539. 43. 016. 2 : 539. 319 : 620. 178. 311. 8

切欠き材の塑性引張りによる残留応力と疲れ強さ*

平 修 二**, 村 上 裕 則***

Residual Stresses Produced by Plastic Tension in Notched Plate Specimens and Fatigue Strength

by Shuji TAIRA and Yasunori MURAKAMI

Plate specimens of medium carbon steel (0.48 % C) with sharp V notches on both edges were stretched so that the nominal tensile stress at the minimum section would have the values of $0.8\sigma_s$ and σ_s respectively. As the result of this plastic tension, residual compressive stresses are introduced around the notch root. These residual stresses were measured by the X-ray diffraction method and their changes due to the cyclic stressing in reversed bending were examined. In the fatigue tests, specimens with residual stresses were found to have higher fatigue limits and also prolonged fatigue lives over those without residual stresses, and these improvements were larger in proportion to the values of residual stresses. The growth of fatigue cracks was also investigated and it was clarified that residual compressive stresses had the effect of suppressing the propagation of fatigue cracks. Applying the theory of threshold stress to spread the fatigue crack presented by T. Isibasi, and basing on the change in residual stresses and on the crack growth curves, the contribution of residual stresses to the fatigue strength was calculated.

1. 緒 言

機械部品には穴、切欠き、フイレットなど応力集中部分を有するものが多く、かかる部材の疲れ強さは普通切欠き係数 β_k をもって表わされる。切欠き係数 β_k は一般に形状係数 α_k より小さく、両者の関係は切欠き感度係数で論じられている。切欠き材の疲れ強さに関しては石橋氏により詳細に研究され、多数の論文が発表されている。切欠き材の疲れ破壊に関しては切欠き底に発生する疲れき裂の進展が問題となる。このき裂の伝ばについても多くの研究があり、理論式のみならず実験式も数多く発表されている。石橋氏も述べているごとく切欠き底に圧縮残留応力が存在すれば、部材の耐えうる最大繰返し応力はかなり著しく上昇する。このことに関しては Rosenthal および Sines⁽¹⁾ が U 形切欠きを有するアルミニウム合金の板材を用い、これに塑性引張りまたは塑性圧縮を加えて切欠き底に圧縮残留応力または引張残留応力を生ぜしめて、この状態で疲れ試験を行なった結果、圧縮残留応力は疲れ強さを上昇させ反対に引張残留応力はこれを低下

させることを報告している。この種の実験も多くなされており、竹内、本間氏⁽²⁾は 90° -V 形切欠き底にショットピーニングを施して 73 % の疲れ限度の上昇率を得ており、中村氏⁽³⁾は高周波焼入れを施した切欠き材について、疲れ限度は約 4.7 倍に上昇したという結果を得ている。これらの場合の大きな上昇率はもちろん圧縮残留応力のみの寄与ではないが、これがかなり大きくきいているものと想像される。

著者らは残留応力の疲れ強さに及ぼす影響に関する研究の一つとして、今回は切欠き材を取り上げ、これに 2 種の塑性引張りを加えて切欠き底に圧縮残留応力を生ぜしめ、これを用いて疲れ試験を行なった。残留応力の測定は X 線回折法を用い、まず繰返し数による残留応力の変化を求めた。次にき裂生長曲線を求め、この両者を基礎として、石橋氏の理論を引用して残留応力の疲れ強さに対する寄与の程度を計算した。

2. 使用材料および試験片

材料としては半硬鋼 S45C を用いた。その化学成分および機械的性質は第 1 表および第 2 表に示すごとくである。試験片の形状は第 1 図に示すごとく板状のものとし、両縁に 60° -V 形切欠きをフライス削りした。切欠きの深さは 1.5 mm とし、切欠き底半径は 50 倍

* 昭和 35 年 3 月 18 日 関西支部第 35 期定時総会講演会において講演、原稿受付 昭和 35 年 4 月 20 日。

** 正員、京都大学工学部。

*** 正員、立命館大学理工学部（京都市北区等持院北町 28）。

の万能投影器で測定の結果 $\rho=0.025$ mm であった。機械加工後はすべて 850°C , 2 h の真空焼なましを行なった。切欠き底に圧縮残留応力を生ぜしめる方法としては塑性引張りによることとし、切欠きの深さを除いた最小断面における公称引張応力がそれぞれ $0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ (σ_s は降伏点) となるよう 2 種の塑性加工を加えた。

