

© 1986 ISIJ

純チタン薄板における r 値計算モデルの検討 論文

秋末 治*・岸田 宏司*2

Calculation Model for r -value of Commercially Pure Titanium Sheet

Osamu AKISUE and Koji KISHIDA

Synopsis :

A calculation model for predicting the plastic strain ratio (r -value) of commercially pure titanium sheet with hcp structure is developed. It is assumed that the sheet deforms only by basal, prism and pyramidal slips and not by twinning at the early stage of tension test. From consideration of the relative values of the critical resolved shear stresses (CRSS) for the three slip planes which are also affected by the interstitial impurity, in this model the CRSS is expressed by the critical Schmid factor of each slip plane. According to this model, the effects of slip planes and interstitial elements on the r -values can be evaluated.

The r -values of three kinds of titanium sheets, which had different amounts of oxygen, were measured and compared with the calculated r -values from this model. The observed and calculated values showed a good agreement.

1. 緒 言

純チタン薄板の塑性ひずみ比、いわゆる r 値は冷延鋼板にくらべて極めて高く、かつ r 値を高めることにより深絞り性のみならず張り出し性も向上することが知られている¹⁾。この r 値には集合組織が基本的な役割を果たしており、薄鋼板の r 値を集合組織から求めようとする研究は多い^{2)~4)}が、チタン薄板について研究した報告は少ない。長谷川ら⁵⁾はすべり変形を前提とした r 値計算モデルを作成し、実測の r 値との比較を行つている。それによれば r 値の大小に対応してモデルを変更させているが、その理由は明らかではなく、統一的に解釈し得る計算モデルはまだないようである。

著者らは、稠密六方晶 (hcp) 構造をもつ α 相チタンについて、まだ検討されていない不純物含有量の影響を含めた r 値の計算モデルを作成し、種々の集合組織を有する試料の実測の r 値との比較検討を行つた。結果の一部はすでに発表した⁶⁾が、本報告においてその詳細を述べる。

2. 純チタン薄板の変形に関するモデルの設定

2.1 r 値計算モデルの前提条件

拡散クリープや超塑性などの特殊な場合を除き、金属結晶の塑性変形の基本形式はすべりと双晶変形である。

α 相チタンは hcp 構造であり、塑性変形に際してすべりはもとより、双晶が重要な役割を果たすことが知られているが、双晶の発生傾向はチタンの純度や変形温度などにより異なる。たとえば加工度 10% の線引きの場合には帯溶融した高純度のチタンでは双晶が観察されるが、市販純度のチタンでは 300 K 以上になると双晶はほとんど消滅する⁷⁾。また CHURCHMAN⁸⁾ はチタン単結晶に引張り変形を与え双晶発生の有無を観察しているが、双晶は引張り軸と結晶の C 軸のなす角度が 45 度以内の時のみ発生したと報告している。

本研究の対象は工業用純チタンの室温での引張試験により得られる r 値であり、上記の検討結果から変形はすべりのみで行われ、双晶は考慮しないという前提で r 値の計算モデルを作成した。なお α 相チタンのすべり系は 12 個で、すべり方向 $\langle 11\bar{2}0 \rangle$ とすべり面 $\{0001\}$ 、 $\{10\bar{1}0\}$ および $\{10\bar{1}1\}$ の組合せよりなる⁹⁾。

多結晶からなる材料の変形に対する基本的仮定は、薄鋼板について提案された加藤ら⁴⁾の考え方を hcp 構造をもつチタン薄板に適用した。すなわち、任意の方位の結晶粒に外力が加えられたとき、実際にすべりがおこるのは Schmid factor がある一定の値を越えるすべり系だけに限定し、その系のすべり量はそのすべり系の Schmid factor に比例するとする。したがって n 番目のすべり系の引張り、板厚および板幅方向に対する Sch-

昭和 60 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 60 年 8 月 12 日受付 (Received Aug. 12, 1985)

* 新日本製鉄(株)広畑技術研究部 理博 (Hirohata R & D Lab., Nippon Steel Corp.)

