

© 1986 ISIJ

純チタンと Ti-6Al-4V 合金の厚板圧延での 変形抵抗

論文

山本定弘*・大内千秋*

Deformation Resistance in Plate Rolling of Commercially Pure Titanium and Ti-6Al-4V Alloy

Sadahiro YAMAMOTO and Chiaki OUCHI

Synopsis :

Hot deformation resistance of commercially pure (C.P.) titanium and Ti-6 Al-4 V alloy was investigated by uni-axial compression and plain strain compression tests. For both titanium plates, mill load and rolling temperatures during hot rolling in a wide plate mill were measured, and mean hot deformation resistance was calculated based on the rolling theory and heat transfer model. Reheating temperatures of C.P.Ti and Ti-6Al-4V alloy were 850°C and 950°C respectively, and the finish-rolling temperature of Ti-6Al-4V alloy was aimed to be reduced below 750°C. The true stress-true strain curve of C.P.Ti was that of dynamic recovery type, which was characterized by work hardening with straining, followed by steady state flow stress. On the other hand, the S-S curve of Ti-6Al-4V alloy exhibited high temperature yielding at a small strain, followed by softening and steady state flow behavior. The mean deformation resistance obtained by plain strain compression testing was higher by 1.5 to 3 times than that from uni-axial compression testing. Hot deformation resistance equations established by analysis of mill load and rolling temperature were well consistent to that from plain strain compression testing in which residual strain was taken into consideration. The residual strain in C.P.Ti and Ti-6Al-4V alloy started to take place at the rolling temperatures of 750°C and 850°C respectively, and hot deformation resistance in both titanium plates markedly increased below these temperatures due to strain accumulation.

1. 緒 言

近年、大型で強力な鉄鋼ミルを活用した各種チタン圧延製品の製造が行われるようになった。純チタン (C.P.Ti と略称する) の厚板製品には、その優れた耐食性を生かした熱交換器や復水器の管板などが、また Ti-6Al-4V (Ti-6-4 と略称する) などの合金ではその高い比強度により、宇宙航空分野で使用される構造材料としてのチタン合金厚板が製造されている。強い集合組織を形成しやすい C.P.Ti では、 α 域での圧延仕上がり温度により材質特性やその異方性が大きく変化することが知られている¹⁾。またチタン合金の多くは、熱処理後の機械的性質や組織がその前段での熱間加工条件に強く支配されるために、加工熱処理としての熱間圧延が行われている^{2)~5)}。さらに、チタン合金の多くは変形抵抗が著しく高く、また圧延による表面きずも発生しやすい。従って C.P.Ti やその合金の熱間圧延に際しては、製造性と製品の用途を考慮した上で、加熱、圧延条件の最適化を図ることが不可欠である。そこでは熱間圧延の際の基礎材料特性として、変形抵抗の熱間加工条件依存性を正

確に把握することが重要である。しかし、合金を含めたチタンの熱間加工での変形抵抗を詳細に検討した報告^{6)~8)}は非常に少ない。

C.P.Ti の厚板圧延は、酸化の軽減や表面きずの抑制の観点から、一般に α 域での加熱、圧延が行われている。また Ti-6-4 合金の圧延は、前述した加工熱処理のために、 $\alpha+\beta$ 二相域での加熱、圧延が行われる場合が多い。h.c.p. 構造である α チタンは異方性が大きく、高温における強度 (変形抵抗) は変形条件や応力状態の影響を受ける。また $\alpha+\beta$ 二相域での Ti-6-4 合金の高歪速度変形時の真応力-真歪み (s-s) 曲線は、鉄鋼のように連続的に加工硬化を示す曲線と異なり、高温降伏現象を含んだ s-s 曲線を示す⁷⁾⁸⁾。さらに、 α 域あるいは $\alpha+\beta$ 域での厚板圧延では、圧延温度の低下に伴い、圧延パス間で再結晶が完了しないことに基づく歪み累積効果⁹⁾¹⁰⁾が生じる可能性がある。

以上のような背景と着眼点のもとに、本研究は C.P.Ti と Ti-6-4 合金の厚板圧延における変形抵抗式を確立することを目的に実施した。まず、一軸圧縮試験と平面歪み圧縮試験により、s-s 曲線や変形応力に及ぼす圧

昭和 60 年 9 月 2 日受付 (Received Sep. 2, 1985)

* 日本鋼管(株)中央研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

Table 1. Chemical compositions of C.P. Ti and Ti-6Al-4V alloy (wt%).

	V	Fe	Al	O	C	N	H
C. P. Ti	<0.001	0.005	0.004	0.144	0.009	0.015	0.0006
Ti-6Al-4V	4.08	0.210	6.43	0.141	0.007	0.010	0.0045

縮試験法や加工条件の影響を検討し、平面歪み変形における両チタン材料の変形抵抗式を求めた。また C.P. Ti と Ti-6-4 合金の実際の厚板圧延時の圧延荷重と温度を計測し、圧延理論と熱伝導モデルに基づいて、計算機により変形抵抗値を算出した。これらの結果をもとに、平面歪み圧縮試験と実操業圧延時の圧延荷重から求めた変形抵抗式を比較、検討し、歪みの累積効果について考察した。

