

(昭和 40 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

鋼の破壊応力曲線の特 性

正員 寺 沢 一 雄* 正員 大 谷 碧*
 正員 寺 井 清** 正員 金 谷 文 善**

Some Characteristics of the Fracture Stress Curve in Steel

By Kazuo Terazawa, *Member* Midori Ōtani, *Member*
 Kiyoshi Terai, *Member* Fumiyoshi Kanatani, *Member*
 Summary

The characteristics of both fracture stress curves, cleavage and fibrous were investigated in regard to their dependences on temperature and stress-triaxiality.

Used for experiments are a killed mild steel and high tension steel. As the results of the experiments, the following important informations are clarified.

- (1) The cleavage fracture stress curve is hardly affected by changes in temperature and stress-triaxiality as shown in Fig. 4.
- (2) The fibrous fracture stress curve is remarkably sensitive to those changes as shown in Figs. 7 & 9.
- (3) The condition for fibrous fracturing is identically represented by one stress curve regardless to the degree of stress-triaxiality, in case where the octahedral shearing stress and strain (τ_{oct} and γ_{oct}) are used, as shown in Fig. 11.

1 緒 言

Ludwik¹⁾ によつて破壊応力曲線の概念が金属の破壊条件として提案されて以来、多くの人々によつてその曲線の形状を確認するための研究がなされてきた。そして現在では 2 種の破壊応力曲線、すなわち brittle (cleavage) fracture stress curve と ductile (shear または fibrous) fr. s. c. とが存在することが一般に信じられている。前者の brittle fr. s. c. については Hollomon²⁾ が最初にパーライト鋼について Davidenkov の実験技法³⁾を用いてその形を研究している。後者の ductile fr. s. c. については Kuntze⁴⁾, Orowan⁵⁾, McAdam⁶⁾ その他の人々が鋼と銅およびアルミニウムについて実験を行なつてその形状を求めている。しかしこれらの人々の求めた ductile 型破壊応力曲線の形は互に矛盾しており、いずれが正しいものであるかを判断することはできない。

筆者らはそれらの人々の求めた ductile fr. s. c. が相互に矛盾を生じた理由について考察し、さらに各種の構造用鋼ならびに溶着鋼について慎重に実験を行なつた結果、信頼性のある両破壊応力曲線を求めてききに報告した⁷⁾⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾。

今回はさらに軟鋼と高張力鋼について、両破壊応力曲線の温度ならびに多軸応力度依存性についての実験と考察を行なつたので、その結果を報告する。

2 実 験 要 領⁷⁾⁸⁾⁹⁾

供試鋼は圧延のままのキルド軟鋼と、焼入焼もどし処理した 80 キロ高張力鋼 (K-O 鋼) の 2 種とした。板厚はいずれも 25 mm である。これらの化学成分と機械的性質は、Table 1 に示すとおりである。

供試鋼のロール方向から Fig. 1 に示すような丸棒試験片を削り出し、室温において自然歪で約 80% までの種々の量の塑性予歪を与える。つぎにそれらの予歪処理試験片から、Fig. 2 に示すような円周切欠試験片を再加工する。Fig. 2 の円周切欠の形状は、標準切欠の場合には切欠底部半径 $\rho=1.00$ mm, 切欠角度 $\theta=0^\circ$ であるが、fibrous fr. s. c. の多軸応力度依存性試験の場合には、さらに鋭い切欠すなわち $\rho=0.50$ mm および 0.25 mm の

原稿受付 昭和 39 年 12 月 20 日

* 大阪大学工学部

** 川崎重工業 (株) 溶接研究室

Table 1 Steels tested.

(a) Chemical analysis											
Steel	%	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V	Mo
Killed M. S.		0.14	0.17	0.63	0.014	0.029	—	—	—	—	—
K-O (Q & T)		0.19	0.29	0.90	0.009	0.006	0.25	0.91	0.49	0.06	0.49

(b) Mechanical properties							
Steel	Item	Tensile test (G.L. = 50 mm)				V-Charpy test	
		Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	Elong. (%)	Reduction of area (%)	Tr ₁₅ (°C)	Tr ₅ (°C)
Killed M. S.		23.1	42.0	39.7	64.0	-2	+24
K-O (Q & T)		74.0	82.1	25.8	70.2	-155	-95

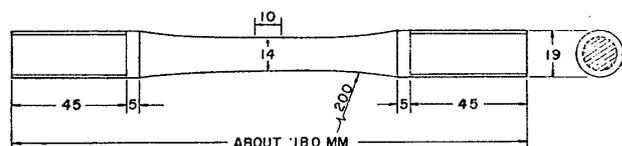


Fig. 1 Specimen for prestraining.

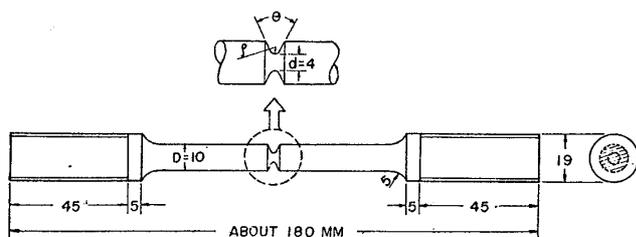


Fig. 2 Notched bar tension specimen.

