

高張力鋼板の冷間圧延におけるスリップ
発生機構の解明に関する研究

志村 眞弘

目次

第1章	研究背景	4
1.1	鉄鋼製造プロセスにおける冷間圧延の位置づけ	4
1.2	高張力鋼の冷間圧延について	5
1.3	冷間圧延の概説と圧延荷重について	6
1.4	冷間圧延における潤滑の役割	9
1.5	圧延油供給方法と機能発揮メカニズム	9
1.6	圧延油の特徴	11
1.7	先行研究	12
1.7.1	プレートアウト	12
1.7.2	ロールバイト入口部の油膜厚さ	14
1.7.3	ロールバイト内部での潤滑性評価	17
1.7.3.1	流体潤滑領域	18
1.7.3.2	境界潤滑領域	20
1.7.4	先行研究のまとめ	22
1.8	高張力鋼の冷間圧延潤滑における課題	22
1.9	本研究の目的と構成	23
第2章	高張力鋼の基礎的な冷間圧延特性の評価	24
2.1	緒言	24
2.2	実験方法	25
2.3	実験結果	26
2.4	考察	30
2.4.1	先進率の変化に及ぼす摩擦係数影響の圧延理論解析による評価	30
2.4.2	先進率変化に与える摩擦係数と压下率の影響の圧延試験による検証	33
2.4.3	JSC980YLがSPCCに比べて摩擦係数が低位である理由の考察	35
2.5	結言	37
第3章	高張力鋼圧延時の流体潤滑領域の形態と圧延潤滑性の関係	39
3.1	緒言	39
3.2	実験方法	40
3.2.1	圧延条件	41
3.2.2	供試材	42
3.2.3	供試油	43
3.2.4	蛍光顕微鏡観察	43
3.3	実験結果	44
3.3.1	粘度の違いと圧延後の圧延油の鋼板表面分布	44
3.3.2	各鋼種の圧延潤滑性と油膜厚さ分布の関係	49
3.4	考察	55

3.4.1	粘度の違いが圧延潤滑性に与える影響.....	55
3.4.2	鋼種による圧延潤滑性の差異.....	56
3.4.3	圧延条件によって油膜厚さ分布の形態が異なる原因について.....	58
3.5	結言.....	63
第4章	高張力鋼圧延時の境界潤滑領域における油性剤吸着膜と圧延潤滑性の関係.....	65
4.1	緒言.....	65
4.2	圧延材硬度が摩擦に及ぼす影響の摩擦試験による評価.....	66
4.2.1	試験方法.....	66
4.2.2	試験結果.....	67
4.3	高張力鋼と普通鋼の圧延潤滑性の比較と圧延後の鋼板表面の化学分析.....	68
4.3.1	実験方法.....	68
4.3.2	試験結果.....	70
4.3.3	中性子反射率法.....	79
4.4	考察.....	84
4.4.1	JSC590R と SPCC の圧延時における摩擦係数の差異について.....	84
4.4.2	JSC590R と SPCC とで最も良好な潤滑性を示す油性剤の種類が異なる理由について....	85
4.5	結言.....	86
第5章	本論文の結論.....	88
5.1	各章の要約.....	88
第2章	高張力鋼の基礎的な冷間圧延特性.....	88
第3章	高張力鋼圧延時の流体潤滑領域の形態と圧延潤滑性の関係.....	88
第4章	高張力鋼圧延時の境界潤滑領域における油性剤吸着膜と圧延潤滑性の関係.....	89
5.2	本論文の総括.....	89
参考文献	91
謝辞	97

第1章 研究背景

1.1 鉄鋼製造プロセスにおける冷間圧延の位置づけ

自動車、鉄道、家電など日常生活で使用されるものの多くには鋼が使われている。この鋼は、鉄鉱石をコークスによって還元したり、鉄スクラップを電炉で溶解することによって作りだされている。鋼の製品には、建造物の構造材として用いられる形鋼や、束ねてワイヤーとして用いられる線材、船やガスタンクに用いられる厚板、そして、自動車や家電製品などに用いられる薄板などがある。なかでも、薄板は日本において最も生産量が多く、その用途も身近なものであり、その生産プロセスの生産性向上や安定操業に関する研究開発の意義は大きい。

薄板の製造工程を Fig. 1.1.1 に示す。まず、高炉で鉄鉱石をコークスにより還元して銑鉄を作り出す。この銑鉄は炭素を 2~4.5 wt% 含んでおり、そのまま製品とするには靱性や脆性の点で性能が不足する。そのため、次の工程である転炉において、取鍋と呼ばれる容器の中で溶けた銑鉄に酸素を吹き込み、鋼中の炭素を酸素と反応させて取り除く脱炭をおこなう。この転炉で銑鉄の炭素濃度が 1.2 wt% 以下になると、銑鉄は強靱で加工性に優れた鋼に変わる。そして続く連続鋳造工程において溶けた鋼は冷却されてスラブと呼ばれる鋳片となる。このスラブは圧延工程を経て目的の製品サイズに成形される。圧延工程はその加工温度によって熱間圧延と冷間圧延にわかれている。スラブは加熱炉で加熱されたのちに熱間圧延で連続した帯状に成形され、トイレットペーパーのように巻き取られる。この巻き取られた鋼材は熱延コイルと呼ばれる。熱間圧延後の鋼板表面には大気中の酸素と鋼とが反応して生成された酸化鉄であるスケールが存在する。このスケールを落とすために、熱延コイルは巻き戻されて酸洗工程を通る。その後、冷間圧延により鋼材は最終製品のサイズに成形されたのちに、焼鈍工程と調質圧延工程を経て、鋼材は目的の機械特性に調整される。

すなわち、この一連の薄板製造工程の中で圧延工程は客先が求めるサイズに鋼材を加工し最終製品に仕上げる工程である。需要家のニーズに合わせて、多様なサイズや種類の鋼板が圧延されるが、それぞれのサイズや鋼種に対して専用の圧延機があるわけではなく、多くの場合、1組の熱間圧延機や冷間圧延機によって鋼板は多様なサイズに作り分けられている。これは同じ金属の加工方法である鍛造と大きく異なる特徴である。このような作り分けが可能な理由はその加工方法にある。鍛造では工具と金型を用いて断続的に材料を加工するが、圧延は1対の回転するワークロールの間に材料を通して目的の板厚・形状になるように加工する。ワークロールが鋼板を噛み込める条件などの制約はあるが、上下ワークロールのギャップを調整することで圧延後の鋼板厚を任意に調整することが可能である。また、板幅方向に被加工材を拘束するものがないため、工具であるワークロールの胴長よりも短い幅であれば被加工材の幅方向のサイズは問われない。そして、上下のワークロールの間に材料が供給される限り、加工が続けられるため、全長 10 km 以上に達する長尺材を圧延することも可能であり、加工効率が極めて高い[1]。また、圧延工程は鋼材の成形だけではなく、その

材質改善の役割もある。連続鋳造後の鋼の結晶粒径は大きく、さらに一般にボイドと称される空隙があるため材料としての強度が低い。圧縮応力を加えられた条件で塑性変形を受けることで空隙が押しつぶされるとともに結晶粒も細粒化する。

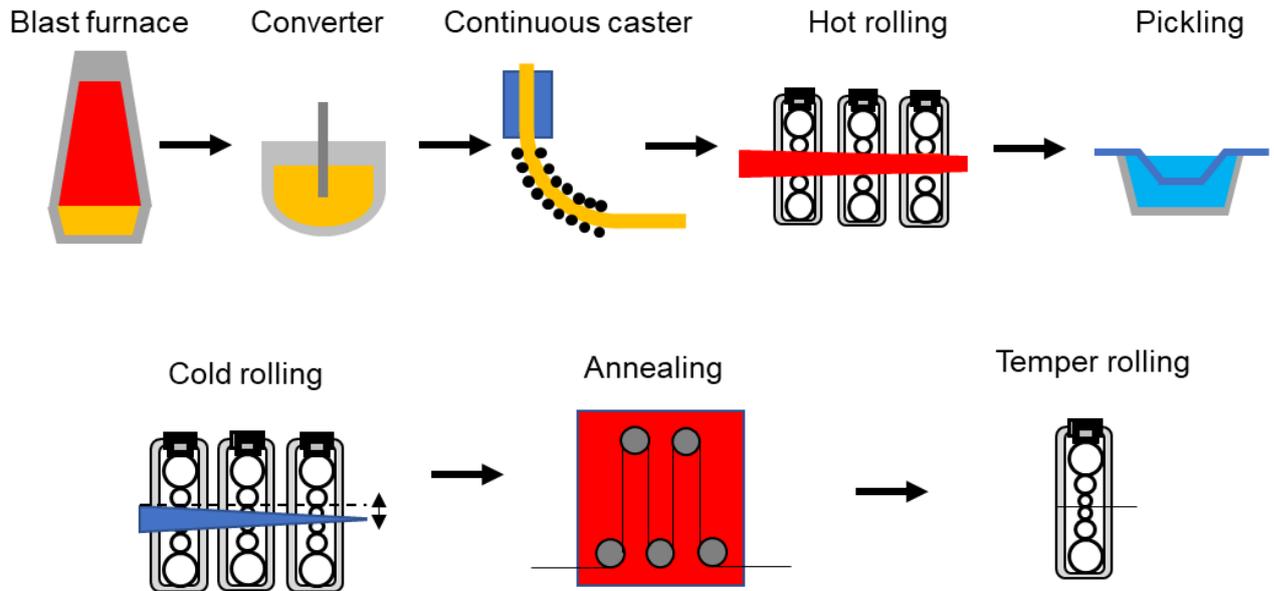


Fig. 1.1.1 Schematic diagram of some major steps in the steelmaking process.

圧延は加工温度によって熱間圧延と冷間圧延に分類される。熱間圧延は、鋼が再結晶する温度よりも高い 1000～1200°C前後でおこなわれる。熱間圧延では被加工材が軟化しているため、材料に対して大きな変形を加えることができるのが特色である。熱間圧延では、圧延による加工と再結晶の繰り返しによって、鋼の結晶粒は微細化して強靱となる。熱間圧延はこのような特徴をもつ一方で、スラブを加熱炉で昇温する必要があるため、多大なエネルギーを要する工程でもある。そのため、材料から周囲の空気への熱流量が大きい板厚の薄い材料の圧延には適していない。一方、冷間圧延では常温で加工がおこなわれるため、熱間圧延の場合よりも鋼板やロールの熱膨張が小さく、圧延後の板厚精度は熱間圧延よりも高い。また、鋼板表面の酸化によるスケール（表面酸化物）が発生せず美しい表面が得られるという特徴がある。冷間圧延を経た鋼材は、後工程を通らずにそのまま出荷される材料もある。そのため、被加工材を疵や模様のない良好な表面に仕上げるのが要求される。冷間圧延に関する詳細は次節以降において述べる。

1.2 高張力鋼の冷間圧延について

冷間圧延では、鋼板は常温で加工される。冷間圧延機によって製造可能な鋼板のサイズには違いがあるが、冷間圧延前の板厚は 2～5 mm 程度であり、冷間圧延後の板厚は自動車や電気製品向けの鋼板で 0.6～1.0 mm 程度、食品缶向けの鋼板で 0.15～0.3 mm 程度である。また、鋼板幅は 700～1800 mm 程度である。冷間圧延工程を通して製造される鋼板は、前記のように自動車をはじめとして建材

や電気製品など多方面に使用されている。そして、用途に合わせてその組成は異なっており、例えばケイ素を 3 wt%程度含み磁束密度が高いことを特徴とする電磁鋼板や、炭素を 0.6 wt%以上含み高い硬度を有する高炭素鋼などがある。また、炭素量が 0.6 wt%以下の普通鋼は最も広く用いられている。なかでも、高張力鋼と呼ばれる鋼種へのニーズが現在高まっている。高張力鋼は、主として自動車用部材に用いられる鋼板である。自動車の環境規制および安全基準の厳格化[2]の影響があり、軽量化と衝突安全性の確保を両立するために、この高張力鋼の自動車用部材への適用は拡大し、引張り強度が 780 MPa を超える超高張力鋼板（超高張力鋼）の適用比率も高まっている[3][4][5][6]。この高張力鋼に対してはさらなる薄手化と高強度化が求められており、冷間圧延では圧延荷重の増大への対応が課題となっている。普通鋼は Fe 以外の元素をほとんど含まないが、高張力鋼には引張り強度の向上や残留オーステナイトを室温で安定化させて加工性を確保することを目的として Si や Mn などの元素が添加されている。

圧延荷重は、ワークロールが圧延時に被加工材から受ける反力である。このワークロールに対する反力は、ワークロールと鉛直方向に並び接しているバックアップロールによって支えられている。バックアップロールとワークロール間の接触応力によるロールの表面疲労欠陥や、圧延機の筐体にあたるハウジングに対する応力集中による割れの発生を防止するために、圧延荷重の設備限界値（以下、限界圧延荷重と呼称する）が設定されており、通常はこの限界圧延荷重以下での操業が求められる。

また、安全に操業できる圧延機のモーター出力には一定の上限値があり、圧延荷重が高い分だけ被圧延材を塑性変形させる上でモーター容量が必要となる。そのため、普通鋼に比べて圧延荷重が高い高張力鋼を圧延する場合には、圧延速度の高速化にモーター容量を振り向けることができず、圧延速度は低速になる場合がある。仮に圧延速度であれば、被加工材の薄手化によって単位時間当たりの生産量は減少するため、生産量あたりの製造コスト増加につながる。このため、コスト低減の観点からも圧延速度の高速化が求められている。

高張力鋼の冷間圧延において、薄手化や高強度化という需要家のニーズに応える上でも、圧延速度の増速によって生産性を向上させる上でも圧延荷重の低減は非常に重要である。

1.3 冷間圧延の概説と圧延荷重について

前節では冷間圧延において圧延荷重を低減する重要性について述べた。この節では、基本的な冷間圧延の概念について述べて、圧延荷重に影響する因子について説明した上で、圧延荷重を低減する手段について述べる。

鋼板が初期の厚さ t_{in} から最終的な厚さ t_{out} までワークロールによって圧下されることが圧延である。ワークロールによって鋼板が噛み込まれる領域をロールバイトという。このロールバイトの概略図を Fig. 1.3.1 に示す。なお、ロールバイトは上下対称であり、この図では上半分を表している。

ワークロールに噛み込まれた鋼板の板厚は、入側から出側にかけて連続的に変化する。塑性変形中の体積は一定という前提があるため、板厚が薄くなる分だけ圧延方向に鋼板は延伸する。すなわち、ロールバイト入側の鋼板速度（入側速度） v_{in} 及び板厚 t_{in} 、ロールバイト出側の鋼板速度（出側速度） v_{out} 及び板厚 t_{out} の間には式(1.3.1)に示す関係がある[7]。

$$v_{in}t_{in} = v_{out}t_{out} \cdots (1.3.1)$$

鋼板が圧下されて板厚が減少すると、鋼板は延伸されるため式(1.3.1)に基づいて鋼板速度は速くなる。これはロールバイト内部においても同様である。一方でワークロールの周速は一定のため、ロールバイト内部ではワークロールと鋼板の相対速度が変化する。つまり、ロールバイトの入側に近い部分では、ワークロールの周速 v_r のほうが鋼板の速度 v_s よりも速く ($v_r > v_s$)、ロールバイト出側に近い部分では鋼板の速度のほうがワークロールの周速よりも速い ($v_s > v_r$)。ワークロールと鋼板の相対速度がゼロになる点は、一般に中立点と呼称される。ワークロールから鋼板に対しては垂直抗力のほかに、ワークロールと鋼板の間の摩擦力が加えられる。摩擦力はすべり速度に対して逆向きに鋼板に作用する。そのため、中立点よりも入側ではワークロールがロールバイト内部に鋼板を引き込む側に、中立点よりも出側ではロールバイト内部に引き戻す側に摩擦力は鋼板に作用する。ロールバイト内部では圧延方向に垂直方向にも鉛直方向にも圧縮力を受けて、中立点において最も高くなるような圧力分布となる。この圧力分布はフリクションヒルと呼ばれる。フリクションヒルの模式図を Fig. 1.3.2(a)に示す。圧延荷重はこの圧力分布を圧延方向に積分した値である。

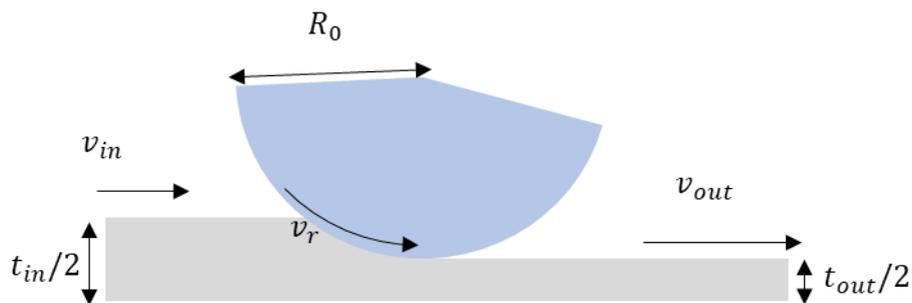


Fig. 1.3.1 Schematic diagram of rolling.

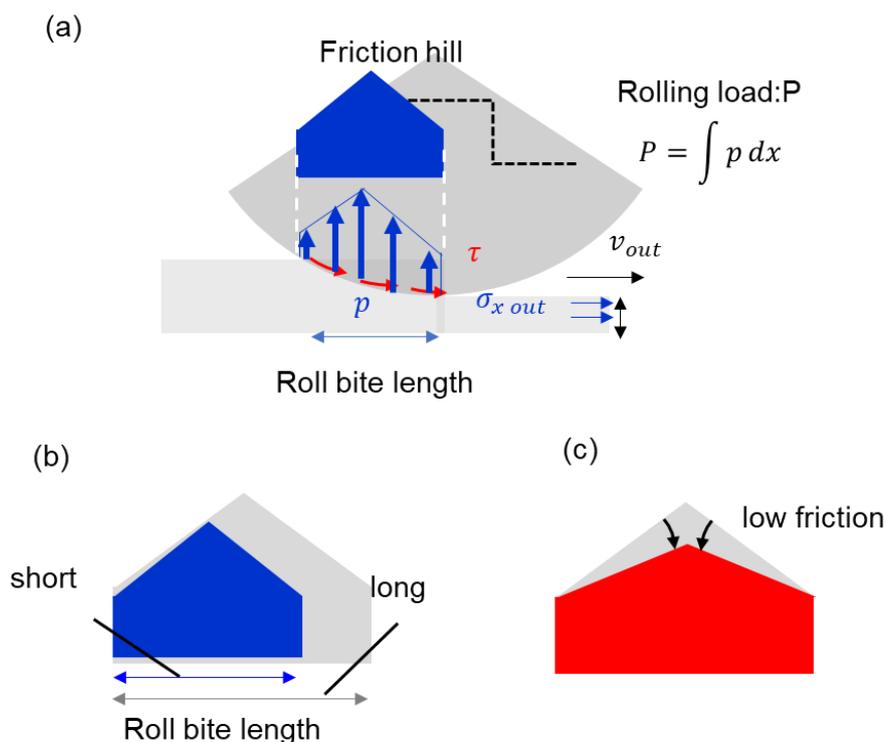


Fig. 1.3.2 Schematic diagram of friction hill.

また、ワークロールと鋼板の間の摩擦力は、ロールバイトに鋼板を引き込む駆動力であるため、ワークロールの周速や鋼板に対する前後張力が一定の条件下では、ワークロールと鋼板の間の摩擦状態の変化は鋼板の速度に影響する。例えば、摩擦が低くなり入側速度が低下すると鋼板の体積保存則にしたがって、出側速度も低下するため、式(1.3.2)で定義される先進率 f_s も低下する。すなわち、先進率 f_s はワークロールの周速 v_r と出側速度 v_{out} を用いた、圧延潤滑性の指標である。

$$f_s = \frac{v_{out} - v_r}{v_r} \dots (1.3.2)$$

圧延荷重を低減するには、フリクションヒルの面積を低減するワークロールと鋼板間の接触長さや摩擦係数の低減が有効である。Fig. 1.3.2 (b)に示すように接触長さを低減することでフリクションヒルの面積は小さくなる。また、Fig. 1.3.2 (c)に示すように摩擦係数が低減することでフリクションヒルの傾きが低減するためフリクションヒルの面積は小さくなる。接触長さの低減はロール径の小径化によって実現可能であり、設備メーカーからも製品が提案されている。しかし、既設の圧延機のハウジングや駆動系の構造を大幅に改造する必要があるため、大規模な設備投資が必要である。また、ワークロールと鋼板間における摩擦係数の低減（以下で記載する「摩擦係数」の表現は、注記しない限りはワークロールと鋼板間における摩擦係数を指す）は、圧延機の入側から圧延油を供給することによって達成される。圧延油の供給条件の変更や供給装置の改良によって摩擦係数の低減

を図ることができるため、前述のロール小径化に比べて改造範囲が小さく設備投資額を抑えられる[8][9][10]。

1.4 冷間圧延における潤滑の役割

前記のように、鉄鋼の圧延において、ワークロールが被圧延材をかみ込んでいるロールバイトでは大きな摩擦力が働く。この摩擦力が大きいと圧延に必要な消費動力が大きくなる[11]だけでなく、ワークロールと鋼板の表面粗さプロファイルの突起部同士が直接接触して凝着することで、焼付きが発生するなどして製品の表面品位を損なう[12][13][14]。この摩擦力を低減するために、圧延機の入側でワークロールや鋼板に対して圧延油が供給されている。

特に冷間圧延では、熱間圧延と比較して被圧延材の温度は低いいためその流動応力は高い。さらに、目的の板厚に薄くするために圧延回数を重ねて被圧延材に加わるひずみが増えると、被圧延材の加工硬化が進む。このため、冷間圧延では熱間圧延に比べて被圧延材に加えられるひずみ量の割に高い圧延荷重となる。そのため、摩擦係数を低下させて圧延荷重を低下させることが重要である。一方で、摩擦係数を低下させすぎると、ワークロールと鋼板が全面すべり状態となるスリップ現象が発生する[15]。スリップ現象が生じると、板厚制御機能が乱れて板厚変動が生じたり、ワークロールと鋼板の相対すべり速度が過大となって両者の間の温度が上昇して鋼板表面に焼付き疵[16]が生じたりするなどの操業や品質上のトラブルが引き起こされる。

1.5 圧延油供給方法と機能発揮メカニズム

冷間圧延における圧延油の使用方法は、圧延油の原液をロールバイトに供給するニート潤滑と、圧延油を水中に数 vol%の濃度で分散させたエマルジョン潤滑の2つに大きくわかれており、圧延材や圧延条件によって使い分けられている。冷間圧延後の表面光沢が求められたり、水と金属板との反応を抑制することが求められたりするステンレスやチタンなどの圧延においてはニート潤滑が用いられる。ニート潤滑は、圧延油の性状管理が容易であり、高い潤滑性を発揮する利点がある一方で、水よりも冷却能力は低く、圧延機周辺に付着した油により作業環境が悪化したり、火災の原因になったりするなど欠点もある。一方、エマルジョン潤滑はニート潤滑に比べて冷却性能に優れるため、圧延速度が比較的高速な自動車用鋼板やブリキ鋼板の圧延に用いられる。エマルジョン潤滑では、乳化剤が添加された圧延油を使用し、圧延油を数 vol%の濃度で水中に分散した Oil/Water エマルジョン（以下、O/W エマルジョン）の状態では供給される[17]。鋼板あるいはワークロールに対してスプレーされたエマルジョンは、ワークロールや鋼板の表面に衝突するとともに油滴のみがこれらの表面に付着（プレートアウト）してロールバイトに引き込まれる。ロールバイトの入口部に近づくにつれて、ワークロールと鋼板間の圧力が高まるにつれて、水が排除されて油の割合が増えていき、水中に油滴が分散した O/W エマルジョンから、油中に水滴が分散した Water/Oil エマルシ

ン（以下、W/O エマルション）への相転換が発生し、圧力が高まるにつれて水がほぼ完全に排除されて、ロールバイト内に引き込まれる[18]。このロールバイト入口部のワークロールと鋼板の間の油膜厚さは、ロールバイトに引き込まれる潤滑油量を示す指標であり、圧延時の摩擦係数と密接な関係がある。

エマルション潤滑でのエマルションの供給方法はリサーキュレーション方式とダイレクト方式とに大別される[19]。Fig. 1.5.1 (a)に示されるダイレクト方式は、主としてブリキ原板のように仕上げ板厚が薄くて圧延速度が速い場合に用いられる。濃度 5~15%程度の O/W エマルションが供給され、常温の水をロールに冷却水として別系統で供給されている。一方、Fig. 1.5.1 (b)に示されるリサーキュレーション方式では、潤滑油と冷却水をあらかじめ混合した濃度 1~3%程度の水中油滴（O/W型）エマルションを冷却液（クーラント）としてロールバイトに供給される。リサーキュレーション方式では大量のエマルションを供給する必要があるため、大容量のポンプやクーラントタンク、エマルションを再利用するためのろ過装置を設置しなければならず大規模な設備が必要となるが、圧延油と水の使用量を低減することができ、廃油処理の頻度も少ないという利点もあって、近年では多くのミルでリサーキュレーション方式が採用されている。

これら 2 つの給油方式のほかに、ダイレクト方式とリサーキュレーション方式の利点を利用した Fig. 1.5.1 のハイブリッド給油方式が用いられている。この給油方式では、冷却水系統と切り離れた高濃度のエマルションを少量直接圧延材に噴霧し、高濃度のエマルション供給が必要な場合に限定して使用することで多品種の製品が冷間圧延可能となる[20][21]。

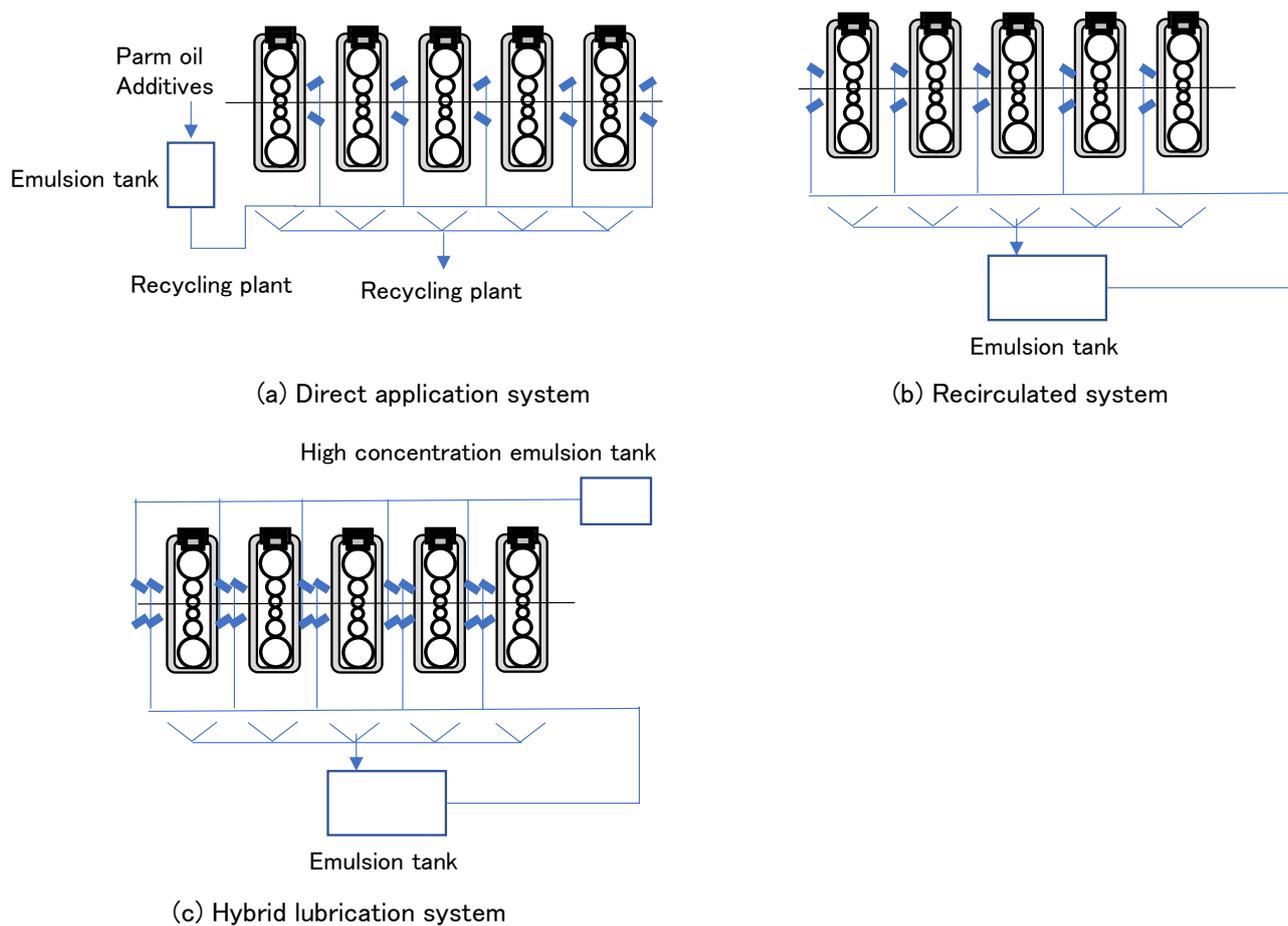


Fig. 1.5.1 圧延潤滑油の供給方法

1.6 圧延油の特徴

圧延油は、主に石油由来の油である鉱油、牛脂やパーム油といった天然油脂及び合成エステルなどの基油と、潤滑性能を向上させるために油性剤や極圧剤、エマルジョンとして用いるための乳化剤といった各種添加剤の混合物である[22][23]。

基油に関して、天然油脂は優れた潤滑性を有するが、常温で凝固状態にあるため使用に際しては熱水と混合したエマルジョンにする必要があることと、鉄粉を触媒とした加水分解によって遊離脂肪酸が発生し、スカムと呼ばれるグリース状の鉄石けんを形成して堆積するという問題がある[24]。そのため、潤滑性や清浄性を高めるために天然油脂に高分子カチオン乳化剤を添加したものもある[25]。合成エステルとはアルコールと脂肪酸の脱水縮合によって合成されるエステルの総称であり、分子構成の選択に自由度が高く、目的に合わせた特性をもつ構造を合成できる[26]。この特徴から、耐熱性や耐加水分解性に優れた構造に設計された合成エステルが基油として用いられている[27]。一方で、合成エステルは鉱油や天然油脂に比べて原価が高いため、性能とコストとのバランスを考慮して併用される場合が多い。

添加剤は潤滑性を向上させる目的で基油に対して加えられるものであり、圧延潤滑油に使用され

る主要な添加剤は油性剤、極圧添加剤、乳化剤である[22][23]。油性剤と極圧添加剤はどちらも固体表面で境界潤滑膜を形成して摩擦を低減する。ただ、両者はその使用目的はやや異なっている。油性剤は、脂肪酸やアルコール、アミンなどの極性基を有する有機化合物であり、材料表面にファンデルワールス力を吸着力として物理吸着あるいは極性基と固体表面との化学反応に基づく化学吸着によって潤滑膜を形成する。一方で極圧添加剤は、リン系、硫黄系などの添加剤が材料表面と化学反応することで潤滑膜を形成する[28][29]。乳化剤は、本来は溶け合わない水と油を混ぜ合わせたエマルジョン潤滑油の乳化状態を良好に保つために加えられる添加剤である。乳化剤は分子中に親水基と親油基を合わせ持ち、それによって油水界面に存在して圧延潤滑油の界面張力を低下させて油を水中に分散させる役割を果たしている。この乳化剤は親水基の構造によって大きくわかれており、親水基がイオン化したノニオン系か、親水基がイオン化したカチオン型、アニオン型にわかれる[25]。

1.7 先行研究

圧延潤滑の概要図を Fig. 1.7.1 に示す。圧延機の入側でロールや鋼板に供給された圧延油がロールバイト内に引き込まれて潤滑効果を発揮する過程にしたがって、

- ① 圧延油エマルジョンの油分がロールや鋼板に付着するプレートアウト現象
 - ② 圧延油がロールバイト内に引き込まれるときの入口油膜厚さに関する現象
 - ③ 引き込まれた潤滑油がロールと材料との間の摩擦界面において潤滑効果を発揮する現象
- の3つの現象にわけて先行研究を整理した。

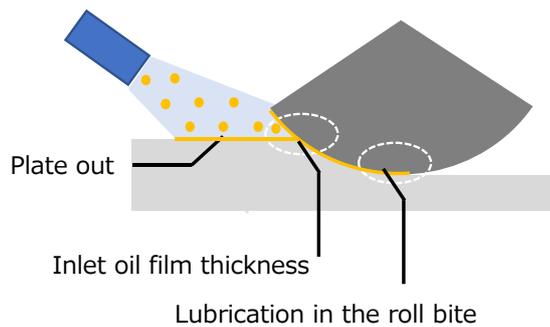


Fig. 1.7.1 圧延潤滑概要

1.7.1 プレートアウト

冷間タンデム圧延では、圧延油エマルジョンによる潤滑がおこなわれている。各スタンド入側の圧延材やロールに供給されたエマルジョンが鋼板に衝突して、その油分のみが表面に付着して水分が排除される現象をプレートアウトという[18]。

これまで、プレートアウト量を任意に変化させることで摩擦係数の制御を可能にすることを狙いとして、エマルジョン潤滑油供給時のプレートアウト現象について研究が行われており、プレート

アウト性については、エマルジョンに含まれる基油や粘度といった圧延油としての物性、平均粒径、濃度、供給量といった供給条件など、多数の因子が影響することが報告されている[21][30][31][32][33]。

白田らは、エマルジョンの形態を変えることでプレートアウト性の向上が可能となるか否かを検討するために、内部に水滴を包含する油滴が水層中に分散した W/O/W 型のエマルジョン及び牛脂系・合成油系の O/W 型エマルジョンそれぞれを、回転するロールに吹き付けた後にロール表面を脱脂して潤滑油の付着量を計測してプレートアウト性を評価している。その結果、一般的には使用されない W/O/W 型のエマルジョンが低速域 (300m/min)、高速域 (700 m/min) とともにプレートアウト性に優れていることを報告している[32]。木村らは、冷間圧延機の入側で鋼板にエマルジョンを噴射して、圧延機で鋼板がかみ込まれるまでの間でも油膜の形成が進行すると考えられるとして、実験におけるプレートアウト現象を明らかにするためには、エマルジョンを供給してから圧延材がロールバイトに到達するまでに相当する極短時間でのプレートアウトについて調べる必要があると述べている[21]。その上で、エマルジョンの粒径や濃度及びエアブローにより圧延材上のエマルジョンを吹き飛ばすまでの経過時間を変えてプレートアウト量を実験的に測定している。低濃度かつ小粒径のエマルジョンではエアブローをおこなうまでの時間が長くなるにつれてプレートアウト量は飽和する傾向がみられた一方で、高濃度かつ大粒径のエマルジョンではプレートアウト量が飽和せず増加したという結果を報告している。木村らはこれらの結果から、極短時間におけるプレートアウト量は、高濃度かつ大粒径のエマルジョンを用いた場合に大きくなると結論付けている。

また、プレートアウト量と圧延潤滑性の関係についても評価されている。藤田らは、プレートアウトにより油膜が形成された圧延材が圧延された際にどの程度の油膜がロールバイトに引き込まれて、かつロールバイトに供給されるエマルジョンがどのように潤滑に寄与しているかを調べるために、実機冷間タンデム圧延機相当のワークロール径とロール周速を有した圧延機と、その入り側に加熱ヒーター、エマルジョンスプレー及び極短時間での油膜形成に寄与しない余分なエマルジョンを除くためのエアブローを設けた実験装置 (プレートアウトシミュレータ) を用いて圧延実験をおこない、エマルジョン粒径や濃度といった供給条件を変化させてプレートアウト量を測定している[31]。その結果、プレートアウト量が増すほど圧延荷重は低減するが、一定のプレートアウト量を超えると荷重低減効果は増大しないことを示している。また、藤田らはプレートアウト量を変化させることによる摩擦係数制御の可能性について検討しており、実機 5 スタンド冷間タンデムミルの最終スタンドに高濃度のエマルジョンを供給可能なスプレー装置を設置し、エマルジョンの粒径や濃度、流量と摩擦係数の関係を調べている。その結果、プレートアウト性に優れる高濃度・大粒径のエマルジョンは、少ない供給量でより摩擦係数の範囲を広くコントロールすることが可能であると報告している。しかし、エマルジョンの供給量の増加に対して摩擦係数の低減効果は飽和すると同時に述べている。