2. 実験方法

供試材は JIS 2 種の C.P. Ti と Ti-6-4 合金であり、Table 1 にのおおの化学成分を示す。圧縮試験用の試験片は、C.P. Ti の場合集合組織の影響を小さくするために、800°C の圧延仕上がり材を、また Ti-6-4 合金は $\alpha+\beta$ 域加熱、圧延材を用いて準備した。一軸圧縮試験に用いた装置は、真空高周波加熱方式で歪み速度が広範囲 ($10^{-4}\text{s}^{-1}\sim 40\text{s}^{-1}$) にわたって制御できる熱間加工再現装置である¹⁰⁾。試験片形状は直径 8 mm、高さ 12 mm の円柱状である。マイクロコンピュータにより加熱、加工及び冷却の諸条件の設定と作動制御が行われ、荷重、変位の計測に基づき s-s 曲線が自動的に作図される。一方、平面歪み圧縮試験は著者らが独自に試作、開発した 150 t TMT シミュレーター¹¹⁾を用いて行つた。本装置もマイコンによる全自動運転とデータ処理がなされる。試験片形状は厚さ 30 mm、幅 60 mm、長さ 150 mm であり、ガラス潤滑を施して圧縮試験を行つた。本試験では圧縮真歪みが 0.70 の時に板幅方向の歪みは 0.10 前後であり、ほぼ平面歪み圧縮条件を満足している。一軸及び平面歪み圧縮試験とも、C.P. Ti は 850°C 加熱で、変形温度は 700°C~850°C であり、また Ti-6-4 合金は加熱温度 950°C、変形温度は 750°C~950°C の範囲で行つた。両圧縮試験とも歪みは 0.69、歪み速度は厚板圧延相当の 3s^{-1} で行つた。

圧延荷重に基づく平均変形抵抗の算出を行うために、C.P. Ti と Ti-6-4 合金の実生産時の圧延荷重と圧延温度の測定を行つた。厚板ミルは最大荷重 8000 t、ロール直径 1.2 m、幅 5.5 m である。C.P. Ti は 145 mm 厚さのスラブを 850°C 加熱で、仕上がり板厚 32 mm、幅

3.45 m に、また Ti-6-4 合金は 950°C 加熱で、板厚 37 mm、幅 3.0 m に、おのおの圧延した。後者は材質、組織制御の観点から、750°C 以下の圧延仕上がり温度を目標に、またクロス比を 1.0 にとり圧延した。実測した各パスごとの圧延荷重と表面温度に基づいて、圧延理論と熱伝導モデルによる変形抵抗と板厚方向温度分布、平均温度の算出を行つた。熱計算に必要なとなるチタン材の比熱と熱伝導率はレーザーフラッシュ熱定数測定装置(理学電機製、PS-7)を用いて行つた。

3. 実験結果

3.1 一軸圧縮及び平面歪み圧縮試験による変形抵抗

Fig. 1 に C.P. Ti と Ti-6-4 合金の一軸圧縮試験における s-s 曲線を示す。C.P. Ti はいずれの変形温度の場合とも、加工硬化を示した後定常変形状態に移行する動的回復型の s-s 曲線を示し¹²⁾、定常変形に達する歪みは変形温度の低下に伴い高歪側に移行している。一方、Ti-6-4 合金の s-s 曲線は、低歪み側で応力のピークを示した後軟化し、定常変形に移行する傾向を示している。ピーク応力の生じる歪みは 0.05 前後であり、変形温度によりほとんど変化しない点で動的再結晶型の s-s 曲線とは異なっている。このような s-s 曲線挙動は

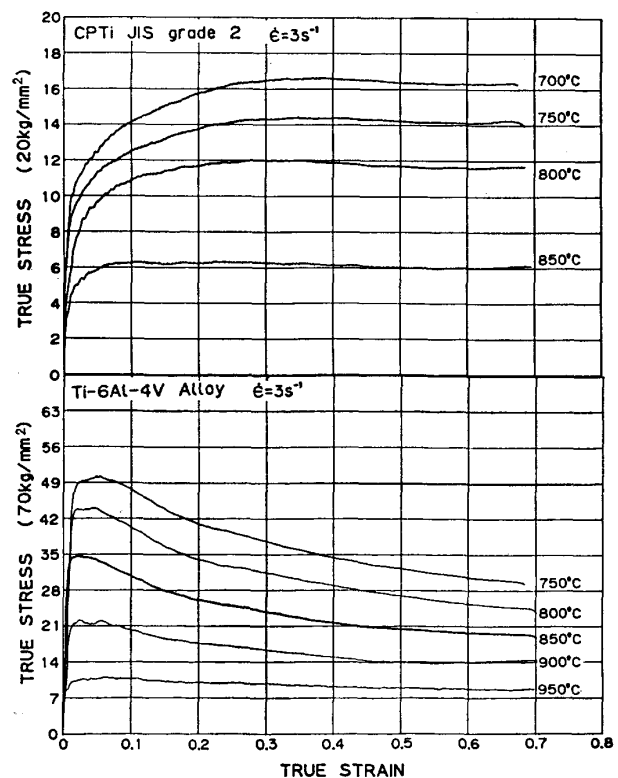


Fig. 1. True stress-true strain curve of C.P. Ti and Ti-6Al-4V alloy in uni-axial compression test.

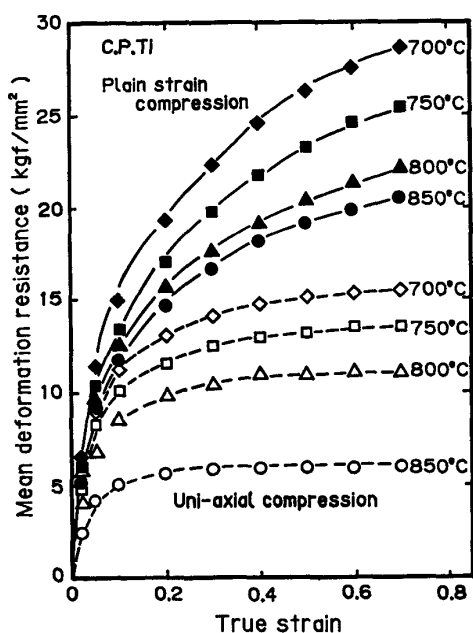


Fig. 2. Comparison of mean deformation resistance of C.P.Ti in uniaxial compression and plain strain compression tests.