*2 新日本製鉄(株)広畑技術研究部 (Hirohata R & D Lab., Nippon Steel Corp., 1 Fuji-cho Hirohata-ku Himeji 671-11)

mid factor をそれぞれ S_{nl} , S_{nt} , S_{nw} とすると, 各方向のひずみ量 $d\epsilon_{nl}$, $d\epsilon_{nt}$ および $d\epsilon_{nw}$ はつぎのように表される⁴⁾.

$$\left. \begin{aligned} d\epsilon_{nl} &= K \cdot S_{nl} (S_{nl} - M_{nc}) \\ d\epsilon_{nt} &= K \cdot S_{nt} (S_{nt} - M_{nc}) \\ d\epsilon_{nw} &= K \cdot S_{nw} (S_{nw} - M_{nc}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ただし K は比例定数, M_{nc} は n 番目のすべり系の Schmid factor がその値を越えるとすべりがおこる限界値であり, 以下この M_{nc} を限界 Schmid factor とよぶ. チタンの場合, すべりの臨界剪断応力はすべり面によつて異なる値をもつ⁸⁾ ことを計算モデルに取り込むため, 後述するようにすべりの臨界剪断応力差をすべり系による限界 Schmid factor の差に置き換える. なお, ひずみに対する完全な連続性や結晶の回転は無視し, 引張変形量の少ない場合についてのみ考える.

変形による結晶粒の各方向のひずみ量は, すべての活動可能なすべり系でのひずみ量の総和で与えられる. 任意の方位の結晶粒の r 値は次式で表される.

$$r(\alpha, \beta, \theta) = \frac{\sum_n d\epsilon_{nw}}{\sum_n d\epsilon_{nt}} = \frac{\sum_n S_{nw} (S_{nl} - M_{nc})}{\sum_n S_{nt} (S_{nt} - M_{nc})} \dots\dots\dots (2)$$

ここで α, β, θ は方位を定める変数であり, Fig. 1 に示すように α, β は結晶の座標系 (hcp 結晶の方位は $[2\bar{1}\bar{1}0]$, $[01\bar{1}0]$ および $[0001]$ 方向よりなる直交座標系で表した.) で板面法線を定める変数, θ は板面内のある基準線 (ここでは圧延方向) と引張り方向とのなす角度である.

薄鋼板の再結晶集合組織は一般に多くの優先方位成分をもつ¹⁰⁾ため, それぞれの方位に対応する r 値を求め方位成分の分布密度を考慮して平均値を求めることによ

り, 巨視的な r 値を求めることが行われている⁴⁾. しかし, 純チタン薄板の再結晶集合組織は薄鋼板にくらべて単純で, 優先方位成分は少なく一つか二つである¹¹⁾. したがつて本計算では, 集積度の高い優先方位成分の r 値を求めそれを巨視的な試料の r 値とした.

2.2 計算結果

純チタン薄板の代表的な再結晶集合組織は (0001) 底面が板面から圧延直角方向に $(90-\beta)$ 度傾き, $[10\bar{1}0]$ もしくは $[11\bar{2}0]$ 方向が圧延方向と平行になるタイプである. 前者の方位を $(0001) \pm (90-\beta)^\circ [10\bar{1}0]$ と略記し, この方位をもつ場合についての r 値の計算結果を Fig. 2 および Fig. 3 に示す. Fig. 2 は r 値におよぼす活動するすべり面の種類の影響を表しており, 各すべり系の限界 Schmid factor (M_{nc}) を零として計算した結果である. $\{0001\}$ 底面でのすべりがなくなると, 圧延方向の r 値はほとんど変化しないが, 圧延直角方向および 45° 方向の r 値が著しく増大し, 面内異方性が大きくなる. また底面が板面から圧延直角方向に傾く角度が小さくなる (β が大きくなる) と, いずれの方向の r 値も増大する. Fig. 3 は $\{10\bar{1}0\}$ 柱面, $\{10\bar{1}1\}$ 錐面および $\{0001\}$ 底面のすべてのすべり面が活動する場合につい

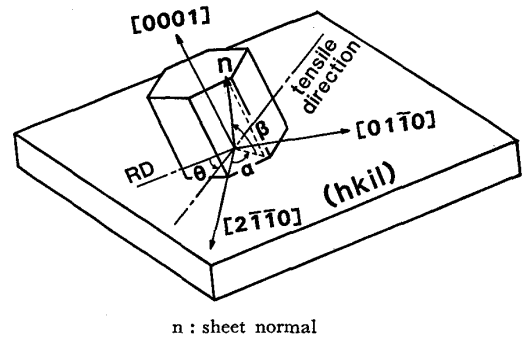


Fig. 1. Relation between coordinate system of hcp crystal and specimen orientation.