以上の先行研究では、プレートアウト量は高濃度、大粒径のエマルションを使用することで増加し、そしてプレートアウト量の増加は圧延荷重及び摩擦係数低減に寄与することが明らかにされている。そして、プレートアウト量の増加に対して摩擦係数低減効果が飽和することも示されている。

1.7.2 ロールバイト入口部の油膜厚さ

圧延機入側で供給された圧延油は、ロールと鋼板のすべり速度を駆動力としてロールバイトに引き込まれる。この引き込まれる油量の指標として、ロールバイト入口部で鋼板とロールの間に形成される入口油膜厚さが用いられている。前述のように圧延油の供給方法は、圧延油の原液を供給するニート潤滑と水中に分散させたエマルションを供給するエマルション潤滑にわけられる。これまで、それぞれの場合における入口油膜厚さを算出する試みがなされてきた。

ニート潤滑における油膜厚さの算出については潤滑油を完全なニュートン流体と仮定して式(1.7.2.1)に示すレイノルズ方程式から求められる[34]。

$$Q = \frac{U_0 + U_1}{2} t - \frac{t^3}{12\eta} \cdot \frac{dp}{dx} \quad \dots (1.7.2.1)$$

Q: 単位幅あたりの流量 U_0 : ロール周速 U_1 : 材料入口速度
t: 油膜厚さ η : 油の粘度 χ : 材料表面に沿った軸 P: 圧力

水野らは、潤滑油の粘度には温度依存性がなく、ロールバイト入口でロールと鋼板によって形成されるくさび部では均一な厚さを持った油膜が存在し、さらにロールと材料はなめらかであるという仮定の下で、レイノルズ方程式より入口油膜厚さ t_1 を式(1.7.2.2)のように算出している[34]。

$$t_1 = \frac{3\eta(U_0 + U_1)}{\theta p_1} \times \frac{l^{\alpha p_1}}{e^{\alpha p_1} - 1} \times \alpha p_1 \quad \dots (1.7.2.2)$$

η : 油の粘度, U_0 : ロール周速, U_1 : 材料入口速度, θ : かみ込み角, p_1 : 入口部圧延圧力, α : 粘度の圧力係数
l: 接触弧長

この式を粘度の圧力依存性を考慮せずに簡易化した式(1.7.2.3)を平均油膜厚さ当量 t_d としている。この式はロールバイト内に持ち込まれる油量の評価パラメータとして広く用いられてきた。

$$t_d = \frac{\eta(U_0 + U_1)}{\theta p_1} \quad \dots (1.7.2.3)$$

さらに、水野は平均油膜厚さ当量と摩擦係数の関係について圧延実験により調査し、平均油膜厚さ当量が大きくなるほど摩擦係数は小さくなるという結果が得られたと報告している。そして、平均油膜厚さ当量を用いて粘度やかみ込み角の変化が摩擦係数に与える影響を定性的に把握すること

が可能になったと水野らは述べている。

この水野の平均油膜厚さ当量の算出にあたっては、圧延油の粘度に温度依存性がないと仮定されていた。これに対して、Dow らは、圧延油の粘度の圧力依存性だけでなく温度依存性をも考慮して入口油膜厚さを求めている[35]。式(1.7.2.4)に示す粘度式を、式(1.7.2.5)に示すエネルギー式や式(1.7.2.1)に示すレイノルズ方程式と連立した数値解析より、熱的効果を考慮した油膜厚さを式(1.7.2.6)のように算出している。

$$\text{粘度式 } \eta = \eta_0 e^{(\gamma p - \delta T)} \quad \dots (1.7.2.4)$$

$$\text{エネルギー式 } K \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \eta \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 = 0 \quad \dots (1.7.2.5)$$

$$\text{油膜厚さ } t = \frac{3\eta_0 \gamma (U_0 + U_1)}{1 - e^{-\gamma(p_1 - s)}} \sqrt{\frac{a}{R y_1}} \quad \dots (1.7.2.6)$$

η : 油の粘度 U_0 : ロール周速 U_1 : 材料入口速度 γ : 圧力定数 p_1 : 材料の二次元降伏応力

a : ロール半径 s : 後方張力 R : 圧下量 y_1 : 初期圧延材厚さ T : 温度

Dow らは、入口油膜厚さと圧延速度の関係において、粘度に対する温度の影響を考慮することによって入口油膜厚さの値は小さくなり、圧延速度の上昇に対して入口油膜厚さが一定となることを示している。小豆島らは、圧延材上にある一定の体積で油滴を滴下し、圧延後に潤滑油が広がった部分の面積と油滴の元の体積から平均油膜厚さを算出する滴下法を用いることで実験的に油膜厚さを測定している[36]。そして、圧延実験から得られた平均油膜厚さと、Dow らと同様に潤滑油粘度の温度依存性を考慮してレイノルズ方程式から算出した油膜厚さの計算値とを比較しており、油膜厚さの圧力依存性について実験値と計算値は良く一致したと報告している。また、小豆島らは、Patir らによる表面粗さを考慮に入れたレイノルズ方程式[37]を用いた入口油膜厚さの計算と、前記の実験的に測定した油膜厚さ[36]を比較している[38]。その結果、圧延速度が大きく粘度係数が小さい場合には比較的よい一致がみられたと報告している。一方で、圧延速度が低下するほど計算値と実験値の差が大きくなっていることに関して、合成粗さの半分が入口油膜厚さの計算の限界であり、この限界以下の入口油膜厚さが計算されたとしても実際にはその値以上の油膜厚さが存在していると考えられるべきであると述べている。

エマルション潤滑において、潤滑油がロールバイトに引き込まれるメカニズムはニート油と異なると考えられている。圧延材やロールに吹き付けられたエマルションのうち、プレートアウトした油分の上にエマルションがくさび効果によりロールバイトへと引き込まれるときに、ワークロールと鋼板間でのエマルションに対する圧力が高まって O/W エマルションから W/O エマルションへの相転換が起こり、水が排除されて油のみがロールバイトに引き込まれる動的濃化が生じることが報告されている[39]。しかし、エマルション潤滑の入口油膜厚さに対しては、エマルション中の油滴が

鋼板表面に衝突することで形成された油膜が周囲のエマルションに再乳化する現象や、鋼板表面に対する油滴の衝突確率といった影響因子が複数ある。このため、ニート潤滑のように実験的に油膜厚さを測定することが難しい。このため、ボールオンディスク試験機や円筒試験機と CCD カメラや赤外発光装置などと組み合わせて弾性流体潤滑 (Elasto-Hydrodynamic Lubrication: EHL) 状態での油膜厚さの実験値が導出されている。

浜口らは、ニート潤滑及びエマルション潤滑により、ガラスディスクと鋼製のボールによるボールオンディスク試験を行い、光干渉法によって EHL 状態の接触面における油膜厚さを測定している。ニート油とエマルションの違いによらず膜厚が変わらないという実験結果より、EHL 接触部の入口域において水が排除されて油が接触面に導入されて EHL 膜を形成すると報告している。木村らは回転する 2 円筒間の油膜厚さを、油膜に対する X 線の透過強度から実験的に測定している[40]。また、エマルション潤滑油の粘度から想定される油膜厚さよりも実際の油膜厚さは大きいという従来からの知見から、木村らはエマルションを粘度のようなバルクの性質であらわされる連続流体として扱うのは適切でないとして、水の濃度を無視して油の濃度が 100%となる点での油膜厚さを入口油膜厚さとするスターブ潤滑理論を提案した。この理論を用いて EHL における油膜厚さの理論値を算出し、X 線透過法によって測定した実験値との比較した結果、これらの理論値と実験値で良い一致がみられたと報告している。このスターブ潤滑理論では、ロールバイト入側に近づくにしたがって、ワークロールと被圧延材の 2 面の距離が徐々に近づいてエマルション中の油滴の粒径と等しくなった段階で、油滴が 2 面間にトラップされ、さらに 2 面間距離が短くなり水が排除されて油の濃度が 100%になった時点で油膜に圧力がかかり、2 面間の荷重を支えるという考えに基づいている。このスターブ潤滑理論は、Wilson らによっても動的濃化理論としてまとめられている[39][41]。エマルションの流量や濃度が高く、2 面の入側で供給される油量が、ロールバイトへの引込み可能な流量よりも多くなっても引き込まれないとされ、2 面間のすべり速度が高速となり、引込み可能な流量が大きくなっても、油のほうが水よりも粘性が高く、油が水を容易に排除するために、2 面間への水の引込みは生じないとされる。そして、スターブ潤滑は、圧延潤滑においても生じることが前提とされており、エマルション潤滑時のロールバイト内部では水は排除されて油のみが存在すると考えられている。

中西らは、有機金属をトレーサとして潤滑油に混合し濃度の異なるエマルションを作成して圧延実験を行い、ロールと板に付着した有機金属の量から板に付着する油量の分配率を算出し、板上の油膜厚さに分配比の逆数をかけた値を入口油膜厚さの実測値として求めている[42]。圧延速度に対する入口油膜厚さの実測値をプロットした際に、エマルションの潤滑油濃度が入口油膜厚さに与える影響について、低速域ではその差が小さく高速域では差が大きくなることを示している。これは低速時にはエマルションがロールバイトに引き込まれるまでの時間が長いことなどの条件でもプレートアウト量が導入油量よりも十分多くなり油滴引込み効果が減少し、高速時にはその逆の現象が起きるためと推測している。

また、ニート潤滑時と同様に、冷間圧延でのロールバイト入口部におけるエマルジョン油膜厚さの算出もおこなわれている。小豆島らは、エマルジョン中の圧延油滴の粒径と、油滴が鋼板へ付着する確率を初期条件としてエマルジョン潤滑における入口油膜厚さの計算を行い、その計算結果と実験結果を比較して、エマルジョン潤滑における入口油膜厚さの計算が可能となったとしている[43]。

以上に示した先行研究では、入口油膜厚さについて実験及び計算の両面から評価がおこなわれていることが明らかになった。

1.7.3 ロールバイト内部での潤滑性評価

ロールバイト内部は、圧下に伴って材料が圧延方向に延伸して反応性が高い新生面が生成し、それぞれ表面粗さを有するワークロールと材料表面の間に様々な厚さの圧延油の油膜が存在し、さらに材料の塑性変形とともに油膜の分布状態も変化する非常に複雑な環境であると考えられる。圧延中にこの油膜が破れてワークロールと材料が金属接触してしまうと焼付きが起り、圧延後の材料表面の品質を低下させる。また、粘度が高い圧延油を用いると1.7.2節で示したようにロールバイトへの導入油量は増加して、ロールバイト内部の油膜厚さも厚くなる。しかし、圧延油がロールバイト内で封じ込められて生成する凹み状の表面欠陥であるオイルピットが発生しやすくなり表面光沢に影響を及ぼす[41][42]。ロールバイト内部で生じる現象が、圧延荷重や鋼板の表面性状に大きく影響する。

ワークロールと鋼板の間の摩擦応力はロールバイト内部で生じる。このため、圧延機の入側で鋼板やロールに対して供給された圧延油がロールバイト内部で示す挙動が圧延中の摩擦係数そのものに影響する。ロールバイトでは、鋼板やロール表面に存在する粗さによって、比較的油膜厚さの薄い領域と厚い領域とが混在し、この油膜の厚さ h と二乗平均粗さ R_q の関係によって、境界潤滑領域 ($h \ll R_q$)、混合潤滑領域 ($h = R_q$)、流体潤滑領域 ($h \gg R_q$) と分類されている。一般的には圧延における潤滑状態は、境界潤滑領域と流体潤滑領域が混在している混合潤滑状態であると考えられている[46][47]。混合潤滑状態の概念図を Fig. 1.7.3.1 に示す。一般的に混合潤滑状態における平均摩擦係数 μ_m は以下の式(1.7.3.1)で表される[48]。

$$\mu_m = \alpha\mu_b + (1 - \alpha)\mu_f \quad \dots(1.7.3.1)$$

ここで、 μ_b は境界潤滑領域の摩擦係数、 μ_f は流体潤滑領域の摩擦係数、 α がロールバイトにおける境界潤滑領域の面積割合（接触率）である。境界潤滑領域の摩擦係数は流体潤滑領域の摩擦係数に比べて10倍から100倍高く、 $\mu_b \gg \mu_f$ とすると μ_m は式(1.7.3.2)で近似される[49]。

$$\mu_m \cong \alpha\mu_b \quad \dots(1.7.3.2)$$

したがって、圧延時の摩擦係数には境界潤滑領域の割合（逆にいえば流体潤滑領域の割合）と境界潤滑領域の摩擦係数が影響する。そこで、以下では流体潤滑領域と境界潤滑領域に関する先行研究についてそれぞれ述べる。

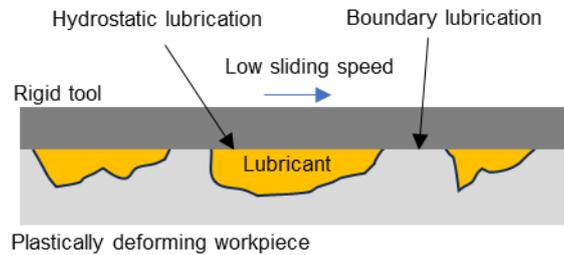


Fig. 1.7.3.1 混合潤滑状態

1.7.3.1 流体潤滑領域

流体潤滑領域は、工具と被加工材など相対する 2 面の間でその表面粗さ以上の十分な油膜厚さが存在して直接的な接触がなく、2 面間の荷重は油膜によって支えられている。ロールバイトにおける流体潤滑領域はワークロールと鋼板の間で閉じ込められた圧延油の存在する領域である。この領域では鋼板表面が自由変形して深さ $0.5\sim 1\ \mu\text{m}$ 程度のオイルピットが形成されることが報告されており、圧延後の鋼板表面におけるオイルピットの形態の評価と圧延潤滑性との関連について評価されている[45][50]。大貫らは、ロールバイト内に取り込まれた圧延油によって圧延材表面に生じたくぼみであるオイルピットの形態を分類し、オイルピットの形成とその形状には圧延材の多結晶組織や潤滑油の固体化の有無が大きく作用しているとし、オイルピットは潤滑状態の評価手段として有効であると述べている[45]。松原らは、鏡面研磨をしたワークロールを用いて SUS316 の切り板を用いた冷間圧延試験をおこない、圧延後の鋼板表面をレーザー顕微鏡で観察することでオイルピットの定量的な測定をおこなっている。この試験ではワークロールに塗油をしたのちに圧延をおこない、この塗油量とともにオイルピット体積が増加している[50]。また、このオイルピットの面積率と摩擦係数には関係があることが報告されている[51]。

オイルピットを介して流体潤滑領域を評価すること以外にも、圧延油そのものの分布状態の評価も試みられている。小豆島らは、潤滑油に混合した蛍光物質をプローブとして用いて、油膜の面内分布及び厚み分布の定量的な測定を試みた実験をおこなっている[52]。粘度が異なるパラフィン系の鉱油に蛍光染料（チオフェン系有機化合物）を 2wt% 添加して冷間圧延を行い、圧延後に潤滑油が付着した板材表面上に UV 光を照射して蛍光顕微鏡で撮影している。その結果、潤滑油が付着して明るく発光している領域と、潤滑油が非常に薄い状態で付着して暗くなっている領域にわかれていることが明らかになったとしている。そして、潤滑油粘度や圧延速度が増加するほど明るい領域が増加し、その逆の場合には発光色が退色していることから、圧延速度が増加するロールバイト入側か

ら出側に向かって潤滑油は局在化してオイルピットを形成すると考察している。また、中西らは、有機金属をトレーサとして所定の濃度で圧延油に添加し、圧延後の鋼板から表面に残存した圧延油を抽出して含まれる有機金属の量から、ロールバイト内部における平均油膜厚さを求めている[42]。

上記の先行研究はいずれも鋼やステンレスを被加工材としていたが、よりアルミニウムやはんだなどの鋼よりも軟質な金属材料を被加工材に用いて、ワークロールに作用する荷重を低くすることで表面に観察窓を設けた中空ロール[53]や、可視光を透過するポリカーボネート製のロール[54]の使用を可能にして、ロールを介してロールバイトを観察した事例もある。池らは、中空ロール表面に観察窓を設けて CCD カメラで界面を撮影できるようにしてアルミニウムの圧延をおこなっており、ロールバイトの観察からオイルピットの形成状態が圧延油の粘度によって変化することを報告している[53]。一方で、圧延中の接触面圧やせん断応力に耐える観察窓の材質の選定や鮮明な画像が得られにくい点について課題があるとも述べている。また、宇都宮らは、固定した 1 本のワークロールの周りを、被加工材を挟んでもう 1 本のワークロールが回転する「天動説型圧延機」を製作し、ポリカーボネート製のワークロール内を CCD カメラで撮影できるようにして、ワークロールと被圧延材（はんだ）の界面の観察をおこなっている[54]。

圧延に限らず金属材料の塑性加工において、工具と被加工材表面に潤滑油が閉じ込められて油だまりが形成され、塑性変形に伴いこの油だまりから潤滑油が浸出するマイクロ塑性流体潤滑現象が報告されている[55][56][57]。水野らは、上下の鋼製の研磨定盤で銅板を圧縮し、上側の研磨定盤を動かすことで銅板にすべり速度を与えてせん断応力を計測した。さらに、すべり面の表面についても電子顕微鏡で撮影をしている。その結果、2 面間のすべり速度が増大するにしたがってせん断応力も増大するが、このすべり速度が一定の値を超えるとその増加速度が小さくなったと報告している。鋼板表面に見られるオイルピットについても、すべり速度が低速の場合（0.19 mm/s）に比べて、高速の場合（19 mm/s）にはオイルピットの大きさはより小さくなり数も多くなったと報告している。これらの結果より水野らは、2 面間のすべり速度が一定以上の値となると、塑性変形する材料表面の凹部にトラップされた潤滑油が凹部周辺の接触領域に浸出して流体潤滑作用をすると考察し、マイクロ塑性流体潤滑を提唱した[58]。すべり速度に応じて生じるマイクロ塑性流体潤滑について概念図を示す。

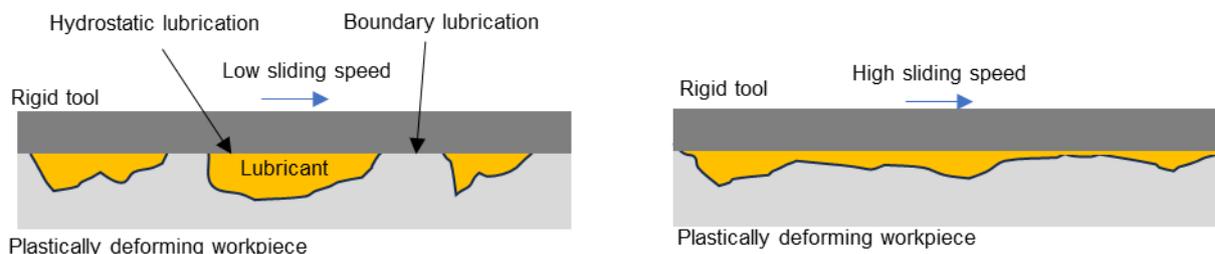


Fig. 1.7.3.2 Schematic image of micro-plasto-hydrodynamic-lubrication

小豆島らは、引抜き加工中における材料-工具界面に存在する潤滑油の挙動について実験的に観測を行っている。ビッカース圧痕状のくさび型凹部をつけた厚さ 1 mm のアルミニウム焼きなまし材に対して水晶製のダイで引抜き加工を行い、CCD カメラで材料-工具接触域内の接触域内の様子を直接観察している。その結果、材料表面凹部に潤滑油が十分にトラップされていない場合には、塑性加工に伴って凹部は著しく縮小したと報告している。また、十分に潤滑油が存在する場合には、凹部の形状変化はわずかであり、潤滑油は凹部周辺に浸出することを確認している[56]。これらの結果は、引抜き加工中にマイクロ塑性流体潤滑が発生していることを実験的に示すものである。また、Bech らは、小豆島らと同様に引抜き加工中のオイルピットの観察をおこない、より詳細に潤滑油の粘度やすべり速度などの影響を評価している[55]。そして、材料表面のオイルピットから潤滑油が浸み出して流体潤滑領域が広がるマイクロ塑性流体潤滑の発生時に、潤滑油の浸み出し部ではすべり方向に垂直な向きに深さ約 1-2 μm のしわ状のへこみが観察されたと報告している。マイクロプールに対する工具の相対速度と同方向に潤滑油が浸出する現象を **Micro-Plasto-Hydro-Dynamic-Lubrication (MPHDL)**、くぼみ内の潤滑油に対する静水圧が工具と被加工材間の圧力を超えた際にマイクロプールから潤滑油が浸出する現象を **Micro-Plasto-HydroStatic-Lubrication (MPHSL)** と定義している。宇都宮らは先に述べた「天動説型圧延機」によって、圧痕を付与したはんだを圧延し、圧痕に封入された潤滑油の挙動を観察している。そして、圧痕内の潤滑油の静水圧が増加して圧痕の周囲に潤滑油が浸出する MPHSL を観察したと述べている[54]。

以上の先行研究をまとめると、鋼製のロールによって鋼板が噛み込まれたロールバイト内部の圧延油の挙動を直接測定することは困難であるため、圧延後の鋼板表面のオイルピットからロールバイト内部の流体潤滑領域の割合を推定することがおこなわれている。また、トレーサを添加した圧延油を用いて圧延することで、圧延後の鋼板表面における圧延油の分布状態の観察や平均油膜厚さの推定がおこなわれている。摩擦面の直接観察の取り組みも複数あり、可視光を通す水晶製のダイやポリカーボネート製ロールを使用して、工具と材料界面に閉じ込められた圧延油が、工具と材料のすべり速度や静水圧によって周囲に浸出するマイクロ塑性流体潤滑が生じていること確認されている。ただし、これらの試験の被加工材は、鋼よりも軟質なはんだやアルミニウムであり、鋼の冷間圧延時に比べて面圧が低く、鋼の冷間圧延時に生じる現象と異なる可能性がある。

1.7.3.2 境界潤滑領域

工具と材料の 2 面間において、これらの間に作用する荷重を支えられるほど十分な油膜厚がない領域が境界潤滑領域である。この境界潤滑領域では、脂肪酸や脂肪酸エステルなどの油性剤分子が材料表面に吸着して形成した被膜（吸着膜）と、部分的に吸着膜が破断して工具と材料が金属凝着した領域とが存在すると考えられている。油性剤の鋼への吸着の形態には、油性剤分子と鋼との間

に作用するファンデルワールス力によって吸着する物理吸着と、油性剤分子と鋼中の鉄原子とが反応することで吸着する化学吸着の2つがある。

また、塑性加工前の鋼表面には、大気中の酸素と鉄が反応することで形成された薄い表面酸化物が存在する。塑性加工時に工具から受けるせん断応力によって、表面酸化物は鋼表面から除去されて、不対電子をもつ鉄原子を含む新生面が露出する。新生面は、ステップやキックなどの構造欠陥を含んでおり、化学的に活性で潤滑油との反応も起こりやすい[59][60][61]。

鋼表面で油性剤が示す潤滑効果については、ボールオンディスク試験などの摩擦試験によって調べられており、鋼表面と油性剤との相互作用のメカニズムについていくつかモデルが提案されている。鋼表面に存在する水酸化鉄の水素と油性剤のカルボニルの酸素原子、あるいは鋼表面の酸化鉄の酸素原子と油性剤のカルボン酸の水素とが水素結合を形成して脱水縮合することで、油性剤が鋼表面に化学吸着膜を形成するというモデルが提唱されている[62]。また、新生面においては、摩擦中の金属表面からは低エネルギーの電子が放出されるとして NIRAM (Negative-Ion-Radical Action Mechanism) モデルが Kajdas によって提案されている。この NIRAM モデルでは、摩擦面では油性剤分子中のカルボン酸 (RCOOH) の水酸基から水素原子を切断し、カルボン酸アニオン (RCOO⁻) を生成し、このアニオンが鋼表面の鉄原子と結合してカルボン酸による被膜が鋼表面に形成されるとしている[63]。

油性剤の示す潤滑性と油性剤の分子構造の関係についても調べられている。たとえば、Jahanmir は油性剤が摩擦低減効果を示すには炭素鎖長は 8 以上であることが必要であり、かつ炭素鎖長がより長い油性剤のほうが高い摩擦低減効果を示すことを報告している[64]。また、Loehle らは、分子内二重結合による炭素骨格の折れ曲がった構造をもつ不飽和脂肪酸は、直鎖の飽和脂肪酸に比べて吸着膜の密度が低く摩擦低減効果で劣ることを報告している[65]。一方で、不飽和脂肪酸は飽和脂肪酸に比べて拡散定数が大きく、不飽和脂肪酸と飽和脂肪酸を同時に油性剤として用いた場合には、鋼板表面に不飽和脂肪酸が優先的に吸着してしまい、飽和脂肪酸のみを油性剤として用いた条件よりも摩擦係数が高くなることを示している。

また、同一の油性剤を用いた場合でも、被加工材の組成によってその潤滑性が異なることが報告されている。村上らは鉄及び珪化鉄 (FeSi₂) のディスクとシリコンカーバイド (SiC) の工具球を用いてエタノールを潤滑剤としたボールオンディスク試験をおこない、被加工材として鉄と珪化鉄を比較した場合に、珪化鉄において摩擦係数がより低くなること、その理由としてエタノールと珪化鉄が反応して表面に生じたシリコンアルコキシドが摩擦を下げている可能性があることを報告している[66]。そして、上記のボールオンディスク試験機などの摩擦試験だけでなく、圧延試験によっても圧延油の構成成分と圧延潤滑性の関係の評価することがおこなわれている。McConnell らはエステルなどの油性剤が含まれた切削油とその基油のみを用いて圧下率を 10%と 50%の 2 水準で圧延試験をおこなっている。そして、圧下率が高い条件では、油性剤を有する切削油を用いた場合には、基

油のみを用いた場合に比べて、圧延時の摩擦係数が低く圧延潤滑性に優れることを示している[67]。

これらの先行研究より、以下の内容が明らかとなった。

圧延油に含まれる油性剤の有無によって圧延時の摩擦係数が変化していることから、油性剤がロールバイトにおける境界潤滑領域の摩擦係数を低減する。ボールオンディスク試験により、油性剤の構造や鋼に含まれる合金元素が油性剤の発揮する潤滑性に影響するという結果が示されていた。

1.7.4 先行研究のまとめ

本章では、圧延機の入側でロールや鋼板に供給された圧延油がロールバイト内に引き込まれて潤滑効果を発揮する過程にしたがって、①エマルジョン潤滑油の油分がロールや鋼板に付着するプレートアウト現象、②潤滑油がロールバイト内に引き込まれる際の入口油膜厚さに関する現象、③引き込まれた潤滑油がロールと材料との間の摩擦界面において潤滑効果を発揮する現象にわけて先行研究を整理した。

プレートアウト現象に関して、濃度や粒径がプレートアウト性に与える影響について実験的に評価されており、高濃度、大粒径のエマルジョンを用いることで、プレートアウト量は増加し、一定程度まで圧延潤滑性を向上することが可能であることが報告されている。入口油膜厚さについてはレイノルズ方程式を解いて求めることが可能であり、圧延条件の違いによる導入油量の多寡を定性的に比較する指標として活用できることが示されている。また、エマルジョン潤滑時には、ワークロールと鋼板の間の圧力によって水が排除されて圧延油のみがロールバイトに引き込まれることが実験的に示されている。

圧延油が引き込まれたロールバイト内部では、流体潤滑領域と境界潤滑領域が混在する混合潤滑状態であると考えられている。そして、ワークロールに観察用の窓を設けたり、可視光を通す材料で製作したワークロールを用いたりすることで、流体潤滑領域の面積率はマイクロ塑性流体潤滑によってロールバイト内部で変化している可能性が示されている。一方、境界潤滑領域では、油性剤の構造や被加工材の種類によって境界潤滑状態下の摩擦係数が変化することがボールオンディスク試験などの摩擦試験によって示され、圧延試験においても油性剤の有無が摩擦係数に影響することが報告されている。

1.8 高張力鋼の冷間圧延潤滑における課題

1.2節で述べたように、高張力鋼の高強度化やサイズ拡大のニーズへの対応が求められており、冷間圧延では圧延荷重の低減が必要である。この圧延荷重の低減には圧延潤滑技術を活用したワークロールと鋼板間の摩擦係数の低減が有効である。先行研究では高濃度、大粒径のエマルジョンを用いたり圧延油の供給量を増やしたりすることで摩擦係数の低減を図れることが示されていた。しかし、高張力鋼圧延時には普通鋼に比べて、ワークロール・材料間でのスリップと呼ばれる現象が発

生じやすく、特に板厚を薄くするために圧下率を高くするとこのスリップはより生じやすいことが報告されている[68][69]。スリップとは、ワークロールの周速度 (V_R) が圧延機出側の板速度 (V_0) よりも大きくなり先進率 ($fs = (V_0 - V_R)/V_R$) の値が負となり、ワークロールと材料が全面すべりとなる圧延時の異常状態を指す[70]。このスリップが圧延中に生じると、鋼板表面に疵がついたり、圧延機の入側及び出側鋼板速度や鋼板に対する張力が不安定となり、板厚変動につながったりするため、操業においては回避したい現象である。このスリップはワークロール・鋼板間の摩擦係数が低いことが原因とされている[70]。高張力鋼の冷間圧延時にスリップが生じやすいことについて、岡本らは一般材と 590 MPa 級高張力鋼を供試材として圧下率を変化させた圧延試験をおこない、圧下率を増加させて、スリップが発生し始める限界圧下率を調べている[68]。その結果、普通鋼に比べて高張力鋼のほうが限界圧下率は低い、すなわち同じ圧下率であれば高張力鋼のほうがスリップしやすいことを報告している。また、Laugier らは、実機圧延機において 800MPa 級以上の高張力鋼圧延時の実機操業データから摩擦係数を逆算し、高張力鋼圧延時には圧下率が大きい場合に摩擦係数が低くなることを報告している[69]。しかし、高張力鋼圧延時に普通鋼圧延時よりもスリップが生じやすい原因については明らかになっていない。

また、圧下率が高い場合にスリップが生じやすいという現象に関しても明らかになっていない。一般的には、圧下率が大きくなるほど、ワークロールと材料の間の接触角は増加する。水野が示した平均油膜厚さ当量の式[34]によると、ワークロールと材料の間のすべり速度によってロールバイト内に引き込まれる油量は接触角に反比例する。したがって、高張力鋼と普通鋼のいずれが被圧延材の場合にも、圧下率が高くなるほどロールバイト内に引き込まれる油量は少なくなり先進率は増加してスリップしづらくなると考えられる。また、圧下率が増加するとワークロールと鋼板の接触長さ（接触弧長）も長くなるため、ロールバイト内部に存在する油膜厚の平均は圧下率が低い場合に比べて小さくなる。これは、圧下率が増加した場合にスリップが発生しやすくなるという現象と矛盾する。

今後も薄手化・高強度化およびサイズ拡大（幅広化）が進むことが見込まれる高張力鋼の冷間圧延では、摩擦係数を精緻に制御することで圧延荷重低減効果を最大限享受しつつスリップを生じさせずに安定圧延を可能にする圧延潤滑技術が求められている。このような技術の確立にあたって、高張力鋼圧延時に普通鋼圧延時よりもスリップが生じやすく、この傾向は圧下率が高い場合に顕著となる原因について明らかにすることは有用である。

1.9 本研究の目的と構成

圧延潤滑技術は荷重低減や安定圧延の実現のために重要な技術であり、圧延潤滑性を向上させることを目的として、ロールバイト内部への導入油量に影響するプレートアウト性に関する研究がこれまで多くおこなわれてきた。また、摩擦力が生じるロールバイト内での圧延油の挙動についても

引抜き試験や、鋼よりも軟質なアルミやはんだの圧延試験を通して評価がおこなわれている。

しかし、これらの先行研究では、鋼を被圧延材とした場合のロールバイト内部における圧延油の挙動について十分に明らかにされていない。したがって、圧下率などの圧延条件、被圧延材の種類（高張力鋼・普通鋼）とロールバイト内部での圧延油の挙動や、この圧延油の挙動の圧延潤滑性に対する影響についても評価されていない。また、被加工材の組成が影響することが報告されている境界潤滑領域の摩擦係数に関して、高張力鋼と普通鋼との違いは明らかになっていない。このため、高張力鋼の冷間圧延において普通鋼よりもスリップが生じやすいという原因も明らかになっていない。

本研究は、普通鋼圧延時に比べて高張力鋼圧延時にスリップが生じやすい原因について明らかにすることを目的として実施したものである。特に、高張力鋼及び普通鋼圧延時のロールバイト内部における流体潤滑領域の形態や境界潤滑領域の摩擦係数に着目してこれらを比較する。先の 1.2 節で述べたように、自動車の衝突安全性と軽量化の両立を実現する上で、高張力鋼への需要は増えており、さらなる高強度化と薄手化が要求されている。このニーズに対して、設備投資を抑えて既設の設備をそのまま用いて対応可能とするには、圧下率を従来の操業条件よりも高くする必要がある。そして、圧下率を高めた状態でも圧延荷重低減を目的とした低摩擦状態とスリップのない安定した圧延状態の両立を実現するためには、高張力鋼圧延時の普通鋼との潤滑状態の差異やその原因を明らかにし、得られた知見を実操業に反映させる必要がある。

本論文では以下の構成とする。

第 1 章は序論であり、本論文の背景と目的、圧延潤滑に関する先行研究について述べる。

第 2 章では、スリップ発生有無の判定指標となる先進率について、その変化に及ぼす圧下率および摩擦係数の影響を圧延試験と圧延理論計算の両面で体系的に調査した結果を示す。

第 3 章では、圧延時の摩擦係数に影響する因子である流体潤滑領域の形態について、高張力鋼及び普通鋼圧延時の差異の圧延試験による比較及び蛍光物質を活用して圧延後の鋼板表面の油膜分布を可視化により考察した結果を示す。

第 4 章では、圧延時の摩擦係数に影響する因子である境界潤滑領域の摩擦係数について、高張力鋼及び普通鋼を供試材とした際に各種油性剤が発揮する潤滑性の差異を圧延試験及び摩擦試験で比較し、高感度赤外反射吸収分光法や X 線光電子分光法による化学分析及び中性子反射率法による油性剤吸着膜厚の測定により考察した結果を示す。

第 5 章では本論文を総括する。

第2章 高張力鋼の基礎的な冷間圧延特性の評価

2.1 緒言

1.2 節で述べたように、自動車の低燃費化と衝突安全性向上への要求の高まりから、車体の軽量化

と強度確保の両立が可能な高張力鋼の適用が特にピラーやフロントサイドメンバーなどの内板において拡大している。高張力鋼の製造に関して、冷間圧延においては、生産性向上のための圧延速度の高速化だけではなく、後工程の歩留り向上のための幅広化と、軽量化のための薄手化が求められている。また、同時に高張力鋼はさらなる高強度化が志向されており、引張り強度で 1 GPa や 1.2 GPa 級の高張力鋼の圧延もおこなわれている[4][6]。しかし、高張力鋼の冷間圧延潤滑に関する報告は少なく、岡本ら[68]や Laugier ら[69]によって、高張力鋼圧延時に圧下率が大きい場合には摩擦係数が低減することや、スリップが発生し始める限界圧下率が普通鋼に比べて高張力鋼は低いことが報告されているが、その原因については明らかとなっていない。そして、Laugier らは実機の操作データを示しており、ロール径や圧延油供給量といった先進率に影響する因子を揃えた体系的な試験をおこなっているわけではない。また、普通鋼に対する先進率の比較評価もされていない。岡本らの実験も短冊状の鋼板の圧延試験（切り板試験）によるもので、高張力鋼と普通鋼の先進率の比較評価はおこなわれていない。このため、定常状態で鋼板を圧延するコイル圧延試験をおこない、普通鋼圧延時に対する高張力圧延時の圧下率に対する先進率の変化や摩擦係数について評価することが必要である。

そこで本章では、引張り強度 270 MPa 級の SPCC と引張り強度 980 MPa 級の JSC980YL をそれぞれ普通鋼と高張力鋼の供試材として、圧下率に対する先進率の変化についてコイル圧延試験によって検証し、先進率の変化に及ぼす摩擦係数影響を圧延理論計算と圧延試験の両面から考察をおこなった。

2.2 実験方法

普通鋼と高張力鋼の圧下率に対する先進率の変化を実験によって評価した。実験では Fig. 1.1.1 に示す 4 段小型コイル圧延機（ワークロール径:φ165 mm）を使用した。圧延条件を Table 2.1 に示す。供試材は普通鋼としての引張強さ 270 MPa 級の SPCC と、高張力鋼として引張強さ 980 MPa 級の JSC980YL の冷間圧延焼鈍材を用いた。鋼板との間の摩擦を下げてスリップを生じやすくさせるために、なるべく噛込み角が浅い薄手の材料で、かつ試験材としての入手と高圧下率での安定圧延試験が可能な 1.0 mm の SPCC と 1.4 mm の JSC980YL を用いた。供試油は、合成エステルを基油とする冷間圧延用の圧延油のエマルジョンを 60℃で作製して使用し、鋼板に対して上下に設置したノズルから合計で 4L/min の供給量でかけ捨てとするダイレクト潤滑とした。冷間圧延工程において、圧延油エマルジョンの濃度は一般に 1~3 vol%濃度で用いられることが多いが、本試験ではスリップを生じやすくさせるために 10 vol%濃度とした。ここで、エマルジョンがロールバイト入側に向けて供給されるようにノズルの角度を調整している。ワークロールは圧延試験前にエメリー紙を用いて研磨し、鋼板との間の摩擦を下げてスリップを生じやすくさせるためにワークロール表面粗度をタンデム圧延機での表面粗度よりもやや低い 0.2μmRa とする。圧延機入側張力と出側張力をそれぞれリバ

ース圧延機の実機と同程度の 98 MPa で一定に維持し、エマルションのプレートアウト時間を十分に確保しかつロールバイト入側の鋼板とワークロールの間で常にエマルションが滞留している状態として、圧延油の引込み量に対して供給量が不足することが無いように圧延速度を 5 m/min とする。圧下率は 5% から 40% まで変化させた。なお、先進率はワークロールに一定間隔 (L_1) でけがき線を記入し、圧延後の鋼板に転写されたけがき線の間隔 (L_2) を測定し演算 ($1-L_1/L_2$) することによって求めた。また、圧延トルクを上ワークロールスピンドルに設置したトルク計から測定した。

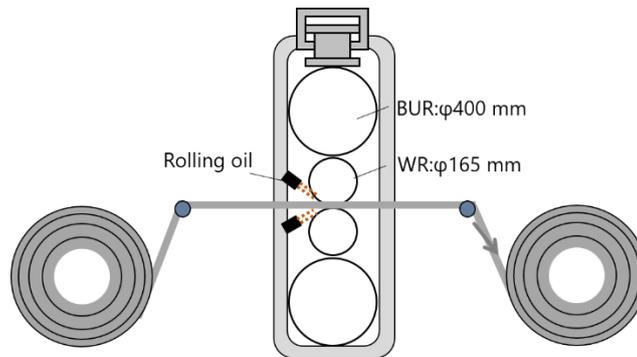


Fig. 2.2.1 Pilot scale rolling mill

Table 2.1 Experimental conditions.

