

# 純チタンとハイス鋼の熱間摩擦挙動

高橋 一浩\*・井上 剛\*<sup>2</sup>・内田 秀\*<sup>2</sup>

Tribological Behavior between Commercially Pure Titanium and High Speed Steel at High Temperature

Kazuhiro TAKAHASHI, Tsuyoshi INOUE and Shigeru UCHIDA

**Synopsis :** It is said that in hot-rolling titanium surface defects are apt to occur by seizures between rolls and products. Authors have examined the effects of temperatures and lubricants on the tribological behavior of titanium strip surfaces contact with rolls using a hot rolling and sliding wear tester with commercially pure titanium disks and a high speed steel ones. Consequently in cases of water spray without lubricant oil, fine cracks due to hard layers by oxidation decrease with lower temperature, but the coefficient of friction increases because oxide scales become thin and then metals are easily in contact. The coefficient of friction at 650°C doubles in comparison with that of 850°C and foil-like overlaps occur. Addition of lubricant oil reduces the coefficient of friction at 650°C by half and smooth surfaces are obtained. The smooth surface is thought to be due to the lubrication effects of oxide-scales as well as the lubricant.

**Key words:** titanium; hot rolling; tribology; hot rolling and sliding; the coefficient of friction; surface defects.

## 1. 緒言

チタンの熱間圧延で発生する表面欠陥(疵)として、肌荒れ疵、飛び込み疵、すり疵、共ずれ疵などが知られており<sup>1,2)</sup>、チタンは鋼に比べ活性な金属であるため熱間圧延時にロールやガイドなどと焼き付きやすく、そのことが表面欠陥の一因となる場合がある<sup>1,2)</sup>。これまで鉄鋼材料においてはロールの摩耗や黒皮生成など熱間トライボロジーに関する多くの研究がなされており、さらにはステンレス鋼においては熱間圧延時のロールへのステンレス鋼の焼き付き現象に関しても報告されている<sup>3,4)</sup>。一方、チタンの高温特性は酸化<sup>5,6)</sup>や機械的性質が中心に研究されており、熱間トライボロジーに関してはほとんど報告されていない。本報では熱間圧延時にロールと接触しているチタン表面における摩擦挙動を推察するため、工業用純チタンとハイス鋼を用いた転動式熱間摩耗試験により表面温度や潤滑油の影響について検討した。

## 2. 実験方法

Fig. 1 に転動式熱間摩耗試験装置の概略を、Table 1 に試験条件を示す。Fig. 1 のように本試験は工業用純チタン JIS1 種製ディスク ( $\phi 160 \times 15$ ) とハイス鋼 SKH51 製ディスク ( $\phi 80 \times 10$ ) を所定の温度に加熱し回転させた状態で円周面(接触面)同士を接触させる方式である。また冷却水あるいは潤滑油を添加した冷却水はハイス鋼 SKH51 製ディスクの円周面にスプレーしている。ここで工業用純チタン

JIS1 種製ディスク(以下チタン製ディスクと略す)は真空アーク溶解後(VAR)に熱間加工した素材を、ハイス鋼 SKH51 製ディスク(以下ハイス鋼製ディスクと略す)は JIS G4403 相当の焼入れ焼戻しを施した鋼種 SKH51 を、所定の形状に機械加工にて仕上げており、接触面の表面粗度 Ra は各々約  $0.8 \mu\text{m}$  と約  $0.5 \mu\text{m}$  であった (Table 1 を参照)。

詳細な試験手順を以下に示す。まずチタン製ディスクが先進するようにすべり率 11.2% の周速差を付けて両ディスクを回転させながら、チタン製ディスクの接触面近傍温度が 650, 750 および 850°C になるように高周波にて誘導加熱した。ハイス鋼製ディスクの表面温度は冷却水の流量によって 400~550°C の間に調節した。そして温度が安定した後、両ディスクを一定荷重 70 kgf で 1.5~1.75 分間接触させて、その回転トルクより接触面の摩擦係数を求めた。

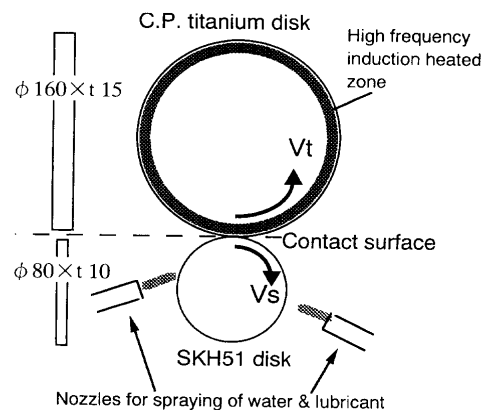


Fig. 1. Schematic diagram of experimental apparatus, hot rolling and sliding method.

平成 13 年 2 月 26 日受付 平成 13 年 5 月 16 日受理 (Received on Feb. 26, 2001; Accepted on May 16, 2001)

\* 新日本製鐵(株)技術開発本部光技術研究部 (Hikari R&D Laboratory, Nippon Steel Corp., 3434 Shimata Hikari 743-8510)

\* 2 新日本製鐵(株)技術開発本部鉄鋼研究所 (Steel Research Laboratories, Nippon Steel Corp.)

Table 1. Experimental conditions.

Specimen		History	Surface roughness, Ra/ $\mu\text{m}$	Rotating velocity of disk/rpm	Test temperature / $^{\circ}\text{C}$
C.P. titanium disk	Commercially pure titanium JIS1	VAR#1→Hot wrought →Machined	about 0.8	Vt=389	650,750 and 850
High speed steel disk	SKH51	Quenched and tempered at JIS G4403 condition →Machined	about 0.5	Vs=700	400~550

#1 ; Vaccum Arc Remelting

#2 ; Properties of oil

Slipping ratio	11.2%
Load	70kgf
Lubricant Condition	Water (without lubricant oil) or Adding 1vol% oil #2 (with lubricant oil)

Refined mineral oil & ester oil ;	60~70	%
Additives ;	30~40	%
Density at 15 $^{\circ}\text{C}$ ;	0.927	$\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$
Viscosity at 40 $^{\circ}\text{C}$ ;	80.0	$10^{-6} \text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$
Acid value ;	4.9	mgKOH/g
Saponification value ;	72.1	mgKOH/g

