

熱間圧延の摩擦係数に及ぼす潤滑油因子の影響と 潤滑メカニズムの解明

小豆島 明*・薛 衛東*・吉田 良明*²

Influence of Lubricant Factors on Coefficient of Friction and Clarification of Lubrication Mechanism in Hot Rolling

Akira AZUSHIMA, Wei Dong XUE and Yoshiaki YOSHIDA

Synopsis : In order to reduce the rolling force and the roll wear, the lubricants have been used in hot sheet rolling of steel, but the lubrication behavior at the interface between roll and workpiece in hot steel rolling have never been well understood. On the other hand, hot rolling process with high reduction in thickness have been developed to produce the ultra-fine grained steels. The high reduction in hot rolling causes some troubles such as the increase of the rolling force, the occurrence of friction pick up and so on. To solve these problems, the lubrication behavior at the interface between roll and workpiece in hot steel rolling must be quantitatively understood. In this paper, the coefficients of friction were measured by using the newly developed simulation testing machine for hot rolling. The effects of lubricant factors such as the compositions and the viscosity of the base oil and the additive agents on the coefficient of friction were investigated. From these experimental results, the lubrication behavior at the interface between roll and workpiece was investigated and the lubrication mechanism was proposed.

Key words: hot rolling; coefficient of friction; lubrication; simulation testing.

1. 緒言

1970年代よりホットストリップミルにおいて熱間圧延油の適用が始まり、圧延荷重、圧延動力の低減およびロール摩耗の減少などの潤滑効果がみられた¹⁻³⁾。さらに、潤滑性に優れた潤滑油・ロールの開発、焼付き限界の向上および製品表面形状の改良などのために研究が行われた⁴⁻⁸⁾。それらの研究においては、熱間圧延における潤滑効果を調べるために小型熱間圧延機⁴⁻⁶⁾、熱間潤滑剤試験機²⁾、チムケン試験機⁷⁾、熱間転動摩耗試験機⁸⁾などを用いて摩擦係数を測定する方法などが用いられている。しかしながら、これらの実験結果からは実際の熱間圧延におけるロールと材料界面の潤滑メカニズムについてまだ明らかでない面が多く残っている。

最近、超微細粒鋼を比較的低温度の大圧下熱間圧延によって創製するプロセスが開発されている。そのプロセスを実現するためには熱間圧延におけるロールと材料界面の潤滑メカニズムを明らかにすることによって成し遂げられる潤滑技術の開発が必要とされている。そのため、熱間圧延における潤滑メカニズムを理解することが望まれている。

著者らは、熱間圧延のロールと材料界面の潤滑をシミュレートするために潤滑性評価試験機の開発を行った⁹⁾。そ

して、この新たに開発した熱間圧延潤滑性評価試験機が実際の熱間圧延の摩擦係数を評価することができることを示した⁹⁾。さらに、この試験機を用いた研究から、エマルジョン濃度が1.0%より高くなると潤滑膜がロールと圧延材の界面の全域を覆い、摩擦係数が潤滑膜の膜厚に関係なくほぼ一定となり、一方エマルジョン濃度が1.0%より低くなると潤滑膜がロールと圧延材の界面の全域を覆うことができなくなり摩擦係数が増加するという熱間圧延潤滑モデルを提案した¹⁰⁾。

本研究は、提案された潤滑モデルをベースにして、潤滑性評価試験機を用いて熱間圧延油のベース油の組成および粘度並びに添加剤などの潤滑油因子の摩擦係数に及ぼす影響について明らかにし、熱間圧延における潤滑メカニズムを解明するものである。

2. 試験方法

2.1 潤滑性評価試験機

本研究に用いた熱間圧延潤滑性評価試験機は、Fig. 1に示すように主スタンド①、サブスタンド②、加熱炉③および出口側張力付加装置④より構成されている。主スタンドの上ロールおよびサブスタンドの上ロールと下ロールは37kWのDCモータより駆動される。主スタンドの上ロー

平成19年3月16日受付 平成19年7月10日受理 (Received on Mar. 16, 2007; Accepted on July 10, 2007)