Material	SPCC, JSC980YL
Thickness	SPCC:1.0 mm, JSC980YL: 1.4 mm
Width	100 mm
Reduction (r)	5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40%
Front tension (σ_f)	98 MPa
Back tension (σ_b)	98 MPa
Rolling speed	5 m/min
Roll roughness	0.2 μmRa
Work roll	$\phi 165 \text{ mm} \times 400 \text{ mm}$
Back up roll	$\phi 480 \text{ mm} \times 400 \text{ mm}$
Oil concentration	10 vol%

2.3 実験結果

圧下率に対する圧延荷重及び先進率の変化をそれぞれ Fig. 2.3.1 と Fig. 2.3.2 に示す。なお、供試材に SPCC と JSC980YL を用いた試験水準をそれぞれ SPCC、JSC980YL と呼称する。Fig. 2.3.1 より

SPCC 及び JSC980YL とともに圧下率の増加に伴って圧延荷重も増加した。Fig. 2.3.2 より、SPCC 及び JSC980YL とともに先進率は圧下率 10%程度でピークを持ち、圧下率の増加に対して先進率は減少した。また、先進率はいずれの圧下率でも JSC980YL の方が SPCC よりも低かった。ここで、圧下率 15%以上の条件で、SPCC と JSC980YL のいずれにおいても先進率が負となりワークロールと材料の間に全面すべり状態となったため、以下ではワークロールと材料の間の摩擦係数 μ は中立点がロールバイト内にあることを前提とする圧延理論式を介さずに、圧延荷重 P とトルク T 及びワークロール半径 R で与えられる式(2.3.1)によって求めた[71]。

$$\mu = \frac{T}{RP} \quad \dots (2.3.1)$$

次に、圧下率に対するトルクの変化を Fig. 2.3.3 に示す。圧延荷重と同様に SPCC 及び JSC980YL とともに圧下率の増加に対してトルクも単調に増加した。圧下率に対する摩擦係数の変化を Fig. 2.3.4 に示す。ここで、Fig. 2.3.2 に示す先進率が正の値となっていた SPCC の圧下率 5%及び 10%では式 2-1 にしたがって摩擦係数を求めることができないため、これらの条件の摩擦係数は省略した。Fig. 2.3.4 に示すとおり、圧下率の増加に対して摩擦係数は単調に増加した。白石らは、鋼板とワークロールの相対すべり速度 ΔV に対するワークロール速度 V_R の比を相対すべり速度比 $\Delta V/V_R$ と定義したときに、全面すべり状態では、ワークロールと鋼板の相対すべり速度比が大きくなる、すなわち先進率の絶対値が大きくなるほど摩擦係数は増加することを示し、その理由として相対すべり速度比の増加によりロールバイト内部の単位時間当たりの摩擦発熱量が増大して圧延潤滑性が悪化したためと考察している[71]。Fig. 2.3.2 に示すように、本試験で全面すべり状態となる圧下率 15%以上の条件では、JSC980YL は SPCC よりも先進率の絶対値が大きくワークロールと鋼板の相対すべり速度比も大きい。そのため、この白石らの考察のように、JSC980YL では SPCC よりもロールバイト内部の単位時間当たりの摩擦発熱量が増大したことで Fig. 2.3.4 での摩擦係数は高くなったと考えられる。

次に圧延後の鋼板表面の観察から圧下率と潤滑状態の関係について評価した。画像を Fig. 2.3.5 に示す。鋼板表面にはワークロール表面の研磨筋が転写されたと思われる圧延方向に平行な筋状の模様や、長径で 10~100 μm 程度の多数のくぼみがみられた。剣持らは、ワークロールと被圧延材の間に圧延油が封入されて生成するオイルピットについて観察し、本実験のワークロール表面粗度と同程度の 0.17 μmRa のワークロールが用いられた圧延試験後の鋼板表面では、数十 μm 程度のサイズのくぼみをオイルピットとして報告している[44]。これに基づいてこれらのくぼみをオイルピットであると推定した。

鋼板表面の状態を Fig. 2.3.5 において比較すると、SPCC と JSC980YL のいずれも圧下率 10%の時 (Fig. 2.3.5 (a), (b)) に比べて圧下率 40% (Fig. 2.3.5 (c), (d)) では、オイルピットのサイズは小さくなっており、ワークロール表面の研磨筋が転写されたと考えられる筋状の模様もよりはっきりしてい

るという定性的な傾向がみられる。この結果から、いずれの鋼種においても圧下率増加によってロールバイトへの導入油量が減少していると考えられる。

以上より、圧下率の増加によってロールバイトへの導入油量が減少していると考えられるにも関わらず、SPCCおよびJSC980YLのいずれでも先進率は減少していること、いずれの圧下率においてもJSC980YLはSPCCに比べて低い先進率となることが示された。そこで、この原因について考察した。

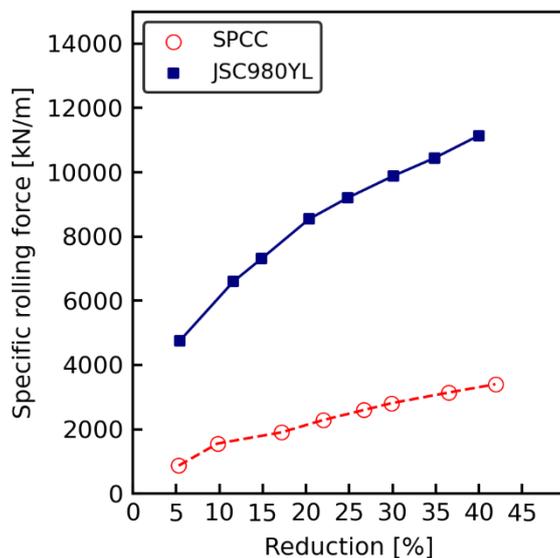


Fig. 2.3.1 Specific rolling force as a function of the reduction ratio.

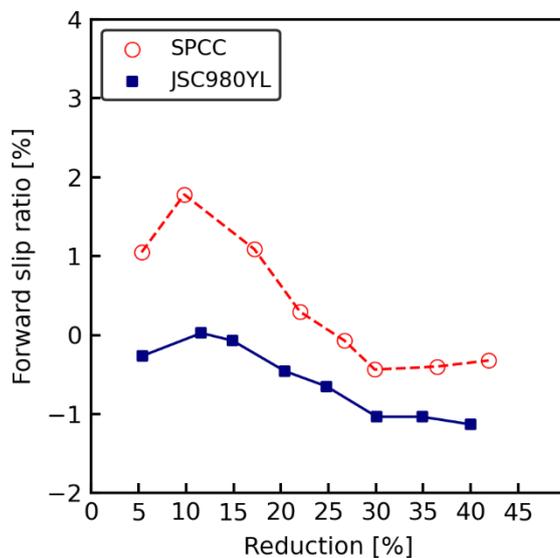


Fig. 2.3.2 Forward slip ratio as a function of the reduction ratio.

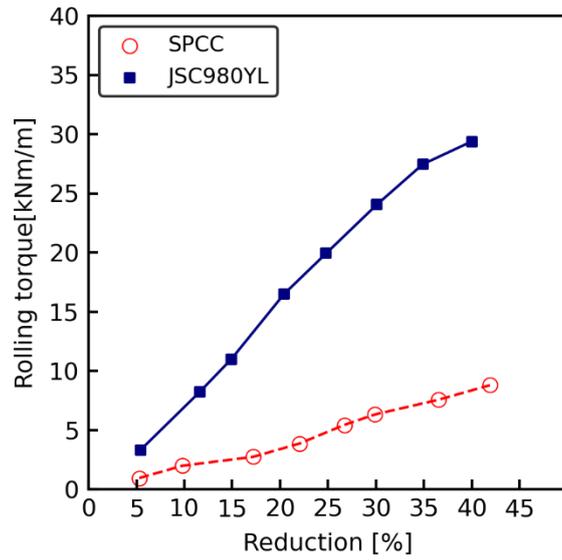


Fig. 2.3.3 Effect of reduction on rolling torque as a function of the reduction ratio.

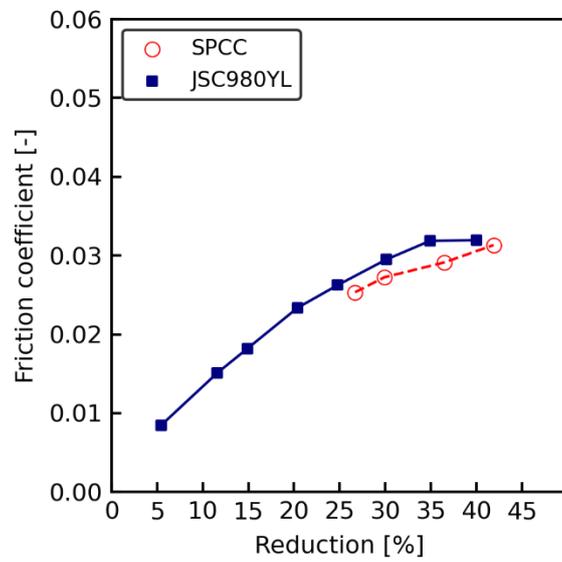


Fig. 2.3.4 Friction coefficient calculated by rolling force and torque.

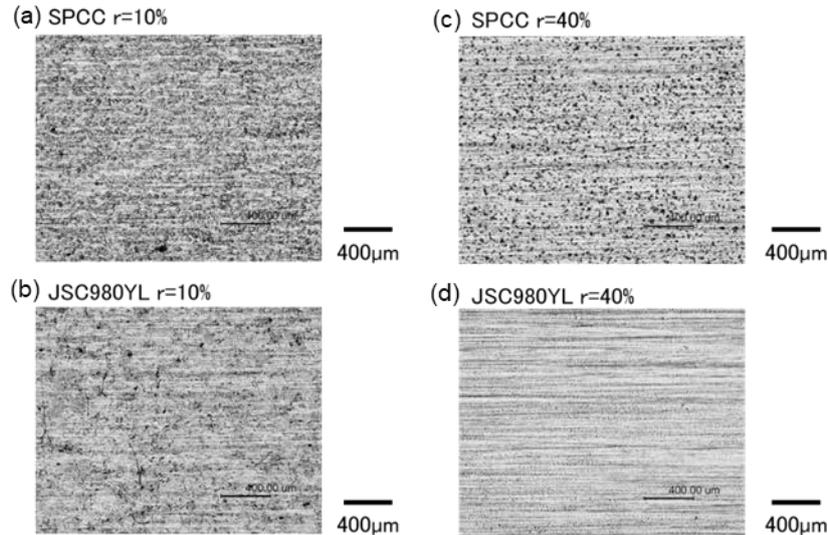


Fig. 2.3.5 Optical microscope image of strip surface after the rolling experiment.

2.4 考察

2.4.1 先進率の変化に及ぼす摩擦係数影響の圧延理論解析による評価

JSC980YL と SPCC とともに圧下率の増加に伴って Fig. 2.3.2 に示したように先進率が低下した原因について、非円弧形ロール偏平を考慮した圧延解析モデル[72]を使った数値計算によって検討した。この計算モデルでは Orowan のモデル[73]と Jortner のロール偏平モデル[74]をベースとしており、入出側張力を境界条件として、仮定した圧力分布をもとに円柱偏平の弾性理論解と圧延方向の力の釣り合い式を用いて圧力分布と板厚分布を求め、これらを交互に修正して収束計算する。ロールバイト出側での材料の弾性復元を考慮しているため、-0.5%程度の先進率負領域までの計算が可能である。このモデルを用いて圧下率を変化させた際の先進率の変化を求めた。

ロールバイト入側と出側の圧延圧力分布曲線の交点を中立点とすると、その位置は圧延圧力分布の傾きである摩擦係数によって変わることから、摩擦係数については低摩擦状態と高摩擦状態の 2 水準の設定を考え、それぞれ 0.04 と 0.08 の 2 水準とした。以後、それぞれ低摩擦条件及び高摩擦条件と呼称する。

計算に用いた圧延機のワークロール径、張力は Table 2.1 に示した実験条件と同じ値を用いた。被圧延材の流動応力は圧延引張試験によって求めた。普通鋼と高張力鋼の相当塑性ひずみに対する流動応力の変化を Fig. 2.4.1 に示す。この相当塑性ひずみ ε と流動応力 σ_y の関係を式(2.4.1)に示す Swift 則にしたがって近似した。なお、式(2.4.1)の ε_0 は初期ひずみ、 n はひずみ硬化指数、 a は定数である。

$$\sigma_y = a(\varepsilon + \varepsilon_0)^n \quad \dots (2.4.1)$$

また、圧延引張試験によって求めた SPCC と JSC980YL の初期ひずみ ε_0 、ひずみ硬化指数 n 、定数

a を Table 2.2 に示す。

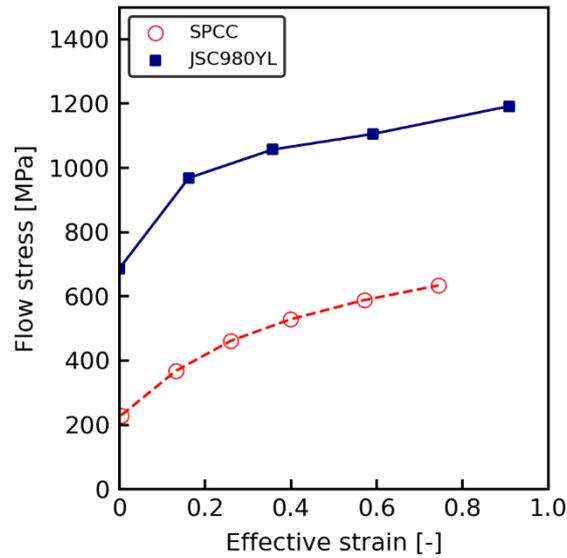


Fig. 2.4.1 Stress-strain curve from tensile test.

Table 2.2 Constants of the Swift law.

	a (MPa)	ϵ_0	n
SPCC	686	0.05	0.34
JSC980YL	1209	0.05	0.17

計算によって求めた圧下率と先進率の関係を Fig. 2.4.2 に示す。流動応力が SPCC 及び JSC980YL 相当のいずれにおいても、低摩擦条件では圧下率増大とともに先進率は減少する一方、高摩擦条件では圧下率の増加とともに先進率は単調に増加した。

一般に先進率とロールバイト出側からの中立点の距離には正の相関がある。そこで、圧下率に対する先進率の変化が摩擦係数によって変わる理由を明らかにするために、摩擦係数を 0.04 と 0.08 の 2 水準とした際の圧下率に対する圧延圧力分布の変化をもとに、摩擦係数の大小と圧下率の変化が中立点の位置に与える影響を調べた。JSC980YL 相当の応力-ひずみ関係を用いて求めた各条件の圧延圧力分布を Fig. 2.4.3 に示す。この圧延圧力分布の横軸はロールバイト出側を 0 とした際の圧延方向の位置を示している。摩擦係数が高いほど圧力分布曲線の傾きが大きくなる。そのため、摩擦係数が 0.08 の場合には中立点はロールバイト出側から遠ざかっている。逆に摩擦係数が低い場合には圧力分布曲線の傾きは小さく接触弧長も比較的短い。そのため、摩擦係数が 0.04 の場合には中立点はロールバイト出側に近づいている。続いて、この摩擦係数による中立点の挙動の変化について考察した。圧下率が増加すると出側板厚に対して入側板厚は相対的に大きくなるため、単位面積当た

りの張力が一定であれば入側張力は出側張力に対して相対的に増加する。そのため、この入側張力の相対的な増加に釣り合うように、ロールと被圧延材間に作用するせん断力も変化する。せん断力は摩擦係数と圧延圧力と後進域面積（後進域長さ×板幅）の積であり、圧下率によって変化する後進域の長さは摩擦係数に応じて決まる。すなわち、摩擦係数が大きければ、圧延圧力も大きくなるため、後進域の面積は相対的に小さくても力がつり合う。逆に、摩擦係数が小さければ、力がつり合うためには後進域は長くなる必要がある。今回の計算条件では、摩擦係数が 0.08 の場合には被圧延材にかかる力のつり合いの結果として圧下率の増加とともに後進域長さが短くなり先進率は増加する一方で、摩擦係数が 0.04 の場合には圧下率の増加とともに後進域長さが長くなることで力がつり合い、先進率は減少したと考えられる。

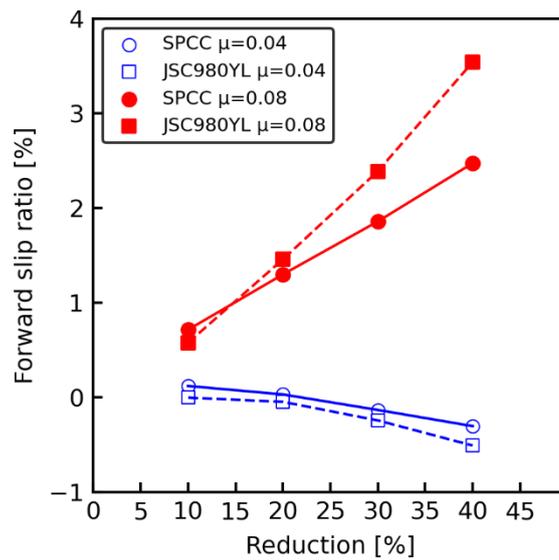


Fig. 2.4.2 Effect of friction coefficient on forward slip ratio.

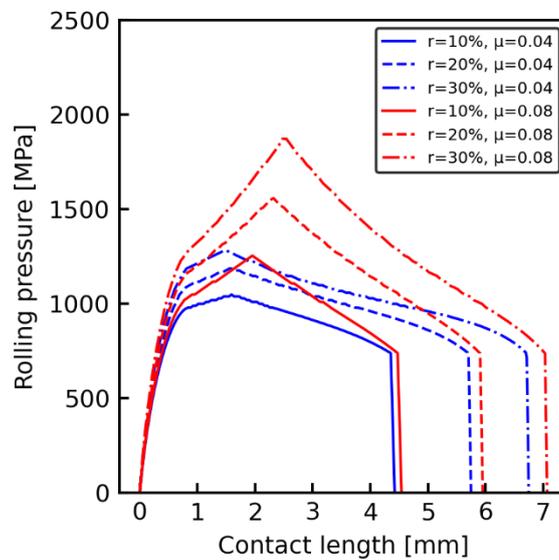


Fig. 2.4.3 Calculated rolling pressure for the two friction coefficient conditions: $\mu=0.04$ and 0.08 .

2.4.2 先進率変化に与える摩擦係数と压下率の影響の圧延試験による検証

前節の数値計算の結果から得られた压下率増加に対する先進率の変化に摩擦係数が与える影響について、2.2 節に示した試験と同じ圧延機を用いて実験的に検証した。圧延条件を Table 2.3 に示す。ロールと材料の摩擦状態を変化させることを狙ってワークロール表面粗度をエメリー紙で研磨することにより調整し、 $0.3\ \mu\text{mRa}$ と $0.6\ \mu\text{mRa}$ の 2 水準とした。合成エステルを基油とする冷間圧延用の圧延油は、通常使用される濃度と同等の 2 vol% エマルジョン濃度で使用し、上下ノズル合計で 4 L/min の供給量でダイレクト潤滑とした。供試材は上記の試験と同様に SPCC と JSC980YL を使用した。

压下率に対する圧延荷重の変化を Fig. 2.4.4 に示す。SPCC と JSC980YL のいずれも压下率の増加とともに荷重は増加した。また、ワークロール表面粗度が $0.6\ \mu\text{mRa}$ の条件の方が荷重は高い傾向がみられた。压下率に対する先進率の変化を Fig. 2.4.5 に示す。SPCC と JSC980YL のいずれにおいてもワークロール表面粗度は压下率に対する先進率の変化に影響を与えていた。すなわち、ワークロール表面粗度が $0.6\ \mu\text{mRa}$ の場合には压下率増大とともに先進率は増加し、ワークロール表面粗度が $0.3\ \mu\text{mRa}$ の場合には压下率が 30% まで増大するとともに先進率は減少した。この傾向は Fig. 2.4.2 で示した計算結果と一致しており、ワークロール表面粗度が $0.6\ \mu\text{mRa}$ の場合が Fig. 2.4.2 における摩擦係数 0.08 に相当し、 $0.3\ \mu\text{mRa}$ の場合が摩擦係数 0.04 に相当する結果となっている。また、粗度の条件によらず JSC980YL の方が先進率は低かった。ここで、Fig. 2.4.5 ではワークロール表面粗度が $0.3\ \mu\text{mRa}$ の場合において压下率 35% 以上では SPCC と JSC980YL のどちらも先進率は压下率に対して増加しており、Fig. 2.4.2 で示した計算結果と一致しない。ここで、Fig. 2.4.2 に示す数値計算で求めた压下率と先進率の関係からは、摩擦係数が 0.08 である高摩擦条件では压下率増加に従って先進率が増加している。この数値計算においては压下率による摩擦係数の変化の影響は考慮せず、摩擦係数は一定と仮定している。これらのことから、压下率が高くなることによる噛込み角度と接触弧長の増大によってロールバイト内部の油膜厚さが薄くなって潤滑状態が悪化したことが压下率 35% 以上での先進率の増加につながったと推定される。前記の非円弧形ロール偏平を考慮した圧延解析モデルにより圧延荷重と先進率から逆算した摩擦係数の压下率に対する変化を压下率に対する摩擦係数の変化を Fig. 2.4.6 に示す。ワークロール表面粗度が $0.6\ \mu\text{mRa}$ のほうが $0.3\ \mu\text{mRa}$ に比べて摩擦係数は高く、また、ワークロール表面粗度によらず高張力鋼のほうが普通鋼よりも摩擦係数は低かった。この結果から、2.4.1 節での計算において設定した摩擦係数と異なるものの、摩擦係数の大小により压下率増加に対する先進率挙動が変化することが確認できた。

Table 2.3 Experimental conditions of the rolling experiment.

Material	SPCC, JSC980YL
Thickness	SPCC:2.0 mm, JSC980YL: 2.0 mm
Width	100 mm
Reduction (r)	10, 15, 20, 25, 30, 35, 40%
Front tension (σ_f)	98 MPa
Back tension (σ_b)	98 MPa
Rolling speed	5 m/min
Roll roughness	0.3, 0.6 μmRa
Work roll	$\phi 165 \text{ mm} \times 400 \text{ mm}$
Back up roll	$\phi 480 \text{ mm} \times 400 \text{ mm}$
Oil concentration	2 vol%

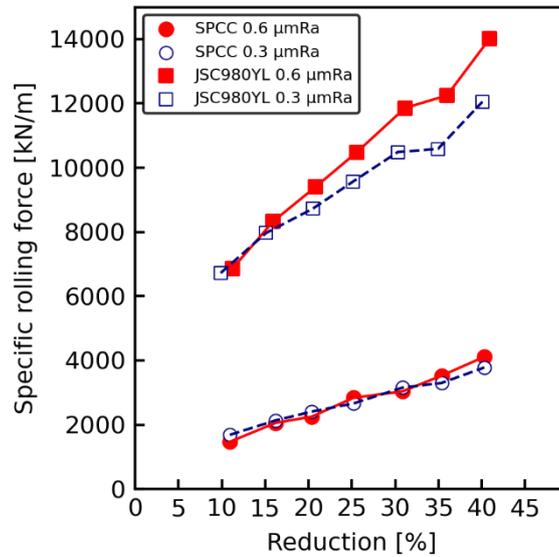


Fig. 2.4.4 Specific rolling force as a function of the reduction ratio.

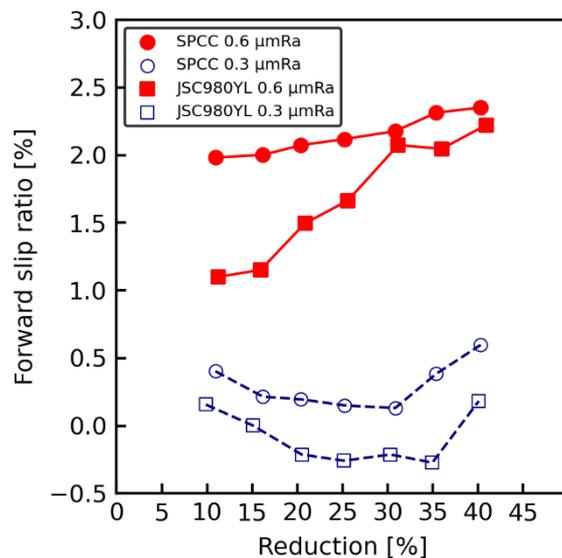


Fig. 2.4.5 Forward slip ratio as a function of the reduction ratio.

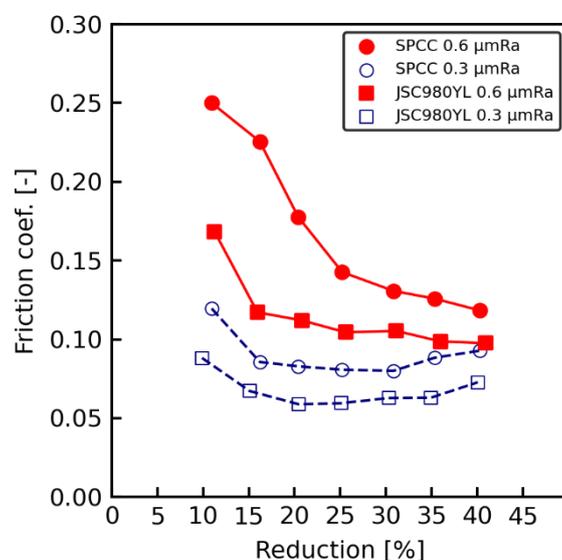


Fig. 2.4.6 Friction coefficient as a function of the reduction ratio.

2.4.3 JSC980YL が SPCC に比べて摩擦係数が低位である理由の考察

流体潤滑領域と境界潤滑領域が混在した混合潤滑状態にある冷間圧延において、鋼板表面のオイルピットの形態はロールバイト内部の潤滑状態の良否を推定する上で重要である。過去にもその圧延条件とオイルピットの形態の関係について調べられており[10][45]、流体潤滑領域の比率が高い場合に鋼板表面が自由変形してオイルピットが形成され[45]、オイルピットの面積率と摩擦係数には正の相関があることが報告されている[10]。Fig. 2.4.6 に示したように JSC980YL では SPCC よりも摩擦係数が低かったことから、JSC980YL 圧延時と SPCC 圧延時とではロールバイト内部での潤滑状態が異なっている可能性がある。そこで、SPCC に比べて JSC980YL で摩擦係数が低く、かつ圧下率の増

加に伴って先進率が減少した条件であるワークロール表面粗度 $0.3 \mu\text{mRa}$ の時の圧下率 10%、20%、30%の鋼板から観察用サンプルとして 30 mm 四方のサイズで切り出して、これらをレーザー顕微鏡で観察した。

レーザー顕微鏡による鋼板表面の撮影結果を Fig. 2.4.7 に示す。JSC980YL では圧下率の増加とともにオイルピットの形状は変化し、圧延方向に対してオイルピットの前後の部分に、圧延方向に垂直な複数の筋状の深さ $1-2 \mu\text{m}$ 程度のへこみが観察された。一方で、SPCC ではオイルピットの形状は円形に近く、圧下率の増加とともに個々のオイルピットの面積は円形を維持したまま減少した。また、JSC980YL でみられたオイルピット前後の筋状のへこみは観察されなかった。

得られた画像をもとに鋼板表面におけるオイルピット面積率について、オープンソースの汎用画像解析ライブラリ OpenCV[75]を用いて画像解析により評価する。鋼板表面をレーザー顕微鏡で撮影した画像は各ピクセルにつき RGB の 3 つの値を持った 3 次元の配列である。これを K-means 法を用いて RGB のノルムの近いもの同士で 7 つのクラスタにしてオイルピットのみを抽出できるクラスタを選択し 2 値化してその面積を取得した。このようにして求めたオイルピット面積率を Fig. 2.4.8 に示す。圧下率増加に伴い SPCC、JSC980YL のいずれもオイルピット面積率が減少した。また、どの圧下率においても JSC980YL は SPCC に比べてオイルピット面積率が大きく境界潤滑領域の面積率が大きかった。SPCC では圧下率増加とともに個々のオイルピットの面積は減少した。JSC980YL でも SPCC と同様に圧下率増加とともにオイルピット面積率は減少するものの、オイルピット面積率は SPCC よりも高かった。

Bech らはマイクロ塑性流体潤滑が生じた場合に潤滑油が浸み出した領域ではすべり方向に垂直な向きに深さ約 $1-2 \mu\text{m}$ の筋状のへこみが観察されたと報告している[55]。JSC980YL 鋼板表面ではオイルピットの前後に見られた圧延方向に垂直なへこみも同程度の深さのへこみであり、かつ Fig. 2.4.8 に示すようにオイルピット面積率は高かった。この結果は、MPHDL と MPHSL の区別はつかないものの、JSC980YL 鋼板表面においてマイクロ塑性流体潤滑が発生したことを示唆している。

ロールバイト内部の油膜の形成状態について、2 面間の流体に対する力のつり合い式であるレイノルズ方程式をもとにすると、ロールと鋼板の間のすべり速度の増加率が負である後進域においてはこれら 2 面の間で圧力が発生して油膜が形成されやすい。逆にすべり速度の増加率が正である先進域では負圧が発生し油膜が形成されにくい。先進率が低ければそれだけ後進域の接触弧長における割合が長くなるため、ロールと鋼板の間で油膜が形成されやすく境界潤滑領域が小さくなり、摩擦係数の低下をもたらしてさらなる先進率の低下につながると考えられる。

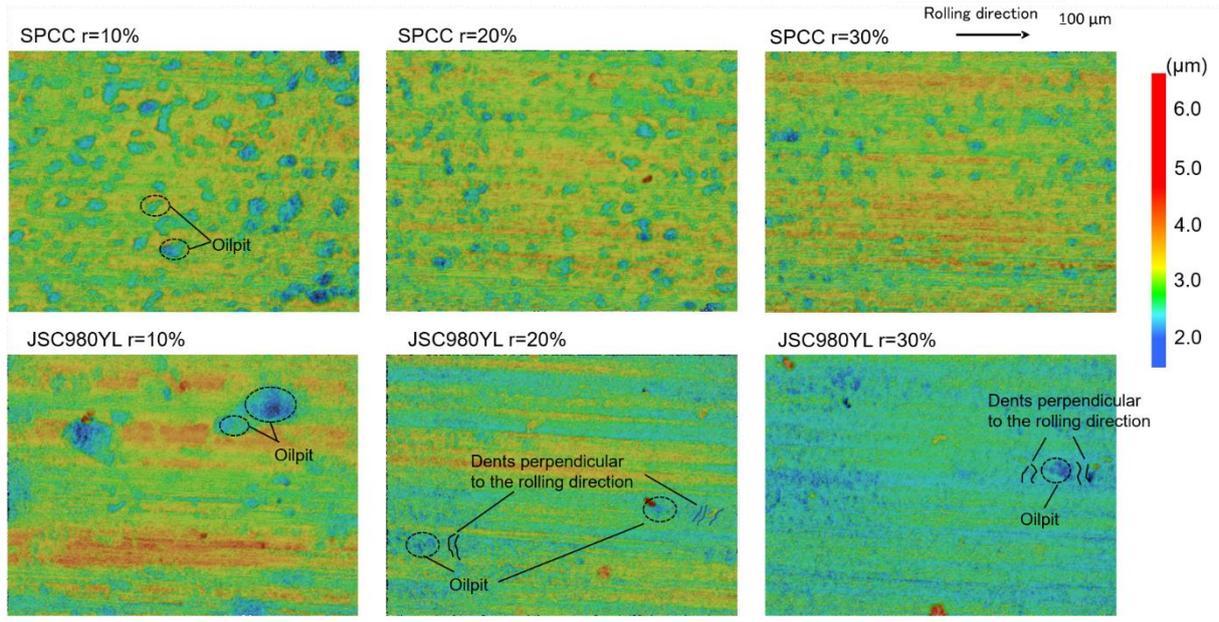


Fig. 2.4.7 Laser microscopy image of strip surface which were rolled using rolls of $R_a = 0.3 \mu\text{m}$.

