620, 178, 322, 3-181, 2 : 539, 431, 016, 3

大形疲れ試験の結果について*

(第 4 報, 段付試験片のき裂進行)

星 野 次 郎**

Some Studies on Fatigue of Large Steel Specimens
(Part 4, Propagation of Fatigue Crack on Shoulder Fillet Specimens)

by Jiro HOSHINO

The author has studied the relationship between the stress and the propagating speed of fatigue crack by analysing shelly pattern on fracture surface of shoulder fillet specimens obtained by the tests described in Part 3.

This analysis was based upon the assumption of the stress σ on the cross section of fillet as follows :

$$\sigma = C_1 \eta + C_2 \eta^3$$

where η : distance from neutral axis for bending

C_1, C_2 : constants given by stress concentrating factor

As the results of above studies, it has been presumed that the propagating speed of fatigue crack may be reduced due to coaxing effect and strain hardening at the tip of fatigue crack, where the speed is smaller than $0.2 \mu/c$.

When the speed exceed $0.2 \mu/c$, it may be obtained from the following formula :

$$v_c = \frac{\nu \sigma_n - \sigma_0}{8 + 50 \phi_r^2}$$

where $\nu \sigma_n$: stress on edge line of fracture surface kg/mm^2

v_c : speed of fatigue crack propagation μ/c

σ_0 : fatigue strength of specimen having fine crack kg/mm^2

ϕ_r : stress gradient on surface layer of cracking part $\text{kg/mm}^2/\text{mm}$

1. 緒 言

さきに大形疲れ試験結果の第 2 報⁽¹⁾として $125 \phi \text{mm}$ 平滑試験片における疲れ破面の貝がら模様の形状, 疲れき裂の進行速度と応力との関係について考察をのべた. 平滑試験に続いて行なった $135 \phi \text{mm}$ の段付試験片の疲れ試験⁽²⁾においても, 第 2 報と同様な考察を行ない, ここに, 段付試験片のき裂進行につき, 試験片の応力と疲れき裂の進行速度の関係をのべる.

2. 試験方法

段付試験片を用いた大形疲れ試験の方法は第 3 報⁽²⁾に詳しく述べており, 要約すれば, 第 1 表に示すような機械的性質, 化学成分を有する試験材より, 第 1 図に示す形状の段付試験片を作り, すみ肉半径を 15 mm ,

25 mm , 40 mm の 3 種として試験を行なったものである.

き裂進行状況を研究する方法は, すみ肉部に生ずる疲れき裂を, 発生初期に検出し, 次にき裂の進行状況を観察しながら, 試験荷重を反復増減し, 破面に貝がら模様を描かせるものであり, 第 2 報⁽¹⁾にのべた平滑試験の場合と同様である. しかしながら, 平滑試験片においては, 破面に現われるき裂起点は通常 1 個であるが, 段付試験片においては, 疲れ限度付近の応力で破断した場合のみ, き裂起点は 1 個となり, 応力がさ

第 1 図 試験片寸法

* 昭和 35 年 4 月 2 日 第 37 期通常総会講演会において論文講演として講演, 原稿受付 昭和 34 年 11 月 30 日.

** 正員, 日本海事協会技術研究所 (三鷹市新川 700).

らに大きい場合は2個以上のき裂起点が現われる。

第2報のように、き裂縁線上の応力を算定し、これと疲れき裂の進行速度との関係を求めるためには、単一なき裂にて破面が必要であり、複数のき裂によって破断したものは、き裂縁線上の応力算定が不可能である。その理由は、き裂縁線上の応力算定は、破面がすべて、引張応力側にある場合のみ可能であり、その一部が圧縮応力側にはいった場合には、破面は圧縮応力の一部を受持つと考えられ、曲げの中立軸を正確に求めることができないためである。

第3報⁽²⁾にのべた試験結果において、き裂発見後、破断に至る間の荷重操作は、すべての試験片について行なった。これらのうち、解析可能な破面が得られたものは、試験番号 B16 (40R), B19, 21 (15R) の3個であり、25R について、B13 はき裂の発見が遅れ、B12 は隣接して2個のき裂がみられ、いずれも解析には不相当であるが、他に適当なものがなくやむを得ず B12 を用いることとした。

第2表は、き裂発見までの試験応力および繰返し数、発見時のき裂長さ、き裂発見後の荷重操作のそれぞれ

に対応する試験片平滑部の応力 σ_n と繰返し数 N などを表示する。同表において N の欄に * 印をつけたものは、試験機の回転 1250 rpm、無印のものは、560 rpm またはそれ以下を意味する。

一般に、段付試験片のき裂進行は、平滑試験片に比して緩慢であり、すみ肉半径が小となるにしたがい、この傾向は顕著となっている。

3. 試験結果

3.1 破面の貝がら模様 第2表の荷重操作によって得られた破面の写真を第2図に、貝がら模様を第3図に示す。

いずれの図においても、(a)~(c) はそれぞれ B16 および B19 の破面を表わし、第3図には貝がら模様の線につき、それぞれ第2表の荷重操作番号を記入した。破面は平滑試験のそれに比し、非常に平滑であり、かつ、フレッチングにより赤かっ色に変色している。破面の貝がら模様は写真に示すようにやや不鮮明であり、特に、き裂発生後長時間の試験を行なって破断した B19 の破面には、貝がら模様のほかに、断面

