352

(昭和 53 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

圧縮予荷重により発生する亀裂を用いた 破壊靱性評価法に関する研究 (第2報)

正員 阪 野 賢 治*

Precompression Cracking Method for Fracture Toughness Test (2 nd Report)

by Kenji Sakano, Member

Summary

It has been found that a sharp crack is formed on releasing the compression load applied to in excess of a certain value at a low temperature as liquid nitrogen temperature (-196 °C), and it has been verified that this precompression cracking phenomenon can apply as a notch tip preparation method to fracture toughness testing.

In this report, the suitable notch tip shape and proper preload magnitude for precompression cracking in specimens for fracture toughness testing are examined. Concerning the notch tip shape, 0.1 mm notch tip radius and $30 \sim 60^\circ$ opening angle are suitable for V shaped notch tip, and 0.2 mm width and 2 mm length are suitable for narrow width saw cut notch tip. Concerning the preload magnitude, the simple estimation method of precompression load in order to obtain a needed crack length and the determination method of proper pretension load are proposed.

The precompression crack extension characteristics in welded joints are also examined experimentally using electrogas welded joint of SM 41 A, submerged arc welded joint of SM 50 B and shielded metal arc welded joint of HT 80. Cracks with a front sufficiently straight in shape are obtained in all joints by the precompression cracking method, although the crack extension length of HT 80/SMAW joint is changed largely in thickness direction by the fatigue cracking method. The precompression induced crack extension length can be estimated roughly by the proposed simple method.

1緒 言

破壊靱性は,一般に,切欠先端に疲労亀裂を導入した 試験片の曲げ試験あるいは引張試験により評価される が,このような試験片を製作するには疲労亀裂を導入す るための装置が必要である。また,疲労亀裂導入時の応 力拡大係数を大きくとれないので,疲労亀裂の導入に長 時間を要することもある。

このような問題を解決する手法として圧縮予荷重亀裂 導入法が有効であることを第1報¹⁾で報告した。これは, 一般構造用鋼材で製作した切欠試験片を -196°C に冷 却し, 圧縮に引き続いて引張の予荷重を負荷することに より亀裂を導入する方法である。

また,前報²⁾ においては,圧縮予荷重を受けた切欠材 の破壊特性を ω⁺ クライテリオンに基づいて理論的に検 討し,それを実験で確認した結果について報告した。

本報告においては、これまでの研究成果ならびに切欠

* 石川島播磨重工業(株)技術研究所

先端形状の影響に関して新しく行なった実験の結果をも とに,破壊靱性評価試験片(切欠曲げ試験片)へ圧縮予 荷重亀裂を導入するための適正な切欠形状および予荷重 量について検討する。また,溶接継手部における圧縮予 荷重亀裂進展特性を実験的に検討する。

2 破壊靱性評価試験片への適正な圧縮 予荷重亀裂導入法

破壞靱性評価試験片(切欠曲げ試験片)への圧縮予荷 重亀裂の導入は,(i)試験片を -196℃ に冷却し, (ii) 切欠側が圧縮となる圧縮曲げ荷重を負荷し,引き 続いて,引張曲げ荷重を負荷するという手順で行なう。 このような手順で得られる亀裂が破壊靱性評価に適した ものとなるための条件を,切欠の形状および圧縮,引張 予荷重量について検討する。

2.1 適正な切欠先端形状に関する検討

(1) 実験および結果

切欠先端形状が亀裂発生、進展特性に及ぼす影響を検

上縮予荷重により発生する亀裂を用いた破壊靱性評価法に関する研究(第2報)



Fig. 1 Specimen

討するために、Fig.1 に示すように、切欠先端形状を種 々変化させた試験片を製作し、圧縮予荷重亀裂導入試験 を実施した。切欠先端形状は、大きく分けて、(a)のV 切欠と、(b)の矩形切欠の2種類である。V切欠に関し ては、その先端半径 ρ ならびに開き角 2θ を変化させた。 矩形切欠に関しては、その幅 2d を変化させた。供試材 は SM 41 A であり、その化学組成および機械的性質は Table 1 に示した。なお、 -196° C における降伏応力 σ_Y は 84.0 kgf/mm² (824 N/mm²)、 K_c は 70.7 kgf/ mm² (693 N/mm²) であった。

圧縮予荷重亀裂は、すべて、 $\sigma_N/\sigma_Y = -1.43$ ($K/\sigma_Y = -4.81\sqrt{\text{mm}}$)の圧縮予荷重を作用させたのち、 $\sigma_N/\sigma_Y = 0.22$ ($K/\sigma_Y = 0.74\sqrt{\text{mm}}$)の引張予荷重を作用させて導入した。ここで、 σ_N は切欠断面における nominal skin stress である。

亀裂発生応力に及ぼす切欠先端形状の影響について検討した結果を Fig.2(a),(b) に示す。縦軸の K_c は, 圧縮予荷重亀裂導入時の除荷開始から亀裂発生までの応力拡大係数Kの変化量 ΔK_c の 1/2 として求めた。

