

熱間継目無鋼管圧延時の潤滑特性に及ぼすスケールの影響

飯田 純生*・日高 康善*

Influence of the Iron Oxide Layer on Lubricating Properties in Seamless Pipe Hot Rolling

Sumino IIDA and Yasuyoshi HIDAHA

Synopsis : It is well known that an iron oxide layer formed on a surface of work piece plays an important role of lubricating properties in hot rolling. However, a few papers fully reported the influence of the iron oxide layer on lubricating properties. Therefore, we investigated the influence of compositions and thickness of the iron oxide layer on lubricity by means of a simulation test of seamless pipe hot rolling.

First, some iron-oxide layers of various compositions and thickness were formed on three different steel materials by oxidizing treatment under different conditions: where the work pieces were exposed to air until the oxide layer grew to the set thickness. Then, the hot work piece was rolled between a cylindrical roll and a flat tool lubricated with graphite-based lubricant. The friction coefficient was measured during rolling, and the flat tool surface was observed after rolling.

Summaries of the results are shown below.

① In case the rolled material was carbon steel, scoring didn't occur regardless of its elongation in the test condition. On the other hand, in case the rolled material was 10% Cr steel or 18%Cr-8%Ni stainless steel, scoring occurred when the elongation was high.

② The abovementioned results are thought to be caused that the scale of FeO generated in the case of carbon steel has high plasticity at elevated temperature.

Key words: hot rolling; lubrication; iron oxide; scoring; friction.

1. 緒言

鉄鋼の熱間加工工程において被加工材の表面に不可避免的に生成する酸化物スケールが、製品の表面性状のほか、加工時の潤滑特性にも大きな影響を及ぼすことは良く知られている^{1,2)}。

製品に影響を及ぼす例としては、圧延ロール表面に付着する黒皮や製品表面に生成する赤スケール等が挙げられる。黒皮は、ロール表面から剥離することにより、ロールの肌荒れや摩耗を助長するばかりでなく、圧延材の表面性状に悪影響を与える³⁻⁶⁾。また、赤スケールも、製品の機械的性質には悪影響を及ぼすことはないが、製品の表面性状を損なう⁷⁻¹¹⁾。このようなことから、表面性状の向上を目的に、これらは発生機構の解明から抑制方法に至るまで多くの研究がなされてきた。

熱間加工時の潤滑特性に及ぼすスケールの影響については、スケールが焼付き防止と摩擦係数を下げる役割の一部を受け持っていると言われている¹²⁻¹⁴⁾。これは、結合の方向性によると考えられている。つまり、金属同士の金属結合の場合、結合の方向性がないため、界面で原子が近づくと結合を作りやすく、界面における結合の数が多

くなるのに対し、スケールの結合は共有結合あるいはイオン結合となるため、相手原子が一定の方向から近づかない限り結合しない。従って、金属同士よりもスケールが存在した方が結合が起こりにくく、焼付きを防止すると考えられている¹²⁾。

薄板の熱間圧延の分野では、圧延時の界面の摩擦係数に及ぼすスケールの影響について、限られた系ではあるが詳細な調査が進みつつある¹⁵⁻¹⁷⁾。これによると、スケールが厚いほど摩擦係数は減少することが多く、また、スケール厚さは試料温度と共に摩擦係数に最も影響を及ぼす因子であることが判明している。一方、熱間継目無鋼管圧延プロセスの一工程であるマンドレルミル圧延では管内面を完全にデスケリングすることが困難なため、スケールの圧延時の潤滑特性への関与が、板圧延の場合よりも大きいと考えられるが、これを詳細に調査した報告は少ない。さらに、マンドレルミル圧延においては、圧延材と内面拘束工具であるマンドレルバーの間の潤滑状態は、内面品質を決定する最大の要因となるだけでなく、寸法精度にも大きく関与する。従って、この潤滑状態を制御することは重要な技術課題である。

材料の表面スケールを有効に活用するには、ある程度の

平成19年11月14日受付 平成20年3月11日受理 (Received on Nov. 14, 2007; Accepted on Mar. 11, 2008)

* 住友金属工業(株) 総合技術研究所鋼管研究開発部 (Pipe & Tube Research & Development Department, Corporate Research & Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-8 Fuso-cho Anagasaki 660-0891)

厚さが必要であるが、厚すぎると製品の表面に押し込み疵を発生させたり、また、剥離したスケールが潤滑剤中に混入し潤滑剤本来の性能を損なうことが懸念される。つまり、スケール厚みには適正值が存在し、圧延条件に応じて適正に制御する必要があると考えられるが、定量的な検討はなされていない。また、スケールを固体潤滑剤として利用する場合に関しては、 Fe_2O_3 は硬度が高くアブレイシブであり、 Fe_3O_4 は潤滑効果があるとの報告¹²⁾はあるが、圧延材表面に生成する酸化スケールの種類が潤滑特性に及ぼす影響は必ずしも明確になっているとは言えない。さらに、ステンレス鋼を圧延材とした場合の方が炭素鋼を圧延材とした場合より、焼付きやすく摩擦係数が大きくなることは良く経験するが、そのメカニズムについてもよく分かっていない。そのため、ステンレス鋼を圧延材とした場合に発生しやすい製品の表面疵の問題や、工具寿命が短い等の課題が根本的に解決されるには至っていない。これらの課題を解決すべく潤滑剤の高性能化の研究が進められており、限られた条件下では良好な性能を示すものがいくつか見出されているが、汎用性のあるレベルには、まだ達していない¹⁸⁻²⁵⁾。

