

Fig. 2. Relation between the fatigue strength and the thickness of decarburized layers. (C 0.60%)

IV. 総括

以上の結果を要約するとつぎのとおりである。
すなわち

- (1) 形状係数 $\alpha_k = 1$ (平滑) の場合は, 脱炭層が表面にごくわずかに存在するだけで疲労強度は急激に低下し脱炭層厚さの増加とは無関係である。
 - (2) 形状係数 α_k が大きくなると, 脱炭層の影響はほとんど認められなく, むしろ切欠効果の方が大きく疲労強度に影響する。
- なおこの場合も脱炭層厚さの増加とは無関係である。

(77) 屈曲破壊におよぼす幾何学的因子の影響

屈曲試験について (II)
Influence of Geometric Factors on Bend Fracture

(On the plastic bending test— I)
K. Sato.

三菱製鋼, 長崎製鋼所 理 佐藤和紀

I. 緒言

屈曲試験における亀裂発生点が, 縦横比 κ/κ_c および最大塑性伸 ϵ_o によって決定されることは, すでに第 1 報でのべたところである。本報告は SF-50 ならびに SF-60 についてこの関係をたしかめたものである。また公称内側半径一定の場合に生ずる最外側部周辺方向伸

び ϵ_i のバラツキに対しても, 簡単な考察を加えた。この点に関してはさらに統計的に検討して, 後報でくわしく論ずることとしたい。

II. 供試材

実験に使用した材料の履歴は前回とほぼ同様である。その化学組成と代表的な機械的性質を Table 1~4 に示す。

Table 1. Chemical compositions (SF-50)

C	P	S	Mn	Si	Cu
0.24	0.017	0.008	0.63	0.19	0.26

Table 2. Mechanical properties (SF-50)

T. S. (kg/mm ²)	E. (%)	Y. P. (kg/mm ²)	R. A. (%)
55.7	32.5	34.2	60.0

Table 3. Chemical compositions (SF-60)

C	P	S	Mn	Si	Cu
0.37	0.016	0.007	0.60	0.21	0.24

Table 4. Mechanical properties (SF-60)

T. S. (kg/mm ²)	E. (%)	Y. P. (kg/mm ²)	R. A. (%)
63.3	28.3	36.7	53.5

III. 亀裂発生開始点

(a) κ/κ_c との関係

幾何学的相似則は前報において確認されているゆえ, 試料巾はすべて 25 mm とし, 厚みを変えて実験をおこなった。

実験式 $\epsilon_w/\epsilon_o = n \cdot \ln \kappa/\kappa_c \dots\dots\dots (1)$

の ϵ_o , n および κ_c は,

SF-50: $\begin{cases} \epsilon_o = 91.23 (\%) \\ n = 0.0921, \kappa_c = 0.0584 \end{cases} \dots\dots\dots (2)$

SF-60: $\begin{cases} \epsilon_o = 76.59 (\%) \\ n = 0.0906, \kappa_c = 0.0540 \end{cases} \dots\dots\dots (3)$

これらの量を用いて主歪間の関係を図示したのが, Fig. 1 および Fig. 2 である。図から知られるごとく, 材質の κ_c と ϵ_o とを調べれば, 任意の κ_c に対応する亀裂発生開始点が求められる。