ここで両ディスクの温度は放射温度計にて測定した。またチタン製ディスクの温度が 650 $^{\circ}\text{C}$  の場合には冷却水中にエマルジョンタイプの潤滑油を 1 vol% 添加した試験も実施した。この潤滑油は、Table 1 (#2) に示すように 60~70% の基油 (精製鉱油とエステル油) と 30~40% の添加剤 (硫黄系およびリン系の極圧剤, 付着向上剤) からなり、鉱油は 40~50% である。さらに Table 1 に示す試験条件の他に、一部荷重やすべり率を変更した試験も実施した。

試験後の純チタン製ディスクについては、その接触面をマクロに観察した後、マイクロな形態を走査型電子顕微鏡 (SEM) にて比較するとともに、エネルギー分散型分光分析 (EDS) およびグロー放電発光分光分析 (GDS) にて表面および深さ方向の元素濃度を調査し、酸素や相手材である鋼との反応程度を評価した。また接触部のメタルフローを断面のマイクロ組織にて観察した。

なお上記の試験条件は、実機ミルの熱間圧延仕上げスタンドにおけるロール出側先進域を想定しており、すべり率 11.2% は仕上げ圧延時の先進率と同等で実機圧延温度も 650~850 $^{\circ}\text{C}$  程度である。また Hertz の接触理論<sup>7)</sup> より本試験の接触面における接触幅と最大接触圧力を見積ると、各々約 0.5 mm, 約 150 MPa であり、すべり率 11.2%, 回転速度 389 rpm で 1.5 分間回転した場合、すべり長さは約 30 mm になる。これに対して実機仕上げスタンドでは、接触弧が 10~50 mm で 1 パスあたりのすべり長さは 1~5 mm で、接触応力は 300~500 MPa であり、全パスのすべり長さを合計すると約 15~20 mm となる。したがって、本試験条件は実機ミルの熱間仕上げ圧延と比べ、接触応力は約半分ではあるが全すべり長さは 2 倍弱と長く、接触面のすべり現象を強調する方向となっている。

### 3. 実験結果

Fig. 2 にトルクの時間変化について実測例を示す。潤滑油を添加せずに冷却水のみをスプレーした場合には、すべ

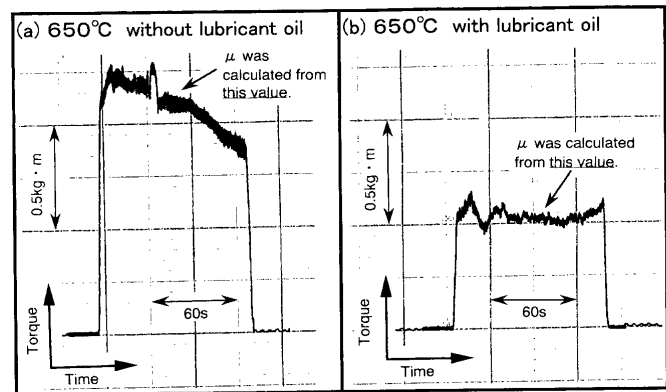
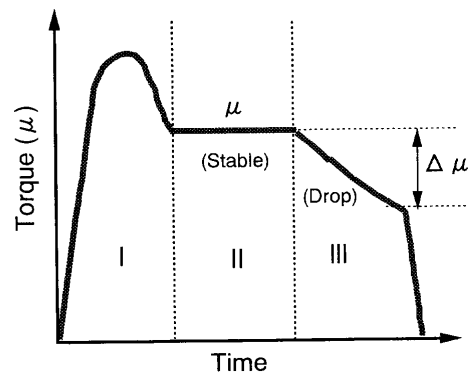


Fig. 2. Changes of the torque during hot rolling and sliding disks.

Fig. 3. Schematic diagram of change of torque ( $\mu$ ) during hot rolling and sliding without lubricant oil.

での試験温度において、Fig. 2(a) のように接触初期はトルクが高く不安定であるが、その後安定域を経て徐々に低下する 3 種類の領域が存在する。Fig. 3 に示すように各々を領域 I, II, III とする。また潤滑油を添加した冷却水をスプレーした場合には Fig. 2(b) のようにトルクは接触初期から比較的安定している。

Fig. 4 にチタン製ディスクの各温度における摩擦係数  $\mu$  を示す。ここで Fig. 4 の  $\mu$  はトルクが安定している領域 II の値を用いて計算した。Fig. 4 より摩擦係数は、潤滑油を

添加していない場合には温度が低いほど高く 650°C では 0.40 と 850°C の約 2 倍にもなる。650°C において潤滑油を添加することにより摩擦係数は半減し約 0.20 になる (Fig. 4 の ● 印)。また潤滑油を添加していない場合において、一部、すべり率や接触荷重を変化させた場合 (すべり率 4.4% や接触荷重 30kgf) の摩擦係数も Fig. 4 にプロットしており、摩擦係数はすべり率や接触荷重によってほとんど

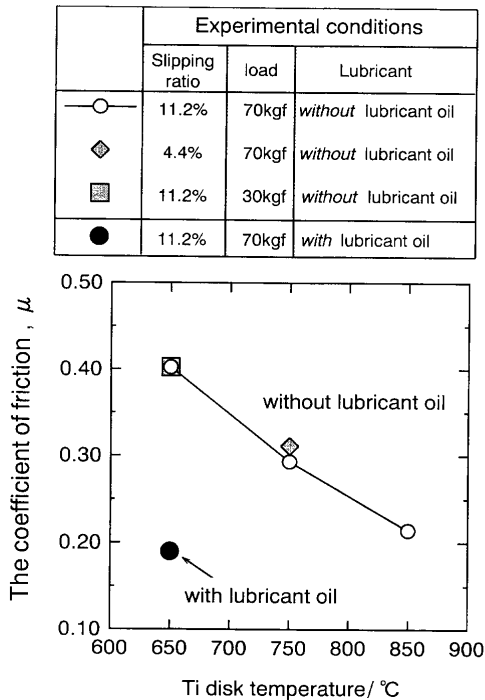


Fig. 4. Effects of temperature and lubricant oil on the coefficient of friction,  $\mu$ .

