環状半円切欠きを有する焼なまし アルミニウム棒の塑性変形*

中 島 稔** 渡 部 正 気**

Plastic Deformation in Annealed Aluminium Bar Containing Circumferential Semicircular Notch

by

Minoru NAKASHIMA and Seiki WATANABE

(Department of Mechanical Engineering, Matsue Technical College, Matsue)

The clarification of the plastic strain distributions in the notched portions of annealed aluminium bars containing the circumferential semicircular notch was made using the specimen bars which were cut into halves along the longitudinal axis and joined closely to each other before the test. The plastic strains were measured by the photograting method. And, using the experimental results, the stress distributions in the minimum cross section and the strength of the notched specimen under both the uniaxial tension and compression were analysed.

The results obtained are as follows :

(1) The plastic strains, radial, circumferential and axial, occur not uniformly in the minimum cross section, but are maximum at the notch root. The strain concentration factor becomes higher as the notch sharpens. The radial and circumferential strains in the minimum cross section are equal on the axis, and various at the other points. The tendency of the plastic strain distributions approximately agrees with that of the elastic strain distributions calculated by using Neuber's theory (Poisson's ratio is 0.5).

(2) The curvature $1/\rho$ of the principal strain lines at the minimum cross section is approximately represented in the following equations. If $a/\rho_a \leq 1$, $1/\rho = r/(a\rho_a)$. If $a/\rho_a > 1$, $1/\rho = 0$ for $0 \leq r \leq (a - n\rho_a)$ and $1/\rho = \{n\rho_a - (a - r)\}/(n\rho_a^2)$ for $(a - n\rho_a) \leq r \leq a$, where r is the distance from the axis, a the radius of the minimum cross section, ρ_a the radius of curvature at the notch root, and the factor n is dependent on the notch configuration.

(3) The radial stress is different from the circumferential stress at each point, except on the axis. In the region of the mean axial strain over 2~5%, the maxima of the hydrostatic tension and compression are on the axis in the dull notched specimens and shift in the direction of the notch root as the notch becomes sharper. In the compressive deformation and the tensile deformation with a mean axial strain below ten-odd percent, the results of the calculated notch strength approximately agree with experimental ones, in case that the change in notch configuration is taken into consideration. In the calculation value of $n=1$ was taken in the above equation.

(Received Oct. 20, 1971)

1 緒 論

一般に、破壊に至るまでに塑性変形を伴うような材料では、切欠き強化を示す場合すなわち切欠き材の強度は切欠き底最小断面と等しい断面を有する平滑材のそれに比べて高い場合が多い。このような切欠き強化の程度およびその原因を正確には握するためには、切欠き部の塑性変形状態を知ることが重要である。

いままで、この切欠き効果については、実験のおよ

び理論的に研究されてきたが、まだ充分明らかにされていない^{1)~8)}。これは、変形後の切欠き内部の組織観察による検討がなされてはいるものの、切欠き内部のひずみ分布の正確な測定が非常に困難であることにもよる。結局、種々の仮定のもとにひずみおよび強度解析などを行なわざるを得ない。著者らもこの方面の研究結果を既に報告している。^{9)~12)}最近、有限要素法による切欠き部の応力およびひずみの解析が行なわれつつある¹³⁾。

本研究においては、環状半円切欠きを有するアルミ

* 原稿受理 昭和46年10月20日

** 正 会 員 松江工業高等専門学校 松江市西生馬町

ニウム棒の切欠き内部の塑性変形状態を明らかにするために、この切欠き形状に等しくかつ真半分に縦割り加工した切欠き試験片を用い、圧縮変形後の切欠き内部のひずみ分布状態を Photograting ひずみ測定法によって測定した。そして、得られた実験結果をもとに引張りおよび圧縮変形における応力分布および強度の解析を試みた。ここでは、得られた結果について述べるとともに、実験結果の妥当性および切欠き効果などについて論ずるものである。