* 横浜国立大学大学院工学研究院・環境調和型超微細粒鋼創製基盤技術研究体 (Yokohama National University・Environment-Conscious Ultrafine-Grained Steel Consortium of JRCM(The Japan Research and Development Center of Metals), 79-5 Tokiwadai Hadogaya-ku Yokohama 240-8501)

* 2 横浜国立大学大学院工学府 (Yokohama National University)

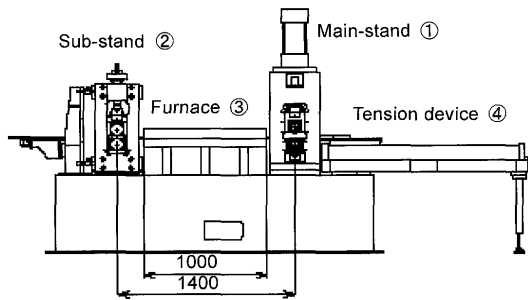


Fig. 1. Schematic representation of simulation testing machine for hot rolling.

Table 1. Roll and workpiece used.

	Roll	Workpiece
Materials	SKD61	SPHC
Dimensions	φ100mm×60 mm	22mm×9 mm

ル速度とサブスタンドの上・下ロール速度の比率は、無段変速機によって調整され、6.3~24の間に変化できる。主スタンドの上ロール速度は207 m/minまで連続的に変化できる。圧下量は、主スタンドの上ロールと下ロールの間のギャップを設定することによって調整される。主スタンドの油圧シリンダーにより負荷される圧延荷重の最大値は200 kNで、圧延トルクの許容値は800 N mである。加熱炉としては、加熱長さ960 mmの赤外線イメージ加熱炉を使用し、その中には赤外線ランプを上下24本ずつ合計48本配置し、その定格は200 V、48 kWである。加熱温度は、デジタル調節計ES100Pによって制御され、1100°Cまで設定することができる。炉内には雰囲気ガスであるアルゴンガスを導入し、加熱された試験片の酸化を制御させることができる。出口側張力はエアシリンダにより負荷され、その最大値は3.5 kNである。トルクメータにより検出された圧延トルク、ロードセルにより検出された圧延荷重および同時に算出された摩擦係数の結果は、試験温度、主ロール速度および試験片の送り速度の試験条件とともにコンピューターに記録される。

2.2 評価方法

本研究では、Table 1に示す材質がSKD61、直径100 mm、幅60 mmの試験ロールと材質がSPHC、幅22 mm、厚さ9 mm、長さ2750 mmの試験片を使用した。試験する前に、ロールの表面はNo. 280のエメリ研磨紙で研磨し、ヘキサソで洗浄した。ロールの表面粗さは0.2 μm Ra程度に管理した。圧延する試験片の表面もヘキサソで洗浄した。上述のロールと試験片を用いて、熱間圧延の摩擦係数に及ぼす潤滑油因子の影響を評価する試験方法をFig. 2に示す。まずFig. 2(a)に示すように、試験片と主スタンドの上ロールとの間に2 mm程度の隙間で試験片をセットし、サブスタンドの荷重を26 kN程度負荷し、出口側張力付加装置による張力を0.9 kN程度付加した。つづいて、加熱炉にアルゴンガスを供給しながら試験片を所定温度まで上昇させ、一定時間保持させた。その後、Fig. 2(b)に示すように、前方張力を付加させながら、サブスタンドの圧延することによって試験片を主スタンドへ移動させる。主スタンドのロールの直下の試験片は炉中で所定温度に到達した部分が