そこで本研究では、鋼の熱間圧延で生成するスケールを積極的に制御、活用することで、圧延負荷を軽減するための基礎検討として、特に、熱間継目無鋼管圧延プロセスのマンドレルミル圧延時の潤滑特性におよぼすスケール厚みと種類の影響を明らかにすることを目的とした。

2. 試験方法

2・1 圧延試験

圧延試験に用いた熱間圧延試験機²⁶⁾の概略をFig. 1に示す。本試験では、熱間継目無鋼管のマンドレルミルにおける単スタンドの圧延状況を模擬するために、潤滑剤を塗布した平板状の工具の上に加熱した角棒材をのせ、直ちに圧延方向に移動させ、回転するロールと平板状の工具の間で圧延した。使用したロールの表面にはローレット加工を施すことにより、被圧延材がスリップしないようにしている。従って、被圧延材は、新生面を露出しながら平板状の工具と接している面で摺動することとなる。これにより、被圧延材と平板状の工具の間の潤滑特性を評価でき、圧延後の工具の損傷状況を調査することで、焼付きの評価が可能である。通常のコイル圧延に用いる2ロール式の圧延機の場合、ロール交換等に時間がかかるため、ロールに焼付きを生じさせるような条件で多数の圧延試験を行うには多大な工数を要する。それに対し、本試験機の場合、平板状の工具の交換が簡単なので、焼付きを発生させるような条件下での圧延を効率的に行うことが出来ることが特徴として挙げられる。

また、工具をロードセルに連結したホルダーに固定する

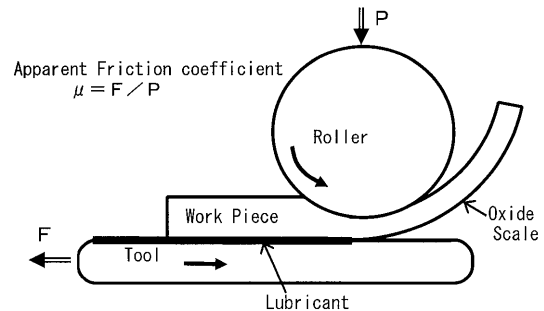


Fig. 1. Schematic diagram of hot rolling test.

ことにより、圧延時の被圧延材と工具の間にかかる摩擦力 F を測定した。これと、上ロールにかかる荷重 P をロードセルで測定し、圧延時の見かけの摩擦係数を $\mu = F/P$ で算出した。なお、工具をセットしたホルダーは、アイドルロールで支えられている。以上の方式にて計測しているので、算出される見かけの摩擦係数 μ は、一般的な板材の2ロール式熱間圧延時の摩擦係数の値とは単純に比較できないが、本試験での各条件の定量的な比較は可能である。

使用した工具は、150 mm×25 mm×15 mmの熱間工具鋼のSKD61の表面を0.5 μmRa の研磨仕上げした後、893K×2 hのスケール付け処理を施した。ロールは150 mm Φ ×100 mmで、上述したとおり表面にはローレット加工を施した。ロールも工具も圧延前は室温とした。潤滑剤は、一般的なマンドレルバー潤滑剤である黒鉛と有機バインダーからなる水溶性の黒鉛系潤滑剤を、平板状の工具材の摺動面に乾燥重量で約100 g/m²となるように塗布し、十分に乾燥させた後に試験に供した。圧延条件は、ロール周速：235.5 mm/s、工具移動速度：10 mm/s、圧下率5～30%とした。

被圧延材は、「S22C（炭素鋼）」「SUH3（10%Cr鋼）」「SUS304（18%Cr-8%Ni鋼）」の3鋼種を、250 mm×10 mm×10 mmの寸法の角棒状とし、表面粗さを1.6 μmRa 以下の研磨仕上げとした。用意した3鋼種の被圧延材のうち、(i) S22Cと(ii) SUH3については窒素雰囲気中で1473Kに加熱した後、炉より取り出し、約8秒後に圧延した。(iii) SUH3と(iv) SUS304については窒素雰囲気中で1473Kに加熱、引き続き60秒大気を通気することで、スケールを生成させた後、炉より取り出し約8秒後に圧延した。以後、窒素雰囲気中でのみ加熱したもの((i), (ii))を、それぞれ、S22C, SUH3と、大気を通気したもの((iii), (iv))をSUH3 (Air Flow), SUS304 (Air Flow)と記す。