2 試 験 片

供試材は市販の焼なましアルミニウム棒（直径 50 mm, A1B3-O, 99.44%Al, 0.09%Si, 0.47%Fe）である。使用した試験片の形状およびおもな寸法を Fig. 1 および Table I に示すように、引張りおよび圧縮応力-ひずみ曲線測定用として平滑および環状半円切欠きを有する引張試験片〔Fig. 1 (a), (b)〕および圧縮試験片〔Fig. 1 (c), (d)〕を用い、切欠き内部のひずみ測定用として真半分に縦割り加工した環状半円切欠きを有する圧縮試験片〔Fig. 1 (e)〕を用いた。この場合、平滑試験片の直径および切欠き試験片の切欠き底最小断面の直径 ($2d$) はすべて 20 mm とし、切欠き半径 (R) を 5, 10, 13 mm の三種類とした。特に、真半分に縦割り加工した切欠き試験片の加工に当たっては注意を払い、素材を縦割り加工した後抱き合わせて目的の寸法に仕上げた。その加工精度は Table I に示すように充分満足できる。加工により生じた分割面の偏心

Fig. 1. Specimens.

量として試験片軸から分割面までの距離 ($d-d_A$) の値を Table I の最右欄に示す。ここで、 d_A は Fig. 1 (e) に示すように分割片 A の切欠き底から分割面までの距離である。

3 実 験 方 法

切欠き内部の塑性ひずみの測定として、縦割り加工した切欠き試験片の分割面のひずみ測定を Photograting ひずみ測定法を用いて実施した。この場合、Fig. 1 (e) に示す切欠き試験片の分割片 A の分割面に master screen を用いて写真焼付けして model screen を得

Table I. Dimensions of specimens.

Specimen			Dimension (mm)				
Type	Sign	Number	R	$2d$	$2D$	L	$d-d_A$
Smooth tension specimen	TS	2	—	20 ± 0.05	—	—	—
Notched tension specimen	TN 5R	1	5.00		30 ± 0.05	—	
	TN 10R	1	9.91		40 ± 0.05	—	
Smooth compression specimen	CS	2	—		—	30	
Notched compression specimen	CN 5R	2	5.00		30 ± 0.05	60	
	CN 10R	2	9.91		40 ± 0.05	80	
	CN 13R	1	12.99		46 ± 0.05	92	
Notched compression specimen cut along the longitudinal axis before test	PG-CN 5R	1	5.00	19.98	30 ± 0.05	60	0.01
	PG-CN 10R-1	1	9.91	19.96	40 ± 0.05	80	0
	PG-CN 10R-2	1	9.91	19.86			0.05
	PG-CN 13R	1	12.99	19.97	46 ± 0.05	92	-0.01

た. ここで, screen は 1 インチあたり 150 本の直交格子線を有するものであり, ひずみ測定を容易にするために model screen の格子線が試験片の軸方向に一致するよう配慮した. そしてこの分割片 A と分割片 B を Fig. 1 (e) に示すように抱き合わせて圧縮変形を与えた後, model screen を有する分割片の干渉しま模様を写真撮影し, その分割面の切欠き部全域にわたってひずみを測定した.

4 結果および考察

4・1 切欠き試験片の変形の様子

まず, 普通の平滑および切欠き試験片の引張りおよび圧縮試験の結果, 得られた平均負荷応力 $|(\sigma_z)_{mean}|$ ひずみ $|\ln(A_0/A)|$ 曲線を Fig. 2 に, 切欠き形状の変化を検討するときによく用いられる a/ρ_a と $\ln(A_0/A)$ の関係を Fig. 3 に示す. ここで, A_0 および $A(=\pi a^2)$ はそれぞれ切欠き底最小断面における変形前および変形時の面積であり, ρ_a は変形時の切欠き底の曲率半径である. Fig. 2 中の実線および点線はそれぞれ引張りおよび圧縮試験結果であり, 同一形状の試験片が 2 個の場合は平均曲線とした. Fig. 3 では実線を含めて●印および○印はそれぞれ引張りおよび圧縮試験結果である. なお, ひずみ速度は約 $2 \times 10^{-2}/\text{min}$ である. Fig. 2 から, 各切欠き試験片とも小さい変形領域では引張強度と圧縮強度はほぼ一致しているが, 大きい変形領域では圧縮強度の方が高くなっている. これは, Fig. 3 に示すように変形にともなって切欠き形状が引張変形では鈍く, 圧縮変形では鋭くなることに原因しているものと思われる.