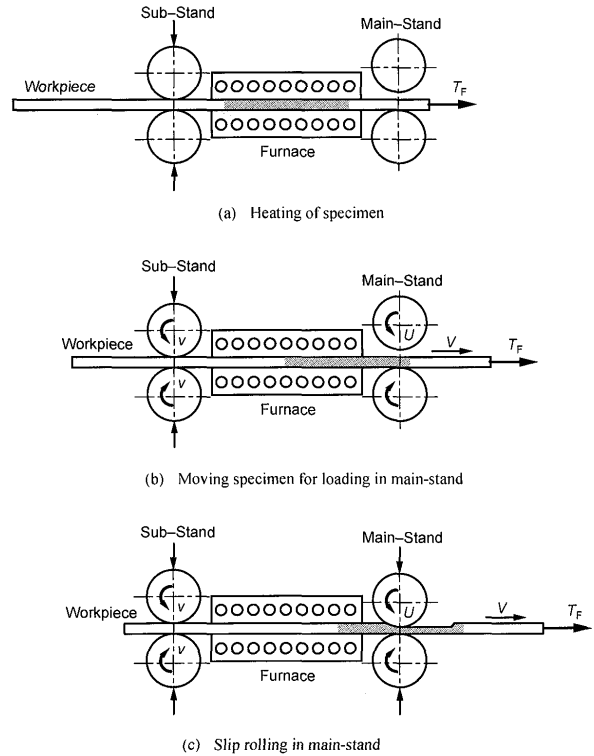


Fig. 2. Simulation testing method. (a) Heating of specimen, (b) moving specimen for loading in main-stand and (c) slip rolling in main-stand.

移動してきた後、Fig. 2(c)に示すように、主スタンドの上ロールの表面に圧延油をスプレーし、主スタンドの上ロールを9 mm/sの速度で所定の圧下量まで圧下させる。そのとき、試験片は一定の速度Vで移動しており、上ロールには速度Uですべり状態になっている。また下ロールは従動状態で回転している。主スタンドの上ロールを圧下した後、一定の圧下量で一定距離にすべり圧延される。すべり圧延中、主スタンドの圧延荷重P、上ロールのトルクGが0.1 sのサンプリングタイムで測定され、摩擦係数μは、

$$\mu = \frac{G}{PR} \dots\dots\dots (1)$$

より求められる。ここで、Rは主スタンドの上ロールの半径である。

この熱間圧延潤滑性評価試験機により得られる摩擦係数は、50 mmを超えた圧延距離からほぼ一定となる¹⁰⁾ことから、本研究においても摩擦係数の測定値としては圧延距離150~350 mmの間の平均値を採用した。その平均摩擦係数の測定精度は±0.002であった^{9,10)}。また、この摩擦係数は、0.1から0.5 mmまでの圧下量、30から70 m/minまでの

Table 2. Standard simulation testing conditions.

Temperature of furnace	T_f	800 °C
Velocity of main roll	U	50 m/min
Ratio of velocity	r_v	20
Rolling reduction of thickness	Δt_s	0.3 mm

Table 3. Compositions of lubricant used.

Lubricant	Composition
A	Colza oil (35 mm ² /s at 40°C)
B	Mineral oil with low viscosity (40 mm ² /s at 40°C)
C	Synthetic ester oil with low viscosity (50 mm ² /s at 40°C)
D	Mineral oil with high viscosity (170 mm ² /s at 40°C)
E	Synthetic ester oil with high viscosity (200 mm ² /s at 40°C)
A1	Colza oil A (95%) + Oleic acid (5%)
A2	Colza oil A (95%) + Fatty oil sulfide (5%)
A3	Colza oil A (98%) + Graphite (2%)
A4	Colza oil A (98%) + MoS ₂ (2%)
A5	Colza oil A (98%) + Mica (2%)
B1	Mineral oil B (95%) + Oleic acid (5%)
B2	Mineral oil B (95%) + Fatty oil sulfide (5%)
B3	Mineral oil B (98%) + Graphite (2%)
B4	Mineral oil B (98%) + MoS ₂ (2%)
B5	Mineral oil B (98%) + Mica (2%)
C1	Synthetic ester oil C (95%) + Oleic acid (5%)
C2	Synthetic ester oil C (95%) + Fatty oil sulfide (5%)
C3	Synthetic ester oil C (98%) + Graphite (2%)
C4	Synthetic ester oil C (98%) + MoS ₂ (2%)
C5	Synthetic ester oil C (98%) + Mica (2%)