変化せず温度に依存する。

Fig. 5 に試験後のチタン製ディスク (Fig. 5 の上段) およびハイス鋼製ディスク (Fig. 5 の下段) の接触面を各々示す。また Fig. 6 には 650°C で潤滑油を添加しなかった場合のチタン製ディスク接触面の SEM 写真を示す。ここで回転数 (接触回数) はチタン製ディスクとハイス鋼製ディスクで各々 590~680 回と 1050~1225 回である。

チタン製ディスクの接触面の形態は Fig. 5 のような特徴がある。潤滑油を添加していない場合、高温側 (Fig. 5 の (a) 850°C と (b) 750°C) ではマクロな割れや被さりはなくメタルフローによる一定ピッチの段差があり黒褐色を呈しており、低温の 650°C になるとマクロな箔状の被さりが発生する (Fig. 5(c), Fig. 6)。この被さは先進しているチタン製ディスクの回転方向 (すべり方向) とは反対に被さっている。これに対して、650°C において潤滑油を添加することにより平滑な表面になる (Fig. 5(d))。

また相手材であるハイス鋼製ディスクの接触面は、どの条件においても焼き付きなどのマクロな欠陥はなく試験前同様の金属光沢を呈している (Fig. 5 の下段)。試験前後でハイス鋼製ディスクは重量が減少しており、その摩耗減量を 1000 回転 (約 250 m) あたりの摩耗深さに比重にて換算した結果を Fig. 7 に示す。ドライな条件ではあるがステンレス鋼にて報告されているような焼き付きによるロール側ディスクの重量増加<sup>3)</sup>はなく、摩耗深さは 0.4~0.9  $\mu\text{m}$  と僅かであり温度が 850°C と高い場合が最も摩耗している。

チタン製ディスクの接触面を SEM にてミクロに観察すると、Fig. 8 に示すように、潤滑油を添加していない場合

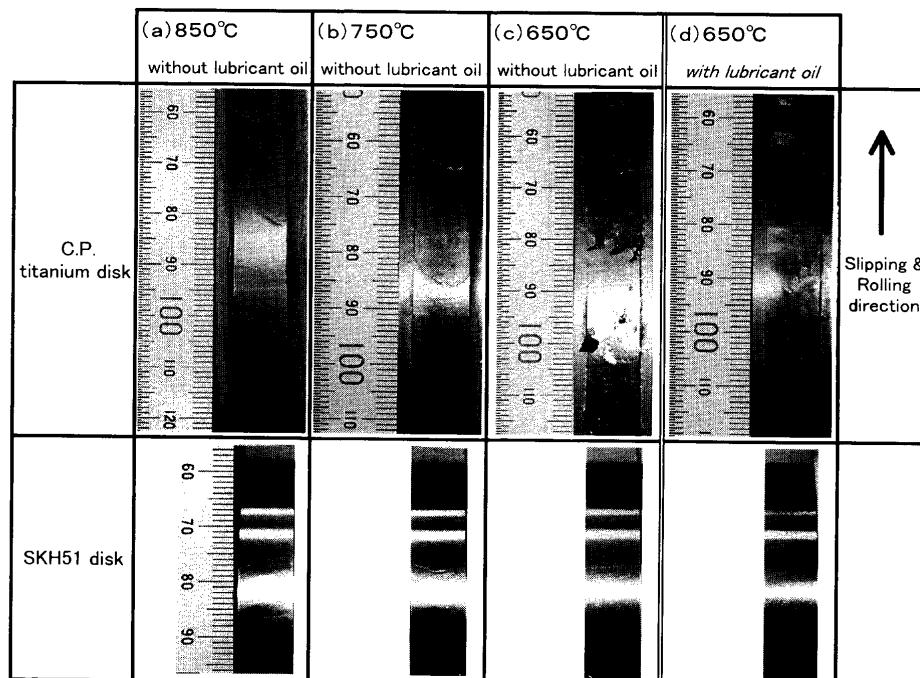


Fig. 5. Appearances of contact surfaces of titanium and SKH51 disks. (a) 850°C, (b) 750°C, (c) 650°C without lubricant oil and (d) 650°C with lubricant oil.

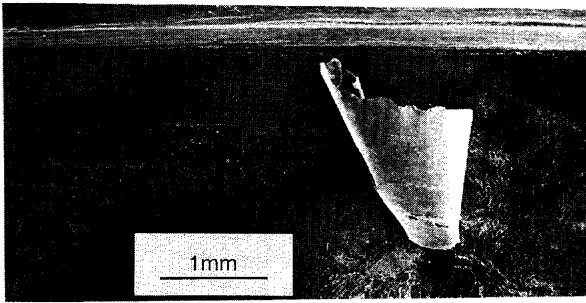


Fig. 6. SEM micrograph of the foil-like overlap on the contact surface of titanium disk at 650°C without lubricant oil.

	Experimental conditions		
	Slipping ratio	Load	Lubricant
○	11.2%	70kgf	without lubricant oil
●	11.2%	70kgf	with lubricant oil

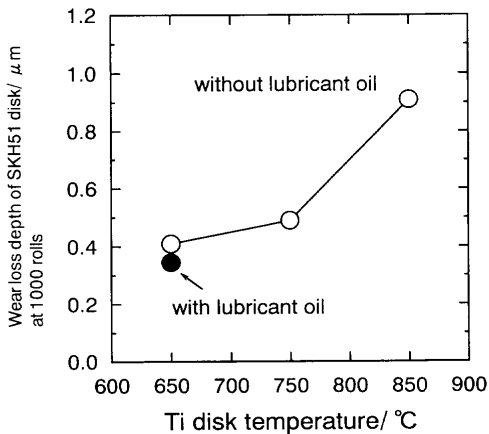


Fig. 7. Wear loss depth of SKH51 disk at 1000 rolls.

