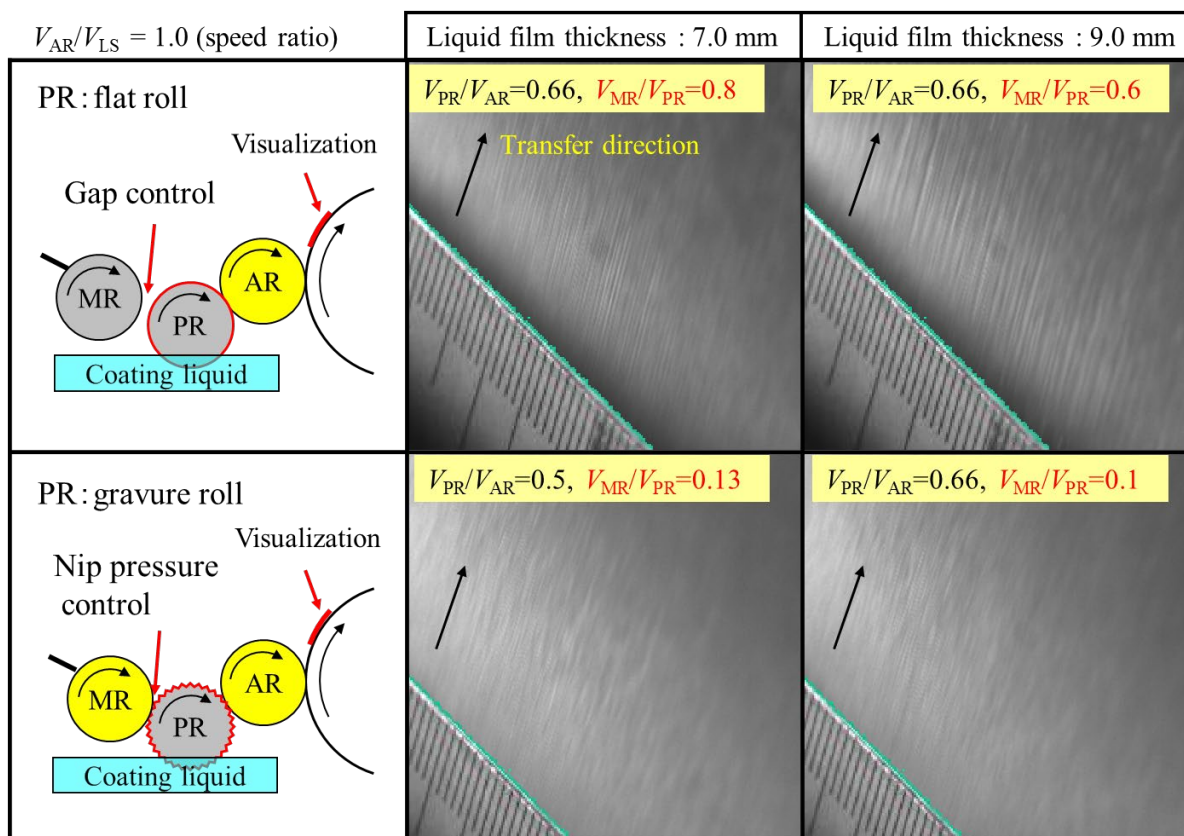


Fig.5-4 High speed camera pictures in case of flat and gravure roll condition.

液膜外観は、フラットロール方式（ギャップ制御）と比較してグラビア方式（ニップ圧制御）の方が良好であった。またギャップ制御方式では、PR 周速 (V_{PR}) に対し MR 周速 (V_{MR}) の遅い条件で太いスジ模様（リビング）が発生した。これは MR と PR 間の液メニスカスの振動によるものと推定できる。ギャップ制御方式では、 V_{MR}/V_{PR} が小さい条件ほどリビングが発生しやすく、大きい条件ほど液膜は安定へと向かうことが知られている⁶⁾。一方、グラビアロールでは V_{MR}/V_{PR} が小さい条件においても液膜外観は均一であった。これはグラビアロールとニップ圧制御を用いることで、MR と PR 間の液メニスカスが安定化したことが原因である。実際、ニップ圧制御方式において V_{MR} は液膜外観に全く影響しなかった。これはグラビアセルに入った液のみが転写されていることに起因しており、

グラビアロール方式がより均一な液膜を塗布できることを示した。

またグラビアセルの容積に対する鋼板上への塗布液の転写率は約 0.4 であった。PR から AR への液の転写に関して、MR で掻き落とされた後、つまりグラビアセルが完全に液で満たされていない状態のため、PR から AR への転写率は 0.4 以上であったといえる。

フォワード回転コーターでは、Carvalho ら⁵⁾により弾性体ロール、剛体ロールの両方でリビングの臨界点が比較されている。ロール間ギャップの狭い条件では、弾性体ロールの臨界 Ca 数は、剛体ロールより高くなる。したがって弾性体ロールでは、より速いライン速度において剛体ロールより美しい外観が得られる。本研究はリバース回転方式であるが、グラビアロールという点だけではなく、弾性体ロール（ロール間のギャップが負）という点も液膜の安定化に影響した可能性が示唆される。

5. 3. 2 ロール周速比の外観への影響

Fig.5-5 にリバースグラビアロール方式における外観安定範囲と液膜外観を示す。塗布液の粘性係数は 1.0 mPas、表面張力は 45 mN/m である。液膜厚みは 8 μm 一定とした。コーティング外観の安定条件はロール周速比により整理することができ、 V_{AR} と V_{PR} が速い条件で安定領域は拡大した。不安定条件として、ロール間の液メニスカス圧力が液側から表面側に増加した場合、液膜は不安定になる。リバースロールにおいてロール周速比が増加すると、この圧力勾配が表面から液側に増加する。この結果、メニスカスは安定へと向かうため、 V_{AR} と V_{PR} の増加は安定領域拡大に寄与したと説明できる。ロール周速比が安定領域にある場合、Fig.5-5 下側 b) のように液膜は均一な外観となる。しかし V_{PR} が V_{AR} に対し低下すると、Fig.5-5 下側 c) に示すように AR と PR 間のメニスカス振動によりスジ状のリビングが発生する。 V_{AR} がライン速度に対し低下した場合、Fig.5-5 下側左 a) に示すように AR と鋼板間でリビングが発生する。また V_{AR} がより速い条件では、Fig.5-5 の下側右 d) に示す擦れ状模様の外観欠陥が発生した。これは AR の回転力により AR と鋼板間の液メニスカスの流れが乱流状態となっていることが原因と考えられる。一方、スジ状の欠陥であるリビングの見られる条件では、液メニスカスは層流に近いと考えられる。これらの結果から、リバースグラビアロール方式において、液膜外観の安定化にはロール周速を適正化する必要があることがわかった。

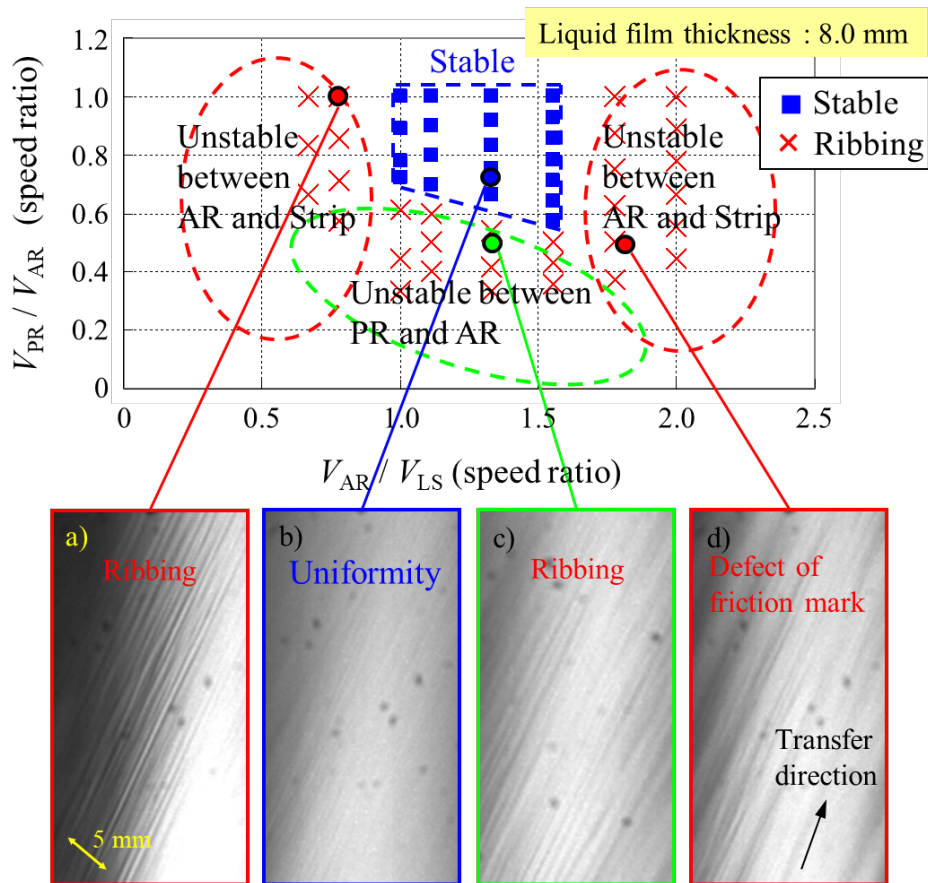


Fig.5-5 Stability diagram and liquid surface on strip.

5. 3. 3 液物性値の外観および液膜厚への影響

Fig.5-6 にグラビアロール方式における AR 上の液膜外観を示す。AR 周速とライン速度の比は 1.0, 液膜厚みは 10 μm である。この実験では, 3 種類の塗布液を用いた。Fig.5-7 に各液物性の関係を, Table 5-2 に各液物性の数値を示す。液 1 は低粘度で高表面張力, 液 3 は高粘度で低表面張力, 液 2 はその中間程度である。Fig.5-6 からロール周速と粘性係数, 表面張力が液膜の均一性に影響していることがわかる。コーティング外観は, 粘性係数が低いほど, 表面張力が高いほど改善する。メニスカスへの粘性力と表面張力の影響を表す無次元数としてキャピラリー数 ($\text{Ca} = \mu V_{AR} / \sigma$) がある。ここで μ は粘性係数 σ は表面張力, V_{AR} は AR 周速を示す。Ca 数が小さいということは, 粘性力に対し表面張力が支配的であることを示す。表面張力は液膜界面の安定に寄与しており, 低 Ca 数ではより均一な液膜となる。また V_{PR} が速い場合, リビングの縞模様が減少している。これは前に説明した液メニスカスの圧力勾配の影響による。実験結果は, V_{PR} の増加と Ca 数の低減が, リバース 3 ロールコーターの安定領域拡大に寄与することを示している。これら結果から液物

性とロール周速が液膜安定性に与える影響が明らかになった。

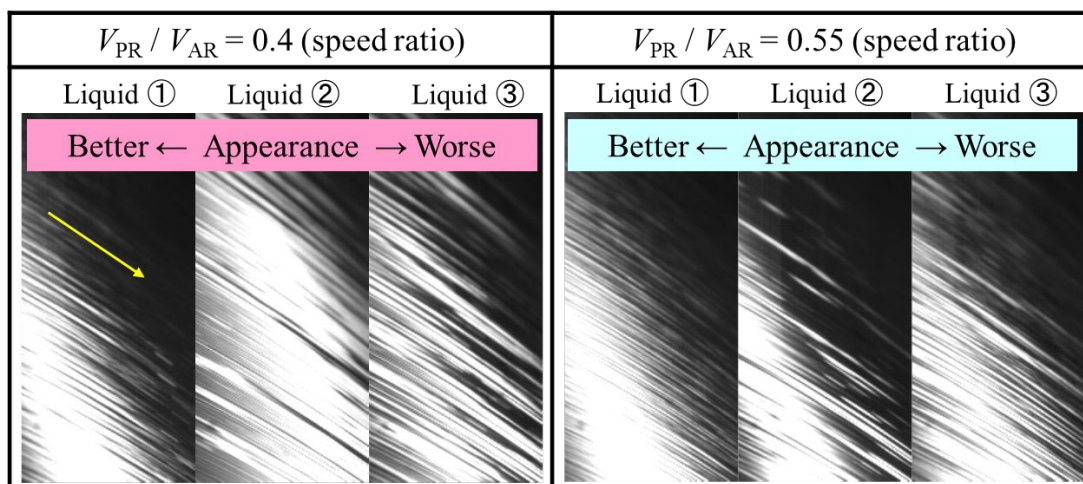


Fig.5-6 High speed camera pictures of liquid surface on applicator roll.