主ロール速度の範囲でもほぼ一定であるので¹⁰⁾、本研究において摩擦係数を測定する圧延条件としては、実機における圧延材とロールの接触時間とほぼ一致する主ロールの円周速度 U を 50 m/min、速度比率 r_v を 20、圧下量 Δt_s を 0.3 mm 並びに加熱炉の設定温度 T_f を 800°C を標準試験条件とした。その条件を Table 2 に示す。

2・3 圧延油

本研究に使用された圧延油を Table 3 に示す。熱間圧延における摩擦係数に及ぼすベース油の組成および粘度の影響を明らかにするために、なたね油 A、低粘度鉱油 B、低粘度合成エステル油 C、高粘度鉱油 D、高粘度合成エステル油 E を使用した。それらの粘度は 40°C でそれぞれ 35, 40, 50, 170, 200 mm²/s である。また、熱間圧延における摩擦係数に及ぼす添加剤の影響を明らかにするために、なたね油 A、低粘度鉱油 B および低粘度合成エステル油 C に、それぞれ油性向上剤としてオレイン酸を 5% 添加した圧延油 A1, B1, C1、極圧添加剤として硫化油脂を 5% 添加した圧延油 A2, B2, C2、固体添加剤として黒鉛粉末、二硫化モリブデン粉末、雲母粉末をそれぞれ 2% 添加した圧延油 A3, A4, A5, B3, B4, B5, C3, C4, C5 を使用した。添加した黒鉛粉末、二硫化モリブデン粉末及び雲母粉末の

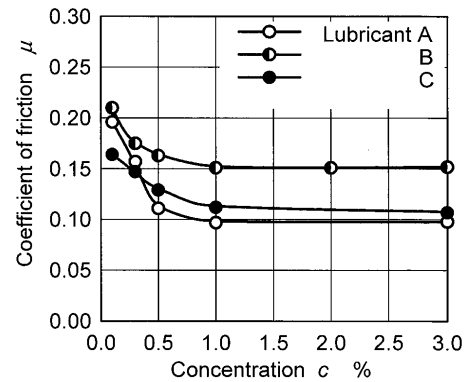


Fig. 3. Relationship between coefficient of friction and emulsion concentration for three base oils (A, B and C).

平均粒径はそれぞれ 3 μm, 2 μm 及び 4 μm であった。

ベース油の各組成および粘度における摩擦係数のエマルジョン濃度の依存性を調べる実験においては、エマルジョン濃度を 0.1% から 3.0% まで変化させた。摩擦係数に及ぼす添加剤の影響を調べる実験においては、エマルジョン濃度 3% とエマルジョン濃度 0.1% で実験を行った。エマルジョンは攪拌しながら 40°C まで加熱した後、800 mL/min の流量で主スタンド出口側の上ロールの表面にフライトノズルで噴霧した。なたね油のエマルジョン濃度 3.0% 及び 0.1% のときのエマルジョン平均粒径は 16.8 μm 及び 10.1 μm であった。

3. 試験結果

3・1 ベース油の組成と粘度の影響

Fig. 3 は粘度がほぼ同じなたね油 A (35 mm²/s)、低粘度鉱油 B (40 mm²/s) および低粘度合成エステル油 C (50 mm²/s) の種々のエマルジョン濃度に対する摩擦係数の測定結果を示す。Fig. 3 よりエマルジョン濃度が 1.0% より高くなると、なたね油、低粘度鉱油および低粘度合成エステル油のいずれも摩擦係数は鉱油において 0.15、なたね油および合成エステル油において 0.1 とほぼ一定となり、鉱油がなたね油と合成エステル油より高いことがわかる。一方、エマルジョン濃度が 1.0% より低くなると、摩擦係数はなたね油、低粘度鉱油および低粘度合成エステル油のいずれもエマルジョン濃度の減少につれて増加している。0.1~1.0% のエマルジョン濃度では、合成エステル油の摩擦係数は鉱油よりも 0.03 程度低い。しかし、なたね油はエマルジョン濃度の減少につれて、摩擦係数の増加の程度が大きく、エマルジョン濃度 0.1% では鉱油の摩擦係数とほぼ同じ値になっている。