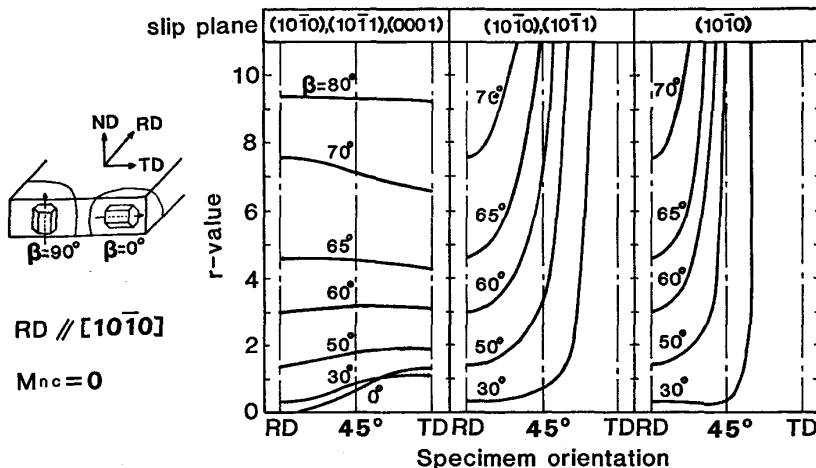


Fig. 2. Effect of slip planes on calculated r -value of titanium sheet with texture of $(0001) \pm (90-\beta)^\circ [10\bar{1}0]$.

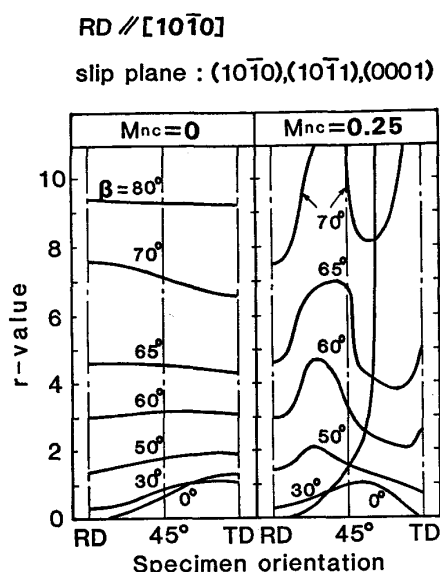


Fig. 3. Effect of critical Schmid factor (M_{nc}) on calculated r -value of titanium sheet with texture of $(0001) \pm (90-\beta)^\circ [10\bar{1}0]$.

Table 1. Chemical composition of titanium sheet studied.

	(wt%).				
	O	N	C	H	Fe
A	0.0475	0.0063	0.0023	0.0046	0.040
B	0.0844	0.0157	0.0084	0.0007	0.042
C	0.1943	0.0109	0.0037	0.0025	0.034

て、限界 Schmid factor の値すなわちすべりの制限の程度が r 値におよぼす影響を示した図である。活動するすべり面が同じでも、すべりが制限されると r 値の面内異方性は増す。

すべり系によつて限界 Schmid factor の値を変えたときの r 値の計算結果は第 4 章に記す。

3. 実 験

3.1 実験方法

すべりの臨界剪断応力はすべり面のみならず酸素および窒素含有量によつても変化する⁸⁾ ことに着目し、これを利用して本計算モデルを検証する目的で、以下の実験を行つた。

