

4.2 熱間

この場合にはまず $\tau \propto \dot{\gamma}^m$ の仮定を確かめねばならない。そのためには(6)式の関係を見ればよいが、その例をFig. 2に示した。各点はよく直線にのつていて、この仮定が妥当なことがわかる。 m は歪量により多少変わるがこの値は計算結果にはそれほど影響しないので、数点の平均をとれば十分である。このようにして求めた m をTable 2に示したが、全般に高温ほど大きくなり、歪速度の効果が増すことがわかる。

この m の値と、200 rpmの試験値から求めた $\bar{\sigma}-\epsilon$ 曲線を、圧縮試験値とともにFig. 3

～4に示したが、両者は類似の曲線にはなるが一致しない。全般に振りが高い値になるが、高温ではかなり近づいている。差の原因としては、温度などの測定法にもとづく誤差と、変形様式の差にもとづく材質的なものがある。ここでは材料は等方性と仮定しているが、全変形過程を通じて等方性が保たれるとは考え難く、その状態が変形様式によつてかなり変わることは予想される。これが差の大きな原因と考えられる。

しかし大体の傾向は一定している上、とくに高温での試験の再現性がよいので、相対的な $\bar{\sigma}$ の比較には十分である。この場合も軟鋼を基準にすると、振りも圧縮もほぼ同じ比率となり、これらの鋼の $\bar{\sigma}$ が軟鋼と大差ないことがわかる。

5. 結 言

歪速度の影響の大きい鋼の熱間変形抵抗を、これが歪速度の m 乗に比例すると仮定して、中実試験片による振り試験から求める方法をみちびき、これによつて冷間のAlと熱間の数鋼種について求めた変形抵抗を圧縮試験値と比較した。その結果、Alではかなりよい一致をみたが、熱間では応力-歪曲線の形は似ていても一致せず全体として振りから求めた値が高めであり、高温ほどその差は少なくなる。この原因は、温度などの測定上の誤差と、変形様式の差、すなわち変形過程を通じ材料の等方性は保たれるという仮定の誤りによると考えられる。しかし高温での試験の再現性もよく、他の試験にありがちなトラブルも少ないので、変形能測定の点もあわせ考え、熱間振り試験は熱間加工性の試験法としてすぐれたものといえよう。