きた。同様に軸方向の真歪の値 (ϵ_{z0}) も、計測された平均歪の値 (ϵ_{za}) から求められる。標準形状の切欠に対すると同じ要領で、 ρ が 0.50 mm と 0.25 mm のときについて、切欠断面の塑性応力と歪を計算したものが付録 (1) の Fig. 1A である。これらの図から破断点の塑性応力と歪を、 ϵ_{za} の関数として知ることができる。

円周切欠試験片の引張試験の結果から破断点の塑性応力と歪の値を以上のようにして求め、つぎにこれを縦軸が軸方向応力、横軸が軸方向歪の図上にプロットする。そしてこれらのプロットされた点の軌跡として破壊応力曲線の形が決定される。その場合、fibrous crack の発生を保証できる比較的高温で引張試験を行なって求めたのが fibrous fr. s. c. であり、cleavage crack 発生を保証できる比較的低温で試験をして求めたのが cleavage fr. s. c. である。

3 実験結果

キルド軟鋼の cleavage fr. s. c. の多軸応力度ならびに温度依存性についての 3 つの試験結果をそれぞれ Fig. 3 に、またそれらの相互関係を比較のためひとまとめにして Fig. 4 に示す。なおこれらの図においては、前述のごとく歪量はすべて自然歪で表わしてある。

まず Fig. 3 の左上の図と左下の図は標準円周切欠試験片 (Fig. 2 において $\rho = 1.00$ mm, $\theta = 0^\circ$) を、それぞれ -196°C および -96°C で引張試験して求めたものである。

また Fig. 3 の右の図は丸棒引張試験片 (平行部の直径 6 mm) を、 -196°C で引張試験して求めたものである。この図中で Δ 印で示された点は、室温予歪により necking を生じた丸棒試験片に対して、necking の形状を保ちながら直径を加工可能な最小径 2 mm にまで機械加工し、それから -196°C で破断試験を行なった結果である。このような機械加工を行なうことにより、necking 部の多軸応力度をほとんどゼロにしながらかつて旧最大 necking 部を破断させて、necking による応力補正を省略することができると考えられる。なお上述の加工を行わずに、necking 部の応力分布を Bridgeman²⁾ の方法で計算し破断時の σ_{z0} を求めて用いてもほぼ同じ結果となつた。

切欠を採用した。またその場合の θ は、あとの引張試験に際して塑性歪量の計測 (ノギスにより切欠部断面の直径を計測する) に便利のように 45° とした。

これらいずれの切欠形状についても、引張試験の際に fibrous 型の center crack の生じることがすでに確認され報告されている¹¹⁾。また後述のごとく塑性応力分布の計算によれば、これら切欠部断面の軸方向応力はその断面中心で最大であることからして、適当な低温においては cleavage 型の center crack を生じるであろうことが予測される。

円周切欠試験片の引張試験は $-196^\circ\text{C} \sim +80^\circ\text{C}$ の範囲の数温度で行なつた。試験片をアルコールか石油エーテルまたは温湯槽の中で、冷却または加熱しながら引張試験をした。また荷重の変化と切欠断面の直径の変化を、破断直前まで計測した。直径の変化を塑性変形における体積一定の条件から軸方向の平均歪 (ϵ_{za}) に換算し、さらにそれを自然歪で表わした。

標準形状の切欠の断面における塑性応力と塑性歪の分布はすでに計算し報告されているが⁷⁾、それによれば断面中心における軸方向の真応力の値 (σ_{z0}) は、実測された平均軸応力の値 (σ_{za}) から軸方向の平均歪 (ϵ_{za}) の関数として求めることができ

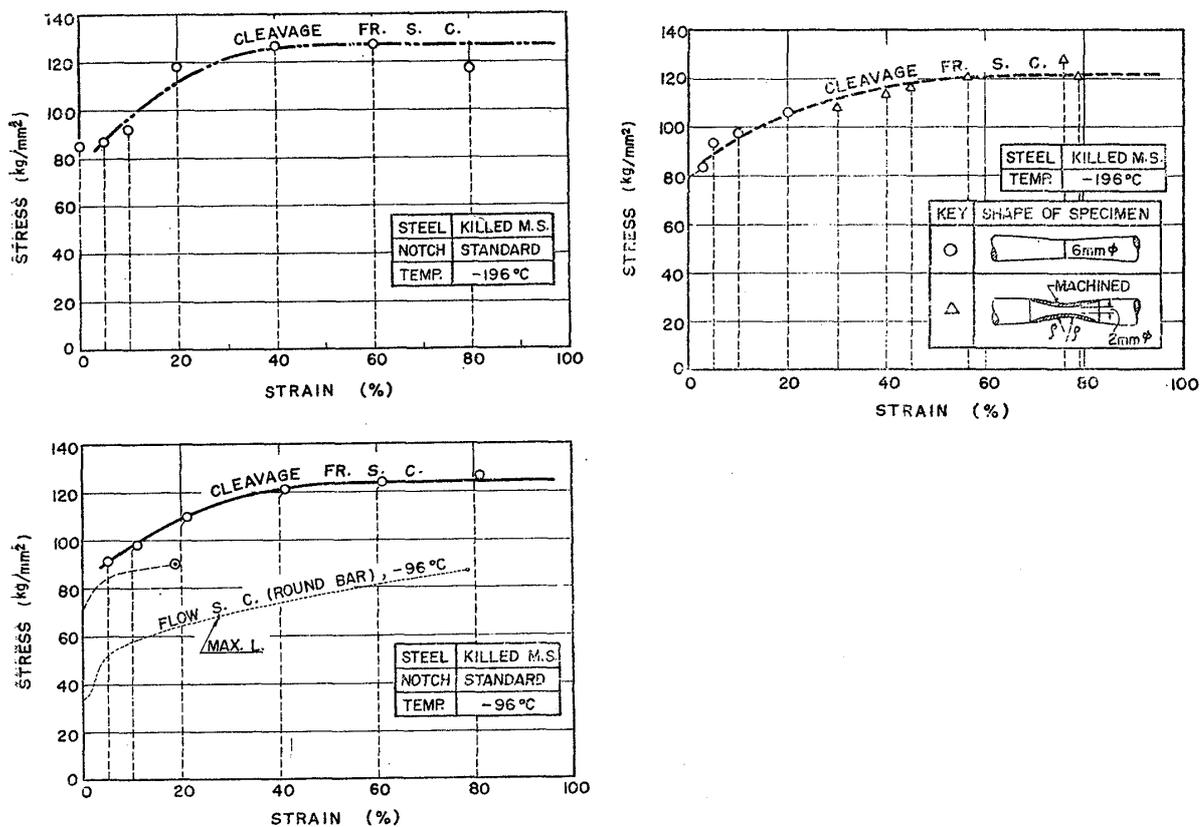


Fig. 3 Test results (1) (Killed M.S., cleavage fr.)