(b) 内側半径との関係

前節の結果から亀裂発生開始点を求めることは可能であるにしても, これに対応する杵の半径を知らなければ

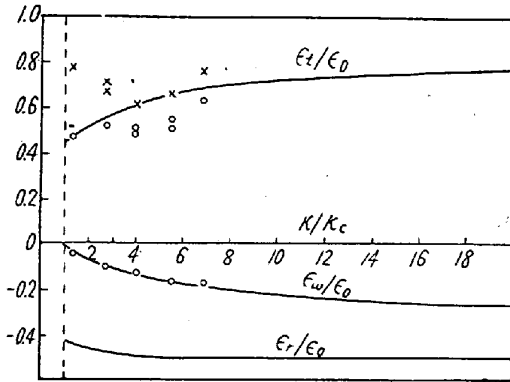


Fig. 1. Relation between κ/κ_c and ϵ_i/ϵ_o for SF-50

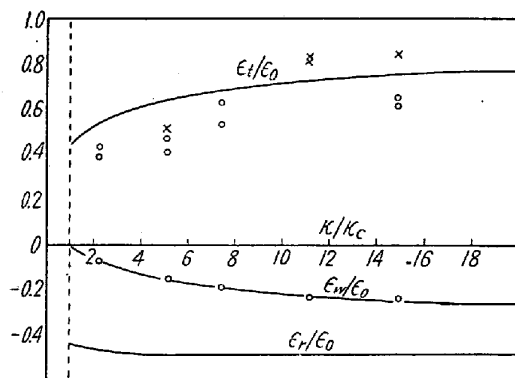


Fig. 2. Relation between κ/κ_c and ϵ_i/ϵ_o for SF-60

実際の屈曲試験をおこなうことができない。しかし、実測した内側半径と杵の半径（公称内側半径）とはかなりの差があり、かつ後者を一定にしても、 ϵ_i は相当のバラツキを示す。曲率半径が比較的大きい場合には、両者の間にいちじるしい差異はないが、亀裂発生開始点付近では大きな開きができる。

さらに、実際製品の屈曲試験は、同一規格内の材質であつても ϵ_o の相当ことなつた試料に対して、一定公称内側半径を用いて実施するゆえ、バラツキは一層増加するはずである。これに関しては後報で詳細に検討するが一例として、SF-55 に対するバラツキの状況を Fig. 3 に示す。

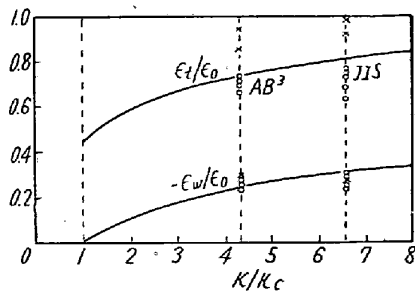


Fig. 3. Deviation of strain ratio to the constant inner radius.

IV. 考 察

(1) 本報告にのべた2種の材質に対するおおよび κ_c はほぼ同程度の値を示しているが、前報の SF-55 とはかなり隔っている。また、 ϵ_o についても SF-60 > SF-55 の関係にある。したがつて、これらの常数が ϵ_o の大小にのみ関係するのか、あるいは抗張力などの影響を受けるのかはさらに研究を進めなければ確言できない。しかしこの方法が屈曲破壊機構を解明し、良否を判定する有力な手段であることは確認されよう。

(2) Fig. 3 は、

$$\epsilon_o = 66.4 \sim 47.8 (\%)$$

の範囲について得たものであつて、前項から考えると、 ϵ_o の小さい値に対して SF-55 の曲線を適用するのは無理かも知れない。しかし、亀裂を生じた試料は、少くとも ϵ_i の限界をこえたために破壊したものであることが知られる。

(3) ある材料の抗張試験結果から、屈曲試験結果を推定する順序を考えてみよう。

まず体積不変の条件から、

$$\epsilon_o = -\ln(1 - \varphi) \quad (\varphi \text{ は 絞 り}) \quad \dots\dots\dots (4)$$

試験片の κ に対応する ϵ_i/ϵ_o を α 、内側半径を R^0 公称内側半径を r^0 とすれば、

$$R^0 = h_o / 2\alpha \epsilon_o \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\therefore r^0 = h_o / 2\alpha \cdot \beta \cdot \epsilon_o \quad \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 $\beta = R^0 / r^0 \leq 1$ である。

したがつて、 β を統計的に決定しうれば、亀裂発生開始点に対応する r^0 の範囲がほぼ決められるから、健全な材質に対する屈曲状況を推定することが可能になる。一例として、Fig. 3 の各点について計算した ϵ_o と β との関係を図. 4 に示した。

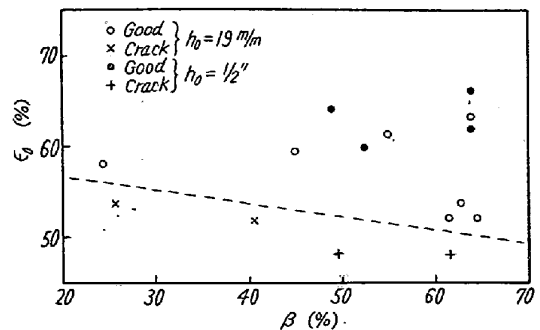


Fig. 4. Relation between β and ϵ_o

(4) 鋼材に介在物などが存在する場合については、下田博士等⁹⁾がすでに研究してられるが、かゝる欠陥が絞りに対して充分大きな影響を与えるとすれば、屈曲試験を俟たずに判定しうるし、曲屈試験を実施するに

でも本報告の方式で結果を予測することが可能ではないかと考えられる。

V. 結 言

材料の欠陥に基因しない亀裂発生開始点の状況は、断面の縦横比と最大塑性伸とによつて決定されることを知つたが、材質と n および k_c との関係を確立するため、さらに実験を進める必要がある。

