

Title	薄鋼板の熱間圧延における潤滑挙動に関する研究
Author(s)	松原, 行宏
Citation	大阪大学, 2019, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/72394
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

博士学位論文

薄鋼板の熱間圧延における 潤滑挙動に関する研究

松原 行宏

2019年1月

大阪大学大学院工学研究科

第1章	序論	1
1.1	本研究の目的	1
1.2	薄鋼板の製造プロセスと潤滑	2
1.3	熱間圧延潤滑と冷間圧延潤滑に関する過去の研究の比較	6
1.4	鋼以外の金属の潤滑に関する研究	9
1.5	圧延以外の製造プロセスにおける潤滑の研究	10
1.6	本研究の構成	11
第2章	熱間圧延の潤滑特性に及ぼす油膜厚みの影響	17
2.1	緒言	17
2.2	実験方法	18
2.3	実験結果	20
2.3	.1 圧延荷重に及ぼす潤滑油塗油量あの影響	20
2.3	.2 残存油量の測定	21
2.3	.3 圧延速度、潤滑油動粘度の影響	25
2.3	.4 摩擦係数と残存油量の関係	28
2.3	.5 オイルピットの観察	28
2.4	考察	34
2.5	結言	38

第3章	熱間圧延のロールバイト入口における潤滑油挙動の数値解析	40
3.1	緒言	40
3.2	解析方法	40
3.	2.1 油膜温度解析	42
3.	2.2 油膜流体解析	46
3.3	解析結果	48
3.	3.1 温度解析結果	48
3.	3.2 流体解析結果	50
3.4	考察	54
3.5	結言	58
第4章	熱間潤滑圧延におけるオイルピットの形成	60
4.1	緒言	60
4.2	実験方法	60
4.3	実験結果	62
4.	3.1 圧延温度とオイルピットの関係	62
4.	3.2 圧延温度と潤滑挙動の関係	65
4.4	熱間圧延における潤滑油挙動の推定	67
4.	4.1 鋼板表面の自由変形挙動の相違	68
4. 4.	4.1 鋼板表面の自由変形挙動の相違4.2 比油膜厚さによる潤滑機構の分類	68 74

Δ	5	結言	
ч.	\mathbf{U}		

第5章	フェライト系ステンレス鋼の肌荒れ発生機構	81
5.1	緒言	81
5.2	肌荒れの実態調査	82
5.3	実験方法	84
5.4	実験結果と肌荒れ発生メカニズムの推定	88
5.	4.1 すべり圧延実験結果	88
5.	4.2 肌荒れ発生メカニズムの推定	90
5.5	鋼板に生じる肌荒れの抑制技術	91
5.6	結言	93
第6章	総括	95
6.1	各章のまとめ	95
6.2	本論文の総括	97
6.3	今後の展望	99
本論文	てを構成する公表論文	104
その他	の公表論文	104
謝辞		106

第1章 序論

1.1 本研究の目的

鉄鋼メーカは、自動車の車体などに用いられる板厚数 mm 以下の薄鋼板、船舶や橋梁 に用いられる板厚数十 mm にも及ぶ厚鋼板、土木・建築用の H 形鋼や鋼矢板、パイプラ インに使用される鋼管、さらには、棒鋼や線材など多種多様な製品を製造している。中で も、薄鋼板は、自動車用鋼板などに用いられる高張力鋼板(ハイテン)、飲料缶や食用缶 などに使用される缶用鋼板、厨房製品や食器に用いられるステンレス鋼板、発電機用モ ータや変圧器などに用いられる電磁鋼板など、様々な用途で使用される鉄鋼製品の主力 製品である。

近年、薄鋼板では、製品の薄手化と高合金化・高強度化が著しく進展している。自動 車用鋼板を例にすると、地球温暖化防止のための CO2 排出量削減、あるいは、燃費向上 の観点から、自動車の車体軽量化は非常に重要であるが、一方で衝突安全性を確保す る必要がある。この課題に対する主要な解決策が高強度薄鋼板の採用である。すなわち、 例えば、板厚 2mm、引張強度 590MPa の鋼板に代わり、板厚 1mm、引張強度 1180MPa の鋼板を使用すれば、鋼材重量は半分で従来の衝突強度を確保できることになる(実際 は、車体剛性や衝突時の衝撃吸収の観点で、このように簡単ではないが、鋼板強度を高 くすることにより、板厚を薄くし、車体を軽量化できる。)。このような薄手化と高合金化・高 強度化の進展は、電磁鋼板でも同様であり、Si 添加量を大きくすることにより、また、板厚 を薄くすることにより、鉄損や磁束密度などの電磁特性を向上でき、モータの電力損失の 低減に大きく寄与することが可能である。

一方、高強度薄鋼板の製造は、従来の薄鋼板の製造に比べて著しく難しくなる。薄鋼板製造プロセスの詳細は後述するが、厚さ 200~250mm 程度のスラブと呼ばれる鋳片を 複数の圧延機で段階的に薄く延ばしていき、厚さ数 mm 程度の熱延コイルを製造する熱間圧延工程がある。圧延機とは、上下一対のワークロールをモータで互いに逆方向に回転させ、鋼板を薄く延ばす設備である。この際、強度が従来の 2 倍の鋼板を従来の 1/2 の 板厚まで薄く圧延することを考えると、ワークロールやモータへの負荷は数倍にも大きくな り、圧延機の電力原単位の増加や、ワークロールや鋼板の表面品質の低下などの課題が 生じるのである。ワークロールへの荷重負荷が大きくなると、ロールが摩耗し易くなるため、 ワークロールの交換頻度を高くする必要があり、生産性の低下とロール原単位の低下を 招く。特に、板厚を1/2にすると、同じ圧延速度で製造していると、生産量も1/2になる。日 本の鉄鋼メーカにおいて、中国など新興国の鉄鋼メーカとの競合の観点からも、コスト競 争力、すなわち、高い生産性の維持は非常に重要な課題であり、そのためには、圧延速 度を2倍にして生産性を維持することが必要となる。すなわち、従来に比べ、より高強度な 素材を、より高い圧延速度で、より薄く圧延することが望まれている¹⁾。

このような課題に対し、ワークロールと鋼板の間に潤滑油を供給することが有効であり、 高張力鋼板やステンレス鋼板など難圧延鋼種の熱間圧延では、潤滑油を供給しながら鋼 板を圧延する場合が多い。潤滑油の供給は、ワークロールと鋼板間の摩擦を小さくし、圧 延荷重を低減できるため、電力原単位やロール原単位を低減できるので、製造コストの低 減に有効である。また、高張力鋼板やステンレス鋼などを圧延する際には、ワークロール 表面への焼付きや肌荒れと呼ばれる表面欠陥が生じ易いが、その抑制が可能である。圧 延荷重を低減できると、その分、圧下量(板厚の減厚量)を大きくすることができるので、1 回の圧延でより薄くまで圧延することができる。あるいは、圧延機のモータパワーに余力が 生じるため、より高速で圧延することが可能となる。このように、薄鋼板の薄物化、高強度 化の進展に伴い、熱間圧延における潤滑の果たす役割はますます重要になっており、潤 滑技術の進歩は、日本の鉄鋼業、製造業の発展に非常に重要である。

1.2 薄鋼板の製造プロセスと潤滑

薄鋼板の製造プロセスの概略について述べる。連続鋳造工程では、厚さ 200~250mm 程度のスラブと呼ばれる鋼片が鋳込まれる。熱間圧延工程では、1200℃程度に再加熱さ れたスラブが、複数の圧延機により厚さ数 mm 程度まで圧延され、ランナウトテーブル上 で水により冷却後、コイル状に巻き取られる。酸洗工程で熱延コイル表面の酸化スケール と呼ばれる酸化皮膜が除去され、冷間圧延工程で厚さ 1mm 前後の冷延コイルに圧延さ れ、焼鈍工程で所望の材質に調整すべく熱処理されて製品になる。さらに、表面処理工 程で溶融亜鉛めっき、あるいは、電気めっきされる用途もある。

Fig1-1 に熱間圧延工場のレイアウトの一例を示す。主要な設備として、加熱炉、粗圧延 機、仕上げ圧延機、冷却帯(ランナウトテーブル)、巻き取り機(コイラ)の順に配置されて いる。スラブは、加熱炉で1200℃程度に加熱された後、2~4 基の粗圧延機で数パスの圧 延により、厚さ30~50mm 程度に圧延される。粗圧延は、順方向と逆方向の圧延を繰り返 すリバース圧延方式の場合が多い。この後、6~7 基の圧延スタンドを近接して直列に配 置した仕上げ圧延機にて、一方向にタンデム圧延され、厚さ2~6mm 程度に仕上げられ る。圧延とともに、鋼板は薄くなり温度も低下し、仕上げ圧延中の鋼板温度は900~ 1000℃程度が一般的である。この後、冷却帯で上下から冷却水が噴射され、鋼板は 500℃前後に冷却された後、巻き取り機にコイル状に巻き取られる。スラブの重量は20ton 前後が一般的であるので、製品寸法にもよるが、熱延コイルは、数百 m から1kmを超える 長さとなる。圧延速度は、板厚の減少に対応して下流ほど速く、仕上げ圧延機の出口側 圧延速度は、数百 m/min にもなり、1 コイルを圧延するのに 1~2 分程度を要することにな る。1 コイルの仕上げ圧延が終わると、直ちに次のコイルの仕上げ圧延を始めることができ るように、加熱炉から次々とスラブが抽出される。



Fig.1-1 Layout of conventional hot-strip mill.

高張力鋼板やステンレス鋼板を製造する際、この仕上げ圧延工程で潤滑が施される場合が多い。潤滑油の供給は、潤滑油のコストや排水処理の負荷もあるので、全ての熱間

圧延工場で実施されているわけではなく、電力原単位削減やロール表面品質向上などの 期待効果が大きい場合に実施される。Fig1-2に圧延機と潤滑油供給設備の概略を示す。 鋼板と直接接触して鋼板を薄く延ばすワークロールとワークロールのたわみを抑えるため のバックアップロールで構成される4段圧延機が主流である。ワークロールには3~5万 kNの圧延荷重が負荷されるため、ロールが軸方向にたわみ、鋼板端部がより薄く延ばさ れて耳波形状になるのを低減するため、バックアップロールが設置される。スタンド内のワ ークロールは、1000℃程度の鋼板と絶えず接触することになるので、出口側から冷却水で 冷却され続ける。混合器でキャリア水と潤滑油を混合して、ワークロールの入口側にスプ レー供給されるのが一般的である^{2,3)}。ワークロールは100~200℃程度の高温であるので、 キャリア水は蒸発し、油分のみがワークロールに付着(プレートアウト)する。潤滑油はエス テルや鉱物油をベースに極圧剤などの添加剤を含むものが一般的であり、通常、キャリア 水で10%程度に希釈される。ロールに付着した潤滑油は、一部は1000℃もの鋼板と接触 して部分的に燃焼するが、大部分はロールバイトに引き込まれ、ワークロールと鋼板の潤 滑に寄与すると考えられている。熱間圧延における潤滑油は、冷却水や鋼板から剥離し た酸化皮膜などと一緒に回収され、潤滑油として再使用されることはない。



Fig.1-2 Schematic illustration of lubrication oil supply system on hot-strip mill.

Fig.1-3 に冷間圧延工場のレイアウトの一例を示す。主要な設備として、2 基の払い出し 機(POR)、溶接機、ルーパ、タンデム圧延機(TCM)、せん断機、巻き取り機(TR)の順に 配置されている。タンデム圧延機の前に酸洗漕を有する酸洗-冷延の直結ラインの場合も ある。冷間圧延工場は、連続圧延方式がほとんどであり、先行コイルの後端と後行コイル の先端を溶接機で接合し、冷間圧延機にはコイルが絶え間なく連続的に供給される。冷 間圧延は室温で行われ、酸洗後の板厚数 mm の熱延コイルは、5~6 基のタンデム圧延 機で、缶用鋼板や電磁鋼板であれば板厚 0.2~0.5mm 程度に、自動車用鋼板やステンレ ス鋼板であれば、板厚 0.8mm~2mm 程度に圧延される。最終スタンドの出口側板速度は、 板厚にもよるが、2000m/min を超える場合もある。

冷間圧延の潤滑方式は様々であるが、環境負荷やコストの観点から、循環供給方式が 一般的である^{2,4})。Fig.1-3 は循環供給方式の例である。冷間圧延では、加工発熱により、 鋼板とワークロールの温度は 100℃以上まで上昇するため、これを冷却するため、大量の 冷却水をワークロールと鋼板に供給し続ける必要がある。一方、熱間圧延の場合と同様 に、荷重低減や表面品質向上の観点から潤滑も必要である。この冷却と潤滑を兼ねて、1 ~5%程度の潤滑油を含有するエマルションをロールと鋼板にスプレーして使用し、その 後、回収して循環使用するのが循環供給方式である。エマルションとは、水と潤滑油を乳 化させた状態を言い、界面活性剤を添加することにより、潤滑油は数µm 程度の大きさの 油滴として安定して存在している。循環タンクの容量は、数百 m³ の大きさになる。潤滑油 には、潤滑性に加え、圧延後の冷延コイルの防錆機能の効果も要求され、エステルや植 物性油脂を主成分に界面活性剤や油性剤、防錆剤などが添加される。



Fig.1-3 Layout of conventional cold-strip mill.

1.3 熱間圧延潤滑と冷間圧延潤滑に関する過去の研究の比較

製鉄所における熱間圧延工程と冷間圧延工程の概要、それぞれの潤滑方式や役割に ついて簡単に述べてきた。

その重要性から、圧延潤滑に関して、これまで多くの研究がなされている。冷間圧延の 潤滑に関する研究では、1950年代にアメリカの Stone が圧延速度の高速化とともに、油膜 が厚くなり、摩擦係数が低下することを理論的に計算している⁵⁾。更に、Patir らは、ロール 径や潤滑油粘度などの圧延条件より、レイノルズ方程式から油膜厚さを理論的に推定し ている⁶⁾。これらの研究結果から、ロールバイト入側に十分に潤滑油がある場合、ロール バイトに導入される油膜厚さ*h*は、(1-1)式で表される²⁾。

$$h = \frac{3\eta \cdot \alpha \cdot R \cdot (Um + Ur)}{(1 - e^{-\alpha \cdot P}) \cdot L} \qquad (1-1)$$

ここで、7は潤滑油動粘度、αは噛み込み角、Rはワークロール径、Umは板速度、Urは ロール速度、Lは接触弧長、Pは材料の降伏応力である。すなわち、潤滑油動粘度7が高 いほど、圧延速度 Urが高いほど、ワークロール径 Rが大きいほど、ロールバイトに導入さ れる油膜厚 h は大きくなる。

薄板の冷間圧延における流体力学的な潤滑機構は、多くの場合、Stribeck 曲線^{7.8)}を 用いて理解されている⁹。Fig.1-4 に示すように、通常の冷間圧延の潤滑条件は、境界潤 滑と流体潤滑がある比率で存在する混合潤滑域にあり、ロールバイトの油膜が厚くなるほ ど流体潤滑領域が増して、それに伴いオイルピットが形成されるとともに、摩擦係数が低 下すると理解されている。流体潤滑では、摩擦係数が低くなり過ぎて圧延速度の加減速 時にスリップが生じて圧延が困難になり、一方、境界潤滑になると、摩擦係数が高くて圧 延荷重が高くなるなどの課題があるため、適正な範囲の摩擦係数、すなわち、油膜厚さに 制御する必要がある。この基本的な理解に沿って、多くの研究がなされている。藤田らは、 エマルションの油滴径やプレートアウト時間がプレートアウト量に及ぼす影響を調査し、油 滴径が大きいほどプレートアウトし易いことなどを報告している¹⁰。Wilson らは、エマルシ ョン中の油滴が圧力とともに動的に濃化するモデルを提案している¹¹⁾。Dowらは、圧延速 度と油膜厚さの関係を推定するとともに、圧延速度が高速になった場合の油膜温度上昇 の影響(油膜粘度の影響)を解析している¹²⁾。剣持らは、ステンレス鋼板の表面光沢に及 ぼす潤滑条件の影響を調査し、圧延速度が高速なほど、潤滑油粘度が高いほど、鋼板 表面にオイルピットと呼ばれる凹みが形成され、表面光沢が低下することを報告している ^{13,14)}。小豆島らは、ロールバイトに導入される油膜厚さは,圧延後鋼板のオイルピット量, すなわち,表面光沢度とほぼ相関することを示している^{15,16)}。Sulaiman らは、工具の texture が潤滑に及ぼす影響を解析的に調査し¹⁷⁾、三浦らは、ワークロール texture が鋼 板表面のオイルピット形成に及ぼす影響を実験的に報告している¹⁸⁾。また、志渡らは、ス テンレス鋼の冷間圧延時に生成するロールコーティングについて調査し、表面光沢に及 ぼす影響などを報告している¹⁹⁾。



Fig.1-4 Schematic illustration of relationship between Stribeck-curve and lubricant mechanism of cold-rolling.