2・2 スケール評価

圧延前に生成する被圧延材表面のスケールの性状を調査するため、酸化試験を行った。供試材として、圧延試験と同じ「S22C」「SUH3」「SUS304」の3鋼種を用いた。これらを、窒素雰囲気中の加熱炉で1473Kに試験片を加熱した後、60秒大気を通気することによって酸化スケールを生成させた。スケール厚は、大気通気後、直ちに窒素雰囲気

に置換し常温まで冷却した供試材の断面を光学顕微鏡を用いて測定した。スケール構造は、大気通気後、大気放冷した供試材表面のX線回折及び供試材断面のEPMA分析により同定した。

3. 試験結果

3・1 圧延試験結果

3・1・1 焼付き挙動および圧延材のスケール剥離挙動

S22Cを5, 20および30%の圧下率で圧延した工具材表面と圧延材表面の外観をFig. 2に示した。工具材表面の黒くなっている圧延摺動痕には、いずれの圧下率においても焼付きは認められなかった。圧延材側の表面には、圧下率が5%の場合、摺動面中央部に周囲と比較すると黒く見えるスケール剥離部が認められるのに対し、圧下率が10%および30%の場合、スケールは母材と密着しており剥離は認められなかった。

SUH3を5, 10および20%の圧下率で圧延した工具材表面と圧延材表面の外観をFig. 3に示した。Fig. 4には、SUH3の加熱中に60秒大気通気し圧延材表面に厚いスケールを生成させてから圧延したときの結果を示した。圧延前加熱で大気を通気しなかった場合(Fig. 3)には、圧下率が5%のときには焼付きは発生しなかったが、10%とした場合には摺動部中央に白く斑点状に見える微小な焼付きが発生し、さらに20%とした場合は摺動痕全面に著しい焼付きが発生した。加熱中に大気を通気した場合(Fig. 4)は、大気を通気しない場合(Fig. 3)と比較すると、圧下率が20%のときの焼付きが、通気しない場合と比較して軽微となり、スケールを厚くすることによって焼付きが抑制される傾向にあることが示された。圧延材の表面は、大気通気の有無に

かわらず、圧下率が5%と低い場合にはスケールはほとんど剥離しなかったが、圧下率が10%および20%と比較的高い場合にはスケールが剥離した。このようにSUH3について剥離が生じる圧下率は、前述のS22Cと逆になった。

圧延材をSUS304として、加熱中に60秒大気を通気したのち、5, 10および20%の圧下率で圧延したときの、工具材表面と圧延材表面の外観をFig. 5に示した。圧下率が10%, 20%において摺動痕全面に著しい焼付きが発生し、S22CおよびSUH3よりもSUS304では焼付きが生じやすいことが示された。ただし、SUS304では圧延後にもスケールの剥離はなかった。

以上の焼付き状況をまとめたものをTable 1に示す。焼

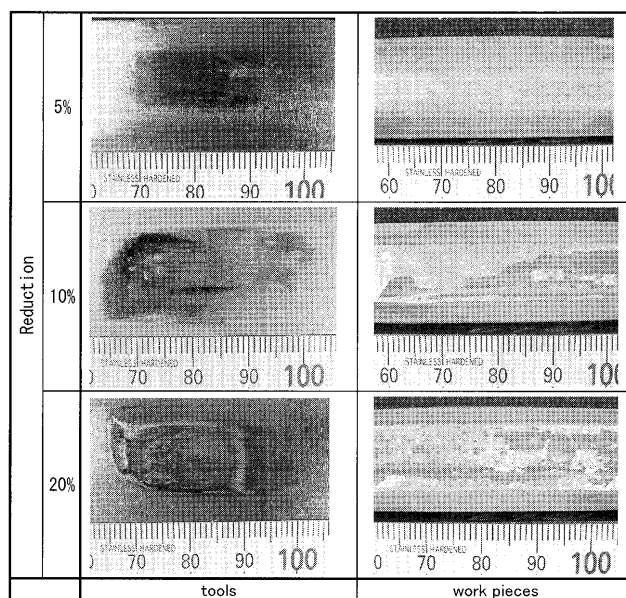


Fig. 3. Appearance of the tools and the work pieces after hot rolling test (work piece: SUH3).

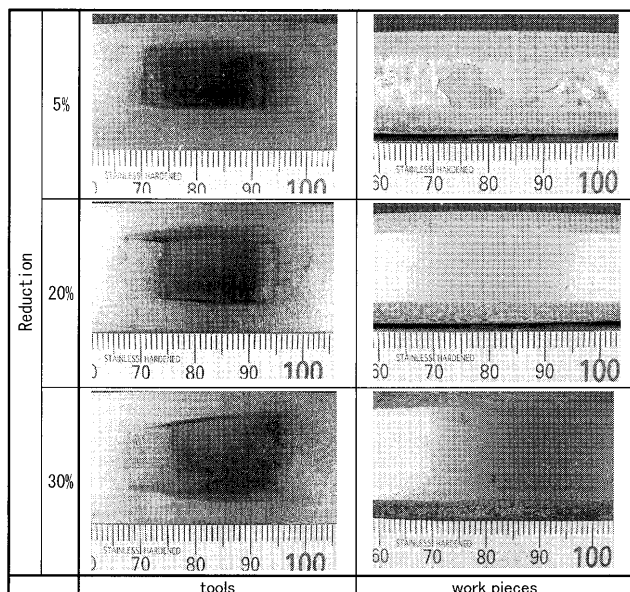


Fig. 2. Appearance of the tools and the work pieces after hot rolling test (work piece: S22C).