3. 残留応力の測定

普通に行なわれる X 線背面反射法によった。すなわち垂直写真および 45° の傾斜写真を撮影し、次式⁽⁴⁾を用いて軸方向残留応力を計算した。

$$\tan(\pi-2\theta) = \frac{l}{R}, \quad d = \frac{\lambda}{2\sin\theta}$$

$$\sigma = \frac{E}{1+\nu} \frac{d_{45+\eta}-d_{\perp}}{d_{\perp}} \operatorname{cosec}^2(45^{\circ}+\eta)$$

上式で l : 回折円の半径 mm

R : 試験片とフィルムとの距離 mm

d : 格子面間隔 Å

λ : $1.78529 \text{ Å} (\text{CoK}\alpha_1)$

R の測定には標準物質として銀粉を用いた。 l の測定は理学電機製マイクロフォトメータを用い、フィルムを手送りして指針がピークを示す距離をとった。X 線の照射面積は直径 1 mm の円で、残留応力の測定箇所は第 2 図に示すごとく切欠き底および切欠き底から最小断面に沿って 2 mm 下の位置とし、1 個の試験片については片面で両側の切欠きについて測定しその平均値をとった。切欠き底付近には激しい応力こう配があるから、計算した残留応力は第 2 図に示す照射

第 1 表 材料の化学成分 (S45C)

C	Si	Mn	P	S
0.48	0.19	0.48	0.021	0.023

第 2 表 材料の機械的性質 (焼なまし)

σ_s kg/mm ²	σ_B kg/mm ²	σ_T kg/mm ²	ϕ %	ψ %
37.4	65.9	99.4	24.2	43.2

第 1 図 試験片

範囲内の平均値を与えるものである。なお、計算には $E=21\,000 \text{ kg/mm}^2$, $\nu=0.28$ の値を用いた。 $0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ の塑性引張りを与えた後の圧縮残留応力の値は切欠き底ではそれぞれ約 16 kg/mm^2 および 19 kg/mm^2 ; 切欠き底から 2 mm 下では約 13 kg/mm^2 および 15 kg/mm^2 であった。

4. 疲れ試験

切欠きを持たない平滑材および切欠き材で加工しないもの、 $0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ の塑性加工を加えたものの 4 種の試験片について、両振り曲げの疲れ試験を行なった。試験機は西原式板曲げ疲れ試験機で、繰返し速度は $2\,000 \text{ cpm}$ とした。得られた $S-N$ 曲線はまとめて第 3 図に示す。図中の応力振幅は切欠き材については、切欠きを除いた最小断面における公称応力で示してある。疲れ限度は上述の 4 種の順に 26, 9.5, 12 および 13 kg/mm^2 であった。図から明らかなように加工を加えない試験片に比べて、加工を加えたものは加工の程度に比例して疲れ限度が上昇し、また同一応力振幅における疲れ寿命もこれに相当して増加している。

5. 応力繰返しによる残留応力およびかたさの変化

$0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ の塑性加工材について、その疲れ限度 12 kg/mm^2 および 13 kg/mm^2 以下の 8 kg/mm^2 および以上の 15 kg/mm^2 の二応力段階を選ん

第 2 図 X線照射位置

第 3 図 各種試験片の $S-N$ 曲線

で、繰返し数による残留応力の変化を調べた。測定箇所は初期状態のときと同様切欠き底およびこれより 2 mm 下とした。切欠き底における残留応力の変化は第 4 図に示すごとくで、一般の加工材における変化と同様に著しい第 1 期減衰の後にややゆるやかな第 2 期減衰が続いている⁽⁵⁾。そして従来の結果と同様に減衰は応力振幅が高いほど大きく現われている。第 5 図は同じく切欠き底下 2 mm の点における残留応力の変化で、変化の傾向そのものは第 4 図と同様であるが、残留応力の減衰の程度は小さくなっている。すなわち応力こう配の最も激しい切欠き底においては残留応力の減衰は最も大きい、それより少し離れた応力こう配のややゆるやかになった点では減衰の程度は小さくなる。このことは Norton ら⁽⁶⁾が 0.19 % C 鋼の U 形切欠きを持つ板状試験片について実験した結果とほぼ一致している。彼らの実験結果によれば、切欠き底のごく近くの部分の残留応力は数サイクルの繰返し荷重で顕著に減少したが、切欠き底から少し離れた点ではもとの値のままであった。後者の切欠き底から少し離れた点で減衰が起らなかったことは、切欠き形状や試験機の相違によるものと思われる。