文 献

- 1) F. A. HODIERNE: J. Inst. Metals, 9 (1962, 63), p. 267

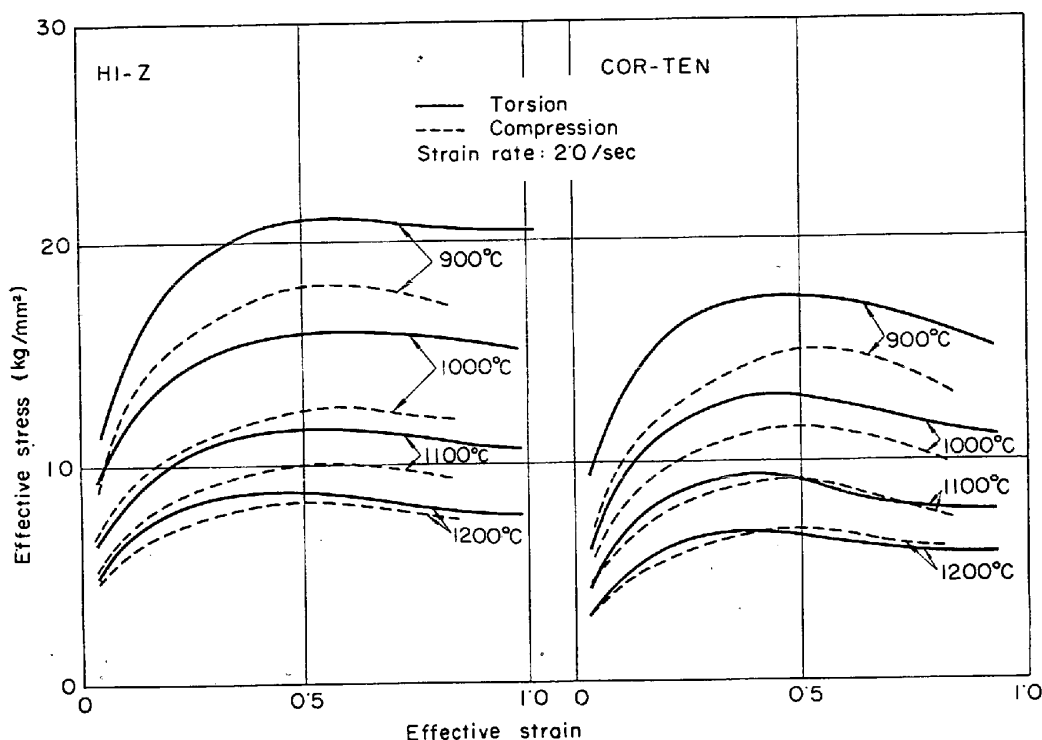


Fig. 4. Flow-curves of HI-Z and COR-TEN.

- 2) D. S. FIELDS and W. A. BACKOFEN: Proc. Amer. Soc. Test. Mat., 57 (1957), p. 1259
- 3) A. NADAI: Theory of Flow and Fracture of Solids, (1950), p. 349, [McGraw Hill]
- 4) C. ROSSARD and P. BLAIN: Publication IRSID Serie A-174, (1958)

(討-10) 熱間振り変形様式の分類と2次応力の挙動について

日本鋼管、技術研究所○両角不二雄
On the Classification in Hot Twist Deformation Pattern and Behaviour of Secondary Stress.

Fujio MOROZUMI.

1. 緒 言

熱間振り試験で得られる破断までの振り回数は、高温での加工性をよく示すといわれ、これを用いての実験が古くからなされている。しかし変形中亀裂が発生し、破断前すでに加工限度に達するものについては、この破断までの振り回数では亀裂の発生時期を知ることが困難なため加工性を十分評価することができない。振り加工限度は変形中の応力と歪みの関係によつて定まるので、振り過程で発生する軸方向の2次応力は重要な因子となることが予想される。従来、2次応力について検討した例はほとんどみられず、また文献もきわめて少ないので、筆者はこの挙動と振り変形様式について検討するとともに穿孔試験を行ない穿孔加工における2次応力の重要性について考察した。

2. 実験方法

2.1 実験装置

熱間振り試験に対しては別に報告した、トルク・破断までの振り回数および軸方向の2次応力が測定できる装置を用い、穿孔試験に対しては Table 1 に示す諸元の小型穿孔装置を用いた。

Table 1. Dimention of the apparatus for piercing.

Detail	Dimention
Roll diameter	150 mm ϕ (Max.)
Roll length	670 mm
Roll face angle	3°30'
Roll cross angle	6°
Roll opening	25 mm
Taper billet	25 ϕ \times 30 ϕ \times 150
Draft	0~44%
Guid shoe	Taper type
Roll revolution	20rpm, 40rpm
Motor	20kW

2.2 実験材料

実験には Table 2 に示す炭素鋼および合金鋼のほか 47鋼種を用いた。

3. 試験結果と考察

3.1 熱間振り変形で発生する軸方向2次応力の挙動

3.1.1 2次応力の発生時期

炭素鋼 (A-3, A-4) を用い、温度 800~1300°C, 歪速度 1.4~34.7 sec⁻¹ の範囲で振り試験を行ない、2次引張応力が発生しはじめる歪み (ϵ') と試験温度 (絶対温度 T_K) について検討した結果によると、両者の間には Fig. 1 に示すように

$$\epsilon' = \epsilon_0 (T_K)^{-R} \dots\dots\dots (1)$$

なる関係が成立する。ここに ϵ_0 および R は材質による定数で、供試材では $R=2.7$, $\epsilon_0=5.5 \times 10^3$ となる。

いま (1) 式を2次引張応力が発生するまでの時間 (t) と試験温度 (絶対温度 T_K) の関係で示しさらに Arrhenius の式に導入すると

$$-\log t = \log C - E/4.574T_K \dots\dots\dots (2)$$

Table 2. Chemical composition of tested steels.