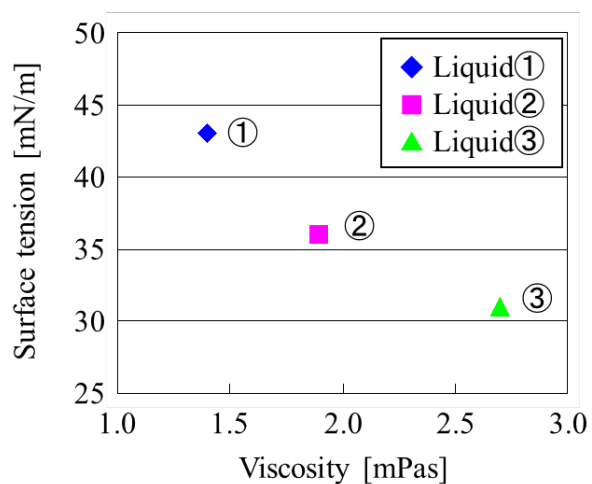


Fig.5-7 Properties of coating liquids.

Table 5-2 Properties of coating liquids.

Type	Non-volatile [%]	Viscosity [mPa · s]	Surface tension [mN/m]	μ / σ [-]
Liquid①	5	1.4	43	1
Liquid②	6	1.9	36	1.6
Liquid③	7	2.7	31	2.7

Fig.5-8 に 3 種類の塗布液について鋼板上への塗布量の相関を示す。図中のプロットは実験値で、線は各塗布液について線形近似した結果である。○で囲まれたプロットは Fig.5-6 右側の条件、□で囲まれたプロットは Fig.5-6 左側の条件を示す。横軸は MR と PR の周速比であり、これは塗布液の掻き揚げ量と掻き落とし力の相関を表している。縦軸は鋼板上の液膜厚み T_{wet} と V_{PR}/V_{AR} との比であり、これは PR から AR に転写される液量の相関を表している。AR と鋼板の速度比は 1.0 である。塗布液の汲み上げ量に対する掻き落とし力 (V_{MR}/V_{PR}) の増加に伴い、液転写量 ($T_{wet}/(V_{PR}/V_{AR})$) が減少する関係にあることがわかる。更に液物性の影響について、高粘性係数で低表面張力の場合、液の転写量が増加する傾向にあることがわかった。セルに残存する液量と Ca 数の関係は、Yin と Kumar¹¹⁾、Hoda と Kumar⁹⁾によって検証されており、Ca 数の増加に伴いセルに残存する液量は増加する。これら研究報告から、高粘性係数、低表面張力 (Ca 数増加) において、MR で掻き落とされた後のグラビアセル内に残った液量は増加していると考えられる。そのため PR から AR への液の転写量が Ca 数増加に伴い増加したと考えられる。この結果は、PR から AR への液転写量は、PR セルに入っている初期液量の影響を強く受けることを示唆している。

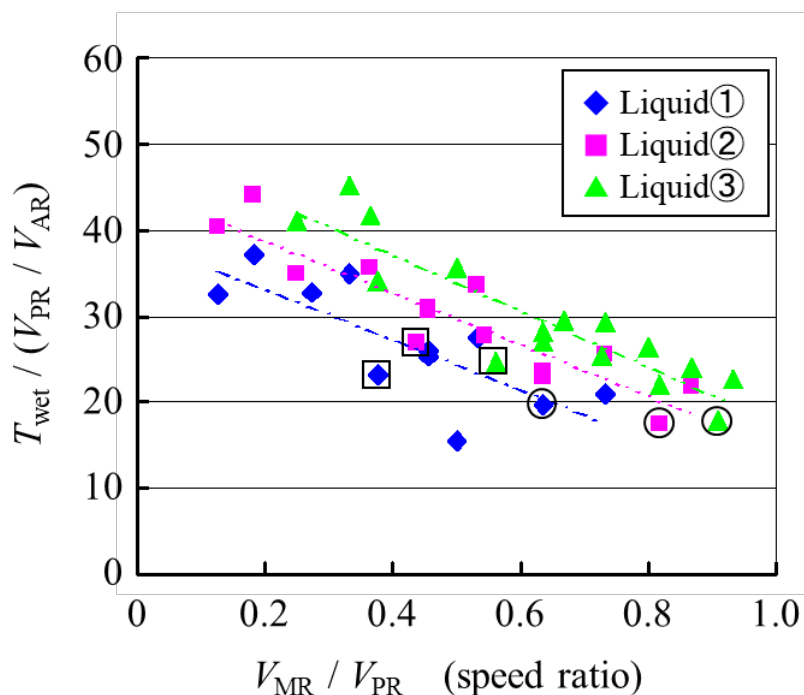


Fig.5-8 Relationship between roll speed ratio and liquid film thickness on the strip
(T_{wet} : wet thickness on the strip)

実験で得られたグラビアロールの外観安定条件を Fig.5-9 に示す。プロットは実験条件

である。安定領域は、 V_{PR}/V_{AR} が小さいほど、Ca数が増加するほど狭くなる。しかし V_{PR}/V_{AR} が大きい領域では、安定領域が存在した。均一塗布には PR 周速の増加が必要であり、その安定領域は Ca 数とロール周速比で整理できることがわかった。

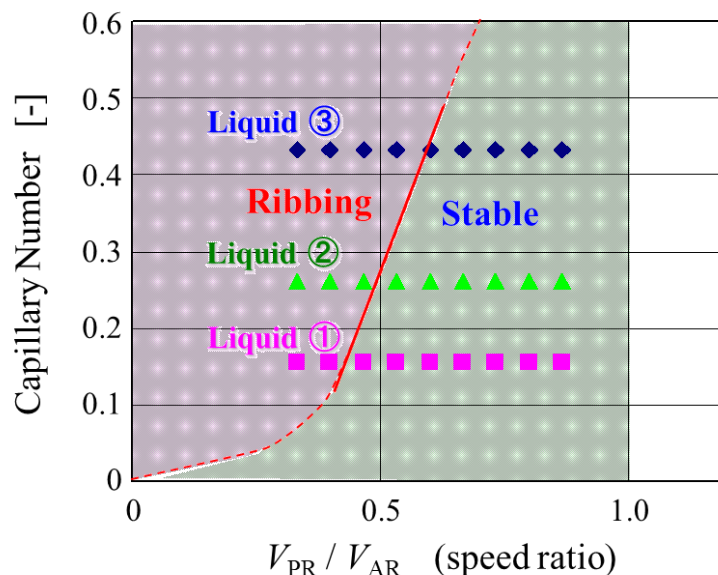


Fig.5-9 Stability diagram for Ca number and experimental conditions.

次にリバーロールコーターにおいて、フラットロールを用いたギャップ制御方式の外観安定領域⁶⁾を Fig.5-10 に示す。本研究の実験範囲 (Fig.5-9) において、ギャップ制御方式では、ほとんどがリビングまたはカスケード欠陥の条件となる。しかしながらニップ圧制御のグラビアロール方式であれば、安定条件が存在した。ニップ圧制御方式の外観安定領域は、低 Ca 数においてギャップ制御方式より大きい。加えて高い V_{PR}/V_{AR} 比においてもカスケード欠陥の発生は見られなかった。これらの結果は、グラビアロールの使用により外観安定領域が拡大することを示している。

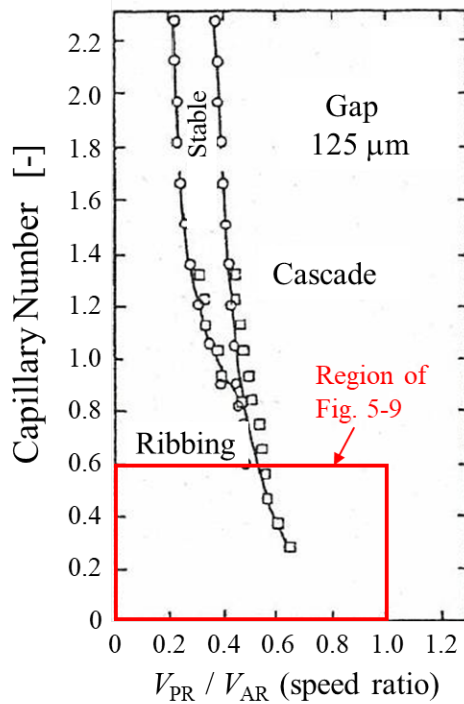


Fig.5-10 Stability diagram for Gap control coater with flat roll⁶⁾.

5. 4 グラビアロールによる外観安定範囲拡大に関する考察

安定領域拡大の理由については、ロール間の液メニスカスにおける微小な振動を考察することで解釈できる。Fig.5-11 にフラットロール間の液メニスカス模式図を、Fig.5-12 に剛体のグラビアロールと弾性体ロール間のメニスカスの模式図を示す。ここで x は水平方向、 y はロール幅方向、 z は重力方向の座標、 m はメニスカスの位置、 ε は微小変位を示す。メニスカスにおける圧力境界条件は、次式で表せる¹²⁾。

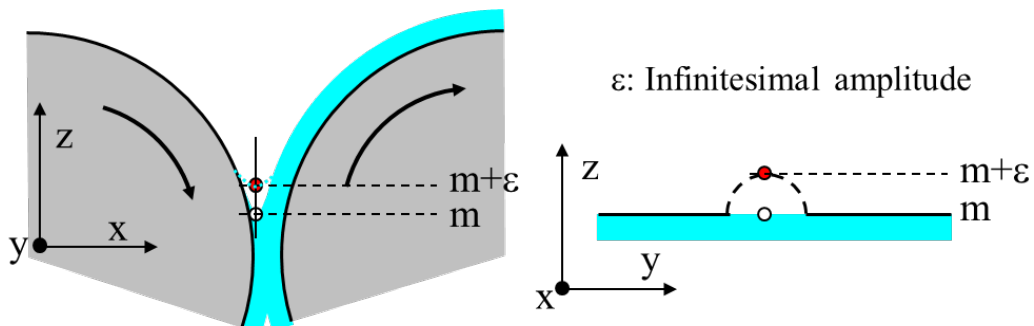


Fig.5-11 Sketch of meniscus for gap control coater with flat roll.

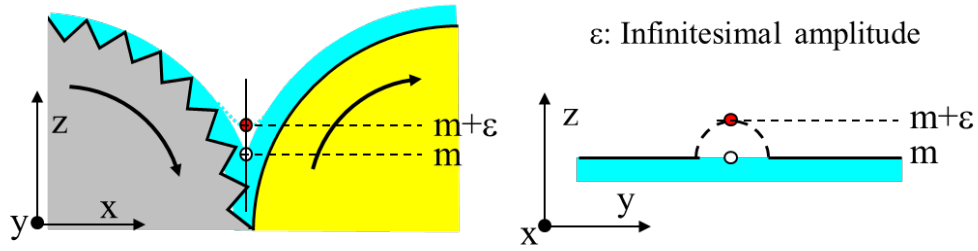


Fig.5-12 Sketch of meniscus for nip pressure control coater with gravure roll.

$$P_m + \frac{\sigma}{r_m} = P_0 \quad \dots(5-1)$$

ここで P_m , P_0 , σ , r_m は、それぞれメニスカスの圧力、雰囲気圧力、塗布液の表面張力、メニスカスの曲率半径である。微小変位はメニスカスの振動によって生じ、この振動がリビングのスジ状欠陥となって現れる。メニスカスの位置が ε 動いた場合、 z 方向の力のつり合いは次式で表現できる。

$$F_z = P_{m+\varepsilon} + \frac{\sigma}{r_{m+\varepsilon}} - P \quad \dots(5-2)$$

$z = m$ の点で展開して線形化すると次式が成立する。

$$P_{m+\varepsilon} = P_m + \varepsilon \frac{dP}{dz} + O(\varepsilon^2) \quad \dots(5-3)$$

$$\frac{1}{r_{m+\varepsilon}} = \frac{1}{r_m} - \frac{\varepsilon}{r^2} \frac{dr}{dz} + O(\varepsilon^2) \quad \dots(5-4)$$

従って式(5-1)を用いると式(5-2)は次のようになる。

$$F_z = \varepsilon \left(\frac{dP}{dz} - \frac{\sigma}{r^2} \frac{dr}{dz} \right) \quad \dots(5-5)$$

もし $F_z > 0$ の場合、攪乱は大きくなり、不安定条件として次式が成立する。

$$\frac{dP}{dz} > \frac{\sigma}{r^2} \frac{dr}{dz} \quad \dots(5-6)$$

もしメニスカスが攪乱に対し安定であるなら、 $m+\varepsilon$ は m に戻る。その場合、 F_z は負でなければならず、表面張力が高く、曲率半径が小さいほど安定となる。液の表面張力は変化しないため、外観安定化に対して曲率半径が変化したと考えられる。つまり Fig.5-12 のニップ圧制御のグラビアロール方式では、Fig.5-11 のギャップ制御コーターと比較し、ロール間液メニスカスの曲率半径が小さくなることによって、外観安定領域が拡大したと解釈できる。

5. 5 小括

リバースグラビアロールコーターにおいて、液膜外観の安定条件を検証するため、ロールコーター装置を用いた液膜外観の可視化実験を実施し、均一塗布へのロール周速および塗布液物性の影響を明らかにした。得られた知見を以下に示す。