これらの冷延潤滑に関する実験結果や油膜厚さの理論的な推定により、冷間圧延工 場の生産性向上に寄与した例として、木村らは、導入油量が足りなくなる高速圧延域のみ、 別系統から高濃度の潤滑油を供給し、摩擦係数の上昇によるチャタリング発生を抑制す る、新しい潤滑制御技術を提案、実用化しており、これにより圧延速度を向上できることを 報告している²⁰⁻²²。チャタリングとは、潤滑不良が原因で発生する圧延機の異常振動であ り、コイルの長手方向で板厚が変動するため、チャタリング発生部分は、製品にはならな い。

ー方、熱間圧延の潤滑に関しては、冷間圧延のような実験結果の報告例や理論的な 検討例は少ない。これは、熱間圧延の場合、潤滑油の燃焼や鋼板表面の酸化皮膜(スケ ール)の影響や破壊を伴うため、現象がかなり複雑になることが影響していると考える。 Shirizly らは、低炭素鋼の熱間圧延時の荷重低減に及ぼす潤滑の効果を調査し、30%以 上の荷重低減効果を報告している²³⁾。小豆島らは、熱間すべり圧延実験において、エマ ルション濃度(エマルション中の油分濃度)が摩擦係数に及ぼす影響を調査し、濃度が 1%までは、濃度の増加とともに摩擦係数は低下するが、濃度が 1%を越えると、濃度を増 加しても摩擦係数は一定になると報告している²⁴⁾。また、圧延後の鋼板表面に残存する 潤滑油成分中のカルシウム量を測定することにより、ロールバイトに導入された油膜厚さを 半定量的に同定し、ある油膜厚さを超えると、摩擦係数は一定になると報告している²⁵⁾。 Munther ら、Luong ら、岡田、あるいは、原らは、鋼板表面の酸化皮膜(スケール)が潤滑 に及ぼす影響を実験的に調査し、スケール厚やスケール組成などにより潤滑準動が異な ることを報告している²⁶⁻³⁰。蛭田らは、熱間圧延時の荷重低減に及ぼす潤滑油量の影響 を調査し、潤滑油は全てが燃焼する訳ではなく、ワークロールに一部が残存すると報告し ている³¹⁾。

潤滑剤に関しては、小豆島らは、熱延潤滑の課題である、荷重低減と噛み込み性確保 を両立するための潤滑油について検討し、低温域は高摩擦係数で噛み込み性に優れ、 高温域では低摩擦係数になり荷重低減が可能な潤滑油を開発した³²⁾。蛭田らは、ステン レス鋼の熱間圧延時の焼付き防止に有効な、硫黄系極圧添加剤に関する特許を提案し ている^{33,34)}。他にも、摩擦係数の高い雲母粉末と、高温域で溶融皮膜形成効果を有する りん酸カリウム粉末とをグリースに混合した潤滑剤が開発されており、噛み込みスリップを防止しながら、ワークロールの摩耗を低減できると報告されている³⁵⁾。また、ワックスに固体潤滑剤を配合して必要な部分にのみ潤滑を施す局所潤滑技術³⁶⁾など、従来の油潤滑とは異なる、新しい潤滑技術も検討されている。

ワークロールがロール摩耗や潤滑に及ぼす影響に関しても種々研究されており、例え ば、西山らは、耐摩耗性と耐肌荒れ性に優れたハイスロールを開発しており、耐事故性の 確保、ワークロールの熱膨張制御、摩擦係数安定化技術の確立により³⁷⁾、実用化に成功 している。また、井上らは、アルミナ繊維を添加した新ロール材は、ハイスロール同等以上 の耐事故性を有しながら、耐摩耗性をハイスロールの3倍に向上できると報告している³⁸⁾。 さらに、関本らは、粗ミルや仕上げミル前段のワークロールに生成する黒皮について、模 擬実験によりその生成機構を調査し、ロール冷却水により圧延材表面に腐食物が生成し、 それがロール表面に付着することにより黒皮が生成し、潤滑に影響すると報告している³⁹⁾。

1.4 鋼以外の金属の潤滑に関する研究

アルミニウムや銅などの金属製品も、主に圧延により製造されており、鋼以外の金属に おける圧延潤滑の研究例を簡単に紹介する。

アルミニウムおよびアルミニウム合金製品は、鋼と同様に熱間圧延(ただし、圧延温度 は 300~500℃と、鋼よりは低い)、冷間圧延を経て製造され、アルミニウム箔に代表される ように、最小で 10µm 以下にまで圧延される製品もある。このため、アルミニウムおよびそ の合金の潤滑に関する研究も多く、熱間圧延におけるピックアップ欠陥とロールコーティ ングに関する研究例が多い⁴⁰⁾。アルミニウムの熱間圧延では、圧延中にアルミニウム微粉 やその酸化物粉がワークロール表面への付着と脱落を繰り返して、ロールコーティングと 呼ばれる薄皮膜が生成され、圧延荷重やピックアップ欠陥の発生に影響している。 Koponov は、ピックアップ欠陥が潤滑不良に起因すると考え、圧縮応力とロール温度の関 係を調査し、エマルションの油分離がロールコーティング生成に影響を及ぼし、最適な圧 延温度が存在することを報告している⁴¹⁾。また、アルミニウム合金の冷間圧延において、 Lenard らが、荷重低減に及ぼす潤滑の影響を報告している⁴²⁾。また、ロールコーティング が潤滑状態、すなわち、圧延荷重や表面性状に大きく影響を及ぼすため、木原らは、圧 延距離、あるいは、ベースオイルや添加剤などの油種がロールコーティング生成に及ぼ す影響を報告している⁴³⁾。

銅および銅合金の冷間圧延においても、ロールコーティングが潤滑特性に影響を及ぼ すとされ、今泉らは潤滑油添加剤の吸着性に着目した研究を⁴⁴⁾、杉井らはロールコーテ ィングの生成を観察した結果を報告している⁴⁵⁾。

1.5 圧延以外の製造プロセスにおける潤滑の研究

鍛造や引き抜きなど圧延以外のプロセスにおいても潤滑は重要な役割を果たしている。 熱間鍛造では、金型表面は非常に高温にさらされるため、金型の硬度低下や摩耗を招く。 また、金型と被加工材が直接接触すると、焼付きや成形不良を引き起こす。このため、耐 熱性が高く耐焼付き性に優れた黒鉛を水に分散させた潤滑剤を金型にスプレー塗布、乾 燥させて使用する方法が広く使用されてきた。しかしながら、近年、作業環境の改善や廃 液処理などの環境問題への対応から非黒鉛系の潤滑剤が求められている。その代表的 な潤滑剤が、無機塩やカルボン酸塩を水に溶かした白色系潤滑剤である。使用方法は黒 鉛系と同じであり、付着性、冷却性、皮膜密着性、皮膜耐熱性、高温潤滑性などが重要 項目になる 46,47)。冷間鍛造は、自動車用部品のプレス成形など、主に鉄鋼材料を金型に よる高圧力下で圧縮して所望の形状を造り込む工程である。この際の接触圧力は数 GPa に及ぶ過酷な環境下にあり、その中で材料の流動を促し、焼付き防止するために、潤滑 が重要な役割を担う。特に、材料表面積の拡大比は 50 倍にも及ぶ場合があるため、潤滑 油などの流体皮膜では対応が困難とされ、リン酸皮膜と石けん系潤滑剤とを組み合わせ たボンデライト・ボンダリューベ被膜で被加工材表面を被覆保護することが知られている48)。 リン酸塩結晶は、格子間結合に弱いへき開面を持ち、被加工材表面が拡大していく際、 敷き詰められたカードがずれるようにして被加工面の表面が露出することを防ぎ、焼付き を防止していると考えられている 49)。なお、自動車用部品のプレス成形は、従来、冷間で 行われてきたが、鋼板の高強度化に伴い、スプリングバック(金型での押圧後、工具を離 すと、弾性変形により少し形状が戻ってしまう現象)の影響が大きくなる問題がある。この

ため、スプリングバック低減と金型急冷による鋼板高強度化を同時に実現できる熱間での プレス成形が実用化されつつあり、この際の潤滑挙動についての研究も盛んに行われ始 めている⁵⁰⁾。

また、引抜き加工においても、素材とダイスの摩擦、摩耗を低減し、引抜き速度向上や 断面減少率増大による生産性向上のために種々の潤滑剤が使用されており、近年は、鍛 造の場合と同様に、作業環境や環境負荷低減の観点からも検討が行われている⁵¹⁾。

1.6 本研究の構成

塑性加工プロセスにおいて、潤滑技術の更なる高度化が望まれており、工業的な期待 が非常に大きいことから、多くの研究がなされており、特に冷間プロセスを対象とした検討 が多い。最終製品に近い冷間プロセスでは、寸法精度や表面品質がより厳格に要求され ており、潤滑制御に対する要求が高いこともあるが、被圧延材の表面観察や加工前後の 潤滑油の観察が容易なことも報告例が多い理由である。一方、熱間プロセスは、冷間の 場合に比べ、潤滑による摩耗低減や荷重低減の期待効果は大きいにも関わらず、検討が 遅れているのは、冷間に比べ実験が困難であることに加え、潤滑油の燃焼や酸化皮膜の 破壊など、現象が複雑であることも要因の一つと考えられる。

Fig.1-5 に、冷間圧延と熱間圧延のロールバイト近傍での潤滑状態を比較して示す。それぞれ、最も一般的な潤滑方式である、エマルションの循環供給の場合と水をキャリアとする直接供給の場合について述べる。冷間圧延では、鋼板に供給されたエマルション中の油滴が鋼板にプレートアウトして油膜を形成し、ロール径や圧延速度に応じてワークロールに流体的に引き込まれて鋼板とワークロール間の潤滑を担う。ロールバイト内に引き込まれた潤滑油が鋼板に転写してオイルピットを形成するが、この際、圧延前の鋼板表面粗さやワークロール粗さが潤滑挙動やオイルピット形成し、前述のように、それぞれの過程について、多くの研究例が報告されている。これに対し、熱間圧延では、ワークロールにプレートアウトした油膜は、鋼板と接触した際に部分的に燃焼するため、ロールバイト内に引き込まれる油膜厚を推定できない。そもそも、数百℃を超える高温域で油が流体的な挙動を示すが不明である。また、ロールバイトに引き込まれた油膜は、鋼板に転写してオ

イルピットを形成するかもしれないが、鋼板表面の酸化皮膜の破壊がそれよりも大きな変 形であるので、圧延前後の鋼板表面観察からは得るものが少ない。さらに、鋼板表面に 形成される酸化皮膜そのものが、潤滑効果を有しており、潤滑油による潤滑効果と分離が 難しい、などといった課題があり、冷間圧延の場合と比べて、理論的、基礎的な研究例が 少ない。また、実際の熱間圧延工場においても、試行錯誤的に潤滑油や潤滑条件を適 正化して操業している状態である。すなわち、熱間圧延の潤滑において、ロールバイト前 後で何が起こっているかを基礎的に調査、理解し、その結果を実操業に展開することは、 今後の高強度、高機能薄鋼板の安定製造に必要不可欠であると考える。

本論文では、上述したような、従来の熱間圧延での潤滑の考え方や課題に対し、酸化 皮膜や表面粗さの影響をできるだけ排除した圧延実験を冷間圧延と熱間圧延で比較して 実施し、鋼板表面の詳細観察、あるいは、圧延後のワークロールに残存した油量測定に より、ロールバイト内での潤滑油の挙動を調査する。また、伝熱を考慮した流体解析による 数値解析を行い、潤滑油のロールバイトへの引き込みをシミュレーションしてその挙動を 推定することにより、薄鋼板の熱間圧延時のロールバイトにおける潤滑挙動を考察する。



Fig.1-5 Comparison of lubrication behavior between cold-rolling and hot-rolling.

本論文は以下の構成とする。

第1章では、序論であり、本論文の背景や目的、及び、従来の圧延潤滑に関する研究 を述べる。

第2章では、表面を鏡面に研磨したワークロールと鋼板を用いた基礎的な潤滑圧延実験を行い、ワークロールに残存した油量の測定、及び、鋼板表面の詳細な観察を行い、 熱延潤滑機構を冷延潤滑機構と比較する。

第3章では、熱間圧延潤滑時のロールバイト入口での潤滑油の挙動を明らかにするため、伝熱を考慮した流体解析による数値解析を実施する。

第4章では、圧延温度を種々変更した潤滑圧延実験を行い、3章の数値解析結果など と比較することにより、熱間圧延潤滑時のオイルピット形成機構を考察する。

第5章では、ステンレス鋼の熱間圧延時に発生する肌荒れと呼ばれる欠陥を調査し、 すべり圧延機を用いてその形成挙動と防止対策を検討する。

第6章では、本論文を総括する。

参考文献

- (1) 曽谷保博:トコトンやさしい圧延の本,日刊工業新聞,東京,(2015)
- (2) 鑓田征雄, 伊藤紘一: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 201.
- (3) 鑓田征雄,小豆島明,池田章,山田廣志,剣持一仁:日本鉄鋼協会圧延理論部会 第100 回記念シンポジウム,日本鉄鋼協会,東京,(1994),211.
- (4) 阿高松男, 井上剛: 第148 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会, 東京, (1993), 19.
- (5) M. P. Stone, Iron and Steel Engr., 30 (1953), 61.
- (6) N. Patir, H. S. Cheng : Trans. ASME, F100 (1978), 13.
- (7) W. B. Harby, I. Doubeledy : Proc. Roy. Soc. Lond., A100, (1922), 550.

- (8) R. Stribeck : Z. Ver. dt. Ing, 45 (1901), 73.
- (9) A. Azushima : Tribology in Sheet Rolling Technology, Springer, Switzerland, (2016), 8.
- (10) N.Fujita, Y.Kimura, Y.Matsubara, K.Kobayashi, Y.Amanuma, O.Yoshioaka and Y.Sodani : J. Jpn. Soc. Technol. Plat., **55** (2014), 445.
- (11) W. R. D. Wilson, Y. Sakaguchi and S. R. Schmid : Wear, 161 (1993), 207.
- (12) T. A. Dow, J. W. Kannel and S. S. Bupera : Trans. ASME, F98 (1976), 4.

(13) K. Kenmochi, I. Yarita, H. ABE, A. Fukuhara, T. Komatu, H. Kaito and A. Kishida : *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 42.

(14) K. Kenmochi, I. Yarita, E. Kawazumi, K. Kobori and Y. Seino : *Tetsu-to-Hagané*, 81 (1995), 809.

- (15) A. Azushima, J. Kihara and I. Gokyuu : J. Jpn. Soc. Technol. Plast., 19 (1978), 958.
- (16) A. Azushima, K. Noro and Y. Iyanagi : *Tribologist*, **34** (1989), 879.
- (17) M. H. Sulaimana, P. Christiansena, and N. Bay : Procedia Engineering, 207 (2017), 2263.
- (18) 三浦彩子,松原行宏,木村幸雄: 材料とプロセス, 25 (2012), 184
- (19) 志渡誠一, 杉井秀夫, 沢浩一: 塑性加工春季講演大会論文集, (2001), 199.
- (20) Y.Kimura, N.Fujita, Y.Matsubara, H.Kobayashi, Y.Amanuma, O.Yoshioka and Y.Sodani : *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **55** (2014),346.
- (21) N.Fujita, Y.Kimura, Y.Matsubara, H.Kobayashi, Y.Amanuma, O.Yoshioka and Y.Sodani : *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **55** (2014),445.
- (22) 木村幸雄,藤田昇輝,小林宏爾 : JFE 技報, 39 (2017), 4.
- (23) A. Shirizly and J. G. Lenard : Journal of Materials Processing Technology, 97 (2000),61.
- (24) A. Azushima, W. D. Xue and Y. Yoshida : Tetsu-to-Hagané, 93 (2007), 681.

- (25) A. Azushima, W.D. Xue and Y. Yoshida : Ann. CIRP, 56 (2007), 297.
- (26) P. A. Munther and J. G. Lenard : J. Materials Processing Technology, 88 (1999), 105.
- (27) H. S. Luong, T. Heijkoop : Wear, **71** (1981), 93.
- (28) 岡田光 : 新日鐵住金技報, 401 (2015), 75.
- (29) K. Hara, S. Tsutii, H. Utsunomiya, T. Sakai and S. Yanagi : *Tetsu-to-Hagané*, **96** (2010), 492.
- (30) K. Hara, H. Utsunomiya, T. Sakai and S. Yanagi : Tetsu-to-Hagané, 97 (2011), 393.
- (31) T. Hiruta and T. Katsumura: 材料とプロセス, 19 (2006), 991.
- (32) A.Azushima, W.D.Xue and Y.Yoshida: Tetsu-to-Hagané, 93 (2007), 367.
- (33) 蛭田敏樹:特開 2000-230187 号
- (34) 蛭田敏樹:特開 2003-3187 号
- (35) 井上剛,山本普康,阿髙松男,高橋英樹,西山泰行,倉橋隆郎 : 塑性と加工,43(2002),411.
- (36) 井上剛, 内田秀, 小川茂: 材料とプロセス, 19 (2006), 990.
- (37) 西山泰行, 倉橋隆郎, 川上保, 高町恭行: 塑性と加工, 48 (2007), 446.
- (38) 井上剛, 内田秀, 小川茂: 新日鐵住金技報, 401 (2015), 68
- (39) Y. Sekimoto, M. Tanaka and T. Yoshimura : Tetsu-to-Hagané, 61 (1975), 869.
- (40) 鈴木正道: 軽金属, 31 (1981), 739.
- (41) V. I. Koponov, I. D. Heikhman and V. A. Mitrofanov : *Listo Prokatnoe Proizvodstvo*, (1978), 18.
- (42) J. G. Lenard and S. Zhang : Journal of Materials Processing Technology, 72 (1997),293.

- (43) 木原惇二: 第28 回塑性加工連合講演会講演論文集, (1977), 111.
- (44) 今泉榮, 五十嵐稔, 柴田潤一: 古河電工時報, 116 (2005), 60.
- (45) 杉井秀夫, 谷野順英, 宇都宮裕: 銅と銅合金, 52 (2013), 81.
- (46) 日本塑性加工学会 鍛造分科会編 : わかりやすい鍛造加工, (2005), 1.
- (47) 池田修啓: 電気製鋼, 85 (2014), 29.
- (48) 小見山忍:表面技術, 61 (2010), 246.
- (49) 盛屋善夫:日本パーカライジング技報,16(2004),3.
- (50) A. Azushima, K. Uda and A. Yanagida : J. Mater. Process. Technol., (2012), 1014.
- (51) Y. Yamamoto : Journal of the JSTP, **52** (2011), 351.

第2章 熱間圧延の潤滑特性に及ぼす油膜厚さの影響

2.1 緒言

薄鋼板の熱間圧延においては、圧延荷重の低減による電力原単位の向上、ロール面 荒れの防止、および、鋼板表面品質の改善を目的に、ロールバイトに潤滑油を供給しな がら圧延することが一般的である。一方、地球環境負荷軽減への関心の高まりから、潤滑 による加工エネルギー節約による CO2 排出量削減や潤滑剤の有害物質撤廃など、熱間 圧延における潤滑の役割と課題の解決はますます重要になりつつある。

熱間圧延では、ロールバイトが高温であるなどの理由のため、ロールバイトでの潤滑油 の挙動に関する報告は少なく、潤滑特性に及ぼす油膜厚さの影響など、冷間圧延の場 合に比べて十分に明らかにされているとは言い難い。小豆島らは、熱間すべり圧延実験 でのエマルション濃度が摩擦係数に及ぼす影響を調査し、エマルション濃度が 1%までは 濃度の増加とともに摩擦係数は低下するが、濃度が 1%を越えると、濃度に対して摩擦係 数が一定になると報告している¹⁾。また、圧延後の鋼板表面に残存する潤滑油成分のカ ルシウム量を測定することにより、ロールバイトに導入された油膜厚さを半定量的に同定し、 ある油膜厚さを超えると摩擦係数は一定になると報告している²⁾。

本研究では、通常の圧延実験を行い、熱間圧延の潤滑特性に及ぼす油膜厚さの影響 を、冷間圧延の場合と比較、調査した。従来、冷間圧延では、ロール径や潤滑油粘度な どの圧延条件から油膜厚さを推定している³⁻⁵⁾。例えば、小豆島らは、ロールバイトに導入 される油膜厚さは、圧延後鋼板のオイルピット量、すなわち、表面光沢度と関係があるとし、 レイノルズ方程式から理論的に導かれる油膜厚さの推定量と表面光沢度はほぼ相関する ことを示している⁵⁾。しかしながら、熱間圧延では酸化皮膜の破壊などを伴うため、冷間圧 延と同様の手法で油膜厚さを推定することは困難であり、小豆島らの研究では、カルシウ ム量の測定により、各圧延条件での油膜厚さを定性的に比較している²⁾のみである。また、 熱間圧延後の鋼板表面のオイルピットを観察した報告はない。そこで、本研究では、熱間 圧延後のワークロールと鋼板に残存した潤滑油の重量を測定することにより、ロールバイト に引き込まれた油膜厚さを定量的に算出した。さらに、鏡面に研磨されたワークロールで 鏡面に研磨された供試材を圧延することにより、圧延時に発生するオイルピットの観察を 試み、熱間圧延の潤滑機構について考察した。

2.2 実験方法

圧延条件を Table 2-1 に示す。直径 340mm のハイスロールのワークロールをクロムめ っき後研磨することにより Ra=0.02µm 以下の鏡面に仕上げた。供試材には、SUS316 耐 熱鋼を用い、寸法を 2mm 厚 × 100mm 幅、表面を Ra=0.02µm 以下まで研磨した。 SUS316 耐熱鋼は、熱間圧延時に酸化皮膜の生成が非常に少ないこと、熱間圧延と冷間 圧延の温度域で相変態せず、室温で鋼板表面を観察するまで、同じオーステナイト相で あること、から選定した。

	hot rolling	cold rolling
mill	2Hi φ340mm (Ra<0.02μm)	
work piece size	2mm ^t x 100mm ^w (Ra<0.02µm)	
rolling velocity	50 m/min(20、100m/min)	
reduction	6.2~6.9 %	5.4~6.1 %
lubricant	100 mm²/sec (50 、 200 mm²/sec)	40 mm²/sec
rolling temp.	973 K	R.T.
initial oil amount	0~5289	00 mg∕m²

Table 2-1 Experimental conditions.