Test piece No.	Composition (%)								
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Nb
A-1	0.14	0.23	0.48	0.011	0.021	—	—	—	—
2	0.15	0.04	0.36	0.004	0.026	—	—	—	—
3	0.24	0.29	0.52	0.020	0.018	—	—	—	—
4	0.39	0.21	0.65	0.007	0.016	—	—	—	—
5	0.43	0.26	0.69	0.015	0.015	—	—	—	—
6	1.03	0.48	0.99	0.016	0.009	0.23	1.05	—	—
B-1	0.07	0.38	0.58	0.020	0.009	0.34	16.32	—	—
2	0.06	0.42	0.53	0.033	0.010	0.28	17.10	—	—
3	0.07	0.46	1.19	0.024	0.005	9.20	18.09	—	—
4	0.05	0.58	1.68	0.013	0.015	19.96	24.57	—	—
5	0.03	0.31	1.75	0.020	0.012	12.14	17.54	1.10	0.47

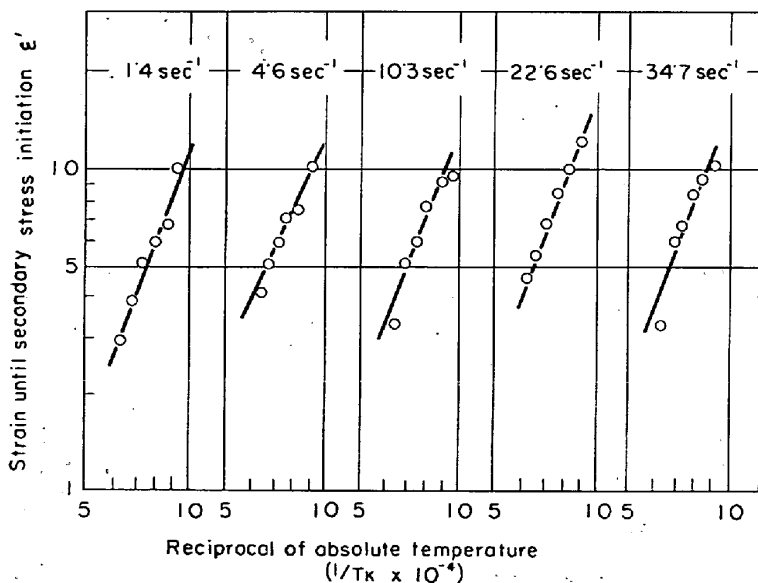


Fig. 1. Relation between strain until secondary tensile stress initiation and test temperature under various strain rate.

が得られる。ここに E は活性化エネルギー、 C は頻度係数をあらわす。この (2) 式に t の実測値を代入し、 E の値を算出すると、対象とした歪速度の範囲では 7000~7500 cal/mol となり、この値は加工度を考慮すれば、武田²⁾ が示した振り変形における活性化エネルギーとよく一致する。

また合金鋼 (B-3) を対象とし、振り試験を行ないいろいろな振り回数を与えた後急冷し、振り変形で発生する剪断応力および2次引張応力の挙動と組織変化の関係について検討した結果によると、2次引張応力が発生しはじめる位置は Fig. 2 のように剪断応力が最大値を示した直後に相当し、この付近では C. ROSSARD と P. BLAIN³⁾ らによつて示唆された再結晶による組織変化がみられる。

