

二連切欠き材の疲れについて

(応力集中係数および疲れ限度)

若原 稔, 末永勝郎, 永江次夫*

(受理 昭和51年5月31日)

THE FATIGUE STRENGTH OF SHAFTS WITH TWO NOTCHES

(On the Stress Concentration Factor and Fatigue Limit)

MINORU WAKAHARA, KATSURO SUENAGA
and Tsugio NAGAE

It has been recognized that a series of closely spaced notches represents lower degree of stress concentration than that of a single notch.

As the first step, to obtain information for the fatigue strength in such a case, we studied following experiments;

(1) The stress concentration factor of flat bar specimens of Epoxy Resin with one or two 60°-V notches of identical shape on both edges subjected to pure bending, was measured by the photo elastic method varying the root radius of notches.

(2) We measured the fatigue strength of shaft of the carbon steel for machine structural use, S35 C, with one or two 60°-V groove notches subjected to rotary bending.

The results obtained are summarized as follows;

(1) The experimental values of stress concentration factor for a single notch are almost coincident with Neuber's theoretical ones.

(2) In computing the stress concentration factor, we suggest to use the effective notch depth at the end notches instead of actual notch depth, and obtained good results.

(3) The root radius of notch at the branch point, ρ_0 is nearly 0.4~0.5 mm for the two notch specimens as single ones.

(4) The fatigue crack initiated at a point of maximum stress, slightly out of the notch bottom.

1 緒 言

疲れ破壊が、き裂の発生とその進展によっておこることはよく知られた事実であり、それらの機構を解明するために切欠きをつけた試験片について多くの研究がなされてきている。しかしそのほとんどは一ケの切欠きを有する試験片、すなわち一ケのき裂の挙動についてのものである。

一方、実際の機械構造物や部品においては、数ケの応力集中部が近接して存在する場合が多く、また腐食された材料の疲れ破壊の如く同時に数ケのき裂が発生する場合がある。この場合の疲れ破壊の問題を考えるためには、き裂の発生は切欠き底における最大応力 σ_{sn} に、またき裂進展は繰返し応力幅 σ_n によって大き

く支配される¹⁾ ことより、

- i) 近接する応力集中部の相互干渉による応力緩和
- ii) 疲れき裂の発生
- iii) 数ケのき裂が発生した場合のそれらの進展の様相

について知ることが必要と思われる。

数ケの切欠きが近接して存在する場合の応力集中係数については、Neuber²⁾、大久保³⁾、Atsumi⁴⁾ などによる理論的研究、またNishioka⁵⁾、西田⁶⁾、村上⁷⁾ などによる光弾性実験による研究があるが、その多くは片側の切欠きで、また比較的切欠き半径の大きい場合である。また疲れ試験についての実験的研究はほとんど見られない。

本研究は、多連切欠き材の疲れに関する性質を調べ

* 防衛庁海上幕僚監部

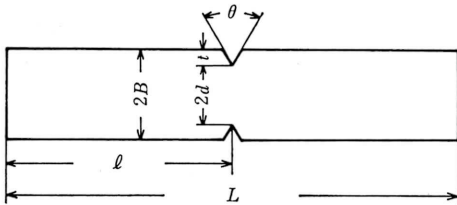
るための手始めとして、先づ単一、二連切欠き板状試験片が曲げを受ける場合の光弾性実験を行ない、応力集中係数の実験値と理論値について検討を加え、さらに、機械構造用炭素鋼 S35C を用いて 60° V 型環状溝付単一、二連切欠き試験片について回転曲げ疲れ試験を行ない、疲れ限度、分岐点について考察を加えたものである。

2 光弾性実験について

2-1 供試材料および試験片

市販の厚さ 3 mm のエポキシ樹脂板 (光弾性感度 0.74mm/kg) を用いて図 1, 表 1 に示すように切欠き部が小型疲れ試験片の 3 倍の寸法をもち二次元的に相似形の試験片を作成した。切欠き部の加工には、先づ先端をおとした 60° 等角フライスで切欠きを入れ、切欠き底部を万能投影機で 20 倍に拡大して検査しながら精密やすりとエメリー紙で所定の切欠き半径に仕上

a) 単一切欠き試験片



b) 二連切欠き試験片

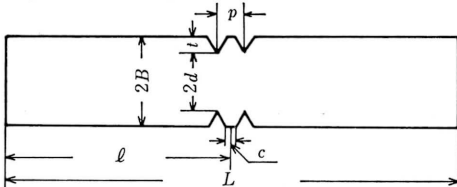


図1 光弾性実験試験片

表 1. 光弾性実験試験片寸法 [mm]