圧延条件は、ワークロール回転速度 50m/min、目標圧下率を 6%で一定とし、熱間、及び、冷間圧延を行い、両者の潤滑特性を比較した。熱間圧延では、合成エステルを主成分とする潤滑油であり、313K での動粘度が 100mm²/sec の潤滑油を用いて、1173K で

30min 間加熱した後、1073K 程度で圧延を行った。一方、冷間圧延では、合成エステル を主成分とする潤滑油であり、313K での動粘度が 40mm²/sec の潤滑油を用いて、室温で 圧延を行った。圧下率を低く設定したのは、無潤滑(塗油量 0mg/m²)の場合においても、 鋼板表面に焼付きが発生しないようにするためである。なお、ワークロール回転速度の影 響を評価する際は、ワークロール回転速度を 20m/min と 100m/min とし、潤滑油動粘度の 影響を評価する際は、動粘度が 50 mm²/sec と 200 mm²/sec の潤滑油を用い、その影響を 比較した。

Fig.2-1 にワークロールへの塗油方法、ワークロール残存油量の測定方法を模式的に示す。本実験では、ロールバイトの油膜厚さを変化させるため、ワークロールへの塗油量を、0mg/m²(無潤滑)から最大 52890mg/m²の間で 7~8 水準変化させて塗油した。実生産ラインでは、水をキャリアとして潤滑油をワークロールに供給する方法が一般的であるが、本検討では、塗油量を種々変更するため、所定量の潤滑油原液をワークロールに直接滴下して塗油した。



Fig.2-1 Schematic illustration of experimental procedure.

圧延後のワークロールに残存した潤滑油量を測定したの。残存油量は、ワークロールに

塗油された油量のうち、ロールバイトに引き込まれ、かつ、燃焼することなく、ワークロール に残存した油量であるので、少なくとも、圧延時にロールバイトに存在し、潤滑に寄与した 潤滑油の量と言える。残存油量の測定は、圧延後のワークロールで、被圧延材と接触した 部分のうち、80mm 幅 x 250mm 長さの面積部分を n-ヘキサンで十分に脱脂し、ソックス レー抽出により、油量を秤量して求めた。また、ワークロールへの初期塗油量については、 被圧延材と接触しなかった部分から、板の残存油量については、圧延後の鋼板表面から、 それぞれ、同様に測定した。

各圧延条件での摩擦係数を算出方法について述べる。ここでは、熱間圧延の場合もク ーロン摩擦に従うと仮定し、Orowanの圧延理論⁷に基づき、摩擦係数を算出した。 Orowanの圧延理論では、摩擦係数を仮定すれば、圧延実績から変形抵抗を逆算するこ とができ、また、変形抵抗を仮定すれば、圧延実績から摩擦係数を逆算することができる。 鋼板の変形抵抗を温度、ひずみ、ひずみ速度で定式化することは可能であるが、板厚方 向での温度分布が大きいため、変形抵抗の予測精度に問題があると考えられた。そこで、 本検討では、まずは、熱間圧延では、無潤滑時の摩擦係数を 0.35 と仮定し、圧延実績か ら圧延時の平均変形抵抗を 326MPaと推定した。冷間圧延では、無潤滑時の摩擦係数を 0.20 と仮定し、圧延実績から圧延時の平均変形抵抗を 534MPa と推定した。潤滑油量を 変更した各圧延条件では、上記の推定平均変形抵抗と圧延実績から摩擦係数を逆算し た。熱間、及び、冷間の無潤滑圧延時の摩擦係数を仮定しているので、熱間と冷間の潤 滑圧延時の逆算摩擦係数を定量的に比較することはできず、定性的な比較となる。

圧延後の鋼板表面について、レーザ顕微鏡を用いてオイルピット発生状況を観察した。

2.3 実験結果

2.3.1 圧延荷重に及ぼす潤滑油塗油量の影響

Fig.2-2 にワークロールへの塗油量を変化させた場合の圧延荷重の変化を冷間圧延と 熱間圧延で比較して示す。冷間、熱間圧延のいずれの場合も、塗油量とともに圧延荷重 は低下し、ある一定の塗油量を超えると、圧延荷重は一定になる傾向にある。



Fig.2-2 Effect of initial oil amount on rolling load in the case of cold and hot-rolling.

2.3.2 残存油量の測定

Fig.2-3 にワークロールへの塗油量を変化させた場合のロール残存油量の変化を示す。 冷間圧延では、塗油量とともに残存油量も増加し、塗油量が1000mg/m²を超えると、残存 油量は一定になる。冷間圧延においては、ロールバイトに引き込まれる油量は、ロール径、 圧延速度などの圧延条件から推定でき、塗油量が多くなると、ロールバイトに引き込まれ る油量が飽和することが知られており^{8,9)}、本実験結果もその傾向を示している。一方、熱 間圧延においては、冷間圧延の場合と異なり、塗油量の増加とともに残存油量は飽和し ていない。

ここで、残存油量の測定精度の検定について述べる。予め所定の油量を秤量しておき、 それをロールに滴下、それを n-ヘキサンで拭き取り、ソックスレーにて油分を抽出して秤 量した。Fig.2-4 に結果を示す。いずれの条件の場合も、0.001~0.002g の誤差である。こ れは、50~100mg/m²に相当し、十分な測定精度であると判断した。



Fig.2-3 Relationship between initial and remained oil amount in the case of cold and hot-rolling.



Fig.2-4 Confirmation of measurement accuracy by Soxhlet extraction method.

圧延による潤滑油の性状変化を確認するため、圧延前の初期状態の潤滑油、及び、 圧延後のワークロールで高温の鋼板と接触した部分に残存した潤滑油を FT-IR にて分析、 比較した。Fig.2-5 に結果を示す。潤滑油の性状はほぼ変化しておらず、燃焼することなく、 ワークロールに残存した潤滑油は、高温の鋼板と接触してもほとんど変質していない。



Fig.2-5 Change of oil properties between before and after rolling. (a) before rolling (b) after rolling

さらに、鋼板表面に残存した油量も測定し、塗油量に対し、ロールに残存した油量と板 に残存した油量の合計の関係を調査した。Fig.2-6 に冷間圧延、熱間圧延のそれぞれの 場合について、ロールに残存した油量と板に残存した油量の関係を示す。冷間圧延の場 合、板に残存した油量はロールに残存した油量とほぼ同程度の量である。ロールバイトに 導入された油量がロールと鋼板にそれぞれ、半量ずつ残留したと理解できる。一方、熱間 圧延の場合、ややバラツキがあるが、塗油量に関わらず、板に残存した油量は、 100mg/m² 前後と少ない。これは、圧延後の鋼板に残存した油量は、高温の鋼板により燃 焼した可能性が考えられる。Fig.2-7 に塗油量に対する、ロールに残存した油量と板底残 存した油量の和の関係を示す。冷間圧延では塗油量が 1000mg/m² 程度までは、ロール 残存油量と板残存油量の和は塗油量にほぼ等しい。しかしながら、塗油量がこれより大き くなると、ロール残存油量と板残存油量の和は塗油量よりも少なくなる。これは、前述した ように、ロールバイトに引き込まれる油量が飽和したためである。一方、熱間圧延の場合、 塗油量が 100mg/m² より少ない場合、ロールと鋼板の残存油量が初期油量を超えるなど、 測定精度が良くなく、バラツキが大きいが、冷間圧延の場合と同様の傾向であり、塗油量 が 1000mg/m² 程度より大きくなると、ロール残存油量と板残存油量の和は塗油量よりも少 なくなる。冷間圧延の場合と同様に、ロールバイトへの引き込みが飽和する影響も考えられるが、塗油量が多いほど鋼板とロールが接触時に潤滑油が燃焼する様子が観察されたことから、潤滑油が燃焼したことも影響したと考えられる。



Fig.2-6 Relationship between initial and remained oil amount on roll or sheet. (a) Hot rolling, (b) Cold rolling



Fig.2-7 Relationship between initial and sum of remained oil amount on roll and sheet. (a) Hot rolling, (b) Cold rolling

2.3.3 圧延速度、潤滑油動粘度の影響

熱間圧延時の潤滑において、圧延速度、潤滑油動粘度を変更した際の、圧延荷重と 残存油量への影響を評価した。Fig.2-8 に熱間圧延における圧延速度の影響を、Fig.2-9 に熱間圧延における潤滑油動粘度の影響を示す。熱間圧延において、圧延荷重、残存 油量に対し、圧延速度や潤滑油動粘度の影響はあまり見られない。

冷間圧延では、圧延速度が高くなるほど、また、潤滑油動粘度が高くなるほど、ロール バイト内に潤滑油が流体的に引き込まれ易くなり、摩擦係数が低下して圧延荷重が小さく なることが報告されている^{8,9)}。しかしながら、熱間圧延の場合、圧延速度が高くなっても、 あるいは、潤滑油動粘度が高くなっても、ワークロールへの残存油量が増加することはな く、また、摩擦係数が低下して圧延荷重が小さくなることは確認されなかった。熱間圧延で は、ロールバイト入口で潤滑油と高温の鋼板が接触した際に、潤滑油の温度が急激に上 昇することが予想されるなど、潤滑油のロールバイトへの導入機構が冷間圧延の場合と異 なるようである。



(a) Relationship between initial oil amount and rolling load



(b) Relationship between initial and remained oil amount



Fig.2-8 Influence of rolling speed on hot rolling lubrication.

- (a) Relationship between initial oil amount and rolling load,
- (b) Relationship between initial oil amount and remained oil amount



(a) Relationship between initial oil amount and rolling load

(b) Relationship between initial and remained oil amount



Fig.2-9 Influence of oil viscosity on hot rolling lubrication.

- (a) Relationship between initial oil amount and rolling load,
- (b) Relationship between initial oil amount and remained oil amount

2.3.4 摩擦係数と残存油量の関係

Fig.2-10 にロール残存油量と逆算摩擦係数の関係を示す。冷間圧延では、残存油量 が 600mg/m² までの範囲において、残存油量の増加とともに逆算摩擦係数が単調に低下 する。従来の研究例 ³⁻⁵⁾からも、流体潤滑領域の拡大による摩擦係数の低下と判断できる。 一方、熱間圧延では、150mg/m² 程度までは逆算摩擦係数が急激に低下するものの、そ れ以上に油量が増加しても摩擦係数は一定のままであり、冷間圧延の場合とは異なる結 果が得られた。



Fig.2-10 Relationship between remained oil amount and calculated friction coefficient.

2.3.5 オイルピットの観察

以上のように、熱間圧延では、塗油量が増加すると残存油量は飽和することなく増加す る、残存油量が増加しても逆算摩擦係数は単調に低下しない、など冷間圧延とは異なる 傾向が確認された。この挙動の相違を考察するため、圧延された鋼板表面のオイルピット を詳細に観察した。

Fig.2-11 に各条件で圧延された鋼板表面を 3 次元的に観察した結果を示す。各条件

の鋼板表面粗さ、塗油量とロール残存油量も併せて示す。塗油量 0mg/m²、すなわち、潤 滑油なしの場合、冷間圧延、熱間圧延のいずれの場合もほぼ平滑な表面である。ただし、 熱間圧延では、鋼板加熱時に表面に薄い酸化皮膜が形成されたこと、圧延時にごく微小 な焼付きが生じたため、わずかに表面粗さが大きい。これに対し、潤滑油を塗油した場合、 冷間圧延では、塗油量が多くなるとともに表面の凹みが観察されるようになり、塗油量 290mg/m² や 1310mg/m² の条件では、オイルピットが明瞭に形成されている。一方、熱間 圧延では、冷間圧延に比べるとオイルピットの形成は明確ではなく、塗油量 52890mg/m² の場合も、ごく小さいオイルピットが少数観察される程度である。

残存油量で整理すると、冷間圧延では、残存油量 490mg/m²の条件で、直径 50µm 前後、深さ 0.5µm 以上の明瞭なオイルピットが多数観察されるのに対し、熱間圧延では、残存油量 1060mg/m² と、冷間圧延の 2 倍以上の油量がワークロールに残存する条件においても、直径 20µm 前後、深さ 0.2µm 程度の微小なオイルピットがごく少数観察される程度である。このように、冷間圧延と熱間圧延では、残存油量と形成されるオイルピットの大き、、量の関係が大きく異なる。

オイルピット量を定量的に整理するため、圧延後の鋼板表面に形成されたオイルピット の体積を以下の手順で決定した。278µm × 208µm の測定面積を対象に、非接触式のレ ーザ顕微鏡により、Fig.2-12 に示すような鋼板の X 方向 2 次元断面プロフィールを Y 方 向に 768 本測定した。潤滑油なしの条件で圧延した場合において、SpQ(塗油量 0mg/m² の条件で、基準面より高い体積)と SvQ(塗油量 0mg/m² の条件で、基準面より低い体積) が等しくなるように基準面を設定した。この SvQ が塗油量 0mg/m² の時のオイルピット体積 である。潤滑油ありの条件については、Sp29Q(塗油量 290mg/m²の条件で、基準面より高 い体積)が SpQ と等しくなるように、基準面を設定し、この際の Sv290 をオイルピット体積 算出した。同様にして、各塗油量のオイルピット体積を求めた。鏡面に研磨したワークロー ルと鋼板を用いて、潤滑油なしの条件で形成される鋼板凸部体積(SpQ)は、本実験にお いて不可避的に発生する凸部であるので、潤滑油ありの場合も、この体積が一定になるよ うに基準面を設定し、基準面以下の体積をオイルピット体積とした。 熱間圧延の場合も、同様にして Sv0 を決定し、各塗油量で圧延されあ鋼板のオイルピット体積を求めた。



Fig.2-11 Observation results of surface roughness by laser micro-scope on hot and cold rolled sheet.



Fig.2-12 Measurement of oil-pit volume by sectional profile of hot and cold rolled sheet.
Fig.2-13 にワークロールへの塗油量を変化させた場合のオイルピット体積の変化を示 す。冷間圧延では、塗油量の増加とともにオイルピット体積は増加するが、1000mg/m²を 超えると一定になる。これは、Fig.2-3 に示したように、冷間圧延では、塗油量の増加ととも にロール残存油量も増加するが、塗油量が 1000mg/m²を超えるとロール残存油量も一定 になることとよく一致する。一方、熱間圧延では、塗油量の増加とともにオイルピット体積は わずかに増加し続ける。Fig.2-14 にロール残存油量とオイルピット体積の関係を示す。冷 間圧延と熱間圧延のいずれの場合も、ロール残存油量とオイルピット体積はほぼ直線関 係で整理できるが、その傾きは大きく異なり、同一の残存油量に対し、熱間圧延ではオイ ルピットが非常に形成され難い。また、Fig.2-3 にて、冷間圧延では、塗油量を増加しても 残存油量は飽和することを示したが、残存油量が増加しなくなると、オイルピット体積も増 加しなくなることがよく分かる。



Fig.2-13 Comparison of relationship between initial oil amount and volume of oil-pits in the case of cold and hot-rolling.



Fig.2-14 Comparison of relationship between remained oil amount and volume of oil-pits in the case of cold and hot-rolling.

Fig.2-15 にオイルピット体積と逆算摩擦係数の関係を示す。冷間圧延では、塗油量や ロール残存油量の増加とともに、オイルピット体積が増加、すなわち、流体潤滑域が拡大 するとともに逆算摩擦係数が低下する。これに対し、熱間圧延では、塗油量やロール残存 油量が増加してもオイルピット体積は少ないままであり、流体潤滑域が拡大しないため、 摩擦係数が低下しないことが示唆される。



Fig.2-15 Relationship between volume of oil-pits and calculated coefficient of friction.

以上のように、冷間圧延では、ロールバイトに導入された油量が鋼板表面のオイルピット形成や摩擦係数に大きく影響しているのに対し、熱間圧延では、ロールバイトに導入された油量がオイルピット形成や摩擦係数に及ぼす影響は小さい。

2.4 考察

熱間と冷間の圧延実験の結果を比較しながら、熱間圧延の潤滑機構について考察する。熱間圧延の潤滑機構については、小豆島らが、導入油量が少ない範囲では潤滑膜 領域と非潤滑膜領域の混合潤滑であり、導入油量とともに摩擦係数が低下すること、及び、 ある導入油量を超えると、摩擦係数はそれ以上低下せず一定となり、境界潤滑的であると の潤滑モデルを提唱している^{5,8)}。これに対し、本研究は、ロールバイトで圧延材とワーク ロール間に存在したであろう油量を測定し、さらに、圧延材とワークロール表面を鏡面に 研磨して圧延実験を行い、鋼板表面を詳細に観察することにより、ロールバイトでの潤滑 油の挙動を推定し、考察した。

Fig.2-16 にロールバイト油膜厚さと摩擦係数の関係を整理した結果を示す。ロールバイト油膜厚さは、圧延後の鋼板表面とワークロール表面に残存した油量の和が、平均的な厚さの油膜として存在していたと仮定して算出したものである。冷間圧延における潤滑機構は、境界潤滑と流体潤滑前ある比率で存在する混合潤滑である。ロールバイトの油膜が厚くなるほど流体潤滑領域が増して、それに伴いオイルピットが形成されるとともに、摩擦係数が低下すると理解されている。これまでに述べたように、本実験でも同様の結果が確認され、ロールバイト油膜厚が1.0µm 程度まで単調に摩擦係数が低下した。一方、熱間圧延では、板厚、圧下率、ロール粗さなどの圧延条件は冷間圧延と同じであるが、0.2µm 程度のロールバイト油膜厚さで摩擦係数は十分に低下しており、それ以上油膜を厚くしても、摩擦係数は低下しない。これは、Fig.2-11 などに示した、ロールバイトの油量を多くしてもオイルピットがほとんど形成されないという、鋼板表面観察結果と合致するものであり、流体潤滑域が拡大しないため、オイルピットが増加しないのである。このように、熱間圧延では、ロールバイトの油膜厚さが増加しても、流体潤滑による摩擦係数の低下が起こらないことが示唆される。



Fig.2-16 Relationship between oil film thickness and calculated coefficient of friction.