第1表 供試材の機械的性質および化学成分

材 種	機械的性質 (JIS 4 号試験片)				化 学 成 分 %					125 ϕ mm 疲れ限度 kg/mm ²
	降 伏 点 kg/mm ²	引 張 強 さ kg/mm ²	伸 び %	絞 率 %	C	Si	Mn	P	S	
B 1151	30.0~33.5	49.8~52.0	31.8~37.5	52.0~62.7	0.22	0.28	0.59	0.031	0.015	23.4

第2表 き裂発見後の荷重操作

試験番号	き裂長さ mm		き裂 発見時	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4	No. 5	No. 6	No. 7	No. 8	No. 9	No.10	No.11	No.12	No.13
B12 (25R)	2個 60,10	σ_n kg/mm ² $N \times 10^3$	18.9 957.3*	8.1 8.6*	17.62 28.4*	10.15 21.5*	18.9 42.1*	11.21 2.2*	18.9 21.2	9.08 41.5*	15.49 25.7*	8.01 19.1*	14.42 10.0*	8.01 1.7	15.49 5.9	9.08 6.9
B16 (40R)	48.5	σ_n kg/mm ² $N \times 10^3$	20.6 1428.6*	10.15 23.1*	13.35 19.7*	19.75 10.8*	12.28 72.6*	17.62 20.2*	14.42 39.0*	11.21 108.9*	15.49 15.5*	9.08 20.3*	12.28 29.2*	14.42 20.0*	16.54 10.5	11.21 12.1
B19 (15R)	66	σ_n kg/mm ² $N \times 10^3$	15.9 5390.2*	10.15 434.7*	12.28 116.8*	6.92 1439.1*	13.35 42.0*	8.01 91.3*	15.49 20.9*	9.08 414.0*	14.42 13.4*	10.15 14.3*	15.38 4.9*	8.01 17.6*	12.28 11.6*	5.34 2.2
B21 (15R)	63	σ_n kg/mm ² $N \times 10^3$	15.0 2917.3*	9.08 168.5*	15.0 46.7*	11.21 123.2*	8.01 112.1*	13.35 36.0*	9.08 46.6*	14.42 27.8*	9.08 40.4*	14.42 17.4*	8.01 99.4*	69.2 50.11*	12.28 28.2*	8.01 46.0*
試験番号	き裂長さ mm			No.14	No.15	No.16	No.17	No.18	No.19	No.20	No.21	No.22	No.23	No.24	No.25	No.26
B12 (25R)	2個 60,10	σ_n kg/mm ² $N \times 10^3$	13.35 6.8	10.15 5.8	13.35 5.1	8.01 8.2	12.28 10.1	6.92 5.4	11.21 6.9	破 断						
B16 (40R)	48.5	σ_n kg/mm ² $N \times 10^3$	15.49 8.6	9.08 6.6	14.42 8.8	10.15 4.2	13.35 6.9	破 断								
B19 (15R)	66	σ_n kg/mm ² $N \times 10^3$	16.02 6.4	10.15 5.2	13.35 10.0	9.08 8.5	5.34 1.7	11.21 8.8	6.92 4.8	11.01 4.8	破 断					
B21 (15R)	63	σ_n kg/mm ² $N \times 10^3$	13.35 22.1*	8.01 128.7*	13.35 12.0*	6.92 139.2	12.28 92.0	8.01 11.8	13.35 5.9	8.01 14.0	12.28 6.2	8.01 13.9	13.35 2.5	8.01 11.0	11.21 45.0	破 断

(a) B16 (40R) 破面

(b) B12 (25R) 破面

(c) B19 (15R) 破面

第 2 図

(a) B16 貝がら模様 (40R)

(b) B12 貝がら模様 (25R)

(c) B19 貝がら模様 (15R)

第 3 図

がこすれた模様が現われている。

貝がら模様の形状は、図に示すように、すみ肉半径が小となるにしたがい、き裂の長さに対する深さの割合が減少し、扁平になっている。

平滑試験片の貝がら模様は、第 2 報にのべたように円弧の一部として近似することができたが、段付試験片の場合は、円弧によって近似しうる範囲は、き裂が小さい場合のみである。また貝がら模様は、き裂起点と軸断面の中心とを結ぶ線に対称とならず、回転方向に進むき裂はおそく、これと逆方向に進むものはすみやかである。しかしながら、B12 の場合を除いて、個々の貝がら模様は、き裂の両端を結ぶ線の中点と、試験片断面の中心を結ぶ軸についてほぼ対称となる。

3.2 すみ肉部表面におけるき裂の状況 段付試験片のすみ肉表面において、疲れき裂は第 3 報⁽²⁾にのべた応力最大の位置に発生する。き裂は発生後第 4 図のように 10~20 mm、円周に沿って進み、次に回転方向に進行するき裂は、大径部へ近づく向きに、また回転と逆方向に進むものは、大径部から遠去かるように、それぞれ進行方向をかえる。したがって、き裂は

第 4 図 表面のき裂進行

進行するにつれて、最大応力部を離れて行く。一方すみ肉部の応力分布は、すみ肉起点付近より応力集中が始まり、第 4 図のように、すみ肉起点よりの角 φ が $10^\circ \sim 30^\circ$ にて最大値となり、ついで急激に減少する。したがって回転方向に進むき裂はある程度進行すると応力の小さい部分にはいるが、回転と逆方向のものは、応力が若干小にはなるが、なお平滑部より大きい範囲を進行する。さきにのべたように、貝がら模様が