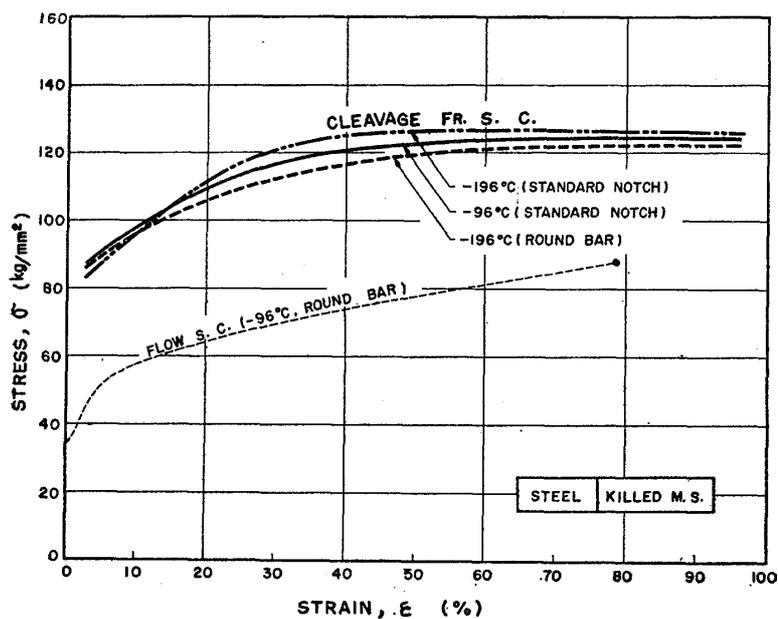


Fig. 4 Cleavage fracture stress curve (Killed M.S.).

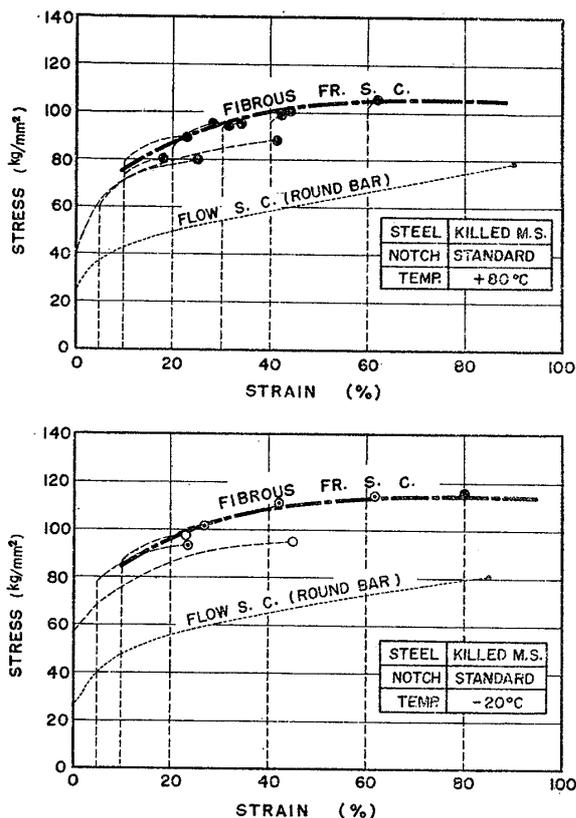


Fig. 5 Test results (2) (Killed M. S., standard notch fibrous fr.)

Fig. 4 によればそのようにして求めたものをも含めて、3本の fr. s. c. はかなりよく一致していることがわかる。つぎにキルド軟鋼ならびに K-O 鋼に対して、fibrous fr. s. c. の温度依存性についての試験結果を Figs. 5~7 に示す。Fig. 5 はキルド軟鋼の結果、Fig. 6 は K-O 鋼の結果、Fig. 7 はそれらの fr. s. c. を比較のためひとまとめにしたものである。これらの場合の試験片は、すべて標準円周切欠試験片である。

さらにキルド軟鋼の fibrous fr. s. c. の多軸応力度依存性についての試験結果を Figs. 8 と 9 に示す。Fig. 8 は左上から $\rho=1.00\text{ mm}$, $\rho=0.50\text{ mm}$, $\rho=0.25\text{ mm}$ (いずれも $\theta=45^\circ$) の円周切欠試験片による結果である。Fig. 9 は 3本の fr. s. c. を、比較のためひとまとめにしたものである。なお本報告の多軸応力度とは、切欠部断面の中心における円周方向 (もしくは半径方向) 応力と軸方向応力との比と定義している。Fig. 8 における多軸応力度は $\rho=1.00\text{ mm}$ の場合は 0.35, $\rho=0.50\text{ mm}$ の場合は約 0.47, $\rho=0.25\text{ mm}$ の場合は約 0.60 となる。

なお前述のごとくこのシリーズの試験片の円周切欠の角度 (θ) は実験の便宜上すべて 45° としたが、この試験の場合に θ の差による影響が実際上ほとんどないことは、同じキルド軟鋼の試験結果で、Fig. 5 の上の図 (標準切欠, $\theta=0^\circ$) と Fig. 8 の左上の図 ($\theta=45^\circ$) とを比較してほとんど差がないことから明らかである。

4 考 察

(1) Cleavage fr. s. c.

Fig. 4 のキルド軟鋼に対する試験結果によれば、本報告の温度ならびに多軸応力度の範囲では、cleavage fr. s. c. はその変化にほとんど影響されないことがわかる。

(2) Fibrous fr. s. c.