	L	l	2B	2b	t	c	p	ρ		
単一切欠き 試験片	224	112	45	30	7.5	—	—	0.45		
								0.90		
								1.80		
二連切欠き 試験片	224	112	45	30	7.5	1.56	10.74	0.45		
								0	9.69	0.90
								1.05	10.74	0.90
								0	10.74	1.80

げた。所定寸法に仕上げられた試験片は、縁応力除去のための焼鈍 (125°C, 6 時間保持後 80°C まで 10°C/hr の冷却速度で徐冷し、以下放冷) を行ったのちに実験に供した。市販のエポキシ樹脂板の厚さは 3 mm と 6 mm であるが、試験片加工の過程で 3mm の方がより正確に仕上げられるために、主として厚さ 3 mm の板を使用した。

切欠き底の最大しま次数の測定には、Tardy の方法を用いた。

2-2 応力集中係数の算定

応力集中係数の算定には種々の方法があるが、光弾性実験による測定結果と比較するための計算値として Neuber²⁾ の理論式と西田⁶⁾ の実験式による値を用いた。

2-2-1 単一切欠きの場合

(a) Neuber の方法

Neuber は、曲げを受ける環状切欠きを有する丸棒について、浅い切欠きの場合の応力集中係数 α_f を

$$\alpha_f = 1 + 2\sqrt{\frac{t}{\rho}} \tag{1}$$

で与え、また深い切欠きの場合の応力集中係数 α_t を

$$\alpha_t = \frac{1}{N} \cdot \frac{3}{4} \left(\sqrt{\frac{b}{\rho} + 1} + 1 \right) \left\{ 3 \frac{b}{\rho} - (1 - 2\nu) \sqrt{\frac{b}{\rho} + 1} + 4 + \nu \right\} \tag{2}$$

で与えている。

ここで、

$$N = 3 \left(\frac{b}{\rho} + 1 \right) + (1 + 4\nu) \sqrt{\frac{b}{\rho} + 1} + \frac{1 + \nu}{1 + \sqrt{\frac{b}{\rho} + 1}}$$

ただし b : 切欠き底半径

ρ : 切欠き半径

t : 切欠き深さ

ν : ポアソン比 (鋼の場合、約 0.3)

そして任意の深さの切欠きの場合の応力集中係数 α は

$$\frac{1}{(\alpha - 1)^2} = \frac{1}{(\alpha_f - 1)^2} + \frac{1}{(\alpha_t - 1)^2} \tag{3}$$

または

$$\alpha = 1 + \frac{(\alpha_f - 1)(\alpha_t - 1)}{\sqrt{(\alpha_f - 1)^2 + (\alpha_t - 1)^2}} \tag{4}$$

となるいわゆる三角則によって与えられる。

(b) 西田の実験式

西田は光弾性実験より、両側に U 型切欠きをもつ帯板が曲げを受ける場合の応力集中係数 α_0 を次式のよう

$$\alpha_0 = 1 + \left[\frac{\frac{B}{b} - 1}{2 \left(4.27 \frac{B}{b} - 4 \right)} \cdot \frac{2b}{\rho} \right]^{0.83} \quad (5)$$

次に、切欠き角 θ の影響を考慮すると、曲げをうける片側V型切欠き材の切欠き角度係数 f_θ は

$$f_\theta = \frac{1 - e^{-0.90(\pi - \theta)\sqrt{B/t}}}{1 - e^{-0.90\pi\sqrt{B/t}}} \quad (6)$$

ただし $2B$: 試験片の幅
 $2b$: 切欠き底の幅
 t : 切欠き深さ

で与えられる。この結果は両側V型切欠きにも適応できるので、切欠き角 θ の両側V型切欠き材の曲げの場合の応力集中係数 α_θ は

$$\alpha_\theta = 1 + f_\theta(\alpha_0 - 1) \quad (7)$$

また、二次元的応力集中係数 α_2 と三次元的応力集中係数 α_3 の関係は、石橋⁶⁾の導いた近似式

$$\left(1 + \frac{t}{r_1} \right) \alpha_3 = \frac{1}{2} \left[1 + \sqrt{\frac{2t}{\rho}} \right] \left[\frac{t}{r_1} \right] + \alpha_2 \quad (8)$$