大きくなるにつれて、き裂起点に対して左右対称でなくなるのは、このような理由によるものである。き裂が最大応力部をはずれる度合は、すみ肉半径が大きいほど大であるが、この場合には応力分布も比較的均一であるし、また、応力集中が局部的に生ずるすみ肉半径の小さい場合には、き裂はほぼ最大応力部にそって走るため、いずれの場合も、すみ肉部を進行するき裂は、最大主応力よりやや低い値、すなわち、第3報⁽²⁾のせん断ひずみ勢力説による等価応力程度の応力が作用する範囲にあると考えることができる。

4. 試験結果についての解析

4.1 き裂縁線上の応力 さきに第2報⁽¹⁾にのべた平滑試験片において、試験片断面の応力分布は、第5図右に示すように、中立軸よりの距離 η に比例し、き裂によって断面の有効面積が減少しても、この関係がそのまま成立するものと仮定して、き裂縁線の応力を求めることができた。しかしながら段付試験片においては、すみ肉部断面の応力分布は、第5図左のように、表面では $\alpha_K \sigma_n$ (α_K は形状係数) となるが、内部の分布は不明である。みぞ状切欠きの場合には、Neuber⁽³⁾ の解法により応力分布を求めうるが、段付に対する理論的な解法は従来示されていない。

それゆえ、すみ肉部の応力を $f(\eta)$ なる関数にて表わしうるものとし、この関数を求めてみる。 $f(\eta)$ なる関数の条件は、第5図において、O 点を通り Oxy 面に垂直な Oz 軸のまわりに与える応力 σ のモーメントの代数和が、軸に作用するモーメント M に等しいこと、および境界条件、すなわち、表面 ($\eta = \eta_1$) において応力は $\alpha_K \sigma_n$ となることの二つである。第5図において O 点より η なる距離にある微小面積を dA とすれば、(1)、(2) 式となる。

$$\int \sigma \eta dA = \int f(\eta) \cdot \eta dA = M \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$f(\eta_1) = \alpha_K \sigma_n = \alpha_K \eta_1 \frac{M}{I_0} \quad \dots\dots\dots (2)$$

第5図 断面の応力分布

ここに I_0 : 平滑部の断面二次モーメント、

M : 軸に作用する曲げモーメント。

さらに、断面の応力分布は、円形断面の軸について、次の条件を満足すると仮定する。

(a) $f(\eta)$ は、 η の正なる側と負なる側において、O 点に関し対称である。

(b) $\frac{df(\eta)}{d\eta}$ は、 η が正ならば、つねに正である。すなわち、極大または極小値をもたない。

(c) $\frac{d^2f(\eta)}{d\eta^2}$ は、 η が正ならば、つねに正である。すなわち、変曲点をもたない。

上の条件を満足する関数の最も簡単なものは、(3) 式である。

$$f(\eta) = C_1 \eta^{2n+1} + C_2 \eta^{2m+1} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 n および m は 0 または正なる整数で、 $m > n$ とする。(1)、(2) 式に (3) 式を代入し、

$$M = \int C_1 \eta^{2(n+1)} dA + \int C_2 \eta^{2(m+1)} dA \\ = C_1 I_{2(n+1)} + C_2 I_{2(m+1)} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\frac{\alpha_K M}{I_0} = C_1 \eta_1^{2n} + C_2 \eta_1^{2m} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 $I_{2(n+1)}$ 、 $I_{2(m+1)}$: それぞれ断面の $2(n+1)$ および $2(m+1)$ 次モーメント。

(4)、(5) 式より C_1 、 C_2 を求める。

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= \frac{M}{I_0 \eta_1^{2n}} \frac{I_0 \eta_1^{2m} - \alpha_K I_{2(m+1)}}{I_{2(n+1)} \eta_1^{2(m-n)} - I_{2(m+1)}} \\ C_2 &= \frac{M}{I_0 \eta_1^{2n}} \frac{\alpha_K I_{2(n+1)} - I_0 \eta_1^{2n}}{I_{2(n+1)} \eta_1^{2(m-n)} - I_{2(m+1)}} \end{aligned} \right\} \dots\dots (6)$$

したがって $f(\eta)$ は

$$f(\eta) = \frac{M \eta^{2n+1}}{I_0 \eta_1^{2n}} \left\{ \frac{I_0 \eta_1^{2m} - \alpha_K I_{2(m+1)}}{\eta_1^{2(m-n)} I_{2(n+1)} - I_{2(m+1)}} \right. \\ \left. + \frac{\alpha_K I_{2(n+1)} - I_0 \eta_1^{2n}}{\eta_1^{2(m-n)} I_{2(n+1)} - I_{2(m+1)}} \eta^{2(m-n)} \right\} \quad \dots\dots\dots (7)$$

前にのべた $f(\eta)$ についての条件 (a)、(b)、(c) は $C_1 > 0$ 、 $C_2 > 0$ ならば満足され、第5図の向きのモーメントを正ととれば、

$$\frac{M}{I_0 \eta_1^{2n}} \frac{1}{\eta_1^{2(m-n)} I_{2(n+1)} - I_{2(m+1)}} > 0$$

であるから、

$$\begin{aligned} C_1 > 0 \text{ より } & I_0 \eta_1^{2m} - \alpha_K I_{2(m+1)} > 0 \\ C_2 > 0 \text{ より } & \alpha_K I_{2(n+1)} - I_0 \eta_1^{2n} > 0 \end{aligned}$$

すなわち

$$\frac{I_0 \eta_1^{2n}}{I_{2(n+1)}} < \alpha_K < \frac{I_0 \eta_1^{2m}}{I_{2(m+1)}} \quad \dots\dots\dots (8)$$