(a)図は、先端半径 ρ あるいは切欠の半幅 $d \geq K_c \geq$ の関係を示したものである。V切欠に関しては、これまでに発表されている多くのデータがそうであるように⁴)、 $K_c \geq \sqrt{\rho}$ の関係がほぼ一次式で表わされるという結果 となっている。矩形切欠に関しては、dが0.05~0.4 mm と変化しても K_c はほぼ一定であるという結果となっている。これは、亀裂発生部分は切欠底のコーナー部であ り(Fig.4 参照)、コーナー部の形状は切欠幅にかかわら ず一定であることによるのであろう。

(b)図は、V切欠の開き角 2 θ と K_c との関係を示し たものである。2 θ が 30~120° と変化しても K_c はほ ぼ一定であるという結果となっている。これは、すべり 線場から得られる塑性拘束係数 p は





Fig. 2 Crack initiation strength K_c in relation to (a) notch tip radius ρ or notch width 2d, and (b) notch tip opening angle 2θ

 $p = 1 + \ln(1 + r/\rho) \qquad (r/\rho \le \exp(\pi/2 - \theta) - 1) \\ p = 1 + \pi/2 - \theta \qquad (r/\rho > \exp(\pi/2 - \theta) - 1)$ (1)

であり⁵⁾, 亀裂発生に関係すると考えられる切欠先端近 傍におけるpの平均的な値は θ に大きくは依存しないこ とと関係があるのであろう。

次に、 亀裂進展長 Δa に及ぼす切欠先端形状の影響に ついて検討した結果を Fig.3(a),(b) に示す。図には 理論値もあわせて示した。これは、外力の変化量 $\Delta \sigma_{eff}$ (= $\Delta K/\sqrt{\pi a}$) と亀裂進展長 Δa の関係を与える式²⁾

$$\int_{0}^{a_{2}} \frac{\Delta\sigma_{\text{eff}}}{\sqrt{a_{2}^{2} - x^{2}}} dx = \int_{a_{0}}^{a_{2}} \frac{p \cdot \sigma_{Y}}{\sqrt{a_{2}^{2} - x^{2}}} dx + \int_{a_{1}}^{a_{2}} \frac{p_{0}\sigma_{Y}}{\sqrt{a_{2}^{2} - x^{2}}} dx$$
(2)

ここで, *a*₀:初期の切欠長さ

$$a_1$$
: 亀裂をも含めた切欠長さ ($=a_0 + \Delta a$)

$$a_2:$$
 亀裂先端に生じる塑性域をも含めた切欠
長さ $(=a_1+\omega_c^+)$

$$\left(\frac{\pi}{2}\right)$$

から求めた。なお、矩形切欠については、切欠の開き角 20 が0であり、先端半径 ρ が d に等しいU切欠とみな して理論値を求めた。 θ あるいは ρ が大きくなれば ρ が 低下するので、亀裂進展長は増大する傾向となる。

(a)図は、切欠の先端半径 ρ あるいは切欠の半幅dと 亀裂進展長 Δa との関係を示したものである。理論値と 実験値はほぼ同じような値となっており、 ρ あるいはdが大きくなれば Δa は増大する傾向にあるがこの傾向は





顕著でないことがわかる。なお、 $\rho=0.8 \, \text{mm}$ のV切欠においては、本実験の予荷重条件では亀裂が発生しなかった。

(b)図は、V 切欠の開き角 2θ と *Δa* との関係を示し たものである。理論値は, θの増大に伴い Δa が大きく 増大する傾向となっているが,実験値は2θが30~120° と変化しても 4a はほとんど変化しないという結果とな っている。このような結果が得られた一因としては,本実 験で用いた切欠のように大部分の切欠面は平行であり, その先端部の開き角だけが変化している切欠の塑性拘束 係数は, θが大きい場合には(1)式で与えられる値よ りも大きいことをあげることができる。例えば、本実験 で用いた試験片において $2\theta = 180^{\circ}$ とした切欠は, 2d=2mm の矩形切欠と同一の形状であるにもかかわら ず,(1)式から得られる pは 1.0 と低い値となる。切 欠の開き角の影響に関しては、本実験に用いたような試 験片の塑性拘束係数をどうとるべきかについての検討は 行なわず、20≥30°の切欠における亀裂進展長は 20= 30°として得られる理論値にほぼ等しいという実験結果 に注目しておく。

試験片の表面における亀裂の進展状況を Fig.4 に示 す。V切欠においては、切欠底部に発生した亀裂がほぼ 切欠の延長上を進展している。矩形切欠においては、切 欠コーナー部に発生した亀裂は、いったん切欠延長方向 から離れたのち徐々に切欠の中心線の延長上へ接近する というろうそくの炎の外形のような進展形状となってい る。また、2*d* が 0.4 mm および 0.8 mm の切欠にお いては、亀裂が両方のコーナーから発生するという現象 もみられた。

亀裂の前縁形状は,切欠先端形状の影響をあまり受け ないようであった。いずれの試験片においても,板厚中 央部の広い範囲にわたって,ほぼ一定の亀裂長さとなっ ており,板表面に近づくに従ってわずかに亀裂長さが増 大する傾向となっていた。



Fig. 4 Precompression crack profile on speicmen surface of various notch tip shape