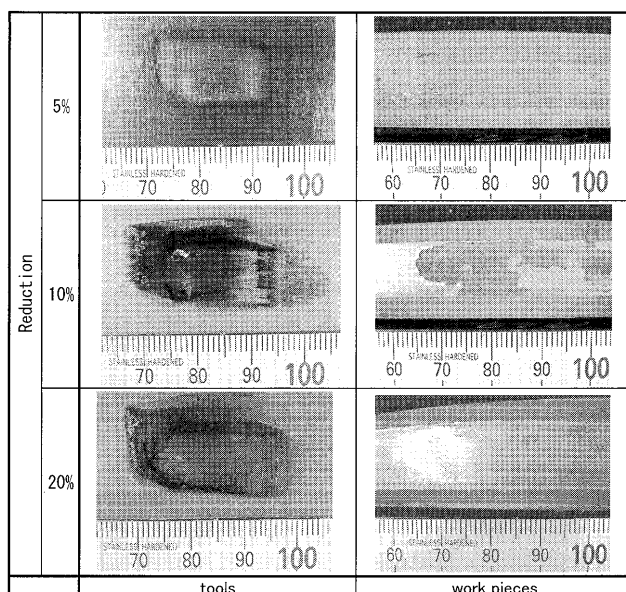


Fig. 4. Appearance of the tools and the work pieces after hot rolling test (work piece: SUH3 (Air Flow)).

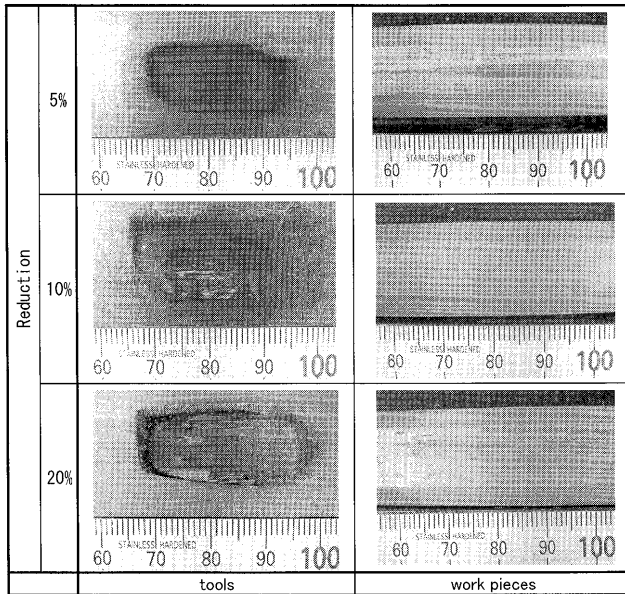


Fig. 5. Appearance of the tools and the work pieces after hot rolling test (work piece: SUS304 (Air Flow)).

Table 1. Relationships between heat treatment and scoring.

		(i) S22C	(ii) SUH3	(iii) SUH3 (Air Flow)	(iv) SUS304 (Air Flow)
Reduction	5%	○	○	○	○
	10%	—	△	△	×
	20%	○	×	△	×
	30%	○	—	—	—

○:no scoring, △:mild scoring, ×:severe scoring
—:no data

付きが認められなかった条件を「○」、微小な焼付きが発生した条件を「△」、著しい焼付きが発生した条件を「×」、実験を行っていない条件は「—」とした。耐焼付き性は、S22Cが最も良好で、次いで、SUH3 (Air Flow), SUH3, SUS304 (Air Flow)の順であった。また、圧延材のスケールの剥離挙動は圧延材の種類と圧下率によって大きく異なった。

3・1・2 摩擦係数

各種試験材の摩擦係数と延伸比の関係を Fig. 6に示した。ここで、延伸比=(圧延後の被圧延材長さ)/(圧延前の被圧延材長さ)とする。Fig. 7には同じく摩擦係数と圧延時のロール荷重の関係を示した。いずれの図中にも、焼付き挙動について、顕著な焼付きが生じた領域 (severe scoring)、軽微な焼付きが生じた領域 (mild scoring)、および焼付きが生じなかった領域 (no scoring) を分類して示した。

S22Cの場合、延伸比およびロール荷重によらず、いずれも焼付きが生じることはなく、ほぼ一定の摩擦係数を示した。これに対し、SUH3およびSUS304においては、延伸比およびロール荷重が小さいときは、焼付くことはなく、摩擦係数も小さかったが、延伸比およびロール荷重が大き