ただし t : 切欠き深さ
 ρ : 切欠き半径
 r_1 : 中心より最大応力点までの距離

を用いて、(7)式で得られた値 α_θ を上式の α_2 に代入すれば所定の三次元的応力集中係数 α_3 が得られる。

2-2-2 多連切欠きの場合

多連切欠きの応力集中に関連ある事柄として、有効切欠き深さ^{5),6)}と、最大応力点のずれ角^{4),6),7)}の問題がある。図2に示す多連切欠きのしまた数分布に見られるように、切欠き深さ t がピッチ p に対しある限度より大きい時、切欠きの間部分の上部に応力零の部分が現われ、多連切欠きの応力集中係数に有効に影響しているのは切欠き底よりこの部分までの深さであり、これを有効切欠き深さと称する。有効切欠き深さ t_e はピッチ p のみに関係し $t_e = 0.32p$ であると報告されている⁵⁾。

従って、多連切欠きの応力集中係数を算定するには

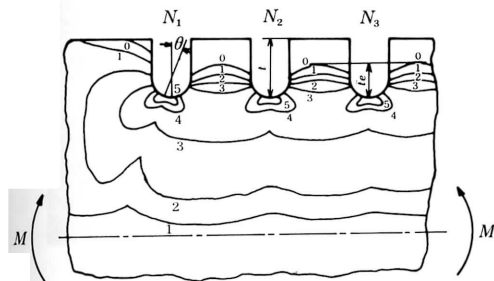


図2 多連切欠きのしまた数分布

前述の(1)~(8)式において切欠き深さ t のかわりに有効切欠き深さ t_e を代入すればよいといえる。

また一方、切欠き部において最大応力を生ずる位置は図2に示すように切欠き底より少し外側にずれた点であり、 ρ の中心線との間にずれ角 θ を生ずる。このずれ角の値もピッチ p に関係し、その値は $5^\circ \sim 8^\circ$ ぐらい^{4),6),7)}で、二ケの同じ切欠き半径をもつ半円切欠きでは、曲げに対し $p/2\rho \doteq 1.3$ ⁷⁾、また引張りに対して 2.0 ⁶⁾ のときずれ角 θ が最大となり、このとき応力集中緩和の効果が最大すなわち応力集中係数が最小値を示す。

しかるに、多連切欠きの場合には両端の切欠きに対する応力集中が比較的高く、中間の切欠きに対してはそれよりも低くなる⁶⁾こと、また三連切欠き材の回転曲げ疲れ試験において破断は常に端部切欠きに起る⁹⁾ことより、多連切欠きの疲れ破壊の問題を考えるに当っては最端部切欠きの応力集中係数を知ることが必要である。

そこで最端部有効切欠き深さ t_{e1} を考えるために、図3に示すように切欠き N_i が不等ピッチ切欠き N_{i-1} と N_{i+1} にはさまれる場合を考える。図中Mは切欠き底を、M'は最大応力集中点を示す。

いま、 p_B = 一定で、 p_A が p_B から ∞ まで変化するものとすれば、 θ は 0 から θ_m まで、 $p_A/2 - \rho \sin \theta$ は $p/2$ から a からまで、 t_A は t_B から t まで変化する。ここで θ_m は $p_A = \infty$ のときのずれ角であり、 a はそのときの AM' 間の x 軸方向の距離である。 $p_A = p_B$ なるとき、切欠き N_i は N_{i-1} , N_{i+1} から等量の影響を受け(等ピッチ多連切欠きの中間部切欠きの場合に相当する)、 p_A が大きくなるにつれて N_{i-1} よりも N_{i+1} の影響をより多く受けるようになる。すなわち p_A の変化は t_A に影響を及ぼし、さらに切欠き N_i が N_{i-1} と N_{i+1} に影響される量は $\left(\frac{p_A}{2} - \rho \sin \theta \right)$ と $\left(\frac{p_B}{2} + \rho \sin \theta \right)$ の値に比例するものと考えることができる。

よって切欠き N_i の有効切欠き深さ t_e は

$$\begin{aligned} t_e &= \frac{\left(\frac{p_A}{2} - \rho \sin \theta \right) t_B + \left(\frac{p_B}{2} + \rho \sin \theta \right) t_A}{\left(\frac{p_A}{2} - \rho \sin \theta \right) + \left(\frac{p_B}{2} + \rho \sin \theta \right)} \\ &= \frac{2}{p_A + p_B} \left[\left(\frac{p_A}{2} - \rho \sin \theta \right) t_B + \left(\frac{p_B}{2} + \rho \sin \theta \right) t_A \right] \quad (9) \end{aligned}$$