Fig. 4 は粘度の異なる鉱油の低粘度鉱油 B と高粘度鉱油 D の種々のエマルジョン濃度に対する摩擦係数の測定結果を示す。Fig. 4 より摩擦係数はエマルジョン濃度が 1.0% より高くなると、低粘度鉱油と高粘度鉱油の両方ともほぼ同

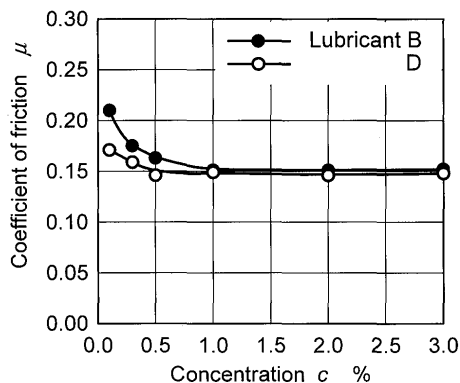


Fig. 4. Effect of viscosity on coefficient of friction for mineral oils (B and D).

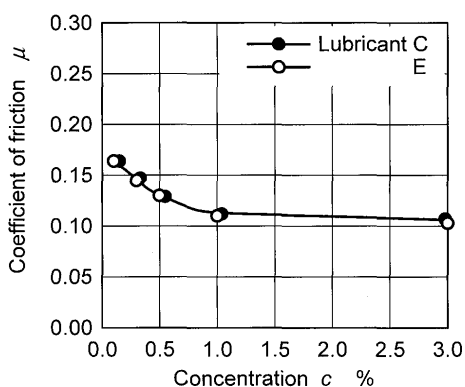


Fig. 5. Effect of viscosity on coefficient of friction for Synthetic ester oils, (C and E).

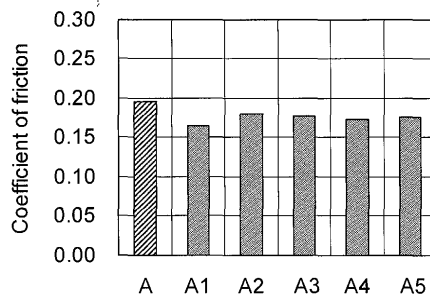
じ値で一定となり、粘度による摩擦係数の変化は現れていない。一方、エマルジョン濃度が1.0%より低くなると、エマルジョン濃度の減少につれて、摩擦係数については高粘度鉱油のほうが低粘度鉱油に比べて増加の程度が小さくなっている。

Fig. 5は低粘度合成エステル油Cと高粘度合成エステル油Eの種々のエマルジョン濃度に対する摩擦係数の測定結果を示す。Fig. 5より合成エステル油の摩擦係数は、粘度による変化がほとんどなく、エマルジョン濃度が1.0%より高い場合も低い場合も低粘度合成エステル油と高粘度合成エステル油の値がほぼ同じである。

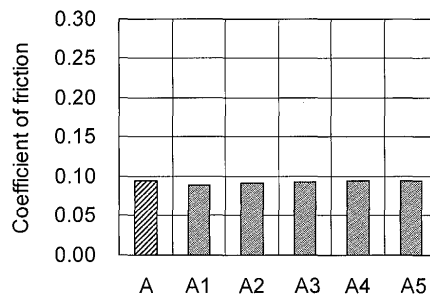
3.2 添加剤の影響

Fig. 6はエマルジョン濃度が0.1%および3.0%の場合において、なたね油に種々の添加剤を添加した圧延油A1~A5の摩擦係数をなたね油Aの測定結果と比較して示す。Fig. 6より、摩擦係数は、エマルジョン濃度0.1%の場合には添加剤の添加により低くなるが、エマルジョン濃度3.0%の場合には添加剤を添加してもエマルジョン濃度0.1%に比べて大きく変わらないことがわかる。

Fig. 7はエマルジョン濃度が0.1%および3.0%の場合において、低粘度鉱油に種々の添加剤を添加した圧延油B1~B5の摩擦係数を低粘度鉱油Bの測定結果と比較して示す。Fig. 7より、摩擦係数はFig. 6と同様に、エマルシ