このように2次引張応力の発生は、振りの際の再結晶ときわめて密接な関係がある。

3.1.2 2次応力と変形条件の関係

炭素鋼 (A-3, A-4) および合金鋼 (B-3) を用い、試験片の形状を一定 (6 ϕ \times 20) とし、

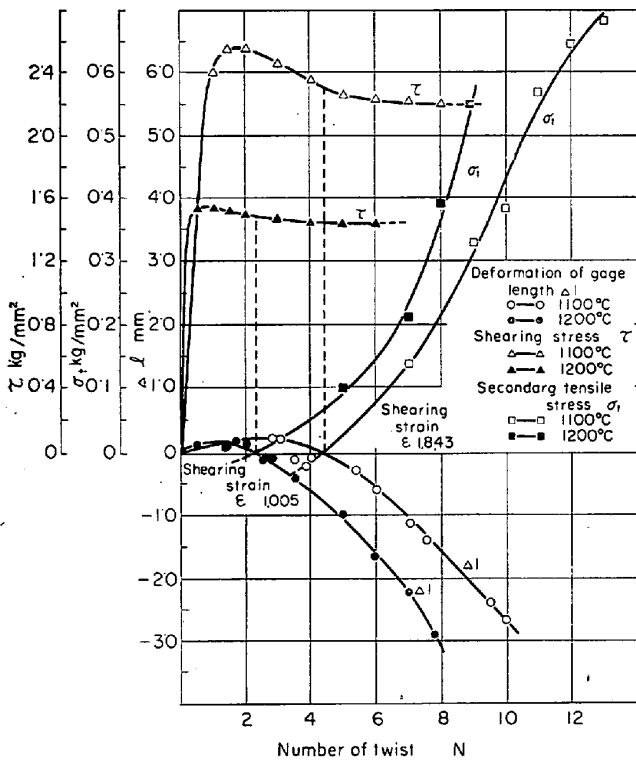


Fig. 2. Relation between number of twist and change in shearing stress, secondary tensile stress and tested part gauge length.

2次引張応力 (σ_I) と歪み (ϵ), 歪速度 ($\dot{\epsilon}$), 温度(絶対温度 T_K) の関係について検討した結果によると, Fig. 3 に示すように

$$\sigma_I = \log K \cdot (\epsilon^m \cdot \dot{\epsilon}^n \cdot T_K^A) \dots\dots\dots (3)$$

なる式が成立する. ここに m, n, A は材質による定数で, n は速度に対する感受性を示し, A は温度に対する感受性を示す. 供試材では $m=1.25, n=0.10, A=1.28$ となる. この結果から明らかのように, 発生後の2次引張応力の挙動は歪み, 歪速度および温度に依存する.

3.2 2次応力と振り加工限度との関係

Table 2 に示す炭素鋼および合金鋼を含む58鋼種を対象とし, 常温から 1300°C の範囲で振り試験を行ない振り変形様式について検討した. この結果, 剪断応力-歪み線図, 2次引張応力-歪み線図および破断形状はそれぞれ3つのグループに大別できる. このうち2次引張応力-歪み線図は2次引張応力の挙動から σ_I, σ_{II} および σ_{III} 型に分類され, これらの型式は振り加工限度と密接な関係にあることが考えられた. ここで, σ_I 型とは振り回数の増加とともに上昇曲線をたどるもの, σ_{II} 型は一旦上昇のち低下するもの, および σ_{III} 型は一般に応力の大きさが小さく, また振り回数の増加に対して低下が著しいものをいう. そして, このような振り変形中の2次応力の変化の相異に対して, 振り破断の様式が顕著な相異を示す.

炭素鋼(A-1)および合金鋼(B-2, B-5)を用い, 歪速度 1.4 sec^{-1} , $1000 \sim 1300^\circ\text{C}$ の温度域で振り試験を行ない, 急冷後試験部を軸方向に半切し, 内外面における亀