縦割り加工した切欠き試験片については, 普通の切欠き試験片と同一のひずみ速度で, Table II に示す試験条件すなわち切欠き半径 $R=5\text{ mm}$ および 13 mm の試験片には圧縮荷重 $P=2\,200\text{ kg}$ まで, $R=10\text{ mm}$ の 2 個の試験片にはそれぞれ $P=2\,200\text{ kg}$ および $3\,000\text{ kg}$ まで圧縮変形を与えた. その結果として, 切欠き底最小断面における分割面に直角方向および平行方向の直径, 圧縮ひずみ $\ln(A_0/A)$, 平均圧縮応力 $(\sigma_z)_{mean}=(P/A)$, 切欠き底の曲率 $1/\rho_a$ の測定値を Table II に示す. また, 普通の切欠き試験片の

結果との比較を行なうため, これらの測定値を Fig. 2 および Fig. 3 中にプロットした. 縦割り加工した切欠き試験片の変形は縦割り加工の影響を多少うけていることが認められるが, 外見上では普通の切欠き試験片の変形とほぼ等しいと言える. このことから分割面もほぼ妥当な変形をしているものと思われる. この妥当性は後節に述べる考察結果からも充分信頼できる.

Fig. 2. Experimental relations between applied mean stress $|(\sigma_z)_{mean}|$ and strain $|\ln(A_0/A)|$.

Fig. 3. Relations between a/ρ_a and $\ln(A_0/A)$.

4・2 ひずみ分布

縦割り加工した切欠き試験片の変形後の分割面のひずみ測定結果について述べる. なお, 以後用いるひずみは特にことわらない限りすべて対数ひずみとする. また半径方向ひずみを ε_r , 円周方向ひずみを ε_θ , 軸方

Table II. Test conditions and deformed aspects of notched compression specimen cut along the longitudinal axis before test.

Specimen	Compressive load P (kg)	Minimum diameter perpendicular to the cut surface (mm)	Minimum diameter parallel to the cut surface (mm)	Compressive strain $ \ln(A_0/A) $	Applied mean stress $ (\sigma_z)_{mean} $ (kg/mm ²)	Curvature at the notch root $1/\rho_a$ (1/mm)
PG-CN 5R	2 200	20 30	20 25	0 0318	6 80	0 206
PG-CN 10R-1	2 200	20 40	20 34	0 0442	6 75	0 105
PG-CN 10R-2	3 000	20 88	20 64	0 0907	8 85	0 111
PG-CN 13R	2 200	20 37	20 36	0 0400	6 75	0 079

向ひずみを ε_z とする. Fig. 4 (a), (b)およびFig. 5 はそれぞれ $R=5, 13, 10$ mm の切欠き試験片の分割面における ε_z の分布である. また各試験片の切欠き底最小断面における $\varepsilon_r, \varepsilon_\theta, \varepsilon_z$ の値と ε_z の平均値 $(\varepsilon_z)_{mean}$ との比すなわち $\varepsilon_r/(\varepsilon_z)_{mean}, \varepsilon_\theta/(\varepsilon_z)_{mean}, \varepsilon_z/(\varepsilon_z)_{mean}$ の分布を Fig. 6 に示す. Fig. 6 中の点線は Neuber の深い双曲線切欠きの弾性解 (ポアソン比 $\nu=0.5$) で, この場合, $R=5, 10, 13$ mm の切欠き試験片のひずみ (ε_z) 集中率はそれぞれ 2.00, 1.50, 1.39 である. これらの図から, 切欠き内部においては, ひずみは各試験片とも一様に分布せず, 切欠き底に集中している. 切欠きの鋭い試験片ほどその集中度が高いことがわかる. 切欠き底最小断面においては, ひずみ $\varepsilon_r, \varepsilon_\theta, |\varepsilon_z|$ は切欠きの鋭さおよび変形の大きさに関係なく切欠き底で最大, 断面中心で最小となる. また断面中心では $\varepsilon_r=\varepsilon_\theta$ となるが, その他の部分では $\varepsilon_r \neq \varepsilon_\theta$ が成り立つ. Clausing は引張変形, 未沢らはクリープ変形において同様な関係を変形後の組織観察によって指摘している. ひずみ集中度およびひずみ分布の傾向は Neuber の弾性解にほぼ一致し, この傾向は変形の増加に関係なくほぼ変わらないと言える. Neuber の弾性解が深い双曲線切欠きの場合の近似解ではあるが, 著者らが既に報告した半円切欠きを有するアルミニウ

Fig. 4. Distributions of strain ε_z at the cut surfaces (PG-CN5R, PG-CN13R).