第 4, 5 図より残留応力は繰返し数 10^7 後においても従来の実験結果と同様に消滅せず、切欠き底におい

ては初期値の約 40 %, 切欠き底下 2 mm では約 60 % の値を保有している。

第 4 図の切欠き底における残留応力の減衰結果を前に行なったと同様に⁽⁵⁾、縦軸に残留応力比 σ_r/σ_0 (σ_r は減衰した残留応力の値で、 σ_0 は初期の値である。) をとり、横軸に繰返し数比 n/N を対数目盛で表わしてみると、第 6 図に示すごとく多少のばらつきはあるが、ほぼ直線関係が得られた。よって残留応力の第 2 期減衰の直線法則はこの場合にも適用されることがわかる。図によれば疲れ限度以下の応力振幅 8 kg/mm² では、0.8 σ_0 および 1.0 σ_0 。加工の両者は同一直線で表わされ減衰の程度がほぼ等しいことを表わしているが、疲れ限度以上の 15 kg/mm² では 1.0 σ_0 。加工のものが減衰は大きく現われている。

次に切欠き底におけるかたさの変化を残留応力と同様に測定した。測定には明石製微小かたさ計を用い荷重は 200 g とした。第 7 図にみるごとく初期状態すなわち 0.8 σ_0 および 1.0 σ_0 の塑性引張りによってかたさは、それぞれ約 13 % および 17 % 上昇し、この繰返し数による変化は漸次減少して残留応力の変化とほぼ同様な傾向を示している。このことは前に行なった塑性ねじりによるかたさの変化⁽⁵⁾と同一の傾向である。

6. 残留応力と切欠き係数

4 項の疲れ試験の結果から、加工を加えない試験片について切欠き係数を計算すると、 $\beta_k = 26/9.5 = 2.74$

第 4 図 切欠き底における残留応力の変化

第 5 図 切欠き底から 2 mm の点における残留応力の変化

第 6 図 残留応力減衰の直線関係

第 7 図 切欠き底におけるかたさの変化

となる。また Neuber の図表⁽⁷⁾を用いて形状係数を求めると $\alpha_k \approx 8.3$ となり、切欠きが鋭いために両者の値にはかなりの差がある。 $0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ の塑性加工材については残留応力の値はわかっており、切欠き係数はそれぞれ $\beta_k = 26/12 = 2.17$ および $\beta_k = 26/13 = 2.00$ となるから、縦軸に β_k をとり横軸に切欠き底における初期圧縮残留応力の値をとってプロットしてみると、ほぼ直線上にのるように思われる。このことを更に確かめるべく、 $0.5\sigma_s$ 塑性加工材を作って切欠き底における残留応力を測定して約 9 kg/mm^2 の値を得、さらに疲れ限度を試験して 11 kg/mm^2 となった。これより $\beta_k = 26/11 = 2.36$ となり図上にプロットすると、第 8 図にみるごとく 4 点がほぼ直線上にのることを確かめ得た。図から切欠き底初期圧縮残留応力 σ_0 による切欠き係数低下の式を作ると

$$\beta_k = 2.74 - 0.038 \sigma_0$$

となる。

7. き裂の生長

き裂の生長に関しては、数多くの実験がなされており、理論式⁽⁸⁾のみならず実験式も多く発表されている⁽⁹⁾。V 形切欠きを有する板材についてき裂の生長を調べた実験は Frost および Dugdale⁽¹⁰⁾ および瓜生氏⁽¹¹⁾ のものがある。前者は切欠き角 55° の V 形切欠きで、切欠き底半径を 4 種類に変えて片振り引張荷重および種々の平均荷重をもつ繰返し引張荷重の下で実験しており、後者は深い双曲線形切欠きを用い片振り引張荷重で試験している。

著者らは残留応力がき裂の生長をどのように押えるかに興味をもち、また残留応力の疲れ寿命に対する寄与の計算の基礎資料をうる目的で、第 1 図の試験片を用いて両振り曲げの繰返し応力の下におけるき裂の生長を調べた。応力段階としては残留応力を測定した 15 kg/mm^2 および $18, 22 \text{ kg/mm}^2$ の三つを選び、各応力段階で加工を加えない試験片、 $0.8\sigma_s$ および 1.0