ここで、熱間圧延において、油膜厚さが0.2µm程度までは逆算摩擦係数は顕著に低下 するが、それ以上厚くしても逆算摩擦係数が一定となるが、その境界が0.2µm程度である 理由について考察する。Fig.2-17 に模式的に示すように、表面粗さσrollのワークークロー ルと圧延後の表面粗さσsheetの鋼板の接触を考えると、ワークロールと鋼板が直接接触し ないためには、(2-1)式で表される合成粗さσ、に対し、十分な厚さの油膜が必要になり、 概ね、合成粗さσの4倍程度と油膜厚さと報告されている¹⁰⁾。今回の熱延実験において、 ワークロール粗さσrollはRa=0.02µm、潤滑油なしの場合の圧延後の表面粗さσsheetは Ra=0.04µmであるので、合成粗さσはRa=0.05µmとなる。ワークロールと鋼板の直接接触 を十分に防止する油膜厚さを、前述のように合成粗さσの4倍とすると、0.2µmの油膜厚さ が必要となり、0.2µm程度の油膜厚さまで逆算摩擦係数が低下した本実験結果とよく一致 する。すなわち、0.2µm程度の油膜厚さまでは、油膜がワークロールと鋼板の直接接触を 防止する面積率の拡大に伴い、摩擦係数が低下していると言える。

$$\sigma = \sqrt{\sigma_{roll}^{2} + \sigma_{sheet}^{2}} \qquad (2-1)$$



Fig.2-17 Schematic illustration of relationship between composite roughness (σ) and oil film thickness.

以上のように、冷間圧延と熱間圧延では、潤滑機構が異なることが示された。Fig.2-18 に熱間圧延の潤滑機構、ロールバイトで推定される潤滑油状態の模式図を、冷間圧延の 場合と比較して示す。熱間圧延において、導入油量の少ない、図中(a)で示す範囲では、 ワークロールと圧延材が直接接触する乾燥摩擦領域と潤滑膜を介して接触する境界潤滑 領域が共存する範囲と考えられ、摩擦係数μは、(2-2)式で表される。

ここで、 μd ;乾燥摩擦領域の摩擦係数、 μb ;境界潤滑領域の摩擦係数、 α ;ロールと鋼板が直接接触している面積比率である。油膜が厚くなると、直接接触面積比率 α が小さくなる。また、境界潤滑領域の摩擦係数 μb は乾燥摩擦領域の摩擦係数 μd よりも小さい。このため、油膜厚さの増加とともに摩擦係数は低下し、 $\alpha = 0$ 、すなわち、乾燥摩擦領域がなくなった場合に、 $\mu = \mu b$ となる。

一方、導入油量の多い、図中(b)に示す範囲では、乾燥摩擦領域はなくなり、冷間圧延 と同様に考えると、境界潤滑領域と流体潤滑領域が共存する範囲と考えられ、摩擦係数µ は、(2-3)式で表される。



Fig.2-18 Schematic illustration of lubricant model on hot and cold rolling.

$$\mu = \beta \,\mu f + (1 - \beta) \,\mu b \qquad (2 - 3)$$

ここで、 μ f;流体潤滑領域の摩擦係数、 β ;流体潤滑領域の面積比率である。冷間圧延 では、油膜を厚くすると、摩擦係数の小さい流体潤滑領域が拡大するため、摩擦係数は 低下する。これに対し、熱間圧延では、油膜を厚くしても、流体潤滑には至らず、このため、 $\beta = 0$ であり、油膜厚さに関係なく、 $\mu = \mu b$ となる。

熱間圧延と冷間圧延の潤滑機構の特徴を以下のように整理する。冷間圧延では、ロー ルバイトの油膜を厚くすると、流体潤滑の比率が高くなるため、摩擦係数は低下する。ま た、それに伴い、オイルピットが発生する。これに対し、熱間圧延では、ロールと鋼板の直 接接触を防止できれば、薄い油膜でも摩擦係数は十分に低下する一方、それ以上油膜 を厚くしても、オイルピットはほとんど形成されず、摩擦係数は低下しない。これは、高温 のロールバイトで潤滑油の動粘度分布が極端に大きくなり、流体的な潤滑挙動を示さな いためと推定され、流動性の小さい油膜がロールと鋼板間に存在し、境界潤滑的な状態 にあることが示唆される。

2.5 結言

Ra=0.02µm 以下に研磨したワークロールと鋼板を用いた圧延実験において、圧延後の ワークロール表面に残存した油量を秤量し、さらに、鋼板表面のオイルピットを観察するこ とにより、熱間圧延時の潤滑挙動を冷間圧延の場合と比較して、以下の知見を得た。

(1) 冷間圧延では、ロールバイトに導入された油膜厚さの増加とともに、油膜厚さ 1.0µm まで摩擦係数は低下するのに対し、熱間圧延では、0.2µm 程度の油膜厚さで摩擦 係数は十分に低下し、それ以上に油膜を厚くしても、摩擦係数は低下しない。このように、 熱間圧延では、冷間圧延とは異なる潤滑機構が確認された。

(2) 冷間圧延では、導入油膜厚さの増加とともに、オイルピットが形成され、0.3µm 程度

の油膜厚さで明瞭なオイルピットが多数観察されるのに対し、熱間圧延では、油膜厚さが 1.0µmを超えた場合も、極めて小さいオイルピットが観察されるのみである。

(3) 熱間圧延と冷間圧延の潤滑機構の相違の原因として、オイルピット形成機構の相違が考えられる。

参考文献

- (1) A. Azushima, W. D. Xue and Y. Yoshida : Tetsu-to-Hagané, 93(2007),681.
- (2) A. Azushima, W. D. Xue and Y. Yoshida : Ann. CIRP, 56(2007), 297.
- (3) 鑓田征雄, 伊藤紘一: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 216.
- (4) A. Azushima, J. Kihara and I. Gokyuu : J. Jpn. Soc. Technol. Plast., 19(1978), 958.
- (5) A. Azushima, K. Noro and Y. Iyanagi : *Tribologist*, **34**(1989), 879.
- (6) T. Hiruta and T. Katsumura: 材料とプロセス, 19(2006), 991.
- (7) E. Orowan : Proc. Instn. Mech. Engr., (1943), 140.
- (8) A. Azushima : Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., Series3, 44(1978), 332.
- (9) N. Fujita and Y. Kimura : Tetsu-to-Hagané, 97(2011), 532.
- (10) A. Azushima: Tribology in Sheet Rolling Technology, Springer, Switzerland, (2016),139.

第3章 熱間圧延のロールバイト入口における潤滑油挙動の数値解析

3.1 緒言

高張力鋼板の製造など、熱延潤滑に対する期待が大きくなりつつある一方、熱間圧延 では、ロールバイトでの潤滑油の挙動などほとんど解明されていない。

2章において、高温加熱時に酸化皮膜が生成し難い SUS316 鋼を用い、また、表面を 鏡面に研磨した鋼板とワークロールを用いた熱間圧延実験を行い、圧延後のワークロー ルに残存した油量を秤量することにより、ロールバイトに導入された油量を推定し、さらに、 鋼板表面のオイルピット発生挙動を観察した。熱間圧延では、高温の鋼板と接触するた め油膜温度が上昇、油膜粘度が低下するため、導入油量は低下すると考えられたが、冷 間圧延と同程度の導入油量が確認された。特に、塗油量の増加とともに、導入油量も増 加する傾向が確認され、冷間圧延とは異なる挙動が確認された。しかしながら、冷間圧延 のような明瞭なオイルピットが形成されないなど、ロールバイトでの潤滑油の挙動を十分に 説明することができていない。

これまで、熱間圧延における、ロールバイト入口での油膜の温度分布や速度分布に 関する研究事例は報告されていない。そこで、本章では、熱間圧延におけるロールバイト 入口での潤滑油の挙動を明確にすることを目的に、ロールバイト入口での潤滑油の挙動 について数値解析を行い、油膜の温度分布や速度分布、さらには、導入油膜厚さを推定 した。

3.2 解析方法

本解析の目的は、Fig.3-1 に示すように、熱間圧延において、ワークロール表面の初期 油膜厚さ to に対し、ロールバイトに導入される油量厚さ t1、すなわち、ロールバイト入口で 鋼板が降伏する地点での油膜厚さを解析的に求めることである。また、この際の油膜の速 度分野や温度分布を求めることである。ワークロールの初期油膜厚さ toを 0.1、1.0、10µm の3水準に対し、導入油膜厚さを求めた。ワークロール径、板厚などの圧延条件は、Table **3-1** に示すように、2章で示した圧延実験と同じ条件に設定した。すなわち、本解析は、実験室での熱間圧延を模擬した条件で解析しており、ワークロール温度など工場での熱間 圧延条件とはやや異なる点がある。

Fig.3-2 に解析のフローチャートを示す。初期油膜厚さ to に対し、入口油膜厚さを設定し、油膜温度の計算、油膜圧力の計算を行い、ロールバイト入口での油膜圧力が鋼板の降伏応力と等しくなるまで、入口油膜厚さを変更して繰り返し計算を行い、ロールバイト入口での油膜圧力が鋼板の降伏応力と等しく油膜厚さ t₁を決定し、それを導入油膜厚さとした。



Fig.3-1 Schematic illustration of a numerical analysis in this study.

mill	2Hi
work piece size	2mm ^t x 100mm ^w
rolling velocity	50 m∕min.
reduction	6.0 %
oil kinematic viscosity	110 mm²/sec
rolling temp.	973 K

Table 3-1 Analysis conditions.



Fig.3-2 Flow chart of the numerical analysis in this study.

3.2.1 油膜温度解析

熱間圧延における油膜の温度計算手法について述べる。解析は、Abaqus Standard 6.14-1 を用いた静的陰解法による有限要素解析とした。ワークロール表面の油膜が、高温の鋼板に接触してから、ロールバイト入口で油膜圧力が降伏応力に達するまでの時間 における、油膜の厚さ方向温度分布の時間変化を計算するものである。

Fig.3-3に本温度解析の解析メッシュ例を,初期油膜厚さ *t*_o が 1.0µm の場合について 示す。ワークロール厚を 100µm (メッシュ厚 1~10µm で 29 分割)、初期油膜厚さ *t*_o を 1.0µm (メッシュ厚 0.01~0.04µm で 46 分割)、鋼板厚さを 100µm (メッシュ厚 1~10µm で 29 分割)とした。ワークロールと油膜の初期温度を 298K、鋼板の初期温度を 973K とし、 ワークロール上面の温度を 298K、鋼板下面の温度を 973K に固定した。油の加工発熱や 燃焼などは考慮することなく、(3-1)式による油膜界面の熱伝達、(3-2)式による鋼板や油膜 内部の熱伝導のみを考慮し、後述のようにして決定した接触時間後における油膜の温度 分布を計算した。

$$Q = \alpha(\theta w - \theta o) = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial y} \qquad (3-1)$$
$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\lambda}{Cp \cdot \rho} \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \qquad (3-2)$$



Fig.3-3 Divided elements in the case of $t_0=1.0\mu m$

ここで、 θ は温度(K)、yは位置(m)、tは時間(sec)、 λ は熱伝導率(W/mK)、*Cp*は比熱 (J/kg K)、 ρ は密度(kg/m³)、 α は熱伝達係数(W/m² K)、 θ w は鋼板界面温度、 θ o は油膜 界面温度である。**Table 3-2** に各要素の物性値を示す。油の比熱は、温度 θ に依存する よう設定した。また、油膜と鋼板の熱移動は、接触熱伝達を考え、熱伝達係数を、油膜厚 が 1.0µm の場合に 60kW/m² K とし、熱伝達係数は油膜厚さに逆比例すると仮定した。 Fig.3-4 にロールバイト入口近傍を模式的に示すように、初期油膜厚さ to と入口油膜厚さ t1を設定すると、ロール半径 R から油膜長さ L を(3-3)式のように近似でき、ロール速度か ら、接触時間を求めることができる。

$$L = \sqrt{R^2 - (R - (t_0 - t_1))^2}$$
 (3-3)

	thermal conductivity (W∕m K)	specific heat (kJ/kg K)
oil	0.16	0.0012xT+1.2
strip	25	0.8
work roll	50	0.4

Table 3-2 Thermophysical property values in this analysis.



Fig.3-4 Enlarged view of the analysis area in this study.

熱伝達係数と油膜厚さの関係について補足する。Grigull らは、固体壁と接触する流体層では、熱はただ熱伝導のみによって伝達されるとし、(3-1)式で表される固体壁における

流体の熱伝達において、($\partial \theta / \partial y$)は壁面における温度勾配であり、流体の層厚を h とすると、この層内で全体の温度降下が起こるとして、(3-4)式を得ている¹⁾。

$$Q = \alpha(\theta w - \theta o) = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial y} = \lambda \frac{(\theta w - \theta o)}{h} \qquad (3-4)$$

すなわち、固体壁と流体間の熱伝達係数αは、流体層厚 h の逆数に比例するとしている。辺見らは、スラスト軸受パッドの熱延変形解析を行う際、同様に、軸受のパッドとランナ間の油膜はクエット流れに近く、流体の熱伝導でのみ熱が伝達されるとし、油膜からパッドへの熱伝達係数は油膜厚さの逆数に比例して求めることができる、また、その結果得られた計算結果は、パッドの温度測定結果とよく一致することを報告している²⁾。

熱間圧延時のロールバイト入口におけるワークロールと鋼板間の油膜においても、上 記と同様の仮定が成り立つので、本検討においても、油膜と鋼板間の熱伝達係数は、油 膜厚さの逆数に比例するとした。

熱間の工具と被加工材間の接触熱伝達係数については、多くの研究例がある。Ueoka らは、銅とステンレス鋼を用いて、表面粗さと接触面圧を変化させた実験を行い、表面粗 さが小さいほど、また、接触面圧が大きいほど、熱伝達係数は大きくなり、表面粗さ Ra=0.29µmの銅とRa=0.15µmのステンレス鋼を60MPaの圧力で接触させた場合、熱伝 達係数は 80~100kW/m²K 程度であると報告している³⁾。同様に、工具や被加工材の表 面粗さが小さいほど、あるいは、接触圧力が大きくなるほど、熱伝達係数が大きくなると、 多数の報告がある^{4,5)}。いずれも、Fig.3-5に模式的に示すように、工具や被加工材の表面 粗さが小さいほど、あるいは、接触圧力が大きくなるほど工具と被加工材が接触し易くなり、 工具と被加工材間の真実接触面積率が高くなり、工具と被加工材間の総括的な熱伝達 係数が大きくなると述べている。本検討においても、ワークロールと被加工材ともに表面粗 さが Ra=0.02µm と非常に小さいこと、面圧が 61MPa と高いことから、ワークロールと被加 工材が直接接触した場合、熱伝達係数は 100kW/m²K よりも大きくなることが予想される。 以上より、本解析においては、油膜と被加工材の熱伝達係数は油膜厚さに逆比例する とし、油膜厚さが 1.0µm の場合に 60kW/m²K と仮定した。油膜厚さ 1.0µm の場合に上述 した工具と被加工材が直接接触した場合よりも、やや小さい値となる。





(b) High roughness / High contact pressure

(c) Low roughness / Low contact pressure



Fig.3-5 Schematic illustration of contact area between work roll and sheet.
(a) High roughness / Low contact pressure, (b) High roughness / High contact pressure, (c) Low roughness / Low contact pressure

3.2.2 油膜流体解析

油膜の流体解析の手法について述べる。解析は、ロールバイト入口に解析範囲を限定 し、Abaqus CFD 6.14 を用いた、2 次元の伝熱を含む流体解析とした。(3-5)式に示す粘性 を考慮したナビエ・ストークス方程式の積分形式の運動方程式、(3-6)式に示す連続の式、 及び、(3-7)式に示すエネルギー方程式を連成して解析を行った^{6,7)}。

$$\frac{d}{dt} \int_{V} \rho v dV + \int_{S} \rho v \otimes (v - v_m) \cdot \mathbf{n} dS = -\int_{V} \nabla p dV + \int_{S} \tau \cdot \mathbf{n} dS + \int_{V} f dV \qquad (3-5)$$

 $\nabla \cdot v = 0 \tag{3-6}$

$$\frac{d}{dt} \int_{V} \rho C_{p} \theta dV + \int_{S} \rho C_{p} \theta (v - v_{m}) \cdot ndS = \int_{V} r dV - \int_{V} q \cdot ndS \qquad (3-7)$$

ここで、Sは表面領域、VはSを持つ任意の検査体積、nはSの外向き法線、pは圧力、 vは速度ベクトル、vmは移動メッシュの速度、fは物体力(自然対流による浮力)、vは粘性 せん断応力、qは熱伝導による熱移動、rは外部から物体に供給される単位体積あたりの 熱である。

油膜を厚さ方向に 8 分割した。長手方向は、例えば、初期油膜厚さが 1.0µm、入口油 膜厚さが 0.25µm の条件では、505 分割し、総要素数は 4040 要素である。座標系は、 Fig.3-4 に示したように、ロールの半径方向を Y 方向、油膜圧力が鋼板の降伏応力に到 達する位置の円周方向接線方向を X 方向とした。噛み込み部の鋼板と油膜下面は直線 近似した。油膜は非圧縮性、ニュートン粘性とした。

油膜の初期温度を 293K とした。油膜上下面の温度境界条件として、前節にて計算した、油膜温度の時間変化を長手方向の温度条件として用いた。本来、油膜上下面の境界条件を設定するのではなく、流体解析とロールや鋼板と油膜の温度解析を連成させて解くことが好ましいが、解析が複雑で困難であるため、本解析では上述のように境界条件を設定した。潤滑油の動粘度は、Fig.3-6 に示す、各温度での動粘度測定結果を近似・外挿して、(3-8)式により決定した。流体解析の境界条件は、初期油膜位置の表面端の圧力を0とし、ロールと接触している油膜上面はロール速度(833mm/sec)のX方向、Y方向成分を位置に応じて与え、鋼板と接触している油膜下面は鋼板速度(783mm/sec)を与え、ロールバイト入口位置での油膜圧力を求めた。

$$\eta = 2020 \times \exp(-0.407 \times (\theta - 273)^{0.534}) \qquad (3-8)$$



Fig.3-6 Temperature - viscosity curve of oil to be used in the experiments.

3.3 解析結果

3.3.1 温度解析結果

Fig.3-7 に初期油膜厚さ t_oを変更した際の、ロールバイト入口での油膜温度分布の一例を示す。初期油膜厚さ t_oが 10、1.0、0.1µm のそれぞれにおいて、入口油膜厚さ t₁を 0.39、0.25、0.085µm とした場合の結果である。油膜が厚いほど、油膜の平均温度が低く、 油膜内の厚さ方向温度勾配も大きい。本解析のような、非常に短い時間における、油膜と 鋼板間の熱伝達係数を実験的に求めることは容易ではなく、本解析に用いた熱伝達係 数は、十分に根拠のある値ではないが、油膜の温度分布、油膜厚さによる温度分布の変 化は妥当なものである。

Fig.3-8 に初期油膜厚さ toが 1.0µm、入口油膜厚さ t1が 0.25µm の場合における、油 膜上下界面の温度変化を示す。油膜温度の時間変化を長手方向に換算したものである。 鋼板と接触している側の油膜温度は、接触直後に急激に上昇している。この油膜界面温 度の解析結果を流体解析の境界条件とした。



Fig.3-7 Temperature distribution in thickness direction under each conditions.