Fig. 5. Distributions of strain ε_z at the cut surfaces (PG-CN10R-1, -2).

Fig. 6. Distributions of strain ratios $\varepsilon_r/(\varepsilon_z)_{mean}, \varepsilon_\theta/(\varepsilon_z)_{mean}, \varepsilon_z/(\varepsilon_z)_{mean}$ in the minimum cross sections.

ム板の引張変形についての実験結果も Neuber の弾性解 ($\nu=0.5$) によく一致していること, ならびに後節に述べる変形強度についての考察結果などを考慮すると, 塑性ひずみ分布の傾向が弾性ひずみ分布の傾向に等しいかあるいはそれに近いものと考えられる. その原因などについては今後さらに検討を要する.

4・3 主ひずみ線の曲率

切欠き内部のひずみ分布より求めた切欠き底最小断面における主ひずみ線の曲率の分布をFig. 7 に示す. 図中破線は Davidenkov らが平滑試験片のくびれ部の内部組織観察によって指摘した結果である. 図から, $R=10$ mm および 13 mm の場合の曲率は変形の大きさに関係なくほぼ直線的に分布し, Davidenkov らの結果とよく一致している. このことから, ほぼ $a/\rho_a \leq 1$ のような切欠き形状の場合, 曲率 $1/\rho$ を次式で表わし得る.

$$\frac{1}{\rho} = \frac{r}{a\rho_a} \quad (1)$$

ここで, r は断面中心からの距離である. なお, $R=10$ mm の場合, 圧縮変形においては $a/\rho > 1$ となるので, 大きい変形領域では Eq. (1) は成立しないと思われる. $R=5$ mm の場合には Eq. (1) は成立しないが, 切欠き底近辺ではほぼ直線的な傾向を示すことから, Eq. (1) を考慮してFig. 8 に示すような曲率の分布の形を導入する. すなわち, $a/\rho_a > 1$ のような切欠き形状の場合

$$0 \leq r \leq (a - n\rho_a), \quad \frac{1}{\rho} = 0$$

$$(a - n\rho_a) \leq r \leq a, \quad \frac{1}{\rho} = \frac{n\rho_a - (a-r)}{n\rho_a^2} \quad (2)$$

となる．ここで，係数 n は切欠き形状に依存する定数とする．実験結果では， $R=5\text{ mm}$ の場合， n の値は $1.2 \sim 1.5$ となる．この値については実験誤差およびデータ不足などからさらに鋭い切欠き形状の場合をも含めて検討する必要がある．

Fig. 7. Curvatures $1/\rho$ of principal strain lines at the minimum cross section.

Fig. 8. Schematic diagram of curvature $1/\rho$ of principal strain line at the minimum cross section.

4.4 応力分布

以上述べた実験事実を用いて切欠き底最小断面における応力分布の解析を行なったので，その方法と結果について述べる．

供試材は焼なましアルミニウム材であるから等方性とし，静水圧力の影響はないとする．切欠き試験片の引張変形および圧縮変形のいずれに対しても Eq. (1) および Eq. (2) が成立し，ひずみ分布の傾向が Neuber の弾性解 ($\nu=0.5$) に等しいとする．Eq. (2) 中の n の値についてはより単純化して $n=1$ としてみる．主ひずみ線と主応力線は一致するものと仮定する．両線がともに切欠き底表面に沿い，中心では軸に沿っており，ここでは切欠き底最小断面を考えているので，この仮定は充分適当であろう．

Fig. 9. Equilibrium of stresses in the notched portion.