には温度が高いほど微細なクラックが顕著であり650°Cの低温になると軽度になる (Fig. 8(a), (b), (c))。さらに潤滑油を添加することによりマイクロな欠陥は極めて少なくなる (Fig. 8(d))。

#### 4. 考察

以上のように純チタンとハイス鋼の熱間摩擦特性は温度と潤滑によって大きく変化しており、摩擦係数や接触面の形態の違いとして明確に捉えられた。以下に温度と潤滑油がどのように表面に影響し上記の現象を引き起こしているのか、その機構を考察するとともに実際の熱間圧延との関連について推察する。

##### 4.1 チタン表面における酸化

まず温度によりチタンの酸化が顕著に変化することから<sup>5,6)</sup>、その影響を考察する。EDSにてチタン製ディスクの接触面における酸化の程度を比較すると、Fig. 9に示すように潤滑油を添加していない場合には温度が高いほどチタンに対する酸素のピークが強くなり、より酸化されていることが分かる (Fig. 9(a), (b), (c))。これは高温ほどチタンと酸素との反応が活性になることに対応している<sup>5,6)</sup>。低温の650°Cで潤滑油を添加すると、未添加の場合と比べ酸素のピークが著しく強く酸化が促進されており (Fig. 9(d))、潤滑油が酸素の供給源となっていると考えられる。酸素ピーク強度に付着した潤滑油が影響している可能性があるが、潤滑油の主成分である炭素に着目すると、EDSスペクトルの最も左側の炭素を主とするピークが酸素のピークに比べ低いこと、および後述するGDSの結果 (Fig.10(d))に

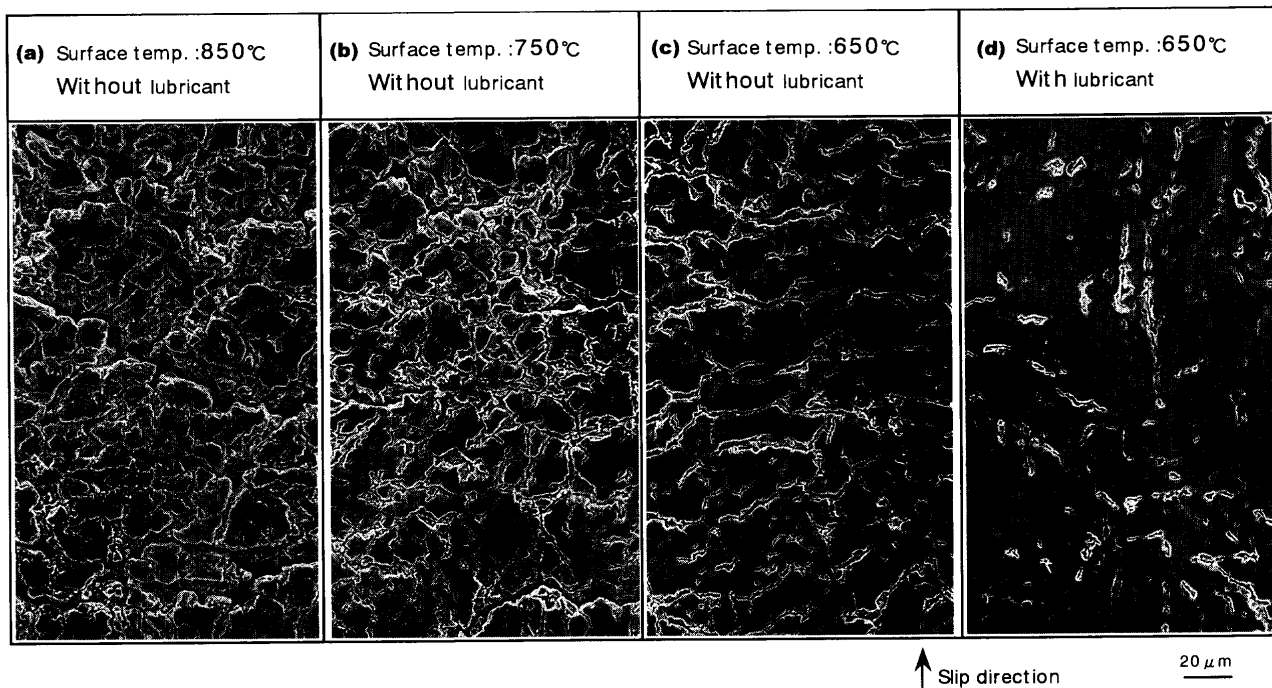


Fig. 8. SEM micrographs of the contact surfaces of titanium disks.

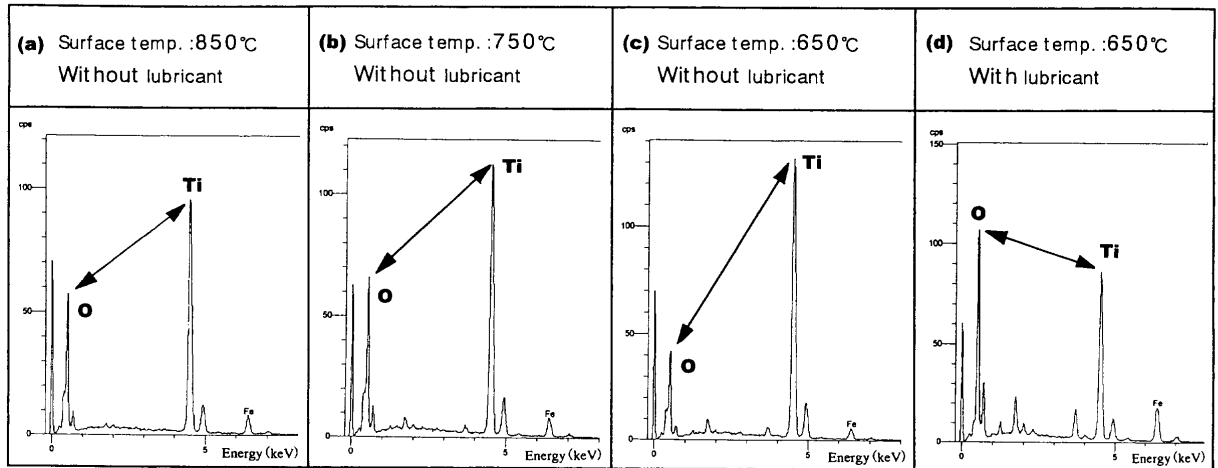


Fig. 9. EDS of the contact surfaces of titanium disks.