Fig.3-8 Analysis results of oil temperature change on strip side and work roll side $(t_0=1.0\mu\text{m}, t_1=0.25\mu\text{m}).$

3.3.2 流体解析結果

Fig.3-9 に初期油膜厚さt₀を1.0µm、入口油膜厚さt₁を0.25µmとした条件における、ロ ールバイト近傍長手方向における油膜圧力の変化を示す。ロールバイトに近づき、油膜 が薄くなるほど圧力が高くなることが分かる。これは、先細りの空間に速度を持った油が導 かれることによって圧力を生じるくさび効果とロールと鋼板に狭圧されることによって圧力 が上昇する絞り効果によるものである。Fig.3-10 に初期油膜厚さを 1.0µm とし、入口油膜 厚さを 0.23µm から 0.27µm の範囲で変化させた場合の、ロールバイト入口での油膜圧力 を示す。ロールバイト入口の油膜厚さが薄くなるほど、油膜圧力が大きくなる。本解析では、 ロールバイト入口での油膜圧力が鋼板の降伏応力と等しくなる油膜厚さを、ロールバイト に導入される油膜厚さとする。すなわち、700℃の SUS316 鋼板の降伏応力は 61MPa で あるので、初期油膜厚さが 1.0µm の場合、ロールバイトに導入される油膜厚さは 0.25µm と決定される。



Fig.3-9 Change of oil film pressure against the distance from initial point on hot rolling $(t_0=1.0\mu\text{m}, t_1=0.25\mu\text{m}).$



Fig. 3-10 Determination of introduced oil film thickness from relationship between oil film thickness and oil film pressure in the case of $t_0=1.0\mu m$.

Fig.3-11 に初期油膜厚さ to が 1.0µm、入口油膜厚さ t₁ が 0.25µm の条件における、流体解析結果から得られた油膜の温度分布を示す。ロールバイトに近づくとともに油膜温度は上昇し、高温の鋼板と接触している側の油膜温度が高い様子が分かる。Fig.3-12 に初期油膜厚さ toを 1.0µm、入口油膜厚さ t1を 0.25µm とした同様の条件における、ロールバイト近傍での油膜の速度分布を示す。ロールと接触する側、すなわち、油温度が低く、油粘度が高い側ほど、ロールバイトに流入し易い様子が分かる。また、油膜の厚さ中央部では、速度が負、すなわち、油が圧延方向と反対側に押し出される結果が得られた。



Fig.3-11 Analysis results of oil temperature distribution on hot rolling (t_0 =1.0µm, t_1 =0.25µm).



Fig.3-12 Analysis results of oil velocity distribution on hot rolling (t_0 =1.0 μ m, t_1 =0.25 μ m).

初期油膜厚さ t_o が 10µm、0.1µm の場合についても、同様に入口油膜厚さと油膜圧力 の関係を求めた。Fig.3-13 に結果を示すように、初期油膜厚さ t_o が 10µm の場合、導入油 膜厚さ t_1 は 0.39µm、初期油膜厚さ t_o が 0.1µm の場合、導入油膜厚さ t_1 は 0.09µm と算

出された。

Fig.3-14 に、本数値解析の結果を、2章で示した圧延実験での測定結果と併せて示す。 本手法で得られた数値解析結果は、圧延実績と概ね一致する傾向であることを確認でき た。これより、本解析手法は、熱間圧延時のロールバイトでの潤滑油の挙動を議論するこ とができる、有効な数値解析モデルであると言える。



Fig.3-13 Determination of introduced oil film thickness from relationship between oil film thickness and oil film pressure in the case of (a) $t_0=10\mu$ m, (b) $t_0=0.1\mu$ m.



Fig.3-14 Comparison of experimental results and calculation results against the relationship between initial oil amount and introduced oil amount.

3.4 考察

Fig.3-15 に初期油膜厚さを変更した場合における、ロールバイトに導入される際の油膜 厚さ方向の動粘度分布を示す。初期油膜が厚いほど、ロールと接触している側の動粘度 が高いことが分かる。冷間圧延では、初期油膜が厚くなっても、ロールバイトに引き込まれ る油量は飽和することが知られている⁸⁾。これに対し、熱間圧延では、初期油膜が厚くなる ほど、鋼板からの熱影響が小さく、油膜の温度が低くなるため、ロールバイト入口での油の 動粘度が高くなる。油の動粘度が高くなるほど、潤滑油はロールバイトに引き込まれ易くな るので、この影響により、熱間圧延で初期油膜厚さが増加した場合、ロールバイトに導入 される油膜厚さは飽和することなく、増加すると言える。



Fig.3-15 Comparison of oil viscosity distribution on thickness direction on each initial oil film thickness condition.

冷間圧延の場合と比較するために、冷間圧延を模擬した同様の解析を行った。冷間圧 延の解析では、油の温度を293K 一定、鋼板の293K での降伏応力を215MPaとして、初 期油膜厚さ1.0µmの場合について、同様の解析を行った。Fig.3-16 に油膜圧力の変化を 示すように、入口油膜厚さを0.36µmとした場合、油膜圧力が215MPaに達した。Fig.3-9 に示した熱間圧延の場合と比較して、油膜圧力の上昇はほぼ同じ挙動である。Fig.3-17 に冷間圧延におけるロールバイト近傍での油膜の速度分布を示す。Fig.3-12 に示した熱 間圧延の場合と比較すると、熱間圧延の方が油膜の速度勾配が急である。



Fig.3-16 Change of oil film pressure against the distance from initial point on cold rolling $(t_0=1.0\mu\text{m}, t_1=0.36\mu\text{m}).$



Fig.3-17 Analysis results of oil velocity distribution on cold rolling $(t_0=1.0\mu m, t_1=0.36\mu m).$

Fig.3-18 に油膜圧力が降伏応力に達した地点での、厚さ方向の油膜の速度分布を比較して示す。冷間圧延では、厚さ方向で速度勾配が均一であるのに対し、熱間圧延では、

速度勾配が大きく変化し、鋼板と接触している側で速度差が大きくなっている。これは、油 膜厚さ方向で、潤滑油の動粘度分布が大きくなっていることが影響した結果と推察される。 **Fig.3-19** にロールバイト入口での油膜の温度分布、速度分布を模式的に示す。冷間圧延 では、油膜の厚さ方向で速度勾配が一定であるのに対し、熱間圧延では、高温の鋼板と 接触する側のみ、油膜温度が上昇して粘度が低下するため、この部分のみ、油膜が流動 し易く、速度勾配が大きくなっている。



Fig.3-18 Comparison of oil film velocity distribution in thickness direction between cold and hot rolling.



Fig.3-19 Schematic illustration of oil film velocity distribution on roll-bite entry in the case of cold and hot rolling.

以上の解析結果から、熱間圧延では、ロールバイトにおいて、油膜の速度勾配は一定ではなく、高温の鋼板側で速度勾配が大きく変化していることを明らかにした。

3.5 結言

熱間圧延におけるロールバイトでの潤滑油挙動を考察するため、ロールバイト入口での 潤滑油挙動の数値解析を行い、以下の結果を得た。

(1) 伝熱を考慮した流体解析の結果、ロールバイトに導入される油膜厚さは、初期油 膜厚さとともに増加した。この解析結果は、熱間圧延実験で得られた測定結果と概ね一 致する傾向を示した。

(2) 熱間圧延では、初期油膜が厚いと、ロールと接触している側の油膜粘度は高いままとなる。このため、初期油膜が厚い場合も、ロールバイトに導入される油量は飽和することなく増加する。

(3) ロールバイト入口において、冷間圧延では、油膜厚さ方向で速度勾配が一定であるのに対し、熱間圧延では、油膜厚さ方向で速度勾配が一定ではなく、鋼板と接触している側で油の動粘度が小さくなり、速度勾配が大きく変化する。

参考文献

(1) U.Grigull, 坪内為雄, 加藤清雄共訳: 熱伝達の基礎, 朝倉書店, 東京, (1961), 155.

(2) 辺見真, 萩谷好守, 一沢勝久, 藤田祐之: 日本機械学会論文集(C 編), 72 (2006), 3649.

(3) S. Ueoka, H. Kijima and N. Nakata : *Tetsu-to-Hagané*, **101** (2015), 329.

- (4) 橘藤雄:日本機械学会誌, 55, (1952), 102.
- (5) 佐野川好母:日本機械学会論文集, 33, (1967), 1131.

(6) Abaqus 6.13 User's Guide Volume II Analysis: Dassault Systems, Vélzy-Villacoublay, France, (2013), 6.6.2.

- (7) J. H. Ferziger and M. Peric: Computational Methods for Fluid Dynamics, Springer, (1997).
- (8) N. Fujita and Y. Kimura : Tetsu-to-Hagané, 97 (2011), 532.

第4章 熱間潤滑圧延におけるオイルピットの形成

4.1 緒言

近年、高張力鋼板の製造、鋼板の薄物化など、製造負荷はますます高くなり、荷重低 減や潤滑安定化など圧延潤滑に対する要求は年々厳しくなってきている。冷間圧延では、 潤滑機構に関する多くの研究例があり、工業生産における潤滑制御に展開されている。 一方、熱間圧延の潤滑に関する研究事例は少なく、冷間圧延の場合に比べ、潤滑状態 を積極的に制御しているとは言い難い。

2章の圧延実験において、熱間圧延では、冷間圧延の場合に比べて十分な厚さの油 膜がロールバイトに存在しても、摩擦係数はあまり低下しない、明瞭なオイルピットが形成 されない、など、従来の圧延潤滑の知見では十分に説明できない結果が得られた。3章で は、熱間圧延時のロールバイトにおける潤滑油挙動を理解するために、数値解析を実施 した。本章では、圧延温度を冷間から熱間の温度範囲で種々変更し、オイルピット形成挙 動を評価することにより、熱間圧延時の潤滑油挙動を類推した。

4.2 実験方法

圧延条件を Table 4-1 に示す。圧延温度がオイルピット形成や摩擦挙動に及ぼす影響を見極めるため、供試材の加熱温度を298K~1173Kの間で種々変更し、圧延温度298K~973Kの範囲で圧延を行った。

ワークロールは、直径 340mm のハイスロールであり、クロムめっき後研磨することにより Ra=0.02µm 以下の鏡面に仕上げた。供試材には、酸化皮膜が発生し難く、かつ、上記の 圧延温度範囲においてy単相である、SUS316 鋼を用いた。寸法を 2mm 厚 × 100mm 幅 とし、表面を Ra=0.02µm 以下まで研磨した。ワークロール回転速度を 50m/min、圧下率を 10±1%とした。一般的な熱間圧延用の潤滑油であり、合成エステルを主成分とし、313Kで の動粘度が 110mm²/sec の潤滑油を用い、無潤滑と目標塗油量 6,000mg/m² の 2 水準で 圧延を行った。2章で示した実験結果から、6,000mg/m² の塗油量があれば、冷間圧延時 のオイルピット量は飽和しており、オイルピット形成を評価するのに十分な潤滑油量と考えた。Fig.4-1 に示すように、ワークロールの初期油量と残存油量を2章と同様の手法にて、 圧延前後のワークロールの所定面積を n-ヘキサンで脱脂、ソックスレー抽出することにより秤量した。圧延後の鋼板表面について、レーザ顕微鏡を用いてオイルピット発生状況を 観察した。

圧延時のせん断ひずみ量を測定した。Fig.4-2 に示すように、別途、供試材から切り出した (1mm の丸棒を、供試材の板幅中央、長手中央部に埋め込んだ。圧延後、断面を切り出し、丸棒の傾きのを画像解析により求め、(4-1)式、(4-2)式と圧下率 rを用い、せん断ひずみ fを求めた¹⁾。

$$\gamma = 2\sqrt{\phi^2 - 1} \cdot \ln \frac{1}{1 - r} \qquad (4-1)$$

$$\phi = \sqrt{1 + \left\{\frac{(1 - r)^2}{r(2 - r)} \tan \theta\right\}^2} \qquad (4-2)$$

mill	2Hi φ340mm (Ra<0.02μm)
work piece size	2mm ^t x100mm ^w (Ra<0.02µm)
rolling velocity	50 m∕min
reduction	10土1 %
oil viscosity	110 mm²/sec
rolling temp.	298~973 K
initial oil amount	0, 6,000 mg/m ²



Fig.4-1 Schematic illustration of experimental procedure.



Fig.4-2 Measurement method of shear strain.

4.3 実験結果

4.3.1 圧延温度とオイルピットの関係

Fig.4-3 に圧延温度と圧延荷重の関係に及ぼす潤滑油の影響を示す。無潤滑圧延では、圧延温度が高くなっても圧延荷重はあまり低下しない。この原因は、ワークロールとの

接触により鋼板温度が著しく低下したか、あるいは、圧延温度が高い場合の摩擦係数が 非常に高いか、のいずれかである。一方、潤滑圧延では、圧延温度が高くなるほど、圧延 荷重が低下している。圧延温度が高いほど、潤滑油による荷重低減効果が大きく、圧延 温度により、摩擦挙動が異なるようである。Fig.4-4 に圧延後の鋼板表面をレーザ顕微鏡 にて観察した結果を、表面粗さの測定結果とともに示す。冷間圧延相当の 298K では多 数の明瞭なオイルピットが観察され、500K を超えると、オイルピットは極端に少なくなり、 熱間圧延相当の 973K では、ほとんどオイルピットが観察されない。Fig.4-5 にオイルピット 体積を測定した結果を示す。オイルピット体積は2章と同様に、278µm x 208µm の測定面 積において、基準面以上の体積が一定になるように基準面を設定し、基準面以下をオイ ルピットと判定して求めた。圧延温度とともにオイルピット量が大幅に低減する様子が分か る。Fig.4-6 に圧延温度とワークロール残存油量の関係を示す。圧延温度が高くなっても 残存油量はわずかに低下する程度であり、ロールバイトに導入された油量は圧延温度に よらずほぼ同じである。

以上の実験結果から、ロールバイトで同程度の油膜厚さがあるにも関わらず、圧延温度 が高くなるほどオイルピットが形成され難くなると言える。



Fig.4-3 Influence of rolling temperature on the rolling load both the case of without lubricant oil and with lubricant oil.



Fig.4-4 Surface observation of sheet rolled at various temperatures.



Fig.4-5 Influence of rolling temperature on oil-pits volume.



Fig.4-6 Influence of rolling temperature on remained oil amount.

4.3.2 圧延温度と潤滑挙動の関係

圧延温度が潤滑挙動に及ぼす影響を評価するため、圧延材に丸棒を埋め込み、せん 断変形挙動を調査した。Fig.4-7 に圧延後の丸棒断面の観察結果の一例を示す。丸棒の 境界の傾きからせん断ひずみを求めた。境界の傾きが大きいほどせん断ひずみが大きい ことになる。Fig.4-8 に最大せん断ひずみに及ぼす圧延温度と潤滑の影響を示す。潤滑を 施すと、せん断ひずみは小さくなる。無潤滑で圧延温度が高い場合、せん断ひずみが非 常に大きく、圧延時の摩擦係数が高いことが伺える。これは、圧延温度が高いほど、ロー ルと鋼板が凝着し易いためである。Fig.4-3 において、無潤滑の場合、圧延温度が高くな ると、変形抵抗が低下するにも関わらず、圧延荷重がほとんど低下しなかったことを示した が、本結果から、摩擦係数が高いため圧延荷重が高くなったと推察される。

また、無潤滑で 973K で圧延した場合、鋼板の最表層よりもやや板厚中心側のせん断 ひずみが大きいように見える。これは、ワークロールと直接接触した鋼板表層部は温度低 下により硬化して変形し難くなり、そのやや板厚中心側のせん断ひずみが大きくなったた めである。一方、潤滑油ありの場合、最表層から板厚中心に向け、均一にせん断ひずみ が導入されているようである。原らが報告している²⁾ように、潤滑油があると、ワークロール との接触による鋼板表層の温度低下が緩和されたことも影響している。



Fig.4-7 Observation of shear strain introduced by various rolling conditions.



Fig.4-8 Comparison of relationship between shear strain and rolling temperature both the case without lubricant oil and with lubricant oil.

以上のように、同程度のロールバイトへの導入油量があるにも関わらず、400K を超える 温度域では、オイルピットが急激に形成され難くなることが確認された。一方、圧延温度が 高い場合、オイルピットが形成され難いにも関わらず、Fig.4-3 に示したように、潤滑油によ る荷重低減効果、すなわち、摩擦係数低減効果は大きい。

4.4 熱間圧延における潤滑油挙動の推定

冷間圧延潤滑における、鋼板表面に形成されるオイルピットについて、従来知見を整 理する。オイルピットは、その名称からも、ロールバイトに導入された潤滑油が、ワークロー ルと鋼板の間に封入されて逃げ場がなくなり、鋼板表面を凹ませて形成されると理解され る場合もある。しかしながら、オイルピットとは、鋼板表面の金属組織が自由変形すること により形成される凹凸であることが報告されている³⁻⁶。

小坂田らは、多結晶金属を塑性変形させると、自由表面に微小な凹凸が生じ、変形の 進行に伴って表面が粗くなることを実験的に説明している⁷⁾。また、王らは、アルミニウム 板を引張塑性変形させた際に自由表面に形成される粗さは、ひずみや結晶粒径の関数 で整理できることを報告している⁸⁾。このように、塑性変形により鋼板自由表面に形成され る表面粗さは、ひずみ量や結晶粒径と関係がある。

時沢は、アルミニウムや銅、鋼などの金属の圧縮試験を行い、工具と接触した金属面の 加工後の表面粗さに及ぼす潤滑剤の影響を調査した。金属面に形成される凹凸は、金 属の結晶粒が小さい場合、結晶粒ごとに微細に連続した凹凸曲線となり、結晶粒が大き い場合、粗い凹凸曲線となることを示している⁴⁾。また、この凹凸は、隣接する結晶粒が結 晶方位の差(Schmid 因子の相違)によって結晶粒毎に変形挙動が異なるため発生し、粒 界付近で塑性変形量が大きくなり、窪みが形成されることを示している。さらに、この窪み に潤滑剤がプールされることにより、潤滑作用を良好にしていると述べている。福田らは、 素材結晶粒径の異なる純チタン板を冷間潤滑圧延した場合の圧延板表面に形成される オイルピットを観察し、素材の結晶粒径が大きいほど形成されるオイルピットが大きいこと を示している⁵⁾。このように、冷間潤滑圧延で圧延板表面に形成されるオイルピットは、圧 延板表面の結晶粒の凹凸であると理解されている。

以上のように、塑性加工面のオイルピット形成には、鋼板表面の自由変形が大きく影響 している。そこで、圧延温度によりオイルピット形成挙動が変化する原因を見極めるために、
熱間と冷間での鋼板表面の自由変形挙動を比較した。

4.4.1 鋼板表面の自由変形挙動の相違

圧延時の結晶粒径を確認するため、4.3の圧延実験と同様に、298K~1173K の範囲 で温度を種々変更して加熱し、圧延することなく冷却した。表面について、組織観察を行 い、各視野で観察された組織写真から、切片法によってγ粒径を求めた。Fig.4-9 に加熱 温度とγ粒径の関係を示す。加熱温度に関わらず、鋼板表面のγ粒径は 16~18μm であり、 圧延時の鋼板表面の粒径はほぼ同一である。





Fig.4-9 Relationship between re-heating temperature and grain size.