供試材は Table 1 に示す化学組成をもつチタン熱延板で酸素と窒素の合計含有量は供試材 A, B, C の順にほぼ 2 倍ずつ増えている。なお供試材 A, B および C はそれぞれ JIS 1 種材, 2 種材および 3 種材に相当する。これらの供試材に $700^\circ\text{C} \times 30\text{s}$ の熱延板焼鈍を行つたのち、圧下率 80% の冷間圧延により板厚を 0.7 mm とし、さらに $700^\circ\text{C} \times 1\text{h}$ の真空焼鈍を行つた。得られた

板の (0002) および $(10\bar{1}0)$ 極点図と r 値を測定した。極点図の作成には理学電機(株)製の全自動極点図測定装置を用い、透過法および反射法により測定した。X線管球は Mo 管球を用い、管電圧および電流は 50 kV-30 mA とした。 r 値の測定は JIS 13 号 B 試験片を板の圧延方向に対して 0° , 45° および 90° の 3 方向に切り出して引張速度 10 mm/min で均一伸びとほぼ等しいひずみ(供試材 A の場合、 0° 方向は 20%, 45° 方向は 18%, 90° 方向は 12%)を与えた。あらかじめがいた 10 点での板厚および板幅を測定し、その平均値をとつて r 値を算出した。

3.2 実験結果

(0002) および $(10\bar{1}0)$ 極点図を Fig. 4 に、 r 値測定結果を Fig. 8 に示す。集合組織および r 値は不純物含有量によつて下記のように変化している。

(1) 不純物含有量が増すと (0002) 極が板面法線方向から圧延直角方向に傾く角度が小さくなる。この角度を $(90-\beta)^\circ$ とすると、 (0002) 極の極密度のピーク位置は供試材 A, B および C でそれぞれ $\beta=55^\circ$, 60° および 68° である。

この結果は α 相安定化元素である酸素および窒素含有量の差に起因すると考えられる。和泉⁷⁾ は侵入型元素も置換型元素も α 安定化元素は双晶を抑制し、その結果圧延集合組織が変化するとし、純チタン板では (0002) 極が板面から約 30° 傾いていたものが、 α 安定化元素である Al の添加により (0002) 面が板面に平行に分布するようになる、と報告している。

(2) 不純物含有量の少ない供試材 A では、圧延方向と平行な主方向は $[11\bar{2}0]$ であり、不純物量の増加とともに $[10\bar{1}0]$ 方向も圧延方向に平行になつてくる。

(3) r 値については、Fig. 8 に示すように不純物含有量が増すと r 値は大きくなり、特に圧延方向の r 値が大きくなる。

4. 考 察

本研究の r 値計算モデルは、変形はすべりのみによつて生じるとし、双晶の発生の効果は考慮していない。しかし r 値を測定する場合の引張り変形でどの程度の双晶が発生しているかを確認するために、 r 値を実測した試料の実測後のマイクロ組織を観察した。供試材 A, B および C の r 値を実測したあとの断面マイクロ組織を Photo. 1 に示す。双晶の発生程度は供試材や引張方向によつて異なつており、特に低酸素の供試材 A で圧延方向引張したものに双晶が多いが、他の試料については双晶の発生はわずかであり変形の大半はすべりが支配していると考