- 1) PR に剛体グラビアロールを用いたニップ圧制御方式において、MR 周速はリビングに影響しないことがわかった。
- 2) 均一塗布に適したロール周速を明らかにし、その安定領域が Ca 数と PR/AR 周速比で表現できることを示した。
- 3) ニップ圧制御のグラビアロール方式において、ギャップ制御のフラットロール方式と比較して、外観安定領域が拡大することがわかった。これはグラビアロール方式において、剛体 PR と弾性体 AR 間のメニスカスの曲率半径が小さくなることが理由と考えられる。

これらの知見は、目標の被膜厚みや薬液物性が変化した際も、平滑な塗布被膜を維持して、高速製造の達成に寄与するものである。

参考文献

- 1) H. Benkreira, M. F. Edwards and W. L. Wilkinson: Ribbing Instability in the Roll Coating of Newtonian Fluids, *Plast. Rubber Proc. Appl.*, (1982), vol. 2 p. 137–144.
- 2) K. J. Ruschak: Boundary Conditions at a Liquid/Air Interface in Lubrication Flows. *J. Fluid Mech.*, (1982), vol. 119, p. 107–120. <https://doi.org/10.1017/S0022112082001281>
- 3) K. J. Ruschak: Coating Flows, *Ann. Rev. Fluid Mech.*, (1985), vol. 17, p. 65–89. <https://doi.org/10.1146/annurev.fl.17.010185.000433>
- 4) D. J. Coyle: Roll Coating Flows 2: The Ribbing Instability, *Ind. Coat. Res.*, (1992), vol. 2, p 33–45.
- 5) M. S. Carvalho and L. E. Scriven: Deformable Roll Coating Flows: Steady State and Linear Perturbation Analysis, *J. Fluid Mech.*, (1997), vol. 339, p.143–172. <https://doi.org/10.1017/S0022112097005090>
- 6) D. J. Coyle, C. W. Macosko and L. E. Scriven: The Fluid Dynamics of Reverse Roll Coating., *AIChE J.*, (1990), vol. 36 (2), p. 161–174. <https://doi.org/10.1002/aic.690360202>
- 7) R. Hanumanthu and L. E. Scriven: Coating with Patterned Rolls and Rods., *Tappi J.*, (1996), vol. 79, p. 126–138.
- 8) W. W. Pulkrabek and J. D. Munter: Knurl Roll Design for Stable Rotogravure Coating., *Chem.Eng.Sci.*, (1983), vol. 38 (8), p. 1309–1314.
- 9) N. Hoda and S. Kumar: Boundary Integral Simulations of Liquid Emptying from a Model Gravure Cell. *Phys. Fluid.*, (2008), 20 092106. <https://doi.org/10.1063/1.2980035>
- 10) S. Dodds, M. S. Carvalho and S. Kumar: The Dynamics of Three-Dimensional Liquid Bridges with Pinned and Moving Contact Lines., *J. Fluid Mech.*, (2012), vol. 707, p. 521–540.
- 11) X. Yin and S. Kumar: Flow Visualization of the Liquid-Emptying Process in Scaled-up Gravure Grooves and Cells., *Chem. Eng. Sci.*, (2006), vol, 61, p. 1146–1156. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2005.07.039>
- 12) M. D. Savage: Meniscus Instability and Ribbing., *Ind. Coat. Res.*, (1992), vol. 2 p. 47–58.

第六章 フローター炉の蛇行矯正力の予測

6. 1 緒言

連続焼鈍プロセスでは、鋼帯の温度、外観、搬送の制御が重要であり、それらの課題を一貫して解決することで、ライン全体の高速化、高能率化を達成できる。前章までに、ガス冷却における温度制御および溶融亜鉛鍍金やコーティングの外観制御の課題について解決する知見を得ることができた。第六章では、加熱・冷却の効率にも関係する技術であると同時に、搬送の安定性に関して潜在的な課題を有しているフローター（鋼帯の気体浮上搬送）¹⁻⁵⁾に関して、搬送時の蛇行の矯正力、安定性の検討を行う。

薄鋼帯の製造プロセスにおいて、鋼帯の安定的な搬送は、高い品質と生産能率を達成するために必要不可欠である。薄鋼帯の搬送には、一般的にロールが用いられる。しかしながら接触して回転するロールは、鋼帯に擦り疵や異物による押し疵を発生させる場合がある。家電や自動車といった製品部材の外板となる薄鋼板は、特に美しい外観を要求されるため、疵の防止と検査・管理を徹底して行う必要がある。また薬液等を鋼帯に塗布する場合、乾燥前の液膜や柔らかい被膜の剥離、損傷を避けるため、ロール接触による搬送は行えない。そこでロールによる接触式搬送の課題を解決するための手段として、気体噴射の圧力により鋼帯を浮上させて搬送を行う非接触式搬送技術、フローター技術¹⁻⁵⁾が開発されている。

フローターは、ノズルから噴射される気体噴流による高い熱伝達係数^{6,7)}を利用して、搬送と同時に、効率的な加熱、冷却、乾燥といった熱処理を行える利点を有している。一方で、搬送の安定性や熱伝達、乾燥での被膜品質、エネルギーコストなどに装置設計、操業パラメーターが作用する複雑さも有しており、実験や解析モデルによる適正化の研究⁸⁾が行われている。

フローターにおける基材搬送の課題は、浮上の安定性と蛇行である。浮上量が適切でなく、大きな上下振幅のある場合、フローターとの接触により基材は損傷する。またロール搬送と異なり接触による大きな摩擦力が働かないため、基材の形状不良などの影響により簡単に蛇行が発生する。浮上に関して、藤原ら⁹⁾は浮上力に対しノズル外縁形状が大きく影響することを示している。また武田ら¹⁰⁾は、空気の圧縮性を考慮した解析や実験により、基材とフローターの間隙からの流れに起因する自励振動以外に、圧縮性に起因する自励振動が発生することを示している。

蛇行の矯正力に関して、下川ら¹¹⁾は、フローター面上に設置するリブ板に段差を設けることで、蛇行の矯正力が高まることを示している。

また Chang ら¹²⁾は、フローターの流体力学的な特性が、噴流の噴射角度、噴流厚み、浮上のための静圧を作用させる面幅、静圧の4つの因子で決定づけられることを簡易な解析モデルや実験で検証している。Kim ら¹³⁾もまた、三次元数値流動解析と実験により、それら因子がフローターの力学的な特性を決めることを示している。

このようにフローターによる帯状基材の浮上搬送に関して、基礎的な特性や設計の基本事項は明らかとなっている。その一方で、様々な設計要素があるフローターの正確な浮上挙動や蛇行矯正力を把握するには、実大規模での実験や数値解析を行う必要がある。しかしながら、長尺の帯状基材を搬送するフローター全体の構造は巨大で、実大規模での実験は困難であり、数値解析にも多くの時間とコストがかかるといった課題がある。

そこで本章では、縮小スケールでのラボ実験や簡易な二次元数値流動解析によるフローター蛇行挙動の再現および蛇行の矯正力予測を目的に、その定性的な確かさおよび定量評価に関する検証を実施した。また縮小スケール検証における実大規模現象との差異についても明らかにした。

6. 2 フローター構造と蛇行矯正原理

一例として、薬液を塗布した薄鋼帯が連続的に搬送されるフローター乾燥炉の概略を Fig. 6-1 に示す。塗装装置により薬液を塗布された鋼帯は、被膜の損傷を避けるため乾燥が完了するまでロールと接触させることはできない。そこで乾燥炉内では、フローターからの気体噴流の圧力により鋼帯は非接触状態を維持しながら浮上搬送され、乾燥が同時に行われる。要求される基材の搬送速度や乾燥能力などからフローター乾燥炉の炉長は決定され、基材の自重を支えるため必要なフローターの台数やその設置間隔が決定される。例えば、Fig.6-1 左下に示すように、フローターからの気体噴射を2本のノズルで対向する向きに行うことで、基材とフローター天板間での静圧を効率的に高めることができ、安定した浮上搬送を行うことができる。またフローター天板上にサイドプレート、リブプレートと呼ばれる基材幅方向への横流れを抑制する邪魔板を配置することで更に安定して静圧を高めることができる。

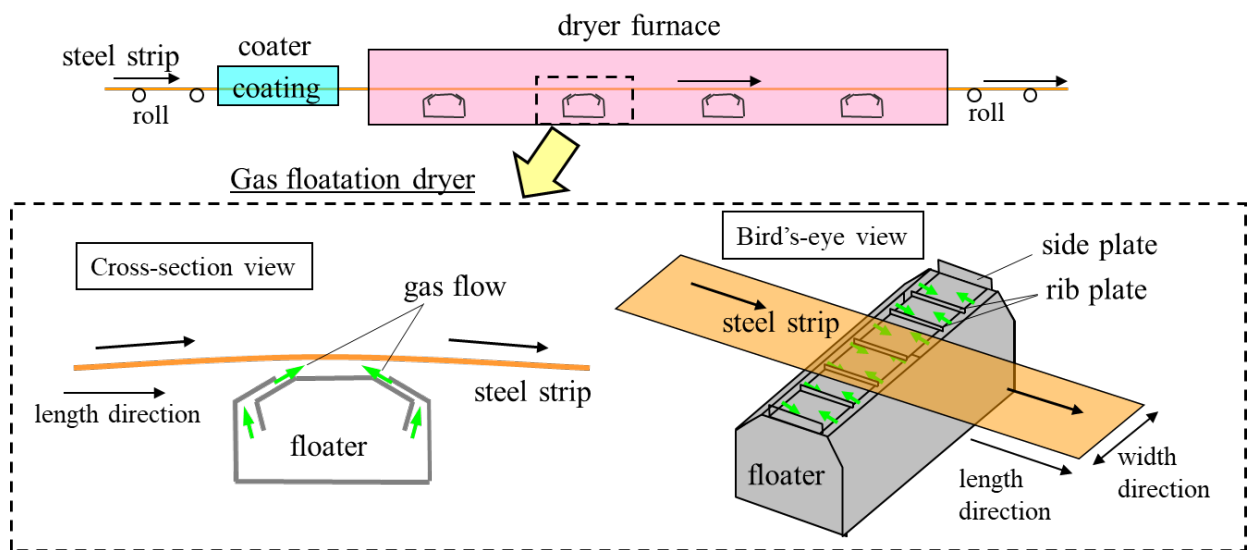


Fig.6-1 Schematic illustration of flotation dryer system.

次にフローターの基材蛇行の矯正メカニズムについて、基材および基材幅方向断面におけるフローター天板上の構造を示した Fig.6-2 を用いて説明する。基材エッジ側のサイドプレートは、リブプレートよりも高く設計される。基材の位置がフローターの幅方向中心位置から左にずれて蛇行した場合、左側サイドプレートと基材間の隙間、流路が狭くなり左側の基材下方の静圧が大きくなることで矢印の向きに基材は傾斜する。静圧により基材下面には、基材面に垂直な方向の力が作用する。その力は基材の傾きに応じて、基材の自重を支える重力方向の力である浮上力と水平方向の力に分配される。この水平方向の力が、基材の蛇行を矯正するセンタリング力として作用し、基材は中央に戻り、安定的な搬送が可能となる。この蛇行矯正力は、フローターのリブやサイドプレート、ノズルの設計により変化する。

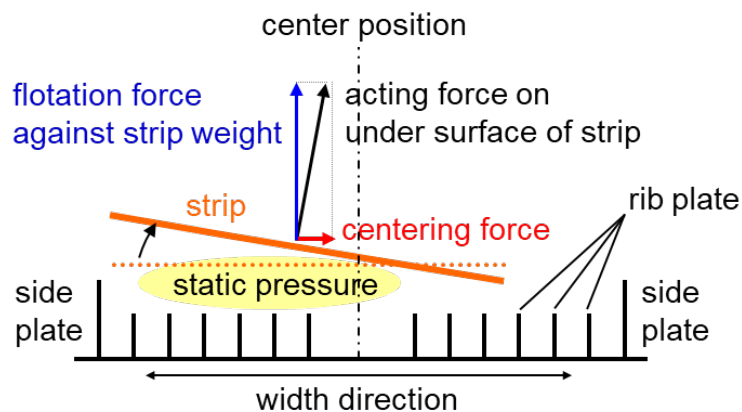


Fig.6-2 Centering mechanism of strip walking.