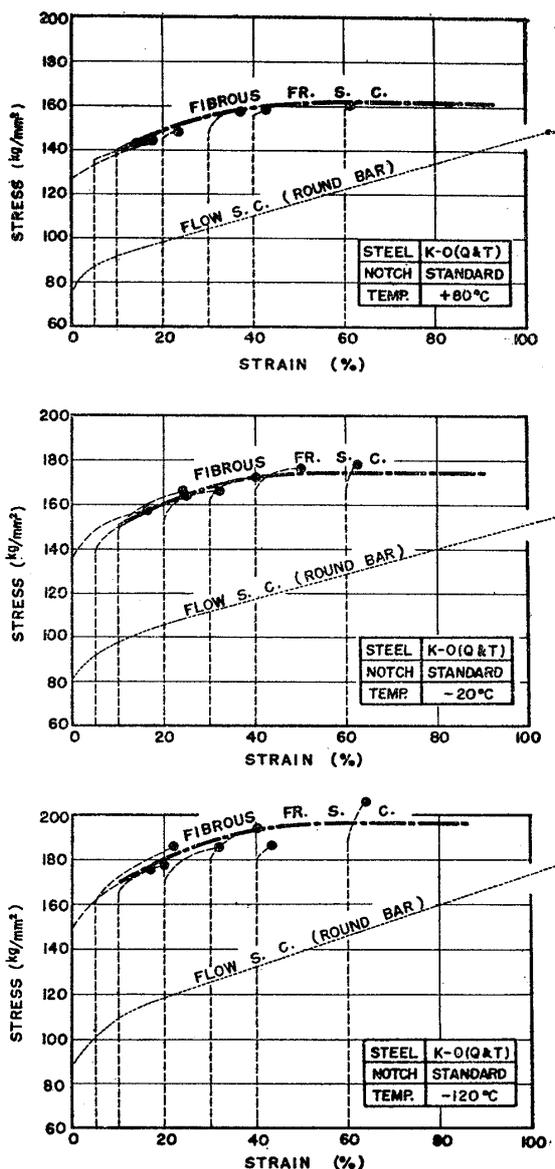


Fig. 6 Test results (3) [K-O (Q & T), standard notch fibrous fr.]

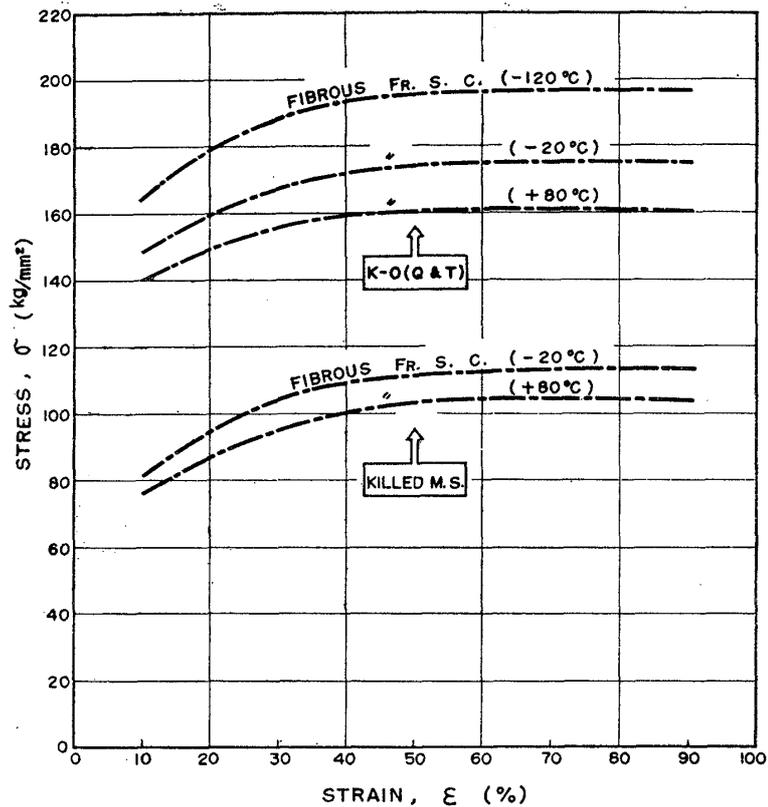


Fig. 7 Dependence on temperature of fibrous fracture stress curve [Killed M.S. and K-O(Q&T) 80 standard notch].