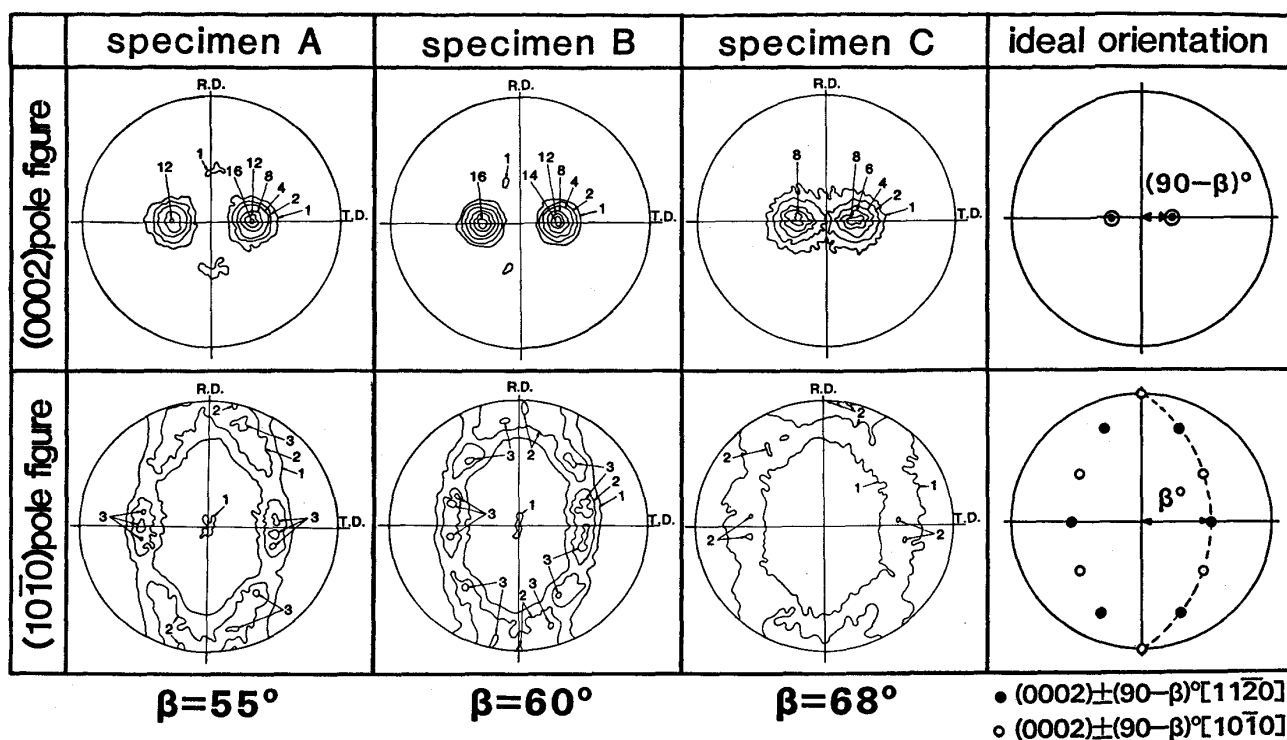
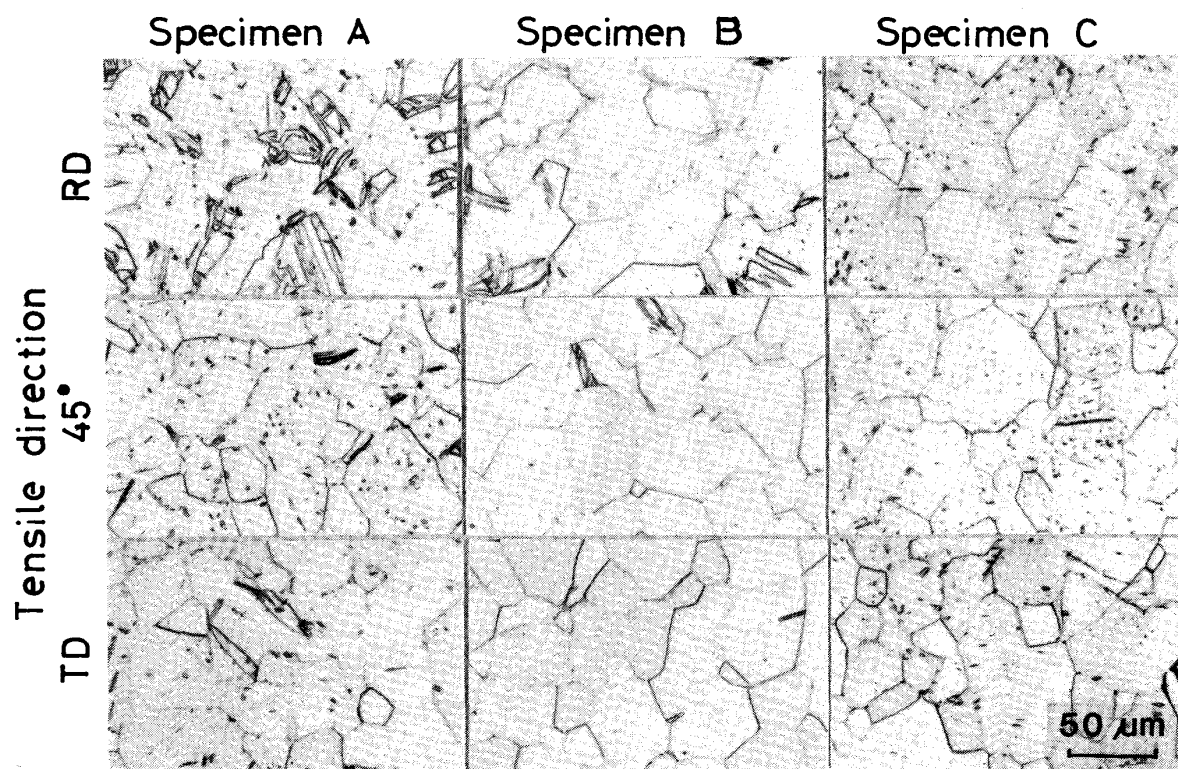