また $p_A = \infty$ のとき、 N_i は最端部切欠きとなり、

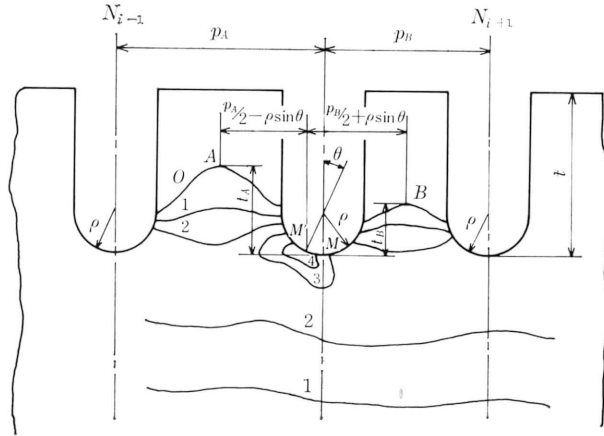


図3 不等ピッチ切欠きのしま次数分布

その有効切欠き深さ t_{e1} は

$$t_{e1} = \frac{2}{2a + p_B} \left[at_B + \left(\frac{p_B}{2} + \rho \sin \theta \right) t \right] \quad (10)$$

で与えられる。

また、 ρ, θ の値は小さいので (9) 式は

$$t_e = \frac{1}{p_A + p_B} (p_A t_B + p_B t_A) \quad (11)$$

もし、 $p_A = p_B$ とすると

$$t_e = t_A = t_B \quad (12)$$

$$t_{e1} = \frac{2}{2a + p_B} \left(at_B + \frac{p_B}{2} t \right) \quad (13)$$

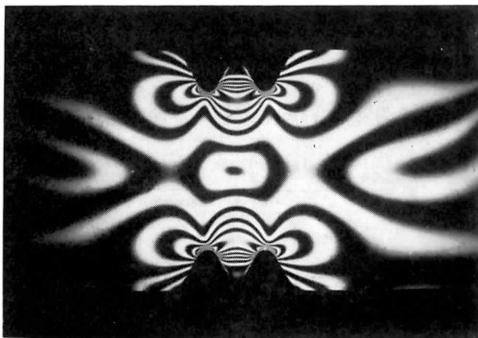
で与えられる。(12) 式は Nishioka らによって提案された式 $t_e = Cp = 0.32p$ に相当する。

以上の結果より、 a および t_B を実測し (13) 式に代入すれば最端部有効切欠き深さ t_{e1} が得られ、この値を (1)~(8) 式中の切欠き深さ t に代入すれば最端部切欠きの応力集中係数が求められる。

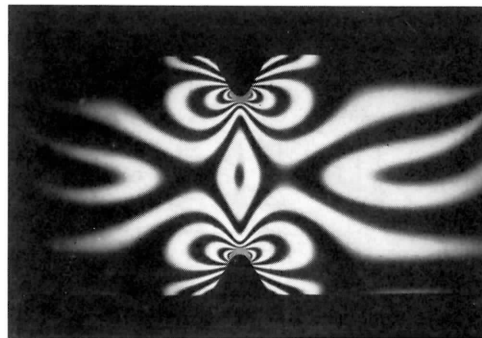
2-3 光弾性実験結果

図1, 表1に示す形状、寸法の単一、二連切欠き試験片の曲げ試験を行ない、単一切欠き材の切欠き底における最大しま次数、二連切欠き材については最大しま次数、 AM' 間水平距離 a 、中央部有効切欠き深さ t_e およびずれ角 θ を測定した。

図4にその光弾性写真を示し、また表2に二連切欠き材の測定結果 a, t_e, θ, α_2 と、前節の考え方に従って求めた最端部有効切欠き深さ t_{e1} および三次元的応力集中係数 α_3 を示した。これらの測定値は、三段階の曲げモーメントに対する値の平均値を示すが、曲げモーメントが大きくなると有効切欠き深さ t_e は幾分大きくなる傾向を示した。 C は Nishioka らの提唱する0.32より小さい0.27~0.29が得られた。またずれ角 θ については切欠き半径 ρ が大きくなるにつれて小さくなり応力集中緩和の傾向が小さくなることを示し、このことは図5に示す単一切欠きと二連切欠きの応力集中係数の差が切欠き半径 ρ の増大とともに減少する



a) 単一切欠き材



b) 二連切欠き材

図4 光弾性写真 ($\rho = 1.80 \text{ mm}, M = 960 \text{ kgmm}$)

表2. 光弾性実験測定結果

ρ mm	a mm	t_e mm	t_{e1} mm	C	θ	α_2	α_3
0.45	7.31	3.13	4.99	0.291	8.2	3.94	3.67
0.90	7.43	2.93	4.85	0.273	7.2	3.24	2.97
1.80	7.72	2.90	4.79	0.270	6.5	2.65	2.41