6. 3 フローター実験による蛇行挙動の検証

6. 3. 1 実験装置の概要および実験方法

流れによる乱れのスケールや縮尺比などの相似則を一致できる実大規模スケールで実験を行うことが好ましいが、スペースや予算の都合により、大規模な鉄鋼製造プロセスを再現するのは困難な場合が多い。また構造が複雑なフローターを複数台製作するのは時間とコストがかかる。そこで、本検討では、実大規模の 1/10 サイズの小型フローター 1 台を用いた実験を考案し実施した。実験では、基材厚みは縮小せず薄鋼帯を使用した。厚みを薄鋼板の 1/10 とする場合、金属箔となり、折れや変形など実験での取り扱いが困難となるためである。その他の幾何学的な寸法は、実大規模の 1/10 スケールとなるよう調整した。実験装置の概要を Fig. 6-3 に示す。

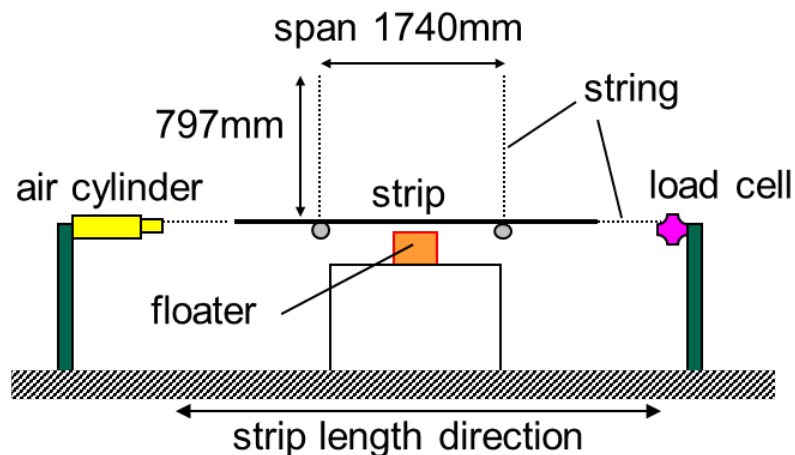


Fig.6-3 Experimental set-up about 1/10 model of real scale floatation device.

フローターによる基材の浮上搬送は複数台のフローターにより行われることが多い。そこで1台で3台のフローターが基材長手方向に連続する条件を再現できるよう、基材長手方向の隣接するフローターにおける基材の浮上支持をワイヤーでの吊り上げにより模擬した。ワイヤーでの吊り上げは、フローターによる基材浮上で発生する上下動は模擬できないが、幅方向の横揺れに対する自由度を確保できる。また鋼板の両端をワイヤーと連結し、エアシリンダーとロードセルを用いて長手方向に任意の張力を作用できるように設計した。ワイヤー吊り上げ間の鋼帯は、張力と重力の関係からカタナリ曲線を形

成し、フローターで鋼帯を浮上させない限り垂れ下がってフローターと接触する。つまり、2箇所の吊り上げワイヤー間の距離と鋼板の長手方向に作用させる張力の調整により、フローター1台分が受け持つ鋼帯の自重を支える条件を任意に再現できる。

カテナリ曲線¹⁴⁾は、基材長手方向座標を x 、重力方向座標を y とした場合、一般的に次の式で表される。

$$y = a \cosh\left(\frac{x-c_1}{a}\right) + C_2 \quad \dots(6-1)$$

ここで a は、張力を T 、鋼帯の単位長さ辺りの重量を M とすると $a=T/M$ 、 C_1 、 C_2 は積分定数である。本実験では、鋼帯の垂れ下がり量の縮尺を実大規模条件と合わせるよう張力を設定した。また鋼帯の浮上高さの縮尺も実大規模条件と合わせるため、鋼帯がフローター天板から約 5mm で安定的に浮上する 600Pa にフローター内部圧力を設定した。

実験フローターの鋼帯長手方向および幅方向の断面模式図を Fig.6-4 に示す。空気噴射口のスリット幅は 2mm で、ガスは2箇所から対向する向きに噴射される。フローター天板上にはリブプレートと鋼帯エッジ側には背の高いサイドプレートを設置している。

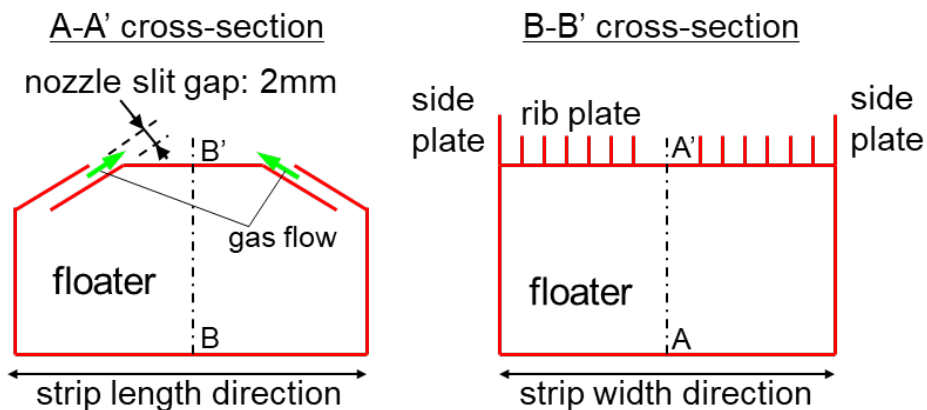


Fig.6-4 Schematic illustration of experiment flotation device.

縮小スケール実験において、実機現象を精度良く再現するには、相似則を考慮する必要がある。幾何学的な相似については、鋼帯厚み以外に関して一致させた。一方で、幾何学的な相似を取ることで、流れや振動といった力学的な相似について、実大規模の現象に対し乖離が発生する。フローター浮上現象において考慮すべき力学的な相似¹⁵⁾に関する乖離について考察を加える。

流れの相似において考慮すべきレイノルズ数 Re の一致は、鋼帯の浮上量により噴射流

速が決まるため、除外せざるを得ない。物体回りの流れ、境界層の速度分布や抗力の影響について実大規模との比較で差異が生じる点には注意が必要である。

次に、鋼帯の振動現象に関する相似を考慮すべきと考える。両端を固定されたフローター上の鋼帯は、流体力の影響で絶えず重力方向に振動し、その振幅は鋼帯の固有振動数で共振により増大¹⁶⁾する。そのため振動現象を鋼帯周りの流れより優先すべきパラメーターとして考慮し、ストローハル数 St を実大規模とラボ実験で一致させるべきと考える。 St 数の定義を以下に示す。

$$St = \frac{fH}{V} \quad \dots(6-2)$$

f は流れにある振動現象の周波数を示すが、固有振動で鋼帯が振動するフローター浮上現象において、流れ場も鋼帯振動に合わせて変化するため、 f を鋼帯の振動周波数と置き換えた St 数、換算振動数¹⁵⁾として考慮すべきである。 H は代表長さで、ここでは基材幅方向に気体が行れる流路の幅、つまり基材の浮上高さとして定義するのが妥当である。 V はガス速度を示す。

1/10 スケールにおいて St 数を一致させる場合、ガス速度 V が同じであれば、周波数を 10 倍とする必要がある。

両端固定された距離 L のストリップの振動周波数（つまり固有振動数、共振振動数） f は以下の式で表せる¹⁶⁾。

$$f = \frac{n}{2L} \sqrt{\frac{Tg}{M}} \quad \dots(6-3)$$

ここで、 n は整数、 g は重力加速度である。 L と M が 1/10 となる縮小スケールでは、張力 T を 1/10 とすることで、 f を 10 倍とすることができる。しかしながら、 T は幾何学的な相似、鋼帯カタナリ曲線の縮尺比から決定されており、 St 数もまた完全に一致させることは困難であることがわかる。

本実験において、力学的相似パラメーターは実大規模現象との乖離がある点を踏まえた上で、幾何学的な相似を考慮し、フローター構造変更による蛇行矯正力の評価を行った。各種実験条件を **Table 6-1** に示す。

Table 6-1 Experimental conditions.

Strip size	thickness0.26×width120 [mm]
Tension	0.10 [kg/mm ²]
Pressure	600 [Pa]
Off-center	0, 10 [mm]
Side plate height	5, 10 [mm]

フローターのリブプレートの高さは、2.5mmである。サイドプレート高さを5, 10mmと変更した2条件において、鋼帯をフローター幅方向中央に設置した場合と幅方向に10mmオフセンターした2条件で鋼帯傾きの変化を検証した。

次に鋼帯の傾き角度の測定方法について、鋼帯とフローター天板上のリブプレート、サイドプレートの幅方向断面構造を示した Fig.6-5 を用いて説明する。鋼帯の傾きは、レーザー距離計2台を基材の幅方向に並べ測定距離の関係から算出した。レーザー距離計には、オムロン社製 ZX-LD100 を使用した。

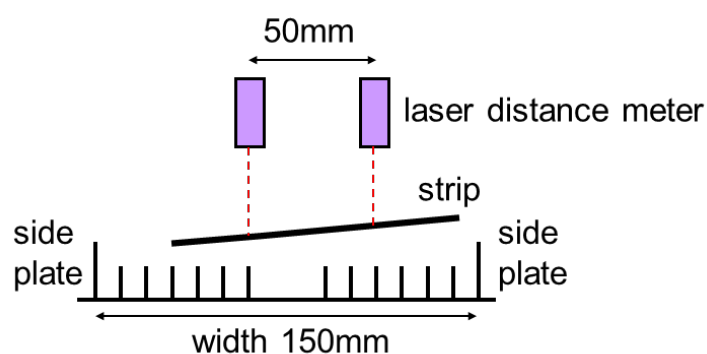


Fig.6-5 Measuring method of the strip tilt angle.

鋼帯をフローター中央からオフセンターした場合の鋼帯傾き変化の評価方法について、Fig.6-6 を用いて説明する。鋼帯を中央に設置した場合の傾き角度を a° , 10mm オフセンターした場合の傾き角度を b° として変化 $b-a^\circ$ を傾き角度増加分と定義して評価した。鋼帯がフローター中央にある場合、理想的な条件において、振動による変動はあるが時間平均した角度 a° はほぼゼロとなるはずである。しかしながら、実際の薄鋼帯は圧延や焼鈍工程で生じる長手方向伸びの板幅内での不均一分布を有しており、完全に平坦ではない。また実験装置の水平調整も $0.1\sim 0.2^\circ$ 程度が限界であった。縮小サイズのラボ実験において μm 単位の位置調整を行ったが、フローター中央の浮上においてわず

かな傾きが発生した。そこで鋼板形状や装置調整によるフローター中央での浮上時の傾き影響を除外して、鋼帯をオフセンターした場合の傾き増分、つまり蛇行矯正力を検証するため $b-a^\circ$ を評価した。

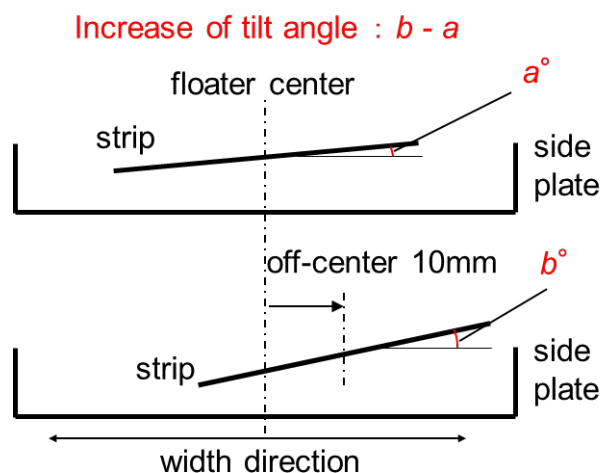


Fig.6-6 Definition of “Increase of tilt angle”.

補足として、蛇行を評価するには、鋼帯の幅方向変位を測定することが直接的である。本実験において、基材の幅方向の位置はワイヤーで固定されているため、幅方向変位の評価は行えない。幅方向への連続的な蛇行挙動を評価するには、切板ではなく連続して走行する鋼帯を用いるなど、実験装置の改良が必要となる。

6. 3. 2 実験結果と考察

鋼板傾き角度の時間変化を Fig.6-7 に示す。左図はサイドプレート高さ 5mm、右図はサイドプレート高さ 10mm の条件である。それぞれ鋼帯をフローター中央に設置した条件と、中央から幅方向に 10mm オフセットした 2 条件の傾き変化を示している。

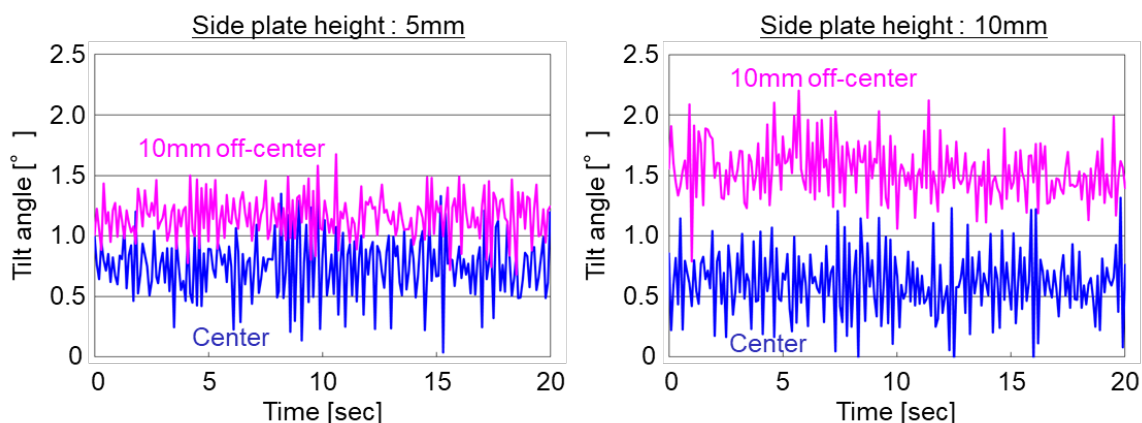


Fig.6-7 Experiment results of tilt angle.