(2) 検討

亀裂発生の容易さ,亀裂の進展特性,加工の容易さな どを考慮して適正な切欠先端形状を定めれば,V切欠に 関しては,先端半径は0.1mm 程度で開き角は30~60° となる。また,矩形切欠に関しては,幅は0.2mm 程 度,長さは2mm 程度が適当であろう。

なお、 圧縮予荷重時の荷重と切欠縁部における変位 ϕ の関係は、 a_0/w が 0.5 程度の試験片においては、

$$N \ge 0.03 \ K \sqrt{a_0} / \sigma_Y \tag{4}$$

としておけば切欠面が接触するおそれはないであろう。 また、ソーカット切欠の先端部の寸法が0.2 mm の幅で 2 mm の長さであれば、この部分が接触するおそれはま ずないといえる。

2.2 適正な圧縮予荷重量に関する検討

圧縮予荷重亀裂が安定して成長できるのは,引張方向 負荷による塑性域の先端が圧縮予荷重による塑性域の先 端を越えない範囲である²)。すなわち,

$$\Delta a + \omega_c^+ < \omega_{\rm comp.}^- \tag{5}$$

である。なお、ω_{comp}.は圧縮予荷重による塑性域寸法を表わす。

圧縮予荷重亀裂を導入するような状態においては ω^{*}_c≪Δα

であるので,

$$\Delta a = \omega_{\text{comp.}}^{-} \tag{6}$$

として得られる荷重を一応のめやすとすればよい。

外力と塑性域寸法の関係を与える式としては近似式

$$\omega = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K}{p \cdot \sigma_Y} \right)^2 \tag{7}$$

を用い、p としては、Fig.3 の結果を参考にして、 2θ が 30°の場合の値 2.3 を用いることにより、K値で表わ した必要な圧縮予荷重量 K_p は

$$|K_p| \doteq 3.7 \ \sigma_Y \sqrt{\Delta a} \tag{8}$$

となる。

K_pを具体的に求めるためには、一196℃ における降 伏応力が必要である。この値がわからない場合には、 TM委員会で得られた次式⁶⁾

$$\sigma_{Y} = \sigma_{Y_{0}} \cdot \exp\left\{ (329.6 - 66.5 \ln \sigma_{Y_{0}}) \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{293} \right) \right\}$$
(9)

を用いて、室温における降伏応力から推定すればよい。

引張予荷重は, 亀裂を長くし, 圧縮予荷重による材質 劣化, 残留応力などの影響を取り除くため大きい方が望 ましいが, 試験片の破断のおそれがない程度としなけれ ばならない。−196℃ における *K*_c がわかっている場合 には, その値の 0.6~0.8 倍程度の*K*値となるように引 張予荷重を負荷すればよいであろう。また、 K_c が未知 であっても試験片本数に余裕があれば、圧縮予荷重亀裂 が発生した試験片を破断させ、そのときの破断荷重の 0.6~0.8 倍の荷重を亀裂導入のための引張予荷重量と すればよいであろう。試験片本数に余裕がない場合に は、引張予荷重によるK値 K_t を

$K_t/\sigma_Y = 0.7\sqrt{\mathrm{mm}} \tag{10}$

355

とすればほぼ破断の心配はないようである。

以上の予荷重条件により目標とする亀裂長さが得られ なかった場合には、十分な亀裂長さとなるまで、圧縮予 荷重を少し増加させては同じ大きさの引張荷重を作用さ せるという手順を繰返せばよい。

なお、同じ大きさの圧縮予荷重を繰返して負荷した場 合、各除荷段階において亀裂が進展するのではないかと いう期待がある。もし、このような現象が生じるのであ れば、任意の長さの亀裂を小さい予荷重でもって得るこ とができ便利であるが、このような現象は生じないこと が説明され(付録参照)、実験でも確認された。

2.3 規格との関係

疲労亀裂導入時の*K*値の大きさおよび亀裂寸法に関す る ASTM E 399⁷) および BSI DD 19⁸) の規定との関係 について検討しておく。

E399 においては、疲労亀裂導入時の最後の応力条件 におけるK値の最大値 $K_{f(max)}$ に関して次のように規 定されている。

$$\left. \begin{array}{c} K_{f(\max)} / E \leq 0.\ 00032 \sqrt{m} \\ K_{f(\max)} \leq 0.\ 6(\sigma_{Y_1} / \sigma_{Y_2}) K_Q \end{array} \right\}$$
(11)

ここで、 σ_{Y1} 、 σ_{Y2} はそれぞれ疲労亀裂導入温度、破壊 試験温度における降伏応力である。

DD 19 においては,疲労亀裂導入時のK値の最大値 K_(max) に関して次のように規定されている。

$$K_{(\max)} \leq 0.63 \,\sigma_{\rm Y} \sqrt{B} \tag{12}$$

圧縮子荷重亀裂導入時の予荷重量を(11),(12)式の 値と比較する。引張子荷重に関しては,その値は小さ く,しかも,高温域となれば破壊強度は増大し降伏応力 は低下するので,(11),(12)式は満足されるであろう。 E縮予荷重に関しても,K値を負と考えれば(11),(12) 式は満足される。一方,K値の絶対値で考えれば,(11), (12)式はほとんどの場合満足されない。しかし,圧縮 子荷重が破壊試験結果に及ぼす影響は一般構造用鋼材の 靱性が問題となるような温度域においてはほとんどなく なることが予想され,影響があったとしてもそれは靱性 を低く評価する方向であるので,圧縮予荷重量が大きい ことはあまり問題とはならないであろう。