形状係数 α_K について (8) 式を満足するよう m および n を選べば、 $f(\eta)$ は (7) 式にて定まる。円形断面

において、断面の各モーメントは、半径を r として、

$$I_2 = \frac{\pi r^4}{4}, \quad I_4 = \frac{\pi r^6}{8}, \quad I_6 = \frac{5\pi r^8}{64},$$

$$I_8 = \frac{7\pi r^{10}}{128}$$

であり、これらを用い、かつ、 $I_0 \doteq I_2$ として (8) 式より α_K と m, n の関係を求めれば、

$$\begin{array}{ll} n=0, m=1 & 1 < \alpha_K < 2 \\ n=0, m=2 & 1 < \alpha_K < 3.2 \\ n=0, m=3 & 1 < \alpha_K < 4.57 \\ n=1, m=2 & 2 < \alpha_K < 3.2 \\ n=2, m=3 & 3.2 < \alpha_K < 4.57 \end{array}$$

このように、 n は α_K の下限、 m は上限によって与えられ、また近似式は一つの α_K につき数多くあるが、このうちどれが最も実際の応力分布に近いかを決定することは、実際の応力がわからないため、困難である。

段付部の疲れ試験において α_K は 1.2~1.7 であり、 $n=0, m=1$ にて近似を行なえば (7) 式は (9) 式に書きかえることができる。

$$\sigma = \frac{M\gamma}{I_2} \frac{I_2\gamma_1^2 - \alpha_K I_4 + \alpha_K I_2\gamma^2 - I_2\gamma^2}{I_2\gamma_1^2 - I_4} \dots\dots (9)$$

次に、段付試験片のすみ肉部にき裂が生じた場合、そのき裂縁線上の応力を算定する方法を考える。いま、すみ肉部の断面において、第 6 図に示すように、 $\widehat{ACB}$ 間にき裂があり、き裂縁線 ADB までの間が破断しているものとする。この場合曲げ応力を受持っている有効断面は、原断面の中心 O を通り、 Oy 軸と垂直な Oz_0 軸に関し、対称とならず、したがって、き裂のない断面と同様に中心 O について対称な応力分布を仮定することは明らかに矛盾する。図のようなき裂縁線上の応力は、正確には、段付の大径部と小径部の比、破面の形状、すみ肉半径などにより複雑な関数関係にて示されるものと想像され、解析的な解法は全く不可能と考えられる。

いま、試みに第 6 図の有効断面の図心を Og とし、

第 6 図

Ogy 軸に垂直に Ogz 軸をとり、この軸と α なる角度をなす Ogz' 軸のまわりに、 M なる曲げモーメントが作用する場合を考え、 Ogz 軸のまわりに作用するモーメント成分 $M \cos \alpha$ につき、(9) 式にならった表示をなし、これを (10) 式とする。

$$\sigma_z = \left(\frac{My \cos \alpha}{I_{2z}} \right) \times \left(\frac{I_{2z}\gamma_1^2 - \alpha_K I_{4z} + \alpha_K I_{2z}\gamma^2 - I_{2z}\gamma^2}{I_{2z}\gamma_1^2 - I_{4z}} \right) \dots (10)$$

ここに、 I_{2z}, I_{4z} : 第 6 図の有効断面の Ogz, Ogy 軸に関する二次および四次モーメント。

(10) 式の第 1 項は、断面の応力分布が、中立軸からの距離に正比例する場合の応力を示し第 2 項は、応力分布が直線的でないための補正を行なう、という形式を示している。それゆえ、段付すみ肉部におけるき裂縁線上の応力は、断面の応力分布が直線の場合の値に、ある補正項を乗じた算式にて示されると考えるのが便利である。この補正項を厳密に求めることは全く不可能であるが、実験結果を整理解析するの一つの手段として、補正項は (10) 式の γ_1 を試験片の半径 r に等しいとおいて示しうものと仮定する。

上にのべた仮定を行なえば、はりの非対称曲げの解法にしたがって、き裂縁線上の点 b の応力 σ_b は (11) 式にて示すことができる。

$$\begin{aligned} \sigma_b &= \sigma_z + \sigma_y \\ &= \frac{My \cos \alpha}{I_{2z}} \frac{I_{2z}r^2 - \alpha_K I_{4z} + (\alpha_K - 1)I_{2z}\gamma^2}{I_{2z}r^2 - I_{4z}} \\ &\quad + \frac{Mz \sin \alpha}{I_{2y}} \frac{I_{2y}r^2 - \alpha_K I_{4y} + (\alpha_K - 1)I_{2y}z^2}{I_{2y}r^2 - I_{4y}} \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

ここに、 I_{2z}, I_{4z} : Ogz 軸のまわりの断面二次および四次モーメント

I_{2y}, I_{4y} : Ogy 軸のまわりの断面二次および四次モーメント

y, z : b 点の Ogz 座標

曲げモーメントの軸 Ogz' は回転するため、 σ は α によって変化し、 σ_b の最大値 $(\sigma_b)_{\max}$ および最大値を与える角度 α' は (12), (13) 式にて示される。