鋼帯は絶えず振動しており，鋼帯角度は細かい周期で大小様々な変動をしていることがわかる。鋼板傾きの標準偏差は約 $0.18\sim 0.28^\circ$ であった。また鋼帯が幅方向センターに位置する条件においても，平均 0.7° 程度の傾きが発生した。これは前述の通り，鋼板形状および初期調整により発生する傾きである。鋼板位置を幅方向に 10mm オフセンターすることで傾き角度は増加した。これはオフセンターすることでサイドプレートと鋼板間の流路が狭くなり鋼板下面に作用する静圧がオフセンターさせた側で高まった効果である。更にサイドプレート高さを 5mm から 10mm に高くすることで，鋼板の傾きは大きく増加した。これは鋼板をオフセンターした際のサイドプレートと鋼板間の流路が更に狭くなり，オフセンターさせた側で鋼板下面に作用する静圧がより大きくなった効果である。

鋼帯は長手方向両端の拘束があるため，厚み方向および幅方向の振動が発生し，傾きは絶えず変化する。そこで厚み方向振動より周期の長い幅方向振動の周期（約 0.4sec）に対し，十分に長い測定時間（30sec，測定周期 0.1sec）の平均値を傾き角度と定義した。鋼帯をフローター中央に配置した場合の傾き角度 a° ，フローター中央から 10mm オフセンターした場合の傾き角度 b° および増加量 $b-a^\circ$ の結果を Fig.6-8 に示す。

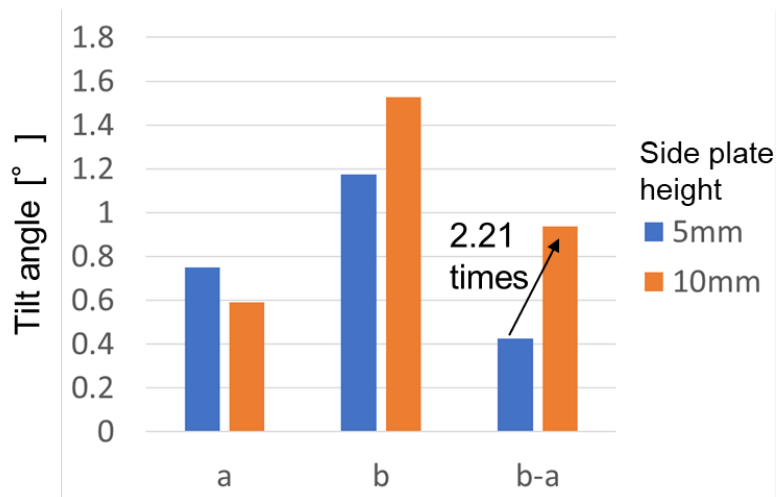


Fig.6-8 Experiment results of tilt angle.

鋼帯をフローター中央からオフセンターすることで傾きが増加し、更にサイドプレート高さを5→10mmと高くすることで傾きの増加量、つまり蛇行の矯正力が2.21倍増加することがわかった。縮小スケールのラボ実験において、サイドプレート高さを高くすることで、鋼帯の傾きが大きくなり、蛇行の矯正力が増加する現象を定性的に評価することができた。

一方で、鋼帯をフローター中央に配置した条件のサイドプレート高さ変更時の傾き a にわずかな差異がある点を考慮すると、実験装置の寸法精度の向上により、更なる実験結果の高精度化が図れる可能性について言及しておきたい。また実大規模との比較において、縮小スケール実験による力学的な相似の乖離がある点を踏まえると、実験パラメーターの適正化により相似則の乖離を縮小し、実大規模の予測精度を向上できる可能性がある。

6. 4 二次元数値流動解析によるフローター蛇行挙動の再現

6. 4. 1 解析条件

フローターによる基材の浮上と蛇行現象を簡易な数値解析により再現し、予測できないか検証するため、汎用流動解析ソフト Fluent14 を用いた二次元数値流動解析を実施した。解析モデルを Fig.6-9 に示す。

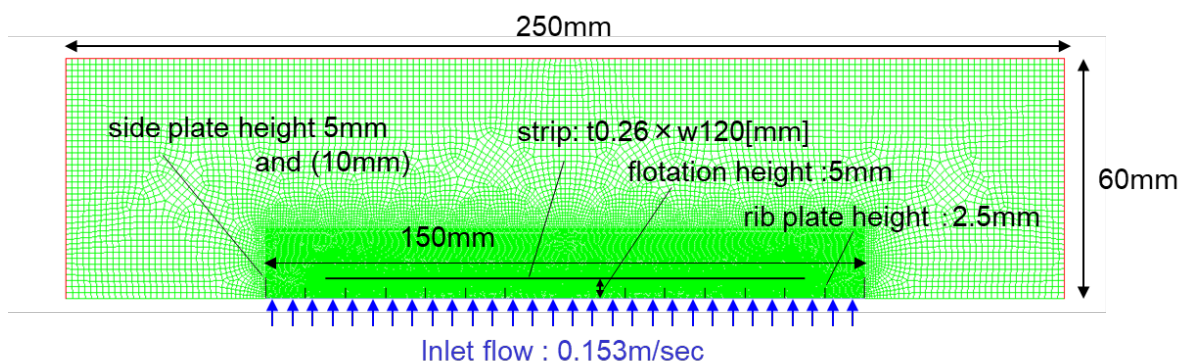


Fig.6-9 Analytical model of floater strip walking.

二次元解析モデルは、前節で示した実験結果との比較のため、フローター天板上の幅方向断面構造、リブプレートやサイドプレート高さを実験と同じとした。また下方からの気体噴射により鋼板の浮上を解析できるように設定した。

下方からの気体噴射速度は、Fig.6-9に示すように鋼帯をフローター中央に配置した条件で、浮上高さ 5mm での安定的な浮上が確認できた噴射速度 0.153m/sec を流入速度条件として設定した。

実験では Fig.6-4 に示す通り、ガス噴流は細いスリットから水平に近い角度で噴射される。幅方向断面をモデル化した二次元数値解析では、鋼帯長手方向のフローター構造の再現に制約があるため、鉛直方向の流入速度を設定した。実験同様に浮上高さ 5mm で安定する流れは、鋼帯下面の流れを大きく乱すことなく静圧を安定的に高めており、実験における鋼帯下面の流れ場からも大きくは乖離していないと考える。

また解析領域は、領域境界の影響を受けにくくするため十分に広く設定し、フローター構造物から幅方向、高さ方向共に 50mm 以上の距離を確保し、周囲境界は自由流出流入境界とした。解析の前提条件を以下に示す。

物理モデル：二次元非定常非圧縮性流れ

乱流モデル：Realizable k-εモデル

ソルバー：6 自由度ソルバー

流体：30°C空気

フローター圧力は小さく気体速度も低速であることから、空気は非圧縮性流体とした。乱流モデルは、広範な流れに適用実績があり、ジェットの広がり角度を適正に予測することができる Realizable k-εモデル¹⁷⁾を選定した。

本解析では、鋼帯は空間に固定せず自由に動けるよう、時間ステップ毎にメッシュが移動変形、再生成するダイナミックメッシュモデル¹⁸⁻²⁰⁾を用いて解析を行った。総メッシュ数は、鋼帯の移動によるメッシュの再生成に伴い多少変化するが、およそ 60,800 セルである。

また鋼帯は剛体として、変形は考慮していない。薄鋼帯は、下方の圧力分布の変化により幅方向の反りが変化することも考えられ、解析精度を高めるには変形を考慮した解析が好ましいと考える。Huang ら¹⁷⁾は、フローターの基材長手方向の変形を考慮した解析において、基材を剛体と仮定した場合に対し、流れ場や圧力場に差異が生じることを報告している。

各寸法は、ラボ実験と同じとした。鋼帯サイズは幅 120mm、厚さ 0.26mm である。浮上高さは 5mm、サイドプレート高さは、5、10mm の 2 条件とした。鋼板の初期位置は、フローター幅方向中央から 10mm オフセットした位置として、鋼板の蛇行挙動の解析を行った。

6. 4. 2 解析結果と考察

鋼帯挙動の解析結果を Fig.6-10 に示す。

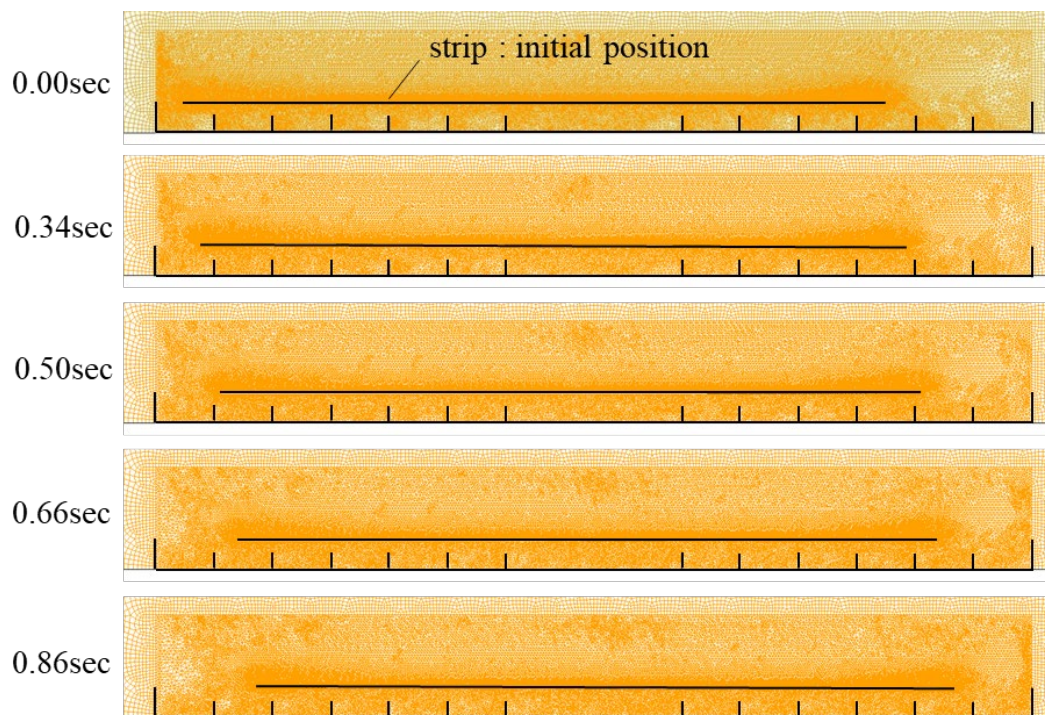


Fig.6-10 Steel strip attitude in case of 5mm of side plate height.

二次元数値流動解析にて薄鋼帯が流体力により浮上し、傾きが発生し、蛇行が矯正される様子を再現することができた。初期に左側にずらして配置した鋼帯が、サイドプレートとの隙間が狭い左側下面の静圧の上昇により時計回りの方向に傾き、鋼帯下面にかかる静圧の水平方向成分の力（センタリング力）により右側に移動していく挙動が再現できている。

鋼帯位置の移動の履歴を Fig.6-11 に、鋼帯の傾きと下面にかかる圧力の関係から算出される水平方向成分の力（センタリング力）と鋼帯位置の関係を Fig.6-12 に示す。グラフは、鋼帯中央の初期位置を-10mm、フローター中央を 0mm と表記している。

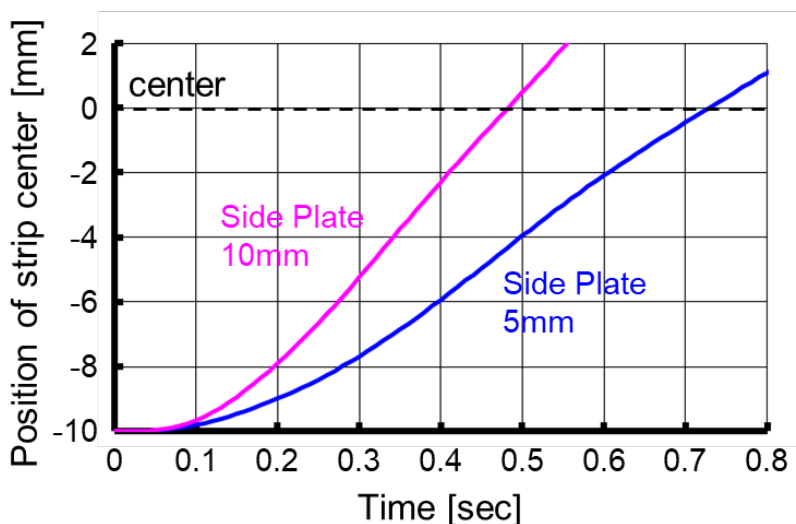


Fig.6-11 Strip position history.