次に、冷間圧延に相当する 298K と熱間圧延に相当する 973K で引張試験を実施した。 4. 3の圧延実験と同様に、表面を Ra=0.02μm 以下まで鏡面研磨した SUS316 鋼板を用 意し、Fig.4-10 に寸法を示す、標点間距離 50mm、平行部幅 10mm の引張試験片を切り 出した。引張試験は、島津製作所製 AG-100kN X/R を用い、10mm/min の速度で実施し、 所定の変位で試験を中断した。引張前後の標点間距離から伸びを求めた。試験片中央 部について、レーザ顕微鏡にて表面観察を行うとともに、λc=0.8mmの条件で平均粗さ Ra を求めた。Fig.4-11 に表面観察結果、Fig.4-12 に伸びと粗さの関係を冷間と熱間で比較 して示す。伸びとともに、表面の凹凸が大きくなり、その傾きは、両者でほぼ同じであることから、熱間圧延温度域と冷間圧延温度域で鋼板表面の自由変形挙動は同じであると言える。また、Fig.4-13 に Fig4-11 と同一視野を組織観察した結果を示す。熱間引張材は高温保持の際に鋼板表面が酸化したようでやや分かり難いが、冷間と熱間のいずれの場合も、凹凸と同じような大きさの結晶粒が確認される。



Fig.4-10 Sample size of tensile test.



Fig.4-11 Comparison of height profile on sheet surface between cold and hot tensile test sample.



Fig.4-12 Relationship between elongation and roughness after cold and hot tensile test.





熱間圧延、冷間圧延で得られた鋼板表面について、オイルピットが形成される位置を 詳細に観察した。2章での圧延実験で得られた圧延後の鋼板表面について、レーザ顕微 鏡を用いて、同一視野について組織観察と高さプロフィール測定を行った。Fig.4-14 に比 較して示す。冷間圧延材では、福田ら⁵⁾の報告と同様に、結晶粒と同程度の大きさの凹み、 すなわち、オイルピットが観察される。一方、熱間圧延材は、加熱時に粒界浸食で粒界が 顕在化したようで、より明瞭に観察可能であるが、粒界近傍あるいは、粒界 3 重点を中心 にオイルピットが形成されている様子が確認できる。これは、前述した時沢の冷間圧延で の観察結果⁴⁾と一致するものである。冷間圧延と熱間圧延でオイルピットの大きさは全く異 なるが、その個数は大きな差がないように見える。



Fig.4-14 Observation of oil-pits on height profile and micro-structure.

(a) cold-rolled sheet, (b) hot-rolled sheet

これまでの実験結果を整理して、冷間圧延におけるオイルピット形成についての理解を 深めるため、Fig.4-15 に冷間圧延時のオイルピット形成を模式的に示す。

まず、鋼板の引張試験により、鋼板表面を自由変形させた場合を考える。Fig.4-15(a)に

示すように、鋼板に引張ひずみを付与すると、鋼板表面の結晶粒はその結晶方位に応じて、長手方向に伸長し易い結晶粒と幅方向に伸長して長手方向に伸長し難い結晶粒がある。このため、引張ひずみ量とともに鋼板表面の結晶粒の凹凸化は進展し、ひずみ量とともに鋼板表面は粗面化する。以上のことは、Fig.4-11 に示した鋼板の引張試験の表面 観察結果からも理解できる。

次に、潤滑油を供給することなく、無潤滑で鋼板を冷間圧延する場合を考える。Fig.4-15(b)に示すように、鋼板は引張試験の場合と同様に、長手方向に延ばされるひずみを受 け、鋼板表面の結晶粒は凹凸化しようとするが、鋼板表面はワークロールに拘束されてい るために、結晶粒は自由に凹凸化することはできず、鋼板表面は平滑なままとなる。この ように、ワークロールと鋼板間に潤滑油が介在しない場合、鋼板表面に凹凸は形成され ず、オイルピットは形成されない。これは、Fig.2-11に示した鋼板を無潤滑で冷間圧延した 場合の鋼板表面観察結果からも明らかである。ただし、圧延後の鋼板表面が平滑になる のは、ワークロール表面が平滑なためである。ワークロール表面に凹凸がある場合、ワー クロール表面の凹凸が鋼板表面に転写されるため、圧延後の鋼板表面粗さは、ワークロ ールの表面粗さに大きく影響を受ける。また、圧延前の鋼板表面の粗さの影響を受け、圧 延前の鋼板表面の凹凸が大きいと、無潤滑で圧延した後も圧延前の鋼板表面凹凸が残 留する場合もある。

次に、ワークロールと鋼板間に潤滑油が介在した場合を考える。Fig.4-15(c)に示すよう に、鋼板表面の結晶粒はひずみに応じて凹凸化しようとし、ワークロールと鋼板に導入さ れた油膜の厚み範囲内において、結晶粒が凹凸化する。すなわち、ロールバイトに導入 された油膜厚が薄いと、結晶粒の自由変形が拘束され、小さな凹凸が形成され、ロール バイトに導入された油膜厚が厚いほど、結晶粒がより自由に変形できるため、大きな凹凸 が形成される。このことは、Fig2-11に示した、冷間圧延材の表面観察において、ロールバ イトの油量が増加するとともに、オイルピット量が増加して表面粗さが大きくなる観察結果 からも理解できる。このようにして形成された凹凸がオイルピットと呼ばれている。

潤滑油を供給した冷間圧延では、潤滑油の動粘度が高いほど、あるいは、圧延速度が 高いほど、ロールバイトへの潤滑油の導入が増加し、鋼板表面の表面粗さが大きくなるこ と、これに伴い、鋼板の表面光沢が低下することが報告されている⁹。すなわち、同じひず み量であっても、導入された油膜厚さが厚いほど、鋼板表面の結晶粒の凹凸化がワーク ロールに拘束され難いため、鋼板表面に形成されるオイルピットが増加すると言える。 Fig.2-11 に示した冷間圧延実験は、圧下率 6%であり、導入された油膜厚さが厚くなるとと もに、鋼板表面粗さは Ra=0.03µm から Ra=0.13µm に表面粗さが大きくなっている。Fig.4-12 に示した引張試験では、伸び率が 6%の場合、Ra=0.25µm 程度の表面粗さになること から、今回の圧延実験で導入された油膜厚さでは、十分な自由変形にするには至らず、 導入された油膜厚さ範囲内で結晶粒が変形した結果、最大でも Ra=0.13µm と自由変形 の場合よりも小さい表面粗さになったと言える。圧延速度の高速化やワークロール径の大 径化などにより、ロールバイトへの導入油膜厚さをさらに増加させると、自由変形の場合と 同じ Ra=0.25µm の表面粗さに近くなると推定される。



Fig.4-15 Schematic illustration of relationship between grain deformation and oil pit formation. (a) tensile-test,

(b) cold-rolling without lubricant oil, (c) cold-rolling with lubricant oil

以上述べたように、圧延時の鋼板表面に形成されるオイルピットは結晶粒の自由変形

に起因する凹凸であり、冷間圧延の場合、ロールバイトに導入される油膜厚さの内で結晶 粒が自由変形でき、油膜厚さが厚いほど鋼板表面粗さが大きくなると理解できる。しかし ながら、本検討において、ロールバイトで同程度の油膜厚さがあるにも関わらず、圧延温 度が高くなるとともに、オイルピットが形成され難くなることを示した。また、熱間圧延温度 域と冷間圧延温度域で鋼板表面結晶粒の自由変形挙動は同じであることから、熱間圧延 と冷間圧延でオイルピット形成挙動が異なる原因を、鋼板表面の自由変形挙動の相違に 求めることはできない。

4.4.2 比油膜厚さによる潤滑機構の分類

冷間圧延と熱間圧延における潤滑機構の差について、比油膜厚さの観点で比較した。 比油膜厚さ λ は、(4-1)式に示すように、油膜厚さhと合成粗さ σ との比で表される。本検討 において、油膜厚さhは圧延後のワークロールに残存した油量から油膜厚さを求めた。ま た、合成粗さ σ は、(4-2)式に示すように、ワークロール粗さ σ roll と圧延後鋼板粗さ σ sheet から 求めた。ここで、ワークロール粗さは Ra=0.02 µm、圧延後鋼板粗さは Fig.4-4 に示したよう なレーザ顕微鏡での観察結果から λ c=0.25mm の条件で測定した値を用いた。

$$\lambda = h/\sigma \qquad (4-1)$$

$$\sigma = \sqrt{\sigma_{roll}^{2} + \sigma_{sheet}^{2}} \qquad (4-2)$$

潤滑機構は、比油膜厚さんにより整理され¹⁰⁾、一般的に、

λ<1 ; 境界潤滑
1<λ<4 ; 混合潤滑
4<λ ; 流体潤滑

と理解されている。すなわち、合成粗さのに対して油膜厚さ h が小さいとワークロールと

鋼板が直接接触している境界潤滑とされ、合成粗さのに対して油膜厚さhが十分に大きい と油膜を介してワークロールと鋼板が接触する流体潤滑とされる。冷間圧延は両者が共存 する混合潤滑状態にあると認識されている。Fig.4-16に本実験で得られた比油膜厚さと圧 延温度の関係を示す。冷間圧延である 298K では比油膜厚さは 2 程度であり、従来の知 見通り、混合潤滑域と言える。一方、熱間圧延である 1000K 前後では比油膜厚さは 8 を 超え、流体潤滑域と判断される。

以上の観察結果は、冷間圧延では、大きなオイルピットが形成されて合成粗さが大きく なるため、比油膜厚さが小さくなり混合潤滑となるが、熱間圧延では、オイルピットが形成 され難く合成粗さが小さいため、比油膜厚さが大きくなり、流体潤滑になると考えることも できる。すなわち、冷間圧延ではオイルピットが形成されるので、流体潤滑が拡大して摩 擦係数が低下すると理解しながら、熱間圧延ではオイルピットが形成されないので、比油 膜厚さんの観点で流体潤滑になると言うことになり、やや矛盾している。このように、熱間圧 延の潤滑機構を、比油膜厚さんで理解することは困難である。



Fig.4-16 Relationship between rolling temperature and ratio of oil film thickness.

4.4.3 圧延温度によるオイルピット形成の相違

3章において、圧延時のロールバイト入口の潤滑油挙動について、油膜の温度解析と

流体解析を連成した数値解析について検討し、ロールバイト入口での油膜の速度分布を 推定できる手法を提案した。圧延温度により、オイルピット形成挙動が異なる原因につい て、ロールバイト内の油膜挙動に関して定量的に議論することは困難であるが、入口での 油膜速度分布の観点から、定性的に推定した。

4. 3に述べた圧延実験相当として、直径 340mmのワークロールで板厚 2.0mmの鋼板 をロール回転速度 833mm/sec (50m/min)、圧下率 10%の条件において、圧延温度を 298、 553、973K と変化させた際のロールバイト入口(油膜圧力が降伏応力に達した地点)にお ける、厚さ方向の油膜速度分布を計算した。本解析では、初期油膜厚さを 10µm(初期油 量 9,200mg/m²)とした。ワークロール表面の油膜が高温の鋼板に接触してから、絞り効果 とくさび効果により、油膜厚さが薄くなるとともに油膜圧力が上昇して鋼板の降伏応力に達 するまでの解析である。解析の詳細は、3章に記載の通りであるが、温度解析では、油の せん断による発熱や油の燃焼は考えず、油膜界面の熱伝達、および、油膜と鋼板の板厚 方向の熱伝導を考慮した。流体解析では、油膜は動粘度の温度依存性を考慮し、非圧 縮性のニュートン流体を仮定した。

Fig.4-17 に解析結果の一例として、圧延温度が 973K の際の油膜の温度分布を示す。 鋼板と接触している側の油膜温度が上昇している様子が分かる。Fig.4-18 に厚さ方向の 油膜速度分布を各温度で比較して示す。冷延相当の 298K の場合、厚さ方向で油膜の 速度勾配は一定であるのに対し、熱間圧延相当の 973K では鋼板と接触する側で速度勾 配が急峻になる。553K の温度勾配の解析結果は、973K の場合と非常に近い結果であ る。298K の場合、鋼板温度と初期油膜温度が同じであるため、油膜の温度は一定である のに対し、553K や 973K の場合、低温のワークロールと接触する側の油膜は動粘度が高 いままであるが、高温の鋼板と接触する側の油膜のみ温度が上昇して動粘度が低下し、 流動し易くなったためと考える。



Fig.4-17 Analysis results of oil film temperature distribution when rolling temperature is 973K



Fig.4-18 Comparison of oil velocity at the entry side at different rolling temperatures.

Fig.4-19 に模式的に示すようなロールバイト内での潤滑油の挙動とオイルピットの形成 を考える。小豆島らや大貫らは、冷間圧延において、流体潤滑の比率が高い場合、表面 は自由変形の状態を示すと報告^{3,6}している。Fig.4-12 に示した、伸び率 10%の冷間自由 変形の場合、表面粗さは Ra=0.35µm 程度であるのに対し、Fig.4-4 に示した、圧下率 10% の冷間圧延の場合、表面粗さは Ra=0.24µm と、自由変形の場合よりもやや小さい表面粗 さである。これは、流体潤滑比率の高い混合潤滑の冷間圧延条件において、油膜の厚さ 範囲で、鋼板表面の結晶粒が自由変形した結果と判断できる。すなわち、冷間圧延では、 流動する油膜の厚さ範囲内で鋼板表面結晶粒の自由変形によりオイルピットが形成され たのであり、ロールバイトの油膜厚さ方向全域で油膜が流動しているため、その厚さ範囲 内で結晶粒が凹凸化できたと言える。

一方、熱間圧延の場合、高温の鋼板と接触している側の油膜のみ速度勾配が大きく、 この厚さ範囲のみ油膜が流動している。このため、油膜の厚さ全域で結晶粒が自由に凹 凸化するのではなく、油膜が流動している、限られた厚さ範囲内で結晶粒が凹凸化し、小 さいオイルピットが形成されたと考える。動粘度が低くワークロールと同じ速度で流動(移 動)する油膜は、結晶粒の自由変形による凹凸化を制限していると言い換えることもできる。

Fig.4-4 に圧延温度によるオイルピット形成の相違を観察しており、圧延温度が298Kの場合と553K や973K の場合でオイルピット形成は大きく異なり、553K と973K ではほぼ同じであることを示している。このことは、Fig.4-18 に示した、ロールバイト入口での油膜速度勾配、すなわち、553K と973K の油膜速度分布はほぼ同じであり、298K の場合と大きく異なる結果から定性的に理解することができる。

また、Fig.2-16 に熱間圧延では、ロールバイトの油膜厚がある値より大きくなっても摩擦 係数は低下しない、冷間圧延とは異なる実験結果を示している。このことは、熱間圧延で は、高温の鋼板と接触している側の限られた厚さ範囲の油膜だけが流動して潤滑に寄与 しており、油膜厚さが増加しても、ワークロールと接触している側の大部分の油膜は、ロー ルとほぼ同じ速度で流動(移動)するため、流体的な潤滑にほとんど寄与せず、摩擦係数 の低減に有効ではないと理解できる。



Fig.4-19 Schematic illustration of the oil behavior on cold and hot rolling lubrication.

4.5 結言

熱延潤滑に関する圧延実験と数値解析を行い、熱延潤滑における潤滑油の挙動を推定し、以下の結論を得た。

(1) 圧延温度を変更した圧延実験の結果、ロールバイトで同程度の油膜厚さがある にも関わらず、圧延温度が高くなるとオイルピットが形成され難くなる。

(2) 引張試験により、冷間と熱間の温度域における結晶粒の自由変形挙動を調査した結果、ほぼ同じ挙動であることから、冷間圧延と熱間圧延のオイルピット形成挙動に結晶粒の自由変形挙動は影響していない。

(3) 熱間圧延では、ワークロールと鋼板の間で、油膜の温度差に起因する動粘度差が大きくなり、高温の鋼板と接触している側の油膜のみ動粘度が小さくなる。動粘度の小さい油膜のみが優先的に流動して潤滑に寄与し、その限られた厚さ範囲内で鋼板が凹凸化してオイルピットが形成されると推定される。

参考文献

(1) 左海哲夫 : 大阪大学博士論文 08477, (1989), 5.

(2) K. Hara, H. Utsunomiya, T. Sakai and S. Yanagi : Tetsu-to-Hagané, 97 (2011), 393.

- (3) A. Azushima: Tribology in Sheet Rolling Technology, Springer, Switzerland, (2016), 157.
- (4) 時沢貢:日本金属学会誌, 37 (1973), 19.
- (5) 福田正人, 井端治廣, 樽本慎一, 澤田護; KOBE STEEL ENGINEERING REPORTS,49 (1999), 30.
- (6) A. Ohnuki, S. Yasutomi, H. Toyama, Y. Hashiguchi, Y. Tomari, S. Sonoda and S. Hironaka : *Tribologist*, **35**(1990), 845.
- (7) 小坂田宏造, 大矢根守哉:日本機械学会論文集, 36 (1970), 1017.
- (8) 王暁群, 阿部武治, 多田直哉, 清水一郎: 軽金属, 55 (2005), 68.
- (9) A. Azushima, K. Noro and Y. Iyanagi : *Tribologist*, **34** (1989), 879.
- (10) A. Azushima: Tribology in Sheet Rolling Technology, Springer, Switzerland, (2016),139.