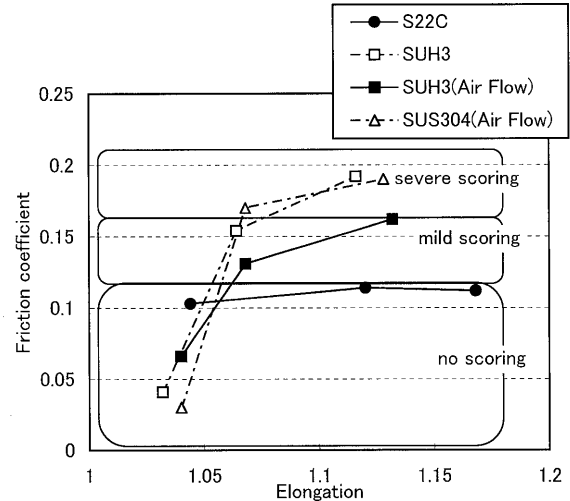


Fig. 6. Effect of elongation on friction coefficient and scoring.

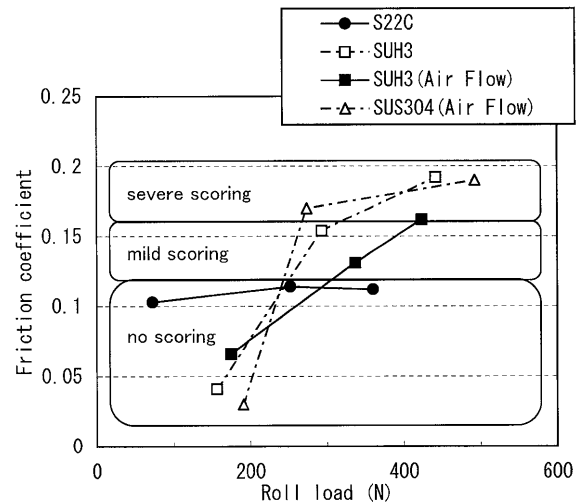


Fig. 7. Effect of rolling load on friction coefficient and scoring.

くなると焼付きが生じ、これに伴って摩擦係数も大きくなった。

3・2 スケールの生成挙動

各供試材を大気中で1473K×60sで酸化することによって生成させたスケールの、X-rayおよびEPMAによる同定結果を Table 2に、断面ミクロ観察の結果を Fig. 8に示した。S22Cには Fe_2O_3 、 Fe_3O_4 を含んだFeOを主体とする酸化物スケールが生成した。SUH3には Fe_2O_3 、 Fe_3O_4 および FeCr_2O_4 が、SUS304には Cr_2O_3 がそれぞれ生成した。酸化試験で生成したスケールの厚さは、S22Cでは約45 μm 、SUH3では約20 μm であり、SUS304では2 μm 程度と薄かった。これらの酸化挙動が放物線則に従うと仮定すると、スケールの厚さ $T(\mu\text{m})$ は、熱処理時間を $t(\text{s})$ として、 $T=(K_p \cdot t)^{0.5}$ であらわされる²⁷⁾。ここで、 K_p は酸化速度定数であり鋼種に依存する。本実験から求めた酸化速度定数は、S22Cの場合33.75 ($\mu\text{m}^2/\text{s}$)、SUH3の場合6.68 ($\mu\text{m}^2/\text{s}$)、SUS304の場合

Table 2. Compositions of oxides after heat treatment.

steel materials	(i) S22C	(ii) SUH3		(iii) SUH3 (Air Flow)		(iv) SUS304 (Air Flow)
	carbon steel	10%Cr steel		10%Cr steel		18%Cr-8%Ni steel
air flow	0s	0s		60s		60s
compositions of oxides	Fe_2O_3 Fe_3O_4 FeO	outer scale	Fe_2O_3 Fe_3O_4	outer scale	Fe_2O_3 Fe_3O_4	Cr_2O_3
			Fe_3O_4 FeCr_2O_4		Fe_3O_4 FeCr_2O_4	

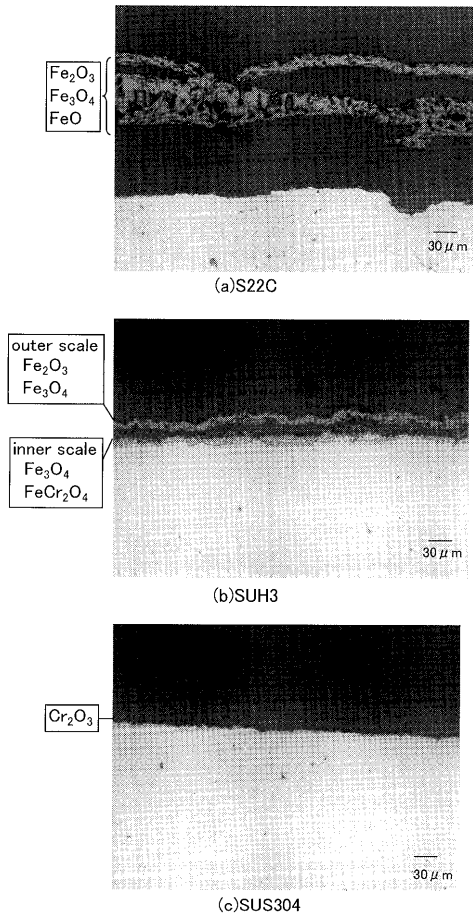


Fig. 8. Optical micrographs of cross section of test specimens after oxidation at 1473K for 60 s in air.