亀裂進展長 Aa に関しては, E399 においては, Aa は 0.05 a 以上および 1.27 mm 以上となっており, DD 19) においては, Aa は板厚 B が 13 mm 以上の場合 2.5 mm 356

日本造船学会論文集 第144号

Table 1(a) Mechanical properties of the materials used

Material	Plate Thickness (mm)	Yield Stress (kg/mm ²)	Tensile Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	vIrs (C)
SM41A	25.4	28.0	48.5	38	+15
SM50B	25.0	41.0	58.0	26	-
HT80	27.0	77.1	82.0	19.5	-88

Table 1(b) Chemical compositions of the materials used

Material	С	Si	Mn	Р	S	Cu	Ni	Cr	Мо	V
SM41A	0.21	0.04	0.77	0.022	0,021	~		-	-	-
SM50B	0.18	0.40	1.48	0.023	0.011	-	-	-	-	-
htgo	0.13	0.26	0.87	0.009	0.005	0.27	0.12	0.73	0.42	0.035

以上, Bが 13 mm 未満の場合には 1.75 mm 以上と定められている。

 Δa が一定値以上という条件を満足するためには K_p を一定値以上とする必要があり((8)式),試験片が小 さい場合には問題を生じるおそれがある。しかし,破壊 靱性を正しく評価するためには規定どうりの亀裂寸法が 必要であるかどうかは検討の余地があろう。

亀裂の進展方向, 亀裂長さの均一性に関しても規定さ れているが, これらは圧縮予荷重亀裂導入法によれば十 分満足されるであろう。

溶接継手部における圧縮予荷重亀裂の 進展特性

As-welded の溶接継手部の破壊靱性を評価するため に溶接継手部へ疲労亀裂を導入すると、疲労亀裂長さが 均一とならず板厚方向で大きく変化する場合が多い。そ こで、亀裂長さをそろえるために、円板を用いて試験片 の側面から圧縮予荷重を作用させる方法が用いられる場 合がある。しかし、この方法を用いた場合、効果が認め られる予荷重量は切欠先端近傍のかなりの範囲にわたっ て塑性変形を生じさせるほど大きい必要があり、試験結 果が予荷重の影響を受けることもある。

ここでは, 圧縮予荷重亀裂導入法でもって適正な形状 の亀裂を導入できるかどうかを実験的に検討する。

3.1 供試材および試験片

供試鋼材は SM 41 A, SM 50 B および HT 80 であ る。供試材の化学組成および機械的性質を Table 1 に示 す。

溶接法は, SM 41 A についてはエレクトロガス溶接 (EG), SM50Bについてはサブマージアーク溶接(SAW), HT 80 については被覆アーク溶接(SMAW)とした。 溶接条件を Table 2 に示す。

試験片は従来と同じく切欠曲げ試験片である。試験片の採取要領を Fig.5 に示す。SM 41 A/EG 継手につい

Table 2 Welding conditions

Steel	Welding process	Wire , F	lux	Voltage (V)	Current (A)	Travel speed (cm/min)	Heat input (KJ/cm)	Edge preparation
SM41A	Electro- gas	HS420 CO2 gas	3 3.2¢ 30∮min	34 ~36	640 ~670	5~7	190 ~240	
SM50B	Subm- erg arc	PFH~6(US 43)A 4.8¢	36	750	30	54	10 10 10 10 10 10 10 10 10 10
HT80	Shielded metal	1-80	4.0∳	25 ~30	195 ~205	13 ~15	22 ~26	15 × 1
	arc	arc	5.0 ¢	25 ~30	250 ~260	16 ~20	22 ~26	15 1 4 5° ×







SM50B/SAW





Notched section



HT80/SMAW Notch tip position

Fig. 5 Notch tip position and notch direction in relation to weld line



Fig. 6 Vickers hardness of welded joints

ては、切欠が溶接線に平行な試験片および切欠と溶接線 とのなす角αが 15°, 30°, 45°の試験片を採取した。 SM 50 B/SAW 継手については、切欠は溶接線に直角と した。HT 80/SMAW 継手については、切欠は溶接線に 平行とした。 圧縮予荷重により発生する亀裂を用いた破壊靱性評価法に関する研究(第2報)

Table 3 Transition temperatures (vTrs, vTrE) obtained by Charpy impact test

Welded joint	Notched	Transition temp.(°C)			
Joint Joint	position	vTrs	vTrE		
	B.M.	15	11		
SM41A/EG	W.M.	-7	-2		
	Bond	48	38		
	HAZ 2mm	31	35		
	B.M.	-88	-90		
HT 80 SMAW	W.M.	-31	-38		
	Bond	-8	-10		