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_b}{d\alpha} &= -\frac{My \sin \alpha}{I_{2z}} \frac{I_{2z}r^2 - \alpha_K I_{4z} + (\alpha_K - 1)I_{2z}\gamma^2}{I_{2z}r^2 - I_{4z}} \\ &\quad + \frac{Mz \cos \alpha}{I_{2y}} \frac{I_{2y}r^2 - \alpha_K I_{4y} + (\alpha_K - 1)I_{2y}z^2}{I_{2y}r^2 - I_{4y}} = 0 \\ \tan \alpha' &= \frac{z}{y} \frac{I_{2z}}{I_{2y}} \frac{I_{2y}r^2 - \alpha_K I_{4y} + (\alpha_K - 1)I_{2y}z^2}{I_{2z}r^2 - \alpha_K I_{4z} + (\alpha_K - 1)I_{2z}\gamma^2} \dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

$$\nu_b = \frac{(\sigma_b)_{\max}}{\sigma_n} = \frac{1}{r} \left\{ \frac{y \cos \alpha'}{i_{2z}} \times \frac{I_{2z}r^2 - \alpha_K I_{4z} + (\alpha_K - 1)I_{2z}y^2}{I_{2z}r^2 - I_{4z}} + \frac{z \sin \alpha'}{i_{2y}} \frac{I_{2y}r^2 - \alpha_K I_{4y} + (\alpha_K - 1)I_{2y}z^2}{I_{2y}r^2 - I_{4y}} \right\} \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここに、 ν_b ：き裂縁線上の点bにおける応力倍加率

σ_n ：平滑部の応力

$i_{2z} = I_{2z}/I_0$, $i_{2y} = I_{2y}/I_0$ (I_0 ：き裂のない断面の主二次モーメント)

破面上の貝がら模様のそれぞれにつき、断面主軸のまわりの断面二次および四次モーメントを算定し、(12)式より α' を求めれば、(13)式によって応力倍加率 ν を求めることができる。

前にのべた、すみ肉部表面のき裂進行の状況を考慮し、15R, 25R, 40R, 100Rにつき、それぞれ形状係数を1.50, 1.36, 1.19および1.04として、各貝がら模様につき ν を求める。

第7図は、各貝がら模様の、回転と逆方向の側にb点をとって求めた ν の値をy軸に、き裂角度 θ (第6図参照)をx軸にとって示し、図の太い線は、すみ肉部表面を、細い線はき裂縁線の中央を表わしている。なお同図に第2報⁽¹⁾にのべた平滑試験の場合をも参考のため付記した。第7図において、外周上の応力倍加率 ν はき裂のない場合 α_K に等しく、き裂角度 θ が増すにしたがって ν も増大するが、 θ が30°までの範囲では、増加の度合は形状係数 α_K が大きいほど少なくなっている。 θ が30°を越えると ν の増加はしだいに激しくなり、40°以上では、 α_K が1.50の15Rの場合は ν が他のものに比しつねに大きい、その他のものは入り混って、ほぼ一様の増加をましている。

第7図 ν と θ の関係

る。またき裂縁線の中央においては、き裂がない場合 ν は α_K に等しく、き裂が生ずると ν は減少し、その度合は α_K が大きいほど激しく、 θ が40°以上で α_K が1.50の場合を除き、他はほとんど一様な値となり、急激に増加している。

4.2 き裂進行速度と応力の関係

き裂進行速度は、第3図の貝がら模様について相隣る線の間隔を測定し、き裂がその間を進むに要した繰返し数 N で割り、応力1 cycleにおけるき裂進行距離 $v_c \mu/c$ (き裂進行速度と呼ぶ)として表わすことができる。き裂進行速度とき裂縁線の応力との比較は、応力の計算を行なった貝がら模様の上の点bにつき、き裂進行速度を求めて行なった。

第8図(a)~(d)はそれぞれB10, B16, B12, B19, 20の各破面の貝がら模様について、き裂進行速度 v_c と、き裂縁線上の応力 $\nu\sigma_n$ の関係を示す。図において折線に結ばれた点は、一つの貝がら模様の線上にとった各点の計算結果であり、右端は試験片外表面を、左端はき裂縁線の中央を表わし、かつ、折線に付した数字は第2表の荷重操作番号を示す。

これらの図において、き裂速度が零、すなわちき裂が進行しないとして示した点の中には、きわめてわずかの進行は認められるが、繰返し数 N が大きいのために、き裂速度を求めることが困難なものも含まれている。

第8図より、 v_c と $\nu\sigma_n$ の関係について近似式を求めれば、一次の近似式(14・a)、二次の近似式(14・b)をうることができる。

$$v_c = \frac{\nu\sigma_n - \sigma_0}{B} \quad \dots\dots\dots (14 \cdot a)$$

$$v_c = \frac{(\nu\sigma_n - \sigma_0')^2}{A} \quad \dots\dots\dots (14 \cdot b)$$

ここに、

σ_0 ：き裂進行が始まる限界の応力、試験材料について、 $\sigma_0 = 11.5 \text{ kg/mm}^2$

σ_0' ：材料定数。試験材料について、 $\sigma_0' = 7.0 \text{ kg/mm}^2$

B ：形状係数に関する定数。形状係数が1.04, 1.19, 1.36, 1.50に対し、それぞれ、16.5, 25, 33, 44

A ：形状係数に関する定数。形状係数が1.04, 1.19, 1.36, 1.50に対し、それぞれ、400, 650, 900, 1300

(14・a), (14・b) 式の二つの近似式は, それぞれ近似する範囲が異なっている. すなわち (14・a) 式は, $\nu\sigma_n$ が $1.5\sigma_0$ より大で材料の降伏強さ σ_0 より小さい範囲で近似値を与え, かつ定数 σ_0 はき裂進行が始まる限界の応力, いいかえれば, 材料のき裂疲れ限度を表わす. 一方, (14・b) 式は $\nu\sigma_n$ が $1.5\sigma_0$ より大なる範囲でやや精度のわるい近似値を与え, σ_0' は単なる材料定数で σ_0 のような意味をもたない. $\nu\sigma_n$ が $1.5\sigma_0$ より小さく σ_0 より大きい範囲では, 第 8 図 (b) の 6, 7, 9, (c) の 3, (d) の 1, 2, 7 などのように, 近似式のいずれにも合致しない非常に緩慢なき裂進行がみられる.