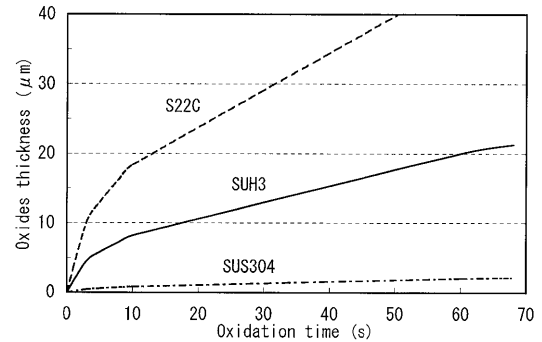


Fig. 9. Relationship between oxides thickness and oxidation time.

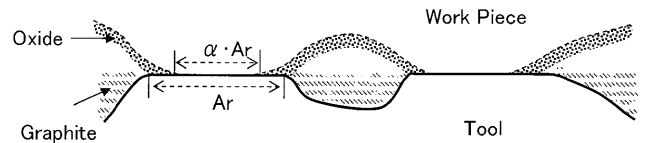


Fig. 10. Schematic diagrams of lubricated condition in the hot rolling.

負荷が小さい時は、被圧延材と工具材の間には黒鉛が存在する部分と、黒鉛が存在できなくなった箇所で被圧延材のスケールと工具材が接触する部分が混在している状態と考えられる。ところが、負荷が大きくなってくると、被圧延材のスケールも存在できなくなる箇所が生じ、一部、被圧延材母材と工具材が直接接触するようになると推定される。この被圧延材と工具材の間の接触推定モデルをFig.10に示す。この時、被圧延材と工具材の間にかかる摩擦力 F は、式(1)で与えられる。

$$F = A_r \cdot \{ \alpha \cdot S_m + (1 - \alpha) \cdot S_s \} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 A_r : 摺動部において荷重を支持している真実接触面積、 α : 真実接触部のうちで被圧延材母材と工具材が接触している割合、 S_m : 被圧延材母材と工具材との接触部の剪断強さ、 S_s : 被圧延材スケールと工具材との接触部の剪断強さ、である。圧延時の見かけの摩擦係数 μ は、工具にかかる摩擦力 F と、ロールにかかる荷重 P から算出するので、式(2)で表される。

$$\mu = F/P \\ = A_r \cdot \{ \alpha \cdot S_m + (1 - \alpha) \cdot S_s \} / P \dots \dots \dots (2)$$

0.07 ($\mu\text{m}^2/\text{s}$)であった。本試験で用いた各鋼種の酸化増量曲線をFig. 9に示した。スケール厚は、SUH3 (Air Flow) $\geq$ S22C > SUH3 > SUS304 (Air Flow)の順に薄くなる。勿論、実際のスケール厚を測定するには、実験における炉出しから熱延するまでの試験片の移動時間(約8秒)とその際の温度低下を考慮する必要があるが、本研究では酸化増量曲線により代替した。

4. 考察

4・1 各種試験材の摩擦係数に及ぼす延伸比の影響

本圧延試験では、潤滑剤として黒鉛を供給しているので、

4.2で後述するとおり、焼付きが生じていない場合、被圧延材母材と工具材との直接接触はほとんどないと考えられるので、式(2)において $\alpha \approx 0$ と近似できる。この時、見かけの摩擦係数 μ は式(2)'で表される。

$$\mu = A_r \cdot S_s / P \dots\dots\dots (2)'$$

S22Cの場合、延伸比によらずほぼ一定の摩擦係数を示したのは、式(2)'において S_s は一定なので、延伸比を大きくした時の真実接触面積 A_r とロール荷重 P の増加の比率が同じであったためと考えられる。

一方、SUH3・SUS304の場合、延伸比を大きくすると、摩擦係数が増加した。これは、延伸比を大きくしたときに焼付きが生じていることから、被圧延材母材と工具材が直接接触している割合 α が大きくなったためと考えられる。被圧延材母材と工具材との接触部の剪断強さ S_m は、被圧延材スケールと工具材との接触部の剪断強さ S_s よりも大きいので、焼付きが生じ α が大きくなると、式(2)の見かけの摩擦係数 μ も大きくなる。

以上の接触状態の相違により、S22Cの場合、延伸比によらずほぼ一定の摩擦係数を示したのに対し、SUH3・SUS304の場合、延伸比を大きくすると摩擦係数が増加したと考えられる。