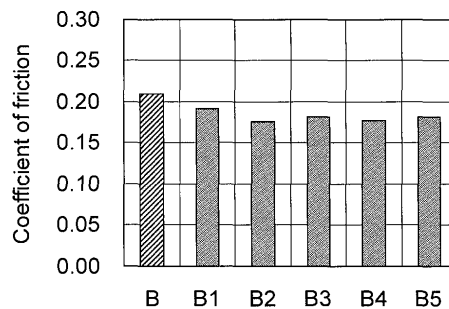


(a) Emulsion concentration $c=0.1\%$

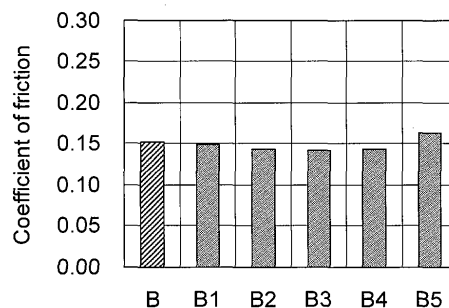


(b) Emulsion concentration $c=3.0\%$

Fig. 6. Coefficient of friction for colza base oils with additive agent. (a) Emulsion concentration $c=0.1\%$, (b) emulsion concentration $c=3.0\%$.



(a) Emulsion concentration $c=0.1\%$



(b) Emulsion concentration $c=3.0\%$

Fig. 7. Coefficient of friction for mineral base oils with additive agent. (a) Emulsion concentration $c=0.1\%$, (b) emulsion concentration $c=3.0\%$.

ン濃度0.1%の場合には添加剤の添加により低くなるが、エマルジョン濃度3.0%の場合には添加剤を添加してもエマルジョン濃度0.1%に比べて大きく変わらないことがわかる。

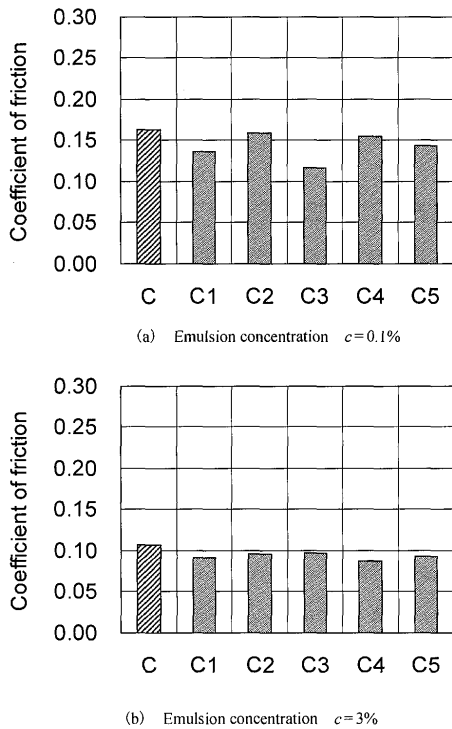


Fig. 8. Coefficient of friction for synthetic ester base oils with additive agent. (a) Emulsion concentration $c=0.1\%$, (b) emulsion concentration $c=3.0\%$.

Fig. 8は、エマルジョン濃度が0.1%および3.0%の場合において、低粘度合成エステル油に種々の添加剤を添加した圧延油C1~C5の摩擦係数を低粘度合成エステル油Cの測定結果と比較して示す。Fig. 8よりエマルジョン濃度0.1%の場合の摩擦係数は、黒鉛、オレイン酸を添加することによって低くなるが、硫化油脂、二硫化モリブデン粉末および雲母粉末を添加してもほとんど変わらないことがわかる。また、エマルジョン濃度3.0%の場合の摩擦係数は、添加剤を添加することによりわずかに低くなる。