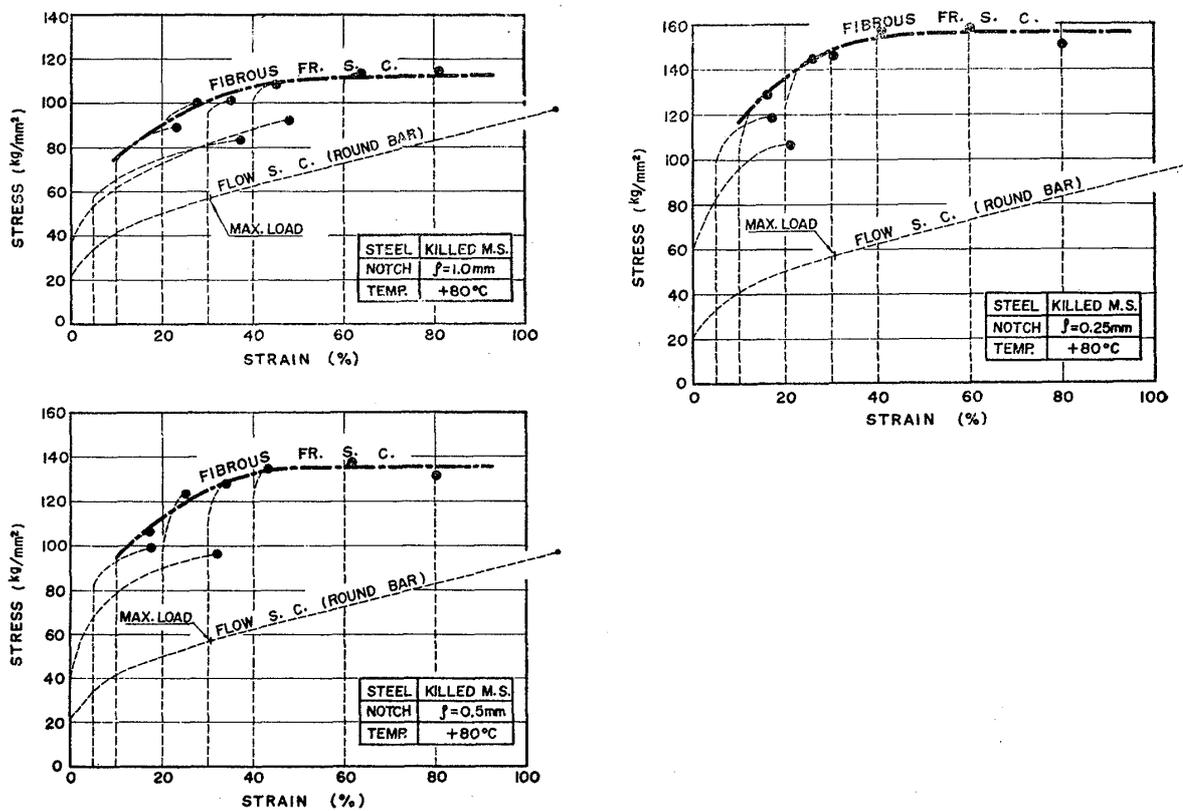


Fig. 8 Test results (4) (Killed M.S., $\theta=45^\circ$, fibrous fr. at $+80^\circ\text{C}$).

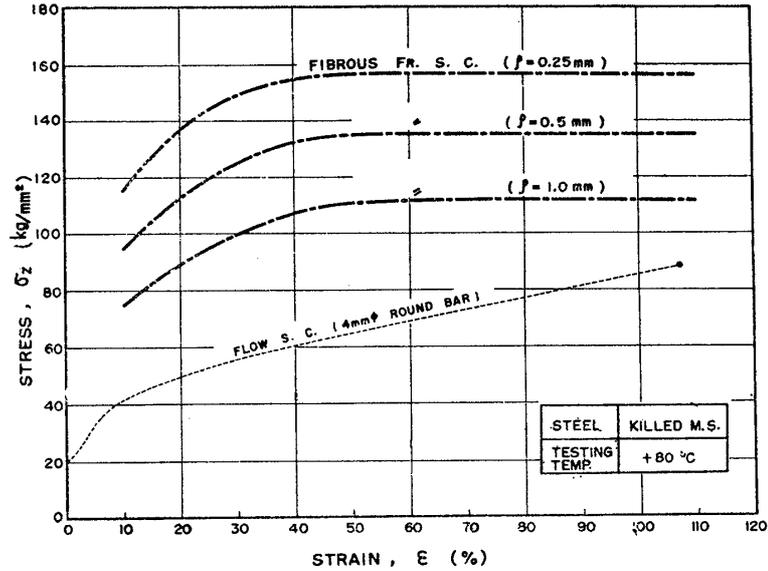


Fig. 9 Dependence on stress-triaxiality of fibrous fracture stress curve (Killed M.S., $\theta=45^\circ$, $+80^\circ\text{C}$).

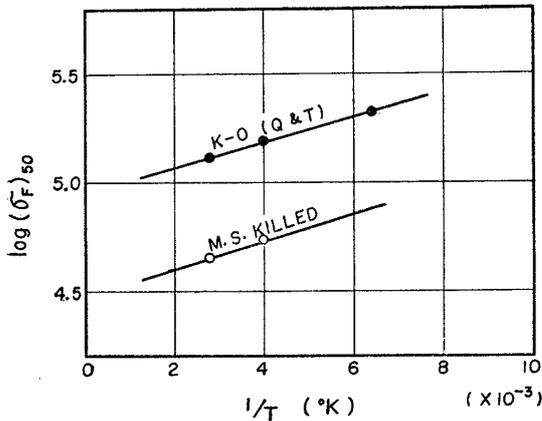


Fig. 10 Relation between $(\sigma_F)_{50}$ and $1/T$.

Fig. 7 の試験結果によれば fibrous fr. s. c. は、温度の低下とともにいちじるしくその高さが上昇することがわかる。またその高さと試験温度との間には、ある種の関係の存在が予想される。いま破壊応力曲線がほぼ水平な位置を示すようになりはじめる歪量としてかりに50%の位置を選び、そこでの曲線の高さ $(\sigma_F)_{50}$ をもつて破壊応力曲線の高さを代表させる。その対数 $\log(\sigma_F)_{50}$ を縦軸にとり、横軸に試験温度(絶対温度)の逆数 $(1/T)$ をとつて両者をプロットしてみると、Fig. 10のごとく明らかに直線関係の存在が認められる。この種の関係は、一般に鋼の降伏点と温度との間に存在する関係と同じである。