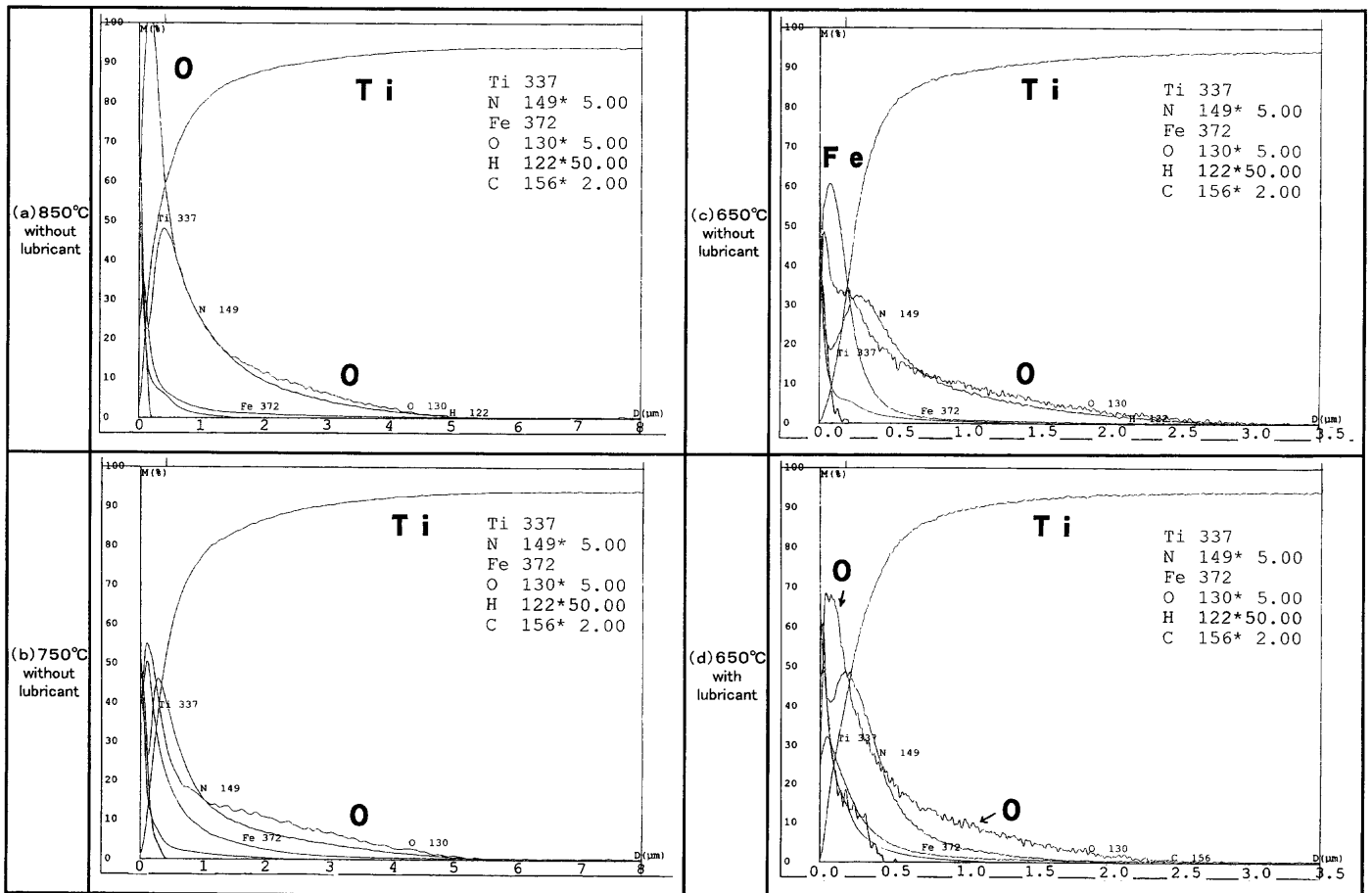


Fig. 10. GDS of the contact surfaces of titanium disks.

て深さ 0.1 μm 程度の浅い領域でもチタンが検出されていることから、チタン最表層部には炭素などの他元素に比べ酸素が多く存在しチタンと反応した状態にあり、潤滑油そのものの酸素である可能性は低い。

また Fig.10 に示す GDS による深さ方向の元素濃度も EDS の結果と同様の傾向を示しており、温度が高いほど表面付近の酸素濃度が高く、酸素の侵入深さも 850°C と 750°C では約 5 μm であるが 650°C では約 2.5 μm と浅くなっ

ている (Fig.10(a), (b), (c))。潤滑油の添加により表面付近の酸素濃度は高くなり鉄の濃度が減少していることから (Fig.10(d))、チタン表面の酸化物層および潤滑油膜が相手材であるハイス鋼と金属チタンとの接触を抑制していると考えられる。

このように潤滑油の添加により接触面の酸化が促進されているものの、表面の微細なクラックは潤滑油を添加していない場合 (Fig. 8(c)) に比べ軽微である (Fig. 8(d))。これは

鋼の無潤滑熱間圧延で報告されているように<sup>8)</sup>、無潤滑で生じる表層のせん断的なメタルフローが潤滑油の添加により摩擦係数が下がり抑制されたため接触面のせん断力が減少したこと、さらにGDSの結果 (Fig.10(c), (d)) 潤滑油を添加しない場合には鉄が高く酸素の他に鉄による硬質化も付加されていることが原因と推測される。

以上より、チタン製ディスクの表面は酸素濃度の高い酸化層(スケール)層で覆われており、温度が高いほどその層は厚くなることから、Fig. 8 に示したように酸化硬化層<sup>5,6)</sup>が加工により割れて微細なクラックが生じる一方でチタンの酸化物が金属同士の接触を抑制することによる潤滑効果、いわゆるスケール潤滑が摩擦係数を低減させていると考えられる。一方、温度が低いとスケールが薄くなるため変形により生じるチタンの新生面がロール面と接触しやすくかつ高温に比べ新生面上への酸化層(金属接触の障壁)形成速度が遅いことから摩擦係数は増加すると考えられる。また潤滑油は油膜そのものの潤滑効果に加え、酸化促進によるスケール潤滑の作用も寄与していると推測される。ただし、実際の熱間圧延では圧延にともない金属チタンが表面に随時出現してくるためスケール再生に及ぼす温度や潤滑油の影響をさらに考慮する必要がある。