3.2 溶接継手部の一般的特性

各溶接継手の硬度分布を Fig.6 に示す。各継手とも硬 度がかなり変化していることがわかる。

SM 41 A/EG 継手部および HT 80/SMAW 継手部のシャルピー衝撃試験から得られた破面遷移温度 vTrs およびエネルギー遷移温度 vTrs を Table 3 に示す。各位置により遷移温度が大きく変化していることがわかる。

溶接残留応力は、SM 41 A/EG 継手においては、大入 熱の1パス溶接であることから、切欠を加工する位置は ほぼ一様な残留応力となっており、板厚方向へもほぼ一 様に分布していると考えられる。SM 50 B/SAW 継手の 試験片は、その長手方向が溶接線方向であるので切欠先 端部には降伏応力程度の引張残留応力が存在しているで あろう。なお、入熱量が 54 KJ/cm とかなり大きく2層 溶接であるので残留応力の板厚方向での変化は少ないこ とが予想される。HT 80/SMAW 継手は多層盛り溶接で あるので、残留応力は板厚方向で大きく変化しているこ とが予想される。多層盛り溶接の溶接線直角方向の残留 応力は Fig.7 に示すように⁹, Backing side の表面およ び Finishing side の最終層下部に大きい引張の残留応 力が存在することが知られている。

また,いずれの溶接金属部においても溶融境界線近く にはデンドライトが成長しているので, 靱性などの機械 的性質が方向性を有していると考えられる。

以上のことから, SM 41 A/EG 継手 および SM 50 B/ SAW 継手へ圧縮予荷重亀裂を導入することにより, 亀 裂進展特性に及ぼす機械的性質の不均一性ならびにその 方向性の影響を検討できるであろう。また, HT 80/



Fig. 7 Residual stress (perpendicular to weld line) distribution of multi pass weld in thickness direction (after Ref.9)

SMAW 継手の実験を行なうことにより, 残留応力の影響をあわせて検討できるであろう。

3.3 実験結果および考察

(1) 龜裂の進展方向

SM 41 A/EG 継手部における亀裂の進展状況を試験片 表面で観測した。その結果の一部を Fig.8 に示す。比較 のために,疲労亀裂の進展状況もあわせて示す。

亀裂の進展方向はほぼ切欠の延長上であることがわか る。しかし、αが45°の試験片においては、一部、組織 の異方性の影響を受けたと考えられる亀裂進展を示して いる。一方、疲労亀裂は組織の異方性にかかわらずほぼ まっすぐ進展している。このように、組織の異方性から 受ける影響は疲労亀裂に比べて圧縮予荷重亀裂の方がい くぶん大きいようである。SM 50 B/SAW 継手部におい ては、圧縮予荷重亀裂はほぼまっすぐ進展していた。 HT80/SMAW 継手部においては、一部、SM 41 A/EG 継手の場合と同程度の進展方向の傾きが生じたものもあ った。

以上のように, 圧縮予荷重亀裂の進展方向は, 組織の 方向性の影響を受けることもあるが大きいものではな



Fig. 8 Crack profile on specimen surface of various notch tip position and notch direction (SM 41 A/EG)

く、ほぼ切欠の延長方向となることが予想される。

(2) 亀裂の前縁形状

各溶接継手部へ導入した圧縮予荷重亀裂の前縁形状を 疲労亀裂のそれと比較して Fig.9 に示す。

全体として、圧縮予荷重亀裂の方が疲労亀裂よりも均 一な亀裂の進展を示している。特に、HT 80/SMAW 継 手においては、疲労亀裂の長さには大きな差が生じてい るが、圧縮予荷重亀裂にみられる長さの差は少なく、圧 縮予荷重亀裂導入法が破壊靱性評価試験片への亀裂導入 法として適したものであることがわかる。

溶接継手部の特性との対応をみた場合,板厚方向において残留応力が変化している HT 80/SMAW 継手において疲労亀裂の進展量の差が大きくなっている。大きく亀裂が進展する部分は Fig.7 に示した大きい引張残留応力が存在する部分と対応している。また,圧縮予荷重亀裂が,わずかではあるが,大きく進展する部分も同じ位置である。HT 80/SMAW 継手における切欠位置が Fig.5の @~ @ と変化しても亀裂の前縁形状はほぼ同じであること,ならび SM 41 A/EG 継手および SM 50 B/SAW 継手のように板厚方向で機械的性質は変化するが残留応力は変化しない場合には均一な亀裂の進展となることか



Fig. 9 Crack front profile of precompression crack and fatigue crack

ら, 靱性, 強度などの機械的性質の不均一性が亀裂進展 特性に及ぼす影響は少ないことがわかる。以上のことか ら, HT 80/SMAW 継手部における圧縮予荷重亀裂の長 さが平均化されたのは, 圧縮予荷重により切欠先端部の 残留応力が一様となったためと理解できる。

疲労亀裂を導入する場合においても圧縮予荷重を作用 させ(室温でよい)ておけば、同様の理由により、亀裂 長さが平均化されることが予測できる。このことを確認 した実験結果を Fig.10 に示す。圧縮予荷重を作用させ ることにより亀裂長さは平均化されている。また、圧縮 予荷重量の増大に伴い亀裂の進展が速くなっている。し たがって、圧縮予荷重亀裂を導入できないような靱性の よい材料へ疲労亀裂を導入する場合には、圧縮予荷重を 作用させることにより亀裂導入に要する時間を短縮でき るであろう。