$t_e = C\rho, \rho = 10.74 \text{ mm}$

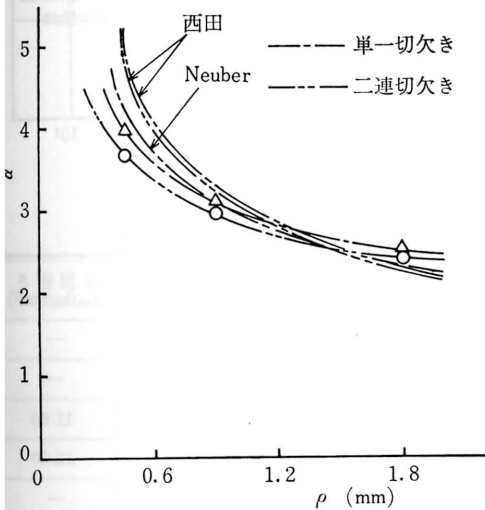


図5 応力集中係数と切欠き半径

ことと一致する。

図5は単一、二連切欠き試験片の三次元的応力集中係数の実験値の西田, Neuberによる計算値を示したもので、二連切欠きについては、実験値は前述のように実測値 α_2 を最端部有効切欠き深さ t_{e1} によって三次元的応力集中係数 α_3 に換算したものであり、また西田の値は(5)~(8)式中の t の値に測定値 t_{e1} を代入しさらに試験片の幅を $2B = 2(b+t_{e1})$ として計算されたものである。

実験値と計算値を比較すると、単一切欠きでは実験値はNeuberの値とほぼ一致するが、西田の値より切欠きが鋭い場合はかなり低い値を示し、逆に切欠きの鈍い場合には高い値を示した。このことは、切欠きが鋭い場合、応力集中部の最大しま次数の測定精度の問題、縁応力除去焼鈍が完全でないことによる切欠き底における残留応力の影響などのため、また西田の実験式は本実験と比較して切欠き半径が大きい場合について行なわれた結果より導かれたものであるためと思われる。

ピッチ p がずれ角 θ , 応力集中係数 α_2 におよぼす

影響については、切欠き半径 $\rho = 0.9 \text{ mm}$ で $p = 10.74 \text{ mm}$ と 9.69 mm の二種類について比較した結果、ピッチの小さい方がずれ角 θ は約 1° 大きい値を示し、逆に応力集中係数 α_2 は多少低い値を示した。この範囲ではピッチが小さくなると応力集中緩和の効果が大きくなることは、曲げの場合 $p/2\rho \approx 1.3$ で応力集中緩和の効果が最大となる⁷⁾ ことより理解される。

3 疲れ試験について

3-1 供試材料および試験片

供試材料は市販の直径 19 mm および 44 mm の機械構造用炭素鋼 S35C を使用した。その化学成分を表3に示す。素材を 870°C , 30分焼ならしを行なったのも、図6, 表5に示す形状、寸法の単一および二連切欠き試験片に旋削した。旋削による加工層を除去するために、アルゴンガスまたは窒素ガス雰囲気中で 600°C , 1時間の焼鈍を行った。焼ならし材と窒素焼鈍材の機械的性質を表4に示す。試験片は、規定の形状、寸法に旋削したままのもの(以下非処理材と呼ぶ)と、加工後アルゴンガス雰囲気中で焼鈍したもの(以下アルゴン焼鈍材と呼ぶ)および加工後窒素ガス雰囲気中で焼鈍したもの(以下窒素焼鈍材と呼ぶ)の3種類について実験を行った。

大径, 小径試験片とも D/d は $3/2$ に一定にし、また

表3. 化学成分(%)

	C	Si	M_n	P	S
JIS	0.32~ 0.38	0.15~ 0.35	0.60~ 0.90	<0.030	<0.035
$\phi 19$	0.39	0.31	0.75	0.022	0.015
$\phi 44$	0.33	0.20	0.78	0.028	0.016

表4. 機械的性質

		降伏点	引張強さ	真破断力	伸び	かたさ
		kg/mm ²	kg/mm ²	kg/mm ²	%	Hv(20)
焼ならし	$\phi 19$	42.6	63.2	115.1	34.7	178
	$\phi 44$	39.4	61.0	106.6	47.5	174
アルゴン 焼鈍材	$\phi 19$	40.2	61.4	109.1	36.6	174
	$\phi 19$	41.9	62.8	118.6	31.8	172
窒素 焼鈍材	$\phi 44$	36.3	58.2	102.1	48.7	171