4. 考察

これらの結果に示した摩擦係数の潤滑油因子の影響を著者ら¹⁰⁾の提案したFig. 9に示す潤滑モデルを用いて考察して熱間圧延における潤滑メカニズムを明らかにする。Fig. 9(a)の潤滑モデルのエマルジョン濃度が1.0%より高い範囲では、ロールと材料界面の全域が潤滑膜で覆われる。その範囲の摩擦係数の実験結果は、Fig. 3に示すようにそれぞれのベース油で摩擦係数は一定の値となり、ロールと材料界面に導入される圧延油量に関係なく、摩擦係数はベース油の組成に依存している。この範囲では、極性基を有するベース油であるなたね油および合成エステル油の摩擦係数が、極性基を有していない鉱油に比べて低くなっている。それらの結果から、この範囲における潤滑メカニズムは境界潤滑的であると言える。

さらに、この潤滑モデルを理解するために、Fig. 3の

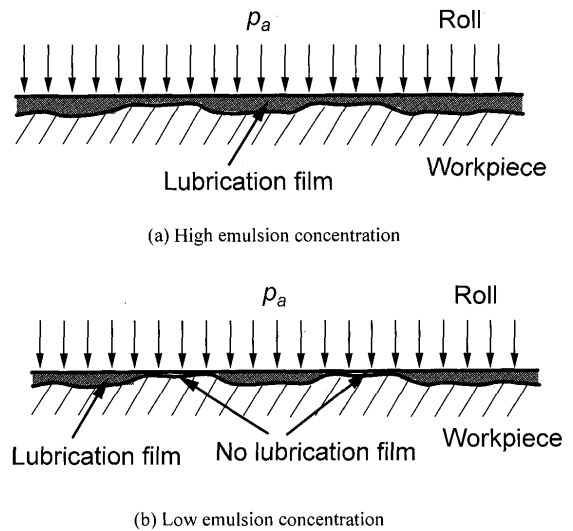


Fig. 9. Schematic representation of lubrication model. (a) High emulsion concentration, (b) low emulsion concentration.

ベース油の一つであるなたね油のニートを用いて、同じ条件の熱間圧延を行ったときの摩擦係数を測定した。測定された摩擦係数の値は0.092であり、Fig. 3のエマルジョン濃度3%の摩擦係数とほぼ同じ値となった。この結果から、熱間圧延におけるロールと材料界面の全域が潤滑膜で覆われたFig. 9(a)の潤滑モデルでは、摩擦係数はロールと材料界面に導入する圧延油量に関係なく一定値になることが理解できる。この結果はFig. 4, Fig. 5のベース油の鉱油および合成エステル油の粘度が異なった圧延油においても、エマルジョン濃度が1.0%を超えた場合の摩擦係数はベース油の粘度に依存せず、組成に依存することからも理解できる。

次に、エマルジョン濃度が1.0%以下の範囲のFig. 9(b)の潤滑モデルでは、ロールと材料界面の全域が潤滑膜で覆われなくなり、一部が水潤滑と同等の潤滑領域が存在している。この範囲においてもこの潤滑モデルを理解するために水潤滑による同じ圧延条件で熱間圧延を行ったときの摩擦係数を測定した。測定された摩擦係数は0.4で、ロールと材料界面が潤滑膜で覆われたときに比べて高い値を示した。この潤滑モデルにおける摩擦係数は

$$\mu = (1 - \alpha) \mu_L + \alpha \mu_w \dots \dots \dots (2)$$

で示すことができる。ここで、 α は水潤滑領域の比率、 μ_L はロールと材料界面の全域が潤滑膜で覆われたときの摩擦係数、 μ_w は水潤滑のときの摩擦係数である。

Fig. 3の3種類のベース油の一つなたね油において、エマルジョン濃度1.0%以上の摩擦係数 μ_L の値0.098およびエマルジョン濃度0.1%の摩擦係数 μ の値0.196より、式(2)を用いて水潤滑領域の比率 α は0.32になる。同じく低粘度合成エステル油において、 μ_L 0.107および μ 0.164より、水潤滑領域の比率 α は0.19、低粘度鉱油において、 μ_L