第5章 フェライト系ステンレス鋼の肌荒れ発生機構

5.1 緒言

ステンレス鋼の熱間圧延においては、肌荒れや焼付きと呼ばれる表面欠陥が発生し易 く、特にクロムを多量に含有するフェライト系ステンレス鋼で顕著に発生することが知られ ている^{1,2)}。このような欠陥が発生すると、ワークロールの原単位が悪化するとともに、次の 脱スケール工程で欠陥を除去する負荷が大きくなり、生産能率の低下や鋼板歩留りの悪 化を招く。このため、フェライト系ステンレス鋼熱間圧延時の肌荒れや焼付きの発生機構 解明や防止技術に対する要望は大きい。

加藤らは、アムスラー型のころがりすべり式の高温摩耗試験機を用い、ステンレス鋼熱 間圧延時のワークロールへの焼付き現象の研究を行い、ロールとの摩擦によりステンレス 鋼表層が破断して生じるミクロンオーダーの薄片状粒子がロール表面に移着、この繰り返 しによって同様の薄片状粒子が層状に積み重なるように移着して、肉眼で観察される焼 付きに成長する。さらに、焼付きにより生じた層状の移着物が生成と脱落を繰り返して、ワ ークロールの肌荒れが生じると報告している³⁻⁵⁾。また、焼付きの抑制には、黒鉛の添加量 を増加したワークロールが有効であると報告している。一方、鳥海らは、すべり式の熱間 圧延潤滑評価試験装置^{7,8)}を用いて、焼付きに及ぼす潤滑油の効果を評価し、硫黄添加 剤の添加が有効であると報告している⁶。

近年、省資源の観点からオーステナイト系ステンレス鋼の代替として、高クロムフェライト 系ステンレス鋼のニーズが益々高く、熱間圧延時の表面欠陥を防止し、製造コストを削減 して安定して生産することが重要視されている。ワークロールに生じる肌荒れに関して発 生原因とメカニズムが報告されているが、鋼板表面に生じる焼付きや肌荒れ欠陥に関して は一切報告されていない。これは、後述するように、ロール肌荒れは主に仕上げ圧延の 前段スタンドで発生するが、鋼板を観察できるのは最終スタンドまで圧延された後の鋼板 であり、肌荒れの発生するスタンドで圧延された直後の鋼板を観察することができないこと が大きな要因である。また、鋼板に生じる肌荒れを再現する圧延シミュレータも開発されて いない。 鋼板に生じる肌荒れ欠陥は、脱スケール能率を大幅に低下させ、生産能率や製造コス トに大きく影響することから、その発生メカニズムの解明と防止策の提案は非常に重要で ある。そこで本研究では、生産ラインで圧延された熱延鋼板に生じる肌荒れ欠陥を観察 するとともに、すべり式の熱間圧延潤滑評価試験装置を用いて鋼板に生じる肌荒れ欠陥 の再現を試み、鋼板の肌荒れ発生メカニズムを検討した。また、肌荒れ欠陥の抑制技術 を検討した。

5.2 肌荒れの実態調査

生産ラインにおけるワークロールと鋼板の肌荒れの実態を調査した。フェライト系ステン レス鋼の熱間圧延において、肌荒れの発生レベルにはバラツキが大きいが、顕著な肌荒 れが発生した場合について、Fig.5-1 に仕上げ前段スタンドのワークロール外観、Fig.5-2 にロール凹凸をレプリカに転写させてプロフィールを測定した結果を示す。加藤らの報告 ⁵⁾と同様であり、ロール凹凸は1~2mm程度の幅で周方向に伸びた筋状の欠陥であり、20 ~30µm程度の深さでロール素地が脱落していることが分かる。

最終スタンドまで圧延され、さらに酸洗された鋼板表面の外観を Fig.5-3 に示す。ワーク ロールの肌荒れ形態が鋼板に転写したような、長手に伸びた筋状の欠陥である。Fig.5-4 に表面欠陥部の断面観察結果、Fig.5-5 に欠陥部の EPMA 分析結果を示す。押し込まれ た欠陥は鋼板と同一の成分を持ち、鋼板表面の酸化皮膜(スケール)と鋼板そのものが鋼 板に押し込まれた欠陥と言える。ワークロールの肌荒れは仕上げ前段スタンドで発生する ^{3,4}ことから、中段スタンド以降で 5~10 倍に延ばされた欠陥であるが、深さ 30µm を超える 大きな欠陥である。以上のように、フェライト系ステンレス鋼熱延鋼板に生じた線状の肌荒 れ欠陥は、酸化皮膜と鋼板そのものが鋼板に押し込まれた欠陥であることを初めて明らか にした。



Fig.5-1 Photograph of work roll surface after hot rolling of ferriteic stainless strip.



Fig.5-2 Cross section profile of surface defects on work roll.



Fig.5-3 Photograph of surface defects on ferriteic stainless strip after hot rolling and

pickling.



Fig.5-4 Photograph of cross section of surface defect on ferriteic stainless strip.



Fig.5-5 Element mapping of surface defect ferriteic stainless strip by EPMA.

5.3 実験方法

鋼板に生じる肌荒れ欠陥を再現し、発生メカニズムと防止策を議論するためには、肌荒れの発生するスタンドにおいて、圧延された直後の鋼板を観察することが重要である。加

藤らの研究はころがりすべり試験機を用いているため、ロール肌荒れを再現できているが、 鋼板を圧延することができず、鋼板に生じる肌荒れ欠陥を再現できていない³⁻⁵⁾。そこで、 本研究では、Azushima らが開発した熱間圧延潤滑評価試験機^{7,8)}を用いて、すべり圧延 を行い、鋼板に生じる肌荒れ欠陥の再現を試みた。この試験機は、ワークロールと鋼板の 相対すべり速度差を仕上げ圧延の前段スタンドと同程度に大きくすることができるため、 実際の圧延状態とは異なるが、ワークロールと鋼板間に生じる厳しい変形状態の一部を 再現できる。

Fig.5-6 に試験機外観を示す。①主スタンドはワークロール直径 100mm、最高速度 207m/min、耐荷重 200kN、許容トルク 800N・m であり、上ワークロールのみ駆動方式であ る。②サブスタンドは上下ワークロール駆動式であり、材料を 8~32m/min で搬送する。主 スタンドとサブスタンドのロール速度は、無段変速機によって速度比率を 6.3~24 の間に 設定できる。主スタンドとサブスタンド間の距離は 1400mm である。③加熱炉は定格 48kW の赤外線イメージ炉であり、1373K まで加熱可能である。④出ロ側張力付与装置はエア シリンダにより最大 3.5kN の張力を負荷できる。また、主スタンド上ワークロールのトルク、 圧延荷重を測定できる。



①Main-stand, ②Sub-stand③Furnace, ④Tension device

Fig.5-6 Photograph of the tribo-simulator^{7,8)}.

- 85 -

供試材には、フェライト系ステンレス鋼として、19.4mass%のクロム、1.8mass%のモリブテン、0.4mass%のニオブを含有する SUS444 鋼、また、比較のため、0.1mass%の炭素、0.2mass%のケイ素、1.8mass%のマンガンを含有する 590MPa 級高張力鋼(HSS)の2種を用意した。寸法は、板厚 9mm、板幅 22mm、板長さ 3000mm である。いずれも、真空溶解にて所定の成分に溶製したインゴットを熱間圧延により薄く延ばし、レーザ切断と表面研削により、供試材を作製した。ワークロールには、表面粗さを Ra=0.2µm 程度に管理した高速度鋼製のロールを用いた。

Fig.5-7 を用いて、すべり圧延の実験方法について述べる^{7.8)}。まず供試材を主スタンド とサブスタンドの間にセットし、サブスタンドの上下のワークロールで供試材を圧下し、さら に、供試材先端を出口側張力付与装置に取り付け、実験開始時に供試材を一定速度で 送り出し、安定して圧延できる状態とする。続いて、赤外線イメージ炉にて供試材を 1073K まで加熱して 7min 間保持する。この後、前方張力を加えながらサブスタンドを速 度 V で回転させて、供試材均熱部分を主スタンドに移動させる。この際、主スタンドの上ワ ークロールを速度 U で回転させておき、供試材均熱部が主スタンドの直下に到達した際、 ワークロールを所定の荷重になるように圧下すると、供試材の搬送速度 V に対し、ロール 回転速度 U のすべり圧延状態となる。主スタンドの下ワークロールは従動回転している。 このようにして、一定の圧延条件で一定距離をすべり圧延することができ、主スタンドの圧 延荷重 P と上ワークロールのトルク G から、主スタンドのワークロール半径 R を用いて、(5-1)式より、摩擦係数μを算出することができる。

$$\mu = G / PR \tag{5-1}$$



Fig.5-7 Schematic illustration of experimental procedure. (a) Heating of work piece,(b) Transfer of work piece and (c) Start to rolling test

本実験では、サブスタンド速度 Vを 2m/min、主スタンド速度 Uを 12、24m/min で設定 し、速度比率 pを 6、12 と変化させた。 圧下量を 0.3mm とした。 ロールと鋼板間には、 冷却 水を供給しながらすべり圧延を行った。 各条件で、 摩擦係数 μを評価するとともに、 圧延後 の供試材の断面観察を行った。

5.4 実験結果と肌荒れ発生メカニズムの推定

5.4.1 すべり圧延実験結果

フェライト系ステンレス鋼を、V=2m/min、U=24m/min (γ=12)の条件ですべり圧延を行い、 比較のため高張力鋼のすべり圧延も行った。Fig.5-8 にすべり圧延時のチャートを示す。 高張力鋼では、摩擦係数 0.5 程度で正常に圧延できたのに対し、フェライト系ステンレス 鋼では、圧延中、大きな異音が生じ、摩擦係数は 1 を超え、正常に圧延することができな かった。Fig.5-9 に断面観察結果を、Fig.5-10 にフェライト系ステンレス鋼圧延後の外観を 示す。フェライト系ステンレス鋼では、凹凸が大きく顕著な焼付きが発生した。このように、 フェライト系ステンレス鋼は高強度鋼に比べて著しく焼付きが生じ易い。



Fig.5-8 Comparison of rolling torque and friction coefficient on tribo-simulator test between (a) HSS and (b) SUS444.



Fig.5-9 Comparison of cross section of work piece between (a) HSS and (b) SUS444.



Fig.5-10 Photograph of SUS444 surface after hot rolling.

この原因として、フェライト系ステンレス鋼では潤滑効果のある酸化皮膜が非常に薄い こと、さらに、Cr2O3はコランダム型の塑性変形能に乏しい酸化皮膜であること、ワークロー ルと鋼板の"ともがね"効果により、凝着が生じやすいことなどが推定される。

フェライト系ステンレス鋼の焼付き発生部に関し、Fig.5-11 に長手方向断面の拡大写真、 Fig.5-12 に EPMA による元素マッピングの結果を示す。鋼板表層の厚さ 80µm 程度の層 が母材から剥離し、その前方で折れ重なるように倒れ込んでいる様子が分かる。この表層 の剥離は、粒界ではなく粒内で破壊しているようである。EPMA 分析の結果、折れ重なっ ている部分からはワークロール成分ではなく、供試材と同じ成分が検出された。なお、この ような倒れ込んだ状態は、Fig.5-10 に示した焼付き部の長手方向断面で多数観察された。



Fig.5-11 Cross section photograph of surface defect of SUS444.



Fig.5-12 Element mapping of surface defect of SUS444 by EPMA.

5.4.2 肌荒れ発生メカニズムの推定

以上の観察結果から、酸化皮膜が押し込まれた欠陥形成の推定メカニズムを、Fig.5-13 に示す模式図を用いて説明する。ロールバイト内での高面圧によりワークロールと供試 材間で凝着が生じる。その後、ワークロールが鋼板よりも先進するため、凝着部が母材より も先進しようとし、鋼板表層部に破壊応力を超えるような非常に大きなせん断応力が生じ、 表層部分が母材から剥離して、鋼板前方に折れ重なった欠陥となる。この際、鋼板表層の酸化皮膜も剥離部とともに巻き込まれて倒れ込み欠陥となり、この部分は次スタンド以降の圧延で長手に延ばされるため、Fig.5-4 に示したような酸化皮膜が鋼板に押し込まれ、 長手に伸びた欠陥が形成されると考えられる。なお、今回のすべり圧延の速度差 10m/min は、実生産ラインでも容易に生じる速度差である。

以上のように、フェライト系ステンレス鋼の熱間圧延において、実際の生産ラインで製造 された鋼板で観察されたような、酸化皮膜が押し込まれたような筋状の肌荒れ欠陥が鋼板 に生じる様子を初めて再現し、その形成メカニズムを提案した。



Fig.5-13 Schematic illustration of the stacking formation mechanism.

5.5 鋼板に生じる肌荒れの抑制技術

上述したような鋼板の肌荒れ発生機構を考慮すると、肌荒れを抑制するためには、ワー クロールと鋼板の速度差を小さくする、面圧を小さくするなどの対策が有効と考えられる。 しかしながら、上記の対策は生産性を低下させるため、実現には限界がある。そこで、潤 滑油を供給することによる、鋼板の肌荒れ抑制の効果を検証した。

潤滑剤には、鳥海らのと同じく、硫黄添加剤を含有した潤滑油を用い、水をキャリア水とし潤滑油濃度 10%のエマルションとしてワークロールと鋼板間に供給した。極圧添加剤には、塩素系添加剤、リン系添加剤、硫黄系添加剤などがあり、それぞれ特定の作用温度

域で皮膜を生成し、ロール面を保護する効果がある⁹。中でも硫黄系添加剤は、作用温度が最も高く873~1273K以上の温度域で硫化鉄などの皮膜を生成して高い潤滑性を示すため、高合金鋼の熱間圧延で使用されることが多い^{10,11)}。フェライト系ステンレス鋼を対象に、V=2m/min、U=12m/min (y=6)の条件にて、潤滑油供給の効果を比較した。Fig.5-14 にチャートを示す。水潤滑の場合、大きな異音が生じるほどの焼付きが発生するのに対し、潤滑油を供給することにより、安定して圧延することができ、µ=0.39 であった。また、潤滑油を供給した場合、鋼板表面に肌荒れ欠陥は生じなかった。このように、フェライト系ステンレス鋼の熱間圧延時の摩擦係数を低減し、肌荒れ欠陥を防止するには、潤滑油の供給が非常に有効であることを示した。

以上のように、フェライト系ステンレス鋼圧延時に鋼板に形成される肌荒れ欠陥を、シミ ュレータにより再現できること、肌荒れ欠陥の起点はワークロールと鋼板の凝着であること を示した。本シミュレータを用いることにより、凝着の防止に有効な潤滑油添加剤やワーク ロール材質を、短期間、低コストで評価することが可能となる。潤滑油では、硫黄系極圧 添加剤の他、ガラス系の潤滑剤や固体潤滑剤、ワークロール材質ではタングステンカー バイト製超硬ロールが、凝着防止に有効な可能性があり、今後、詳細な評価、開発を行い たい。



Fig.5-14 Comparison of rolling torque and friction coefficient on tribo-simulator test between (a) without lubricant and (b) with lubricant.

5.6 結言

フェライト系ステンレス鋼の熱間圧延の際に鋼板に生じる肌荒れ欠陥について調査し て以下のことを明らかにし、フェライト系ステンレス鋼の生産能率向上や歩留り向上に有益 な知見を得た。

(1)実生産ラインで製造された熱延鋼板の肌荒れ欠陥は、鋼板そのものが酸化皮膜とともに鋼板表面に押し込まれ、長手方向に伸びた欠陥である。

(2)すべり圧延実験により、鋼板に生じる肌荒れ欠陥を再現することができた。ロールバイト内での高面圧によりワークロールとステンレス鋼間で凝着が生じ、その後、ワークロールが鋼板よりも先進するため、凝着部が母材よりも先進しようとし、鋼板表層部がせん断応力により母材から剥離して折れ重なった欠陥になると推定される。

(3)硫黄添加剤を含有した潤滑油を供給することにより、鋼板に生じる肌荒れ欠陥を抑制できる。

参考文献

- (1) O. Kato : Proc. 1988 Jpn. Spring Conf. Technol. Plast., (1988), 285
- (2) W. Jin, J. Y. Choi and Y. Y. Lee : ISIJ Int., 40 (2000), 789.
- (3) O. Kato and T. Kawanami : J.Jpn. Soc. Technol. Plast., 28 (1987), 264.
- (4) O. Kato and T. Kawanami : J. Jpn. Soc. Technol. Plast., 30 (1989), 103.
- (5) O. Kato, S. Uchida and T. Kimuma : Seitetsu Kenkyu, 335 (1989), 35.
- (6) T. Toriumi and A. Azushima : Tetsu-to-Hagené, 97 (2011), 388.
- (7) A. Azushima, W. D. Xue and Y. Yoshida : Ann. CIRP, 56 (2007), 297
- (8) A. Azushima, W. D. Xue and Y. Yoshida : Tetsu-to-Hagené, 93 (2007), 681
- (9) 板野右志:潤滑経済, 521 (2009), 33.
- (10) 森誠之, 堀恭平, 玉井康勝: 潤滑, 27 (1982), 505
- (11) 蛭田敏樹:特開 2003-3187 号

第6章 総括

製鉄メーカの生産ラインでは、CO2 排出量削減や生産コストの削減、お客様からの要望を受け、より高強度でより薄い鋼板をより高速で生産することが求められている。これに伴い、熱間圧延工程では、圧延荷重が著しく増大し、さらには、ワークロールに欠陥が発生するなど、圧延技術にとって乗り越えるべき非常に大きな課題が顕在化しているが、潤滑技術の発展はこれらの課題解決に貢献できると考える。

本論文では、基礎的な圧延実験と詳細な表面観察、さらには潤滑油挙動の数値解析 を行い、熱間圧延時の潤滑油の挙動を冷間圧延の場合と比較しながら、その特徴を比較 し、潤滑機構を議論した。また、フェライト系ステンレス鋼熱間圧延時の大きな課題である、 肌荒れ欠陥の発生機構について調査した。

6.1 各章のまとめ

第1章では、本研究の背景を述べるとともに、圧延工程の概要、従来の圧延潤滑に関する研究、その他の潤滑技術を整理した。

第2章では、Ra=0.02µm 以下に研磨したワークロールと鋼板を用いた基礎的な圧延実 験において、圧延後のワークロール表面に残存した油量を秤量し、さらに、鋼板表面のオ イルピットを観察することにより、熱間圧延と冷間圧延の潤滑機構と比較した。その結果、 冷間圧延では、ワークロールに導入される油膜厚さの増加とともに、摩擦係数は低下する のに対し、熱間圧延では、0.2µm 程度の油膜厚さで摩擦係数は十分に低下し、それ以上 に油膜厚さを増加しても、摩擦係数は低下しないことを示し、熱間圧延は、冷間圧延とは 異なる潤滑機構であることを確認した。また、冷間圧延では、導入油膜厚さの増加とともに、 オイルピットが形成され、0.3µm 程度の油膜厚さで明瞭なオイルピットが多数観察されるの に対し、熱間圧延では、ロールバイトの油膜厚さが 1.0µm を超えた場合も、極めて小さい オイルピットが観察されるのみであることを示した。熱間圧延と冷間圧延の潤滑機構の相 違の原因として、オイルピットの形成機構の相違が挙げられた。

第3章では、熱間圧延時のロールバイト入口での潤滑油の挙動を明らかにするため、 伝熱を考慮した流体解析による数値解析を試みた。その結果、導入油膜厚さは、初期油 膜厚さともに増加し、熱間圧延実験で得られた測定結果と概ね一致する傾向を確認し た。熱間圧延では、初期油膜が厚いと、ロールと接触している側の油膜粘度は高い値を 維持する。このため、初期油膜が厚い場合でも、ロールバイトに導入される油量は飽和す ることなく増加する。また、熱間圧延では、ロールバイトにおいて、油膜厚さ方向で速度勾 配が一定ではなく、鋼板と接触している側で油の動粘度が小さくなり、速度勾配が大きく 変化する。