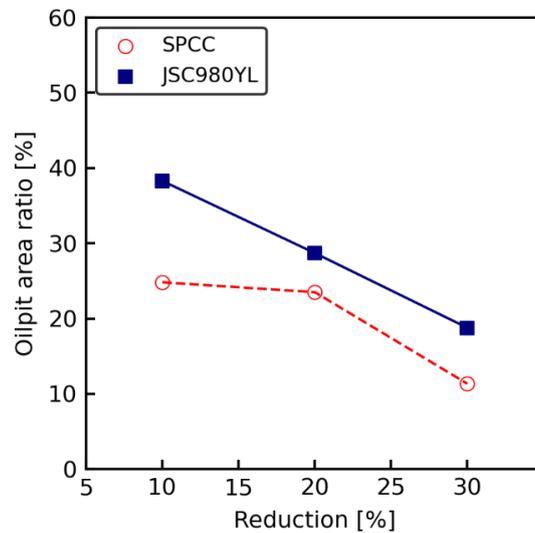


Fig. 2.4.8 Oilpit area ratio derived from the analysis of the laser microscopy image of strip surface.

2.5 結言

高張力鋼の冷間圧延時に圧下率を高くすると普通鋼圧延時に比べてスリップが発生しやすい原因を明らかにするため、普通鋼と高張力鋼としてそれぞれ SPCC と JSC980YL を供試材として圧延試験をおこない、圧下率に対する先進率の変化を実測した。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 全面すべり状態となった条件での圧延時には先進率は鋼種に関係なく圧下率の増加とともに減少した。また、SPCC よりも JSC980YL のほうが低い先進率となった。
- 2) 圧下率の増加によって先進率が減少する原因について圧延理論解析により検討した結果、摩擦係数が低い場合には、流動応力を SPCC 相当および JSC980YL 相当としたいずれの条件においても

圧下率増加とともに先進率は減少することがわかった。そして、先進率変化に与える摩擦係数と圧下率の影響は実験的にも一致した。また、Orowan のモデルと Jortner のロール偏平計算モデルをベースとした圧延解析モデルを使って求めた逆算摩擦係数については JSC980YL のほうが SPCC よりも低位であった。したがって、高張力鋼圧延時には、普通鋼圧延時よりも摩擦係数が低いために圧下率増加に伴って先進率が減少してスリップを生じやすいと考えられる。

3) JSC980YL と SPCC ではオイルピットの形態が異なっており、JSC980YL ではマイクロ塑性流体潤滑が発生したことを示唆する痕跡がみられており、オイルピット面積率は SPCC に比べて高いことがわかった。このオイルピットの形態の違いは圧延中の摩擦係数を下げて、圧下率の増加に伴う先進率の低下につながっている可能性がある。

第3章 高張力鋼圧延時の流体潤滑領域の形態と圧延潤滑性の関係

2章において、高張力鋼と普通鋼を供試材とした圧延試験から、高張力鋼の圧延時には普通鋼の圧延時に比べて先進率及び摩擦係数が低いことを示した。そして、単位面積当たりの張力が一定の条件で圧下率を増加させると入側張力は出側張力に対して相対的に増加するため、ロールバイトでの鋼板に対するせん断応力がこの入側張力の相対的な増加に釣り合うように後進域の長さは変化し、摩擦係数が小さい場合には後進域が長くなり先進率は低下することが数値計算により示された。つまり、高張力鋼の圧延時には普通鋼の圧延時に比べて摩擦係数が低くなり、このことが圧下率増大に伴う先進率の低下とスリップの発生につながることを示した。そして、高張力鋼圧延時に摩擦係数が低い要因の1つとしてマイクロ塑性流体潤滑による流体潤滑領域の拡大が考えられることを、鋼板表面の観察によるオイルピット面積率の評価とオイルピットからの浸出油膜厚さの計算によって示した。

前述のように冷間圧延におけるロールバイト内部の潤滑状態は、流体潤滑領域と境界潤滑領域が併存した混合潤滑状態にある。そして、圧延中の摩擦係数は、流体潤滑領域の面積率と境界潤滑領域の摩擦係数の積で近似される。したがって、高張力鋼圧延時に低摩擦係数となる原因の仮説として、圧延時の流体潤滑領域の面積率が大きいことや境界潤滑領域の摩擦係数が低いことが考えられる。

本章では高張力鋼圧延時に普通鋼圧延時よりも摩擦係数が低下する原因を解明するために、高張力鋼および普通鋼圧延時の流体潤滑領域の形態を比較することを試みた。この目的のために、後述するように圧延油に蛍光物質を添加して圧延し、圧延後の鋼板表面を蛍光顕微鏡で撮影することで鋼板表面における圧延油の分布状態の可視化をする手法を構築した。そして、圧延条件による鋼板表面の圧延油分布状態の変化を評価した。

3.1 緒言

圧延機の入側で供給された圧延油は、ワークロールと鋼板の間のすべり速度によってロールバイトに引き込まれる。ロールバイト内部では、ワークロールと鋼板の間に圧延油が閉じ込められて油だまりが形成されて、圧延の進行とともに、鋼板の延伸によって油だまりは変形して内部の圧延油がすべり方向に浸出すると考えられている。油だまり及びこの油だまりから浸出した圧延油膜が流体潤滑領域を形成し、油膜が厚く存在する部分では、鋼板表面が自由変形して深さ0.5~1 μm程度のオイルピット（鋼板表面の凹み）が圧延後の鋼板表面で観察される[45][50]。そして、これまでに、オイルピットの面積率と摩擦係数には関係があることが報告されている[51][76]。また、第2章で示したように、高張力鋼は普通鋼に比して摩擦係数が低く、そのオイルピット面積率は普通鋼に比べて大きいことから、オイルピット面積率が摩擦係数に影響する重要な因子であると考えられる。

一方で、工具と被加工材の表面の微小な粗さプロファイルに沿って薄い油膜が形成されていることが報告されている[77]。このことから、ロールバイト内部においても、オイルピットを形成するような油膜厚さが1 μm 程度の比較的厚い領域や、それよりも薄くともワークロールと鋼板を隔てる油膜厚さの領域など、様々な油膜厚さの領域が混在していると推定される。そして、摩擦低減に最低限必要な膜厚は0.6 nm であるという報告[78]もあり、鋼板表面の自由変形が生じずオイルピットが観察できないような油膜厚さの領域も潤滑性に影響する可能性がある。しかし、油膜厚さの分布状態と圧延潤滑性の関係については定量的には明らかになっていない。その理由としては、圧延では可視光を透過しない鋼製のワークロールで鋼材を加工しており、ロールバイト内部での圧延油の動態を直接観察することは不可能であることが挙げられる。

圧延中にワークロールと被圧延材の界面を観察した数少ない事例として、表面に観察窓を設けた中空ロール[53]やポリカーボネート製のロール[54]を用いて金属材料を圧延し、界面を観察した事例がある。しかし、引抜き加工では被加工材の流動応力や潤滑油の粘度が摩擦面における潤滑油の挙動に影響することが実験的に観察されており[55]、鋼よりも流動応力の低い材料を被圧延材とするこれらの先行研究で得られた圧延油の動態に関する結果は、例えば硬質な高張力鋼を20-30%の圧下率で圧延する場合にはあてはまらない可能性が高い。

また、圧延油のロールバイトへの導入量や油膜の分布状態を評価するために、蛍光物質であるチオフェン系有機化合物や有機金属などのトレーサを圧延油に添加して、圧延後の鋼板やロール表面のトレーサの存在量から油量並びに油膜厚さを求める方法が実施されてきた[42][79]。しかし、著者ら自身が課題として述べているように、チオフェン系有機化合物は励起光による分子の構造変化をして退色する[79]。そのため、高温・高圧かつ反応活性の高い新生面が露出するロールバイト内部においては、蛍光物質そのものが壊れてしまい、油膜厚さ分布の評価に支障をきたす可能性が十分にあり、平面上での油膜厚さの分布状態を定量的に評価できていない。また、この油膜の分布状態の違いが圧延潤滑性に及ぼす影響についても明らかにされてはいない。有機金属をトレーサとして所定の濃度で圧延油に添加し、圧延後の鋼板から表面に残存した圧延油を抽出して含まれる有機金属の量から油膜厚さを求める手法[42]では、油膜厚さの平均情報しか得られず、表面に突起やくぼみを有する鋼板表面の接触率を求める手段として用いることは有効ではないと考えられる。

そこで、本章では量子ドットを活用して圧延後の鋼板表面の油膜厚さ分布状態を評価する手法を構築し、圧延潤滑性に影響する圧延油の粘度の違い[67]および普通鋼と高張力鋼の鋼種の違いがロールバイト内部の圧延油の分布状態に対して与える影響を明らかにすることを目的とした。

3.2 実験方法

圧延油の粘度と鋼種の違いが圧延油分布状態に対して与える影響を評価するために、粘度の異なる圧延を使用した圧延試験と、普通鋼と高張力鋼を用いた圧延試験をおこなった。各条件での圧延

潤滑性と油膜厚さ分布の関係について評価するために、後述する方法により圧延油の油膜厚さ分布を可視化した。

この可視化の手段として、蛍光物質の一種である量子ドットを添加して分散させた圧延油を用いた。そして、圧延後の鋼板表面を蛍光顕微鏡で撮影し、得られた輝度を油膜厚さに換算することで油膜厚さ分布の可視化した。なお、量子ドットとはカドミウムや銅、亜鉛などの硫化物から成る半導体で、数 nm サイズの微粒子である[80]。紫外線などの励起光を受けるとその粒子サイズによって様々な色の蛍光を発する。その特長として、蛍光スペクトルの幅が狭く蛍光強度が明確にみられること、無機物質であるために有機系蛍光物質に比べて励起光による損傷が小さく光退色に対して堅固であることが挙げられる。量子ドットは、その高感度かつ長時間の蛍光観察に耐えられる特徴を活かして、例えば生物物理分野において標的細胞や分子に標識することでその動態追跡に活用されている[81][82][83]。

実機で使用されている圧延油には、基油となる鉱油やエステル、油性剤や極圧添加剤などの多数の物質が混合されており、これを供試油として用いると境界潤滑性と流体潤滑領域の面積の違いが組み合わさって、圧延荷重や先進率を指標とする圧延潤滑性に反映されてしまう可能性がある。そのため、本研究ではこれらの添加剤を含まない合成炭化水素 (Poly-Alpha-Olefin: PAO) を圧延油として用いた。

3.2.1 圧延条件

試験に用いた圧延機は 4 段 (ワークロール径 110 mm) の実験用冷間コイル圧延機である。Table 3.1 に実験条件を示す。ワークロール表面はエメリー紙によって、タンデム圧延機での表面粗度と同等の $0.3\ \mu\text{mRa}$ に調整した。また、ロール表面にケガキ線を描き、圧延後の鋼板表面に転写されたケガキ線間隔の測定値とロール径をもとに先進率を実測した。実機での周速は数百～千 m/min 程度であるが、圧延後の鋼板表面の油膜の分布状態を観察するため、リールに巻き取られて鋼板同士が接触する前に圧延を停止して鋼板を採取するため、設備制約上ワークロールの周速は $20\ \text{m/min}$ とした。ワークロールの周速はロールバイトに引き込まれる油膜の厚さと相関があるが、例えばロール径 400 mm の実機圧延機において、その周速が $1000\ \text{m/min}$ の場合、小豆島らのモデル[40]によって計算される引き込まれる油膜の厚さは約 $0.1\ \mu\text{m}$ であり、ワークロール表面や圧延前の鋼板表面の粗さ (それぞれ $0.3\ \mu\text{mRa}$ 、 $0.8\sim 1.0\ \mu\text{mRa}$) よりも小さい。そのため、ワークロールの周速による引き込みよりも、ワークロールや鋼板の表面粗さによって引き込まれる油量のほうが多く[38]、本試験においてもロールバイト内部に存在する油量は実機相当程度 (平均で $0.16\text{-}0.33\ \mu\text{m}$ 程度の油膜厚さ[84]) であると考えられる。入側及び出側張力を $98\ \text{MPa}$ で一定としながら、圧下率を 10% から 30% まで変化させた。この張力と圧下率はタンデム圧延機と同程度の値である。そして、圧下シリンダーに取り付けたひずみゲージにより圧延荷重を測定した。一般に油はその温度によって粘度は変化するため、

ロールバイトにおいてもその温度は圧延油の粘度に影響を及ぼしうるが、ロールバイトの温度そのものを測定することはできない。そこで、圧延後の鋼板表面温度から、圧延条件間で定性的な比較をするために、ロールバイト出側から 500 mm の位置に接触式温度計を設置して鋼板表面温度を測定した。

Table 3.1 Experimental conditions

Material	SPCC, JSC590R, JSC1180Y
Thickness	1.0 mm
Width	50 mm
Reduction (r)	10, 15, 20, 25, 30%
Front tension (σ_f)	98 MPa
Back tension (σ_b)	98 MPa
Rolling speed	20 m/min
Roll roughness	0.3 μmRa
Work roll	$\phi 110 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$
Back up roll	$\Phi 250 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$
Lubricant	PAO30 (30 cSt /30°C)
	PAO60 (60 cSt /30°C)

3.2.2 供試材

普通鋼と高張力鋼の圧延潤滑性が異なることが報告されているが[77]、普通鋼と高張力鋼とで大きく異なるのは引張り強さである。そこで、被圧延材の引張り強さの差異による油膜厚さ分布の違いを評価するために、供試材には複数の引張り強さの水準を設け、普通鋼として引張り強さで 270 MPa 級の SPCC と、高張力鋼として引張り強さ 590 MPa 級の JSC590R 及び 1180 MPa 級の JSC1180Y を用いた。なお、SPCC、JSC590R、JSC1180Y の圧延前の鋼板表面粗度は 0.84~0.93 μmRa だった。いずれも板幅 50 mm、板厚 1.0 mm の冷間圧延焼鈍材のコイルである。本試験で加えられるひずみ域における各供試材の流動応力を比較するために、圧下率を 10% から 30% まで 10% 刻みで圧延して予ひずみを与えた各供試材に対して引張試験（圧延引張り法）を実施した。引張試験は、各供試材から作成した JIS5 号試験片に対して、引張速度を 24 mm/min としておこなった。圧延引張り法により得られた各供試材の塑性ひずみに対する流動応力の変化を Fig. 3.2.1 に示す。

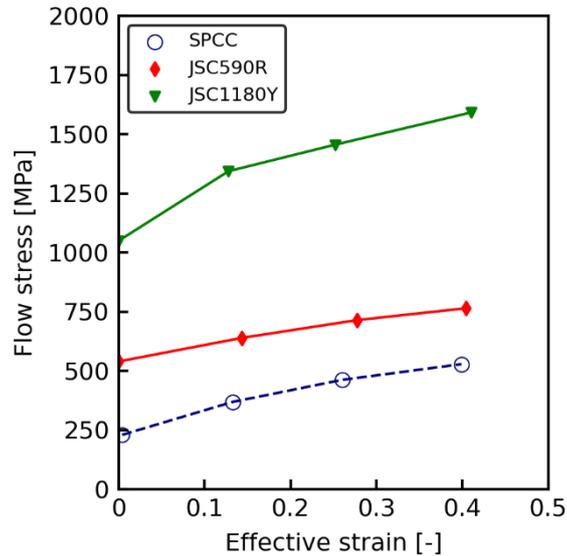


Fig. 3.2.1 Stress-strain curve from tensile test.

3.2.3 供試油

供試油は、実機で使用される圧延油の粘度範囲の中で、比較的low粘度な動粘度 $3 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ の PAO30 と高粘度である動粘度 $6 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ の PAO60 を用いた。なお、これらの粘度はいずれも 30°C における値である。PAO30 を基準条件として、SPCC、JSC590R、JSC1180Y の圧延に用いる。PAO60 は高粘度条件として SPCC の圧延に使用し、圧延油の粘度の差異による SPCC における圧延潤滑性や油膜厚さ分布の違いを比較した。ロールバイトから入側に 0.5 m 離れた位置に設置したノズルから、ロールバイト入側で圧延油が飽和して存在する流量である $1.7 \times 10^{-7} \text{ m}^3/\text{s}$ の供試油をチューブポンプにより送り出して鋼板に対して供給した。供試油を発色させてその存在量を評価するために、蛍光物質として量子ドットである CuInS/ZnS (NN-LABS 社製) を濃度 $0.2 \text{ kg}/\text{m}^3$ で供試油に添加した。この濃度は供試油に対して $0.02 \text{ vol}\%$ の濃度であり、実機で使用される圧延油に加えらるる添加剤類の濃度である数 $\text{vol}\%$ に比べて低く圧延潤滑性に対して影響しないことを確認済みである。

3.2.4 蛍光顕微鏡観察

各各圧下率で圧延した鋼板を圧延機出側でサンプリングし、その鋼板表面について蛍光顕微鏡で撮影する。蛍光顕微鏡には FSX100 (オリンパス社製) を用いる。2.2 節に示すように、量子ドットは濃度 $0.2 \text{ kg}/\text{m}^3$ で PAO に添加されており、油膜が厚ければその部分の蛍光強度は大きくなる。そのため、蛍光顕微鏡で撮影される画像上では、その明暗によって油膜厚さの多寡が表される。

この蛍光強度と油膜厚さの校正曲線については、事前に以下のように評価した。まず、蛍光顕微鏡で観察可能なサイズである長さ 75 mm 、幅 25 mm に切断した鋼板表面に、膜厚 $0.8 \mu\text{m}$ のアルミニウム箔 (Thermo Fisher Scientific 社製) で作製した 10 mm 四方の枠を貼り付けた。その枠内にマイク

ロピペットを用いて供試油を供給し、上からカバーガラスを押しつけて表面張力によって鋼板とカバーガラスの間に供試油を閉じ込めた。アルミ枠の枚数を 1 枚から 3 枚まで変化させて、閉じ込められた油膜厚さの異なるサンプルを用意し、露光時間を 0.5 秒としてこれらのサンプルから得られる蛍光強度を蛍光顕微鏡で測定した。油膜厚さに対する蛍光強度の変化を Fig. 3.2.2 に示す。Fig. 3.2.2 中の点は各油膜厚さにおける蛍光強度の値を示し、実線は油膜厚さ $h \mu\text{m}$ と蛍光強度 I を、最小 2 乗法により線形回帰した直線を表している。そして、この直線は油膜厚さ $h \mu\text{m}$ 、蛍光強度 I を用いて式 3.2.4.1 で表される。また、中の破線はこの直線の 95% 信頼区間を示している。

$$I = 63.4 \times h \dots (3.2.4.1)$$

圧延後の鋼板から切り出したサンプルを、蛍光顕微鏡を用いて撮影し、得られた画像の各ピクセルにおける蛍光強度 I を、式 3.2.4.1 を用いて油膜厚さ h に変換することで油膜厚さ分布を得た。例えば蛍光強度が 25 の場合、油膜厚さの推定値は $0.39 \mu\text{m}$ となり、真値は 95% の確率で $0.25 \sim 0.5 \mu\text{m}$ の範囲にあると推量される。油膜厚さの値の大きさに対して推定値のばらつきの範囲は大きいですが、油膜厚さの大小を条件間で比較することは可能と考えられる。蛍光顕微鏡による撮影領域は圧延方向に $792 \mu\text{m}$ 、板幅方向に $612 \mu\text{m}$ であり、1 ピクセルあたり $0.2 \mu\text{m}$ 四方である。

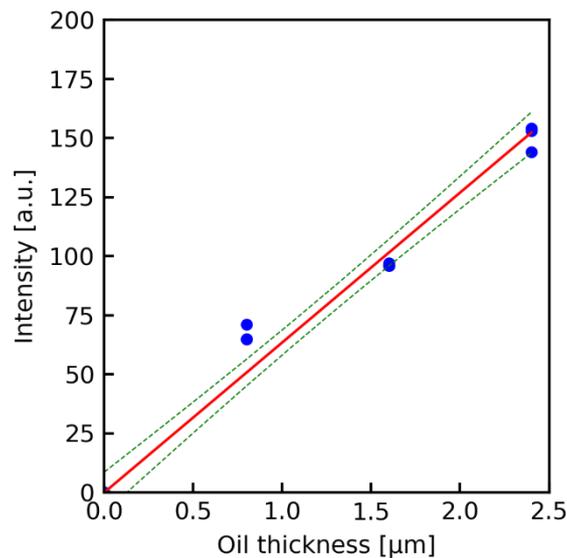


Fig. 3.2.2 Calibration curve for oil thickness versus fluorescence intensity.

3.3 実験結果

3.3.1 粘度の違いと圧延後の圧延油の鋼板表面分布

本節では供試材に SPCC を、供試油に PAO30 及び PAO60 を用いて圧延した場合の結果を示す。以下ではそれぞれの試験水準を PAO30 及び PAO60 と呼称する。

各圧延油の各圧下率における圧延荷重を Fig. 3.3.1 に示す。いずれの条件でも圧下率の増加に伴って圧延荷重は単調に増加した。PAO30 に比べて PAO60 では荷重は 4-10%程度低かった。各圧下率における先進率を Fig. 3.3.2 に示す。いずれの条件も圧下率 10%から 15%にかけて圧下率の増加にしたがって先進率は増加したが、圧下率 15%以降では減少傾向にあった。いずれの圧下率でも PAO60 は PAO30 に比べて先進率は低かった。そして、非円弧形ロール偏平を考慮した Orowan の圧延解析モデル[71]により、圧延荷重と先進率から摩擦係数を逆算した。このように逆算した摩擦係数の圧下率に対する変化を Fig. 3.3.3 に示す。Fig. 3.3.3 より PAO30 に比べて PAO60 のほうが摩擦係数は低かった。各圧下率における圧延機出側での鋼板表面温度を Fig. 3.3.4 に示す。PAO30 と PAO60 のいずれも同一圧下率ではほぼ同じ鋼板表面温度であり、ロールバイトにおいても PAO60 のほうが PAO30 よりも高粘度であると考えられる。

供試油に PAO30 と PAO60 を用いて圧延した SPCC 表面における各圧下率での油膜厚さ分布をそれぞれ Fig. 3.3.5(a)と Fig. 3.3.5 (b)に示す。PAO30 と PAO60 のいずれも圧下率増加とともに油膜厚さの比較的厚い領域が減少しているが、PAO60 のほうが油膜はより均一に広がっている傾向がみられる。この、油膜厚さ分布をもとに、横軸に油膜厚さ、縦軸に全体面積に対するその油膜厚さをもつ領域の割合をとって作成した油膜厚さヒストグラム（以後、単に油膜厚さヒストグラムとする）を、PAO30 と PAO60 についてそれぞれ Fig. 3.3.6(a)と Fig. 3.3.6(b)に示す。なお、ヒストグラムのビンは 0.035 μm 刻みとした。Fig. 3.3.6(a)に示す PAO30 の油膜厚さヒストグラムでは、圧下率 10%では比較的ばらつきが大きく、様々な油膜厚さの領域を有している。そして、圧下率が増加するとそのばらつきは徐々に小さくなるとともに、油膜厚さのピークはより小さくなることがわかった。PAO30 と比べると、Fig. 3.3.6(b)に示す PAO60 の油膜厚さヒストグラムでは、最頻値となる油膜厚さが大きかった。

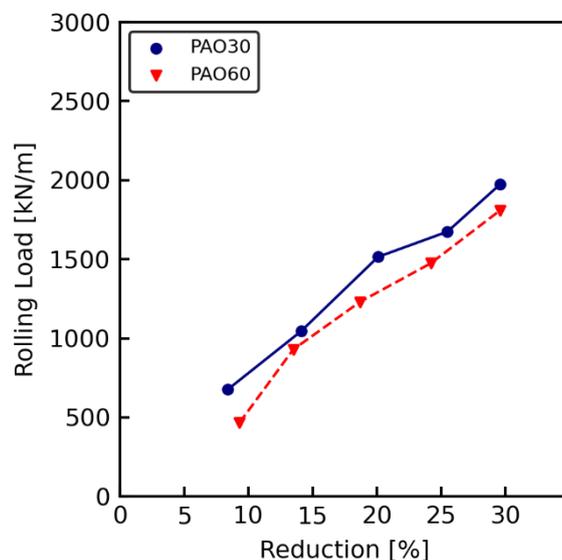


Fig. 3.3.1 Specific rolling force as a function of the reduction of SPCC with the PAO30 and PAO60.

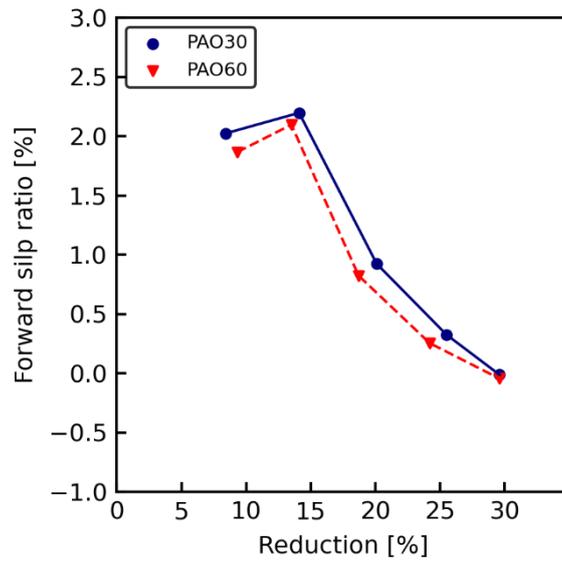


Fig. 3.3.2. Forward slip as a function of the reduction of SPCC with the PAO30 and PAO60.

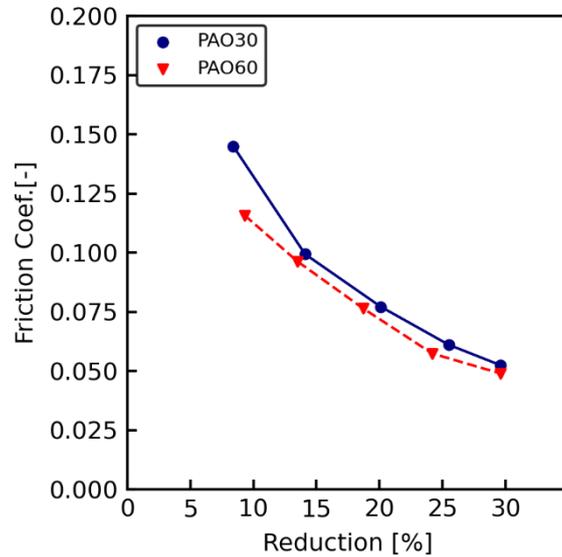


Fig. 3.3.3. Friction coefficient as a function of the reduction of SPCC with the PAO30 and PAO60.

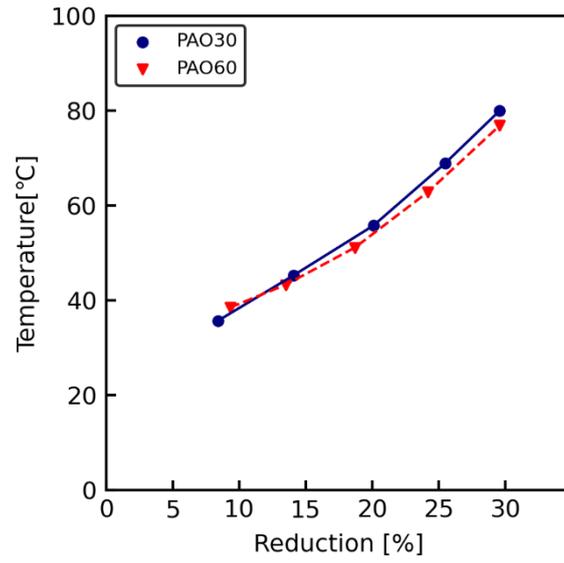


Fig. 3.3.4. Steel strip surface temperature after rolling as a function of the reduction of SPCC with the PAO30 and PAO60.

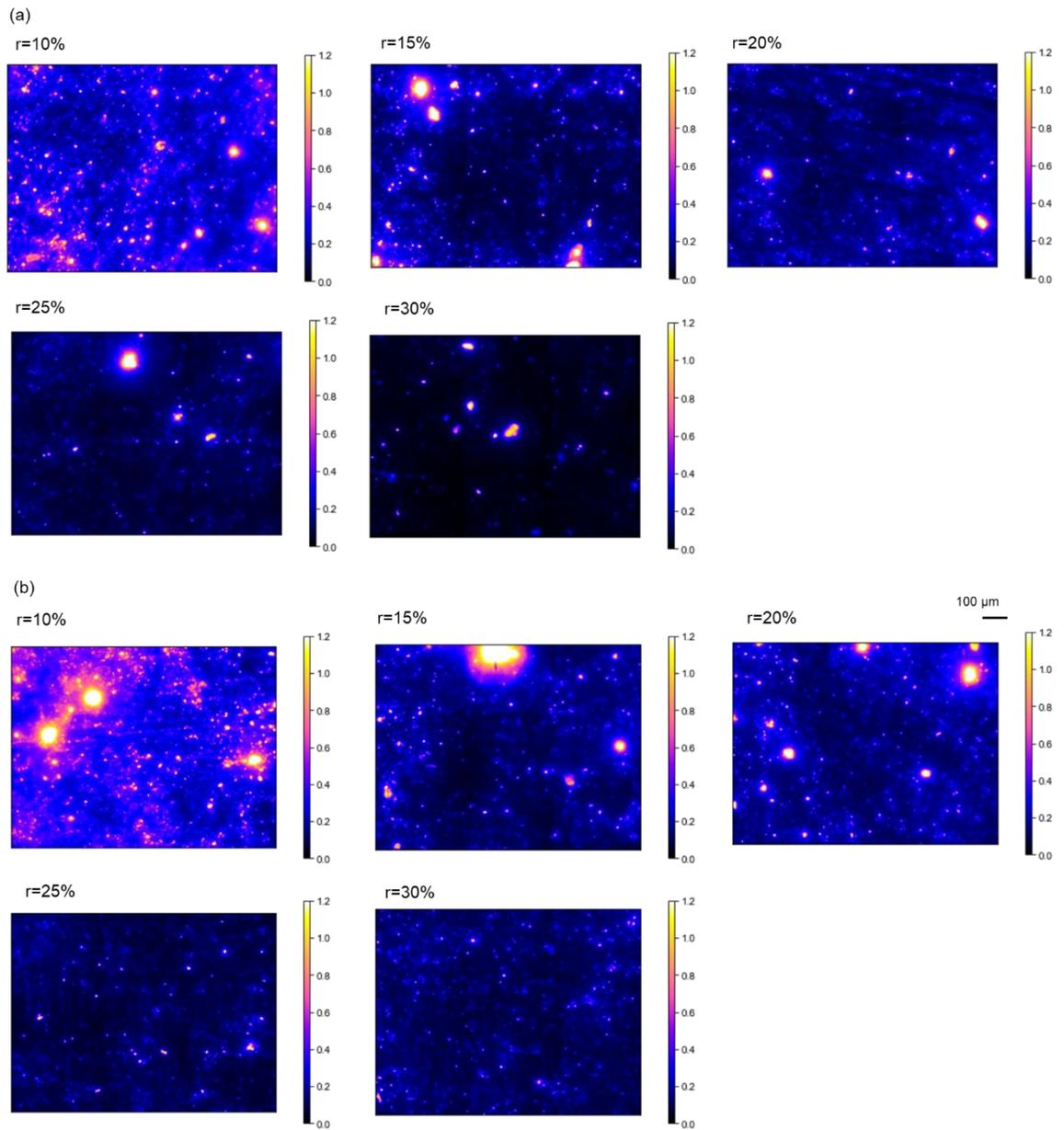


Fig. 3.3.5 Fluorescent images of oil thickness distribution on the SPCC surface (a) rolled with PAO30 at each reduction. (b) rolled with PAO60 at each reduction.

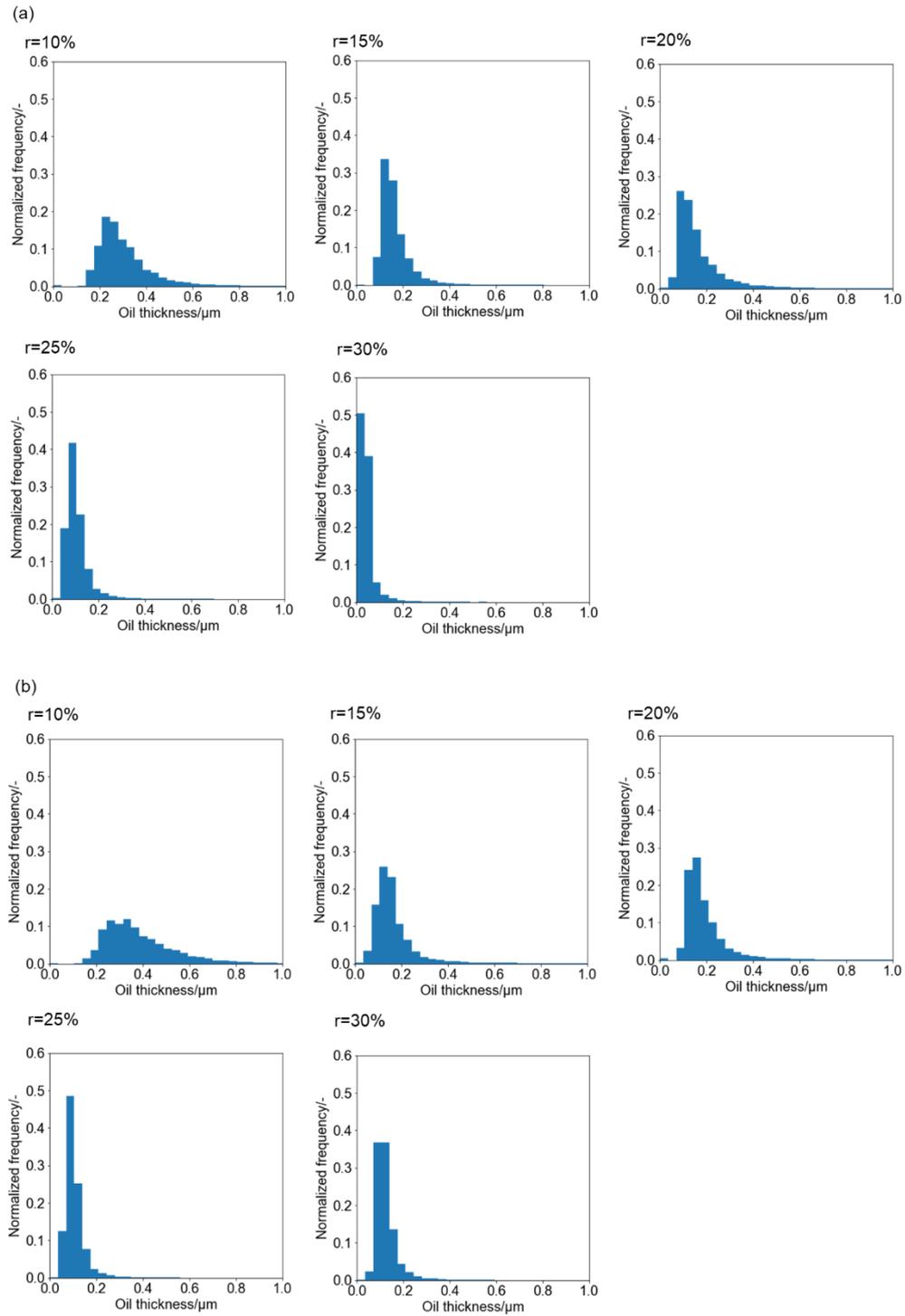


Fig. 3.3.6 Histograms of oil thickness of the SPCC surface (a) rolled with PAO30 at each reduction. (b) rolled with PAO60 at each reduction.