β 単相域では余り観察されず⁸⁾¹³⁾, $\alpha + \beta$ 二相域での変形で特に顕著に生じるが, 両相中に固溶した Al, V などの合金元素による高温降伏現象¹⁴⁾に基づいていると考えられる。

一方, 平面歪圧縮試験での s-s 曲線は, 両チタン材料とも一軸圧縮試験と同様な傾向を示したが, 同一変形条件での変形応力は両試験方法で大きく異なつた。歪み ϵ_i での平均変形抵抗は次式により求まる。

$$K_m = \int_0^{\epsilon_i} \frac{\sigma d\epsilon}{\epsilon_i} \dots\dots\dots (1)$$

Fig. 2 には C.P.Ti の場合の歪みに伴う平均変形抵抗値の変化を示す。両圧縮試験法の場合とも, 歪みに伴って平均変形抵抗値は連続的に増大するが, 同一変形温度で比較すると, 平面歪み圧縮による平均変形抵抗の値は, 一軸圧縮での値に比べて 1.5 倍から 3 倍高くなつている。加工硬化挙動も両試験法で異なり, 一軸圧縮での加工硬化指数 (n 値) は歪みに伴い低下するのに対して, 平面歪み圧縮での n 値は歪みによらず, ほぼ $n = 0.35$ の一定値で近似できる。このような加工硬化挙動の差を反映して, 両試験法での平均変形抵抗値の差は, 高歪ほど拡大する傾向を示している。Fig. 3 には Ti-6-4 合金の場合の歪みに伴う平均変形抵抗値の変化を示す。一軸圧縮の場合, 変形応力のピークが生じることを反映して, いずれの試験温度の場合とも歪みが 0.20 以上で歪量の増加とともに平均変形抵抗値は低下する。これに対して平面歪み圧縮では歪みが 0.40 以上で, 平均変形

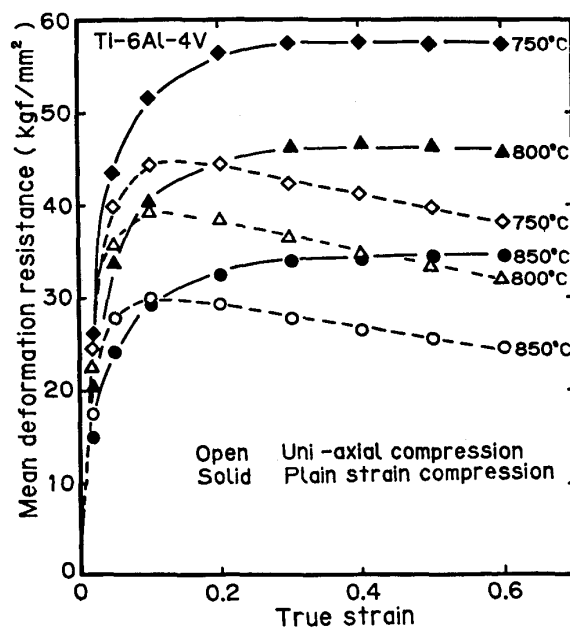


Fig. 3. Comparison of mean deformation resistance of Ti-6Al-4V alloy in uni-axial and plain strain compression tests.

抵抗値が一定になる傾向を示している。この相違は平面歪み圧縮での s-s 曲線が一軸圧縮と比較して, 応力のピークが高歪み側で生じ, またピーク応力後の応力低下が小さいことに起因している。圧縮変形様式の相違による平均変形抵抗値の相違は, C.P.Ti の場合と同様に生じており, 両試験法間での格差は変形温度が低いほど大きくなつている。

温度と歪みに伴う平均変形抵抗値の変化を, 平面歪み圧縮試験法の場合について数式化し, 以下の関係式が得られた。

$$\text{C.P.Ti : } K_m = 5.66 \epsilon^{0.35} \exp\left(\frac{3430}{RT}\right) (0.05 \leq \epsilon \leq 0.70) \dots\dots\dots (2)$$

$$\text{Ti-6Al-4V : } K_m = 2.70 \epsilon^{-0.163(\log \epsilon + 0.285)^2 + 1.54} \exp\left(\frac{12820}{RT}\right) (0.05 \leq \epsilon \leq 0.40) \dots\dots\dots (3)$$

$$K_m = 0.66 \exp\left(\frac{12820}{RT}\right) (\epsilon > 0.40) \dots\dots\dots (3)'$$

3.2 圧延荷重からの平均変形抵抗値の算出

厚板圧延における各パスごとの圧延荷重と温度を計測し, 以下に示す圧延理論と熱計算モデルに基づいて平均変形抵抗値を算出した。平均変形抵抗値 K_m は圧延荷重 P , 板幅 B , 接触弧長 L 及び圧下力関数 Q により次式の関係式で与えられる。

$$K_m = \frac{P}{L.B.Q} \dots\dots\dots (4)$$

Q はピーニング効果¹⁵⁾を考慮して、次式で与えられる。

$$Q = \left(3.14 + \frac{L}{h_m} \right) / 4 \quad \left(\frac{L}{h_m} \geq 1 \right) \dots\dots\dots (5)$$

$$Q = \left(3.14 + \frac{h_m}{L} \right) / 4 \quad \left(\frac{L}{h_m} < 1 \right) \dots\dots\dots (5)'$$