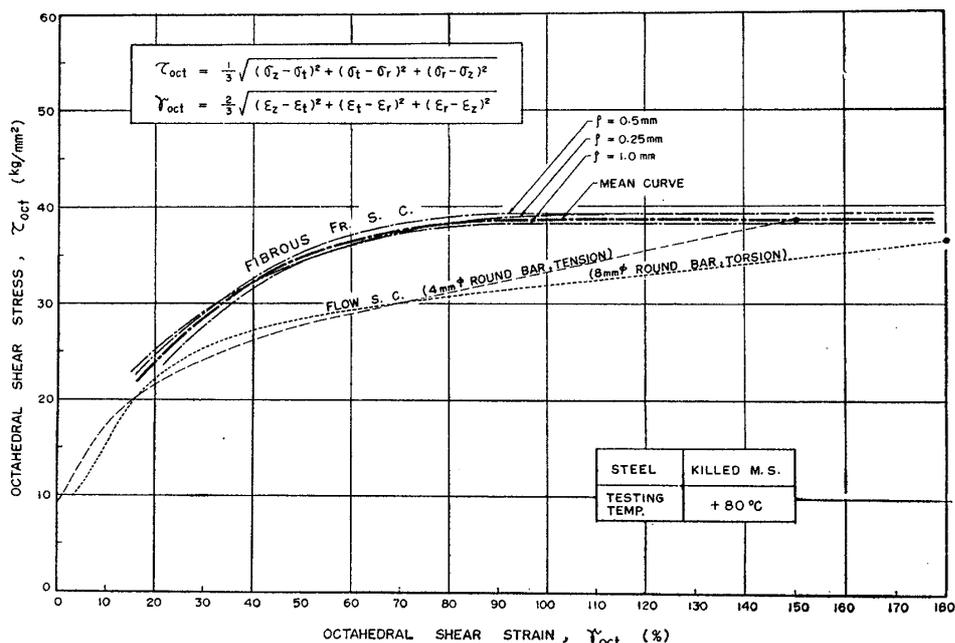


Fig. 11 Condition for fibrous fracture under varying stress-triaxiality (Killed M.S., $+80^\circ\text{C}$).

また Fig. 9 の試験結果の解析にあつて、通常の軸方向応力と歪のかわりに八面体剪断応力 (τ_{oct}) と八面体剪断歪 (γ_{oct}) をそれぞれ縦軸と横軸にとつて 3 本の曲線を書きなおしてみると※, Fig. 11 に示すごとくこれらはほとんど重なり、それぞれの多軸応力度には無関係に 1 本の fibrous fr. s. c. で代表されることがわかる。

また Fig. 11 中には、同じキルド軟鋼の 4 mmφ 丸棒試験片の引張試験における flow stress curve を $\tau_{oct} \sim \gamma_{oct}$ 表示してあるが※, その終端の破断点の位置は fibrous fr. s. c. 上に一致していることが認められる。

さらにまた Fig. 11 中には、このキルド軟鋼の 8 mmφ 丸棒試験片のねじり試験における flow stress curve を $\tau_{oct} \sim \gamma_{oct}$ で表示しているが、この場合にもその終端の破断点の位置は fibrous fr. s. c. とほぼ同じ高さに位置していた (ねじり試験結果の詳細については付録 (2) 参照のこと)。

以上のことから鋼が ductile 型破断をおこすための応力条件は、fibrous 型のみならず shear 型破断の場合を含めて、八面体剪断応力と歪で表示することにより、多軸応力度のいかにかわらず 1 本の破壊応力曲線でもつて表わされるということが出来る。

5 結 論

キルド軟鋼と 80 キロ高張力鋼を用いて cleavage, fibrous 両破壊応力曲線の温度ならびに多軸応力度依存性を実験的に検討した結果、つぎのごとき重要な知見を得た。これらの結果は脆性破壊発生の際の応力条件を検討するにあつて重要な基礎資料となるであろう。

(1) Cleavage fr. s. c. は本報告の実験範囲では、温度ならびに多軸応力度の変化の影響をほとんど受けない (Fig. 4 参照)。

(2) Fibrous fr. s. c. は、温度ならびに多軸応力度の変化に対していちじるしく敏感である (Figs. 7 & 9 参照)。

(3) Fibrous fracture のための応力条件は、八面体剪断応力と歪を用いることにより、多軸応力度には無関係に 1 本の破壊応力曲線により表わすことができる。またこの曲線は、shear fracture の条件をも表わすようである (Fig. 11 参照)。

謝 辞

本研究を行なうにあつて東京大学木原教授より多くの有益な助言を賜つた。また本論文の内容は、造船協会電気溶接部会第 6 分科会の委員各位に討議の労を煩らわした。これらのご協力に対してここに深く感謝する次第である。

付録 (1) 円周切欠試験片の塑性応力・歪分布

Fibrous fr. s. c. の多軸応力度依存性を調査するため、本文中の Fig. 1 において $\rho = 1.00 \text{ mm}$, 0.50 mm , 0.25 mm (いずれも $\theta = 45^\circ$) の 3 種の円周切欠試験片を採用し、それらの破壊応力曲線を求めたが、それらの試験片の切欠断面における塑性応力と塑性歪の分布を計算し、Fig. 1A に示すごとく結果を得た。計算は Davidenkov—植村流の解法により、さきに標準円周切欠試験片の場合について報告したのと同じ要領で行なつた。

※ この場合の τ_{oct} と γ_{oct} の計算は下記の方法によつた。付録 (1) に示すごとく諸記号を定めると、まず八面体剪断応力

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_z - \sigma_t)^2 + (\sigma_t - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2} \quad (1)$$

において試験片の切欠断面中心における条件 ($\epsilon_{r0} = \epsilon_{t0}$) を代入すると

$$\tau_{oct} = 0.471(1-k)\sigma_{z0} \quad (2)$$

ここに k : 多軸応力度

となる。

つぎに八面体剪断歪

$$\gamma_{oct} = \frac{2}{3} \sqrt{(\epsilon_z - \epsilon_t)^2 + (\epsilon_t - \epsilon_r)^2 + (\epsilon_r - \epsilon_z)^2} \quad (3)$$

において試験片断面の中心における条件 ($\epsilon_{r0} = \epsilon_{t0}$) を用い、さらに体積一定の条件 ($\epsilon_{z0} + \epsilon_{r0} + \epsilon_{t0} = 0$) を代入して

$$\gamma_{oct} = 1.41\epsilon_{z0} \quad (4)$$

以上の (2), (4) 式に、それぞれの円周切欠試験片の切欠断面における塑性応力計算の結果得られた $k, \sigma_{z0}, \epsilon_{z0}$ を代入して、 τ_{oct}, γ_{oct} を求めた。