3.3.2 各鋼種の圧延潤滑性と油膜厚さ分布の関係

本節では、普通鋼として SPCC、高張力鋼として JSC590R 及び JSC1180Y を用い、供試油として

PAO30 を用いた場合の試験結果を示す。以下では、それぞれの試験水準を SPCC、JSC590R、JSC1180Y と呼ぶ。

各鋼種における圧下率と圧延荷重の関係を Fig.3.3.7 に示す。いずれの条件でも圧下率の増加とともに圧延荷重は単調に増加した。圧下率に対する先進率の変化を Fig. 3.3.8 に示す。SPCC における先進率は、圧下率 15%でピークをもち、圧下率の増加に対して減少した。JSC590R では、先進率は圧下率 15%でピークをもち、圧下率の増加に対して減少する点は SPCC と同様であるが、いずれの圧下率でも SPCC よりも低位である。JSC1180Y における先進率は圧下率 10%で JSC590R と同程度であるが、圧下率 15%で 0.7%増加してそのまま横ばいとなり、圧下率 20%以上では SPCC や JSC590R に比べて最も高い値を示した。先述の非円弧形ロール偏平を考慮した Orowan の圧延解析モデルにより、圧延荷重と先進率の実測値を満たすような変形抵抗とあわせ込むことで求めた摩擦係数と圧下率の関係を Fig. 3.3.9 に示す。SPCC に比べて JSC590R ではどの圧下率でも摩擦係数は低かった。JSC1180Y の摩擦係数は、SPCC や JSC590R のそれよりも圧下率によらず最も高かった。Fig. 3.3.10 に圧延機出側での鋼板表面温度と圧下率の関係を示す。SPCC では 30~80°C、JSC590R では 50~100°C、JSC1180Y では 75~180°Cである。

供試油に PAO30 を用いて圧延した SPCC、JSC590R、JSC1180Y の表面における油膜厚さ分布と、この油膜厚さ分布をもとに得られた油膜厚さヒストグラムを比較した。SPCC 表面における各圧下率での油膜厚さ分布と油膜厚さヒストグラムは、それぞれ Fig. 3.3.5(a)と Fig. 3.3.6(b)に示されており、前記の通りである。次に、JSC590R 表面における各圧下率での油膜厚さ分布を Fig. 3.3.11(a)に、油膜厚さヒストグラムを Fig. 3.3.12(a)に示す。Fig. 3.3.11(a)より、圧下率増加とともに全体の油膜厚さが減少する傾向は Fig. 3.3.5(a)の SPCC と同様である。一方で、特に圧下率 25%以上では油膜がより均一な厚さで広がる傾向がみられた。Fig.3.3.12(a)において最頻値となる油膜厚さは、Fig.3.3.6に示す SPCC の場合よりも大きいことから、この傾向は確認された。

最後に、JSC1180Y 表面における各圧下率での油膜厚さ分布を Fig. 3.3.11(b)に、油膜厚さヒストグラムを Fig. 3.3.12(b)に示す。圧下率増加とともに全体の油膜厚さが減少する傾向は他の供試材を用いた場合と同様である。Fig. 3.3.11(b)より、圧下率 25%以上では、SPCC に比べて油膜がより均一な厚さとなるように広がる傾向がみられた。

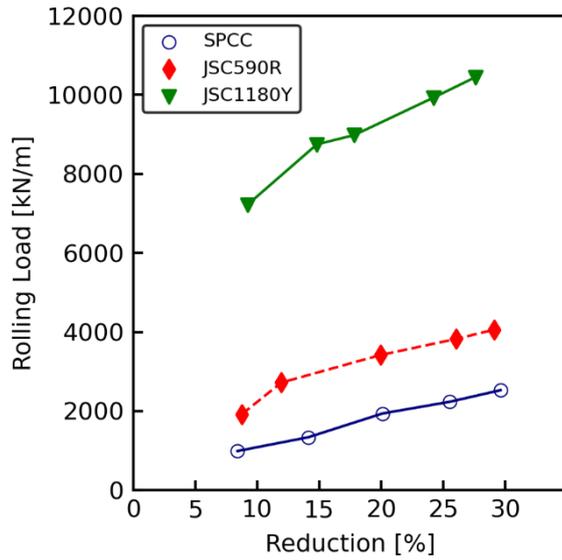


Fig. 3.3.7 Specific rolling force as a function of the reduction of SPCC, JSC590R and JSC1180Y with PAO30..

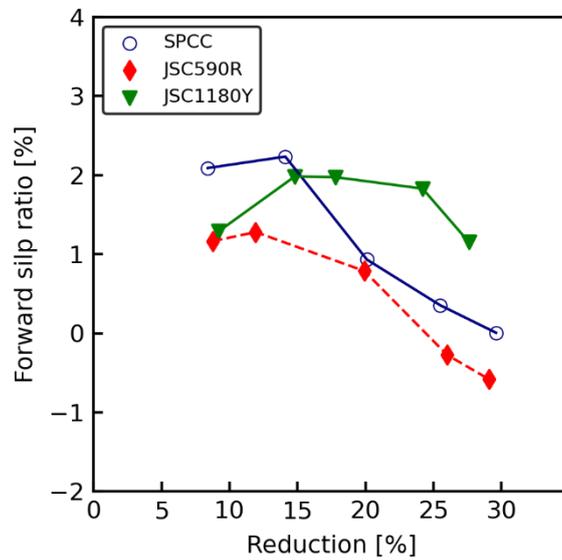


Fig. 3.3.8 Forward slip as a function of the reduction of SPCC, JSC590R and JSC1180Y with PAO30.

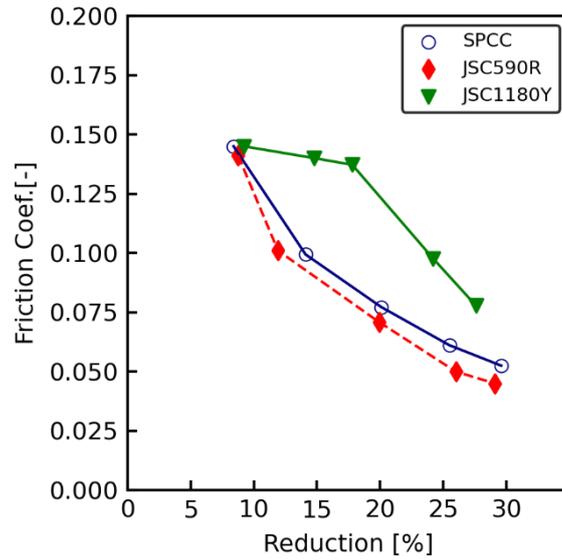


Fig. 3.3.9 Friction coefficient as a function of the reduction of SPCC, JSC590R and JSC1180Y with PAO30.

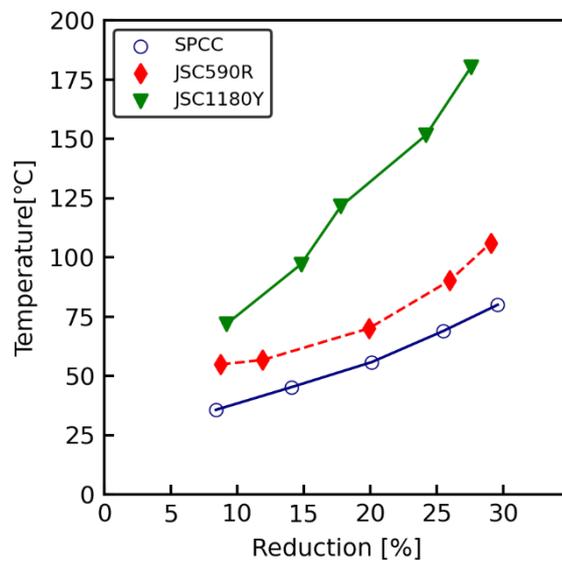


Fig. 3.3.10 Steel strip surface temperature after rolling as a function of the reduction of SPCC, JSC590R and JSC1180Y with PAO30.

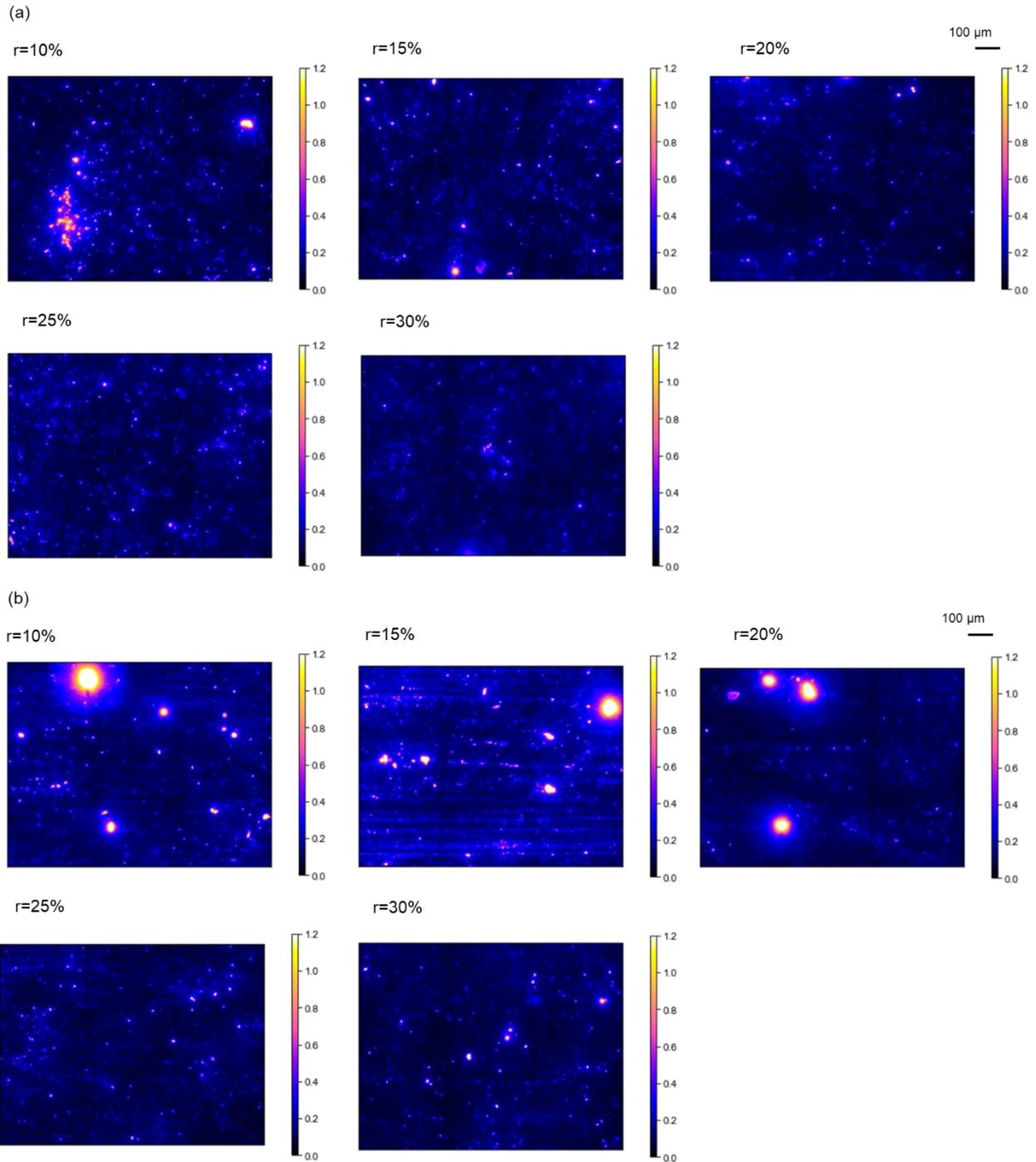


Fig. 3.3.11 Fluorescent images of oil thickness distribution at each reduction. (a) JSC590R surface rolled with PAO30 (b) JSC1180Y surface rolled with PAO30.

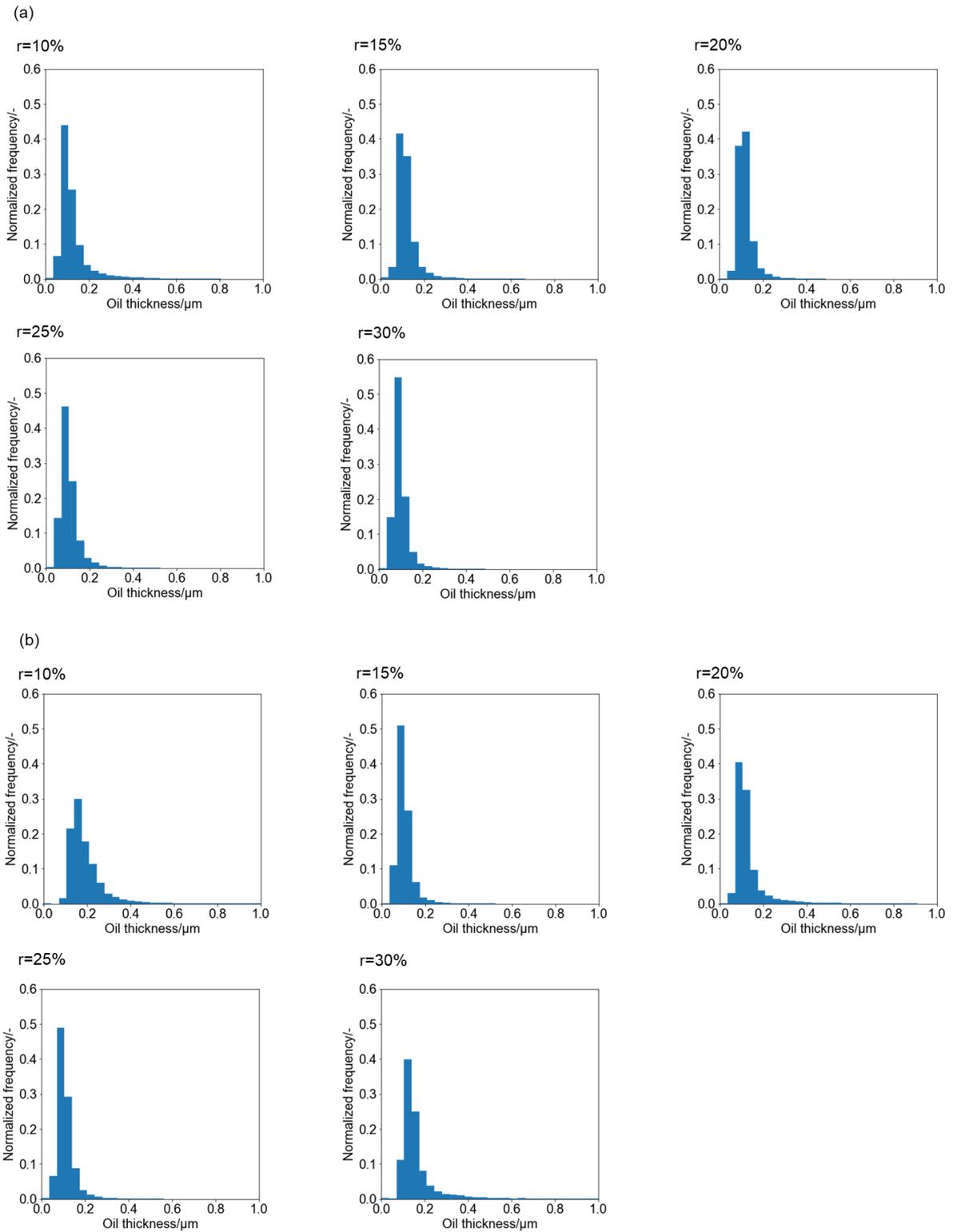


Fig. 3.3.12 Histograms of oil thickness at each reduction. (a) JSC590R surface rolled with PAO30 (b) JSC1180Y surface rolled with PAO30.

3.4 考察

3.4.1 粘度の違いが圧延潤滑性に与える影響

供試材に SPCC を用いて、それぞれ粘度の異なる PAO30 と PAO60 を使って圧延した試験では、高粘度な PAO60 を用いた場合に摩擦係数が低くなることが Fig. 3.3.3 より確認された。Fig. 3.3.5(a)に示す PAO30 と Fig. 3.3.5(b)に示す PAO60 使用時の油膜厚さ分布について比較すると、特に圧下率 25% 以上において、PAO30 では油膜厚さが $1\ \mu\text{m}$ 以上の領域が局所的にみられているのに対して、PAO60 では圧延油の拡がりは比較的均一だった。

ここで、試験条件による油膜厚さ分布の差異を比較する指標として、蛍光顕微鏡で撮影された画像における油膜厚さの中央値と、中央値が含まれるビンの頻度の積を「油量指数」と定義する。この油量指数では各条件の代表的な油膜厚さを表す指標として油膜厚さヒストグラムの中央値を用い、油膜の存在する領域の広さを表す指標として中央値が含まれるビンの頻度を用いている。なお、画像の各位置での油膜厚さのデータ数の合計は画像のピクセル数 (3960×3060 ピクセル) と同じであり、各画像から得られる油膜厚さの中央値は、 3960×3060 個の油膜厚さのデータから求められる。ここで、中央値が含まれるビンの頻度は、中央値から $0.035\ \mu\text{m}$ 以下の範囲にある油膜厚さの領域の数に相当する。鋼板表面の油膜厚さの分布状態と油量指数の関係について概念図を Fig. 3.4.1 に示す。Fig. 3.4.1(a)や Fig. 3.4.1(b)に示すように油膜厚さが均一でその分散が小さい場合には、中央値が含まれるビンの頻度は大きい。さらに、Fig. 3.4.1(b)のように均一な油膜厚さが厚ければ中央値も大きくなるため、油膜厚さの中央値の小さい Fig. 3.4.1(a)の場合に比べて油量指数の増加につながる。Fig. 3.4.1(c)のように厚い油膜が局在化して分散が大きい場合には、中央値は大きい一方で頻度は小さいため、Fig. 3.4.1(b)に示す場合に比べて油量指数は小さくなる場合がある。

供試材に SPCC を用いて、供試油に PAO30 と PAO60 を用いた場合の、油量指数の圧下率に対する変化を Fig. 3.4.2 に示す。圧下率の増加とともに PAO30 では油量指数は減少した一方で PAO60 ではその変化は小さく、油量指数の値も圧下率 15%以上では PAO30 よりも大きかった。すなわち、油膜厚さの分布状態を反映する油量指数は、圧延潤滑性の差異をもたらす供試油の粘度によって変化した。この結果から、油膜厚さの分布状態は圧延潤滑性に影響を与えていると考えられる。そして、高粘度油を用いて圧延した場合には、ワークロールと被圧延材界面で油膜がより厚くかつ均一な、油量指数の値が大きくなるような分布をすることで、低粘度油使用時に比べて優れた圧延潤滑性を示すことが推察される。

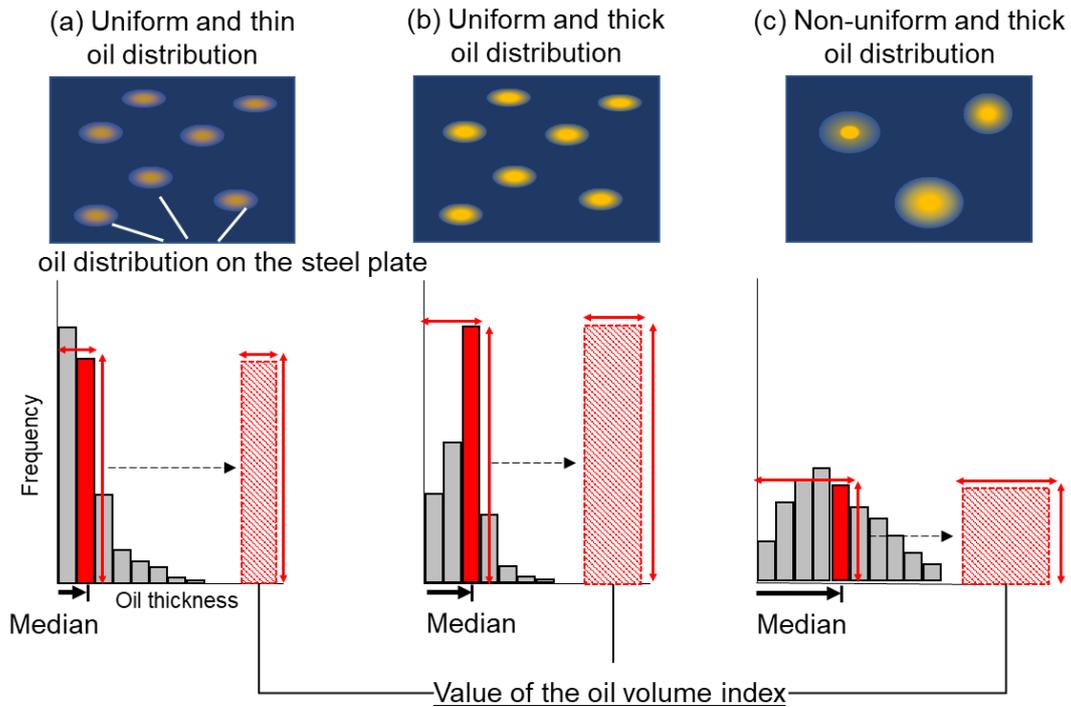


Fig. 3.4.1 Schematic diagram of the oil volume index.

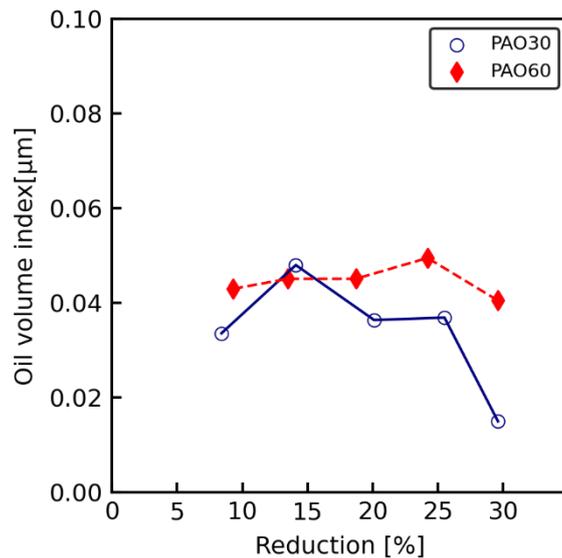


Fig. 3.4.2 Oil volume index as a function of the reduction of SPCC with the PAO30 and PAO60.

3.4.2 鋼種による圧延潤滑性の差異

SPCC、JSC590R、JSC1180Y を供試材として PAO30 を供試油とした試験では、圧延後鋼板表面の油膜厚さ分布に関して、Fig.3.3.5 に示す SPCC の表面では油膜厚さが $0.2\ \mu\text{m}$ 以下の領域が大部分を占めて存在する中で、油膜厚さが $1\ \mu\text{m}$ 程度の比較的油膜厚の厚い領域が局在化していた。これに対

して、Fig. 3.3.11(a)に示す JSC590R と Fig. 3.3.11(b)に示す JSC1180Y の表面では SPCC に比べて油膜厚さはより均一だった。定量的に油膜厚さの分布を比較するために、SPCC と JSC590R の油量指数の圧下率に対する変化を Fig. 3.4.3 に示す。圧下率 15%以上では圧下率の増加とともに SPCC では油量指数は減少した。これに対して、JSC590R や JSC1180Y の油量指数は、圧下率の増加に対して SPCC よりも変化が小さく、特に圧下率 20%以上で SPCC を上回る値となっている。SPCC と JSC590R の圧延試験により得られた、圧延潤滑性の指標である Fig. 3.3.8 に示す先進率や Fig. 3.3.9 に示す逆算摩擦係数は、いずれの値も JSC590R のほうが SPCC よりも低かった。圧延後の SPCC と JSC590R の表面における油膜厚さの分布状態と圧延潤滑性の対応より、油膜が比較的厚くかつ均一に存在することが油量指数を大きくし、この油量指数が大きいたことが圧延潤滑性の向上につながることを推察される。すなわち、3.4.1 節で得られた結論と同様に、ワークロールと被圧延材界面で油膜が均一な厚さとなるように広がることで摩擦係数低減に有効であると考えられる。

一方で、JSC1180Y と SPCC を比較した際に、JSC1180Y においてワークロールと被圧延材界面で均一な油膜が形成されてより大きな油量指数を示しているにも関わらず、先進率や摩擦係数は高い。この理由について、Fig. 3.3.10 に示す出側鋼板温度が鋼種により値が異なることを踏まえて、圧延時のワークロールと鋼板の界面温度に着目して考察した。鋼板表面からワークロールへの熱伝導を考慮した 1 次元の熱伝導計算[85]において、流動応力をこれらの供試材と同一であるとして鋼板界面の温度を計算した。式(3.4.2.1)に示す圧延材の熱伝導方程式および式(3.2.4.2)に示すロールの熱伝導方程式を、式(3.4.2.3)および式(3.4.2.4)の境界条件のもとで連立して解いた。

$$\frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial^2 T_s}{\partial y^2} + \frac{q}{\rho_s c_s} \dots (3.4.2.1)$$

$$\frac{\partial T_R}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T_R}{\partial y^2} \dots (3.4.2.2)$$

$$T_s|_{y=0} = T_R|_{y=0} \dots (3.4.2.3)$$

$$-\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial y} \Big|_{y=0} + q_f = -\lambda_R \frac{\partial T_R}{\partial y} \Big|_{y=0} \dots (3.4.2.4)$$

T_s : 鋼板温度, T_R : ロール温度, λ_s : 鋼板の熱伝導率, λ_R : ロールの熱伝導率
 ρ_s : 鋼板の密度, ρ_R : ロールの密度, c_s : 鋼板の比熱, c_R : ロールの比熱
 q : 単位体積・単位時間あたりの発熱量, t : 時間, y : 板厚方向の座標

計算の入力となる板厚や圧延速度などの圧延条件は実験値を用い、ワークロールと鋼板の熱伝導率、密度、比熱をそれぞれ 46 W/(m・K)、7830 kg/m³、470 J/(kg・K)とした。また、計算の結果、圧下率 30%で SPCC は 98°C、JSC590R は 117°C、JSC1180Y は 180°Cとなり、この差は流動応力による加工発熱量の違いに起因する。PAO を潤滑油として使用したボールオンディスク試験では、被摺動

材の鋼板の温度が高いほど摩擦係数が高くなることが報告されている[86][87]。また、粗さをもつ2面間には油膜が微視的に破断して2面が凝着した部分があり、摩擦力はその破断部分の割合の影響を受けると考えられている[88]。これらの知見より、JSC1180Yでは、ロールバイトにおいてSPCCに比べて油膜の厚い領域が広がるものの、ワークロールと鋼板間の温度はSPCCよりも最大で約100°C高いため、油膜が薄い領域においては油膜の微視的な破断が進み、SPCCよりも摩擦係数が高くなると考えられる。

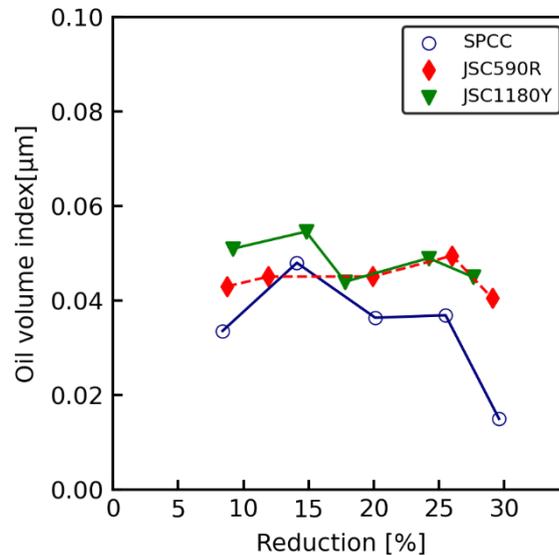


Fig. 3.4.3 Oil volume index as a function of the reduction of SPCC, JSC590R and JSC1180Y with PAO30.

3.4.3 圧延条件によって油膜厚さ分布の形態が異なる原因について

特に圧下率30%において、Fig.3.3.5(a)に示すように、SPCCでは油膜厚さが小さい領域が多く、いくつかの油だまりがみられたのに対して、Fig. 3.3.11(a)に示す JSC590R や Fig. 3.3.11(b)に示す JSC1180Y では SPCC よりも平均油膜厚さは大きく、全体に広がって分布している傾向がみられた。これは、被圧延材表面とワークロールの間でトラップされた油が浸出する、1.7.3.1 節で述べたマイクロ塑性流体潤滑がより顕著に生じたことを示唆している。

Sutcliffe[89]らは、Fig. 3.4.4 のように被圧延材表面にはワークロールと直接接触する接触部とくさび形のマクロプールが存在し、圧延によってマクロプールは縮小して接触部長さは変化すると仮定している。ここで、 θ はマクロプールの角度、 \bar{u}_1 は相対すべり速度、 A と A_0 はそれぞれ接触率とその初期値、 L と L_0 はマクロプール間隔とその初期値である。そして、マクロプールの体積変化量と浸出する油量が一致するとして、マクロプールから浸出する油膜厚さを求めている。以下に、その計算方法の概略を示す。

まず、式(3.4.3.1)に示すレイノルズ方程式を、マクロプール端部におけるすべり方向の圧力勾配を0、圧力を p_p として解き、マクロプールから浸み出す油膜厚さを式(3.4.3.2)のように求めている。な

お、 Q は $Q = 1 - e^{-\alpha p}$ で定義される換算圧力、 η_0 は常温常圧下の粘度、 α は粘度圧力係数、 h は油膜厚さ、 h_1 はマイクロプール端部での浸出油膜厚さ、 p_p 、 p_v はそれぞれ接触部とマイクロプール内部の油にかかる圧力である。

$$\frac{dQ}{dh} = -\frac{12\eta_0\alpha\bar{u}_1}{\theta} \frac{h - h_1}{h^3} \dots (3.4.3.1)$$

$$h_1 = \frac{6\eta_0\alpha\bar{u}_1}{\theta(e^{-p_v} - e^{-p_p})} \dots (3.4.3.2)$$

なお、 p_p 、 p_v はそれぞれ式(3.4.3.3)、式(3.4.3.4)で表される。ここで、 \bar{p} はワークロールと被圧延材間の平均面圧、 Y は被圧延材の流動応力、 Δ は被加工材のひずみ ε 及び接触部のひずみ ε_a の関数である。

$$p_p = \bar{p} + (1 - A)Y\Delta \dots (3.4.3.3)$$

$$p_v = \bar{p} - AY\Delta \dots (3.4.3.4)$$

また、塑性加工にともなうマイクロプールの体積変化 v は、マイクロプール間の距離 L 、接触率 A を用いて式(3.4.3.5)で表され、

$$v = \frac{\theta L^2 (1 - A)^2}{4} \dots (3.4.3.5)$$

その時間微分であるマイクロプールの体積変化率は、被加工材のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ 、接触部のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_a$ を用いて式(3.4.3.6)のように表される。

$$\frac{dv}{dt} = \frac{\theta L^2 (1 - A)(\dot{\varepsilon} - A\dot{\varepsilon}_a)}{2} \dots (3.4.3.6)$$

このマイクロプールの体積変化率と、式(3.4.3.7)で表されるマイクロプールから浸出する油の体積変化率は一致するため、マイクロプール端部の浸出油膜厚さ h_1 は式(3.4.3.8)のように求められる。

$$\frac{dv}{dt} = -h_1 \left(\frac{u_1 + \frac{AL\dot{\varepsilon}_a}{2}}{2} \right) \dots (3.4.3.7)$$

$$h_1 = -\frac{2\theta L^2 (1 - A)(\dot{\varepsilon} - A\dot{\varepsilon}_a)}{2u_1 + AL\dot{\varepsilon}_a} \dots (3.4.3.8)$$

式(3.4.3.2)と式(3.4.3.8)を連立して求めた接触部のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_a$ について、これを積分して得た接触部のひずみ ε_a を得る。接触部のひずみ ε_a と被圧延材の板厚によって求められる ε および A_0 から、接触率 A は式(3.4.3.9)のように表されるため、これらの結果を各式に代入することでマイクロプール端部の浸出油膜厚さ h_1 が求められる。

$$A = A_0 e^{\varepsilon_a - \varepsilon} \dots (3.4.3.9)$$

実験的に得られた油膜厚さ分布の結果を検証するために、この Sutcliffe らの浸出油膜厚さ計算モデル[89]をもとに、あるマイクロプールからすべり速度によって浸出する油膜厚さを計算した。もとのモデルではいかなる条件でもロールバイト出側でワークロールと鋼板の速度が一致する、すなわち先進率は0%という前提で解かれている。このため、Sutcliffe らの浸出油膜厚さ計算モデルで用いられているワークロールと鋼板の間のすべり速度 u_1 は、ワークロール周速度 u_r とロールバイトにおける鋼板厚 z と、圧延後の鋼板厚 z_2 を用いて式(3.4.3.10)のように表される。

$$u_1 = \left(1 - \frac{z}{z_2}\right)u_r \cdots (3.4.3.10)$$

しかし、実際のところ u_1 は先進率の影響を受ける。ワークロールの周速度を u_r 、圧延機出側の板速度を u_o とすると、先進率 fs は $fs = (u_o - u_r)/u_r \times 100\%$ と表される。ロールバイトにおける鋼板厚が z となる位置での鋼板の速度 u_b を用いて、鋼板の体積保存則より $u_o \times z_2 = u_b \times z$ が成り立つため、ロールバイトにおける鋼板厚が z となる位置でのワークロールと鋼板の間のすべり速度 $u_1 = u_r - u_b$ は、 fs を用いて式(3.4.3.11)のように示される。

$$u_1 = \left\{1 - \frac{z}{z_2}(1 + fs)\right\}u_r \cdots (3.4.3.11)$$

ロールバイト内部の Fig. 3.3.8 に示す圧延試験で得られた先進率は、供試材によって異なるため、今回はこの実験で得られた先進率を考慮した、式(3.4.3.11)に示すワークロールと鋼板の間のすべり速度を用いて、ロールバイト内部の各位置における浸出油膜厚さを計算した。また、この計算条件を Table 3.2 に示す。Fig. 3.3.5 や Fig. 3.3.11 に示す油膜厚さ分布において局所的に油膜が厚く存在する領域を油だまりと考えると、これらの間隔を参考に本計算における油だまりの間隔を $100 \mu\text{m}$ と仮定した。また、油だまりのくさびの角度について、理想的には実験でのくさび角度を計算条件とすることが望ましいが、その測定と評価が困難であるため、油だまりのくさびの角度は Sutcliffe らの計算例と同様に 10° と仮定した。

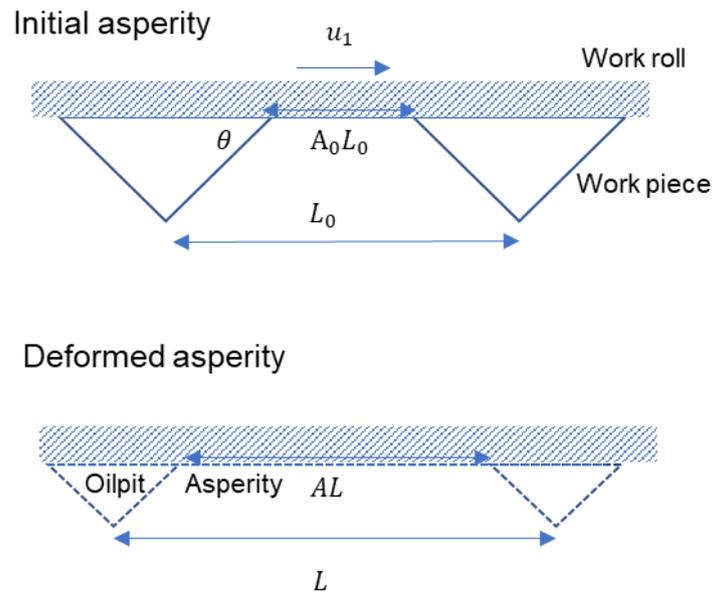


Fig. 3.4.4 Schematic of oilpits and flattening of an asperity.

Table 3.2 Conditions for theoretical calculations.