また Fig. 3 にみられるように，切欠き形状は変形に伴って変化しているので，ここでは，(1)切欠き形状不変とした場合と(2)切欠き形状変化を考慮した場合について解析する．なお，後者の場合には Fig. 3 をそのまま用いる．

切欠き底最小断面において，Fig. 9 のように主応力面で囲まれた微小要素について半径方向の力の釣り合いを考えると次の応力に関する平衡条件式を得る．

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{\sigma_\theta - \sigma_r}{r} + \frac{\sigma_r - \sigma_z}{\rho} \quad (3)$$

ここで， σ_r ， σ_θ および σ_z はそれぞれ半径方向応力成分，円周方向応力成分および軸方向応力成分である．応力とひずみの関係として，Hencky の全ひずみ理論をひずみが多い場合に拡張し，

$$\frac{\varepsilon_r - \varepsilon_\theta}{\sigma_r - \sigma_\theta} = \frac{\varepsilon_\theta - \varepsilon_z}{\sigma_\theta - \sigma_z} = \frac{\varepsilon_z - \varepsilon_r}{\sigma_z - \sigma_r} = \frac{3\bar{\varepsilon}}{2\bar{\sigma}} \quad (4)$$

を用いる． $\bar{\sigma}$ および $\bar{\varepsilon}$ はそれぞれ相当応力および相当ひずみであり，次式で表わされる．

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2} \quad (5)$$

Fig. 10. Distributions of stresses σ_r ， σ_θ ， σ_z at the minimum cross section when notch sharpness is constant during deformation.

Fig. 11. Distributions of stresses $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$ at the minimum cross section when notch sharpness is variable during tensile deformation.

Fig. 12. Distributions of stresses $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$ at the minimum cross section when notch sharpness is variable during compressive deformation.

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_r - \varepsilon_\theta)^2 + (\varepsilon_\theta - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_r)^2} \quad (6)$$

この $\bar{\sigma}$ と $\bar{\varepsilon}$ の関係には平滑試験片の引張試験結果 (Fig. 2) を用いたが、くびれ以後の変形領域については Davidenkov らの方法によって補正した。Eq. (4) を Eq. (3) に代入し、 σ_r が切欠き底で 0 となる境界条件を考慮すると、 σ_r は

$$\sigma_r = - \int_r^{r=a} \frac{2\bar{\sigma}}{3\bar{\varepsilon}} \left[\frac{\varepsilon_\theta - \varepsilon_r}{r} + \frac{\varepsilon_r - \varepsilon_z}{\rho} \right] dr \quad (7)$$

となる。また σ_θ および σ_z は Eq. (4) より次式で与えられる。

$$\sigma_\theta = \sigma_r + \frac{2\bar{\sigma}}{3\bar{\varepsilon}} (\varepsilon_\theta - \varepsilon_r) \quad (8)$$

$$\sigma_z = \sigma_r + \frac{2\bar{\sigma}}{3\bar{\varepsilon}} (\varepsilon_z - \varepsilon_r) \quad (9)$$

したがって、各応力成分は Eq. (7)~(9) を用いることによって算出できる。

軸方向ひずみ ε_z の平均値 $|(\varepsilon_z)_{mean}| = |\ln(A_0/A)|$ が 2, 5, 10, 20, 30% の引張変形および圧縮変形時の各種切欠き試験片の切欠き底最小断面における応力分布を求めた。なお、ひずみ 30% は本実験に用いた平滑試験片のくびれ開始点のひずみに相当する。その結果として、切欠き形状不変とした場合の引張変形における応力分布を Fig. 10 に示すが、この図の縦軸 (応力軸) の符号を負にとることによって、そのまま圧縮変形における応力分布となる。また切欠き形状変化を考慮した場合、引張変形および圧縮変形における応力分布をそれぞれ Fig. 11 および Fig. 12 に示す。これらの図から、各試験片とも変形の種類および大小に関係なく断面中心以外では

$$\sigma_r \approx \sigma_\theta \quad (10)$$

である。 $(\varepsilon_z)_{mean}$ が約 5% 以上の大きい変形において、各応力成分とも鈍い切欠き形状の場合断面中心で最大の値を示し、その位置は切欠きが鋭くなるほど切欠き底方向に移動することがわかる。平ら¹³⁾は切欠きクリーブ変形について有限要素法を適用することによってほぼ類似の結果を得ている。しかし、 $(\varepsilon_z)_{mean}$ が 2% のとき、わずかではあるが切欠き底で σ_z が最大になっていることから、これより小さい変形領域では弾性応力分布を考慮すると切欠き底で σ_z は最大になるものと考えられる。