5. 考 察

5.1 仮定の妥当性に関する検討 以上, 段付試験片すみ内部のき裂進行について, 仮定のもとに, き裂縁線の応力を推定し, き裂速度との関係求めた. 次にその結果から逆に, 仮定が正しいものであるか否かを検討する.

仮定の当否を検討する方法は, 第 2 報⁽¹⁾にのべたように, 試験結果から求めたき裂縁線上の応力 $\nu\sigma_n$ とき裂進行速度 v_c との関係によって, 実際の貝から模様の形状が説明しうるかどうかを確かめることであり, それは第 8 図の折線が, 近似式を示す線と合致するかを調べることに帰着する. すなわち, もしこれ

第 8 図

が完全に合致していれば、貝がら模様の線上の任意において仮定にもとづいて求めた応力 $\nu\sigma_n$ を、近似式(14・a, b)に代入して算出したき裂速度は、実際の貝がら模様の線の間隔から求めたものと完全に一致し、貝がら模様の形状を証明することができるわけである。前にのべたように、(a), (b), (c)においては折線は近似式とほぼ一致し、形状係数が1.36以下においてはほぼ妥当なものと考えられる。しかしながら図(d)の α_K が1.50の場合には、折線の屈曲が激しく、近似式に対しばらつきが大きい。この事実、 α_K が1.50になると、応力算定の仮定が実態と異なったものになることを意味し、かつ第7図の ν と θ の関係においても、 θ が 40° 以上において α_K が1.50の場合のみ異なった値を示したことから裏付けられるものである。

5.2 き裂先端の応力集中 き裂先端部には、疲れき裂の先端がきわめてせん鋭であるため、非常に大きな応力集中を生じ、局部的に塑性変形を起すものと考えられる。き裂の進行速度と応力の関係を求める場合、き裂先端の局部応力はき裂の深さに関係なく一定と考え、き裂により有効面積が減少した影響を応力倍加率 ν として求めた。しかしながら、試験結果より得られたき裂進行速度と、き裂縁線の応力関係を詳しく説明するには、き裂先端の局部応力に着目する必要がある。いま、き裂先端の局部的な形状係数を α_c とすれば、き裂先端部の応力は $\alpha_c \nu \sigma_n$ にて示すことができる。 α_c は非常に大きいから $\alpha_c \nu \sigma_n$ は材料の降伏点を越え、き裂先端部には $\nu \sigma_n$ に対応した塑性変形部が形成されるものと考えられる。試験片に繰返し応力が作用すれば、塑性変形部のひずみはしだいに蓄積されて破壊を生じ、き裂は進行して行くが、繰返し応力が小さいと蓄積された塑性変形は、この部分の強化現象とつりあい、き裂は進行しない状態となる。

き裂の進行速度は、き裂先端部に生ずる塑性変形層の大きさに関係し、塑性変形層の大きさは、 $\nu \sigma_n$ に応じて変化するために、結果としてき裂進行速度は $\nu \sigma_n$ に応じて変ると考えることもできる。しかしながら、き裂先端に起る強化現象はきわめて複雑であり、上にのべたものは塑性変形層の加工硬化のみであるが、塑性変形層の周囲はき裂進行に伴ってコーキング効果を受け、この部分にも強化現象がおこる。き裂進行に伴うき裂先端の強化現象、およびき裂先端部における応力振幅の変化などについては、それぞれ詳細な研究結果⁽⁴⁾⁽⁵⁾が発表されているので、ここでは省略する。このような、き裂先端の強化現象は、いずれも、き裂先端に作用する応力の繰返し回数が多の場合に現われ

るものと想像される。すなわち、 $\nu \sigma_n$ が大きいと、き裂先端にはわずかな繰返しで破壊が発生し、強化現象の影響はあらわれないが、 $\nu \sigma_n$ が小さいと、き裂先端に塑性変形が蓄積されて破壊が発生するまでに、この付近は非常に多く応力の繰返しを受け、強化現象が起り、き裂はつねに強化した層を進行する結果となり、いっそうき裂進行はおそくなる。

試験結果と比較して、強化現象を考えてみれば、 $\nu \sigma_n$ が $1.5 \sigma_0$ より小という範囲では、き裂先端に強化現象が起り、 $1.5 \sigma_0$ より大きいとその現象が起らないとみることもできるが、一方上にのべたように強化現象が、応力の繰返し数の多い場合に現われることより推察して、き裂の進行速度そのものによっても影響されることが考えることができる。

試験結果より、き裂の進行速度と $\nu \sigma_n$ の関係に一種の遷移現象が現われる範囲を求めると、 ν_c が約 $0.2 \mu/c$ 付近であり、これ以上では(14・a), (14・b)の近似式が成立し、これ以下ではき裂進行速度が著しくおそくなっていることがわかる。