σ_s 加工の試験片の 3 種について測定した。き裂の長さの測定は破壊繰返し数に応じて適当な間隔ごとに試験機から取りはずして、10 倍の読取り顕微鏡を用いて測った。測定値としては試験片の片面につき両側切欠き部のき裂長さの平均値をとった。第 9 図は加工を加えない試験片について、応力振幅によるき裂生長の変化を示すものである。き裂の生長はある繰返し数までは、ほぼ直線的に進行し、その後は曲線状となり破壊の直前で急上昇する傾向を示している。本実験は試験中最初に与えた曲げモーメントをそのまま保って行なったもので一定荷重方式のものであり、き裂の進展に伴って最小断面における曲げ応力は漸次増大していくが、Frost および Dugdale や瓜生氏の行なったように、き裂の進展に伴って荷重を漸次加減して行く一定応力方式の実験を行なえば、き裂生長曲線は直線状となる。第 10～12 図はそれぞれ応力段階 $15, 18$ および 22 kg/mm^2 における加工しないもの、 $0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ 加工の試験片についてのき裂生長の比較を示している。塑性加工材において塑性加工の程度に応

第 9 図 応力振幅によるき裂生長の変化
(加工しない試験片)

第 10 図 塑性加工によるき裂生長の変化

第 8 図 残留応力による切欠き係数の変化

じて、き裂の生長が押えられているようすがめいりょうに見られる。これには全部ではなくとも圧縮残留応力が大きな役割を果していることが想像される。

8. 残留応力の疲れ限度に対する寄与

石橋氏によれば切欠き材において分岐点⁽¹²⁾の形状係数を α_0 、切欠き底にき裂が発生しない最大の応力振幅を σ_{w1} 、切欠き底に停留き裂⁽¹³⁾が発生しても試験片が破壊しない最大の応力振幅、すなわち、き裂強さを σ_{w2} とすれば、 $\alpha > \alpha_0$ なる切欠き材では $\sigma_{w1} < \sigma_{w2}$ 、 $\alpha < \alpha_0$ なる切欠き材では $\sigma_{w1} > \sigma_{w2}$ であり、 $\alpha = \alpha_0$ の分岐点では $\sigma_{w1} = \sigma_{w2}$ である。そして分岐点では次の関係が成立する⁽¹⁴⁾。

$$\alpha_0 \cdot \sigma_{w1} = \alpha_0 \cdot \sigma_{w2} = \sigma_s \quad \dots\dots\dots (1)$$

上式を用いて本実験の場合の分岐点における形状係数を計算すると

$$\alpha_0 = \sigma_s / \sigma_{w2} = 37.4 / 9.5 = 3.94$$

となる。したがって、本実験に用いた試験片の形状係数は、これよりかなり大きく $\alpha > \alpha_0$ である。また同氏の理論によれば、切欠き材においてき裂が進展する

第 11 図 塑性加工によるき裂生長の変化

第 12 図 塑性加工によるき裂生長の変化

に必要なき裂先端の最小応力 σ'_s は次式で与えられる⁽¹⁴⁾。

$$\sigma'_s = \frac{2}{1 + \sigma_{w0} / \sigma_T} \sigma_s \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここに σ_{w0} : 平滑材の疲れ限度、 σ_T : 真破断応力である。(2) 式の関係は分岐点の形状係数 α_0 をもつ切欠き材に対して適用されるものであるが、 α_0 より大きい形状係数をもつ切欠き材についても近似的に適用してさしつかえない。よって本実験の切欠き試験片について、(2) 式を用いて σ'_s を計算すると

$$\sigma'_s = \frac{2}{1 + 26/99.4} \times 37.4 = 59.3 \text{ kg/mm}^2$$

となる。なお同氏によれば圧縮残留応力 σ_r が存在するときは、切欠き材の負担しうる最大応力 σ'_e は残留応力の存在しない場合の最大負担応力 σ_e に対して次の関係にある。

$$\frac{\sigma'_e}{\sigma_e} = \frac{c'}{c} \cdot \frac{\sigma_r}{\sigma'_s} + 1 \quad \dots\dots\dots (3)$$

上式の c' は最小断面係数 Z より少し大きい値と考えられ、 c は周囲に V みぞをもつ丸棒試験片では、やはり Z に近い値とされている。 c の値は本実験の板状試験片の場合にもほぼ Z に等しいと仮定してもさしつかえないであろう。したがって、丸棒試験片の場合と同じく $c'/c \approx 1$ となり、(3) 式は次のごとくなる。

$$\sigma'_e / \sigma_e = \sigma_r / \sigma'_s + 1 \quad \dots\dots\dots (4)$$

(4) 式により加える応力振幅を σ_a とすれば、圧縮残留応力 σ_r が存在するときは次式のより大きな応力振幅 σ'_e に耐えるものと考えられる。

$$\sigma'_e = (1 + \sigma_r / \sigma'_s) \cdot \sigma_a \quad \dots\dots\dots (5)$$