なお necking を生じた丸棒引張試験の τ_{oct} は、Bridgeman の理論式から k と σ_{z0} を求め (2) 式に代入して計算した。またその場合の γ_{oct} は、 $\epsilon_{z0} = \epsilon_{za}$ と仮定し (4) 式に代入して求めた。

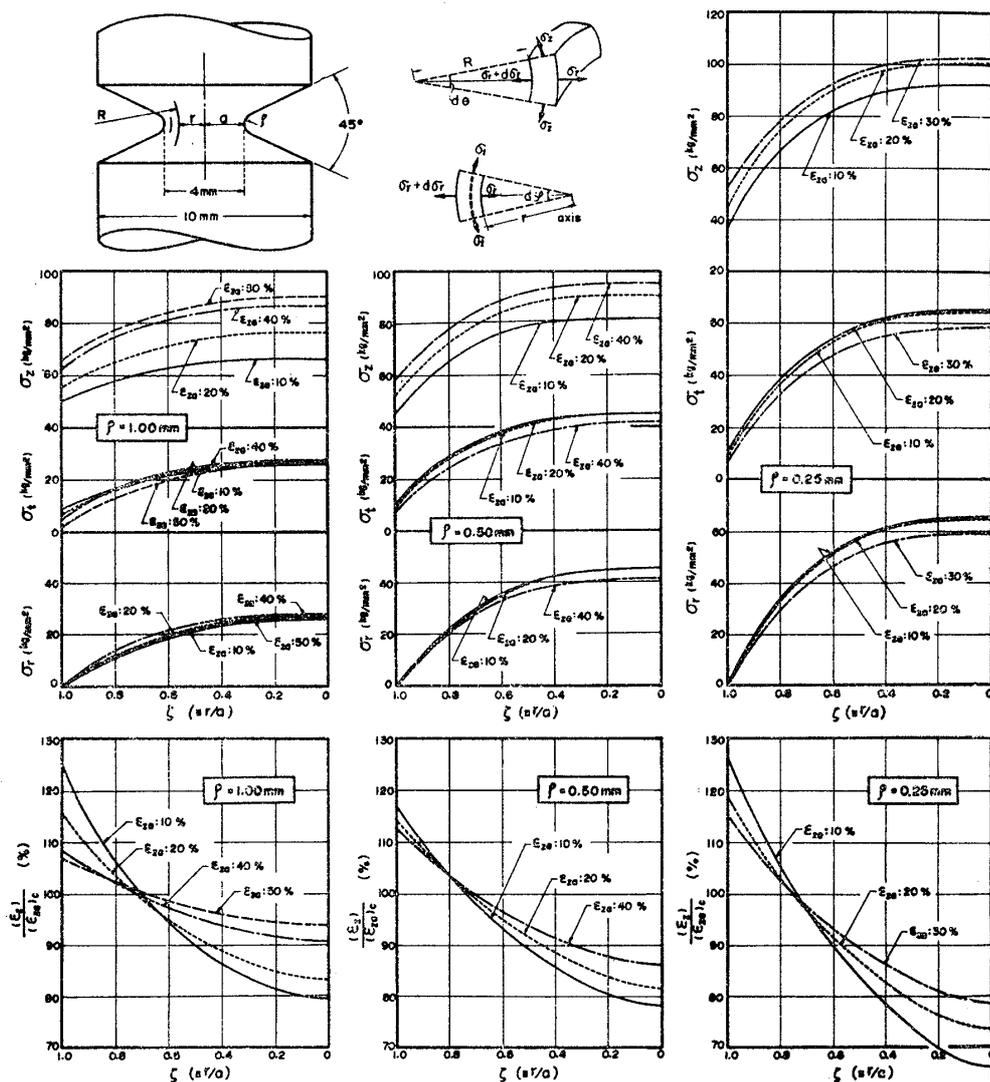


Fig. 1A Distribution of plastic stress and strain at the section of circumferential notched specimen.

付録 (2) 丸棒のねじり試験

円周切欠試験片の引張試験を常温側で行なつて ductile fractureを生ぜしめた場合、切欠形状の相違によりその破壊発生部が巨視的に荷重方向と直角ないわゆる fibrous 破面を示す場合と、巨視的にも荷重方向と 45° の傾斜をなす shear 破面を示す場合とがある¹¹⁾。その両者に対する fracture stress curve がそれぞれ別個に存在

するであろうか、または本質的には同一のものであるであろうか。このことを実験的に検討するために、下記の要領で中実丸棒のねじり試験を実施した。

供試鋼は Table 1 と同一のキルド軟鋼とし、その圧延方向から Fig. 2A に示すとき丸棒試験片を採取し、室温 (約 20°C) でねじり試験を行なつた。ねじり試験機としては、容量 2,000 cm-kg のものを使用した。Fig. 2A 中の曲線はその結果得られたねじりモーメント～ねじり角曲線である。

この Fig. 2A から、八面体剪断応力 (τ_{oct}) と

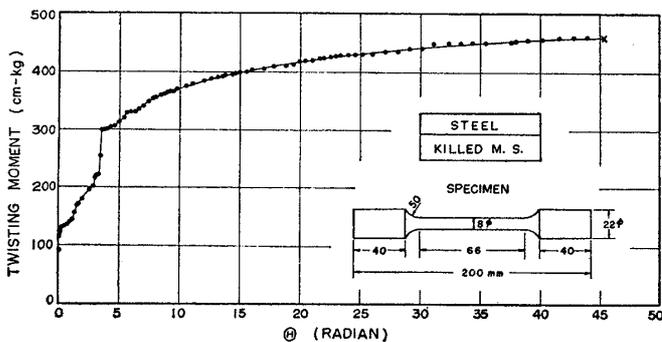


Fig. 2A Result of torsion test.