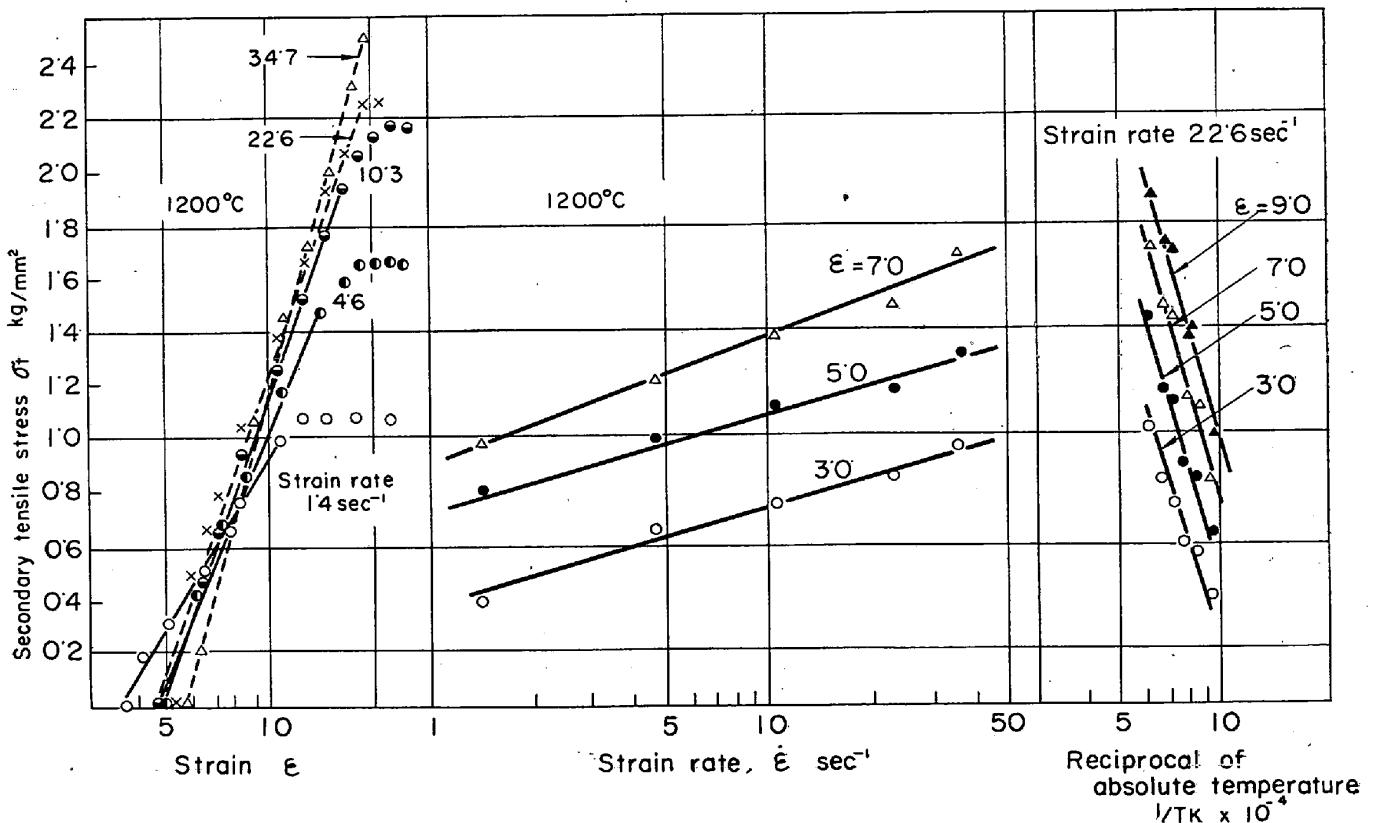


Fig. 3. Relation between secondary tensile stress and changes in shearing strain, strain rate and test temperature.