0.152, μ 0.21より, α は0.23となる。これらの結果より, 水潤滑領域の比率がベース油の組成に依存することが理解できる。また, Fig. 4, 5よりエマルジョン濃度が1.0%以下の低濃度範囲において, 水潤滑領域の比率がベース油の粘度によっても異なることが理解できる。これらの結果から, この範囲における潤滑メカニズムは潤滑膜による領域と水潤滑による領域からなる混合潤滑であると言える。

熱間圧延でエマルジョン潤滑における添加剤の影響は, エマルジョン濃度が1.0%より高い領域ではFig. 6(b), Fig. 7(b)およびFig. 8(b)からわかるように, 本実験の添加剤の添加量の範囲においては添加効果は大きく現れていない。一方, エマルジョン濃度が1.0%より低い領域では, Fig. 6(a), Fig. 7(a)およびFig. 8(a)からわかるように, 摩擦係数に及ぼす添加剤の影響が大きく現れている。なたね油および低粘度鉱油の場合には, 本実験に使用した全ての添加剤において摩擦係数が低下し, 添加効果を示した。低粘度合成エステル油の場合, 硫化油脂, 二硫化モリブデンおよび雲母は添加効果ほとんどなく, オレイン酸と黒鉛は摩擦係数を低下し, 添加効果を示した。

5. 結言

(1) なたね油, 低粘度および高粘度鉱油並びに低粘度および高粘度合成エステル油のいずれもエマルジョン濃度が1.0%より高くなると, エマルジョン濃度の増加による圧延界面への導入油量の増加にもかかわらず, 摩擦係数はほぼ一定になった。これに対して, エマルジョン濃度が1.0%より低くなるとエマルジョン濃度の減少による圧延界面への導入油量の減少とともに, 摩擦係数は大きくなった。

(2) エマルジョン濃度が1.0%より高い領域において, 摩擦係数はベース油の組成に依存するが, 粘度に依存しなくなることから, 潤滑メカニズムが境界潤滑的であると言

える。これに対して, エマルジョン濃度が1.0%より低い領域においては, ベース油の組成, 粘度により摩擦係数の増加の程度が異なることから, 潤滑メカニズムが潤滑膜領域と水潤滑領域の混合潤滑であると言える。

(3) エマルジョン濃度が3.0%の場合には, なたね油, 低粘度鉱油および低粘度合成エステル油のいずれも, 摩擦係数は添加剤の添加による添加効果が大きく現れなかった。これに対して, エマルジョン濃度が0.1%の場合には, なたね油と低粘度鉱油の場合にはオレイン酸, 硫化油脂, 黒鉛粉末, 二硫化モリブデン粉末および雲母粉末を, 低粘度合成エステル油の場合にはオレイン酸および黒鉛粉末を添加することによって摩擦係数は低下し, 添加効果を示した。

おわりに, 本研究は財団法人金属系材料研究開発センター(JRCM)が新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)からの業務委託により実施する「環境調和型超微細粒鋼創製基盤技術研究体」の研究成果であることを記し, 謝辞を表します。

文 献

- 1) N.Kamii and R.Terakado: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **17** (1976), 202.
- 2) T.Mase: *J. Jpn. Soc. Lubr. Eng.*, **24** (1979), 144.
- 3) K.Gotoh, T.Shibahara and K.Takeuchi: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 502.
- 4) K.Sato, H.Uesugi, H.Hagihara and T.Nogami: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **19** (1978), 942.
- 5) J.Kihara, K.Dohya, K.Nakamura and K.Yoshida: *J. Jpn. Soc. Lubr. Eng.*, **27** (1982), 612.
- 6) J.G.Lenard and L.Barbulovic-Nad: *Trans. ASME.*, **124** (2002), 840.
- 7) J.Ikeda: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **40** (1999), 1031.
- 8) T.Inoue, H.Yamamoto, K.Watanabe, K.Nishida and T.Sugiura: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **44** (2003), 266.
- 9) A.Azushima, W.D.Xue and K.Aoki: 9th Int. Conf on Steel Rolling 2006, ATS, Hot Strip Mill-Modelling and Simulation, S04-2, (2006), 103.
- 10) A.Azushima, W.D.Xue and Y.Yoshida: *Ann. CIRP*, **56** (2007).