ここで $h_m = \frac{h_0 + 2h_1}{3}$, h_0 及び h_1 は入口厚と出口厚である。

一方、板表面温度 (T_s) の測定に基づいた板厚方向の温度分布の算出は、次式に示す圧延時の加工発熱を考慮した熱伝導の一次元モデルを用いて差分法により行つた。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho C_p} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{K_m l_m (h_0/h_1)}{J \rho C_p} \dots\dots (6)$$

ここで λ は熱伝導率, C_p は比熱, J は熱定数, T は温度, t は時間である。

熱計算に際しては、両チタン厚板の実操業圧延中の冷却条件、すなわちスケールブレーカー、デスケラー、ロール冷却水、などの使用条件を考慮した。C.P.Ti と Ti-6Al-4V 合金の熱伝導率と比熱の値をレーザーフラッシュ法により測定したが、その結果を純鉄と対比して Fig. 4 に示す。この結果から λ (Cal/cm·s·°C) と C_p (Cal/g·s·°C) の温度依存性を数式化し、次式が得られた。

C.P.Ti: $\lambda = 0.050 \dots\dots\dots (7)$

: $C_p = 5.16 \times 10^{-5} T + 0.1237 \dots\dots\dots (8)$

Ti-6Al-4V: $\lambda = 1.56 \times 10^{-3} T^2 + 2.59 T + 1.944 \dots\dots\dots (9)$

: $C_p = -4.4 \times 10^{-8} T^2 + 1.02 \times 10^{-4} T + 0.117 \dots\dots\dots (10)$

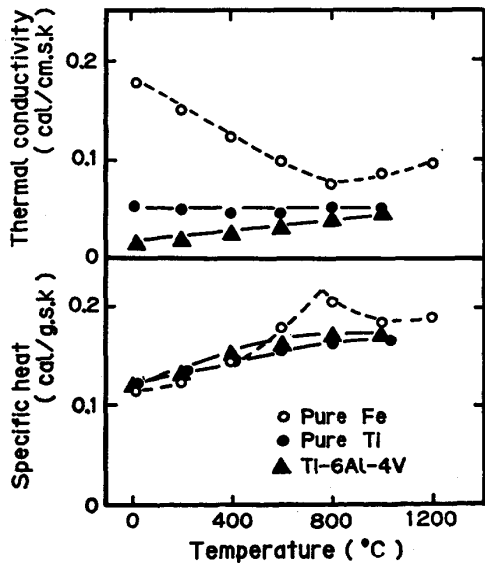


Fig. 4. Changes of thermal conductivity and specific heat with temperature.

実操業における圧延荷重と温度の計測、及び上記の数式モデルに基づく解析は、C.P.Ti は 6 回、Ti-6-4 合金は 3 回の圧延ケースについて行つた。Fig. 5, Fig. 6

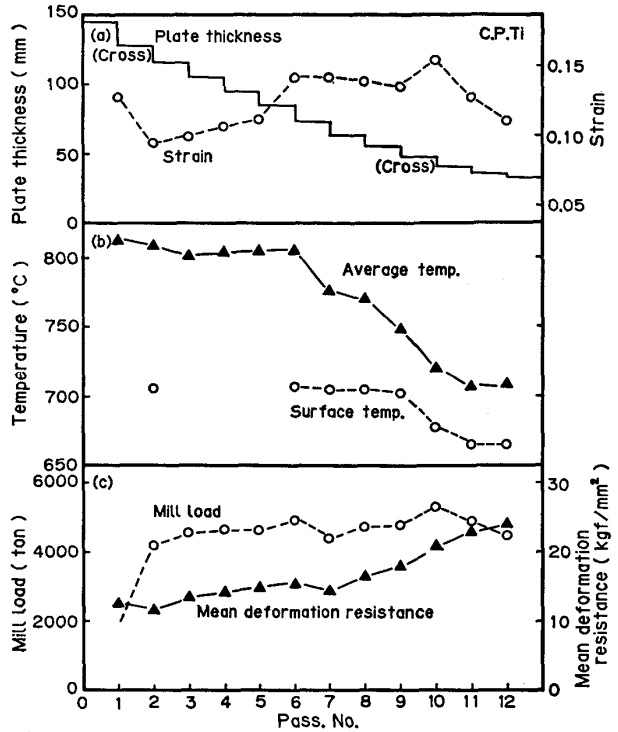


Fig. 5. Hot rolling schedule and changes of mill load and temperature in plate rolling of C.P.Ti.