これより加工しない切欠き試験片の疲れ限度を σ_w 、塑性加工によって生じた残留応力 σ_r の寄与による疲れ限度を σ_{wr} とすると

$$\sigma_{wr} = (1 + \sigma_r / \sigma'_s) \cdot \sigma_w \quad \dots\dots\dots (6)$$

なる関係がなりたつ。(6) 式を用いて圧縮残留応力 σ_r による疲れ限度の上昇率を、前に行なった焼なまし鋼についての計算⁽¹⁵⁾と同様に行なってみる。疲れ試験の結果 10^7 まで耐えた疲れ限度の試験片について、切欠き底の停留き裂の長さを測定したところ、加工しない試験片では $\lambda \approx 0.2 \text{ mm}$ 、 $0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ 加工のものでは $\lambda \approx 0.3 \text{ mm}$ であった。よって停留き裂の影響を避けて、残留応力の値は切欠き底から 1 mm の点における値をとって計算することとする。

切欠き底および切欠き底下 2 mm の点における残留応力の値は第 4、5 図に与えられているから、これより $0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ 加工の試験片について、それ

その疲れ限度における残留応力の変化を内そうして求める。繰返し数の単位として 10^4 をとると、繰返し数 2, 10, 10^3 で区切られた各区分における残留応力の変化の式は一般に $\sigma_r = k + m \cdot n$ (k, m は定数, n は 10^4 単位の繰返し数) の形で表わされる。計算の繰返し数として n_n までとるものとすれば, (6) 式は次のようになる。

$$\sigma_{wr} = \frac{\sigma_w}{n_n} \int_0^{n_n} \left(1 + \frac{\sigma_r}{\sigma_s'}\right) dn$$

$$= \frac{\sigma_w}{n_n} \sum_{n_i}^{n_{i+1}} \left(1 + \frac{k_i + m_i \cdot n}{\sigma_s'}\right) dn \dots (7)$$

上式中 k_i, m_i は繰返し数 n_i と n_{i+1} の間における値を表わす。計算には n_n として 10^3 (実際の繰返し数 10^7) をとることとする。

(1) **0.8 σ_s 加工材** $\sigma_w = 12 \text{ kg/mm}^2$ における切欠き底下 1 mm の点の残留応力の変化を第 4, 5 図から内そうして求め、各区分 0~2, 2~10, 10~ 10^2 , $10^2 \sim 10^3$ ごとに残留応力の変化の式を作り, (7) 式を用いて計算を行なう

$$\int_0^{10^3} \left(1 + \frac{\sigma_r}{\sigma_s'}\right) dn = 1186.734$$

$$\text{ゆえに } \sigma_{wr} = \frac{1186.734}{1000} \times 9.5 = 11.27 \text{ kg/mm}^2$$

これより残留応力の寄与による疲れ限度の上昇率は $\frac{11.27 - 9.5}{9.5} \times 100 = 18.6\%$ となり、疲れ試験の結果

得られた上昇率は $\frac{12 - 9.5}{9.5} \times 100 = 26.3\%$ であるから、全上昇率を 100% とするとき残留応力の寄与による上昇率は約 71%, ひずみ時効その他による上昇率は約 29% となる。

(2) **1.0 σ_s 加工材** 上と同様に $\sigma_w = 13 \text{ kg/mm}^2$ における残留応力の変化から計算して

$$\int_0^{10^3} \left(1 + \frac{\sigma_r}{\sigma_s'}\right) dn = 1193.671$$

$$\text{ゆえに } \sigma_{wr} = \frac{1193.671}{1000} \times 9.5 = 11.34 \text{ kg/mm}^2$$

これより残留応力の寄与による上昇率は 19.4%, 疲れ試験の結果の上昇率は 36.8% であるから、全上昇率を 100% とするとき残留応力の寄与による上昇率は約 53%, ひずみ時効などによる上昇率は約 47% となる。

9. 残留応力の疲れ寿命に対する寄与

0.8 σ_s および 1.0 σ_s 加工材とも疲れ限度以上の応力振幅 15 kg/mm^2 における残留応力の変化が測定してあるから、この応力振幅における残留応力の疲れ寿