(3) 亀裂の進展長

溶接継手部における亀裂進展長について実験値と推定 値を比較した結果を Fig.11 に示す。実験値は試験片の



Fig. 10 Crack front profile of fatigue crack the effect of the precompression load



Fig. 11 Comparison of estimated crack length and experimental crack length of welded joints

両表面において計測した亀裂長さである。推定値は、 (2)式においてpを一定とすることにより得られる式 における $\cos^{-1}(a_1/a_2)$ を $\cos^{-1}\{a_0/(a_0+\omega_c^*)\}$ で近似し、 Δa を陽な形で求められるようにした近似式

$$p \cdot \cos^{-1}\left(\frac{a_0}{a_2}\right) + p_0 \cdot \cos^{-1}\left(\frac{a_0}{a_0 + \omega_c^+}\right) = \frac{\pi \cdot \varDelta \sigma_{\text{eff}}}{2\sigma_Y} \quad (13)$$

を用いて求めた。p は開き角が 30° (2 $\theta = \pi/6$) の切欠 における定常値 (2.3) とした。 -196° C においては, ωt で表わした破壊靱性値は鋼種にかかわらずほぼ 0.05 mm 程度の値となっていたので, ωt は 0.05 mm とし た。降伏応力は,ビッカース硬度 H_V から室温の降伏応 力 σ_{Y0} を $\sigma_{Y0} = H_V/3$ として推定し, σ_{Y0} を (9) 式に 代入することにより求めた。

このように、大まかな推定法であるにもかかわらず, いずれの継手においても、実験値をある程度推定できて いるといえよう。

以上, 亀裂の進展方向, 前縁形状および進展長に関す る実験的検討により, 溶接継手部においても長さがほぼ 均一な圧縮予荷重亀裂を導入することができ, その長さ もほぼ推定できることがわかった。

4 結 論

(1) 破壊靱性評価試験片へ圧縮予荷重亀裂を導入す るための適正な切欠形状および予荷重量について検討し た。

切欠形状に関しては、切欠先端部をV形とする場合に は、その開き角は 30~60°, 先端半径は 0.1 mm 程度と すればよい。切欠先端部を幅の狭いソーカットで仕上げ る場合には、その幅は 0.2 mm 程度、長さは 2 mm 程度 にすればよい。その他の形状は、ASTM E 399, BSI DD 19 などの規定に合わせたものとしておけばよい。

予荷重量に関しては、目標とする亀裂長さを得るため に必要な圧縮予荷重量を推定する方法および引張予荷重 量の決定法を示した(2・2 項)。

(2) 溶接継手部における圧縮子荷重亀裂進展特性を 実験的に検討し,溶接継手部においても長さがほぼ均一 な圧縮予荷重亀裂を導入できることを確認した。また, 亀裂長さを大まかに推定する方法を示した。

なお,疲労亀裂の導入にあたっても圧縮予荷重を作用 させ(室温でよい)ておけば, 亀裂の進展速度が大きく なり,しかも亀裂長さを均一化できることを示した。こ の方法は圧縮予荷重亀裂導入法を適用できない場合の亀 裂導入法として有効である。

終りに,本研究に対して有益なご討論,ご教示をいた だいた金沢 武東大教授をはじめ,日本造船学会溶接研 究委員会第1分科会の委員各位に深く謝意を表します。 また,研究実施にあたって多くのご支援をいただいた, 石川島播磨重工業(株)技術研究所構造強度部の方々に感 謝いたします。

参考文献

- 1) 阪野賢治: 圧縮予荷重により発生する亀裂を用い た破壊靱性評価法に関する研究,日本造船学会論 文集,第141号(1977年6月),282~289.
- 2) 阪野賢治: 圧縮予荷重を受けた切欠材における亀 裂の発生,進展に関する一考察,日本造船学会論 文集,第143号(1978年6月).
- 3) 越賀房夫:予荷重が脆性破壊事故防止に果す役割のDugdale 模型による機構の考察,日本造船学会論文集,第127号(1970年6月).239~245.
- 4) たとえば、安藤柱、小倉信和:切欠からの低応力 ぜい性破壊発生特性と予荷重効果、日本材料強度 学会誌、第 10 巻、第4号(1975), 193~208.
- 5) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford (1950).
- 6) 日本溶接協会: 脆性破壊の発生特性に基づく鋼材の材質判定規準の確立に関する共同研究, 鉄鋼部会技術委員会TM委員会共同研究綜合報告書(昭和 50年11月).
- ASTM: Standards Method of Test for Planestrain Fracture Toughness of Metallic Materials, E 399-74.
- 8) BSI: Method for Crack Opening Displacement (COD) Testing, DD 19-1972.
- 佐藤邦彦,瀬尾健二,岩井健治,高橋大輔:多層 盛溶接による熱応力・ひずみに関する熱弾塑性解 析,溶接学会誌,第42巻,第10号(1973年10 月),51~61.
- 10) D. S. Dugdale : Yielding of Steel Sheets Containing Slits, J. Mech. Phys. of Solids, Vol. 8 (1960), 100~104. and B. A. Bilby, A. H. Cottrell & K. H. Swinden : The Spread of Plastic Yield from a Notch, Proc. Roy. Soc., A 272 (1963), 304~314.