Thickness: t	1.0 mm
Reduction: r	30%
Yield stress: Y	SPCC: 270 MPa JSC590R: 495 MPa JSC1180Y: 1040 MPa
Initial pocket spacing: L_0	100 μm
Pocket angle: θ	10°
Initial area of contact ratio	0.5
Roll speed: u_1	20 m/min
Lubricant viscosity: η_0	0.024 Pa · s
Pressure viscosity coefficient: α	1.5×10 ⁻⁸ m ² /N
Mean contact pressure: \bar{p}	SPCC: 424 MPa JSC590R: 746 MPa JSC1180Y: 1788 MPa
Thickness: t	1.0 mm
Reduction: r	15%
Yield stress: Y	SPCC: 270 MPa JSC590R: 495 MPa JSC1180Y: 1040 MPa
Initial pit spacing: L_0	300 μm
Pit angle: θ	10°
Initial area of contact ratio	0.5
Roll speed: u_1	20 m/min
Lubricant viscosity: η_0	0.024 Pa · s
Pressure viscosity coefficient: α	1.5×10 ⁻⁸ m ² /N
Mean contact pressure: \bar{p}	SPCC: 424 MPa JSC590R: 746 MPa JSC1180Y: 1788 MPa

計算によって得られた浸出油膜厚さの結果を Fig. 3.4.5(a)に示す。SPCC では浸出油膜厚さが JSC590R や JSC1180Y に比して非常に小さかった。JSC590R では、SPCC よりも明確に浸出油膜厚さが厚く、JSC1180Y ではさらに厚かった。この計算結果をもとにした油だまりから浸出する油膜のイメージを Fig. 3.4.5(b)に示す。SPCC では Fig. 3.4.5(a)に示すように浸出油膜厚さが小さいため、油だまりの変形は JSC590R や JSC1180Y に比べて小さかった。そして、JSC590R や JSC1180Y ではすべり方向に対してより厚い油膜が形成されていた。

この計算結果は、SPCC では油膜厚さが $0.1 \mu\text{m}$ 以下の比較的小さい領域が多く、油膜厚さが $1 \mu\text{m}$ 程度の油膜厚さが比較的大きい領域が局在化していたのに対し、JSC590R や JSC1180Y では SPCC よりも平均油膜厚さは大きく全体に広がって分布している傾向がみられた実験結果と定性的に一致した。なお、Sutcliffe らのように先進率 f_s を 0% としても、鋼種間での浸出油膜厚さの大小関係が変わらないことは確認している。

以上の計算結果と実験結果は次のようにまとめられる。すなわち、高張力鋼では普通鋼に比べて、油だまりから浸出する油膜厚さが大きく、浸出する油量も多くなり、結果として油量指数が増加する。そして、鋼板強度の差に起因する加工発熱による摩擦面の温度上昇との兼ね合いがあるものの、この油の浸出によって高張力鋼圧延時の先進率や摩擦係数は低くなると考えられる。

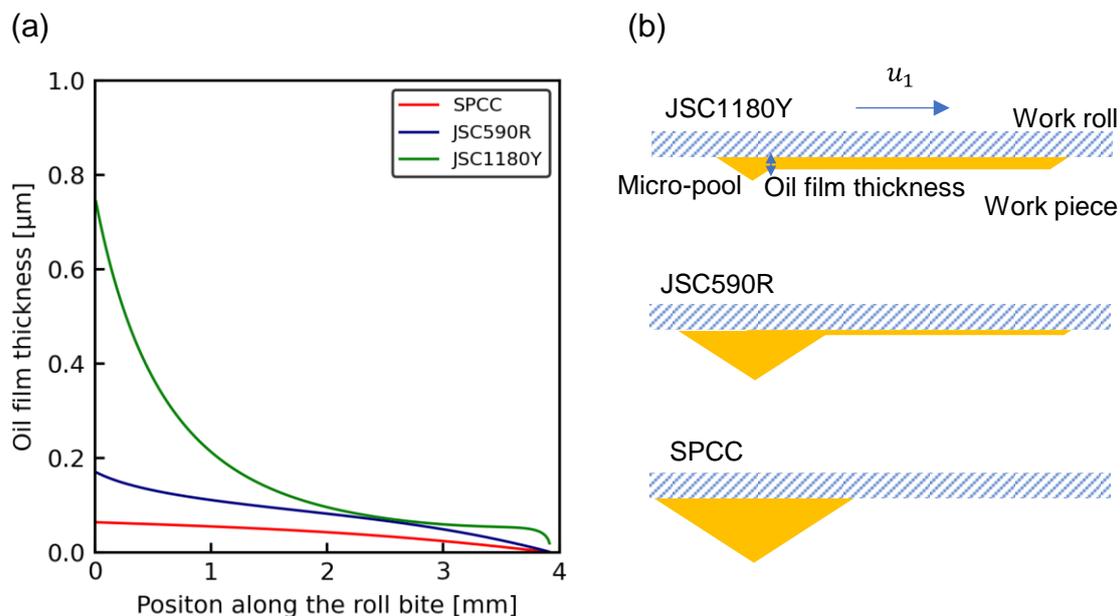


Fig. 3.4.5 Calculated oil film thickness generated at trailing edge of the micro-pool. (a) oil film thickness generated at trailing edge of a lubricant pocket of each material (b) schematic diagram of oil permeation.

3.5 結言

高張力鋼圧延時に普通鋼圧延時よりも摩擦係数が低下する原因を解明するために、高張力鋼圧延

時と普通鋼圧延時の流体潤滑領域の形態を比較することを試みた。そして、この手段として量子ドットを添加した圧延油を用いて、圧延後の鋼板表面の油膜厚さ分布を定量評価する手法を開発した。そして、圧延潤滑性に影響する粘度について異なる圧延油を用いた圧延試験と被圧延材として高張力鋼（JSC590R、JSC1180Y）と普通鋼（SPCC）を用いた圧延試験をおこない、圧延潤滑性と圧延後の鋼板表面における油膜厚さ分布の関係を評価して高張力鋼圧延時に摩擦係数が低下する原因について考察した。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 粘度の異なる PAO30 と PAO60 を供試油として SPCC を供試材とした圧延をおこない、圧延潤滑性の指標である先進率や摩擦係数を比較すると、より高粘度の PAO60 を用いた場合にいずれの値も低かった。そして、圧延後の鋼板表面における油膜厚さ分布は、PAO60 を用いた場合により均一であり、油膜厚さの中央値と頻度の積である油量指数も大きかった。このことは、低粘度油に比べて高粘度油は、ロールバイトでより均一に分布することで、圧延潤滑性を向上させることを示唆している。
- 2) 供試材に SPCC、JSC590R、JSC1180Y を用い、供試油に PAO30 を用いて圧延をおこない、先進率や摩擦係数及び圧延後の鋼板表面における油膜厚さ分布を比較した。SPCC を供試材とした場合に比べて JSC590R を用いた場合には、先進率と摩擦係数のいずれも低位であり、油膜厚さ分布はより均一で油量指数も大きかった。JSC590R を供試材とした場合には、ワークロールと鋼板の間で圧延油が均一に広がることで圧延潤滑性が高まることを示唆している。一方で、JSC1180Y を供試材とした場合、SPCC を用いた場合に比べて油膜厚さ分布はより均一であるものの、先進率と摩擦係数はいずれも高かった。JSC1180Y 圧延時には圧延時の加工発熱量が大きく、ロールバイトでの温度が高く、油膜が薄い領域での破断が進むために摩擦係数が高くなったと考えられる。
- 3) 圧延試験条件をもとにロールバイトの後進域において鋼板表面上の油だまりから浸出する油膜の厚さを計算すると、SPCC を圧延した際に相当する条件に比べて、JSC590R や JSC1180Y 圧延した際に相当する条件では浸出油膜厚さが大きかった。この計算結果は、SPCC に比べて JSC590R や JSC1180Y では油膜が広範に分布するという実験結果と定性的に一致した。

第4章 高張力鋼圧延時の境界潤滑領域における油性剤吸着膜と圧延潤滑性の関係

3章では、2章で明らかとなった高張力鋼圧延時には普通鋼圧延時よりも摩擦係数が低くなるという現象の原因を解明するために、混合潤滑状態にあるロールバイト内部の流体潤滑領域に着目し、圧延油の油膜厚さ分布の評価手法を構築し、高張力鋼圧延時と普通鋼圧延時の油膜厚さ分布を比較した。そして、高張力鋼圧延時のロールバイト内部では圧延油の油膜が均一に分布することが、圧延時の摩擦係数を低くする原因の1つであることを示した。

本章では、混合潤滑状態のロールバイト内部における境界潤滑領域に着目して、境界潤滑性に影響する油性剤を合成炭化水素に添加した圧延油を用いて圧延試験及び摩擦試験をおこない、高張力鋼と普通鋼を被加工材とした場合の摩擦係数を比較した。そして、これらの摩擦係数に対する被加工材の表面硬度及び油性剤の影響を調査した。

4.1 緒言

冷間圧延でのロールバイト内部の潤滑状態は、境界潤滑領域と流体潤滑領域が混在した混合潤滑状態であると一般的に考えられている[90]。そして、混合潤滑状態における摩擦係数は、境界潤滑領域の摩擦係数と、その面積の割合である接触率の積で近似されるとされており、境界潤滑領域の摩擦係数は圧延における摩擦係数に大きく影響すると考えられる[91]。

境界潤滑領域においては、摩擦面に吸着した脂肪酸や脂肪酸エステルなどの油性剤分子による被膜が形成されているが、局所的にこの被膜が破断して金属凝着を生じており、この被膜や金属凝着部のせん断強さが摩擦力とされる[88]。すなわち、凝着部における摩擦係数及び油性剤の被膜による潤滑性の2つの要因が境界潤滑領域の摩擦係数に影響する。以下ではそれぞれの要因に関する先行研究について述べる。

1点目の凝着部の摩擦係数に関して、摩擦面において真実接触した部分の摩擦係数は、摩擦面にかかるせん断応力と2面のうち流動応力の低い材料の硬度の比である。このせん断応力は流動応力と直接的な相関があり、式(4.1.1)より硬度も流動応力と相関があるため、前述のようにせん断応力と硬度の比である摩擦係数には材料の硬度は影響しないと考えられる[92]。

$$H_V = 3\sigma \dots (4.1.1)$$

しかし、実際には硬度が高い材料では、摩擦係数を下げる表面酸化物の破壊と新生面の露出が小さいため、硬度の増加に比例して摩擦係数は減少するという報告もされている[93]。高張力鋼は普通鋼に比べて流動応力が高いため式(4.1.1)に示すように表面硬度も高い。したがって、普通鋼と高張力鋼の硬度の差が摩擦係数に影響を与える可能性があるが、よく明らかになっていない。

2点目の油性剤の被膜が示す潤滑性に関して、1.7.3.2節で述べたように被圧延材と油性剤との反

応性や油性剤の構造が、圧延潤滑性に対しても大きく影響することが明らかになっている。しかし、McConnell らの圧延試験[67]は、普通鋼を供試材として、圧延油を構成する基油や油性剤の違いを評価しているものであり、供試材と油性剤の組合せが圧延潤滑性に対して与える影響は明らかになっていない。特に、高張力鋼には、引張り強度の向上や残留オーステナイトを室温で安定化させて加工性を確保することを目的として Si や Mn などの元素が添加されており[94]、普通鋼とは組成が異なっている。Murakami ら[66]が被加工材によって油性剤の示す潤滑性が異なることを報告しているように、これらの高張力鋼に添加された Si や Mn などの元素が被圧延材中に存在することが油性剤の吸着膜形成に影響を与え、高張力鋼と普通鋼の境界潤滑領域の摩擦係数に差異を生じさせている可能性も考えられる。

しかし、冷間圧延における高張力鋼の境界潤滑性について着目し、被圧延材の硬度や油性剤の圧延潤滑性への影響を普通鋼と比較して評価した事例はこれまでにない。

本章では、高張力鋼の圧延潤滑性に及ぼす油性剤の影響を調査し、普通鋼圧延時におけるその影響と比較した。まず、高張力鋼と普通鋼の硬度の違いが境界摩擦係数に及ぼす影響を明らかにするため、境界摩擦係数の評価が可能なバウデン式摩擦試験を実施した。この摩擦試験における試験材として、圧延によりひずみを加えて流動応力と硬さを変化させた普通鋼を用いた。次に、前方すべりや摩擦係数などの圧延潤滑性指標を評価するため、普通鋼と高張力鋼を供試材として用いて圧延試験を実施した。供試油には、油性剤として脂肪酸またはエステルを添加した合成炭化水素（ポリ α -オレフィン、PAO）を用いた。さらに、供試油と供試材が圧延潤滑性に及ぼす影響を検討するため、X 線光電子分光法(XPS)と高感度赤外反射吸収分光法(IRRAS)を用いて、圧延後に鋼板表面に形成される圧延油の吸着膜を分析した。さらに、圧延試験で得られた摩擦係数と供試油と供試材との関係が境界潤滑領域の潤滑性の差異に起因するものであるかどうかを明らかにするために、高張力鋼と普通鋼を供試材としてバウデン式摩擦試験を実施した。最後に、中性子反射率法を用いて高張力鋼と普通鋼の表面における油性剤の吸着膜厚を定量的に評価し、供試材と油性剤の組合せが圧延潤滑性に及ぼす影響について検討した。

4.2 圧延材硬度が摩擦に及ぼす影響の摩擦試験による評価

4.2.1 試験方法

本試験では、圧延によりひずみを加えて表面硬度を変化させた SPCC を試験片として用いた場合の境界摩擦係数を比較した。摩擦試験装置にはバウデン式摩擦試験機を用いた。SPCC コイル（板厚 1.0 mm）と、実験用冷間コイル圧延機（4Hi、ワークロール径 110 mm）を用いて圧下率 10%と 50%で圧延した前記 SPCC コイルをそれぞれ切断して試験材とした。以下、それぞれの試験片を用いる試験条件を SPCC r=10%及び SPCC r=50%と呼称する。これらの試験片は幅 25mm、長さ 60mmであった。その後、表面粗さ 0.03~0.04 μmRa となるように研磨した。鋼球には直径 6 mm の SUJ-2 を使

用し、試験片に対して 10 N の荷重で押しつけた。この条件下での最大ヘルツ接触応力は約 1.1 GPa であった。これらの供試材の表面硬度を評価するために、ビッカース硬度計で硬度を測定した。各供試材の 3 点の異なる位置についてビッカース硬度計 HM-102 (株式会社ミットヨ) を用いて測定した。各供試材の硬度の平均値を Fig.4.2.1 に示す。SPCC、SPCC_{r=10%}、SPCC_{r=50%} のビッカース硬さはそれぞれ 120、154、218HV であり、JSC590R のビッカース硬さは 179HV であった。供試油には、PAO 及びオレイン酸またはオレイン酸メチルを油性剤として 5 wt% 添加した PAO を用いた。PAO の 30°C における動粘度は $3 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ であり、実際の圧延油と同様であった。以下では、PAO を用いた摺動条件を PAO、PAO にオレイン酸またはオレイン酸メチルを添加した条件を PAO、PAO+OA、PAO+MO と呼称する。試験片は 100°C に加熱し、表面に試験油を供給してオイルバス潤滑状態を維持した。さらに、摺動速度 10 mm/s で、各方向 10 mm の往復運動を 30 回行った。各条件について鋼板表面上で摺動する位置を変えて 30 往復の摺動を 3 回行い、得られた摩擦係数の平均値を比較した。

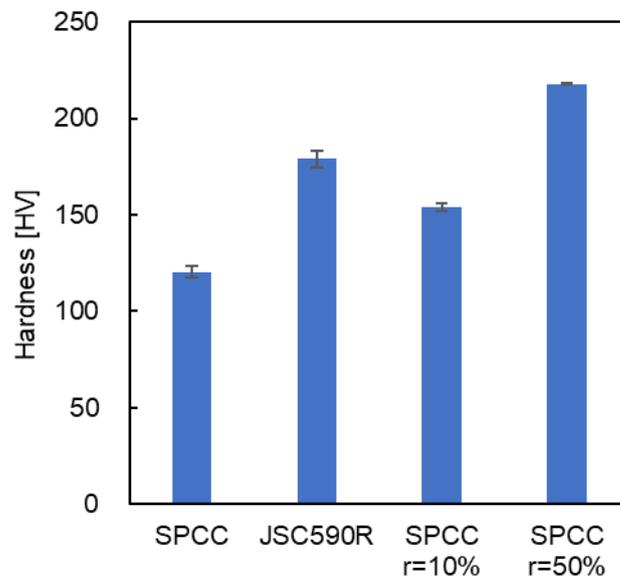


Fig. 4.2.1 Comparison of the Vickers hardness for SPCC, JSC590R, SPCC rolled at a reduction of 10% (SPCC_{r=10%}) and SPCC rolled at a reduction of 50% (SPCC_{r=50%}).

4.2.2 試験結果

SPCC を供試材とした場合の摺動回数に対する摩擦係数の変化を Fig. 4.2.2(a) に示す。図中のプロットは摩擦係数の平均値を、エラーバーは摩擦試験の最大値及び最小値を表している。PAO では、摩擦係数は摺動開始直後の 0.1 から増加し続け、7 往復目で 0.3 を超えたところで鋼球と供試材の間での振動とスティックスリップ現象が発生し、これを鋼球と供試材との間で焼付きが生じたと判断して摺動を中止した。PAO+OA では PAO と比べて摩擦係数は低く 0.15 程度であり、摺動回数が増

えてもこの値は大きく変わらなかった。PAO+MOはPAO+OAに比べて低く0.1程度であり、摺動回数が増えてもこの値は大きく変わらなかった。

SPCC r=10%とSPCC r=50%を用いた摩擦試験結果をそれぞれFig.4.2.2(b)及びFig.4.2.2(c)に示す。Fig.4.2.2(b)及びFig.4.2.2(c)より、いずれの供試材においてもPAO+OAよりもPAO+MOのほうが摩擦係数は低く、各条件の摩擦係数はFig.4.2.2に示す冷間圧延焼鈍材のSPCCと同様の結果を示した。また、圧延で加えられた供試材のひずみ量(圧下率)によらず、各条件の摩擦係数は、PAOでは0.1から0.35、PAO+OAでは0.1から0.2、PAO+MOでは0.1から0.15の範囲にあった。

これらの摩擦試験結果から、今回の摩擦試験条件下では、高張力鋼と普通鋼の硬度の違いが摺動時の摩擦係数に及ぼす影響は無視できる程度であることがわかった。

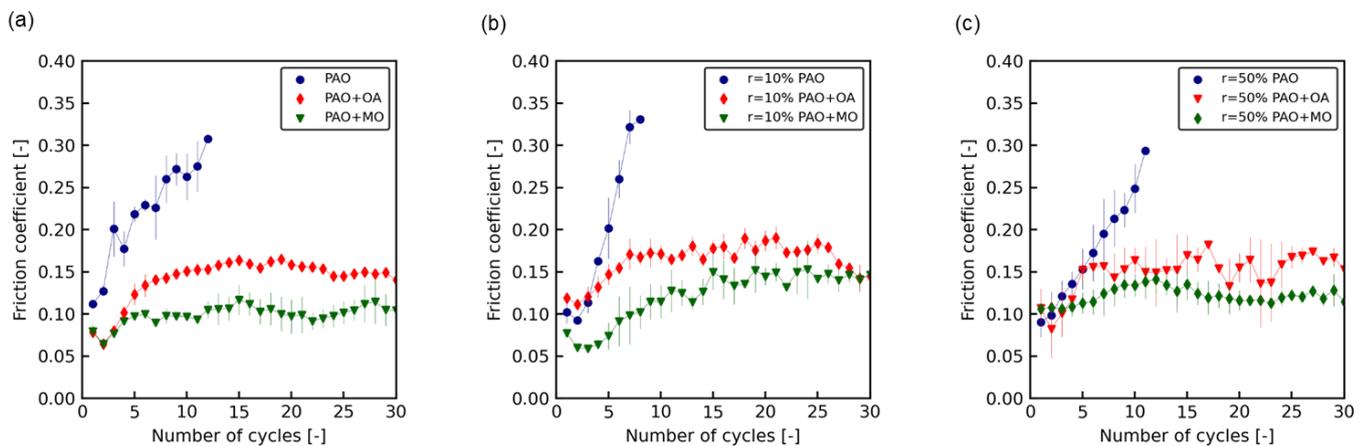


Fig. 4.2.2 Friction coefficient as a function of the number of sliding cycles measured in the sliding test for: (a) SPCC (not rolled), (b) SPCC rolled at a reduction of 10% (SPCC r=10%), and (c) SPCC rolled at a reduction of 50% (SPCC r=50%).

4.3 高張力鋼と普通鋼の圧延潤滑性の比較と圧延後の鋼板表面の化学分析

4.3.1 実験方法

4.3.1.1 圧延試験

試験に用いた圧延機は4段(ワークロール径110mm)の実験用冷間コイル圧延機である。圧延条件をTable4.1に示す。入側張力を98MPa、出側張力を118MPa、圧延速度は50m/minで一定としながら、圧下率を10%から30%まで変化させて、圧下シリンダーに取り付けたひずみゲージにより圧延荷重を測定した。ワークロール表面はエメリー紙による研磨によって、タンデム圧延機での表面粗度と同等の $0.3\mu\text{mRa}$ に調整した。また、被圧延材に転写されたワークロール表面上の刻印の間隔を、圧延後のコイルを巻き戻して測定することで先進率を実測した。なお、圧下量を Δh 、圧延前板厚を h_0 とすると先進率 f_s は中立点 x_n との間には式(4.3.1.1)に示す関係がある。

$$f_s = \frac{\Delta h}{h_0} \left(\frac{x_n}{l} \right)^2 \dots (4.3.1.1)$$

圧延時の圧下率や前後張力などが同一の条件の場合、中立点の位置は摩擦係数によって変化する。つまり、摩擦係数が高いと中立点の位置はロールバイト入側に近づき、低い場合にはロールバイト出側に近づく。したがって、先進率もロールバイトの潤滑状態によって変化し、摩擦が低い場合には先進率は低くなる。

供試材には、普通鋼として引張り強さが 270 MPa 級の SPCC と高張力鋼として引張り強さが 590 MPa 級の JSC590R の冷間圧延焼鈍材を用いた。供試材のサイズは幅 50 mm、板厚 1.0 mm のコイルである。供試油には、Poly-Alpha-Olefin (PAO) 及びオレイン酸、オレイン酸メチルそれぞれを油性剤として 5 wt% の濃度となるように添加した PAO を用いた。なお、PAO の 30°C での動粘度は $3 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ であり、実機圧延油の動粘度と同程度である。以下では、PAO を用いて圧延する条件を PAO、オレイン酸やオレイン酸メチルを添加した PAO を用いて圧延する条件をそれぞれ PAO、PAO+OA、PAO+MO と呼称する。供試油はエアアトマイズ法を用いて供給した。容器内で 50°C に加熱した供試油を、 $3.4 \times 10^{-7} \text{ m}^3/\text{s}$ の流量で送り出し、鋼板の上下面から 70 mm 離れた位置に設置した 2 流体ノズルから 0.1 MPa の圧力のエアで鋼板表面に対して噴霧した。この条件により、鋼板の上下面に十分量の供試油を供給できることを確認している。

Table 4.1 Experimental conditions of the rolling experiment.

Material	SPCC, JSC590R
Thickness	1.0 mm
Width	50 mm
Reduction (r)	10, 15, 20, 25, 30%
Front tension (σ_f)	98 MPa
Back tension (σ_b)	118 MPa
Rolling speed	50 m/min
Roll roughness	0.3 μmRa
Work roll	$\phi 110 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$
Back up roll	$\Phi 250 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$
Rolling oil	PAO (30 cSt/30°C) :PAO PAO added oleic acid 5wt% :PAO+OA PAO added methyl oleate 5wt% :PAO+MO
Air atomization	0.1 MPa, 20 cc/min

4.3.1.2 高感度赤外反射吸収分光法（IRRAS）

前記の圧延試験において圧下率 30%の条件で圧延した鋼板を、圧延直後に 50 mm 四方のサイズに切り出して、高感度反射赤外分光法（IRRAS）により表面の残存している油性剤の状態について分析をおこなった。赤外分光装置は日本分光製 FT/IR-6100 を用いた。測定範囲は 100 μm ×100 μm であり、入射角は 83°とした。

4.3.1.3 X線光電子分光法（XPS）

前記の圧延試験において圧下率 30%の条件で圧延した鋼板をヘキササン中に浸漬して洗浄したのちに分析した。X線光電子吸収分光装置にはアルバック・ファイ社製 Phi-Quantes を用いた。照射 X線の X線源は単結晶分光 AlK α ($h\nu = 1486.6 \text{ eV}$) を用いて測定領域は 300 μm ×300 μm とした。また、10⁻⁸ Pa 以下の真空度で測定した。得られたスペクトルは Shirley の手法によりバックグラウンドを差引き、カーブフィッティングによる解析を実施した。

4.3.1.4 バウデン摩擦試験

圧延試験に用いた SPCC コイルと JSC590R コイルから圧延前の状態で鋼板を切り出して試験片とした。以下、これらをそれぞれ SPCC、JSC590R と呼ぶ。圧延試験に使用した潤滑剤は、PAO、PAO+OA、PAO+MO である。その他の摺動条件は、4.2 節に記載したものと同様である。

4.3.2 試験結果

SPCC 圧延時の圧下率に対する圧延荷重の変化を Fig. 4.3.1 に示す。いずれの供試油を用いた場合にも圧下率の増加に伴って圧延荷重は増加した。いずれの圧下率でも PAO が最も圧延荷重が高く、PAO+OA 及び PAO+MO では PAO に対して圧延荷重が約 10%低かった。次に、圧下率に対する先進率の変化を Fig. 4.3.2 に示す。どの供試油条件でも、圧下率 15%以上の条件で、圧下率の増加に対して先進率は低下した。供試油間で比較すると PAO+OA や PAO+MO に比べて PAO はいずれの圧下率でも高く、PAO+OA に比べて PAO+MO は低い先進率を示した。

非円弧形ロール偏平を考慮した圧延解析モデル[71]を使って Fig. 4.3.1 に示す圧延荷重及び Fig. 4.3.2 に示す先進率から摩擦係数を逆算した。Fig. 4.3.3 に圧下率に対する逆算摩擦係数を示す。圧延荷重および先進率の影響を受けて PAO が最も高位であり、PAO+MO が最も低位であった。Fig. 4.3.4 に圧下率に対する出側鋼板温度の変化を示す。いずれの供試油条件においても圧下率の増加に対して温度も増加しており、圧下率 30%ではおよそ 80°Cとなった。

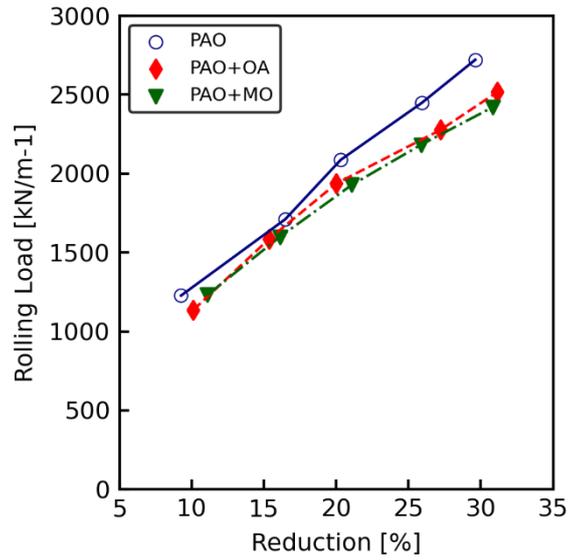


Fig. 4.3.1 Specific rolling force as a function of the reduction for SPCC.

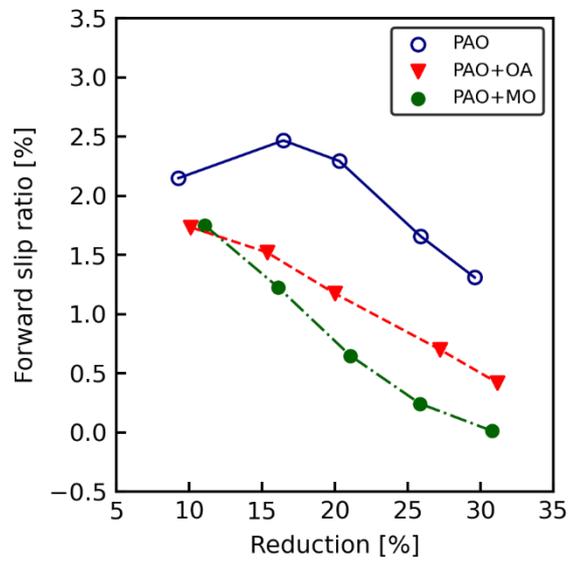


Fig. 4.3.2 Forward slip as a function of the reduction for SPCC.

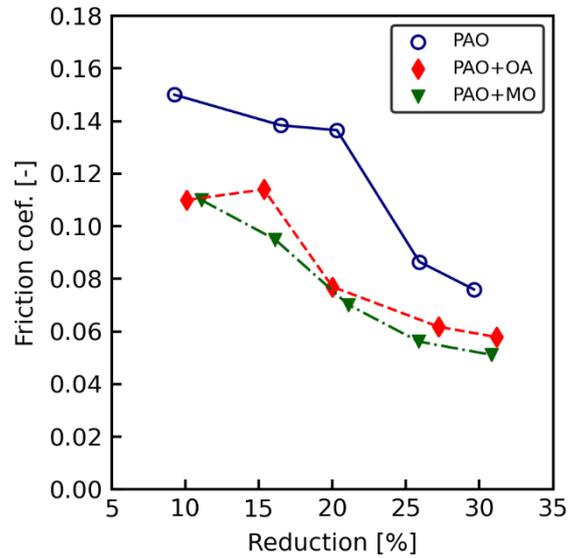


Fig. 4.3.3 Friction coefficient as a function of the reduction for SPCC.

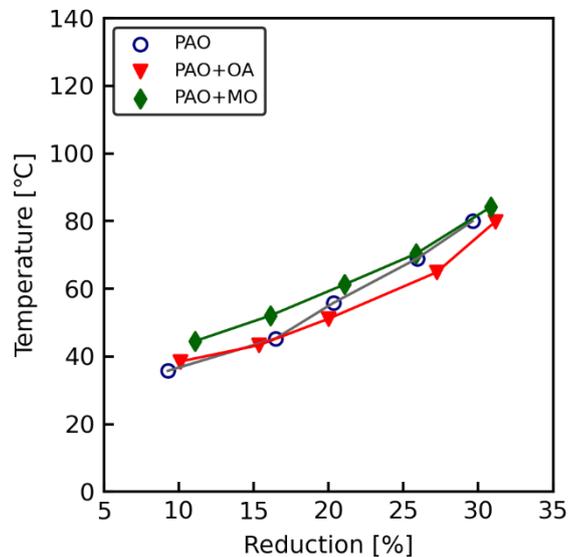


Fig. 4.3.4 Strip temperature as a function of the reduction for SPCC.

供試材として JSC590R を用いた場合における圧下率に対する圧延荷重の変化を Fig. 4.3.5 に示す。SPCC と同様にいずれの供試油を用いた場合にも圧下率の増加に伴って圧延荷重は増加した。圧下率に対する先進率の変化を Fig. 4.3.6 に示す。SPCC と同様に圧下率増加とともに先進率は低下した。供試油間で比較するといずれの圧下率でも PAO の先進率が最も高く、PAO+OA の先進率が最も低かった。JSC590R 圧延時の逆算摩擦係数の圧下率に対する変化を Fig. 4.3.7 に示す。先進率の影響を受けて逆算摩擦係数は、PAO で最も高く、PAO+OA で最も低かった。圧下率に対する出側鋼板温度の変化を Fig. 4.3.8 に示す。SPCC と同様に圧下率の増加に伴って温度は増加し、圧下率 30%ではおよ

そ 120°C となった。

一般に、油性剤はその吸着している表面の温度が一定以上になると、表面から解離して摩擦低減の機能を失うといわれており、このしきい値である転移温度は 200°C 程度と考えられている[20]。そのため、出側鋼板温度の最大値が 120°C である本実験の条件下では油性剤は機能しており、供試油間でみられた潤滑性の差は油性剤に起因すると考えられる。

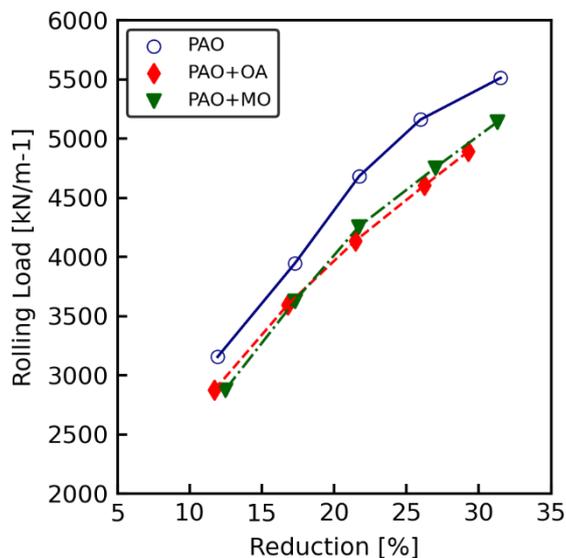


Fig. 4.3.5 Specific rolling force as a function of the reduction for JSC590R.

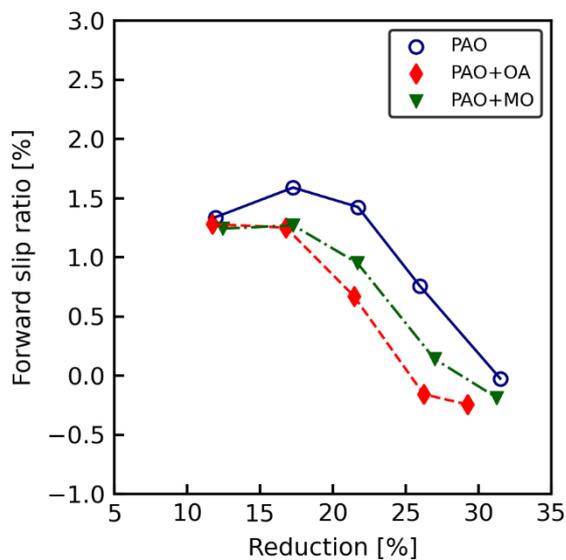


Fig. 4.3.6 Forward slip ratio as a function of the reduction for JSC590R.

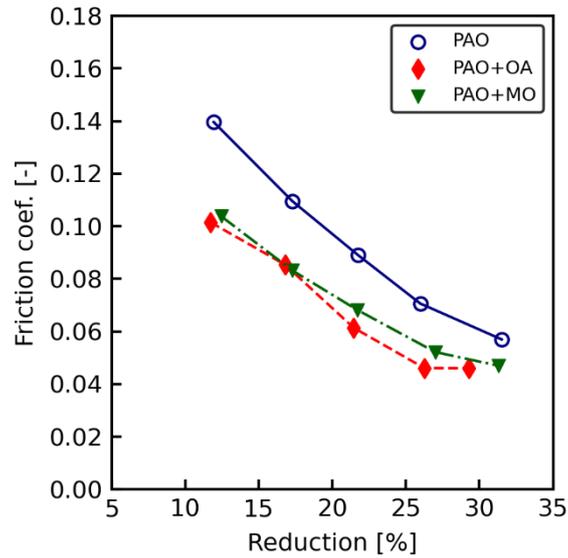


Fig. 4.3.7 Friction coefficient as a function of the reduction for JSC590R.

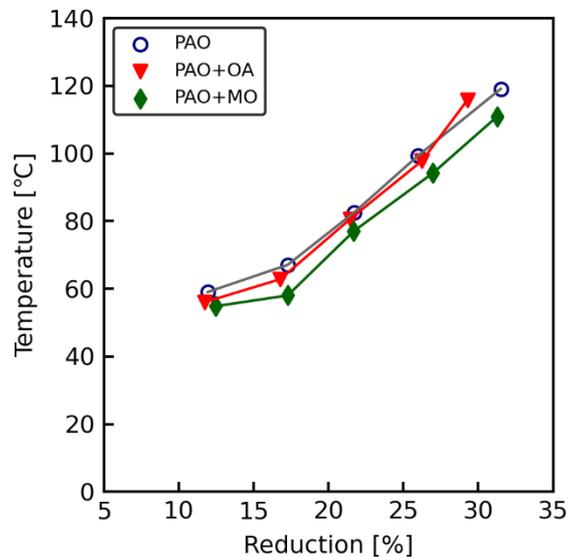


Fig. 4.3.8 Strip temperature as a function of the reduction for JSC590R.