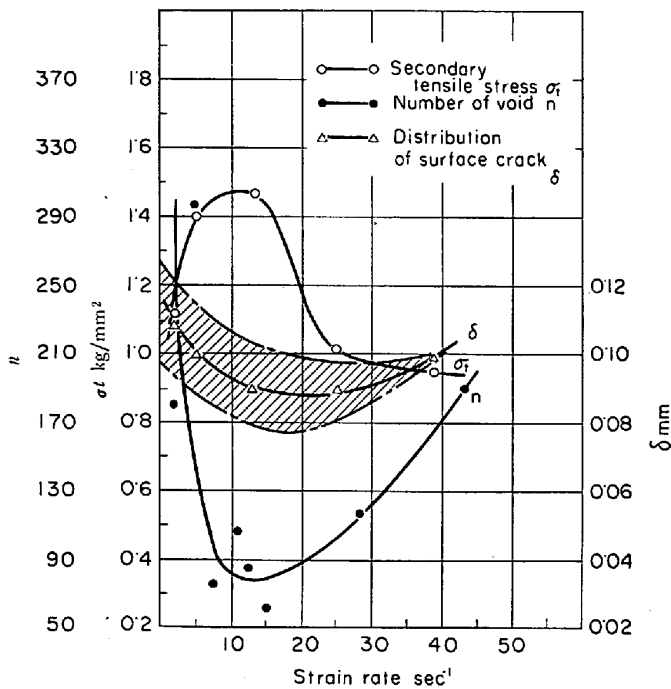


Fig. 4. Relation between strain rate and changes in secondary tensile stress, number of void and distribution of surface crack.

裂の発生状況を観察した。この結果によると、振り変形に伴ない、2次引張応力の値が最大となる振り回数付近では、σ_I型を示す合金鋼(B-5)は外周に多数の crack が発生し、σ_{II}型を示す炭素鋼(A-1)は内部の void が顕著となり、また σ_{III}型を示す合金鋼(B-2)は結晶粒が粗大化するとともに外面の変形もはなはだしくなることが認められた。このように2次引張応力-歪み線図の形状と亀裂の発生または組織変化とは密接な関係がある。つぎに、合金鋼(B-5)を用い、歪速度 1.4~42.7 sec⁻¹ の範囲で、速度による2次引張応力の変化と試験部に発生する亀裂の関係について検討した結果(外面疵の分布は発生した crack の平均長さで示し、内面の void は point counting 法による測定数で示した)を Fig. 4 に示す。2次引張応力の挙動と亀裂の消長とはきわめて関係が深く、2次引張応力の増減と内外面に発生する void および crack は、ともに歪速度に依存し、2次引張応力が最高値を示す歪速度付近ではこれらの発生はいちじるしく減少する。

これらの結果から、別に報告⁴⁾したように2次引張応力の最大値に対応する歪み(振り回数)で振り加工限度を示すことができる。

3-3 熱間振り加工性と穿孔性の関係

炭素鋼(A-2, A-5, A-6)および合金鋼(B-1, B-3, B-4)を用い、800~1300°C の範囲で振り試験(80, 750 rpm)と穿孔試験(20, 40 rpm)を行なつて、振り加工性と穿孔性の関係について検討した。この結果、穿孔試験で得た臨界変形量 δ (加工をうけ試験片の中心部が穿孔しはじめる時の圧下率)を、振り試験で求めた高温振り加工係数 R (2次引張応力と最大剪断応力の比)の関係で示すと Fig. 5 のようになり、両者の間には

$$R = R_0 + k \cdot \log \delta \dots\dots\dots (4)$$

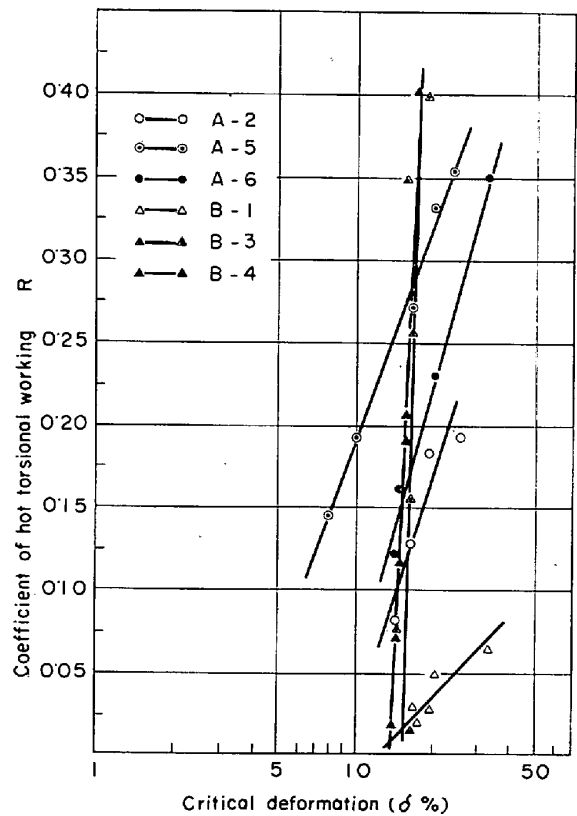


Fig. 5. Relation between coefficient of hot torsional working and critical deformation in piercing.