焼ならし: 870°C , 30分空冷
アルゴン焼鈍: 600°C , 1時間炉冷
窒素焼鈍: 600°C , 1時間炉冷

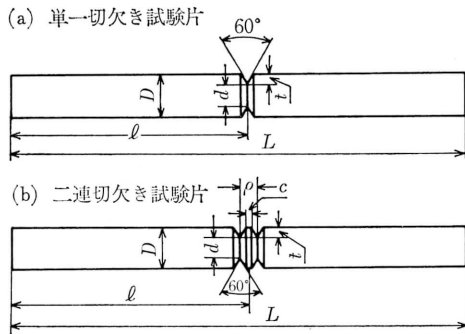


図6 疲れ試験片

表5. 疲れ試験片寸法 [mm]

		L	l	D	d	t	c	p	ρ	α
小径試験片	単一切欠き	210	105	15	10	2.5	—	—	0.15	4.23
							—	—	0.30	3.12
							—	—	0.45	2.64
							—	—	0.60	2.36
	二連切欠き	210	105	15	10	2.5	0.52	3.58	0.15	3.97
							0	3.23	0.30	2.95
							0.35	3.58	0.30	2.97
							0.17	3.58	0.45	2.54
						0	3.58	0.60	2.27	
大径試験片	単一切欠き	310	155	40	26.67	6.67	—	—	0.80	3.12
							—	—	1.60	2.36
	二連切欠き	310	155	40	26.67	6.67	0.93	9.53	0.80	2.97
							0	9.53	1.60	2.27

ρ/d をそれぞれほぼ 0.030, 0.060 にすることにより単一, 二連切欠き試験片において応力集中係数 α の値が等しくなるようにした。表5に示す α は, 単一切欠き材については Neuber の三角則によるもの, また二連切欠き材については Neuber の式の切欠き深さ t のかわりに有効切欠き深さを $t_e = 0.32\rho$ として代入した値である。試験機は, 小野式回転曲げ疲れ試験機 10 kgm および 50kgm を使用し, 毎分約 3,400 回転で試験した。

3-2 実験結果およびその考察

図7に窒素焼鈍材の小径では $\rho = 0.3, 0.6\text{mm}$, 大径では $\rho = 0.8, 1.6\text{mm}$ の相似形単一および二連切欠き試験片の S-N 曲線を示し, 表6にそれらの試験片の疲れ限度を示す。単一切欠き試験片と二連切欠き試験片を比較すると, 時間強度, 疲れ限度 σ_{w1}, σ_{w2} ともに二連切欠きの方が大きい値を示し, また切欠きの鋭

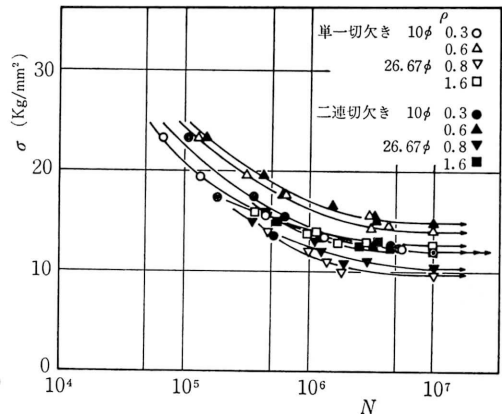


図7 S-N 曲線 (窒素焼鈍材)

表6. 疲れ限度 (窒素焼鈍材)

		切欠き半径 $\rho(\text{mm})$	疲れ強さ $\sigma_{w1}(\text{kg/mm}^2)$	き裂強さ $\sigma_{w2}(\text{kg/mm}^2)$
平試験片	小径	—	24.75	—
	大径	—	23.50	—
単一切欠き試験片	小径	0.15	8.25	11.50
		0.30	10.50	12.00
		0.45	12.25	—
	大径	0.60	14.00	—
		0.80	9.75	—
		1.60	12.50	—
二連切欠き試験片	小径	0.15	9.75	12.50
		0.30	11.75	12.00
		0.45	13.25	—
	大径	0.60	14.75	—
		0.80	10.50	—
		1.60	12.00	—

い方がその差が大きく, 応力集中緩和の効果が現われている。

一方, 寸法効果については, 実験を行った二種類の小径, 大径の相似形切欠き試験片において, 単一切欠きよりも二連切欠きの方が応力集中係数が小さくなるにもかかわらず寸法効果係数が小さくなる, すなわち寸法効果が大きくなるという結果を示した。このことは, 二連切欠きの場合は応力集中部が近接して二ヶ所存在するため疲れ限度に影響をおよぼす応力勾配が有効切欠き深さ, ずれ角の問題もあって単一切欠きの場