4・5 切欠き強度

切欠き強度について、実験結果と Fig. 10~12 に示す応力分布から求めた計算結果の比較を行なう。

実験結果および計算結果として、平均ひずみ $|(\varepsilon_z)_{mean}|$ が 2, 5, 10, 20, 30% のときの引張変形および圧縮変形における切欠き強度および切欠き強度比 N の値を Fig. 2 および Fig. 10~12 から、切欠き底の曲率半径 ρ_a の値を Fig. 3 から求めると Table III に示すようになる。ただし、切欠き強度比 N は同一ひずみのときの切欠き試験片の強度と平滑試験片の強度の比である。また両結果による $|(\sigma_z)_{mean}|$ と $|\ln(A_0/A)|$ の関係を Fig. 13 に示す。Table III および Fig. 13

Table III. Experimental and calculated results.

Experimental results									Calculated results ($\nu=0.5$)					
Notch sharpness d/R	Strain $[\ln(A_0/A)]$	Unnotch strength (kg/mm ²)	Notch strength $ (\sigma_z)_{mean} $ (kg/mm ²)		Notch strength ratio N		Curvature at the notch root I/ρ_a (1/mm)		Notch strength $ (\sigma_z)_{mean} $ (kg/mm ²)		Notch strength ratio N			
			Tension	Compression	Tension	Compression	Tension	Compression	Constant notch sharpness	Variable notch sharpness	Constant notch sharpness	Variable notch sharpness	Tension	Compression
2 (TN 5R CN 5R)	0.02	4.07	5.41	5.30	1.33	1.30	0.192	0.205	5.69	—	1.40	—	—	—
	0.05	5.53	7.82	7.73	1.41	1.40	0.180	0.217	7.82	7.58	1.41	1.37	1.42	—
	0.10	6.72	9.50	9.70	1.41	1.44	0.170	0.244	9.43	9.14	1.40	1.36	1.45	—
	0.20	8.00	11.00	11.53	1.38	1.44	0.161	0.335	11.20	10.66	1.40	1.33	1.51	—
	0.30	8.80	12.15	12.65	1.38	1.44	0.161	—	—	—	—	—	—	—
1 (TN 10R CN 10R)	0.02	—	4.66	4.66	1.14	1.14	0.099	0.101	5.16	—	1.27	—	—	—
	0.05	—	6.75	6.75	1.22	1.22	0.097	0.103	7.03	6.95	1.27	1.26	1.28	—
	0.10	—	8.58	8.77	1.28	1.31	0.095	0.107	8.50	8.30	1.27	1.24	1.29	—
	0.20	—	10.57	10.72	1.32	1.34	0.093	0.123	10.12	9.74	1.27	1.22	1.37	—
	0.30	—	11.97	12.03	1.36	1.37	0.096	0.148	11.21	10.77	1.27	1.22	1.38	—
10/13 (CN 13R)	0.02	—	—	4.52	—	1.11	—	0.077	4.89	—	1.20	—	—	—
	0.05	—	—	6.62	—	1.20	—	0.078	6.67	—	1.21	—	1.22	—
	0.10	—	—	8.23	—	1.22	—	0.081	8.07	—	1.20	—	1.22	—
	0.20	—	—	9.90	—	1.24	—	0.087	9.61	—	1.20	—	1.26	—
	0.30	—	—	11.38	—	1.29	—	0.096	10.60	—	1.20	—	1.29	—

Notch strength ratio N is the ratio of notch strength to unnotch strength corresponding to the same strain.

から次のことがわかる。切欠き形状の変化を考慮した場合、各切欠き試験片ともに圧縮変形における切欠き強度および切欠き強度比の計算値はその実験値とよく一致しかつ変形の増加とともに高くなる。また引張変形においては、平均ひずみ十数%までの変形領域では両者はほぼ一致しているが、それ以上の大きい変形領域では計算値の方が低い値を示す。これは圧縮試験結果をもとに計算を行なったことなどに原因しているものと思われる。切欠き形状不変とした場合の計算値は小さい変形領域で切欠き形状変化を考慮した場合の計算値および実験値にほぼ一致しており、切欠き形状変化が余り大きくないような変形に対する強度解析には切欠き形状変化を考慮しなくてもよいといえる。

Fig. 13. Experimental and calculated relations between mean stress $|(\sigma_z)_{mean}|$ and strain $|\ln(A_0/A)|$.