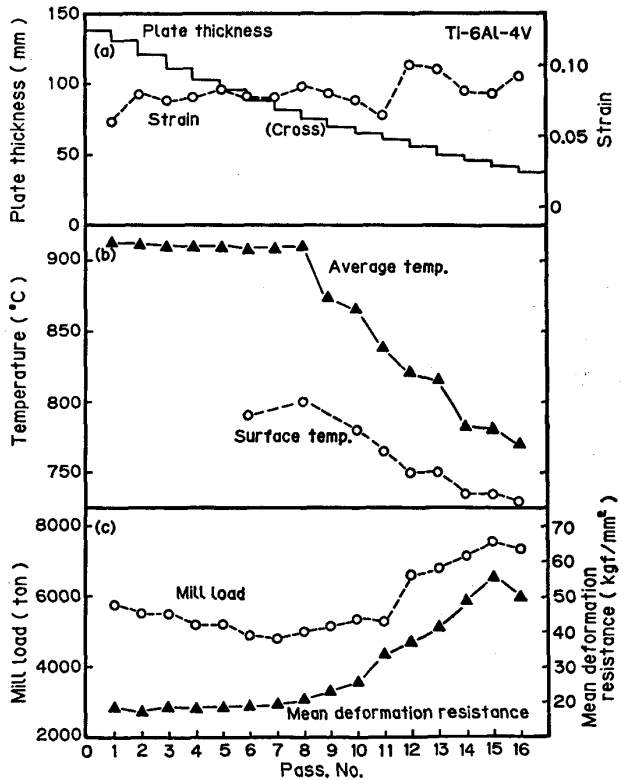


Fig. 6. Hot rolling schedule and changes of mill load and temperature in plate rolling of Ti-6Al-4V alloy.

には両チタン材の圧延スケジュールと圧延荷重、温度変化の例を示す。Fig. 5 (a) に示すように、C.P.Ti の場合のパス圧下率は 9~15% の範囲であり、また圧延仕上がり温度 (同図 (6)) は約 660°C である。最終圧延幅は 3.45 m であり、最大圧延荷重 (同図 (c)) は 5000 t に達している。一方、Ti-6-4 合金 (Fig. 6) のパス圧下率は 5~10% であり、圧延仕上がり温度は約 725°C である。3 m の圧延で最大圧延荷重は 7000 t を越えており、本合金の極めて高い変形抵抗値を反映している。

Ti-6-4 合金での加熱炉から抽出後圧延終了までの、圧延材の表面と板厚中心温度及び平均温度の変化の計算結果の一例を Fig. 7 に示す。モデル計算で算出された表面温度は、実測値と ±10°C 前後の誤差で一致を示している。板厚中心部の温度は圧延初期には、加工発熱によりやや上昇するが、数パス後には急速に低下し始め、圧延仕上がり時には約 800°C に達している。表面と板厚中心との温度差は 60°C 余りである。計算による両チタン材での圧延中の各パスごとの平均温度と平均変形抵抗値を、おのおの Fig. 5 と Fig. 6 の (b) (c) に示す。圧延中の表面温度と平均温度の差は Ti-6-4 合金の方が C.P.Ti よりもやや大きくなっている。これは両チタン材での熱拡散率及び圧延中の冷却条件の相違に起因している。C.P.Ti の平均変形抵抗値は、圧延開始時の 12 kgf/mm² から最終パス前後の 22 kgf/mm² まで、温度降下とともに連続的に増大している。一方 Ti-6-4 合金の変形抵抗値は圧延材の平均温度が急速に低下し始める 9 パス目以後、急激に増加し、最終パス前後では 65 kgf/mm² の値までに達している。

以上のようにして算出した平均変形抵抗値を圧延温度 (平均温度) との関係で示したのが Fig. 8 である。解析した圧延ケース、各パスごとでの歪み速度 ($\dot{\epsilon}$) と歪み

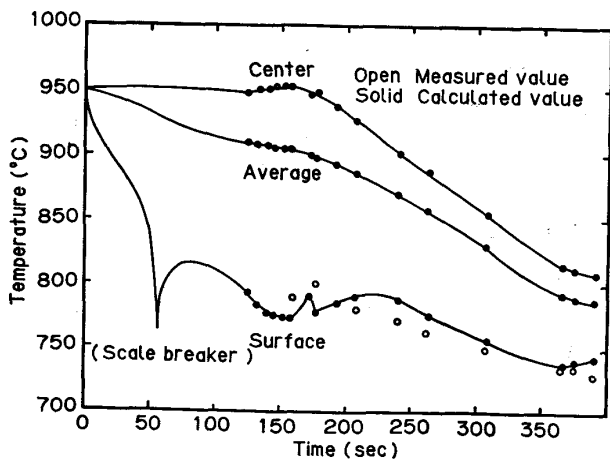


Fig. 7. Results of heat transfer calculation in hot rolling of Ti-6Al-4V alloy.

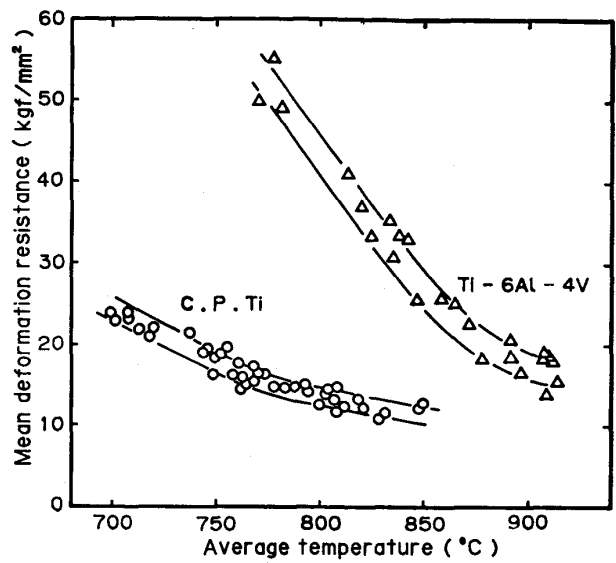


Fig. 8. Change of mean deformation resistance of C.P.Ti and Ti-6Al-4V alloy with rolling temperature.