なお、延伸比が小さい場合、SUH3・SUS304よりS22Cの方が見かけの摩擦係数が高いが、鋼種間での潤滑状態に大きな相違はないと考えられる。ここで、各種試験材の摩擦係数と延伸比の関係をFig.11に、各種試験材のロール荷重と延伸比の関係をFig.12に示す。延伸比が小さく焼付きが生じていない時は、何れの鋼種においても摩擦力はほぼ同等である。これに対し、鋼種によって変形抵抗が異なるため、同じ延伸比でも、ロール荷重はSUH3・SUS304よりもS22Cの方が小さい。その結果、延伸比が小さい場合、式(2)の見かけの摩擦係数 μ は、SUH3・SUS304よりもS22Cの方が大きく算出されることとなる。つまり、これは本圧延試験における見かけの摩擦係数が変形抵抗を考慮した形で算出となっていないために生じる相違と考えられる。

4.2 焼付き挙動に及ぼすスケールの影響

焼付きが生じた場合と生じなかった場合の断面ミクロ観察の典型例をFig.13に示した。焼付きが生じない場合((a)圧延材：S22C、圧下率：20%)には、圧延材表面の全面をスケールが覆っていることがわかる。これに対し、焼付きが生じた場合((b)圧延材：SUS304、圧下率：20%)には、焼付き部でスケールがなくなりメタルが露出している状態が認められた。これは、スケールおよび潤滑被膜の層が圧延中に途切れて不連続となった箇所では工具材と圧延材が直接接触(メタル-メタル接触)し、焼付きが発生したことを示しており、Fig.10で示した接触推定モデルを裏付ける観察結果となっている。このようなことから、焼付き挙動は、圧延中にスケールが圧延材に追従して伸びて連続的に

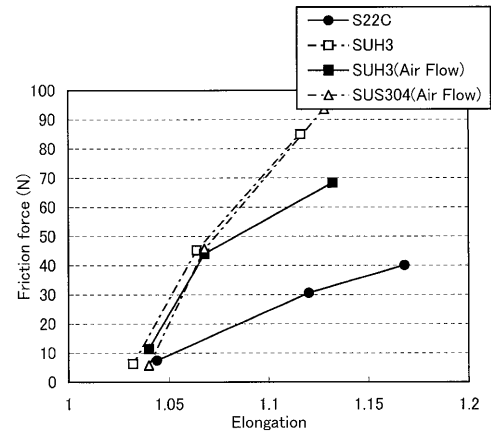


Fig. 11. Effect of elongation on friction force.

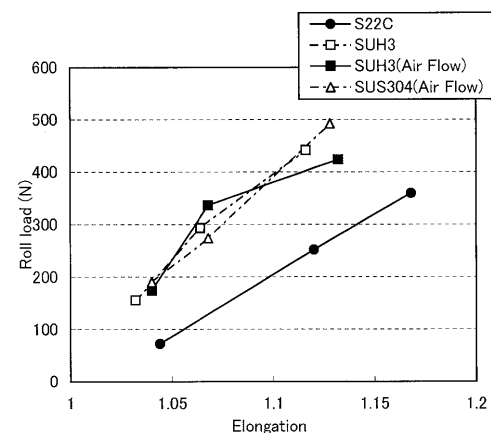
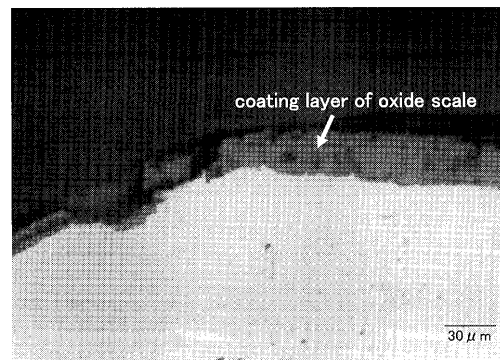
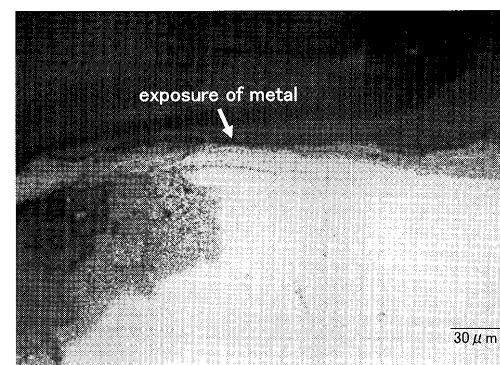


Fig. 12. Effect of elongation on roll load.



(a)no scoring (work piece:S22C,reduction:20%)



(b)severe scoring (work piece:SUS304,reduction:20%)

Fig. 13. Optical micrographs of cross section of work pieces.