命に対する寄与について計算してみる。第 9 図の加工を加えない切欠き材についてのき裂生長曲線から、き裂の長さ λ は加える応力および繰返し数によって異なるから一般に $\lambda = f(\sigma, N)$ と表わされる。ある一定の応力振幅では $\lambda = f(N)$ となるから、任意の微小繰返し数 ΔN 間に進展する微小き裂の長さ $\Delta \lambda$ は

$$\Delta \lambda = \frac{df(N)}{dN} \cdot \Delta N \dots (8)$$

となる。前項の疲れ限度の計算に用いた (5) 式を逆にいえば、圧縮残留応力 σ_r が存在するとき、両振り曲げの応力振幅 σ_a は次式で与えられる等価応力振幅 σ_e に相当するものと考えられる。

$$\sigma_e = \frac{1}{1 + \sigma_r/\sigma_s'} \cdot \sigma_a = \frac{\sigma_s'}{\sigma_s' + \sigma_r} \cdot \sigma_a \dots (9)$$

上式によって応力振幅 15 kg/mm^2 を σ_e に換算するとこれより低い応力となるから、別に加工しない切欠き試験片について 11, 12 および 13 kg/mm^2 におけるき裂生長曲線を求めて第 13 図を得た。これより (9) 式で計算した任意の等価応力振幅 σ_e に対するき裂生長曲線を内そうして求めることができる。残留応力のみ寄与による破壊繰返し数 N_r は次のごとくして求められる。繰返し数を約 10^5 ごとくの小繰返し数に分割して、その間の平均残留応力を第 4, 5 図から求め、この σ_r による等価応力振幅 σ_e を (9) 式によって計算する。この σ_e に対するき裂生長曲線を第 13 図によって内そうして求めると、(8) 式を用いてこの小繰返し数間のき裂の長さが計算される。 λ としてはき裂が最小断面の半分まで進展する場合を 1 とするものとすれば、(8) 式による $\Delta \lambda$ の総和が 1 に達する総繰返し数を求めると、これが N_r を与えることとなる。すなわち

$$\sum_0^{N_r} \Delta \lambda = \sum_0^{N_r} \left[\frac{df(N)}{dN} \cdot \Delta N \right]_{\sigma=\sigma_e} = 1 \dots (10)$$

第 13 図 応力振幅によるき裂生長の変化 (加工しない試験片)

この場合にはき裂は漸次進展して行くから、残留応力の値は進展するき裂の先端における値を用いることとする。このために $0.8\sigma_s$ および $1.0\sigma_s$ 加工材について最小断面の中央における残留応力を測定したところほとんど0であったので、第4, 5図により切欠き底およびこれより2mm下の残留応力の値と中央における0の値とから最小断面における応力こう配を仮定し、き裂生長曲線から進展するき裂の先端における残留応力の値を求めた。

(1) $0.8\sigma_s$ 加工材 残留応力の変化から(9), (10)式および第13図を用いて繰返し数約 10^5 ごとにき裂の長さ Δl を計算して行くと、総繰返し数 1.69×10^5 で $\Sigma \Delta l = 1.01$ となる。残留応力の存在しない場合の破壊繰返し数は 1.2×10^5 であるから、残留応力の寄与による疲れ寿命の増加率は $\frac{1.69-1.2}{1.2} \times 100 = 40.8\%$ となる。この場合の破壊繰返し数はS-N曲線から 1.85×10^5 であるから、全増加率は $\frac{1.85-1.2}{1.2}$

$\times 100 = 54.2\%$ となる。よって全増加率を100%とするとき、残留応力のみの寄与による増加率は約75%となり、残り25%はひずみ時効⁽¹⁶⁾などによる増加率となる。

(2) $1.0\sigma_s$ 加工材 上と同様に計算を行なって総繰返し数 2.12×10^5 で $\Sigma \Delta l = 1.03$ となる。これより残留応力の寄与による増加率は76.7%となり、全増加率は116.7%であるから、これを100%とするとき残留応力のみの寄与の率は約66%, 残り約34%はひずみ時効などによる増加率となる。

10. 結果の考察

5項で述べた残留応力の応力繰返しによる変化において、切欠き底における残留応力の減衰が切欠き底下2mmにおける変化に比べて著しいことは、応力こう配の相違とき裂の影響とによるものと思われる。すなわち、切欠き底では激しい応力こう配が存在するために、繰返し応力による残留応力の平均化作用が起りやすいことと、疲れ限度以下の 8 kg/mm^2 の場合には切欠き底に停留き裂が発生し、疲れ限度以上の 15 kg/mm^2 ではき裂は進展して行き、いずれの場合にも切欠き底にはき裂が存在していることとなる。停留き裂の長さは塑性加工材で約0.3mmであり、 15 kg/mm^2 において残留応力を測定した繰返し数 10^5 におけるき裂の長さは第10図によれば、 $0.8\sigma_s$ 加工材で約1.25mm, $1.0\sigma_s$ 加工材で約1.05mmである。石橋氏によれば分岐点以上の形状係数をもつ切欠き材で