付録 圧縮予荷重を繰返して負荷した場合に おける亀裂の変位挙動と進展特性

切欠試験片へ, Fig. A-1 に示すように $\sigma_{p1} \rightarrow \sigma_{p2} \rightarrow \sigma_{p1}$ …と荷重を繰返して負荷する場合を考える。切欠の幅 は, 圧縮予荷重を負荷しても接触しない程度に広いが, 切欠からの塑性域の広がりは Strip yield 模型¹⁰⁾でもっ て推定できる程度に鋭いとする。

圧縮荷重 σ_p を単純に負荷した場合, Strip yield 模型から計算される位置 x における開(閉)口変位 V_M は次式で与えられる。

$$V_{M}(x;\sigma_{p}) = -\frac{4\sigma_{Y}}{\pi E} \left\{ (a_{0}+x) \cdot \cosh^{-1} \left| \frac{a_{3}^{2}+a_{0}x}{a_{3}(a_{0}+x)} \right| + (a_{0}-x) \cdot \cosh^{-1} \left| \frac{a_{3}^{2}-a_{0}x}{a_{3}(a_{0}-x)} \right| \right\}$$

$$\equiv -V(x; a_{0}, a_{3})$$
(A-1)

なお、 σ_p と圧縮降伏応力下の塑性域の先端 a_3 との間に は次の関係がある。 360





$$\cos^{-1}\left(\frac{a_0}{a_3}\right) = \frac{\pi\sigma_p}{2\sigma_Y} \tag{A-2}$$

 σ_p が σ_{p1} となったときの a_3 を A_3 とし,以後この状態を基準と考える。引張方向へ外力が $\Delta \sigma$ だけ変化し、 亀裂が発生,進展した状態における Strip yield 模型か ら計算される開口変位 ΔV_M は次式で与えられる。 $\Delta V_M(x; \Delta \sigma) = V(x; a_0, a_2) + V(x; a_1, a_2)$

(A-3)

$$\cos^{-1}\left(\frac{a_0}{a_2}\right) + \cos^{-1}\left(\frac{a_1}{a_2}\right) = \frac{\pi \Delta \sigma}{2 \sigma_Y}$$
(A-4)

ところで、実際に観測される開口変位 ΔV_A は、切欠 部においては ΔV_M に等しいが、塑性域 $(a_1 \le x \le a_2)$ に おいては 0 である。亀裂が進展した部分 $(a_0 \le x \le a_1)$ に おいては亀裂が通過するまでの塑性変位が切欠面に残留 することになるので、 ΔV_A は ΔV_M よりも小さくなる。 位置 x における残留塑性変位 $\Delta V_R(x)$ は亀裂先端が位 置 x にあるときの変位 $\Delta V_R(x)$ であると考えることが できる。したがって、 $a_0 \le x \le a_1$ における $\Delta V_A(x)$ は 次のようになる。

 $\Delta V_A(x; \Delta \sigma) = \Delta V_M(x; \Delta \sigma) - \Delta V_R(x) \quad (A-5)$ is,

 $\Delta V_R(x) = V(x; a_0, a'_2) + V(x; x, a'_2)$ (A-6) である。 a'_2 は亀裂先端が位置 x にあるときの塑性 域先 端の座標 ($a'_2 = x + \omega_c^*$) であり、そのときの外力 $\Delta \sigma'$ と 次の関係がある。

$$\cos^{-1}\left(\frac{a_0}{a_2'}\right) + \cos^{-1}\left(\frac{x}{a_2'}\right) = \frac{\pi \Delta \sigma'}{2 \sigma_Y} \qquad (A-7)$$

 $\Delta \sigma$ が $\Delta \sigma_p(=\sigma_{p2}-\sigma_{p1})$ となったときの a_1, a_2 をそれぞれ A_1, A_2 どし, このときの $\Delta V_M, \Delta V_A$ の模式図を Fig. A-1@ に示した。

再圧縮時 (Fig. A-1 の $@\rightarrow @\rightarrow @) \to @)$ においては, 亀 裂先端前方 ($x \ge A_1$) に圧縮の塑性域が形成されるのみ ならず亀裂先端後方 ($x < A_1$) の亀裂面が接触し荷重を 伝える。この亀裂面の接触は亀裂先端から後方に向かっ



Fig. A-2 Pressure distribution caused by crack surface contact

て拡大する。

亀裂面の接触圧の分布は Fig. A-2(a) のようになる と考えられるが、ここでは解析が容易にできるように (b)のような矩形分布であると考える。 (a)の状態から外 力が $\Delta \sigma$ 減少することにより、亀裂面は $a_4 \sim A_1$ 間が接 触し、圧縮の塑性域が a_3 まで広がった場合の開口変位 は次式で与えられる。

$$\begin{split} & \Delta V_M(x; \Delta \sigma_p - \Delta \sigma) = \Delta V_M(x; \Delta \sigma_p) \\ & -V(x; a_4, a_3) - V(x; A_1, a_3) \\ & \Delta V_A(x; \Delta \sigma_p - \Delta \sigma) = \Delta V_A(x; \Delta \sigma_p) \\ & -V(x; a_4, a_3) - V(x; A_1, a_3) \end{split}$$
 (A-9)