#### 4.2 チタン表面のスケール再生

トルクつまり摩擦係数の熱間転動試験中の変化から、スケール再生(新生面上への酸化層の形成)について考察する。潤滑油を添加していない場合には Fig. 2(a) および Fig. 3 に示したように摩擦係数(トルク)の経時変化は領域 I, II, III からなる。領域 I はディスク同士が接触しチタン製ディスクの急激なメタルフローをともなうためトルクの変化が大きく不安定であり、領域 II はメタルフローとスケールの潤滑への寄与そしてメタルフローにより出現する金属チタン面のスケール再生が相まって平衡状態となり安定しており、領域 III はメタルフローが終了し残存している金属チタン面の酸化のみが進行しスケール潤滑の効果が増加するのにもともない徐々に摩擦係数が減少してくる過程と考えられる。

スケールつまり酸化層の成長にともなう潤滑性への寄与について冷間の引き抜き試験の結果ではあるが報告されており<sup>9)</sup>、400~600°Cの大気酸化処理により冷間での摩擦係数は減少し処理温度が高いほどつまり酸化膜が厚いほど<sup>10)</sup>摩擦係数は低く、未処理の場合に比べ500°Cの酸化処理にて摩擦係数は半減する。その際、大気酸化膜の厚さは0.005~0.05 μm程度である<sup>9,11)</sup>。また熱間での油膜厚さと摩擦係数の関係において、0.02~0.05 μm程度の油膜厚さで摩擦係数が急激に低下することが報告されている<sup>12,13)</sup>。このように0.05 μm程度の膜厚で潤滑に対して十分に効果があると考えられる。一方、チタン中への酸素の拡散から見積もった650, 750 および 850°Cにおける酸化層(深さ)の成長を Fig.11 に示す。Fig.11より、酸化層は温度が高く時

Calculating oxidation depth at oxygen 5 and 11mass%.

$$(C-C_0)/(C_s-C_0)=1-\text{erf}(x/2\sqrt{Dt}) \quad \dots(1)$$

$$D=D_0 \cdot \exp(-Q/RT) \quad \dots(2)$$

Solubility limit of oxygen in $\alpha$ -titanium at 600-850°C	; Cs =	14.3	mass%
Initial oxygen content in titanium	; C0 =	0.1	mass%
Frequency factor	; D0 =	$4.5 \times 10^{-5}$	$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$
Activation energy	; Q =	200.9	$\text{kJ} \cdot \text{mol}^{-1}$

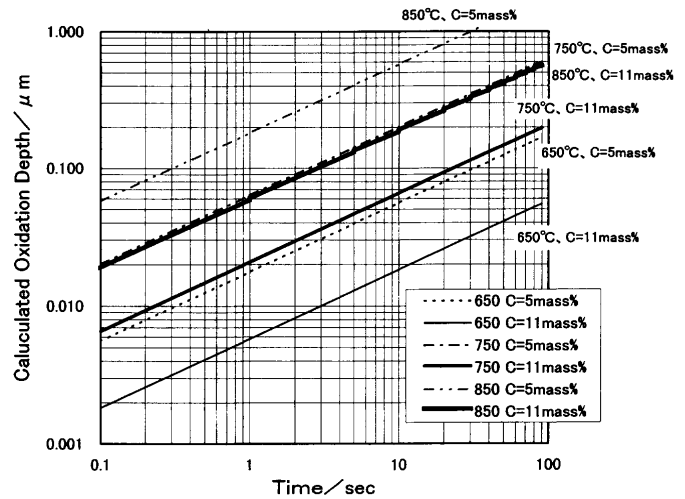


Fig. 11. Calculated oxidation depth on titanium surface exposed at high temperature.

間が長くなるほど深く、酸化層深さが0.05 μmになる時間は、ルチル(TiO<sub>2</sub>)スケール直下の酸素濃度11 mass%<sup>6)</sup>を基準にした場合、650, 750, 850°Cで各々80, 6, 1秒、ビッカース硬さが約600と非常に硬く明らかに組織上の差異がある $\alpha$ ケース内の酸素濃度である5 mass%<sup>6)</sup>を基準にした場合、8, 0.7, 0.1秒である。したがって、本試験条件の650~850°C数十秒で潤滑に効果があると推測される0.05 μm以上の厚さを有する酸化層が十分に形成されると考えられる。

ここで Fig.11 の計算にて、酸化層の境界; C は文献 6) より5 mass%と11 mass%の2水準を選定しており、初期の酸素濃度; C0は0.1 mass%とし、600~850°Cの酸素の固溶限; Csは文献 14)、振動数因子; D0と活性化エネルギー; Qは文献 15)より引用した。大気酸化の温度および時間と形成される着色の関係<sup>16)</sup>から同一色になる温度と時間を複数選び Fig.11 で計算した結果を比較すると酸化層深さはほぼ等しく、かつ着色から判断される酸化膜厚さ<sup>10)</sup>は Fig.11より求めた酸素濃度11 mass%の酸化層深さと同程度であることから、拡散による酸化層の成長を見積もることは妥当と判断した。

以上より、領域 III の摩擦係数の降下量 ( $\Delta\mu$ , Fig. 3 参照)によって、各温度におけるスケールの再生と増加の効果程度を見積もる意味合いがあり、その結果を Fig.12 に示す。Fig.12 はすべて潤滑油を添加していない場合であり、下段は  $\Delta\mu$ 、上段は領域 II の安定した  $\mu$  に対する  $\Delta\mu$  の割合 ( $\Delta\mu/\mu$ )であり、ともにチタン製ディスクの温度が高いほど大きく、Fig.11より高温ほど酸化層の成長が速くスケール

の再生および増加の進行が速いためと考えられる。

#### 4.3 本試験の摩擦現象の推定と熱間圧延との関連

チタン製ディスクの接触部の断面組織を観察すると Fig.13 に示すように温度が低いほどメタルフロー又は加工再結晶している微細組織の層が浅く、650°Cでは200 μm前後であり潤滑油を添加していない Fig.13(c) では箔状の被さりが観察される。このことから、本試験では誘導加熱のため温度が低いほど接触部の塑性流動可能な高温域が浅くなっていると考えられる。低温で潤滑油を添加しない場合にはチタン表面のスケールが薄く新生面上へのスケール再生が遅いため金属同士の接触が容易であり（摩擦係数が大きく）、チタンがハイス鋼と焼き付き、加えて誘導加熱に起因して塑性流動可能な高温域が浅いため、せん断変形し箔状の被さりが形成されることが考えられる。このような薄片の形成とメタルフローはステンレス鋼でも同じ試験方法にて600°Cのドライ条件下で発生することが報告されており<sup>3,4)</sup>、この場合にはステンレス鋼の薄片がロール側に移着した明らかな焼き付きが観察されており、チタンにおい