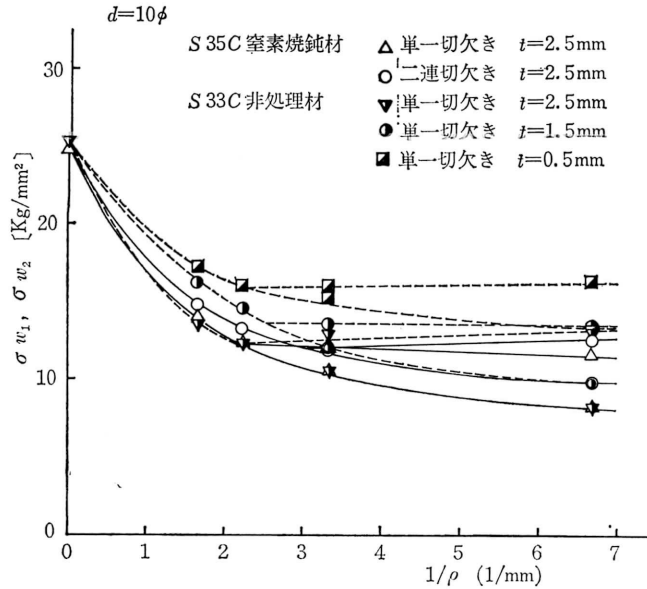


図8 疲れ限度と切欠き半径

合と異なり複雑になることが考えられ、今後さらに切欠き半径を変えた試験片について実験を行ない検討することが必要と思われる。

また、光弾性試験片と二次元的に相似形の $\rho = 0.3$ mm でピッチ $p = 3.58$ mm と 3.23 mm の非処理材二連切欠き試験片について疲れ限度 σ_{w2} を求めた結果、前者の $\sigma_{w2} = 15.50$ kg/mm² に対し、ピッチの小さい後者の方が 16.00 kg/mm² と大きい値を示し、この範囲ではピッチが小さくなると応力集中緩和の効果が大きくなるという光弾性実験結果を裏付けている。

図8は、小径の単一および二連切欠き試験片の疲れ限度 σ_{w1} , σ_{w2} と切欠き半径の関係を示す。

二連切欠き試験片は、単一切欠き試験片と比較して σ_{w1} , σ_{w2} とともに大きいですが、き裂が存在しても破断しない最大応力すなわちき裂強さ σ_{w2} ではあまり大きな差は認められず、き裂の発生する最小応力すなわち疲れ限度 σ_{w1} での差が大きく、従って停留き裂の存在する範囲もせまくなっている。

切欠き深さが浅くなれば σ_{w1} , σ_{w2} とともに増大する¹⁰⁾ が二連切欠きの場合に、前述の応力集中係数を算定するのに切欠き深さを有効切欠き深さで置き換え単一切欠きと全く同様に取扱うことは、ピッチだけを考慮して切欠きの形状の影響を無視していることに問題がある⁹⁾ と思われるが、同じ形状の切欠きをもつ切欠き深さを変えた単一切欠き材と二連切欠き材の疲れ限度

を比較し、筆者らの提案する最端部有効切欠き深さについて検討してみる。

図8に併せてS33C非処理単一切欠き材の切欠き深さを $t = 0.5, 1.5, 2.5$ mm と変えた場合の σ_{w1} , σ_{w2} ⁹⁾ の変化を示した。 $t = 2.5$ mm と 1.5 mm ではあまり大きな差は認められない。これらと窒素焼鈍材で $t = 2.5$ mm の単一切欠き、二連切欠きの σ_{w1} , σ_{w2} を比較すると、有効切欠き深さとして Nishioka らの $t = 0.32\rho = 1.15$ mm を切欠き深さとして考えることよりも、筆者らの最端部有効切欠き深さ $t_{e1} = 1.65$ mm を考えた方がかなりよく一致することが認められる。

また、分岐点における切欠き半径 ρ_0 については、単一切欠き材において切欠き半径のみ関係し $\rho_0 = 0.4 \sim 0.5$ mm であると報告¹¹⁾ されているが、図8に示されるように二連切欠き材でも同様のことが認められる。

しかし、二連切欠きにおいては前述の寸法効果の場合と同様に応力勾配の相違などの問題もあり、今後さらに検討することが必要と思われる。

図9は、二連切欠き試験片の疲れ限度 σ_w 以上の応力で破断した試験片の残りの切欠き部のき裂長さ l と繰返し応力 σ の疲れ限度 σ_w ($\rho > \rho_0$ の場合は σ_{w1} , $\rho < \rho_0$ の場合は σ_{w2}) に対する比すなわち過大応力比の関係を示す。