母材を覆うことができるか否か、すなわち、スケールの高温変形能と圧延前のスケール生成量に深く関連すると考えられる。

スケールの高温延性は、スケール構造により大きく異なることが定量的に示されている^{28,29)}。コランダム型の Fe_2O_3 よりも、スピネル型の Fe_3O_4 の方が、さらにNaCl型のFeOの方が高温延性に優れている。すなわち、熱間圧延前の加熱で、FeOが多く生成している場合には、スケールが圧延中に母材に追従して変形し、圧延材表面を覆いやすくなることが考えられる。最も変形能の小さいコランダム型の Cr_2O_3 で表面が被覆されている場合には、脆性的な破断が最も起こりやすく、焼付きも起こりやすいと考えられる。スピネル構造を有する Fe_3O_4 および FeCr_2O_4 は、FeOと Cr_2O_3 の間と考えることができる。

このことから、S22Cでは15 μm 程度のFeOを主体とする変形能の高いスケールが生成しているため耐焼付き性が最も良好であり、摩擦係数は最も小さかったと考えられる。SUH3 (Air Flow)の表面には、S22Cの表面スケールよりやや厚い20 μm 程度のスケールが生成した。ところが、FeOに比較して変形能の低い Fe_2O_3 、 Fe_3O_4 、 FeCr_2O_4 からなるスケールが生成したため、耐焼付き性はS22Cより劣った。その結果、摩擦係数はやや増加したと考えられる。スケールの種類が同じでスケール厚のみが異なるSUH3とSUH3 (Air Flow)を比較すると、スケールの厚いSUH3 (Air Flow)の方が、耐焼付き性は良好であり、スケールの種類が同じであれば、スケールは厚い方が耐焼付き性に優れていることが分かる。SUS304では、最も変形能の低い Cr_2O_3 主体のスケールが薄く生成したため、最も焼付きが顕著であり摩擦係数も最も高かったと推察される。

以上のことから、延伸比及びロール荷重が大きい場合、摩擦係数を低減するには工具材と被圧延材との焼付きを抑制することが必要であり、焼付き抑制には、スケールが圧延材表面を被覆していることが有効であること、さらに、高温での変形能が高いスケールが厚く生成するほど、スケールが圧延材表面を被覆する傾向が示された。

5. 結言

熱間継目無鋼管圧延時の潤滑特性に及ぼすスケールの影響を検討した結果、以下のことが判明した。

(1) S22Cを圧延材とした場合、圧下率5~30%の範囲

では、延伸比及びロール荷重によらず、圧延時の見かけの摩擦係数は一定であった。これに対し、SUH3・SUS304を圧延材とした場合、延伸比及びロール荷重を大きくすると、焼付きが生じ、これに伴って、摩擦係数も増加した。

(2) S22Cを圧延材とした場合に摩擦係数が一定であったのは、焼付きが生じず潤滑状態が変わらなかったためと考えられる。延伸比及びロール荷重が大きい場合、スケールは焼付きを抑制する効果を有し、変形能の高いスケール、すなわちFeOが、より厚く生成した時に、その効果は大きいことが示唆された。

文 献

- 1) H.Okada: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **44** (2003), 94.
- 2) S.Ozeki, H.Yoshida and K.Isobe: 第41回塑性加工連合講演会, (1990), 105.
- 3) S.Kanari: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 1268.
- 4) T.Ohhata, T.Hatori, Y.Sano and J.Kihara: *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), 422.
- 5) Y.Sekimoto, M.Tanaka and T.Yoshimura: *Tetsu-to-Hagane*, **61** (1975), No. 6, 869.
- 6) C.Vergne, C.Boher, R.Gras and C.Levallant: *Wear*, **260** (2006), 957.
- 7) S.Taniguchi: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 1065.
- 8) S.Maeda: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 1067.
- 9) T.Fukagawa: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 1071.
- 10) H.Okada: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 1075.
- 11) T.Asai: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 1079.
- 12) S.Mori: *Tribologist*, **42** (1997), No. 9, 683.
- 13) K.Osakada: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **20** (1979), 1115.
- 14) S.Mori: *Tribologist*, **33** (1988), No. 8, 585.
- 15) W.Jin, D.Piereder and J.G.Lenard: *Lubr. Eng.*, **58** (2002), No. 11, 29.
- 16) J.G.Lenard and L.Barbulovic-Nad: *Trans. ASME. J. Tribol.*, **124** (2002), 840.
- 17) P.A.Munther and J.G.Lenard: *J. Mater. Process. Technol.*, **88** (1999), 105.
- 18) J.Saga and K.Arita: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **13** (1972), 502.
- 19) J.Saga and K.Arita: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **13** (1972), 588.
- 20) J.Saga and K.Arita: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **14** (1973), 374.
- 21) J.Saga, H.Nojima and K.Arita: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **16** (1975), 1156.
- 22) J.Saga, H.Nojima and K.Arita: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **17** (1976), 101.
- 23) F.Nonoyama, K.Kitamura, M.Watanabe and A.Danno: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **34** (1993), 1166.
- 24) F.Nonoyama, K.Kitamura and A.Danno: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **34** (1993), 1172.
- 25) S.Iida, K.Tsubouchi and T.Nakanishi: *Tribologist*, **46** (2001), No. 6, 469.
- 26) T.Nakanishi, H.Hara and S.Amano: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 1261.
- 27) 例えば、金属材料の高温酸化と高温腐食、腐食防食協会編、丸善、東京、(1982), 36.
- 28) Y.Hidaka, T.Nakagawa, T.Anraku and N.Oostuka: *J. Jpn. Inst. Met.*, **64** (2000), No. 5, 291.
- 29) Y.Hidaka, T.Anraku and N.Oostuka: *Oxid. Met.*, **58** (2002), No. 516, 469.