ても低温かつ厳しい潤滑条件下（ドライ条件など）ではステンレス鋼同様に上述の箔状の被さりがロール側へ移着する可能性が高いと推測される。

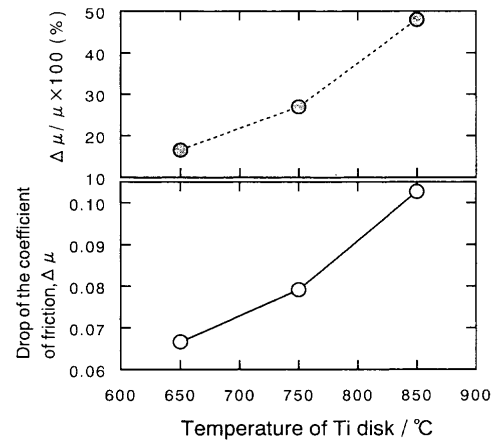


Fig. 12. Drop of the coefficient of friction, Δμ, and Δμ/μ during hot rolling and sliding without lubricant oil.

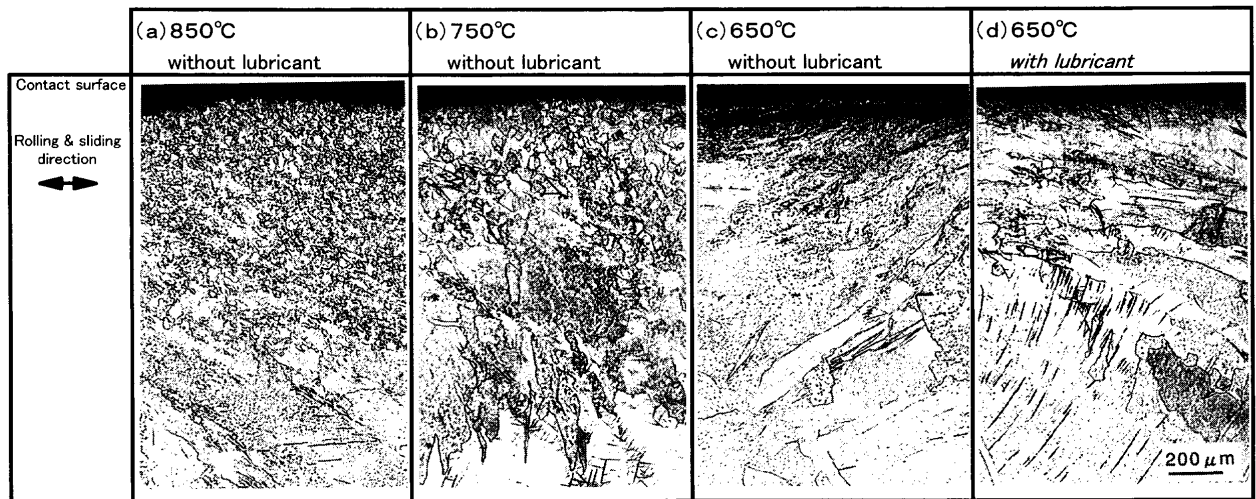


Fig. 13. Microstructures of titanium disks beneath the contact surface.

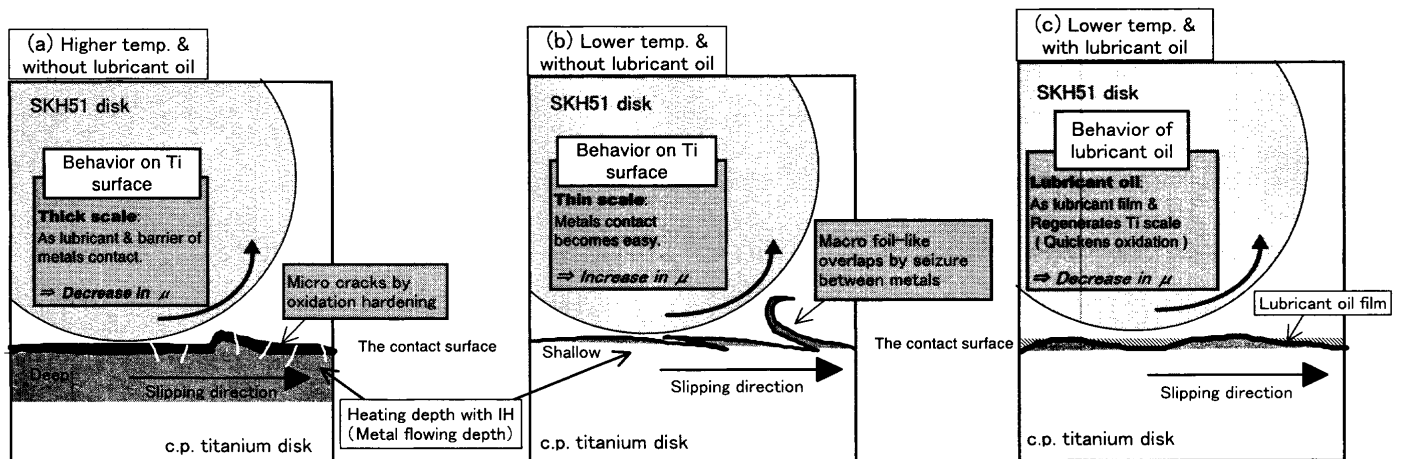


Fig. 14. Schematic representations of hot-friction phenomena on the contact surfaces of titanium disks. Effects of temperature and lubricant oil on the contact surfaces.