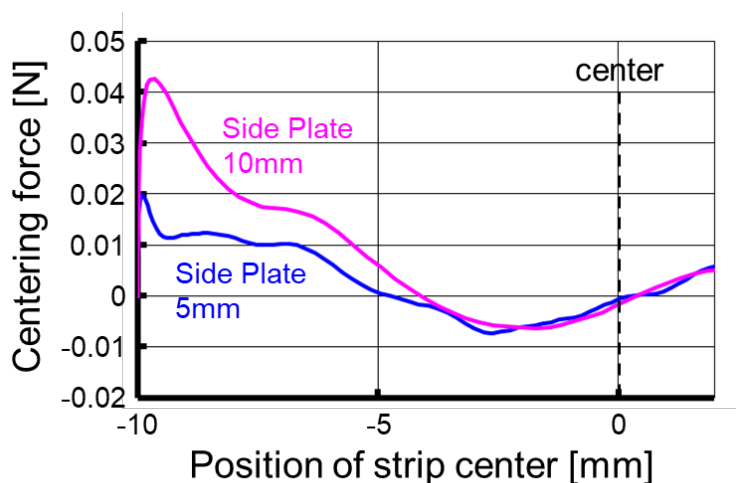


Fig.6-12 Relationship between centering force and strip position.

サイドプレートが高い条件にて、鋼帯が速く中央に戻っていることがわかる。また最大センタリング力は、5mm 高さのサイドプレートに対し 10mm 高さのサイドプレートでは、約 2.15 倍大きくなっている。サイドプレートを高くすることで、流体の横流れを抑制し、蛇行の矯正力が高まったと言える。簡易な二次元数値流動解析において、蛇行の矯正挙動を定性的に正しく模擬することができるとわかった。

また蛇行の矯正力 2.15 倍は、ラボ実験で得られた結果、Fig.6-8 の 2.21 倍とも定量的にはほぼ一致している。簡易な二次元数値流動解析において、フローター構造変化による鋼帯の蛇行矯正力変化を定量的にも良い精度で予測できる可能性を示していると言える。

二次元数値流動解析により、サイドプレート高さ変更時の蛇行矯正力変化を定量的にも精度良く評価できた理由として、長手方向の流れやフローター構造の変化が大きくなかった点が挙げられる。フローター天板上のリブプレートやサイドプレートは長手方向に一樣な構造であり、基材の下面で発生する静圧も長手方向にある程度均一な分布を保っている区間が存在する。このように長手方向の変化が少なく、鋼帯の蛇行という幅方向の挙動に特化した現象のため、二次元数値解析においても精度良く再現できたと考える。

この結果は、ダイナミックメッシュモデルを用いた二次元数値流動解析手法が、次元の制約を考慮した上で、フローターのみならず三次元流れ場における物体の運動現象全般の予測へ適用できる可能性を示している。

6. 5 実大規模フローター蛇行挙動の予測

6. 5. 1 解析条件

簡易な二次元数値流動解析により定量的に蛇行挙動を予測できる可能性が得られたため、実大規模スケールでの蛇行挙動の検証を目的に数値解析を実施した。解析モデルを Fig.6-13 に示す。

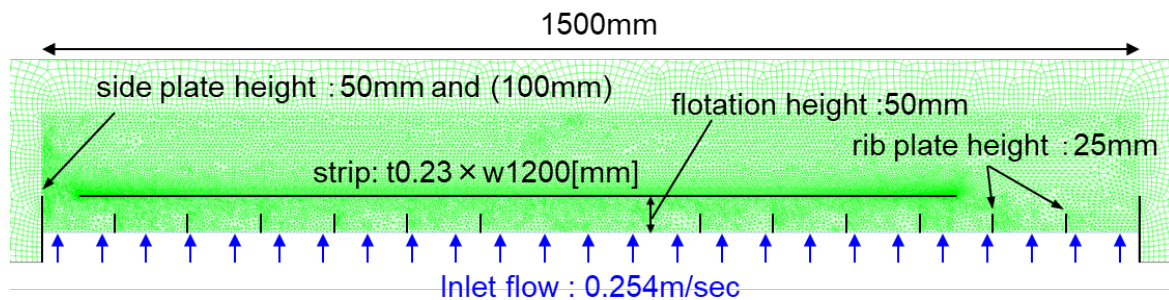


Fig.6-13 Analytical model of floater strip walking.

鋼帯サイズは $t0.23 \times W1200$ [mm] で、浮上高さは 50mm、リブプレート高さは 25mm である。気体は 450°C 空気とした。下方からの流入速度条件は、鋼板をフローター中央に設置した際に浮上高さ 50mm での安定的な浮上を確認できた 0.254m/sec とした。解析領域は、境界の影響を受けにくくするため、十分に広く設定し、構造物から幅方向、高さ方向共に 500mm 以上の距離を確保した。総メッシュ数は、メッシュの結合や再生成により多少変化するがおよそ 57600 セルである。その他、解析の前提条件や手法は、前節の二次元数値流動解析と同様である。

鋼板をフローター中央から左側に 100mm オフセットした位置を初期位置として、サイドプレート高さ 50, 100mm と変更した 2 条件について蛇行挙動の解析を行った。

6. 5. 2 解析結果と考察

サイドプレート 100mm 条件における鋼板の蛇行挙動を Fig.6-14 に示す。初期にオフセットした鋼帯が、0.4 秒後には時計回りに大きく傾き、鋼板下面にかかる静圧が鉛直方向の浮上力と水平方向成分のセンタリング力に分配され、センタリング力により 1.0 秒後には右側に移動している様子が見られる。実大規模条件においても問題なく、鋼帯が傾き蛇行が矯正される挙動を解析することができた。

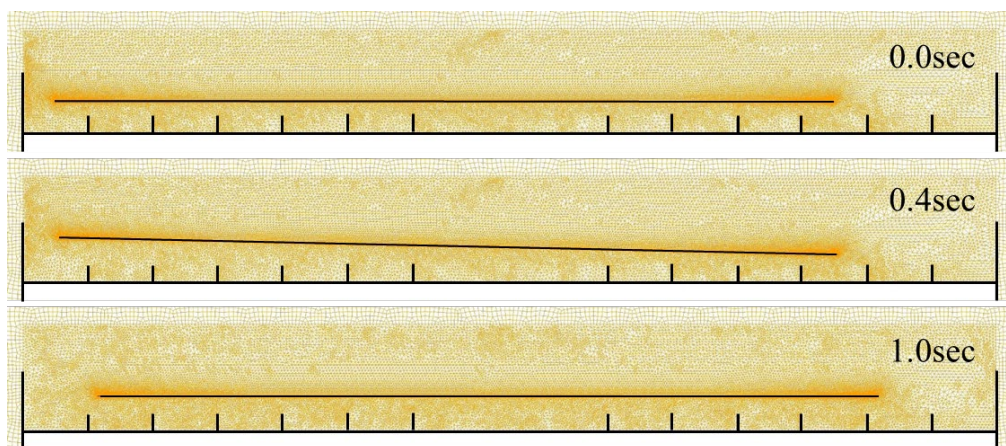


Fig.6-14 Steel strip attitude after 0, 0.4, 1.0 seconds in case of 100mm side plate.

鋼帯位置の移動の履歴を Fig.6-15 に、鋼帯の傾きと下面にかかる圧力の関係から算出される水平方向成分の力（センタリング力）と鋼帯位置の関係を Fig.6-16 に示す。グラフは、鋼帯中央の初期位置を-100mm、フローター中央を 0mm と表記している。

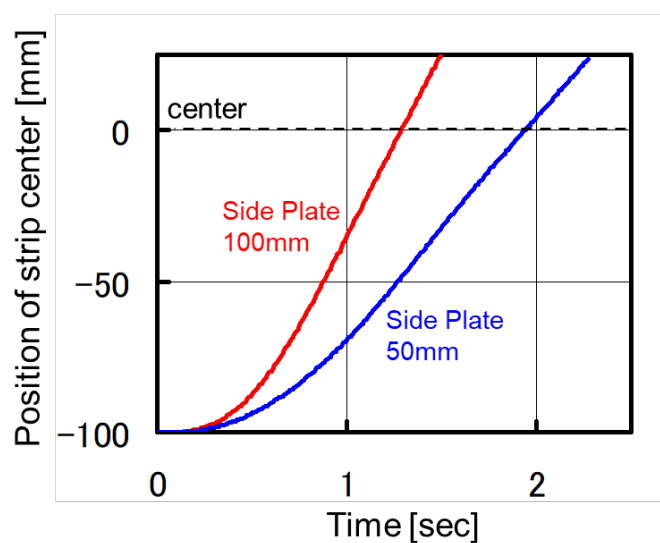


Fig.6-15 Strip position history.

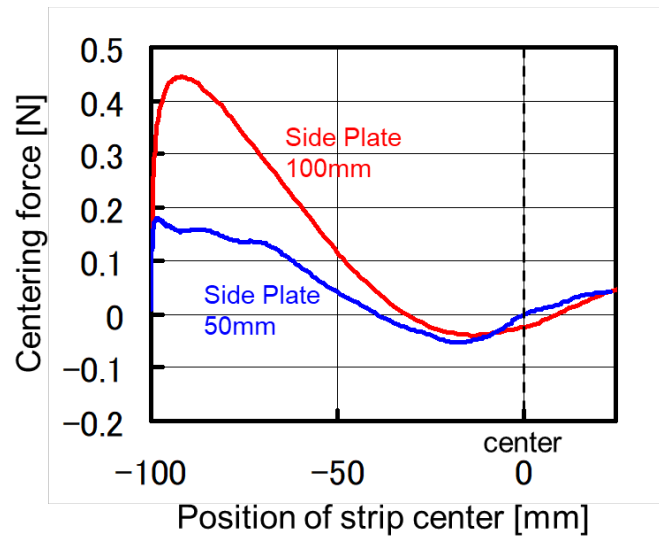


Fig.6-16 Relationship between centering force and strip position.

サイドプレート高さの高い 100mm 条件において、早く蛇行が矯正されていることがわかる。またその最大センタリング力は、サイドプレート高さ 50mm 条件より約 2.48 倍大きくなった。

実大規模 1/10 スケールの解析結果 Fig.6-11 と比較すると、鋼板がフローター中央に戻るまで時間が長くなっていることがわかる。これは気体の慣性力と鋼帯にかかる重力の比を表す無次元数フルード数 Fr の差により説明できる。

$$Fr^2 = \frac{v^2}{gW} \quad \dots(6-4)$$

ここで、 v はガスの速度、 g は重力加速度、 W は代表長さで鋼帯幅である。

フルード数が一致すれば鋼帯浮上運動の時間スケールは一致する。鋼帯幅が 10 倍となる実大規模スケールにおいて、フルード数をラボ解析と一致させるには、速度を $\sqrt{10}$ 倍する必要がある。しかし実大規模解析におけるガス速度はラボ解析の 2 倍以下であり、フルード数は小さくなる。そのため実験の解析より長い時間スケールの現象となっている。

Fig.6-17 にラボ実験、ラボ実験解析、実大規模解析におけるサイドプレート高さ変更時の蛇行矯正力の増加倍率について結果を示す。実大規模解析サイドプレート高さ 50→100mm では、最大センタリング力が 2.48 倍大きくなっている。これは実験の解析でサイドプレート高さを 2 倍にすることで得られた結果、2.15 倍よりも大きな増加となってい

る。

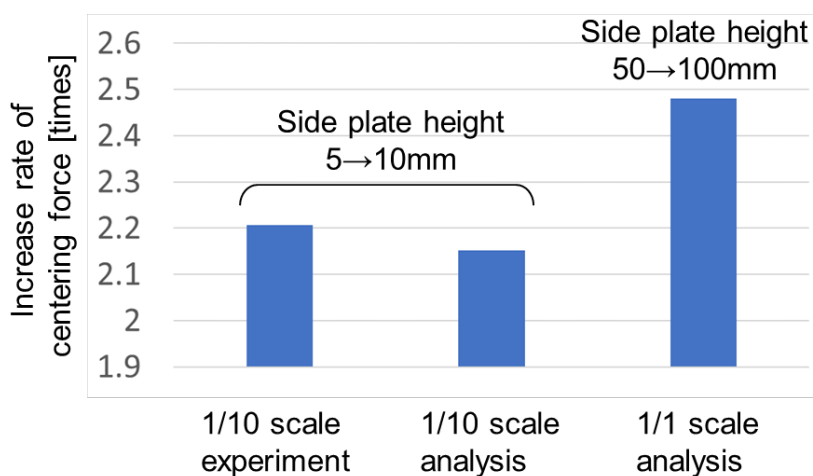


Fig.6-17 Comparison of increase rates of centering force.