Davidenkov らが指摘した平滑試験片のくびれ部の解析方法をそのまま、 $R=5, 10, 13$ mm の切欠き試験片に適用すると、 N の値はそれぞれ 1.50, 1.25, 1.19 となる。切欠きの鋭い場合には著者らの得た計算結果の方が実験結果に近い。しかし、切欠きの鈍い場合、両者の計算結果はよく一致していることから、 a/ρ_a (変形前では d/R) がほぼ 1 より小さいような切欠き試験片では強度解析をより簡単にするためにひずみが一様に分布すると仮定しても差し支えないといえる。

5 結 論

(1) 真半分に縦割り加工した切欠き試験片に Photo-grating ひずみ測定法を応用することによって切欠き内部の塑性変形状態を近似的に知ることができる。

(2) 切欠き底最小断面における塑性ひずみは一様には分布せず、そして切欠き底に集中する。ひずみ集中度は切欠きが鋭くなるほど高くなる。半径方向ひずみと円周方向ひずみは断面中心で等しく、それ以外では相違する。またひずみ分布の傾向は Neuber の弾性切欠き理論の結果 ($\nu=0.5$) とほぼ一致し、この傾向は変形の進展に関係なくほぼ変わらない。

(3) 切欠き底最小断面における主ひずみ線の曲率は $a/\rho_a \leq 1$ の場合 Eq. (1) で、 $a/\rho_a > 1$ の場合 Eq. (2) で与えられる。

(4) 切欠き底最小断面において、平均ひずみが 2 ~ 5 % より大きい変形領域では、最大静水引張りおよび圧縮の位置は鈍い切欠き形状の場合断面中心であり、切欠きが鋭くなるにしたがって切欠き底方向に移動する。

(5) 引張りおよび圧縮切欠き強度の解析において、

とくに前者の場合には平均軸方向ひずみが十数%までの変形領域で、切欠き形状変化を考慮することによって得られた結果は実験結果にはほぼ一致する。

最後に、本研究に対して、終始ご親切なご指導を賜りました京都大学教授田中吉之助先生に厚くお礼申しあげます。

(昭和46年5月20日 日本材料学会第20期総会学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) ASTM, STP, No.128 (1952).
- 2) 宮川松男, クリーブ変形理論と設計(1963) 日刊工業新聞
- 3) Hill, R., The Mathematical Theory of Plasticity (1950) Oxford
- 4) Shield, R. T., Proc. Roy. Soc., A, **233**, 267 (1955).
- 5) Suezawa, Y., and H. Hojo, Trans. of the ASME, Ser. D, **84**, 2, 214 (1962).
- 6) Uemura, M., Aero. Res. Inst., Univ. Tokyo Report, No. 334 (1958).
- 7) Clausen, D. P., J. Materials, **4**, 3, 566 (1969).
- 8) 田中吉之助, 安田 巖, 日本機械学会講演論文集, No. 183, 61 (1967).
- 9) 田中吉之助, 中島 稔, 材料, **12**, 142 (1963).
- 10) 田中吉之助, 中島 稔, 材料, **13**, 203 (1964).
- 11) Tanaka, K., and M. Nakashima, Proc. 10th Jap. Cong. Test. Mat., 68 (1967).
- 12) 中島 稔, 渡部正気, 日本材料学会第20期学術講演会前刷, 85 (1971-5).
- 13) 平 修二, 大谷隆一, 伊藤 隆, 第14回材料研究連合講演会前刷, 91 (1970-9).
- 14) 田中吉之助, 中島 稔, 材料, **10**, 116 (1961).
- 15) Neuber, H., Kerspannungslehre, (1958).
- 16) Davidenkov, N. N., and N. I. Spiridonova, Proc. ASTM, **46**, 1 147 (1946).
- 17) 田中吉之助, 中島 稔, 第12回材料研究連合講演会前刷, 169 (1968).
- 18) 中島 稔, 渡部正気, 日本材料学会第20期学術講演会前刷, 83 (1971-5).