これらの力学的量と公称内側半径との関連性を知れば抗張試験から屈曲試験の結果を推定しうると考えられるのみならず、亀裂が発生した試験片について、その原因を推定することも可能である。

文 献

- 1) 下田博士他：日本鉄鋼協会第 53 回講演大会講演大要 p. 345~348

(78) 炭素鋼の高温変形能について

Hot-Workability of Carbon Steels

T. Koinumaru, et alii.

鉄道技術研究所

工〇小犬丸胤男・市川俊夫・佐々木秀

I. 緒 言

炭素鋼の高温変形能を測定した際日本製の鋼とスウェーデン製の鋼とでは、その変形能にかなり大きな差のあることが見られたので、この相違が何に基因するものであるかを知るために種々の材質調査をおこなつた結果を報告する。

II. 試料および試験方法

試料とした日本製およびスウェーデン製の炭素鋼はいずれも 25mmφ の丸棒圧延材より 8mmφ に鍛伸した後焼鈍したものをを用いた。試料の化学成分を Table 1 に示した。なお試料の符号 J は日本製を、S はスウェーデン製を示す。

高温変形能の測定は高温捩回試験によつた。試験片は

Table 1. Chemical composition (%) of specimens tested.

Mark	C	Si	Mn	P	S	Cu
1S	0.10	tr	0.39	0.010	0.013	0.03
1J	0.10	0.02	0.28	0.005	0.028	0.39
3S	0.28	0.26	0.37	0.020	0.019	0.03
3J	0.31	0.30	0.49	0.019	0.013	0.40
7S	0.69	0.25	0.18	0.033	0.007	0.03
7J	0.71	0.29	0.31	0.017	0.013	0.32
9S	0.92	0.30	0.19	0.031	0.012	0.01
9J	0.89	0.30	0.32	0.033	0.026	0.19

平行部の径 6mm、長さ 60mm、全長 300mm に仕上げ、管状電気炉中で 800, 900, 1000°C に加熱 10 分間保持後、捩回速度 10r.p.m. で捩回し破断までの捩回数および最大トルクを測定した。

材質試験としては捩回試験に用いた試験片について、真空溶融法による O₂, N₂, H₂ の含有量測定、JIS による非金属介在物清浄度測定、オーステナイト結晶粒度測定などをおこなつた。

III. 試験結果および考察

(1) 捩回試験

a) 捩回数

各試験温度における破断にいたるまでの捩回数を Fig. 1 に示した。

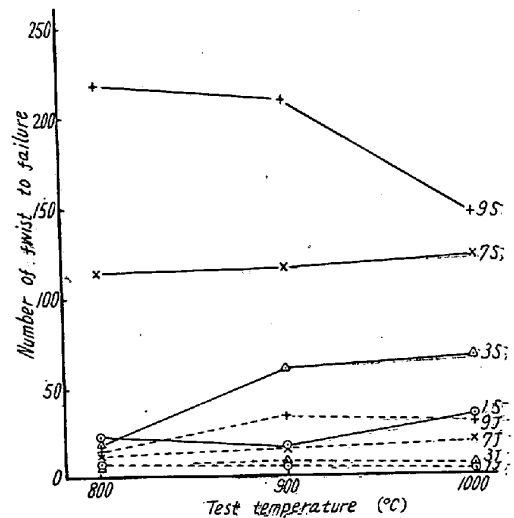


Fig. 1. Relation between test temperature and number of twist to failure.

まずあきらかなのは日本製の鋼がスウェーデン製の鋼材に比較していちじるしく捩回数が少ないことである。つぎに日本材、スウェーデン材いずれにおいても C% の多くなるほど捩回数は多くなる傾向が認められる。またスウェーデン材においては試験温度上昇にとまぬ捩回数が増大し、図には示さなかつたが 950°C で最大を示し 1000°C ではむしろ低下する。これはいわゆる高温脆化域に入ったことを示すものであろう。日本材においては 0.1%C および 0.3%C のものでは温度上昇にとまぬ捩回数の増加は見られずかえつて低下し 0.7%C および 0.9%C のものではやゝ増加しているが日本材はいずれも捩回数が少ないので脆化域ははつきりしない。

b) 変形抵抗

変形抵抗として測定トルクより近似的に求めた最大平均剪断応力を採つて見ると Fig. 2 のごとくなる。

変形抵抗はいずれの試料も高温になるほど少なくなる。