は、き裂の先端に小降伏域⁽¹⁷⁾が存在し、この長さは板材では $\epsilon_0 \approx 0.05 \text{ mm}$ の程度である。したがってき裂の長さにこれを加えても1.5mm以下となって、切欠き底下2mmではき裂や小降伏域の影響を受けていないこととなる。

次にき裂生長曲線については、本実験のように一定荷重の下では各文献ともだいたい同様な曲線が得られているが、曲げでは回転曲げが多く板材では引張荷重で行なったものが大部分で、両振り曲げで行なったものはないようである。各曲線を比較してみると、だいたい同様な傾向を示しているが、両振り曲げの本実験では破壊直前における曲線の急上昇がやや著しいようである。この傾向は一定荷重方式であるから、破壊の直前においてはき裂の進展が大となって、最小断面における公称応力が著しく高くなることに基くものと思われる。

残留応力の疲れ限度および疲れ寿命に対する寄与については、石橋氏の理論を用いて計算を行なったが、計算の結果の残留応力のみの寄与とひずみ時効その他による寄与の割合はほぼ妥当なものと思われる。Nortonら⁽⁶⁾は切欠き材の塑性引張りによって、切欠き底には認めるべき加工硬化を起さないものとして、疲れ寿命の増加をほとんど残留応力の寄与に帰しているが、第7図にみるごとく塑性引張りによって切欠き底のかたさはかなり上昇するから加工硬化の影響は無視できない。計算の結果 $1.0\sigma_s$ 加工材における残留応力の寄与が $0.8\sigma_s$ 加工材におけるものよりも低く得られたことは、前者における残留応力の値が後者における値に比べて相対的に低かったことと、加工硬化の好条件が $0.8\sigma_s$ 加工よりも $1.0\sigma_s$ 加工に存在することによるものと思われる。Nortonらの実験をみても $1.2\sigma_s$ 加工材では $1.0\sigma_s$ 加工材よりも、かえって疲れ寿命は減少しており、彼らは $1.2\sigma_s$ 加工材では過度の加工硬化による悪影響があるとしている。

11. 結 論

以上の実験結果をまとめて次の結論をうる。

(1) 鋭いV形切欠きをもつ板材に塑性引張りを加えて生ぜしめた圧縮残留応力の応力繰返しによる変化は、普通の加工材における残留応力の変化と同様に第1期および第2期の減衰を生じる。残留応力の変化は切欠き底および切欠き底下2mmの点で測定したが、後者における変化は前者におけるものよりもゆるやかであった。そして残留応力は繰返し数 10^7 の後においても切欠き底ではもとの値の約40%, 切欠き底下2mmでは約60%の値を保有する。

(2) 第 2 期減衰においては残留応力比と繰返し数比との間にはほぼ直線関係が成立し、残留応力減衰の直線法則はこの場合にもあてはまる。

(3) かたさの変化も残留応力の変化と同様な傾向を示して繰返し数とともに漸次減少する。この傾向も一般の加工材におけるものと同様である。

(4) 切欠き底における初期残留応力と切欠き係数との間には直線関係が成立し、これに基いて簡単な実験式を作った。

(5) 疲れ試験の結果塑性加工の程度に比例して疲れ強さは向上した。石橋氏のき裂先端における応力の理論を引用し、測定した残留応力の変化およびき裂生長曲線から残留応力の疲れ強さに対する寄与について計算した。その結果によれば 0.8σ 。加工材では残留応力の疲れ限度に対する寄与は全上昇率の約 71%，疲れ寿命に対する寄与は全増加率の約 75% でいずれも大半を占め、 1.0σ 。加工材ではこれより少しく低い値を得た。すなわち本実験の塑性加工材の場合には、圧縮残留応力の疲れ強さに対する寄与は他のひずみ時効などの寄与に比べて著しく大きいといえる。

終りに本実験に協力された立命館大学学生 太田勝也、尾頭久男の両君に厚く謝意を表する。

文 献

- (1) D. Rosenthal & G. Sines, *Proc. ASTM*, **51** (1951), 593. 他に G. Forrest, *J. Inst. Metals*, **72** (1946), 1; D.S. Dugdale, *Weld. J.*, **38** (1959), 45-s.