八面体自然剪断歪 (γ_{oct}) で表示した flow stress curve を下記の要領で求めた。まず中実丸棒のねじり試験においては、ねじりモーメントと剪断応力の関係は次式であらわされる。

$$M = 2\pi \int_0^{r_1} \tau r^2 dr \quad (1A)$$

ただし M : ねじりモーメント
 τ : 剪断応力
 r : 半径方向の距離
 r_1 : 外周の半径

よく知られているように (1A) 式から、断面周辺 ($r=r_1$) における塑性剪断応力 (τ_1) をあらわす次式が求められる。

$$\tau_1 = \frac{1}{2\pi r_1^3} \left(\theta \cdot \frac{dM}{d\theta} + 3M \right) \quad (2A)$$

ただし θ : 比ねじり角

また八面体剪断応力 (τ_{oct}) は、主剪断応力を $\tau_1 \cdot \tau_2 \cdot \tau_3$ とすればつぎのようになる。

$$\tau_{oct} = \frac{2}{3} \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2 + \tau_3^2} \quad (3A)$$

ただし $\tau_1 + \tau_2 + \tau_3 = 0$

(3A) 式において丸棒のねじり試験では $\tau_3 = 0$ であるから、これは

$$\tau_{oct} = \frac{2\sqrt{2}}{3} \tau_1 \quad (4A)$$

となる。

一方、丸棒のねじり試験における剪断歪 (γ) は

$$\gamma = \frac{r}{l} \cdot \Theta \quad (5A)$$

ただし l = 丸棒の平行部の長さ
 Θ = ねじり角 (θl)

である。

単純剪断の場合の主歪 (ϵ_1 と ϵ_2 , ただし半径方向の $\epsilon_3 = 0$ とする) を次式¹⁸⁾

$$\left. \begin{aligned} (1 + \epsilon_1)^2 &= 1 + \frac{r^2}{2} + r \left(1 + \frac{r^2}{4}\right)^{1/2} \\ (1 + \epsilon_2)^2 &= 1 + \frac{r^2}{2} - r \left(1 + \frac{r^2}{4}\right)^{1/2} \end{aligned} \right\} \quad (6A)$$

であらわし、これを自然主歪になおしてから本文中の (3) 式の形の八面体自然剪断歪を求めると、これは結局つぎのようになる²⁾。

$$\gamma_{oct} = \left(\frac{2}{3}\right)^{1/2} \log_e \left\{ 1 + \frac{1}{2} r^2 + r \left(1 + \frac{1}{4} r^2\right)^{1/2} \right\} \quad (7A)$$

この (7A) 式の γ_{oct} を用いて、ねじり試験における flow s. c. を $\tau_{oct} \sim \gamma_{oct}$ 表示したのが Fig. 3A である。そしてこの flow s. c. を本文中の Fig. 11 中に記入してみると点線のごとくなり、丸棒引張試験のそれとほぼ一致するとともに、丸棒ねじり破断点の τ_{oct} の高さは fibrous fr. s. c. とほとんど一致することが分る。したがって本実験の結果からは、破壊形式が fibrous 型であつても shear 型であつても、その破壊条件は Fig. 11 中の曲線により一義的にあらわされると予想される。

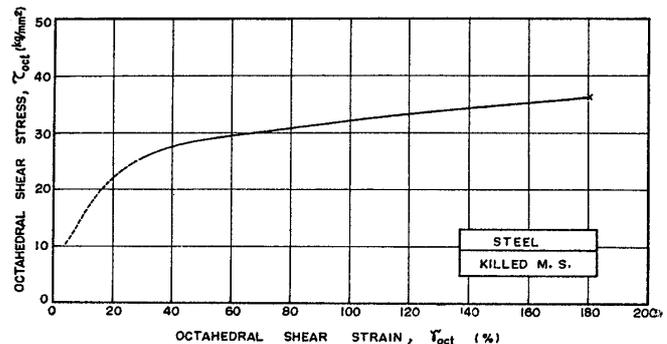


Fig. 3A Flow stress curve in torsion test.

参考文献

- 1) P. Ludwik : The Meaning of Flow and Rupture Resistance in Material Testing, VDI, 71 (1927), 1532.
 - 2) J. H. Hollomon and C. Zener : Conditions of Fracture in Steel, Trans. AIMME., Iron and Steel Div. (1944), 283.
 - 3) N. Davidenkov and P. Sakharov : On the Influence of Cold Working Upon the Brittleness of Steel, Tech. Phys. (U. S. S. R.), 5(1938), 743.
 - 4) W. Kuntze : Der Bruch Gekerbter Zugproben, Arch. Eisenhüttenw., 2 (1928), 109
 - 5) E. Orowan : Fracture and Strength of Solids, Reports on Progress in Physics, Physical Soc. (1949), 216.
 - 6) D. J. McAdam : The Technical Cohesive Strength of Metals, Jl. Applied Mech. (1941), A-155.
 - 7) 寺沢, 大谷, 吉田, 寺井 : 高温予歪が鋼の破壊応力曲線におよぼす影響, 造協論文集, 110号, 1961, 383.
 - 8) 寺沢, 大谷, 寺井, 金谷 : 溶接構造用鋼の切欠靱性の研究 (第2報), 造協論文集, 115号, 1964, 217.
 - 9) K. Terazawa, M. Ōtani, K. Terai and F. Kanatani : Fracture Stress Curve and Notch Toughness of Structural Steels, Doc. IX-411-64, Internl. Inst. Welding (1964).
 - 10) 寺沢, 大谷, 寺井, 金谷 : 溶接構造用鋼の切欠靱性の研究 (第3報), 造協論文集, 116号, 1964, 59.
 - 11) 寺沢, 大谷, 吉田, 寺井 : 円周切欠試験片の引張破壊現象, 関西造協誌, 98号, 1960, 17.
 - 12) R. Hill : The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford Press (1950), 273.
 - 13) 山内弘 : 塑性変形と加工, 1951, 日刊工業新聞社, 118.
-