この理由について、センタリング力のピーク値からの変化の違いから考察を加える。実験の解析結果 Fig.6-12 のサイドプレート高さ 5mm においては、センタリング力の極大値がはっきり表れているのに対し、実大規模解析 Fig.6-16 のサイドプレート高さ 50mm においては、極大値がはっきりせず、ピーク値に近いセンタリング力を維持しながら鋼帯が移動していることがわかる。

先に述べた通り、1/10 スケール実験解析における時間スケールは短く、鋼帯の傾き変化も短い時間で起こる。すると加速度の速い、慣性力の大きい傾き変化により、鋼帯はより大きく傾く傾向にあると言える。鋼帯下面にかかる静圧により傾いているだけでなく、傾き変化の慣性力も影響している証拠として、最大傾き時における鋼板下面に作用する圧力分布を Fig.6-18 に示す。鋼板幅と圧力の値は、各条件の最大値で除することで規格化している。幅方向 0 位置がオフセットした側の鋼帯エッジ、1.0 位置がフローター中央側の鋼帯エッジである。

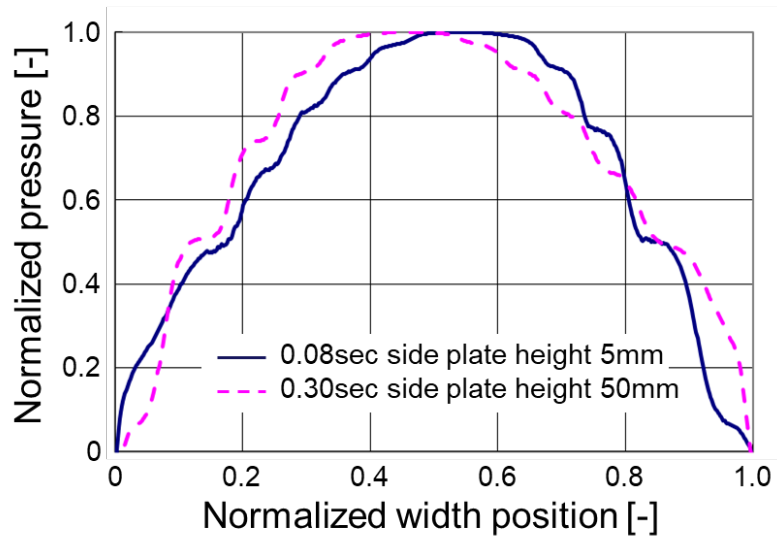


Fig.6-18 Analysis results of normalized pressure distribution on the lower surface of the steel sheet at maximum tilt angle.

実験の解析において角度が最大となった 0.08sec 時における圧力分布は、オフセットさせた側の圧力が低下しており、慣性力により大きく傾いたものの既に鋼板下面に作用する静圧分布は傾きを維持する限界を超えており、その後傾きは急激に減少したため、センタリング力の極大値、はっきりとしたピークが現れたと言える。

一方で、実大規模解析において角度が最大となった 0.30sec 時における圧力分布は、オフセットさせた側の圧力が高い状態で維持されており、慣性力で傾きが大きく振れ過ぎることなく、傾きを維持しながら鋼帯が移動したと言える。このようなサイドプレート高さ 50mm 時の特徴により、実大規模解析では縮小スケールの実験解析より、サイドプレート高さ増加時の最大蛇行矯正力の増加割合が大きくなったものと考えられる。

フローター蛇行の矯正力検証に関して、鋼帯の移動・傾き変化の時間スケールや慣性力の影響まで加味する必要がある、実大規模での評価が適切であると言える。その点で、フローター現象の予測に関して、フルード数の一致が重要となる。

一方で、縮小スケールにおける結果も、フローター構造変更に伴う蛇行矯正力変化の比率について、定量的に全く外れた値ではなく、実大規模の解析結果と近い結果を示している。そのため、縮小スケール実験において、絶対的な精度の検証はできないが、二次元数値流動解析で考慮困難な鋼帯長手方向の張力の影響を検証でき、フローター蛇行挙動の解明に有効な手段であると同時に、蛇行矯正力の変化率に関して定量性のある評価が可能であると結論付ける。

6. 6 小括

フローターによる薄鋼帯の蛇行矯正力を簡易に予測するため、実大規模 1/10 スケールのラボ実験および二次元数値流動解析を実施し、比較検証を行った。結果として、簡易な二次元数値流動解析により実大規模のフローター蛇行矯正力を定量的に精度良く評価できる可能性を示した。得られた結論を以下に示す。

- 1) 縮小スケールのフローター1台を用いたラボ実験にて、鋼板厚み以外の幾何学的な相似を考慮することで、フローターサイドプレート高さ変更による蛇行矯正力の変化を評価することができた。
- 2) 簡易な二次元数値流動解析にて、メッシュの移動、変形、再生成を行うダイナミックメッシュモデルを用いることで、フローターからの気体噴射により、薄鋼板が浮上し、傾き、蛇行が矯正される挙動を再現することができた。
- 3) フローターのサイドプレート高さを変更した際の蛇行矯正力変化について、ラボ実験と二次元数値流動解析の結果は、定量的に良い一致を示した。
- 4) 二次元数値流動解析により、実大規模のフローターサイドプレート高さ変更による蛇行矯正力の変化を予測できた。また縮小スケールに対し、時間スケールや慣性力の違いが影響することを示し、実大規模解析の重要性、相似則としてフルード数を一致させることの重要性を示した。
- 5) 1/10 縮小スケール実験結果は、相似則の観点から実大規模の蛇行矯正力の予測に課題がある。一方で、二次元数値流動解析で考慮困難な鋼帯長手方向の張力の影響を検証でき、フローター蛇行挙動の解明に有効な手段である。またフローター構造変更に伴う蛇行矯正力変化の比率については、実大規模解析と大きな差が無く、定量性のある評価が可能であると考えられる。

これらの知見は、実大規模スケールにおけるフローターの蛇行矯正力の向上と予測を可能として、鋼帯の搬送の安定性を高め、高速での高能率製造に寄与するものである。

参考文献

- 1) S. Mitsuda and T. Himoto: フローティング式連続塗装オーブン, *Industrial Heating*, **27** (1990), 25, (in Japanese).
- 2) E. Hirai, T. Taguchi, K. Yanagi, S. Itano and Y. Fukada: 非接触帯鋼搬送装置の開発, *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 673 (in Japanese).
- 3) S. Iida, T. Sekita and H. Shigemoto: 合金化溶融亜鉛めっき鋼板における表面疵防止, *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 674 (in Japanese).
- 4) T. Taguchi, E. Hirai and H. Suemori: フロータによる非接触搬送, *CAMP-ISIJ*, **5** (1992), 1494 (in Japanese).
- 5) S. Takahara, E. Hirai, K. Tanizaki, Y. Kanda and T. Tachihara: 製鉄プロセスライン用帯鋼浮上搬送装置の実用化, *Mitsubishi Heavy Industries technical review*, **29** (1992), 36 (in Japanese).
- 6) C. J. Noakes, H. M. Thompson, P. H. Gaskell, D. C. Lowe, S. Lowe and M. J. Osborn: Heat transfer characteristics of air flotation dryers, *Paper technology*, **43** (2002), 46
- 7) Adimurthy M and V. V. Katti: Local distribution of wall static pressure and heat transfer on a smooth flat plate impinged by a slot air jet, *Heat and Mass Transfer*, **53** (2017), 611.
<https://doi.org/10.1007/s00231-016-1847-9>
- 8) R. Aust, F. Durst and H. Raszillier: *Chemical Engineering and Processing*, **36** (1997), 469.
[https://doi.org/10.1016/S0255-2701\(97\)00013-5](https://doi.org/10.1016/S0255-2701(97)00013-5)
- 9) Y. Fujiwara, M. Imada, T. Kida and Z. Yasutomi: 高温用フロータの空力特性, *JSME Spring Annual Meeting*, **70** (1993), 314 (in Japanese).
- 10) M. Takeda and M. Watanabe: 空気圧で浮上する平板の動的安定性と励振メカニズムの考察, *Transactions of the JSME*, **82** (2016), 16 (in Japanese).
<https://doi.org/10.1299/transjsme.16-00015>
- 11) Y. Shimokawa, M. Okubo and S. Kamiyama: 流体クッションによる薄鋼板の非接触支持に関する研究: サイドプレートによる浮上力および復原力の向上, *JSME proceedings*, **60**(1994), 2425 (in Japanese). <https://doi.org/10.1299/kikaib.60.2425>
- 12) Y. B. Chang and P. M. Moretti: Aerodynamic Characteristics of Pressure-Pad Air Bars, *J. Appl. Mech.*, **67** (2000), 177. <https://doi.org/10.1115/1.321161>
- 13) T. G. Jeong, Y. H. Seo, S. Kim, J. Song, S. L. Ko, K. W. Gwak and C. W. Kim: Roll to roll air-floating oven drying process design and analysis for printed electronics, *Int. J. Precision*

Engineering and Manufacturing, **15** (2014), 1303. <http://dx.doi.org/10.1007/s12541-014-0470-2>

- 14) H. Uchiyama, Y. Kushiya and M. Kusumi: カテナリー曲線近似による延反機の張力制御 : 近似曲線の精度と定常走行時の制御性能, *Transactions of the JSME C*, **63** (1997), 2731 (in Japanese). <https://doi.org/10.1299/kikaic.63.2731>
- 15) N. Kasagi, R. Kimura, T. Nishioka, M. Hino and M. Yasuhara: Ryutai jikken handobukku (Fluid Experiment Handbook), Asakura Syoten, Tokyo, (1997), (in Japanese).
- 16) Y. Shimokawa, H. Ishikawa, K. Sakai and H. Nitto: エアークッションによるストリップ振動抑止技術の応用, *Tetsu-to-Hagane*, **69** (1983), 1175 (in Japanese). https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.69.9_1175
- 17) M.R.Boroomand and A.Mohammadi: Investigation of k- ϵ Turbulent Models and Their Effects on Offset Jet Flow Simulation, *Civ. Eng. J.*, **5** (2019), 127. <https://doi.org/10.28991/cej-2019-03091231>
- 18) T. Huang, P. Tan, M. Li, Y. Zhang and H. Zhou: Numerical modeling and analysis of heat transfer for floatation nozzle with a flexible substrate, *Int. J. Thermal Sciences*, **137** (2019), 665. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2018.10.031>
- 19) Z. Gao, Y. Wang, Y. Su and L. Chen: Validation of a combined dynamic mesh strategy for the simulation of body's large amplitude motion in wave, *Ocean Engineering*, **187** (2019), 106169. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2019.106169>
- 20) B. Wang, Z. Xu, C. Li, D. Wang and Q. Ding: Hydrodynamic characteristics of forced oscillation of heave plate with fractal characteristics based on floating wind turbine platform, *Ocean Engineering*, **212** (2020), 107621. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2020.107621>

第七章 総括

7. 1 各章の総括と結言

本研究では、流体力学の観点から、連続焼鈍炉における薄鋼帯製造の高品質化と低コスト化そして高能率化を追及する技術開発として5つのテーマに取り組んだ。流動制御および流体利用技術により、冷却の温度制御性と効率を向上し、表面処理の付着量制御性と外觀品質を向上し、鋼帯搬送の安定性を高めることで、連続焼鈍炉における課題を一貫して解決し、生産効率の最大化を達成することが本研究の目的である。以下、得られた知見の総括を行い、結言とする。

第二章では、焼鈍炉における薄鋼帯の冷却技術として広く用いられているガスジェット冷却において、多孔ノズル冷却能力の予測精度向上について述べた。ノズルの幾何学的な配置による冷却能力の差異は、単純な配置や冷却有効面積の関係に留まらず、縮流比の差異、隣り合うノズルからの噴流の干渉、噴流のポテンシャルコア領域への近接化による流れの形態変化などの要因により、変化することを明らかにした。これらの知見から、ガスジェットの冷却能力予測の精度を向上し、ノズル設計を適正化することで、冷却停止温度の高精度化や高速冷却を達成し、薄鋼帯の材料特性の向上または合金元素の削減を行い、高生産性とコスト削減に大きく貢献している。

第三章では、更なる高速冷却を実現するため、熱伝導率が大きく密度の小さいヘリウムガスを混合したガスジェット冷却技術について述べた。冷却能力を簡易予測できる無次元特性式と実験および数値伝熱流動解析との比較検証により、周囲空気の巻き込みが影響している点、および噴射するヘリウム濃度が低いほど空気の巻き込みが大きくなる点を明らかにした。またヘリウム濃度が高いほど、噴流の外縁部でのせん断流れによる速度変化と乱れが大きくなり、ノズル直下周辺での圧力低下が急峻となり、よどみ点形成に影響することを明らかにした。本技術は、焼鈍炉全体のガス濃度を変更することなく、製造する薄鋼帯の鋼種や要求特性に応じて、ノズルに供給するガス濃度のみを変更することで、冷却能力の高精度な制御を可能とした。薄鋼帯製造の低コスト化および高速化に寄与している。

第四章では、熔融亜鉛鍍金の付着量制御、ガスワイピングにおける薄鍍金および高速化について述べた。ガスワイピング効率に対し従来考慮されていなかったガス冷却による表層の微視的な凝固の影響を疑い、新たな視点から検証を進めた。結果、高温ガスを用いたワイピングにより、従来達成することが困難であった 10g/m^2 以下という超薄膜熔融亜鉛鍍金鋼板のラボ試作に成功した。またワイピング効率の悪化には、微視的な凝固による固液共存層の発生に伴う粘度上昇の可能性が高いこと、および亜鉛-鋼板界面での初期合