Fig. 4. (0002) and (10 $\bar{1}$ 0) pole figures of specimen A, B and C.



Tensile strains

	A	B	C
RD	20%	17%	17%
45°	18%	12%	13%
TD	12%	10%	11%

Photo. 1. Microstructures of tensile specimens deformed to nearly equal to uniform strains.

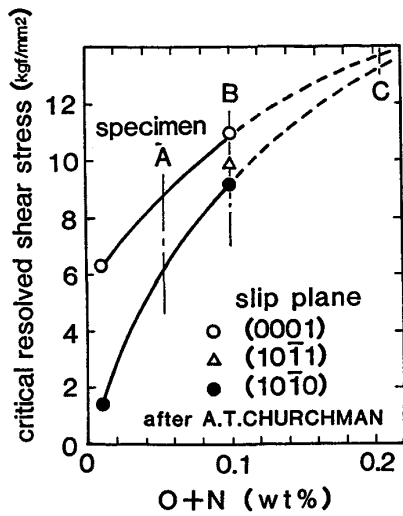


Fig. 5. Effect of oxygen and nitrogen content on critical resolved shear stress of titanium single crystal.

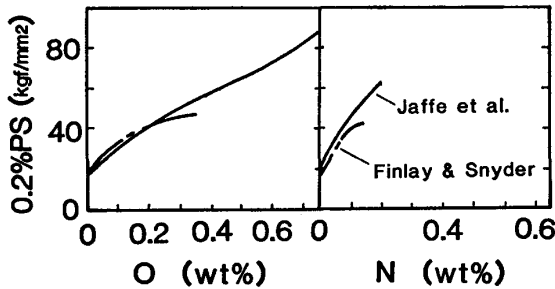


Fig. 6. Effect of oxygen and nitrogen content on 0.2% proof stress of titanium¹²⁾.

えられる。

薄鋼板においてはすべてのすべり面がほぼ等しい剪断応力によつて活動するとの前提で r 値の計算が行われている⁴⁾が、チタンの場合はすべり面によつても、純度によつてもすべりの臨界剪断応力は異なる。臨界剪断応力を測定した報告は数少ないが、CHURCHMAN⁸⁾は酸素と窒素の合計含有量が 0.01% および 0.1% の純チタン単結晶のすべりの臨界剪断応力を引張試験により測定している。CHURCHMAN の測定結果を Fig. 5 に示すが、 $\{10\bar{1}0\}$ 面でのすべり、および $\{0001\}$ 面でのすべりとも臨界剪断応力の絶対値は酸素と窒素の合計含有量とともに大きくなるが、その相対差は小さくなる。 $\{10\bar{1}1\}$ 面でのすべりは、酸素と窒素の合計含有量が 0.01% の場合には観察されていない。著者らの実験の供試材の酸素と窒素の合計含有量は 0.054% (供試材 A)、0.100% (供試材 B) および 0.205% (供試材 C) であり、供試材 B については臨界剪断応力の値は CHURCHMAN の測定値をそのまま採用してもよいと考えられるが、供試材 A および C については臨界剪断応力の値を以下の方法で推