圧延後の SPCC と JSC590R 表面とを IRRAS で分析した結果について、それぞれ Fig.4.3.9(a)と Fig. 4.3.9(b)に示す。Fig.4.3.9(a)より SPCC 表面において、PAO では 1464 cm^{-1} に C-C/C-H 結合の吸収がみられ、C=O 結合の吸収がある $1700\text{-}1800\text{ cm}^{-1}$ には吸収ピークはみられなかった。PAO+OA では 1710 cm^{-1} に COOH による吸収がみられた。また、 $1500\text{-}1600\text{ cm}^{-1}$ にかけてオレイン酸鉄による吸収がみられた。一方で、PAO+MO では 1745 cm^{-1} にエステルの C=O 結合の吸収がみられたが、PAO+OA と異なりオレイン酸鉄の吸収ピークはみられなかった。また、Fig. 4.3.9(b)より JSC590R 表面において、PAO では同様に 1464 cm^{-1} に C-C/C-H 結合の吸収ピークがみられ、C=O 結合の吸収がある $1700\text{-}1800$

cm⁻¹にはその吸収ピークはみられなかった。PAO+OA では SPCC 表面と同様に 1500-1600 cm⁻¹にかけてオレイン酸鉄の吸収ピークがみられるものの、1710 cm⁻¹にみられる COOH の吸収強度は SPCC 表面に比べて小さかった。オレイン酸鉄 (1596 cm⁻¹) の吸収強度をオレイン酸 (1710 cm⁻¹) の吸収強度で割った比を、SPCC と JSC590R で比較するとそれぞれ 1.6 と 5.6 であり、SPCC に比べて JSC590R ではその表面に存在するオレイン酸鉄の割合が大きかった。PAO+MO では SPCC と同様に 1745 cm⁻¹にエステルの C=O 結合の吸収がみられたが、PAO+OA と異なりオレイン酸鉄の吸収ピークはみられなかった。以上の IRRAS の測定結果から、オレイン酸を油性剤として用いた場合、SPCC と JSC590R のいずれも、圧延後の鋼板表面の油膜にはオレイン酸とオレイン酸鉄が含まれていた。このオレイン酸鉄は、オレイン酸が圧延中に鋼板表面に化学吸着して生成したと考えられる。そして、JSC590R においてオレイン酸鉄の油膜に占める割合が大きかった。オレイン酸メチルを油性剤として用いた場合、SPCC と JSC590R のいずれも、圧延後の鋼板表面の油膜にはオレイン酸メチルが含まれていた。オレイン酸鉄が見られなかったことから、オレイン酸メチルの多くは鋼板表面に物理吸着していると考えられる。

圧延後の SPCC と JSC590R 表面の XPS 測定により得られた C1s スペクトルを、それぞれ Fig. 4.3.10(a)と Fig. 4.3.10(b)に示す。また、これらの C1s スペクトルのフィッティングにより同定された各化学種の結合エネルギーを Table 4.2 に示す。Fig. 4.3.10(a)に示す SPCC 表面の C1s スペクトルにおいて、PAO ではカーバイド、C-O 結合、O=C-O 結合のピークがみられた。PAO+OA 及び PAO+MO では、C-O 結合と O=C-O 結合のピークがみられた。そして、Fig. 4.3.10(b)に示す JSC590R 表面の C1s スペクトルにおいて、SPCC 表面と同様に、PAO ではカーバイド、C-O 結合、O=C-O 結合のピークがみられた。PAO+OA 及び PAO+MO では、C-O 結合と O=C-O 結合のピークがみられた。フィッティングにより求めた各化学種のピーク面積比を Fig. 4.3.11 に示す。SPCC と JSC590R のいずれでも、PAO+OA 及び PAO+MO において、C-O 結合と O=C-O 結合のピーク面積率は PAO の場合よりも増加した。以上の XPS の測定結果より、PAO+OA 及び PAO+MO の供試油に含まれる、カルボニル基を有するオレイン酸やオレイン酸メチルが鋼板表面に化学吸着して被膜を形成していたことが推察される。

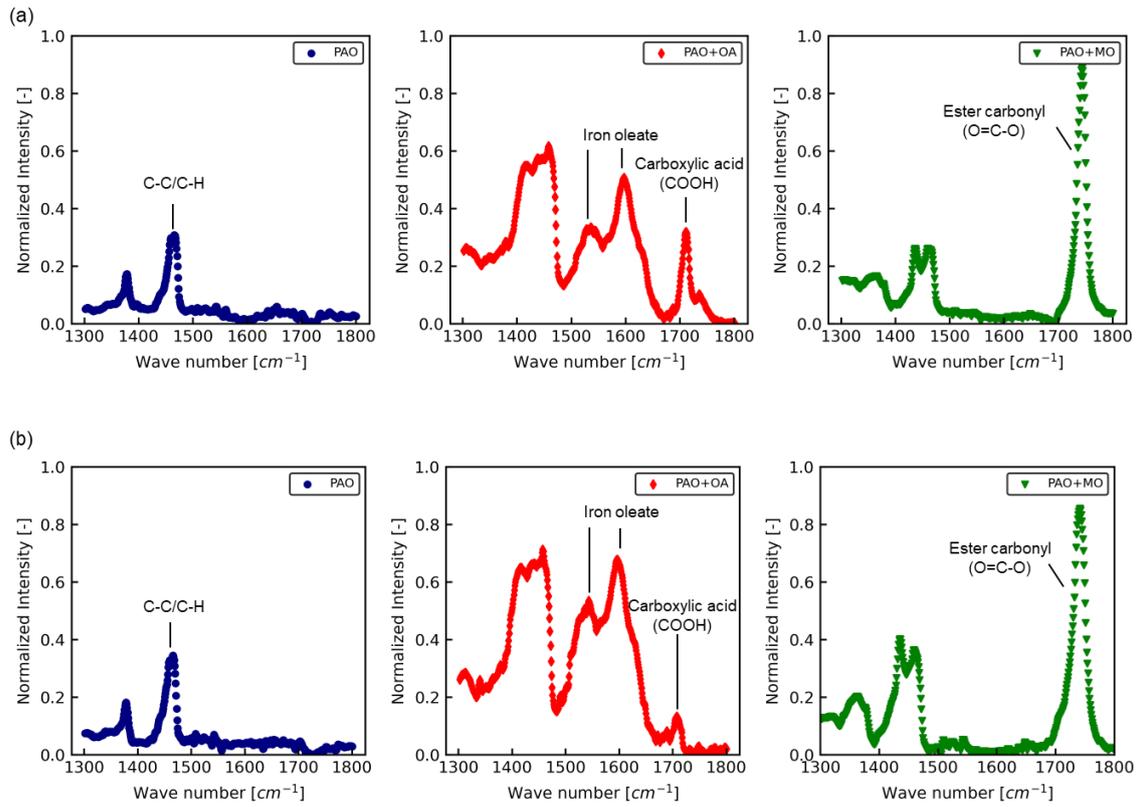


Fig. 4.3.9. IR spectra after rolling with PAO, PAO+OA, and PAO+MO for: (a) SPCC surface and (b) JSC590R surface.

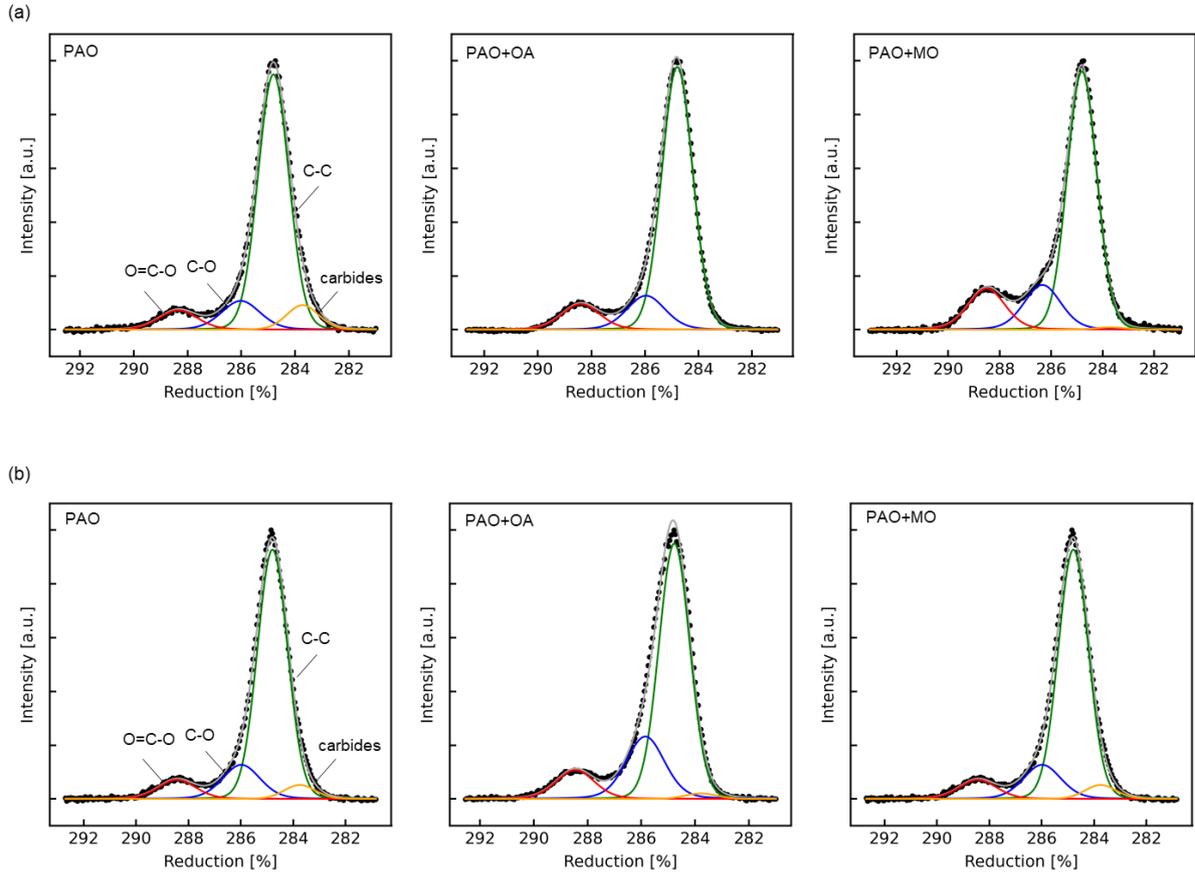


Fig. 4.3.10. XPS spectra after rolling with PAO, PAO+OA and PAO+MO for: (a) SPCC surface and (b) JSC590R surface.

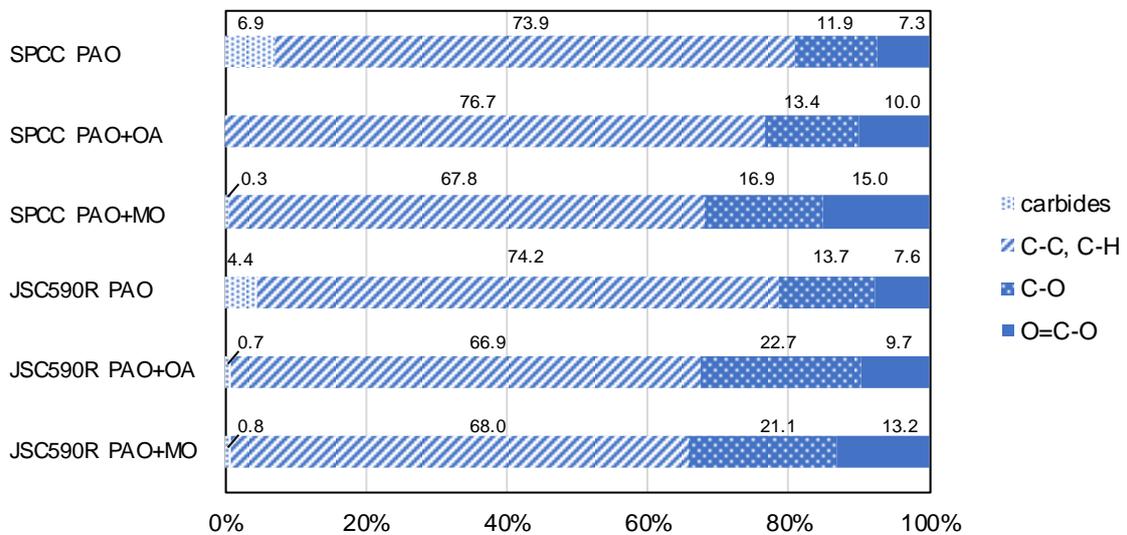


Fig. 4.3.11. Comparison of XPS peak areas for each sample.

Table 4.2 Summary of C1s spectra main results.

		Carbides		C-C, C-H		C-O.		O=C-O	
		B.E.(eV).	Area %.						
SPCC	PAO	283.7	6.9	284.8	73.9	286.0	11.9	288.3	7.3
	PAO+OA	283.7	0	284.8	76.7	286.0	13.4	288.4	10
	PAO+MO	283.7	0.3	284.8	67.8	286.2	16.9	288.4	15
JSC590R	PAO	283.8	4.4	284.8	74.2	286.0	13.7	288.4	7.6
	PAO+OA	283.8	0.7	284.8	66.9	285.9	22.7	288.4	9.7
	PAO+MO	283.8	0.8	284.8	65	286.0	21.1	288.4	13.2

続いて、バウデン摩擦試験の結果を示す。SPCC を供試材とした場合の摺動回数に対する摩擦係数の変化を Fig.4.3.12(a)に示す。図中のプロットは摩擦係数の平均値を、エラーバーは摩擦試験の最大値及び最小値を表している。PAO では、摩擦係数は摺動開始直後の 0.1 から増加し続け、7 往復目で 0.3 を超えたところで鋼球と供試材の間での振動とスティックスリップ現象が発生し、これを鋼球と供試材との間で焼付きが生じたと判断して摺動を中止した。PAO+OA では PAO と比べて摩擦係数は低く 0.15 程度であり、摺動回数が増えてもこの値は大きくは変化しなかった。PAO+MO は PAO+OA に比べて低く 0.1 程度であり、摺動回数が増えてもこの値は大きくは変化しなかった。

JSC590R を供試材とした場合の摺動回数に対する摩擦係数の変化を Fig.4.3.12(b)に示す。こちらも図中のプロットは摩擦係数の平均値を、エラーバーは摩擦試験の最大値及び最小値を表している。PAO は SPCC と同様に摺動回数の増加とともに摩擦係数は 0.1 から 0.3 まで増大し、鋼球と供試材の間での振動とスティックスリップ現象が生じたため、鋼球と供試材との間で焼付きが発生したと判断して摺動を中止した。PAO+OA では PAO と比べて摩擦係数は低く約 0.06 であり、摺動回数が増えてもこの値は大きくは変化しなかった。PAO+MO は PAO よりは低いものの PAO+OA に比べて高く約 0.09 であった。

また、SPCC を供試材とした場合にはオレイン酸メチルを用いたほうが摩擦係数は低く、JSC590R を供試材とした場合には、オレイン酸を用いたほうが摩擦係数は低かった。この傾向は 4.3 節の圧延試験での先進率や摩擦係数の結果と対応していた。

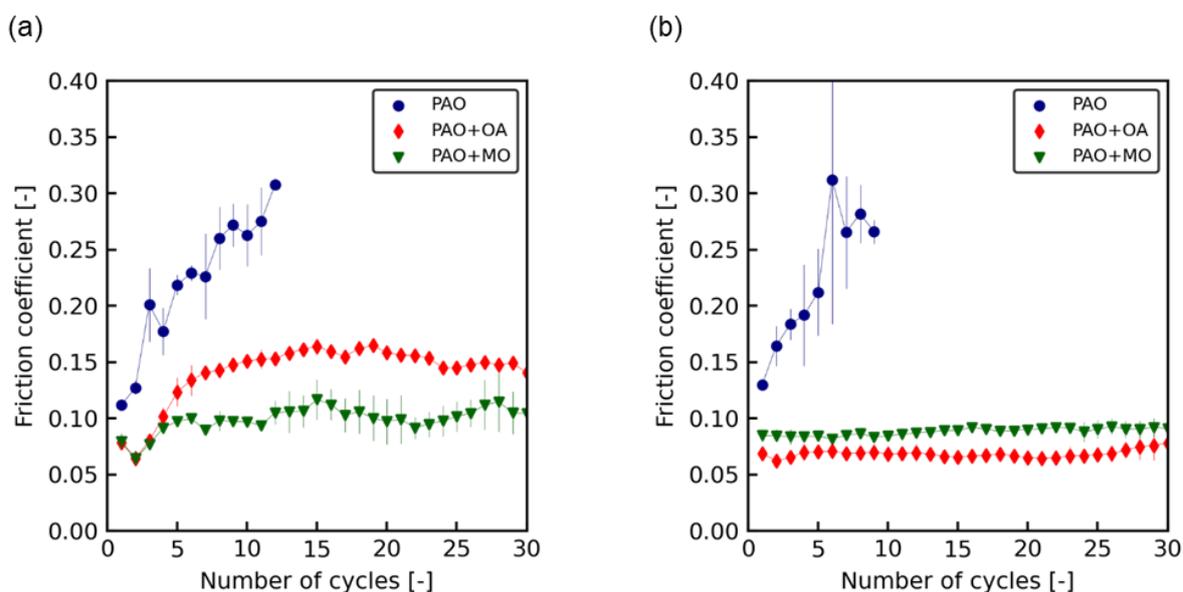


Fig. 4.3.12 Friction coefficient as a function of the number of sliding cycles measured by the sliding test for: (a) SPCC and (b) JSC590R.

4.3.3 中性子反射率法

中性子反射率法は、測定対象の試料表面に中性子を入射し、試料表面で反射した中性子の強度から、試料の厚み方向の構造を観測可能な手法である。中性子は物質透過能が高く固液界面の直接観察が可能であり、例えば基油を重水素でラベルすることで基油と油性剤の区別が可能である。そのため、X線では識別が困難な有機化合物を測定対象とする場合に有用である。これらの特徴のために、金属表面に物理吸着及び化学吸着した油性剤による吸着膜について、その厚みや密度の定量的な評価に中性子反射率法は用いられており、油性剤吸着膜の厚みや密度と摩擦試験で評価した油性剤の潤滑性の関連性について調べられている[95][96][97]。

本章では2章で得られた供試材による圧延潤滑性の差異について考察するために、油性剤の吸着膜厚の定量的な評価をおこなう。

4.3.3.1 実験方法

大強度陽子加速器施設 (J-PARC) の MLF BL 16 の TOF 型中性子反射率計 SOFIA を使用して測定をおこなった。吸着性を評価したい金属板 (以下、供試材と呼称する) をターゲットとして、鏡面研磨されたシリコンブロック (50×50×10 mm、Ra=0.2 nm) 表面にスパッタリング[98]して、その表面に金属被膜を形成した。このシリコンブロックを専用のホルダーの中に設置し、中性子反射率法測定時にはホルダー内部を供試油で満たして、供試油がシリコンブロック表面上の金属被膜に接するようにした。なお、測定は室温でおこなった。

供試油として、重水素化したヘキサデカン（d-ヘキサデカン：d-Hex）及び油性剤としてオレイン酸、オレイン酸メチルを 5 wt% 添加した d-ヘキサデカンを用いた。それぞれの供試油を用いて測定した条件を d-Hex、d-Hex+OA、d-Hex+MO と呼称する。なお、d-ヘキサデカンの散乱長密度（Scattering length density, SLD）は $6.8 \times 10^{-6} \text{ \AA}^{-2}$ である。中性子をプローブとすることで基板からビームを入射できて、金属薄膜と供試油の界面が直接観測できる[99]。さらに散乱長の差を利用して重水素と軽水素の識別が可能であるため、軽水素のみを有する油性剤による層と重水素化された d-ヘキサデカンの溶媒の層を区別することができる。鋼材中に含まれる Si や Mn といった合金元素の添加濃度が油性剤吸着膜厚に与える影響を評価するために、圧延試験や摩擦試験で使用する SPCC、JSC590R に加えて、より添加合金濃度の高い高張力鋼として引張り強さ 1.2 GPa 級の JSC1180Y を供試材とした。各供試材の組成について Table 4.3 に示す。

中性子反射率法の測定において、シリコンブロック側面から金属薄膜と供試油の界面に対して 0.3、0.6、1.2° の入射角で中性子線を入射した。この界面で反射してシリコンブロックを透過した中性子線を検出器で検出し、この中性子線強度を入射中性子線で規格化することで反射率プロファイルを得る。初めに大気中での反射率プロファイルを測定し金属薄膜の構造を確認し、次にサンプルホルダーに対して基油となる d-ヘキサデカンのみを流し入れて、基油と金属界面の構造を調べた。そして、d-ヘキサデカンに油性剤を混合させた供試油を流し入れて、基油と金属界面の構造を調べた。そして、散乱ベクトル Q に対する反射率の変化である反射率プロファイルを比較して、油性剤吸着層の厚みや密度を評価した。なお、この散乱ベクトル Q は、中性子線が基板表面で反射されることで生じる中性子線の波数ベクトルの変化分であり、波長を λ 、入射角を θ とした場合に式(4.3.3.1)で表される。

$$q = \frac{4\pi}{\lambda} \sin\theta \dots (4.3.3.1)$$

反射率プロファイルの比較にあたっては Motofit[100]を用いた。このソフトウェアでは実験で得られた反射率プロファイルを Parratt[101]の理論に基づいてフィッティングしている。フィッティングにあたっては、Fig.4.3.13 に示すように、薄い表面酸化層を有するシリコンブロックに対して金属薄膜がスパッタリングされ、その表面に油性剤が吸着膜を形成しているという状態を仮定した。

Table 4.3 Specifications of samples

	Ingredients [wt%].				
	C	Si	Mn	P	S
SPCC	0.037	0.008	0.14	0.01	0.005
JSC590R.	0.079	0.758	1.72	0.01	0.0026
JSC1180Y	0.118	1.4	2.75	0.01	0.0026

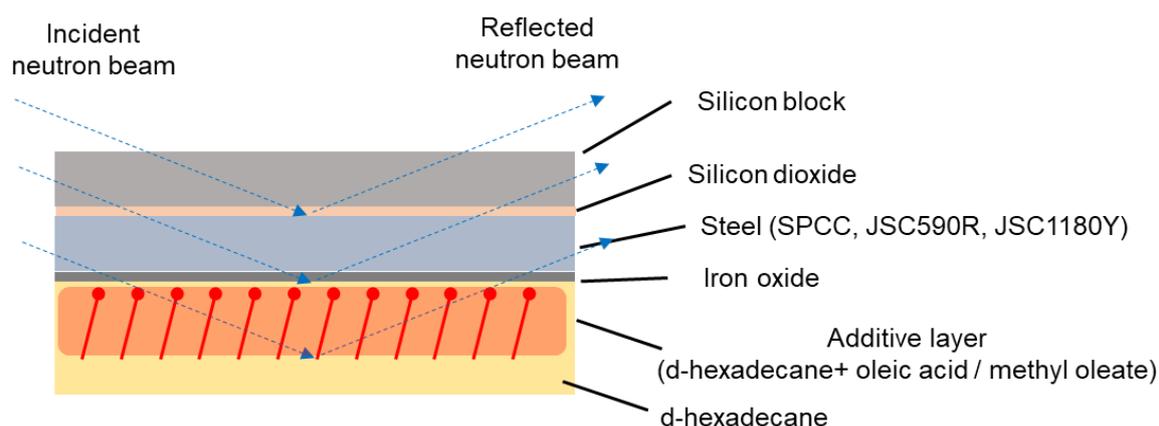


Fig. 4.3.13 Schematic of neutron reflectometry measurements to investigate the film thickness and density of the adsorbed additive layer.

4.3.3.2 試験結果

SPCC、JSC590R、JSC1180Y の各鋼種をスパッタリングしたシリコンブロックに対する反射率プロファイルをそれぞれ Fig. 4.3.14 (a)、(b)、(c)に示す。各図中の実線は Parratt の理論に基づくフィッティング結果を示している。なお、すべての解析で実測値とフィッティング結果との誤差である χ^2 は 0.006 以下である。今回の解析では各層のすべての反射率プロファイルの最大値は 1 であるが、各条件の比較のために縦方向にずらしている。このフィッティング曲線の谷部に位置する点がフリンジ間隔の変化を示している。油性剤によって基板上に吸着膜が形成されて見かけ上の膜厚が厚くなるとこのフリンジ間隔は短くなる。いずれの供試材においても d-ヘキサデカンのみ条件に対して、d-Hex+OA、d-Hex+MO ではフリンジ間隔が短くなっている傾向がみられた。

d-Hex に添加された油性剤による基板表面の吸着層の厚さと密度を評価するために、反射率プロファイルのフィッティング解析により散乱長密度 (SLD 値) を求めた。Table 4 にフィッティング解析により得られた散乱長密度を示す。なお、本測定においては、オレイン酸及びオレイン酸メチルは重水素化されておらず、中性子反射率法によって検出されない。そのため、基板上的油性剤吸着

層に存在する d-ヘキサデカン分子膜の厚さと密度から算出した。油性剤吸着層の密度 (D%) は重水素化されている d-ヘキサデカンの SLD 値 (SLD_{dHex}) に対する吸着層の SLD 値 (SLD_{ad}) の割合を用いて式(4.3.3.2)のように求めた。各条件の吸着層の SLD 値を Table 4.4 に示す。

$$D = 100 \times \left(1 - \frac{SLD_{ad}}{SLD_{dHex}}\right) \dots (4.3.3.2)$$

Table 4.4 SLD values of the substrate.

Layer	Density (g/cm ³)	SLD ($\times 10^{-6} \text{ \AA}^{-2}$)	Thickness (nm)
Silicon Block	2.33	2.07	-
SiO ₂	2.65	3.47	0.3
SPCC	7.87	12.6	29
Steel JSC590R	7.77	12.1	30
JSC1180Y	7.56	11.7	35
Fe ₂ O ₃	5.24	7.9	1.1-1.4

フィッティング解析による油性剤吸着層の膜厚の推定値を Fig. 4.3.15 に示す。d-Hex+OA と d-Hex+MO からそれぞれオレイン酸とオレイン酸メチルの吸着膜厚が推定される。SPCC ではオレイン酸とオレイン酸メチルの吸着膜厚はそれぞれ 2.6nm と 3.1 nm であり、オレイン酸メチルのほうが膜厚は厚かった。JSC590R ではオレイン酸とオレイン酸メチルの吸着膜厚はそれぞれ 3.5 nm と 3.1 nm であり、SPCC と異なりオレイン酸のほうが吸着膜厚は厚かった。そして、JSC1180Y ではオレイン酸とオレイン酸メチルの吸着膜厚は 5.0nm と 4.0 nm である。JSC590R と同様にオレイン酸のほうが膜厚は厚かった。基板間で比較すると、少なくともオレイン酸に関して、SPCC よりも JSC590R では膜厚は厚く、JSC1180Y では JSC590R と比べてもさらに厚かった。

フィッティング解析による吸着層の密度の推定値を Fig.4.3.16 に示す。d-Hex+OA と d-Hex+MO からそれぞれオレイン酸とオレイン酸メチルの密度が推定される。SPCC ではオレイン酸とオレイン酸メチルの密度はそれぞれ 48%と 31%であり、オレイン酸のほうが密度は高かった。JSC590R ではオレイン酸で 53%、オレイン酸メチルで 40%、JSC1180Y ではオレイン酸で 55%、オレイン酸メチルで 44%であり、JSC590R や JSC1180Y でも SPCC と同様にオレイン酸メチルに比べてオレイン酸のほうが密度は高かった。また、基板間で比較すると、いずれの油性剤も密度は SPCC よりも JSC590R のほうが高く、JSC1180Y は JSC590R よりもさらに高かった。

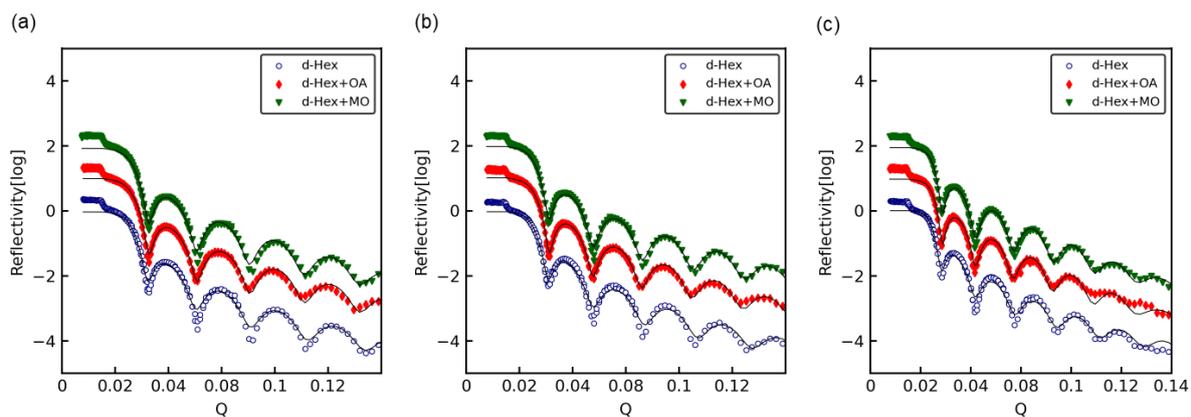


Fig. 4.3.14 Neutron reflectivity vs scattering vector profiles with optimum fitting lines for: (a) SPCC, (b) JSC590R and (c) JSC1180Y.

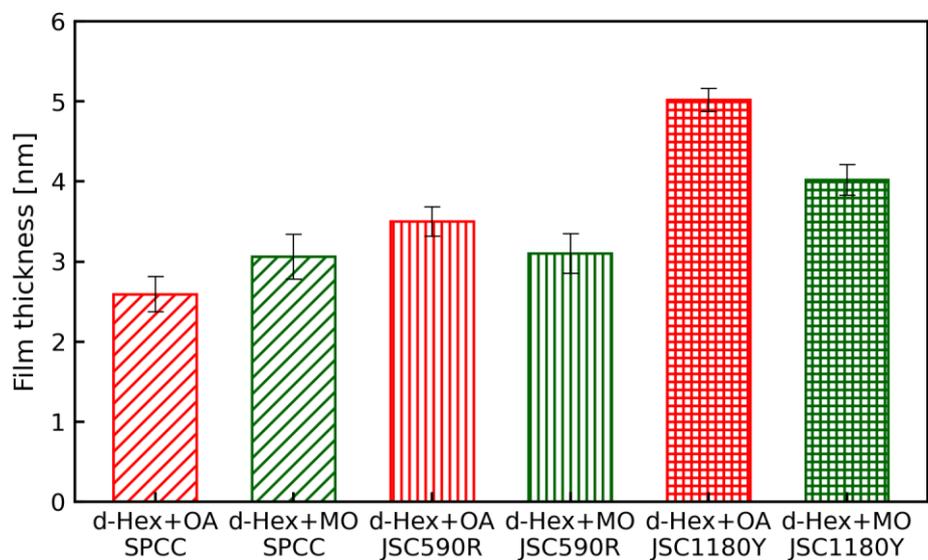


Fig. 4.3.15 Film thickness of the organic frictional modifiers calculated from neutron reflectivity.

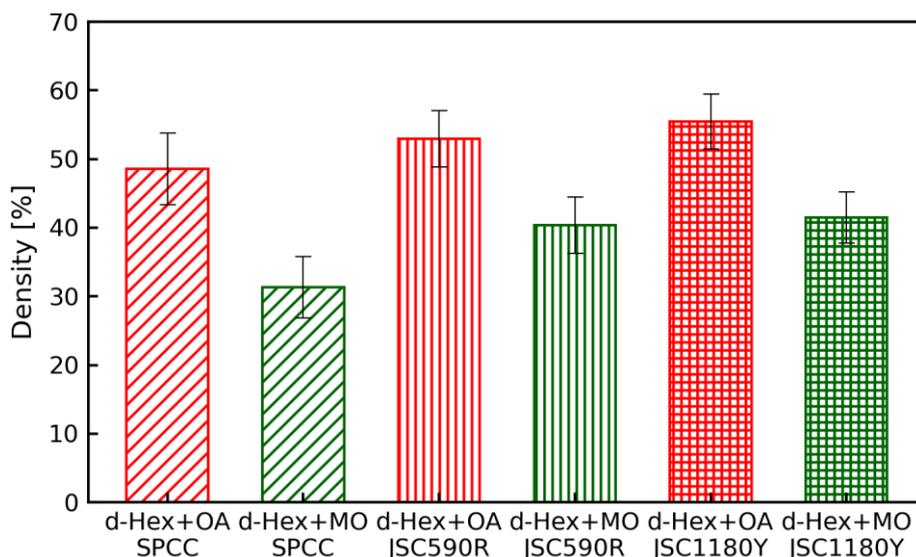


Fig. 4.3.16 Film density of the organic frictional modifiers calculated from neutron reflectivity.

4.4 考察

4.4.1 JSC590R と SPCC の圧延時における摩擦係数の差異について

圧延潤滑性の指標である摩擦係数について、Fig. 4.4.1 に示すように圧下率 30%では油性剤としてオレイン酸とオレイン酸メチルのいずれを用いた場合でも、SPCC に比べて JSC590R のほうが低かった。XPS の測定結果に関して、オレイン酸とオレイン酸メチル単体を測定した場合には O=C-O 結合のピークは、それぞれ 289.2~289.3 eV にみられることが報告されている[61][102]。今回、Fig. 4.3.10(a) に示す SPCC と Fig. 4.3.10(b) に示す JSC590R の C1s スペクトルをフィッティングした結果より、PAO+OA と PAO+MO でみられる O=C-O 結合のピークは 288.4 eV であり、単体と比べると低エネルギー側に 0.8~0.9 eV シフトしていることが明らかになった。結合エネルギーが低エネルギー側へシフトすることは、カルボキシル基と基板の鉄原子との間での電子交換があることを示し、PAO+OA や PAO+MO で油性剤としてそれぞれ用いられたオレイン酸やオレイン酸メチルは、鋼板表面と反応していると判断できる。Fig. 4.3.11 に示すように、O=C-O 結合のピーク面積率は SPCC と JSC590R で大きくは変化しなかったものの、C-O 結合のピーク面積率は、PAO+OA と PAO+MO のいずれの場合でも、JSC590R のほうが SPCC よりも最大で約 10%大きい。C-O 結合の構造を持つ物質の同定は今回できなかったものの、この結果は、SPCC 表面よりも JSC590R 表面において、オレイン酸やオレイン酸メチルの化学吸着膜が形成されやすいことを示唆している。

そして、中性子反射率法によって各種基板表面の油性剤の吸着膜厚を評価した結果より、Fig. 4.3.15 に示すように SPCC 表面よりも JSC590R 表面において油性剤の膜厚や密度は大きくなり、さらに JSC1180Y 表面では最も大きい値となった。今回の試験で用いた中性子反射率法は、非常に平滑な表面での測定に限られるため、Fig. 4.3.15 に示す油性剤の吸着膜厚は摩擦面における評価結果そのもの

ではない。しかし、中性子反射率法は基板表面の油性剤の吸着膜厚を定量的に評価可能な手法であり、SPCC と JSC590R 圧延時にも同程度の厚さの吸着膜がロールバイト内部においても形成されていると考えられる。そして、摩擦係数に対する油性剤の吸着膜厚の関係について、摩擦低減に最低限必要な膜厚は 0.6 nm であり、また、その厚さが大きい条件で摩擦係数は低くなることが報告されている[79]。Fig. 4.3.15 に示す中性子反射率法で測定された各基板表面の油性剤の吸着膜厚は、摩擦低減に最低限必要な厚さの 0.6 nm の約 4 倍厚かった。この結果から、JSC590R と SPCC とで油性剤吸着膜厚が異なることが圧延潤滑性の差異を生じさせたと考えられる。

これらの XPS と中性子反射率法の結果は、JSC590R 圧延時には SPCC 圧延時に比べてロールバイトでのオレイン酸やオレイン酸メチルの化学吸着がより進行するとともに、物理吸着及び化学吸着によってより厚い油性剤吸着膜が表面に形成されることを示している。そして、これらの現象が JSC590R 圧延時の摩擦係数が SPCC 圧延時よりも低くなる原因であることを示唆している。

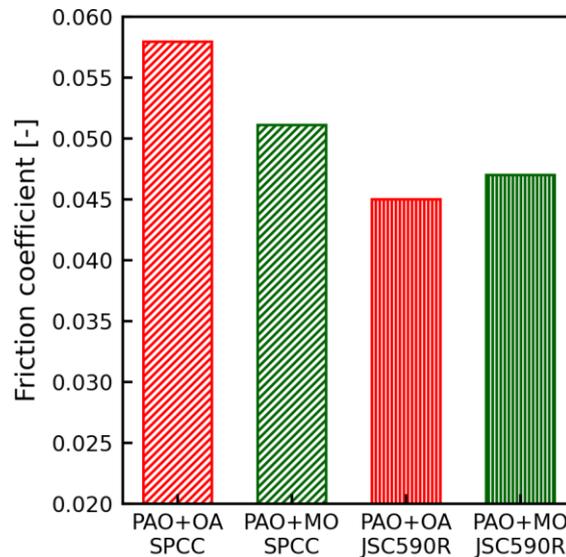


Fig. 4.4.1 Comparison of the friction coefficient obtained from the rolling experiment at $r=30\%$.