Fig.14 に以上の考察を含み (a) 高温で潤滑油添加なし, (b) 低温で潤滑油添加なし, (c) 低温で潤滑油添加ありの三つの場合について本試験における接触面での摩擦現象を模式的に示す。

- (a) 高温で潤滑油添加なし; 高温にて酸化されるためスケール潤滑により摩擦係数は低下するが厚い酸化硬化層が割れてマイクロなクラックが発生する。
- (b) 低温で潤滑油添加なし; 低温であることからスケールが薄くかつ新生面上へのスケール再生が遅いため金属同士の接触が容易となり摩擦係数が増加するためチタンとハイス鋼が焼き付き、表層の塑性流動可能な領域が浅いことも加わりマクロな箔状の被さりとなる。
- (c) 低温で潤滑油添加あり; 油による潤滑効果に加えて、油が酸素供給源となり酸化が促進されるためスケール潤滑も寄与し摩擦係数が低下する。そのため焼き付きが抑制されて表面の欠陥も軽減する。

実機ミルにおける熱間圧延においてロール上にはチタンの付着物が形成されており<sup>1)</sup>、飛び込み状や肌荒れ状の欠陥以外に被さり状の欠陥も観察される。本試験結果とはサイズは異なるが被さり状の欠陥周辺部からはロール成分である鉄が検出される場合があることから、本試験における純チタンとハイス鋼との熱間摩擦結果より実際の熱間圧延中の摩擦現象を推察できる。すなわち、圧延材であるチタンの温度が高い場合にはスケール潤滑の効果が期待できる。一方、温度が低い場合には油膜が切れて潤滑状態が悪化するとスケール潤滑が寄与しなくなり本試験結果同様に摩擦係数が高まる。加えて低温故に変形抵抗が高いため<sup>2)</sup>、摩擦力そのものが増大しさらに厳しい摩擦環境となることから焼き付きが生じやすくなり、本試験の低温650°Cで潤滑油を添加していない場合同様に被さり状の欠陥が発生しやすくなるものと考えられる。

## 5. 結言

純チタンとハイス鋼の熱間における摩擦挙動に及ぼす表面温度と潤滑油の影響について、転動式熱間摩擦試験により摩擦係数と接触面の形態を中心に検討し、以下の結論を得た。

- (1) 潤滑油を添加せず冷却水のみスプレーした場合には、650~850°Cの温度域での摩擦係数 $\mu$ は温度が低いほど大きくなり650°Cでは850°Cの約2倍になる。
- (2) 接触面は温度が高い場合には酸化硬化に起因する微小なクラックが発生し、650°Cと低い場合にはマクロな箔状の被さりが生じる。これに対して650°Cで潤滑油を添

加すると摩擦係数 $\mu$ は半減し両欠陥とも軽減され平滑な表面となる。

(3) ハイス鋼製ディスクの接触面は焼き付きなどのマクロな欠陥はなく試験前同様の金属光沢を呈しており、摩擦量は1000回転あたり0.4~0.9 $\mu\text{m}$ と僅かである

(4) チタン表面は温度が高いほど酸化されており、この酸化物(スケール)層が金属同士の接触を抑制しスケール潤滑として作用すると考えられる。また潤滑油は油膜の潤滑効果に加え酸化も促進されることからスケール潤滑への寄与も考えられる。

(5) メタルフローで出現する金属チタン上へのスケールの再生と増加の指標と考えられる摩擦係数の降下量 $\Delta\mu$ は高温ほど大きく、潤滑への酸化の寄与を示唆している。

(6) 温度が650°Cと低く潤滑油を添加しない場合には、スケールが薄くかつスケール再生が遅いため金属同士の接触が容易となり摩擦係数が増加するためチタンとハイス鋼が焼き付き、これに加え本試験は誘導加熱であるためディスク表層の塑性流動可能な高温域が浅くなり、せん断変形により(2)のマクロな箔状の被さりとなる。

(7) 上記の結果は、基本的に実機ミルにおけるロールとチタンとの摩擦挙動を模擬しており、実機ミルの熱間圧延にて観察される場合がある被さり状の欠陥が発生する過程と密接に関係しているものと推察される。

## 文 献

- 1) 廣幡一明: 日本でチタンの研究開発はどこまで進んでいるか、日本鉄鋼協会基礎研究会耐熱強靱チタン研究部会編、日本鉄鋼協会、東京、(1993)、87。
- 2) 草道英武、井関順吉、守屋惇郎、金井 章、西村 孝、金山宏志、草道龍彦共著: 日本のチタン産業とその技術、アグネ技術センター、東京、(1996)、127。
- 3) O.Kato, S.Uchida and T.Kikuma: *Seitetsu Kenkyu*, **33** (1989), 35。
- 4) K.Nakajima and H.Yamamoto: *Daido Kogyo Daigaku Kiyo*, **31** (1995), 37。
- 5) M.Maejima, K.Saruwatari, M.Hirata and T.Koide: *Fujikura Giho*, **81** (1991), 19。
- 6) I.Takayama: *Nippon Steel Tech. Rep.*, **62** (1994), 57。
- 7) 村上敬宜: 弾性力学第8版、養賢堂、東京、(1996)、158。
- 8) A.Matsuoka, M.Morita, O.Furukimi and T.Obara: *Tetsu-to-Hagané*, **83** (1997), 43。
- 9) Y.Tabe, M.Fukuda and Y.Moriguchi: *Proc. 1982 Jpn. Spring Conf. Tech. Plast.*, (1982), 173。
- 10) 土屋正一: 日本建鉄技術フォーラム, **4** (1989), 7。
- 11) T.Fukuzuka, K.Shimogori, H.Satoh and F.Kamikubo: *Titanium Zirconium (Jpn.)*, **28** (1980), 75。
- 12) T.Hira, H.Abe, Y.Nakagawa, S.Itoh and Z.Kobayashi: *Proc. 1976 Jpn. Spring Conf. Tech. Plast.*, (1976), 25。
- 13) S.Muraki, A.Watanabe and H.Kosakata: *Proc. 1981 Jpn. Joint Conf. Tech. Plast.*, (1981), 507。
- 14) J.L.Murray: *Phase Diagrams of Binary Titanium Alloys*, AMS International, Metals Park, Ohio, (1987), 211。
- 15) D.David, E.A.Garcia, X.Lucas and G.Beranger: *J. Less-Common Met.*, **65** (1979), 51。
- 16) Y.Asiura: *Titanium Zirconium (Jpn.)*, **23** (1975), 75。