- (2) 竹内, 本間, 金属学会誌, **22** (昭 33-2), 55.
- (3) 中村, 水馬, 船木, 機械学会論文集, **18**, 75 (昭 27), 70.
- (4) 応力測定法 (昭 30), 699, 朝倉書房.
- (5) 平, 村上, 材料試験, **8**, 70 (昭 34-7), 607; 平, 村上, 材料試験, **9**, 78 (昭 35-3), 210.
- (6) J.T. Norton et al., *J. Amer. Weld. Soc.*, **25** (1946), 729-s.
- (7) H. Neuber, *Kerbspannungslehre* (1958), 179, Springer.
- (8) A.K. Head, *Phil. Mag.*, **44** (1953), 925; A.K. Head, *J. Appl. Mech.*, **23** (1956), 407; W. Weibull, *Colloquium on Fatigue, IUTAM* (1956), 289; T. Isibasi, *Proc. 8th Int. Congr. of Theor. Appl. Mech.*, (1952), 216.
- (9) H.F. Moore, *Iron Age*, **128** (1931), 674, 721; de Forrest, *J. Appl. Mech.*, **3** (1939), A-23; J.A. Bennett, *Proc. ASTM*, **46** (1946), 693; M.S. Hunter & W.G. Fricke, *Proc. ASTM*, **56** (1956), 1038; **57** (1957), 643; N.E. Frost & C.E. Phillips, *Proc. Roy. Soc. Lond.*, **242** (1957), 216; *Int. Conf. on Fatigue of Metals* (1956); N.E. Frost & D.S. Dugdale, *J. Mech. Phys. Solids*, **6**, 2 (1958), 92.
- (10) N.E. Frost & D.S. Dugdale, *J. Mech. Phys. Solids*, **5**, 3 (1957), 182.
- (11) T. Uryu, *Proc. 1st. Japan Congr. Testing Materials* (1958), 1; 瓜生, 第 3 回材料試験連合講演会前刷 (昭 34), 77.
- (12) 石橋, 金属の疲労と破壊の防止 (昭 31), 55, 134, 養賢堂; 石橋, 材料試験, **3**, 18 (昭 29-11), 510; 石橋, 機械学会論文集, **22**, 115 (昭 31-3), 144.
- (13) J.M. Lessels & H.F. Jacques, *J. Amer. Weld. Soc.*, **29** (1950), 74-s; A.J. Fenner et al., *Engineering*, **171** (1951), 637; L.F. Coffin, *Proc. ASTM*, **58** (1958), 570; 石橋, 材料試験, **7**, 58 (昭 33-7), 361; 河本, 木村, 機械学会論文集, **25**, 155 (昭 34), 552.
- (14) 石橋, 材料試験, **5**, 36 (昭 31-9), 540.
- (15) 平, 村上, 機械学会論文集, **26**, 164 (昭 35-4), 591.
- (16) J.C. Levy & G.M. Sinclair, *Proc. ASTM*, **55** (1955), 866.
- (17) T. Isibasi & T. Uryu, *Rep. Res. Inst. Appl. Mech., Kyushu Univ.*, **IV** (1956), 107.

イギリスの二つの新形電子計算機

イギリスの "Automation and Automatic Equipment News" が発行した最近の調査によれば、イギリスで製作された 368 の電子計算機が内外に販売され、さらに 117 の注文があるという。

最近の計算機は、技術的に、従来のものと次の二点において異なっている。

その一つは従来の真空管を用いず、トランジスタを用いていること、第二は重複機能、すなわち同時に二つ以上の働きをする能力をもつことである。

トランジスタは、真空管よりも長もちするし、熱の発生も約 1% に過ぎず、重複的機能によって運転速度も早くなっている。このトランジスタは IBM 社と

Leo 計算機会社の新形に利用されている。後者は、Leo III として知られ、重複機能を有するのみでなく、磁性コアの貯蔵も行なう。Leo III は、目下その原形を製造中で、製品は 200 000~400 000 ポンドで発売されよう。今後約 1 箇年後完成の見込みである。すでに 6 台の注文を受けている。

IBM 141 形は、7 箇月前に発表された小形電子計算機で、価格 50 000 ポンド以上で販売され、すでに 53 台が売られているが、荷渡しは来年初めとなろう。

[Economist, 196, 6 099 (1960), 308]

(日本科学技術情報センター提供)