(ϵ) の変動範囲は、C.P.Ti で $\dot{\epsilon}=1.9\sim 4.8\text{ s}^{-1}$, $\epsilon=0.09\sim 0.15$, また Ti-6-4 合金では $\dot{\epsilon}=1.6\sim 4.1\text{ s}^{-1}$, $\epsilon=0.05\sim 0.10$ である。C.P.Ti の平均変形抵抗値は 750°C 以下でやや急激に増大する傾向を示している。Ti-6-4 合金の平均変形抵抗の温度依存性は C.P.Ti と比較して著しく高く、特に 850°C 以下では 10°C の温度降下で約 3.45 kgf/mm² の平均変形抵抗値の増大が生じている。Fig. 8 の結果を数式化することにより、以下の平均変形抵抗式が得られた。

$$\text{C.P.Ti} : K_m = 0.0815 \exp\left(\frac{10\,990}{RT}\right) \dots\dots\dots (11)$$

$$\text{Ti-6Al-4V} : K_m = 1.287 \times 10^{-3} \exp\left(\frac{22\,200}{RT}\right) \dots\dots\dots (12)$$

4. 考 察

圧縮試験などにより実験的に求めた変形抵抗値が、実際の熱間圧延の圧延荷重から推定される変形抵抗値に比較してかなり低くなることは、チタンの場合、従来から経験的に知られていた。しかしそれらを厳密に比較検討し、その原因を究明した公表論文は見あたらない。本研究ではまず、一軸圧縮試験と平面歪み圧縮試験において変形抵抗の著しい差違が認められた。一般に平面歪みによる変形抵抗値は、一軸変形による変形抵抗値よりも $\frac{2}{\sqrt{3}}$ 倍、すなわち 1.15 倍だけ高くなる¹⁶⁾。しかし両圧縮試験法により実測された変形抵抗値は 1.5~3 倍までも異なっており、単に試験法による変形様式の差だけでも説明できない。著者らは一軸圧縮試験により、C.P.

Ti の α 域での変形強度に及ぼす集合組織の影響を調査した¹⁷⁾。純チタンの圧延及び再結晶集合組織は (0001) $\pm 25^\circ$ TD であり、h.c.p. 構造の底面が圧延面に平行に近づく。強い集合組織を有したチタン材での熱間一軸圧縮試験では、試験片採取方向により大幅に異なつた変形強度を示し、最も高強度となる板厚方向は最も弱い圧延長手方向の強度の 2~3 倍に達した。 α -チタンの主すべり系でのすべり方向はすべて C 軸に対して直角方向であること¹⁸⁾、さらに高温では双晶による変形も生じ難いため、このような変形強度の相違が生じると考えられる。本研究の場合、圧縮試験片の素材は強い集合組織を有していないが、 α -チタンが本質的に有する強い塑性異方性と試験方法による変形様式の違いが相乗して、大きな変形抵抗値の相違が生じたものと思われる。すなわち、平面歪圧縮では幅方向の変形が拘束されるのに対して、一軸圧縮では圧縮軸に対して直角方向(円周方向)は変形の自由度を有しているために、より容易に変形しうる。実際の厚板圧延の変形条件は平面歪み状態に近いため、以下では平面歪み圧縮試験により求めた平均変形抵抗式と圧延荷重から求めたそれとを比較、検討する。

Fig. 9 には各種手法により求めた C.P.Ti の平均変形

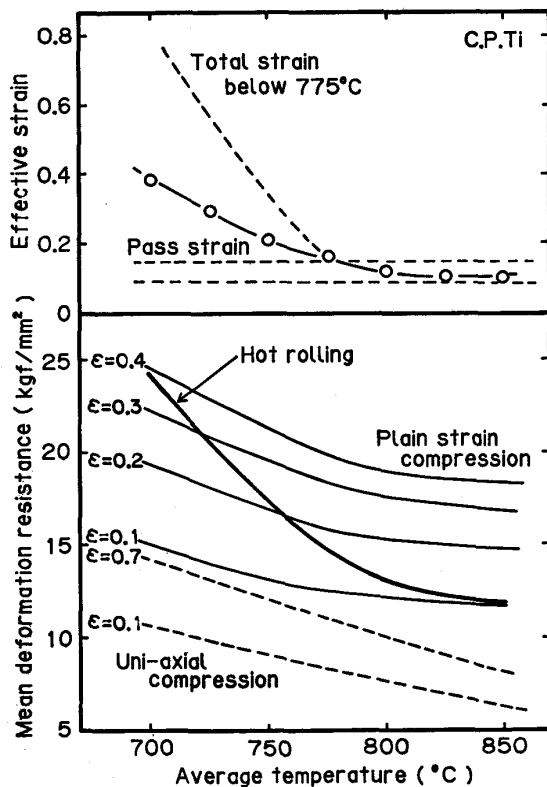


Fig. 9. Comparison of mean deformation resistance obtained by uni-axial and plain strain compression tests and calculated from mill load in plate rolling in C.P.Ti.