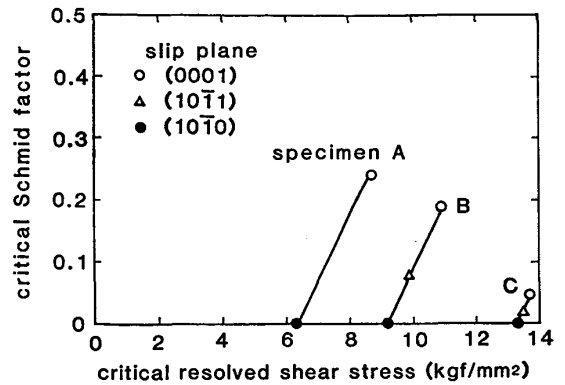


Fig. 7. Relation between critical resolved shear stress and critical Schmid factor (M_{nc}).

定した。すなわち、Fig. 6 に示す多結晶チタンの 0.2% 耐力と酸素および窒素含有量の関係¹²⁾を表す曲線の傾きを参考にして、上記の CHURCHMAN の測定結果を内挿もしくは外挿することによつて供試材 A および C の臨界剪断応力を推定した。Fig. 5 には CHURCHMAN の測定値とともに、上記の方法で推定した供試材 A, B および C の臨界剪断応力の値も示している。不純物含有量が少ない場合にはすべり面による臨界剪断応力の違いは無視できないほど大きく、チタンの r 値を不純物の影響を含めて統一的に解釈するには、この臨界剪断応力の差を取り込んだモデルの作成が必要である。そこで著者らは臨界剪断応力差を限界 Schmid factor の差に置き換える方法を採用した。なぜならば、臨界剪断応力が大きいということはすべりがおこりにくいということであり、著者らの計算モデルでは限界 Schmid factor を大きくすることがすべりを制限することになるためである。置き換えに際しては、それぞれの供試材ごとに臨界剪断応力の最も小さい、すなわち最もすべりがおこりやすい $\{10\bar{1}0\}$ 面での限界 Schmid factor を零とし、他のすべり面での限界 Schmid factor の値は $\{10\bar{1}0\}$ 面との臨界剪断応力の差に応じて Fig. 7 に示すように直線的に増加するとした。限界 Schmid factor を零とするということは、応力が零ではすべりはおこらないが、応力が零を越えて有限の値をもつとすべりがおこることを意味し、弾性変形が存在することを考えればやや現実的ではない。しかし、 r 値はその定義が示すように板幅ひずみと板厚ひずみの比であり、このひずみ比は各すべり面でのすべり量の比であることから弾性変形は無視できるため最もすべりがおこりやすい $\{10\bar{1}0\}$ 面の限界 Schmid factor を零にした。Fig. 7 の直線の傾きは、臨界剪断応力の値として CHURCHMAN の測定値を採用した供試材 B でそれぞれのすべり面に種々の値の限界 Schmid factor を代入して r 値を計算し、実測の r 値との一致