5.3 き裂進行速度と応力こう配の関係 き裂進行速度と応力 $\nu \sigma_n$ の関係は、形状係数によって変化している。これは前にのべたき裂先端部の塑性変形層が、応力こう配が小さいときには大きく、それが大きいときは変形層が小さくなるということと、これに加えて、塑性変形層が大きいときき裂進行は速くなり、き裂先端の強化現象の影響がなく、塑性変形層が小さいと、き裂進行がおそくなり強化現象が現われるために、いっそうき裂進行速度が低下するという、二つの現象が重複して作用して作用しているためと想像される。

いま、これらの複雑な影響を、応力こう配のみの影響に単一化するため、き裂のない場合の試験片すみ肉部表面の応力こう配を(9)式より求める。(9)式を η について微分し、 η を r とおけば(15)式をうる。

$$\Phi_r = \left(\frac{d\sigma}{d\eta} \right)_{\eta=r} = \left[\frac{M}{I_2} \left\{ (2-\alpha_K) + 6(\alpha_K-1) \frac{\eta^2}{r^2} \right\} \right]_{\eta=r} \\ = \frac{M}{I_2} (5\alpha_K-4) = \frac{\sigma_n}{r} (5\alpha_K-4) \dots\dots\dots (15)$$

厳密な意味においては、き裂縁線上の応力 $\nu \sigma_n$ は、表面からの距離によって変化し、また、き裂進行速度もき裂先端の強化現象によって変るものであるが、これらを総括し、試験片すみ肉部表面の応力こう配 Φ_r と(14・a), (14・b)式の係数 A, B との関係を検討する。

(15)式において、 σ_n をき裂発生までの繰返し応力、 r をすみ肉起点の試験片の半径、 α_K を前に用いた値にとり、各すみ肉半径について Φ_r を求め、 A, B

第 3 表 応力こう配と A, B の関係

試 験 片 寸 法	125 mm 直 径		135 mm 直 径		
	B9 B11 平 滑	B10 100R 段 付	B12 40R 段 付	B16 25R 段 付	B19 15R 段 付
σ_n kg/mm ²	25.2	24.0	20.6	18.9	15.9
r mm	61.3	64.0	67.5	67.5	67.5
α	1.0	1.04	1.19	1.36	1.50
$\phi = \left(\frac{d\sigma}{dn}\right)_n = \frac{\text{kg/mm}^2}{r \text{ mm}}$	0.411	0.450	0.596	0.785	0.826
A	400	400	650	900	1,300
B	17	16.5	25	33	44

とともに第 3 表に示す。

A, B の値のうち、15R のものは前にのべたように若干の疑問があるが、第 3 表の A, B および ϕ_r を第 9 図に示す。同図より、 A, B は ϕ_r の関数として近似的に表わし、これを用いて (14・a), (14・b) 式を次のように書き改めることができる。

$1.5\sigma_0 < \nu\sigma_n < \sigma_s$ において

$$v_0 = \frac{\nu\sigma_n - \sigma_0}{8 + 50\phi_r^2} \quad \dots\dots\dots (16 \cdot a)$$

$1.5\sigma_0 < \nu\sigma_n$ において

$$v_0 = \frac{(\nu\sigma_n - \sigma_0')^2}{150 + 1500\phi_r^2} \quad \dots\dots\dots (16 \cdot b)$$

6. 結 論

以上段付試験片のすみ肉部における疲れき裂の進行につき行なった試験結果、およびこれに関する考察をのべた。疲れき裂の進行にはなお多くの未知の問題が残されているが本報告を要約し、疲れき裂の進行につき、次のような推論を与えることができる。

(1) 段付試験片の破面に現われる貝がら模様は、すみ肉半径が小となるに従い、き裂の長さに対する深さの割合が減少し、扁平な形状となる。

(2) 疲れき裂の進行速度は、同一のき裂縁線応力についても、き裂先端に強化現象が現われるか否かによって相違する。

(3) き裂先端部の強化現象はき裂進行速度が応力 $1c$ あたり 0.2μ 以下の場合顕著となり、これ以上では現われない。

(4) き裂先端部の強化現象が現われない場合、疲れき裂の進行速度は、き裂縁線の応力 $\nu\sigma_n$ および試験片表面の応力こう配 ϕ_r の関数として近似的に次式により示される。

$1.5\sigma_0 < \sigma < \sigma_s$ において

$$v_0 = \frac{\nu\sigma_n - \sigma_0}{8 + 50\phi_r^2}$$

または $1.5\sigma_0 < \sigma$ において

第 9 図 ϕ_r と A および B の関係

$$v_0 = \frac{(\nu\sigma_n - \sigma_0')^2}{150 + 1500\phi_r^2}$$

ここに、 v_0 : 疲れき裂が 1 回の応力繰返しにより進行する距離 μ/c

ν : き裂により有効断面積が減じたためのき裂縁線上の応力倍加率

σ_n : 試験片平滑部の応力 kg/mm²

σ_0 : 疲れき裂が進行し始める応力 (き裂疲れ強さ), 供試材にて $\sigma_0 = 11.5$ kg/mm²

σ_0' : 材料定数, 供試材にて $\sigma_0' = 7.0$ kg/mm²

ϕ_r : き裂を生ずる部分の表面層における応力こう配 kg/mm²/mm

σ_s : 試験材の降伏強さ, 供試材にて $\sigma_s = 31$ kg/mm²

最後に本研究につき多くの有益な御教授をいただいた日本海事協会技術参与の諸先生、ならびに日本海事協会技術研究所所長 原 三郎氏に厚く謝意を表するとともに、煩雑な計算に従事された野口君の労を多とするものである。

文 献

- (1) 星野, 東京秋期講演大会前刷集, No. 12 (昭 34-4-1), 65.
- (2) 星野, 新井, 本論文集, 25 ページ.
- (3) Neuber, *Kerbspannungs Lehre* (1937), Julius Springer.
- (4) 河本, 木村, 機械学会論文集, 25, 155 (昭 34-7), 552.
- (5) 石橋, 材料試験, 7, 58 (昭 33), 361.