なる式が成立する。ここに R₀ および k は材料による定数で、供試材では k=0.1~10 の範囲にある。

振り加工性と穿孔性の関係について、C. L. CLARK と J. Russ⁵⁾らは熱間振り試験で得られたトルク (T) と破断までの振り回数 (N) から Twist-torque Ratio (N/T) を求め、この値で加工性の表示を試み、さらにこの方法が穿孔性の判定に有効であることを示唆した。筆者の高温振り加工係数による提案⁶⁾は、C. L. CLARK らが示した方法ときわめて類似しているが、前者が破断までの振り回数を用いているのに比べ、後者は振り加工限度を示す2次引張応力を対象とした点が最も異なる。なお高温振り加工係数と臨界変形量はともに温度と速度に依存するので、(4)式を一般化するためには、これらの条件を考慮しなければならない。しかし振り試験によつて穿孔性が予知できるのは振りと穿孔での材料の変形が力学的に類似し、両者の間に2次引張応力の挙動を介して(4)式で示される関係が存在するためと考える。

4. 結 言

従来、ほとんど無視されてきた振り変形で発生する2次応力を対象とし、その挙動と振り変形様式について検討した結果、つぎの結論を得た。

(1) 2次応力は剪断に伴なう現象で、再結晶温度を境とし低温側では圧縮、高温側では引張応力として作用する。

(2) 2次引張応力 (σ_t) が発生しはじめる剪断歪み (ε') と温度 (絶対温度 T_K) の間には

$$\epsilon' = \epsilon_0 \cdot (T_K)^{-R}$$

なる関係があつて、2次引張応力の発生は再結晶と関連する。

(3) 発生後の2次引張応力 (σ_t) の挙動は歪み (ϵ) 歪速度 ($\dot{\epsilon}$) および温度 (絶対温度 T_K) に依存し、これらの間には

$$\sigma_t = \log K \cdot (\epsilon^m \cdot \dot{\epsilon}^n \cdot T_K^A)$$

なる関係があつて、2次引張応力の最大値に対応する歪みは振り加工限度を示す。

(4) 振り変形様式を大別すると3つのグループに分類でき、各グループに属する剪断応力-歪み線図、2次引張応力-歪み線図および破断形状の間には類似性が存在する。

(5) 振り変形における高温振り加工係数 (R) と穿孔における臨界変形量 (δ) の間には

$$R = R_0 + k \cdot \log \delta$$

なる関係があつて、振り試験によつて穿孔性がよく示されるのは、振り、穿孔いずれの変形においても剪断応力とこれに伴う2次応力が関与するためと考える。

文 献

- 1) 両角: 日本鋼管技報, No. 12, May, 1958
- 2) 武田: 日本金属学会誌, 15 (1951) 3, p. 101
- 3) C. ROSSARD and P. BLAIN: Recherches sur la déformation des aciers à chaud (II); Publication IRSID Série A No. 174, Oct. 1958
- 4) 両角: 鉄と鋼, 47 (1961) 10, p. 1457
- 5) C. L. CLARK and J. RUSS: A.I.M.E. Technical Publication, No. 1839
- 6) 両角: 鉄と鋼, 46 (1960) 3, p. 323

(討-11) オーステナイト・ステンレス鋼の熱間加工性改善に関する熱間振り試験の応用

住友金属工業, 中央技術研究所
 理博○松岡甚五左衛門・間瀬 俊朗
 住友金属工業, 和歌山製鉄所
 山崎 俊二・中村 厚

The Application of Hot-Twist Test for the Improvement of Hot Workability in Austenitic Stainless Steel.