図において、切欠き半径 ρ が分岐点の切欠き半径 ρ_0 より小さい切欠き材 ($\rho_{10} = 0.15, 0.30$ mm) では、き

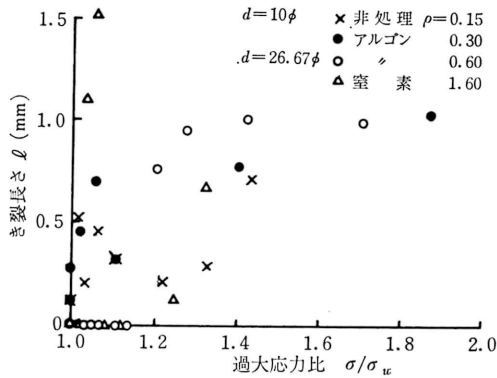


図9 二連切欠き材の非破断切欠き部の
き裂長さと過大応力比の関係

裂強さ σ_{w2} では両切欠き部に停留き裂が存在 (図に示されていない疲れ限度 σ_{w1} よりき裂強さ σ_{w2} までの範囲では片側の切欠き部のみ停留き裂が存在), またそれ以上においても常に非破断部にき裂が存在するが ρ が ρ_0 より大きい鈍い切欠き材 ($\rho_{10} = 0.6$, $\rho_{26} = 1.6$ mm) では, 疲れ限度 σ_{w1} では両切欠き部に停留き裂は存在せず, また過大応力比約 1.15 以下では非破断部にき裂は認められなかった。

このことより $\alpha\sigma$ が小さいときは, いずれか一方の切欠き部のみき裂が発生し, 鋭い切欠きの場合は停留し, 鈍い切欠きの場合は進展して破断に至る。また, $\alpha\sigma$ が大きい場合すなわち鋭い切欠きでは σ_{w2} 以上, 鈍い切欠きの場合は約 1.15 σ_{w1} 以上では両方の切欠きに同時にき裂が発生し, どちらか一方だけが進展して破断に至るものと思われる。

二連切欠き試験片の切欠き部に発生したき裂は, すべて切欠き底より僅かに外側の最大応力点に発生し, 最初ずれ角の方向に進展したのち中心に向っていることが認められた。

4 結 論

以上, 単一, 二連切欠き試験片について光弾性実験および回転曲げ疲れ試験を行なった結果次のような結論を得た。

光弾性実験の結果より

1) 単一切欠き材の応力集中係数は, Neuber の理論値とかなりよく一致する。

2) 二連切欠き材の応力集中緩和の効果は, 切欠きが鋭くなる程大きくなり, それとともにずれ角も大きくなる。

3) 二連切欠きの応力集中係数の算定には, 有効切欠き深さよりも最端部有効切欠き深さを切欠き深さとして用いる方が, 疲れ試験結果より考えても妥当であると考えられる。

疲れ試験の結果より

1) 二連切欠き試験片においても, 分岐点の切欠き半径 ρ_0 は 0.4~0.5 mm の範囲内にある。

2) 破断した二連切欠き試験片の残りの切欠き部には, 鋭い切欠き試験片では常にき裂が存在するが, 鈍い切欠き試験片では約 1.15 σ_{w1} 以上の応力でないとき裂は認められない。

3) き裂は常に切欠き底より僅かに外側の最大応力点に発生し, 最初ずれ角の方向に進展する。

終わりに, 本研究を行なうにあたり終始御助言を頂いた久留米工業高等専門学校 岩元兼敏教授に厚く謝意を表します。

なお, 本研究は昭和49年5月23日, 日本機械学会九州支部, 佐世保地方講演会において講演したものの¹²⁾に補足したものである。

文 献

- 1) 若原・末永, 機論, 41-352 (昭50-12), 3315.
- 2) H. Neuber, Kerbspannungslehre, (1958), 161, Springer.
- 3) 大久保, 機誌, 62-488 (昭34-9), 1722.
- 4) A. Atsumi, J. App. Mech., 24-4 (1957-12), 565.
- 5) K. Nishioka (ほか1名), J. App. Mech., 29-3 (1962-9), 575.
- 6) 西田, 応力集中, (昭44), 森北出版.
- 7) 村上・川辺, 機論, 28-185 (昭37-1), 13.
- 8) 村上・川辺, 機論, 28-194 (昭37-10), 1344.
- 9) 若原, 未発表.
- 10) 西谷, 機論, 31-221 (昭40-1), 48.
- 11) 西谷, 機論, 34-259 (昭43-3), 371.
- 12) 若原・末永, 機講論, No 748-2 (昭49-5), 17.