抵抗値の温度依存性を示す。圧延荷重より算出した変形抵抗値は一軸圧縮試験からの値よりも大幅に高く、平面歪み圧縮試験による値にほぼ対応している。実際の圧延でのパス圧下率は 0.10~0.15 であり、800°C 以上では平面歪み圧縮試験で求めた平均変形抵抗値が圧延荷重からの値とほぼ一致している。しかし、750°C 以下ではパス圧下率に相当した値から予測される平均変形抵抗値と比較して、圧延荷重からの値はずれ始め、後者の値は低温ほど急激に増大している。この原因の一つとして、圧延パス間での歪み残留による実質歪の増大が考えられる。

Fig. 9 の上段には平面歪み圧縮と圧延荷重からの変形抵抗値の対比から求めた有効歪みの値を示す。同図中には 775°C 以下での多パス圧延時の各歪みが 100% 累積した場合の歪みを点線で示す。750°C 以下では変形抵抗値の対比から求めた有効歪みは全歪み量の 4 割前後の値を示している。Photo. 1 の (a, b) には実験室圧延機により圧延した C.P.Ti の圧延ままの組織を示す。775°C 仕上がり材ではほぼ完全に再結晶は完了しているのに対して、700°C 仕上がり材では部分再結晶組織を示している。すなわち、750°C 以下の圧延温度では、厚板圧延のパス間時間 (4~10 s) 内では α -チタンの再結晶が完了せず、実質的に一部歪みが残留し、歪みが漸進的に累積していく。この歪み累積のために圧延荷重から求めた変形抵抗値が増大すると考えられる。

Fig. 10 には Ti-6-4 合金の同様な結果を示す。平面歪み圧縮から求めた変形抵抗値は 850°C 以上でのみ、圧延荷重から算出した値と一致している。C.P.Ti の場合と同様に、850°C 以下での実質歪みは急激に大きくなっており、770°C では 0.40 以上に達している。本合金の場合、圧延加熱温度での α 晶の体積率は約 40% であり、また 800°C で平衡的に存在する α 晶は約 80% まで増大する。すなわち、本合金は圧延中の温度降下に伴い、 α 晶が連続的に増大する。温度降下に伴う変形抵抗の急激な増大の一原因として、この α 晶の体積率の増大が考えられる。 β 晶は塑性変形挙動も等方的であり、また変形抵抗値も α 晶よりも低いと考えられるからである。Photo. 1 の (c, d) には本合金を用いて実験室圧延により圧延仕上がり温度を変化させた時の圧延ままの組織を示す。835°C、800°C の両圧延仕上がり材とも、 α 晶は圧延方向に伸展した未再結晶組織であり、また圧延仕上がり温度が低いほどその伸展度は著しい。すなわち、圧延温度の低下に伴い、 α 晶の体積率が増加しつつ、歪みが累積していくことにより、圧延荷重から求めた変形抵抗が急激に増大すると考えられる。

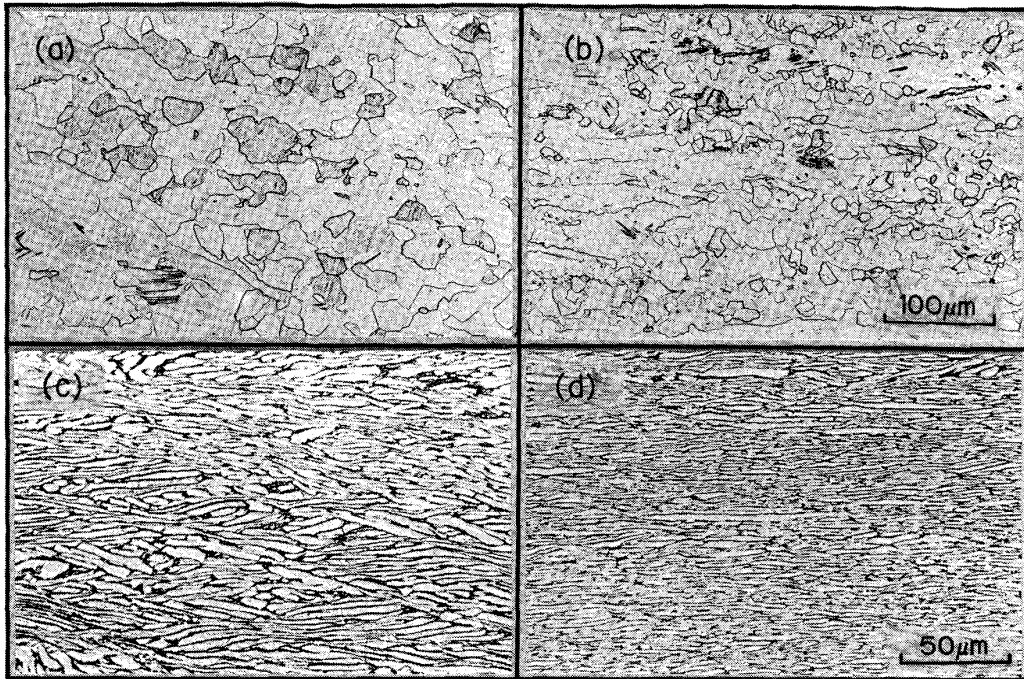


Photo. 1. As-rolled microstructures in C.P.Ti (a, b) and Ti-6Al-4V alloy (c, d). Finish-rolling temperatures are (a) 775°C, (b) 700°C, (c) 835°C and (d) 800°C. Plate thickness in both plates was 25 mm.

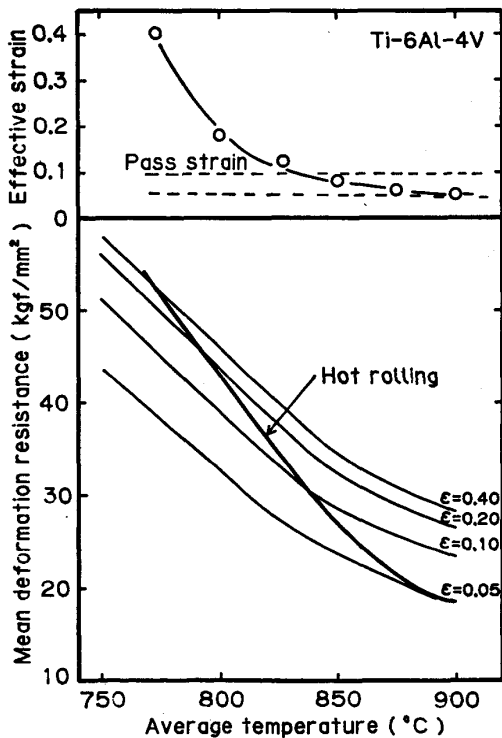


Fig. 10. Comparison of mean deformation resistance obtained by plain strain compression test and calculated from mill load in plate rolling in Ti-6Al-4V.