Dr. Jingozaemon MATSUOKA, Toshiro MASE,
 Shunji YAMAZAKI and Atsushi NAKAMURA.

1. 緒 言

オーステナイト系ステンレス鋼を熱間加工する場合、成分、鋼質あるいは加工条件が不相当であると加工中に

疵が発生し問題となることがある。したがつてあらかじめ実験室的な熱間加工性試験によつて最適製造条件を決める必要がある。森島¹⁾はオーステナイト系ステンレス鋼をマンネスマン製管する場合の製管性は熱間振り試験によつて予測しうることを示したが、本報では 18-8 ステンレス鋼を分塊圧延する場合の加工性と熱間振り試験結果との相関性について検討することとした。

2. 供試材および試験方法

供試材は 18-8 (TP304) ステンレス鋼でいずれも 25 t 塩基性電気炉で溶製した。実験にあつたチャージ数は 14チャージでこれらの材料の化学成分の成分範囲、平均値を Table 1 に示す。振り試験片の製作は各チャージのスラブより 110~124 ϕ \times 300 l の鋼片を採取しこれを 25 ϕ に鍛造し、この丸棒を機械加工し平行部 8 ϕ \times 30 l R=2, 肩部径 20 ϕ (圧延理論分科会標準試験片) の振り試験片とした。

試験条件は試験温度: 1000~1300°C. 加熱時間: 20 min (試験温度における保持時間). 加熱雰囲気: 空気

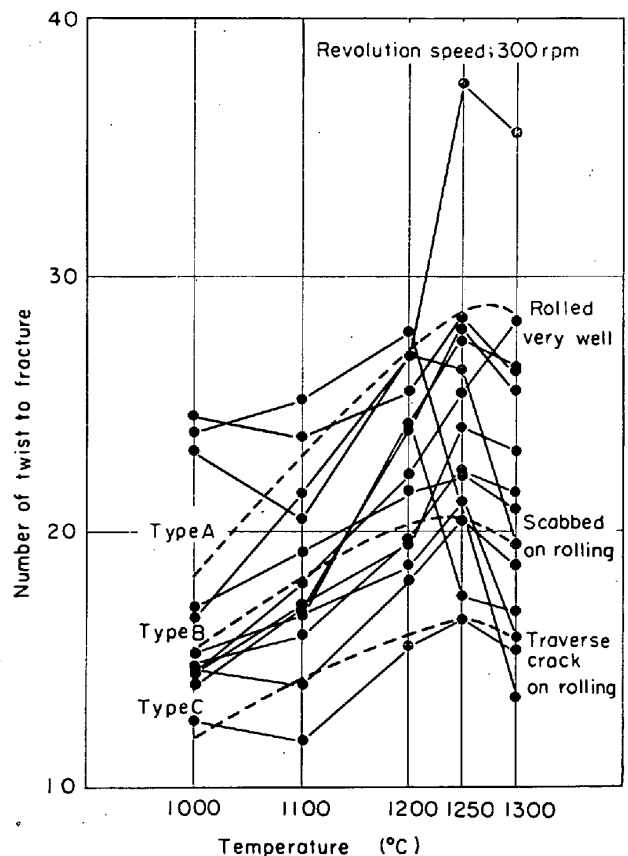


Fig. 1. Hot twist characteristics of 18-8 stainless steel.

Table 1. Chemical analyses of test materials. (%)

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	N ₂	O ₂	Ni-bal
Range	0.05 ~0.08	0.32 ~0.72	1.10 ~1.70	0.018 ~0.034	0.005 ~0.012	0.03 ~0.22	8.78 ~10.62	18.39 ~19.11	0.05 ~0.28	0.0208 ~0.0395	0.002 ~0.013	-2.72 ~+0.80
Average	0.06	0.59	1.29	0.029	0.008	0.15	9.30	18.72	0.18	0.0320	0.008	-1.68