なお、 $\Delta \sigma \geq a_4, a_3$ の関係は、

(i) *a*₃ における*K*値が**0** である

(ii) $\Delta V_A(a_4)$ が 0 あるいは負の値である

という2つの条件から定まる。降伏応力は $a_4 \sim A_2$ で - σ_Y ,残留応力は $a_4 \sim A_1$ で 0, $A_1 \sim A_2$ で σ_Y である から条件(i)は

$$\cos^{-1}\left(\frac{a_4}{a_3}\right) + \cos^{-1}\left(\frac{A_1}{a_3}\right) = \frac{\pi \varDelta \sigma}{2 \,\sigma_Y} \tag{A-10}$$

と表わされる。

$$\Delta V_M(x; \Delta \sigma_p - \Delta \sigma_p) = 0$$
 (A-11)
 ξ ts z_o

すなわち,再圧縮終了時の応力,変位状態は,第1 回目の圧縮終了時の応力,変位状態に等しくなっている。

2回目の引張方向負荷時($\widehat{O} \rightarrow \widehat{d}$)においては,降伏 応力は $a_0 \sim A_1$ で 0, $A_1 \sim a_3$ で σ_Y , 残留応力は $a_0 \sim a_3$ で $-\sigma_Y$ であるから, $a_2 \leq A_1$ のときの開口変位は次 のように表わされる。

$$\left. \begin{array}{l} \Delta V_{M}(x ; \Delta \sigma_{p} - \Delta \sigma_{p} + \Delta \sigma) = V(x ; a_{0}, a_{2}) \\ \Delta V_{A}(x ; \Delta_{p} - \Delta \sigma_{p} + \Delta \sigma) = V(x ; a_{0}, a_{2}) \\ \cos^{-1}\left(\frac{a_{0}}{a_{2}}\right) = \frac{\pi \Delta \sigma}{2 \sigma_{Y}} \end{array} \right\} \quad (A-12)$$

また, $A_1 \leq a_2 \leq A_2$ のときの開口変位はつぎのように表わされる。

$$\begin{array}{c} \Delta V_{M}(x; \Delta \sigma_{p} - \Delta \sigma_{p} + \Delta \sigma) = V(x; a_{0}, a_{2}) \\ + V(x; A_{1}, a_{2}) \\ \Delta V_{A}(x; \Delta \sigma_{p} - \Delta \sigma_{p} + \Delta \sigma) \\ = \Delta V_{M}(x; \Delta \sigma_{p} - \Delta \sigma_{p} + \Delta \sigma) \\ \cos^{-1}\left(\frac{a_{0}}{a_{2}}\right) + \cos^{-1}\left(\frac{A_{1}}{a_{2}}\right) = \frac{\pi \Delta \sigma}{2 \sigma_{Y}} \end{array} \right)$$
(A-13)

したがって、 $\Delta \sigma = \Delta \sigma_p$ となったときには、 a_1, a_2 はそ れぞれ A_1, A_2 と等しくなり、 ③の状態と異なるのは a_0 ~ A_1 に残留塑性変形が存在しないことだけである。

次に、3回目の圧縮($(\widehat{\mathbb{O}} \rightarrow \widehat{\mathbb{e}})$)を考える。圧縮開始時 の亀裂面の変位は Fig. A-1 の $(\widehat{\mathbb{O}} \circ \mathbb{E})$ を考える。 で、どの部分から接触を開始するかについては検討を要 する。しかし、外力が σ_{p1} となった $(\widehat{\mathbb{O}} \circ \mathbb{E})$ 能において は、 $(\widehat{\mathbb{O}} \circ \mathbb{E})$ の状態における説明と同様にして ΔV_M が 0 とな ることが説明され、 ()の状態 $(-\Delta \sigma = -\Delta \sigma_p)$ においては 応力、変形状態は最初の圧縮終了時の応力、変形状態に 等くなることがわかる。すなわち、 2回目の引張方向の 負荷からは同じ変位挙動を繰返すことになり、亀裂は A_1 以上には進展しないことになる。

なお、同じ大きさの圧縮荷重を作用させた場合に亀裂 面が閉じてしまうことの説明は第2回目の圧縮について 行なった手法で十分であり、接触圧力の分布に関するモ デル (Fig. A-2(b)) はこの場合使用されていないので 得られた結果は一般性があるものと考えられる。

ここで述べたような亀裂の開閉モデルは破壊に関する 他の分野への適用も可能であろう。例えば

$$\frac{\partial a}{\partial \sigma} = C \frac{\partial V(a)}{\partial \sigma} \qquad (A-14)$$

のような亀裂進展条件と組みあわせれば,疲労亀裂進展 現象をシュミレートできる。