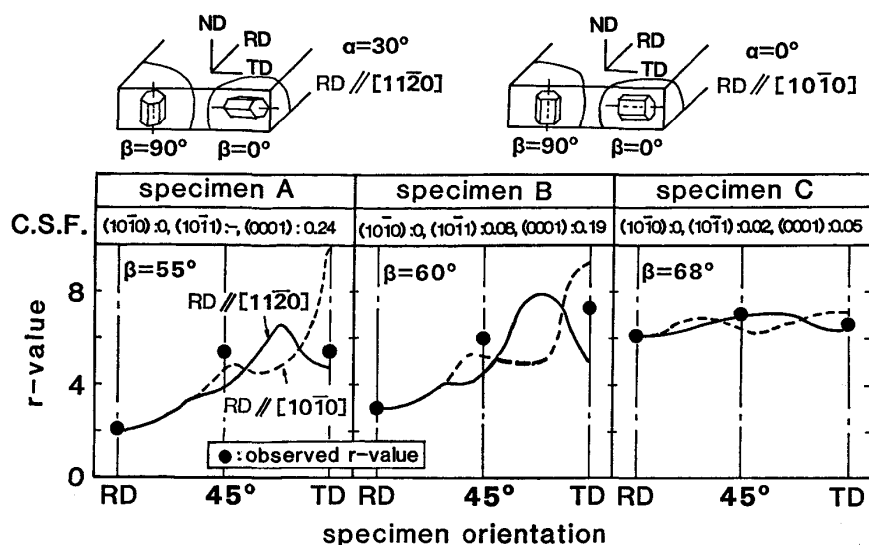


Fig. 8. Comparison between calculated r -value and observed one of titanium sheets.

の程度のよい一組の限界 Schmid factor を見出して決定した。直線の傾きの物理的意味は明確でないが、統一性をもたせるために供試材 A および C についても供試材 B で決定した傾きとした。

以上の計算モデルと Fig. 4 に示す集合組織の測定結果から求めた α および β の値を代入して計算した r 値と、実測の r 値との比較を Fig. 8 に示す。計算に用いた限界 Schmid factor の $\{10\bar{1}0\}$ 面, $\{10\bar{1}1\}$ 面および $\{0001\}$ 面での値は, JIS 1 種相当の供試材 A でそれぞれ 0, -, 0.24, JIS 2 種相当の供試材 B でそれぞれ 0, 0.08, 0.19, JIS 3 種相当の供試材 C でそれぞれ 0, 0.02, 0.05 である。供試材 A については $\{10\bar{1}1\}$ 面でのすべりが無いとして計算しているが, これは CHURCHMAN が不純物含有量の少ないチタンでは $\{10\bar{1}1\}$ でのすべりを認めていない⁸⁾ ことに対応している。いずれの供試材も計算による r 値と実測の r 値はよく一致している。

5. 結 言

稠密六方晶構造をもつ工業用純チタン薄板の r 値を集合組織から予測する計算モデルを検討した。

変形は, 引張試験の初期段階では底面, 柱面および錐面すべりによつてのみおこり, 双晶ではおこらないと仮定した。三つのすべり面の臨界剪断応力(これは侵入型不純物によつても影響を受ける)の相対値を考慮して本

モデルでは臨界剪断応力をおのおのの面の限界 Schmid factor で表現した。

酸素含有量の異なる 3 種 (JIS 1 種, 2 種および 3 種相当) の純チタン薄板の真空焼鈍後の集合組織と r 値を測定し, 集合組織測定結果から本モデルによつて計算した r 値と実測の r 値を比較した。計算値と実測値はよい一致を示した。

文 献

- 1) 森口康夫, 長谷川淳, 西村 孝, 谷口三男: R & D 神鋼技報, 32 (1982) 1, p. 24
- 2) J. A. ELIAS, R. H. HEYER and J. H. SMITH: Trans. Metall. Soc. AIME, 224 (1962), p. 678
- 3) R. W. VIETH and R. L. WHITELEY: 3rd International Colloquium of I.D.D.R.G., London (1964)
- 4) 加藤 弘, 武智 弘, 長嶋晋一: 塑性と加工, 7 (1966), p. 13
- 5) 長谷川淳, 福田正人: チタンおよびチタン合金の加工性 (1981), p. 15 [日本金属学会シンポジウム予稿]
- 6) 秋末 治, 岸田宏司: 鉄と鋼, 71 (1985), S 733
- 7) 和泉 修: チタニウム・ジルコニウム, 29 (1981) 3, p. 152
- 8) A. T. CHURCHMAN: Proc. Roy. Soc., A226 (1954), p. 216
- 9) H. W. BABELL and S. F. FREDERICK: J. Met., 20 (1968) 10, p. 32
- 10) 武智 弘, 川崎宏一: 集合組織 (長嶋晋一編) (1983), p. 133 [丸善]
- 11) 武智 弘, 川崎宏一: 集合組織 (長嶋晋一編) (1983), p. 138 [丸善]
- 12) 村上陽太郎: 非鉄金属材料 (1959), p. 152 [朝倉書店]