第4章では、圧延温度を変更した圧延実験の結果、ロールバイトで同程度の油膜厚さ があるにも関わらず、圧延温度が高くなるとオイルピットが形成され難くなることを示した。 また、引張試験により、冷間と熱間の温度域における結晶粒の自由変形挙動を調査した 結果、ほぼ同じ挙動であることから、冷間圧延と熱間圧延のオイルピット形成挙動に結晶 粒の自由変形挙動は影響していないことを確認した。熱間圧延では、ワークロールと鋼板 の間で、油膜の温度差に起因する動粘度差が大きくなり、高温の鋼板と接触している側 の油膜のみ動粘度が小さくなる。動粘度の小さい油膜のみが優先的に流動して潤滑に寄 与し、その限られた厚さ範囲内で鋼板が凹凸化してオイルピットが形成されると推定した。

第5章では、ステンレス鋼の熱間圧延時に発生する肌荒れと呼ばれる欠陥を調査し、 すべり圧延機を用いてその形成挙動と防止対策を検討した。実生産ラインで製造された 熱延鋼板の肌荒れ欠陥は、鋼板そのものが酸化皮膜とともに鋼板表面に押し込まれ、長 手に伸びた欠陥であることを確認した。すべり圧延実験により、鋼板に生じる肌荒れ欠陥 を再現することができ、ロールバイト内での高面圧によりワークロールとステンレス鋼間で 凝着が生じ、その後、ワークロールが鋼板よりも先進するため、凝着部が母材よりも先進し ようとし、鋼板表層部がせん断応力により母材から剥離して折れ重なった欠陥になることを 示した。さらに、硫黄添加剤を含有した潤滑油を供給することにより、鋼板に生じる肌荒れ 欠陥を抑制できることを示した。

6.2 本論文の総括

冷間圧延における潤滑に関しては、導入油量に及ぼす圧延条件の影響、オイルピット の形成と潤滑機構など多数の研究例があり、理論的にも大部分が解明されている。また、 潤滑理論は実生産にも展開されており、新しい潤滑制御によるチャタリング抑制など、薄 物材の高速圧延に大きく寄与している。一方、熱間圧延の置ける潤滑に関しては、理論 的な研究は少なく、高張力鋼などの荷重低減やステンレス鋼の肌荒れ抑制など、多くの 課題があるにも関わらず、実生産においても、経験に基づいて潤滑条件を設定して操業 している状態にある。すなわち、本研究は、冷間圧延と熱間圧延の潤滑を基礎的に比較 することにより、熱間圧延の潤滑の支配因子を明らかにし、冷間圧延のような低摩擦操業 や潤滑制御の実現を目指す第一歩とすることを目的とした。

これまで述べてきたように、従来知られていなかった、熱間圧延におけるロールバイトへの潤滑油の導入や鋼板表面へのオイルピット形成を観察し、熱間圧延時の潤滑機構を明らかにした。Fig6-1 に本論文にて明らかにした熱間圧延の潤滑機構を冷間圧延の場合と比較して示す。冷間圧延では、ロールバイトに導入される油膜厚さが増加するとともに、流体潤滑域が拡大し、摩擦係数が低下する。この際、ロールと鋼板に導入された潤滑油は、厚み方向で一定の速度勾配を持って流動し、流動する油膜の厚み範囲内で鋼板表面の結晶粒の変形に応じてオイルピットを形成する。このように、導入される油膜が厚くなると、明瞭なオイルピットが形成されて流体潤滑域が拡大し、それに伴い摩擦係数が低下すると理解できる。一方、熱間圧延では、ロールバイトに導入された油膜が、ロールと鋼板の 直接接触を防止できれば、摩擦係数は急激に低下する(本実験では、逆算摩擦係数 0.15 程度まで急激に低下し、その際に必要な油膜厚さ 0.2µm は、ロールと鋼板の合成粗 さの観点で整理できた)。一方、それ以上に油膜厚さを厚くしても、摩擦係数はそれ以上

- 97 -

油は、高温の鋼板と接触する側の油膜は著しく動粘度が低下するが、低温のワークロー ルと接触する側の油膜は低温で動粘度は高いままとなる。このため、流動し易い高温の 油膜厚さは実質的に薄くなり、この限定された油膜厚さ範囲内で鋼板表面の結晶粒が変 形するため、小さいオイルピットのみが形成されるとともに、流体潤滑領域が制限されて摩 擦係数はそれ以上に低下しないと結論した。





なお、本実験は、熱間圧延温度域でも酸化皮膜が生成し難い鋼を用いて実験を行っ ており、熱間圧延工場で主に製造される炭素鋼とは異なる点がある。炭素鋼は、熱間圧 延温度域では酸化皮膜を生成するため、酸化皮膜と潤滑油の両方で潤滑されることにな る。酸化皮膜は、圧延時に鋼板が延ばされる際、断裂しながら延びることにより、潤滑を担 うとされており、今回観察されたようなオイルピットよりもはるかに大きな変形となる。すなわ ち、酸化皮膜が介在する場合の潤滑油の作用機構は、また異なったものになる可能性が あり、今後、酸化皮膜を有する状態での潤滑油の作用を評価することが望まれる。

6.3 今後の展望

最後に、熱間圧延における潤滑技術の今後の展望ついて述べる。

実際の熱間圧延の操業においては、"安定的な噛み込み"と"潤滑による荷重低減や 肌荒れ防止"の両立が重要になる。Fig.6-2 に示すように、ワークロールが被圧延材を引き 込む力(摩擦力の水平方向成分);μ・P・cosθが、ワークロールが被圧延材を押し出す力 (圧延力の水平方向成分);P・cosθよりも大きい場合に被圧延材はワークロール間に引き 込まれ(噛み込み)、圧延が成り立つ。ここで、μは摩擦係数、P は圧延力、θは噛み込み 角である。粗圧延や仕上げ圧延前段のように、ワークロール径に対し被圧延材の板厚が 厚い条件では、噛み込み角θが大きくなるので、摩擦係数μを大きくしないと、被圧延材が ワークロールに噛み込まなくなる。摩擦係数が小さくなり、噛み込み不良が発生すると、操 業を停止せざるを得ないため、安定操業のためには被圧延材の先端噛み込みの際、摩 擦係数を大きくすることが必要になる。

このため、被圧延材の先端噛み込み時は、潤滑油の供給を制限して摩擦係数の高い 状態で安定して噛み込みできる状態で圧延を開始し、噛み込んだ後に十分な量の潤滑 油を供給して荷重低減や肌荒れ防止を図り、被圧延材の尾端を圧延する際には、ワーク ロール数回転分は潤滑油の供給を制限して、圧延操業するのが一般的である。これは、 尾端を圧延する数回転は、被圧延材でワークロールに残存する潤滑油を焼き切るように して圧延して、潤滑油が残存しないようにし、次圧延材の噛み込みに備えるためである。 このように、被圧延材全長での十分な潤滑圧延は困難であり、圧延荷重の増大や肌荒れ 欠陥の発生を完全に抑制できていないのが現状であり、被圧延材の全長にわたり十分に 潤滑油を供給して圧延する技術が望まれている。なお、このような課題に対して、仕上げ 圧延機の前で先行材の後端と後行材の先端を接合して、被圧延材を連続して圧延する エンドレス圧延技術が開発、実用化されており、被圧延材の全長にわたり強潤滑圧延を 実現している¹⁾が、一般的な熱間圧延ミルでは実現できない。



Fig.6-2 Power balance when leading end of sheet is rolled.

以上のような熱間圧延の操業において、高張力鋼とステンレス鋼など鋼種により、潤滑 の主目的がやや異なり、高張力鋼などを圧延する場合は、圧延荷重低減して電力原単位 やロール原単位を改善することが重要であり、ステンレス鋼などを圧延する場合は、鋼板 の肌荒れ欠陥を防止して、次工程の酸洗工程に欠陥のない鋼板を供給することが重要で ある。

前者の荷重低減を目的とする場合、2章で述べたように、ある油膜厚さの潤滑油を供給 すれば十分であり、それ以上を供給しても潤滑油コストの低下を招くだけである。この荷重 低減に十分な油膜厚さは、ワークロールと鋼板の粗さの影響が大きく、ワークロール径な どを含めた圧延条件から算出することができる。すなわち、ワークロールと鋼板の粗さなど から荷重低減に有効な油膜厚さを算出し、その油膜厚さを維持できるように、潤滑油を供給することが最適な操業である。

一方、被圧延材の先端と尾端では十分な量の潤滑油を供給できないことについてであ る。Fig.6-3 に、2章で得られた熱間圧延の実験結果から、初期塗油量と逆算摩擦係数の 関係を示す。圧延荷重、すなわち、摩擦係数を十分に低減するためには、200mg/m² 程 度以上の初期塗油量が必要であり、その場合、Fig2-3 より、圧延後のワークロールには 100mg/m² 程度の油量が残存することになる。ロール塗油量 100mg/m² で次材を圧延しよ うとすると、Fig.6-3 から逆算摩擦係数はかなり低下しており、安定した噛み込みは困難に なる。このため、上述したように、尾端の数回転は、潤滑油の供給を制限し、ワークロール に残存した潤滑油がなくなるようにして、次材の噛み込みに備えるのである。また、次材を 圧延する際に、摩擦係数を高くして安定的な噛み込みを実現可能な潤滑油条件を考える と、Fig.6-3 と Fig.2-3 は、ワークロール残存油量は 10mg/m² 程度以下とすることが必要で あり、そのためには、塗油量は数十 mg/m²以下とする必要があり、十分な荷重低減効果を 得ることができないことも示している。



Fig.6-3 Relationship between initial oil amount and calculated friction coefficient on hot rolling.

このように、本実験結果は、"尾端までの十分な潤滑"と"次材先端の安定的な噛み込み"の両立は困難であることを示しているが、"次材先端の安定的な噛み込み"に必要な 摩擦係数は各圧延条件から求めることができるので、本検討結果を基に、各圧延条件に おける被圧延材尾端を圧延する際の最適なワークロール塗油量を決定することができる。

また、理想的な潤滑油としては、更なる摩擦係数低減の観点から、動粘度の温度依存 性が小さい潤滑油に期待したい。動粘度の温度依存性が小さいと、油膜の厚さ方向で温 度差が大きくなった場合も動粘度差は小さくなるので、冷間圧延の場合と同様に、油膜の 厚さ方向全域で油膜が流動し、大きなオイルピットが多数形成されることが期待できる。多 数の大きなオイルピットが形成されると、流体潤滑域の拡大による摩擦係数の低減が見込 まれ、現状以上に圧延荷重低減やワークロール摩耗の抑制が可能となる。

以上のように、高張力鋼の荷重低減を目的とした場合、ワークロール粗さや鋼板粗さな どから荷重低減に有効な油膜厚さを算出し、その油膜厚さを維持できるように、潤滑油を 供給して操業することが好ましい。

後者の肌荒れ抑制を目的とする場合、ワークロールと被圧延材の凝着を防止すること が最も重要であることを述べた。凝着の防止に有効な潤滑油添加剤やワークロール材質 は、本報告で述べたすべり圧延機を用いて評価することが可能となる。潤滑油添加剤で は、硫黄系極圧添加剤の他、ガラス系の潤滑剤や固体潤滑剤、ワークロール材質ではタ ングステンカーバイト製超硬ロールの評価、開発を行いたい。すべり圧延機を用いること により、実験室規模で、潤滑油添加剤やワークロール材質の研究開発が可能になり、より 少ない開発費と短い開発期間で、新潤滑油や新ワークロールを開発、実用化できる。

ところで、肌荒れ抑制を主目的とする場合、荷重低減を主目的とする場合以上に、被 圧延材の全長にわたり潤滑油を十分に供給することが望まれる。被圧延材の尾端部で潤 滑油の供給量を制限すると、ワークロールと鋼板の凝着が生じ易く、凝着部を起点に破断 した鋼板表層がワークロールに移着すると、次圧延材以降、ワークロールに移着した鋼板 表層部が鋼板に転写して欠陥になるためである。肌荒れ欠陥抑制によるコストダウン効果 は大きいため、肌荒れ欠陥を抑制するためには、荷重低減を犠牲にすることも考えるべき である。すなわち、耐肌荒れ性に優れた極圧添加剤を開発し、かつ、ワークロールと鋼板 間の摩擦係数を高く維持すると言う思想で潤滑油を設計できれば、被圧延材の全長にわ たり潤滑油を供給して肌荒れ欠陥を抑制することが期待できる。すなわち、薄い油膜厚さ で凝着を防止することが理想であり、摩擦係数を高く維持したまま、ワークロールと鋼板の 凝着を防止することができれば、肌荒れ欠陥の抑制に非常に有効となる。

今後、本論文で示した知見を基に、熱間圧延における潤滑理論をより深く考察し、潤滑 機構の構築を目指すとともに、ますます、進展するであろう、素材の高強度化・薄物化、高 速圧延化の要求に対応していきたい。

参考文献

(1) 二階堂英幸, 磯山茂, 野村信彰, 林實治, 森本和夫, 坂本秀夫 : 川鉄技報, 28(1996), 224.
本論文を構成する公表論文

(1) <u>Y. Matsubara</u>, T. Hiruta and Y. Kimura : Effect of Oil Film Thickness on Lubrication Property in Hot Rolling, *Tetsu-to-Hagané*, **100** (2014), 346.

(2) <u>Y. Matsubara</u>, T. Hiruta and Y. Kimura : Effect of Oil Film Thickness on Lubrication Property in Hot Rolling, *ISIJ Int.*, **55** (2015), 632. (1)を英文誌に転載

(3) <u>Y. Matsubara</u>, Y. Kimura, Y. Takashima, N. Nakata, T. Hiruta: Effect of Oil Film Thickness on Lubrication Property in Hot Rolling, *Proceedings of the 2nd European Steel Technology and Application Days* (2015), 161. (1)を国際会議に転載

(4) <u>Y. Matsubara</u>, Y. Hirse, T. Hiruta, Y. Takashima and K. Kabeya : Approach to Clarification of Oil Film Behavior in Hot Rolling by Numerical Analysis, *Tetsuto-Hagané*, **102** (2016), 457.

(5) <u>Y. Matsubara</u>, Y. Hirse, T. Hiruta, Y. Takashima and K. Kabeya : Approach to Clarification of Oil Film Behavior in Hot Rolling by Numerical Analysis, *ISIJ Int.*, **57** (2016), 343. (4)を英文誌に転載

(6) <u>Y. Matsubara</u> and Y. Kimura : Consideration of Oil Behavior in Hot Rolling Lubrication, *Tetsu-to-Hagané*, **103** (2017), 534.

(7) <u>Y. Matsubara</u>, Y. Kimura and H. Utsunomiya : Sticking in Hot Rolled Sheet of Ferritic Stainless Steel, *Tetsu-to-Hagané*, **104** (2018), 640.

その他の公表論文

(8) <u>Y. Matsubara</u>, N. Nakata and T. Hiruta : Effect of Accumulative Bending Conditions on Grain Refinement on Hot-rolled Sheet(Development of Grain Refining Technology by Accumulative Bending Process), *Tetsu-to-Hagané*, **98** (2012), 19.

(9) <u>Y. Matsubara</u>, N. Nakata and T. Hiruta : Effect of Accumulative Bending Conditions on Grain Refinement on Hot-rolled Sheet(Development of Grain Refining Technology by Accumulative Bending Process), ISIJ Int., 53 (2013), 274. (8)を英文誌に転載

(10) N. Nakata, <u>Y. Matsubara</u> and T. Hiruta : Thermal Analysis of Strip in Multi-Bending Process after Hot Rolling, *Tetsu-to-Hagané*, **99** (2013), 26.

(11) T. Hiruta, <u>Y. Matsubara</u> and H. Era : Formulation Mechanism of Edge-Seam Defects on Hot-Rolled Stainless Steel -A Study of Edge-Seam Defect Control on Hot-Rolled Ferritic Stainless Steel I-, J. Jpn. Soc. Technol. Plat., **54** (2013), 913.

(12) T. Hiruta, <u>Y. Matsubara</u> and H. Era : Control Technique for Edge-Seam Defect on Ferritic Stainless-Steel Surface -A Study of Edge-Seam Defect Control on Hot Rolled Ferritic Stainless Steel II-, J. Jpn. Soc. Technol. Plat., **54** (2013), 918.

(13) T. Hiruta, <u>Y. Matsubara</u>, M. Horie and H. Era : Influence of Hot Rolling Conditions on Leading and Tail End Deformation of Clad Steel Plate, J. Jpn. Soc. Technol. Plat., 55 (2014), 62.

(14) H. Terao, <u>Y. Matsubara</u>, Y. Kimura, H. Kobiki and Y. Ohta : Rolling Deformability of Cr-Cu Heat-sink Material for Semiconductor Devices, J. Jpn. Soc. Technol. Plat., 55 (2014), 29.

(15) Y. Kimura, N. Fujita, <u>Y. Matsubara</u>, K. Kobayashi, Y. Amanuma, O. Yoshioaka and Y. Sodani : Effective Plate-Out Technology for Emulsion Lubrication -High-Speed Rolling by Hybrid-Lubrication System in Tandem Cold Rolling Mills I-, J. Jpn. Soc. Technol. Plat., 55 (2014), 346.

(16) N. Fujita, Y. Kimura, <u>Y. Matsubara</u>, K. Kobayashi, Y. Amanuma, O. Yoshioaka and Y. Sodani : Lubrication Control Technology in Tandem Cold-Rolling Mills -High-Speed Rolling by Hybrid-Lubrication System in Tandem Cold-Rolling Mills II-, J. Jpn. Soc. Technol. Plat., **55** (2014), 445.

(17) Y. Kimura, N. Fujita, <u>Y. Matsubara</u>, K. Kobayashi, Y. Amanuma, O. Yoshioaka and Y. Sodani : High-Speed Rolling by Hybrid-Lubrication System in Tandem Cold Rolling Mills, Journal of Materials Processing Technology, **216** (2015), 357.

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、大阪大学大学院工学研究科 宇都宮裕教授に深く感謝すると共に、厚く御礼を申し上げます。宇都宮教授には、著者が大阪大学工学部、大阪大学大学院工学研究科(修士課程)に在学中の3年間も、圧延加工に関するご指導を頂いており、長い年月が経った後に再びご指導を頂けましたことは、著者にとって非常に幸せなことであります。

また、有益なご助言とご指導を賜りました大阪大学大学院工学研究科 南埜宜俊教授、 同 小泉雄一郎教授、同 松本良准教授に心より御礼申し上げます。

さらに本研究の遂行にあたり、多大なるご協力、ご助言を賜りました横浜国立大学 小豆島明名誉教授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頂きました、曽谷保博前スチール研究所所長(現、 JFE スチール株式会社 副社長)、ならびに、瀬戸一洋スチール研究所所長に心より感謝 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頂きま した、中田直樹博士(現、JFE テクノリサーチ株式会社)、壁矢和久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頂きました、共同研 究者である、圧延・加工プロセス研究部の木村幸雄博士、高嶋由紀雄博士、JFE テクノリ サーチ株式会社の蛭田敏樹博士、平瀬欣弘博士に深く御礼を申し上げます。

最後に、日常の研究業務におきまして、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。