4.4.2 JSC590R と SPCC とで最も良好な潤滑性を示す油性剤の種類が異なる理由について

圧延試験と摩擦試験のいずれにおいても、供試材に SPCC と JSC590R を用いた場合に最も良好な潤滑性を示す油性剤は異なっており、SPCC ではオレイン酸メチル、JSC590R ではオレイン酸を用いた場合に最も摩擦係数が低い。

Fig. 4.3.9 に示す IRRAS の測定結果より、SPCC と JSC590R のいずれの圧延後の鋼板表面においても、オレイン酸を油性剤として用いた場合にはオレイン酸よりもオレイン酸鉄がより多く検出されている。一方で、オレイン酸メチルを油性剤として用いた場合には、オレイン酸鉄は検出されずオレイン酸メチルのみが検出されていた。この結果からはオレイン酸は化学吸着が主体、オレイン酸

メチルは物理吸着が主体と考えられる。SPCC と JSC590R を比較すると、JSC590R ではその表面におけるオレイン酸鉄の存在比が大きかった。この結果は、油性剤としてオレイン酸が用いられた場合には、JSC590R のほうが SPCC よりも圧延中に化学吸着膜を形成しやすいことを示している。さらに、Fig.4.3.15 に示す、物理吸着および化学吸着により基板表面に形成された油性剤の吸着膜厚を中性子反射率法で評価した結果より、SPCC 表面でのオレイン酸とオレイン酸メチルの吸着膜厚はそれぞれ 2.6 nm と 3.2 nm であり、オレイン酸メチルの方が膜厚は厚いことが明らかになった。対して、JSC590R 表面でのオレイン酸とオレイン酸メチルの吸着膜厚はそれぞれ 3.5 nm と 3.1 nm であり、オレイン酸の方が膜厚は厚いことが明らかになった。これらの結果から、SPCC 表面では、オレイン酸よりもオレイン酸メチルの方が吸着膜厚が厚いために、オレイン酸メチルを用いた場合に最も摩擦係数が低くなったと考えられる。一方で、JSC590R 表面では、SPCC 表面よりもオレイン酸の化学吸着が進み、加えてオレイン酸の吸着膜厚がオレイン酸メチルよりも厚いために、オレイン酸を用いた場合に最も摩擦係数が低くなったと考えられる。

4.5 結言

本研究では、高張力鋼圧延時と普通鋼圧延時に境界潤滑領域で油性剤が圧延潤滑性に与える影響を比較評価することを目的として、普通鋼と高張力鋼としてそれぞれ SPCC と JSC590R を用いて圧延試験と摩擦試験をおこなった。これらの試験では PAO を基油としてオレイン酸及びオレイン酸メチルを添加した供試油を用いた。さらに、普通鋼として SPCC、高張力鋼として JSC590R 及び JSC1180Y をシリコンブロック表面にスパッタリングし、その表面における各種油性剤の吸着膜厚を中性子反射率法で評価した。その結果、以下の知見が明らかになった。

- 1) 摩擦試験の結果、摩擦係数に対する供試材の硬度の影響は無視できるほど小さいことがわかった。さらに、供試材によって優れた潤滑性を示す油性剤は異なっており、SPCC ではオレイン酸メチル、JSC590R ではオレイン酸がより摩擦係数を低減する油性剤であり、この結果は圧延試験結果と一致した。これらの圧延試験結果と摩擦試験結果の対応から、境界潤滑における油性剤の潤滑性が、今回の試験条件における圧延時の摩擦係数に大きく影響すると考えられる。
- 2) 圧延試験では、JSC590R 圧延時には SPCC 圧延時よりも低い摩擦係数を示し、圧延後の鋼板表面を XPS で分析した結果、JSC590R の表面では、SPCC 圧延時に比べてオレイン酸及びオレイン酸メチルの化学吸着が進行していた。また、中性子反射率計を用いて膜厚を評価した結果、JSC590R 表面には SPCC 表面よりも厚い摩擦調整剤膜が形成されていた。これらの摩擦調整剤の化学吸着が進行し、JSC590R の吸着膜が SPCC よりも厚くなったことが JSC590R 圧延の摩擦係数が SPCC 圧延よりも低くなった原因と考えられる。
- 3) 優れた潤滑性を示す油性剤は SPCC と JSC590R で異なり、SPCC ではオレイン酸メチルが、JSC590R ではオレイン酸がそれぞれ最も摩擦係数を低下させる油性剤だった。また、圧延後の鋼

板表面を化学分析した結果、JSC590R は SPCC に比べて表面のオレイン酸鉄の比率が高く、摩擦調整剤との化学吸着が進んでいることが確認された。さらに、中性子反射率測定から、SPCC 表面ではオレイン酸よりもオレイン酸メチルの吸着膜厚が大きいことがわかった。一方、JSC590R 表面ではオレイン酸の方がオレイン酸メチルよりも吸着膜厚が厚かった。これらの結果は、オレイン酸は JSC590R 表面とより強く反応して SPCC 表面よりも優れた潤滑性を示す被膜を形成することを示唆している。

- 4) 中性子反射率測定結果より、鋼板表面におけるオレイン酸及びオレイン酸メチルの吸着膜厚および吸着密度は、添加合金濃度が高い鋼ほど増加する傾向を示した。鋼中の Si や Mn などの合金元素は、鋼表面への油性剤の吸着性に影響を及ぼす可能性がある。

第5章 本論文の結論

本論文では、自動車の軽量化による低燃費化と衝突安全性を両立する高張力鋼板を高圧下率で冷間圧延する際に、ワークロールと鋼板が全面すべり状態となるスリップという異常状態が、普通鋼の冷間圧延時に比べて生じやすいという課題に対して、その原因を説明することを目的として各種の試験をおこなった。本章ではこれまでの各章を要約することで本論文を締めくくる。また、今後の研究における課題について述べる。

5.1 各章の要約

第2章 高張力鋼の基礎的な冷間圧延特性の評価

高張力鋼圧延時には普通鋼圧延時に比べて高圧下率条件において先進率が負の値となってスリップが生じやすいことは報告されているが、その原因については明らかになっていないという課題があった。一般に圧下率を高めると、高張力鋼と普通鋼のいずれが被圧延材の場合にも、ロールバイト内に引き込まれる油量は少なくなるとともに接触弧長が長くなるためロールバイト内部における平均油膜厚さは減少し、潤滑状態は悪化すると考えられる。このため、高張力鋼圧延時に高圧下率条件でスリップが発生しやすくなる原因は不明であった。そこで、本章では普通鋼と高張力鋼としてそれぞれ引張り強度 270 MPa 級の SPCC と引張り強度 980 MPa 級の JSC980YL を供試材として、スリップ発生有無の判定指標となる先進率について、その変化に及ぼす圧下率及び摩擦係数の影響を圧延理論計算と圧延試験の両面から考察をおこなった。圧下率の増加とともに先進率が減少する原因について圧延理論解析により検討した結果、摩擦係数が低い場合には SPCC 相当、JSC980YL 相当のいずれの条件においても圧下率増加とともに先進率は減少することがわかった。そして、先進率変化に与える摩擦係数と圧下率の影響は実験的にも一致した。また、Orowan のモデルと Jortner のロール扁平計算モデルをベースとした圧延解析モデルを使って求めた逆算摩擦係数については JSC980YL のほうが SPCC よりも低位であった。したがって、高張力鋼圧延時には、普通鋼圧延時よりも摩擦係数が低いために圧下率増加に伴って先進率が減少してスリップを生じやすいと考えられる。

そして、圧延後の鋼板表面のオイルピット観察より、JSC980YL と SPCC ではオイルピットの形態が異なっており、JSC980YL ではマイクロ塑性流体潤滑が発生したことを示唆する痕跡がみられており、オイルピット面積率は SPCC に比べて高いことがわかった。このオイルピットの形態の違いは圧延中の摩擦係数を下げて、圧下率の増加に伴う先進率の低下につながっている可能性がある。

第3章 高張力鋼圧延時の流体潤滑領域の形態と圧延潤滑性の関係

圧延時の摩擦係数が低い場合に、圧下率の増加に対して先進率は減少し、普通鋼圧延時に比べて

高張力鋼圧延時のほうが摩擦係数は低いという 2 章の結果について、高張力鋼圧延時の摩擦係数が低い理由を流体潤滑領域に着目して考察した。量子ドットを添加した圧延油を用いて圧延後の鋼板表面における圧延油の分布状態を可視化する手法を構築した。そして、普通鋼として引張強さ 270 MPa の SPCC と高張力鋼としてそれぞれ引張強さ 590 MPa と 1180 MPa の JSC590R 及び JSC1180Y を供試材に用いて圧延試験をおこなった。その結果、高張力鋼表面では普通鋼に比べて油膜厚さの中央値が大きく、より均一に圧延油が分布していることがわかった。数値計算により、マイクロプールから浸出する圧延油の油膜厚さ及び体積は、高張力鋼のほうが大きいことが確認された。この油膜厚さが大きいことが圧延時の摩擦係数の低下に寄与している可能性があることが明らかとなった。

第 4 章 高張力鋼圧延時の境界潤滑領域における油性剤吸着膜と圧延潤滑性の関係

3 章に続いて、本章では普通鋼に比べて高張力鋼のほうが摩擦係数は低いという 2 章の結果を考察するために、境界潤滑領域における摩擦係数を高張力鋼と普通鋼とで比較した。普通鋼と高張力鋼としてそれぞれ SPCC と JSC590R を用いて圧延試験や摩擦試験をおこなった。

これらの試験では、基油である PAO に油性剤としてオレイン酸及びオレイン酸メチルを添加した供試油を用いた。その結果、JSC590R は SPCC に比べて摩擦係数が低いことが明らかになった。さらに、優れた潤滑性を示す油性剤は SPCC と JSC590R で異なっており、SPCC ではオレイン酸メチル、JSC590R ではオレイン酸がより摩擦係数を低減する油性剤であることが明らかとなった。

圧延後の鋼板表面を IRRAS 及び XPS で分析した結果より、JSC590R においてオレイン酸がより鋼板表面と化学反応していることが明らかとなった。この結果は、SPCC よりも JSC590R 表面でより厚い吸着膜が形成されていることを示唆している。

また、SPCC や JSC590R に加えて JSC590R よりも鋼材中に添加される Si や Mn 量が多い高張力鋼である JSC1180Y をそれぞれスパッタリングして作成した基板表面に対する油性剤吸着膜厚を中性子反射率法によって定量評価した結果、Si や Mn の添加量が多い供試材で吸着膜厚や密度が大きくなる傾向がみられた。この結果は、圧延試験で JSC590R が SPCC に比べて低い摩擦係数を示した理由について、境界潤滑領域における油性剤の吸着膜の厚さや密度の違いが要因となっていることを示唆している。

5.2 本論文の総括

本論文の全体成果は以下のように総括できる。

高張力鋼への量的なニーズと、製品としての高強度化・薄手化ニーズが高まっており、冷間圧延における高張力鋼の生産トラブルの抑制と、生産性向上が喫緊の課題となっている。しかし、高張力鋼圧延時には普通鋼圧延時よりもスリップが発生しやすく、この傾向は高圧下率でより顕著となることが報告されている。このスリップは、ワークロール・鋼板間で全面すべり状態となる現象を

指し、鋼板表面の疵や圧延機の振動といった安定操業を阻害する。しかし、この原因についてはこれまで明らかになっていなかった。

この原因解明を目的とした本論文では、鋼種を問わず圧延時の摩擦係数が低い場合に圧下率増加に対して先進率は減少することを実験及び数値計算によって示した。そして、高張力鋼圧延時には普通鋼圧延時に比べて、流体潤滑領域において圧延油による油膜が厚く、さらに境界潤滑領域において油性剤は高張力鋼表面とより化学結合しやすく、より厚い吸着膜を形成することで、普通鋼圧延時に比べて高張力鋼圧延時の摩擦係数は低くなるため、普通鋼圧延時よりもスリップが生じやすいというメカニズムを見出した。

なお、本論文では、高張力鋼表面で油性剤が化学結合しやすい理由や油性剤の膜厚が厚くなる理由については明らかにできていない。高張力鋼の普通鋼と異なる特徴である結晶粒径の違いや Si や Mn といった合金元素が油性剤の吸着性に対して与える影響などに着目して、この原因を解明していく必要がある。

本研究で明らかにしたスリップの発生原因が明らかになった知見をもとに、圧延潤滑状態の制御技術の開発に取り組み、冒頭に述べた高張力鋼に対する高強度化、薄手化、広幅化といったニーズに対応した安定圧延の実現に貢献したい。

参考文献

- [1] 曾谷保博: トコトンやさしい圧延の本, 日刊工業新聞, (2015), 10.
- [2] 小泉智,久我勉,太箸樹巨雄: 年鑑 2 自動車と法規, 自動車技術, 69, 8(2015), 8.
- [3] 西村隆一, 田中康治, 宮城隆司, 小川操, 大塚研一郎, 中澤嘉明: 部品機能向上を実現する高造形工法, 日本製鉄技報, 412(2019), 14.
- [4] S. Matsuoka, K. Hasegawa, and Y. Tanaka: Newly-developed ultra-high tensile strength steels with excellent formability and weldability, JFE Tech. Rep., 10(2007), 13.
- [5] 宮脇新也: 神戸製鋼における厚鋼板・薄鋼板の技術開発, 神戸製鋼技報, 61, 2(2011), 1.
- [6] M. Takahashi, M. Suehiro, T. Ochi, and Y. Miyazaki: Steels and their applications for life satisfaction and transportation, Nippon Steel Tech. Rep., 101(2012), 27.
- [7] 日本塑性加工学会: 塑性加工技術シリーズ7板圧延. 東京コロナ社, (1993).
- [8] 木村幸雄, 藤田昇輝, 三浦彩子: 冷間圧延における水溶性ポリマーの潤滑特性 — ソリューション型潤滑剤の冷間圧延への適用, 塑性と加工, 57, 669(2016), 997, 2016.
- [9] 鈴木弘: 圧延百話, 養賢堂, (2000), 238.
- [10] N. Fujita, Y. Kimura, K. Kobayashi, K. Itoh, Y. Amanuma, and Y. Sodani: Dynamic control of lubrication characteristics in high speed tandem cold rolling, J. Mater. Process. Technol., 229, 416(2015), 407.
- [11] 鈴木弘: 圧延百話, 養賢堂, (2000), 243.
- [12] 木村好次, 岡田和三: 鋼板の冷間圧延におけるヒートストリークの発生に関する研究, 潤滑, 29(1984), 809.
- [13] 木村好次: 界面温度と焼付き, 潤滑, 30(1984), 89.
- [14] 細野弘夫: 冷間圧延油の耐ヒートストリーク性, 潤滑, 27(1982), 588.
- [15] 鐘田征雄, 伊藤紘一: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 215.
- [16] 鐘田征雄, 北村邦雄, 北浜正法, 片岡健二, 中川吉左衛門, 青木茂雄, 松田修, 吉田昭茂: 薄鋼板の冷間圧延におけるヒートストリークの発生機構, 鉄と鋼, 67, 14(1981), 2152.
- [17] 鈴木弘: 圧延百話, 養賢堂, (2000), 238.
- [18] 鐘田征雄, 伊藤紘一: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 205.
- [19] 鐘田征雄, 伊藤紘一: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 208.
- [20] 鐘田征雄, 伊藤紘一: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 209.
- [21] 木村幸雄: エマルション圧延油の高効率プレートアウト技術, 塑性と加工, 55, 639(2014), 62.
- [22] 鐘田征雄, 伊藤紘一: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 211.
- [23] Spikes, H: Friction Modifier Additives, Tribol. Lett., 60, 5(2015).
- [24] 岩藤秀一: 冷間圧延油の最近の動向, 第 148・149 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 211.

- [25] 稲垣訓, 石井辰明, 胡祺, 任晓平, 脇本政哉, シートゲージ用カチオン系冷間圧延油の開発, 鉄と鋼, 103, 3(2017), 134.
- [26] 谷川啓一: 金属圧延における潤滑油の表面化学的解析, 表面化学, 10, 7(1989), 448.
- [27] 岡本隆彦: 圧延油と関連設備の変遷及び潤滑制御技術の動向. 第 221・222 回西山記念講座, (2015), 26.
- [28] S. Campen, J. Green, G. Lamb, D. Atkinson, and H. Spikes, On the Increase in Boundary Friction with Sliding Speed, Tribol. Lett., 48(2012), 237.
- [29] W. Wijanarko, H. Khanmohammadi, and N. Espallargas, Effect of Steel Hardness and Composition on the Boundary Lubricating Behavior of Low-Viscosity PAO Formulated with Dodecanoic Acid and Ionic Liquid Additives, 38, 9(2022), 2777.
- [30] 中西裕信, 山中佑資, 徳岡伶哉, 平山朋子, 松岡敬: O/W エマルション圧延におけるロール/ストリップ間の導入油膜形成メカニズムの把握, トライボロジスト, 58, 6(2013), 407.
- [31] 藤田昇輝, 木村幸雄: 冷間圧延における潤滑特性に及ぼすプレートアウト量の影響, 鉄と鋼, 97, 10(2011), 532.
- [32] 白田昌敬, 酒井健次: 鋼板冷間圧延油のプレートアウト性と潤滑性について, 潤滑, 27, 8(1982) 594.
- [33] 木村幸雄, 藤田昇輝, 三原豊: 冷間圧延用 O/W エマルションの短時間プレートアウト特性, 鉄と鋼, 95, 4(2009), 340.
- [34] 水野高爾: 冷間圧延に関する実験-2-潤滑条件因子としてみた理論油膜厚さ, 塑性と加工, 7(1966), 447.
- [35] T. A. Dow, J. W. Kannel, S. S. A. Bupara, Hydrodynamic lubrication theory for strip rolling including thermal effects, ASME. J. of Lubrication Tech. 97, 1(1975), 4.
- [36] 小豆島明, 木原諄二, 五弓勇雄: 冷間圧延における油膜厚みの解析と測定, 塑性と加工, 19, 214(1978), 958.
- [37] N. Patir and H. S. Cheng: An average flow model for determining effects of three dimensional roughness on partial hydrodynamic lubrication, J. Tribol., 100, 1(1978), 12.
- [38] 小豆島明, 表面粗さを考慮に入れた油膜厚みの解析と測定-冷間圧延における摩擦と潤滑の研究: 塑性と加工, 36, 414(1995), 737.
- [39] Willson. W.R.D., S. Y., and Schmid. S.R., A dynamic concentration model for lubrication with oil-in-water emulsions, Wear, 161, 1(1993), 207.
- [40] 木村好次, 岡田和三: X 線通過法による O/W エマルションの EHL 膜厚測定, トライボロジスト, 34, 3(1989), 200.

- [41] Willson. W.R.D., S. Y., and Schmid. S.R., A mixed flow model for lubrication with emulsions, *Tribol. Trans.*, 37, 3(1994), 543.
- [42] 中西裕信, 佐伯公三, エマルション圧延におけるロール/ストリップ間の導入油膜厚計測, *トライボロジスト*, 55, 10(2010), 745.
- [43] 小豆島明, 野呂和也: エマルション潤滑における入口油膜厚みの解析と定量的検討--冷間圧延における摩擦と潤滑の研究(6), *塑性と加工*, 39, 455(1998), 1238.
- [44] 剣持一仁, 鏑田征雄, 河澄英輔, 小堀克浩, 清野芳一: SUS430 鋼板の冷間圧延におけるオイルピットの生成におよぼす冷延素材粗さの影響, *鉄と鋼*, 81, 8(1995), 809.
- [45] 大貫輝: 圧延潤滑のオイルピットの生成について, *トライボロジスト*, 35, 12(1990), 845.
- [46] 中島浩衛, 高速冷間圧延潤滑機構に関する理論的及び実験的検討, *鉄と鋼*, 65(1979), 53.
- [47] 小豆島明, 宇都宮裕: 圧延界面での現象 -潤滑とスケール-, *鉄と鋼*, 100, 12(2014), 1456.
- [48] 村木正芳: 図解トライボロジー, 日刊工業新聞社, (2015), 77.
- [49] 村木正芳: 図解トライボロジー, 日刊工業新聞社, (2015), 79.
- [50] 松原行宏, 蛭田敏樹, 木村幸雄: 熱間圧延の潤滑特性に及ぼす油膜厚みの影響, *鉄と鋼*, 100, 3(2014), 346.
- [51] 藤田昇輝, 木村幸雄, 松原行宏, 小林宏爾, 天沼陽介, 吉岡修, 曾谷保博: 冷間圧延における潤滑状態の制御技術, *塑性と加工*, 55, 640(2014), 445.
- [52] 小豆島明, 夏井大, 稲垣訓, 菅井哲也: 蛍光法による冷間圧延材料表面上の油膜計測による潤滑挙動の解明, *鉄と鋼*, 86, 11(2000), 755.
- [53] H. Ike, K. Tsuji, and M. Takase: In situ observation of a rolling interface and modeling of the surface texturing of rolled sheets, *Wear*, 252, 1(2002), 48.
- [54] H. Utsunomiya, Y. Terada, K. Ono, and R. Matsumoto: In situ observation of the interface between a roll and a sheet in flat rolling process, *CIRP Ann.*, 71, 1(2022), 245.
- [55] J.I. Bech, N. Bay, and M. Eriksen: Entrapment and escape of liquid lubricant in metal forming, *Wear*, 232, 2(1999), 134.
- [56] 小豆島明: 塑性変形中の材料-工具界面におけるマイクロ塑性流体潤滑の直接検証, *塑性と加工*, 30, 347(1989), 1631.
- [57] E. Üstünyagiz, P. Christiansen, C. V Nielsen, N. Bay, and P. A. F. Martins: Revisiting liquid lubrication methods by means of a fully coupled approach combining plastic deformation and liquid lubrication, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part J*, 231, 11(2017), 1425.
- [58] T. Mizuno and M. Okamoto: Effects of lubricant viscosity at pressure and sliding velocity on lubricating conditions in the compression-friction test on sheet metals, *J. Tribol.*, 104, 1(1982), 53.

- [59] S. Mori and Y. Shitara: Tribochemical activation of gold surface by scratching, *Al. Surf. Sci.*, 78, 3(1994), 269.
- [60] 森誠之, 久保朋生, 七尾英孝, 南一郎: 機械的作用による金表面の活性化, *表面科学*, 28, 9(2007), 513.
- [61] S. Mori and M. Yoshida, Decomposition of Aromatic Compounds on Cut Nickel Surface, *Tribol. Trans.*, 31, 1(1988), 128.
- [62] R. Simič and M. Kalin, Adsorption mechanisms for fatty acids on DLC and steel studied by AFM and tribological experiments, *Al. Surf. Sci.*, 283, (2013), 460.
- [63] C. Kajdas: About an anionic-radical concept of the lubrication mechanism of alcohols, *Wear*, 116, 2(1987), 167.
- [64] S. Jahanmir: Chain length effects in boundary lubrication, *Wear*, 102, 4(1985), 331.
- [65] S. Loehlé, C. Matta, C. Minfray, T. Le Mogne, R. Iovine, Y. Obara, A. Miyamoto, J.M. Martin: Mixed lubrication of steel by C18 fatty acids revisited, *Tribol. Int.*, 94, (2016), 207.
- [66] T. Murakami, Y. Hibi, H. Mano, K. Matsuzaki, and H. Inui, Friction and wear properties of Fe–Si intermetallic compounds in ethyl alcohol, *Intermetallics*, 20, 1(2012), 68.
- [67] C. McConnell and J. G. Lenard, Friction in cold rolling of a low carbon steel with lubricants, *J. Mater. Process. Technol.*, 99, 1(2000), 86.
- [68] 岡本隆彦: 高強度鋼冷間圧延における圧延スリップのシミュレーションと圧延油条件, *塑性と加工*, 61, 710(2020), 81.
- [69] M. Laugier, R. Boman, N. Legrand, J.P. Ponthot, M. Tornicelli, J.I. Bech, Y. Carretta: Micro-plasto-hydrodynamic lubrication A fundamental mechanism in cold rolling: *Advanced Materials Research*, 966, (2014), 228.
- [70] 山本普康, 橋本淳, 新留照英, 白石利幸, 浅村峻: 冷間タンデム圧延における先進率制御技術の開発, *鉄と鋼*, 73, 10(1987), 1358.
- [71] 白石利幸: 冷間圧延における先進率の負領域を含む圧延特性, *塑性と加工*, 36, 412(1995), 457.
- [72] 松本紘美, 白石利幸: 非円弧形ロール偏平に対応する調質圧延の弾塑性理論, *塑性と加工*, 49, 565(2008), 153.
- [73] E. Orowan: The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling, *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 150, 1(1943), 140.
- [74] D. Jortner, J. F. Osterle, and C. F. Zorowski: An analysis of cold strip rolling, *Int. J. Mech. Sci.*, 2, 3(1960), 179.
- [75] “OpenCV.” <https://opencv.org/> (accessed Aug. 13, 2022).

- [76] 志村眞弘, 河西大輔, 大塚貴之: 高張力鋼の冷間圧延におけるスリップ発生機構の解明, 鉄と鋼, 109, 5(2023), 377.
- [77] Y. Gong, A. Morina, C. Wang, Y. Wang, Y. Tamura, A. Ishihara, A. Ghanbarzadeh, A. Neville: Experimental and numerical study on wear characteristics of steel surfaces involving the tribochemistry of a fully formulated oil. Part I: Experiments, Tribol. Int., 176, (2022), 107888.
- [78] B. M. Fry, G. Moody, H. A. Spikes, and J. S. S. Wong: Adsorption of Organic Friction Modifier Additives, Langmuir, 36, 5(2020), 1147.
- [79] 小豆島明, 夏井大, 稲垣訓, 菅井哲也: 蛍光法による冷間圧延材料表面上の油膜計測による潤滑挙動の解明, 鉄と鋼, 86, 11(2000), 755.
- [80] D. Bera, L. Qian, T. K. Tseng, and P. H. Holloway: Quantum dots and their multimodal applications: A review, Materials., 3, 4(2010), 2260.
- [81] S. Ram, D. Kim, R. J. Ober, and E. S. Ward, 3D single molecule tracking with multifocal plane microscopy reveals rapid intercellular transferrin transport at epithelial cell barriers, Biophys. J., 103, 7(2012), 1594.
- [82] R. Bilan, F. Fleury, I. Nabiev, and A. Sukhanova: Quantum Dot Surface Chemistry and Functionalization for Cell Targeting and Imaging, Bioconjug. Chem., 26, 4(2015), 609.
- [83] J. A. Torreno-Pina, B. M. Castro, C. Manzo, S. I. Buschow, A. Cambi, and M. F. Garcia-Parajo: Enhanced receptor-clathrin interactions induced by N-glycan-mediated membrane micropatterning, Proc. Natl. Acad. Sci. U. S. A., 111, 30(2014), 11037.
- [84] 鈴木弘: 圧延百話, 養賢堂, (2000), 250.
- [85] 中尾正和, 高塚公郎: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 141.
- [86] J. Wang, T. Li, T. Yan, X. Wei, X. Qu, and S. Yuan: Friction behavior of silver perchlorate in oil as lubricating additive for use at elevated temperatures, Materials, 12, 13(2019), 2199.
- [87] S. Loehle, C. Matta, C. Minfray, T. L. Mogne, J.M. Martin, R. Iovine, Y. Obara, R. Miura and A. Miyamoto: Mixed lubrication with C18 fatty acids: effect of unsaturation: Tribol. Lett., 53, 1(2014), 319.
- [88] F.P. Bauden, D. Tabor: The friction and lubrication of solids, Soda N, Maruzen: Tokyo; 1961, 206.
- [89] M. P. F. Sutcliffe, H. R. Le, and R. Ahmed: Modeling of micro-pit evolution in rolling or strip-drawing, J. Tribol., 123, 4(2001), 791.
- [90] 小豆島明, 宇都宮裕: 圧延界面での現象 -潤滑とスケール-, 鉄と鋼, 100, 12(2014), 1456.
- [91] 鐘田征雄, 伊藤紘一: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 209.
- [92] 宇野暢芳, 井上一朗, 志村保美, 脇山広三, 硬さが異なる鋼材間の摩擦係数に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, 62, 494(1997), 123.

- [93] W. Wijanarko, H. Khanmohammadi, and N. Espallargas, Effect of steel hardness and composition on the boundary lubricating behavior of low-viscosity PAO formulated with dodecanoic Acid and ionic liquid additives, *Langmuir*, 38, 9(2022), 2777.
- [94] 白沢秀則, 小林洋, 自在丸二郎: 高張力鋼板の強度と延性におよぼす各種強化法の影響, *鉄と鋼*, 67, 14(1981), 2208.
- [95] 山下直輝, 平山朋子, 山田悟史, 清水湧太郎, 小田和裕, 川本英貴: 二塩基酸エステル誘導体が形成する吸着分子膜の構造とトライボロジー特性, *トライボロジスト*, 67, 4(2022), 284.
- [96] F. Cyriac, T. X. Yi, S. K. Poornachary, and P. S. Chow: Boundary lubrication performance of polymeric and organic friction modifiers in the presence of an anti-wear additive, *Tribol. Int.*, 165,(2022), 107256.
- [97] 平山朋子, 鳥居誉司, 小西庸平, 前田成志, 松岡敬, 井上和子, 日野正裕, 山崎大, 武田全康: 中性子反射率法を用いた金属表面における添加剤吸着層の厚みおよび密度測定とそのトライボロジー特性, *日本機械学会論文集C編*, 77, 779(2011), 2884.
- [98] M. Hino, T. Oda, M. Kitaguchi, N. L. Yamada, S. Tasaki, and Y. Kawabata: The ion beam sputtering facility at KURRI: Coatings for advanced neutron optical devices, *Nucl. Instruments Methods Phys. Res. Sect. A Accel. Spectrometers, Detect. Assoc. Equip.*, 797(2016), 265.
- [99] T. Hirayama, M. Maeda, Y. Sasaki, T. Matsuoka, H. Komiya, and M. Hino: Growth of adsorbed additive layer for further friction reduction, *Lubr. Sci.*, 31, 5(2019), 171.
- [100] A. Nelson: Co-refinement of multiple-contrast neutron/X-ray reflectivity data using MOTOFIT, *J. Al. Cryst*, 39(2016), 273.
- [101] L. G. Parratt: Surface Studies of Solids by Total Reflection of X-Rays, *Phys. Rev.*, 95, 2(1954), 359.
- [102] M. I. De Barros Bouchet, J. M. Martin, Cyrielle Forest, T. I. Mogne, M. Mazarin, J. Avila, M. C. Asensioc and G. L. Fisher: Tribochemistry of unsaturated fatty acids as friction modifiers in (bio)diesel fuel, *RSC Adv.*, 7, 53(2017), 33120. nbarzadeh, A. Neville: Experimental and numerical study on wear characteristics of steel surfaces involving the tribochemistry of a fully formulated oil. Part I: Experiments, *Tribol. Int.*, 176, (2022), 107888.

謝辞

本研究にあたり、その研究内容について懇切に根気強くご指導いただいた京都大学工学系研究科平山朋子教授、京都大学複合原子力科学研究所 日野正裕教授に深く感謝するとともに厚く御礼を申し上げます。また、中性子反射率法の測定及び解析について多大なるご協力とご指導をいただいた山下直輝特定助教に心より御礼申し上げます。

本研究の中の圧延試験は、日本製鉄株式会社技術開発本部プロセス研究所においておこなったものであり、多くの方々から多大なるご協力、ご支援を賜りました。本研究の実行についてご理解いただきました、中村洋二圧延研究部長、高浜義久トライボロジーGr.総括（現、日本製鉄株式会社 CN 推進室長）に深く感謝いたします。筆者の所属する圧延研究部板圧延研究室の室長である大塚貴之博士、ならびに河西大輔課長には、論文の執筆にあたり多大な時間を割いて討論やご意見をいただきました。深く御礼を申し上げます。そして、圧延試験において実験の準備や実行をしていただいた日鉄テクノロジー株式会社富津事業所 TS センター圧延加工第 2 班の梅谷常男班長（現、日本製鉄株式会社技術開発企画部）、御園章宏班長、稗田文彦氏、高橋優斗氏、小倉一輝氏に深く感謝申し上げます。一緒に実験条件の試行錯誤をしていただいたり実験方法の提案をいただいたりしたことは非常に助けになりました。

最後に、妻 恵理には京都大学大学院への入学にあたり、この希望を理解してもらいました。また、在学中に娘と息子が生まれて日々の生活に時間がのみこまれる中で、学業について否定的な言葉をかけることなく見守ってもらいました。深く感謝しています。

付記

本論文を構成する学術雑誌論文

学術論文

- 1) 志村眞弘, 河西大輔, 大塚貴之: 高張力鋼の冷間圧延におけるスリップ発生機構の解明, *鉄と鋼*, 109, 5(2023), 377. 【第2章】
- 2) M. Shimura, D. Kasahi and T. Otsuka: Mechanisms of Slip Generation in Cold Rolling of AHSS, *ISIJ Int.*, 63, 12(2023), 1. (1)を英文誌に転載
- 3) 志村眞弘, 河西大輔, 大塚貴之, 山下直輝, 平山朋子: 量子ドットを活用した冷間圧延時のロールバイト油膜厚さ分布の測定, *鉄と鋼*, 109, 11(2023), 865. 【第3章】
- 4) M. Shimura, N. Yamashita, M. Hino, T. Otsuka and T. Hirayama (掲載決定) : Study of the boundary friction of high-strength steel during the cold rolling, *Tribol. Mater. Surf. Interfaces* (2024). 【第4章】

国際学会発表

- 1) M. Shimura, D. Kasai, T. Shiraishi and Y. Takahama: Fundamental study of lubrication characteristics of high strength steel in cold rolling, *Proceedings of the International Rolling Conference 2019* (2019), São Paulo, Brazil.
- 2) M. Shimura, D. Kasai and T. Otsuka: Mechanisms of Skidding in Cold Rolling of Advanced High-strength Steel, *Proceedings of the 48th Leeds-Lyon Symposium on Tribology* (2023), Leeds, UK.

国内学会発表

- 1) 志村眞弘: 冷間圧延におけるロールバイト内の油膜厚さに関する文献レビュー, 日本鉄鋼協会生産技術部門第146回圧延理論部会, (2017).
- 2) 志村眞弘, 河西大輔, 高浜義久: 硬質材冷延時の潤滑特性の基礎検討, 第175回秋季講演大会, (2018), p.68.
- 3) 志村眞弘, 河西大輔, 高浜義久: 硬質材冷延時の潤滑特性の基礎検討, 第71回塑性加工連合講演会, (2020), p.318.
- 4) 志村眞弘, 河西大輔: 硬質材冷延時の潤滑特性の基礎検討, 第182回秋季講演大会, (2021), p.286.
- 5) 志村眞弘, 河西大輔, 大塚貴之: 量子ドットを活用した冷間圧延時のロールバイト油膜厚さ分布の測定, 日本鉄鋼協会生産技術部門第157回圧延理論部会, (2023).

国内会議招待講演

- 1) 志村眞弘: 冷間圧延におけるロールバイト内の油膜厚さに関する文献レビュー, 日本鉄鋼協会創形創質工学部会第47回トライボロジーフォーラム, (2017).