5. 結 論

α 域での C.P.Ti と α+β 域での Ti-6Al-4V 合金

の変形抵抗を一軸圧縮及び平面歪圧縮試験により求め、厚板圧延時の圧延荷重から算出した変形抵抗値と比較検討した。得られた主要な結果は以下のとおりである。

(1) C.P.Ti の真応力-真歪み曲線は、加工硬化後定常応力変形に移行する動的回復型を示した。一方、Ti-6-4 合金は低歪みで高温降伏現象を示し、その後軟化、定常応力変形に移行する s-s 曲線を示した。

(2) 平面歪み圧縮試験による平均変形抵抗値は、両チタン材とも一軸圧縮試験による値よりも 1.5~3 倍大きな値を示した。これは両試験法による変形様式の相違と α チタンの強い塑性異方性が相乗して生じたものと考えられる。

(3) 両チタン材の平均変形抵抗式として、平面歪圧縮試験により以下の式が得られた。

$$\begin{aligned}
 \text{C.P.Ti: } & K_m = 5.66 \varepsilon^{0.35} \exp\left(\frac{3430}{RT}\right) \\
 & (0.05 < \varepsilon < 0.69) \\
 \text{Ti-6Al-4V: } & \left\{ \begin{aligned} & K_m = 2.70 \varepsilon \{ -0.163(\log \varepsilon + 0.285)^2 + 1.54 \} \\ & \exp\left(\frac{12820}{RT}\right) \\ & (0.05 < \varepsilon \leq 0.40) \\ & K_m = 0.66 \exp\left(\frac{12820}{RT}\right) \quad (0.40 < \varepsilon) \end{aligned} \right.
 \end{aligned}$$

(4) 厚板圧延時の圧延荷重と表面温度を測定し、圧

延理論と1次元熱伝導モデルに基づいて、平均変形抵抗値と平均温度を算出した。平均変形抵抗の温度依存性は以下の式で示された。

$$\text{C.P.Ti} : K_m = 0.0815 \exp\left(\frac{10990}{RT}\right)$$

$$\text{Ti-6Al-4V} : K_m = 1.287 \times 10^{-3} \exp\left(\frac{22200}{RT}\right)$$

(5) 圧延荷重から求めた変形抵抗式は、残留歪みを考慮することにより、平面歪み圧縮試験から得た変形抵抗式とよい一致を示した。C.P.Tiは750°C以下、Ti-6-4合金は850°C以下で残留歪みが生じ始め、いずれもより低温側で急激な変形抵抗値の増大を示した。

本論文をまとめるのに際して、末永博義、山上伸夫の各氏の協力を得た。ここに謝意を示す。

文 献

- 1) 石山成志: チタニウム・ジルコニウム, 31 (1983), p. 89
- 2) J. C. WILLIAMS and E. A. STARKE, Jr.: ASM Material and Science seminar, Deformation, Processing and Structure (1982), p. 279
- 3) 前 義治, 竹内 庸: 日本金属学会誌, 39 (1975), p. 997
- 4) M. PETERS, G. LUTJERING and G. ZIEGLER: Z. Metallkd., 74 (1983), p. 274
- 5) C. OUCHI, H. SUENAGA, T. OTOH and I. SAWAMURA: Proc, the Fifth Int. Conf, on Titanium (1984)
- 6) 瀬沼武秀, 矢田 浩, 浜渦修一: 日本金属学会講演概要 (1985・4月), p. 358
- 7) S. M. L. SASTRY, P. S. PAO and K. K. SANKARAN: Proc. of the Fourth Int. Conf, on Titanium TMS-AIME (1980), p. 873
- 8) G. V. SHAKHANOVA, I. B. RODINO, F. V. TULYANKIN, A. L. PILIPENKO, N. A. SHARSHAGIN and N. V. BUKHARINA: 同上, p. 849
- 9) C. OUCHI, T. OKITA, T. ICHIHARA and Y. UENO: Trans, ISIJ, 20 (1980), p. 833
- 10) C. OUCHI and T. OKITA: Trans, ISIJ, 22 (1982) p. 543
- 11) 大内千秋, 新倉正和: 熱間加工のシミュレーションとオーステナイトの変態 (熱延冶金プロセス研究委員会編) (1985), p. 61 [日本鉄鋼協会]
- 12) 崔 明 勲, 及川 洪: 日本金属学会誌, 49 (1985), p. 195
- 13) 大内千秋, 末永博義: チタニウム・ジルコニウム, 33 (1985) 3, p. 167
- 14) 小川 厚, 大内千秋: 鉄と鋼, 71 (1985), S 357
- 15) Y. SAITO: J. Japan Soc. Tech. Plasticity, 11 (1970), p. 736
- 16) 圧延理論とその応用 (日本鉄鋼協会編) (1970), p. 97 [誠文堂新光社]
- 17) 山本定弘, 大内千秋: 日本金属学会講演概要 (1985年・4月), p. 253
- 18) F. D. ROSI, F. C. PERKINS and L. L. SEIGLE: J. Met. (1956), p. 115