討 論

〔質問〕 (1) B を $(8+50\phi_r^2)$ という形で表現されているが、 α_K と B の関係は付図1のように直線関係があるので、簡単には $B=a+b\alpha_K$ としたらどうか。もちろん $8+50\phi_r^2$ の中に寸法効果の影響を含めようというお気持ちだろうが、それならもう少し直径のかわったものについてやられ、確認した上のほうがよくはないか(問1)。というのは、 v_0 はき裂がある程度はいった内部のものもいっているわけであるか。 ϕ_r は切欠き底表面についてのみの値であるから、必ずしも物理的には妥当でないわけである。どうせ物理的に若干問題があるのだったら実用上便利なほうをとられたらいかがですか。

(2) 私どもで圧入試片のやはり v_0 に当るものを求めているが、付図1で $\alpha_K \div 4$ くらいの場合に適用するようである。この場合試験片直径は 50 mm である。

$$B=a+b\alpha_K \dots\dots\dots (A)$$

が付図1であるが、貴殿のは

$$B=a'+b'\left\{\frac{\sigma_n}{r}(5\alpha_K-4)\right\}^2 \dots\dots\dots (B)$$

となり、 r が小さいほど B が大きくなるというわけである。あるいは

$$B=a''+b''(c'+d'/r) \dots\dots\dots (C)$$

という形ではないか。

B の形は重要で、小さい試片でやった実験を直径 200 mm に相当するものになおすのに、(A) 式または (B)、(C) 式のいずれかをつかうべきかにより答が違って来るわけである。はなはだ面倒なお願いであるが、ぜひ同一 α_K で直径のかわった試片について B を求め、 B の式の形を確認していただきたい。

(3) $\sigma_0=11.5 \text{ kg/mm}^2$ (42 ページ) はき裂進行の

付 図 1

始まる限界の応力としてあるが、今回の実験の引張強さと私どものやっったときの引張強さ(問2)、あるいは大内田氏(問3)のと比較して少し大になり、むしろ $\sigma_0'=7.0 \text{ kg/mm}^2$ のほうが近いように思うのですが、もちろ

ん材料が違うといってしまうとそれまでであろうが、割れの進みをみると、時々とめられて少し下の応力をかけておられるが、そのとき coaxing あるいは圧縮残留応力が発生して変化するということはないか。

(中村 宏)

〔回答〕 (1) B を表す近似式は第3表の σ_n , r および α_K 等と B の関係を示すものであり、同一寸法の試験片については中村氏の付図1のように B と α_K はほぼ比例している。しかしながら第2報⁽¹⁾(平滑試験片のき裂進行)にも述べたように、き裂進行速度は試験片が小となるに従い急激に減少するものであるため、試験片寸法の影響と応力集中の影響とを同時に包含する表示法として、き裂発生部の表面層の応力こう配をとった。

次に、応力こう配と B の関係をプロットした第9図において、 B が ϕ_r に比例するという近似を行なうと、 $\phi_r=0$ において $B=0$ となり、試験片寸法が非常に大きい曲げ疲れ試験および引張圧縮疲れ試験の場合、き裂進行速度が無限大となるという矛盾を生ずるため、(16)式のように B が ϕ_r^2 に比例するという関係式を用いた。

(2) 50φmm の圧入試験において、中村氏の B の値は、き裂進行速度が $0.2 \mu/\text{c}$ 以下のき裂先端に生ずる強化現象の影響が著しく現われる範囲にあり、そのために B の値が非常に大きくなったものと想像される。このような場合の B は本文中にも述べているように、(16・a)式にて一般的に表わすことは困難であり、したがって圧入試験の結果を直ちに第9図と比較することはできない。

(3) き裂疲れ強さは厳密な意味においては、き裂先端がきわめて先鋭でかつ、その深さが無視しうような切欠きを有する平滑試験片について求める必要がある。切欠きによって断面積が変化する場合は、その影響を除いて考える必要があり、また切欠きの深さが無視し得ない場合は、き裂部を除いた残りの断面について応力を定義すべきものと考えらる。

き裂進行の始まる限界の応力 σ_0 は、大きな応力を加えてき裂がすみやかに進行している状態から荷重を下げて σ_0 に近づけた場合、き裂進行が停止することによりいちおう推定される。しかしながら、逆に小さな応力から荷重を増して σ_0 にした場合にはき裂進行は開始せず、それより更に若干応力を増して初めてき裂進行が開始される。これらの現象はいずれもき裂先端の強化現象と関係を有するものと想像される。

(問1) この式ではたとえば、直径=135 mm, $d_u=1.5$ のものと、直径=50 mm, $d_u=1.06$ のものとが同一 B になるわけである。

(問2) 私どもの場合 $C=0.35\%$ 鋼で σ_{we} (割れの疲れ限度) は 7 kg/mm^2 程度 [中村, 甘粕ほか, 機械学会論文集, 26, 161 (昭 35-1), 91, 95]。

(問3) 大内田氏の場合 σ_{w2} (V 形切欠きき裂疲れ限度として 6 kg/mm^2) [大内田, 機械学会誌, 62, 484 (昭 34-5), 722]。