金属層の発達に影響していること、これら二つの要因について、世界で初めて提言し体系的に明らかにした。これらの知見は、ワイピングによる溶融亜鉛の払拭効率を高め、亜鉛の飛散（スプラッシュ）による薄鋼帯の外観欠陥発生を抑制し、外観品質の向上と高速化による生産性向上にも大きく貢献している。

第五章では、薄鋼帯の表面処理、ロールを用いたコーティングによる塗布液膜の外観制御技術について述べた。外観と付着量の制御性に優れるリバース回転のロールコーターにおいて、微細な溝を加工したグラビアロール（プレジジョンロール）を用いた塗布実験を実施した。その複雑な流れ場のため、ロール間の液メニスカスの安定条件が明らかにされていない領域で、安定塗布条件の範囲と塗布液物性の影響を明らかにした。更に通常のフラットロールを用いた塗布外観安定範囲と比較し、その外観安定範囲が拡大することを立証すると共に、そのメカニズムについてロール間液メニスカスの安定化の観点から理論的考察を加えた。グラビアロール方式において、ロール間液メニスカスの曲率半径が小さくなる効果による外観安定範囲の拡大は、薄鋼帯の表面品質の向上に寄与し、歩留まり向上と高速化による生産性の向上に繋がっている。

第六章では、薄鋼帯の搬送に関して、薄鋼帯を気体噴射により浮上させて非接触で搬送するフローター技術に関して述べた。フローターの流動現象を正しく再現するには、実大規模 1/1 スケールでの実験を行う必要があるが、鉄鋼プロセスにおける搬送装置は巨大であり、任意の条件で実験を行うことは容易ではない。そこで縮小スケール実験や簡易な二次元数値流動解析によって蛇行矯正力を評価する新しい手法を開発し、良好な精度でフローター構造変更に対する蛇行矯正力の変化を予測できることを示した。また縮小スケールにおける実験では、実大規模との相似則の完全な一致は困難であったが、幾何学的な相似則を考慮することで、蛇行矯正力変化の比率について定量性のある評価が可能であることを示した。本技術は、薄鋼帯の搬送において蛇行の発生が最も懸念される非接触搬送プロセスにおいて、搬送の安定性を高めることに貢献したという点で意義が大きい。

以上、本研究では、薄鋼帯製造における連続焼鈍炉の 5 つのテーマについて、流動制御および流体利用技術に基づき、課題に対する新たな解決手段を提案し、実験や数値流動解析により定量的に効果を立証するとともに、理論的な考察を行った。これらの技術は、実工場での設備設計や操業に役立てられ、鉄鋼業における高品質化および生産性最大化の達成に大きく貢献している。

7. 2 将来への展望

最後に、『薄鋼帯製造における流体利用技術の基礎的研究とプロセス開発への応用』に関する今後の展望と課題について述べる。

本論文で取り上げた薄鋼帯の連続焼鈍ラインは、鉄鋼メーカーの技術力を結集した高級鋼である高張力鋼板（ハイテン）や電磁鋼板の特性と品質を決定し、お客様に供給する製品を製造する最終工程であり、最重要ラインの一つである。将来は、カーボンニュートラル社会の実現と共に、使用エネルギーの脱炭素化を行う必要がある。その上で特性を向上した新商品を開発し、生産効率を向上し、製造コストを低減していかなければならない。非常に高いハードルであるが、上記の実現のためには、やはり『温度制御』、『表面制御』、『搬送制御』をレベルアップする新プロセスを開発することが重要となる。

加熱の流体利用に関する技術として、直火バーナーによる燃焼、流動制御は重要と考える。現状は、高炉からの副生ガスを燃料とした直火バーナーが用いられているが、カーボンニュートラルを試行する中で、将来的には高炉から副生ガスは供給されなくなる。一方で、高い加熱能力や鋼帯表面の酸化・還元といった表面処理能力を有している直火バーナー技術は、脱炭素社会においても、水素やアンモニア、金属燃料バーナーなど形を変えて活用する必要性とニーズはある。燃焼器の開発や鋼帯への品質影響を含めて検討されるべきテーマである。

また冷却の更なる強化方法として、本論文で扱ったガスジェット冷却ではなく、沸騰による蒸発潜熱も利用できる水冷却がある。水は相変化を伴うため、複雑かつ超急速冷却であり温度制御のハードルは上がる。しかし、その高い熱伝達特性は薄鋼帯の材料特性を飛躍的に向上し、合金コストを大幅に削減するなど、高い可能性がある。水冷却においては、流動のみではなく、表面の濡れにより冷却特性は大きく変化する。また熱収縮や金属組織の変態膨張の影響による座屈、鋼帯の形状不良への対応など、周辺技術を含めた検討が必要となる。

表面処理、熔融亜鉛鍍金やロールコーティングに関しては、従来手法を根本から変えるブレイクスルー技術が必要だと考える。熔融亜鉛鍍金は、亜鉛浴に薄鋼帯を連続的に浸漬させるという簡易且つ低コストの素晴らしい技術である。一方で、海外メーカーでは亜鉛蒸気を蒸着させることで鍍金を行う手法を実用化するなど、革新的な取り組みを行っている。亜鉛資源の枯渇への対応や更なる耐食性、特性向上を目指すには、鍍金組成の変更も検討されるべきであり、従来手法にとらわれない考え方が必要となる。ロールコーティングに関しても同様である。簡易な低コスト技術であるが、平滑塗布の観点では、高速塗布に対して限界がある。半導体やガラス基板を扱う他業種では、スリットダイやカーテンコーターを用いた平滑な多層被膜の塗布も実用化されており、高能率化と特性向上のためロ

ールに捉われない手法の開発も重要である。また産業用インクジェット技術の発展も目を見張るものがある。

薄鋼帯の搬送制御に関して、フローター技術は、ロール搬送を行っている連続焼鈍炉内の他セクションや他工程にも適用できれば、ロール疵による欠陥や劣化ロール交換のコストを抑えることができる。他工程への展開には、更なる蛇行抑制や高速搬送での安定性が求められる。そのため、本研究で得られた知見を拡張することで、フローター配置や構造を見直し蛇行矯正力を高め、焼鈍ライン全体の搬送制御をシミュレーションできる技術開発が有効と考える。

今後、本論文で示した知見を基に、連続焼鈍における温度、表面、搬送制御をより深く考察し、高生産性設備の構築を目指すとともに、上述のような新たなプロセス開発の視点から流動制御および流体利用技術を進化させ、鉄鋼業における一層の品質と生産性向上に対する要求に対応していきたい。

本論文を構成する著者の公表論文

- 1) H. Kobayashi and M. Sasaki: Visualization study of liquid surface stability for full reverse 3-roll coater with rigid gravure roll, *J. Coat. Technol. Res.*, Vol.11, No.1, pp.39–46 (2014)
- 2) 小林弘和, 壁矢和久, 高嶋由紀雄, 高橋秀行, 武田玄太郎: ガスジェット冷却特性に及ぼすノズル配置と距離の影響, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol.103, No.8, pp.458-467 (2017)
- 3) 小林弘和, 武田玄太郎, 加藤健司, 脇本辰郎: ガスジェット冷却特性に及ぼすガス混合比率の影響, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 109, No. 7, pp. 581-591 (2023)
- 4) 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 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 109, No. 9, pp. 753-760 (2023)
- 5) 小林弘和, 高嶋由紀雄, 武田玄太郎, 加藤健司, 脇本辰郎: フローターによる薄鋼帯の蛇行矯正力の予測, *鉄と鋼 Tetsu-to-Hagané*, Vol. 110, No. 2, pp. 61-71 (2024)

本論文に関連する著者の技術記事

- 1) 小林弘和, 佐々木成人: 3 ロールコーター可視化実験による液膜外観評価, *JFE 技報*, No. 42, pp. 83-89, (2018年8月). 上記公表論文 1)の転載
- 2) H. Kobayashi, K. Kabeya, Y. Takashima, H. Takahashi and G. Takeda: Effect of Nozzle Geometry and Distance on Cooling Performance of Impinging Jets, *ISIJ International*, Vol. 58, No.8, pp. 1500–1509, (2018). 上記公表論文 2)の転載

国際学会報告

- 1) H. Kobayashi and M. Sasaki: Proceedings, “Visualization study of liquid surface stability for full reverse 3roll coater with rigid gravure roll”, *16th International Coating Science and Technology Symposium 2012 (ISCST 2012)*, Atlanta, US, (2012).

- 2) H. Kobayashi and Y. Takashima: Proceedings, “Experimental and Analytical Study of Strip Centering in Flotation Dryer”, *11th European Coating Symposium 2015 (ECS 2015)*, Eindhoven, The Netherlands, (2015).

- 3) H. Kobayashi, G. Takeda, K. Katoh and T. Wakimoto: Proceedings, “Effect of gas wiping temperature on coating weight reduction in hot-dip galvanizing of steel strip”, *15th European Coating Symposium 2023 (ECS 2023)*, Paris, France, (2023).

国内学会報告

- 1) 小林弘和: ロールコーターの塗布条件に関する基礎検討, 日本鉄鋼協会 生産技術部門 第134回 圧延理論部会, 日新製鋼, 呉 (2011). 【若手奨励賞受賞】
- 2) 小林弘和: ロールコーターの塗布条件に関する基礎検討, 化学工学会第43回秋季講演大会 SCEJ 43rd Autumn Meeting, Nagoya, (2011).
- 3) 小林弘和: ガスジェット冷却性能に及ぼすノズル距離, 混合ガス比率の影響, 鉄鋼協会秋季講演大会 第166回, 金沢大学, (2013).
- 4) 小林弘和, 壁矢和久, 高嶋由紀雄, 高橋秀行, 武田玄太郎: ガスジェット冷却特性に及ぼすノズル配置と距離の影響, 日本鉄鋼協会 生産技術部門 第147回 圧延理論部会, 富士電機 東京工場, (2017).
- 5) 小林弘和, 武田玄太郎, 加藤健司, 脇本辰郎: CGL 薄目付ワイピングプロセスに関する検討, 日本鉄鋼協会 生産技術部門 第154回 圧延理論部会, 神戸製鋼所(Web 開催), (2022). 【奨励賞受賞】
- 6) 小林弘和, 武田玄太郎, 加藤健司, 脇本辰郎: 薄鋼帯への溶融亜鉛鍍金における薄膜化技術の検討, 日本混相流学会 混相流シンポジウム 2022 講演論文集, 東京海洋大学 (Web 開催), (2022).
- 7) 小林弘和, 佐々木成人: 3 ロールコーター可視化実験による液膜外観評価, 日本混相流学会 混相流シンポジウム 2023 講演論文集, 北海道大学, (2023).

謝辞

本研究をまとめるにあたり、研究内容に対し、適切かつ丁寧なご指導を賜りました、大阪公立大学大学院 工学研究科の加藤健司教授（現客員教授）と脇本辰郎教授に深く感謝すると共に、厚く御礼を申し上げます。

そして研究遂行にあたりアドバイスを頂くと共に、鉄鋼プロセスの複雑かつ多様な流体技術に関して、適切な指導を行える加藤教授と脇本教授をご紹介いただいた JFE テクノロジー株式会社の石井俊夫博士に深く感謝いたします。

また著者が、神戸大学大学院 自然科学研究科、博士前期課程の在学中（2004～2006年当時）にご指導いただき、流体力学研究の礎を築き、長い年月が経った後に再び大阪公立大学大学院、工学研究科、博士後期課程への入学に際し、推薦と後押しをいただいた神戸大学大学院 工学研究科の富山明男教授と林公祐准教授に心より御礼申し上げます。

さらに、著者がオランダ留学中（2018～2020年当時）、留学テーマとは異なる本研究の遂行にあたりご理解いただき、多くの議論、ご助言を賜りました Eindhoven University of Technology の Anton A. Darhuber 教授に厚く御礼申し上げます。

本研究は、JFE スチール株式会社 スチール研究所において行ったものであり、多くの方々から多大なるご協力、ご支援を賜りました。

研究の遂行と論文の発表にご理解をいただきました、スチール研究所の花澤和浩所長、菊池直樹副所長に心より感謝いたします。また著者の所属部署の部長として、温かいご理解と親切なご指導をいただきました、松原行宏博士に深く感謝いたします。

研究遂行、論文執筆にあたり、貴重なご意見と多大なご協力をいただきました、共同研究者である、圧延・加工プロセス研究部の高嶋由紀雄博士、高橋秀行様、武田玄太郎様、サイバーフィジカルシステム研究開発部の佐々木成人様、JFE テクノロジー株式会社の壁矢和久博士に深く御礼を申し上げます。

また日常の研究業務において、種々の討論や幾多の実験にご協力をいただきました、圧延・加工プロセス研究部の関係各位に感謝の意を表します。ありがとうございました。

最後に、研究を温かく見守り、生活を支え、活力となってくれた妻 紘子と息子 奏介に感謝の意を表して謝辞とします。