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

正員 阪 野 賢 治*

A Study on the Crack Initiation and Propagation in a Precompressed Notched Specimen

by Kenji Sakano, Member

Summary

The author reported in his previous paper that almost continuous stop and go process of small crack extension was observed on the notched specimen with structural steel during unloading stage of the compression load which had been applied to a certain value at -196°C .

In the present paper these cracking phenomena were investigated theoretically. The state of the plastic zone spread and that of the crack initiation from the initial crack were expressed using the Dugdale model. This equation determines the crack extension length as a function of the applied stress by adopting the ω^+ (plastic zone length under tension yield stress) concept as a fracture initiation criterion. Through the judgement of the stability of the state that is expressed by this equation, the relation between precompression stress and the final fracture stress was obtained. For the convenience of the practical use, approximate equations of the analytically derived equation for a crack in an infinite plate were proposed. These theoretically derived relations were compared with those obtained through experiments and showed a fair agreement with each other.

1 緒 言

構造物を製作する過程で、鋼材が受ける種々の予ひずみが構造物の性能に及ぼす影響あるいは圧力容器に対してなされる耐圧試験の有効性を検討するために、切欠試験片が予荷重を受けた場合の破壊特性に関して多くの研究がなされている。

木原¹⁾は、大形引張試験片を用いた実験により、室温での引張予荷重が低温域における脆性破壊を防止するうえで有効なことを示した。このいわゆる予荷重効果の機構の説明および定量的評価は、予荷重の影響を塑性変形への残留応力の影響としてとらえる酒井²⁾による予荷重 COD の切り捨て法、および越賀³⁾による ω^+ (越賀は ρ^+ の記号を用いている) クライテリオンによってなされている。

一方、圧縮予荷重の影響については Mylonas⁴⁾, Turner⁵⁾ が検討しており、圧縮予荷重は破壊強度を低下させる傾向にあることを報告している。これらの報告においては、圧縮予荷重による破壊強度低下の原因は、主として圧縮ひずみによる靱性劣化であるとしている。これは、圧縮ひずみがかなり大きいものであること、お

よび使用した鋼材の特性から、残留応力の影響よりも靱性劣化の影響が大きく現われたことによるものであろう。

ところで、著者は、 -196°C における軟鋼のようにきわめて靱性の低い材料からなる切欠試験片に、ある一定値以上の圧縮予荷重を作用させると、予荷重を除荷する途中で亀裂が発生し、発生した亀裂は除荷の進行に伴い安定して成長することを実験で確認し報告した⁶⁾。また、この亀裂 (以後、圧縮予荷重亀裂と呼ぶ) の発生は、残留応力の影響として説明できることも示した。

本報告では、圧縮予荷重による残留応力に着目して圧縮予荷重亀裂の発生、進展現象を理論的に検討する。破壊発生クライテリオンとしては ω^+ クライテリオンを採用し、塑性変形および亀裂の発生、進展への残留応力の影響は Dugdal モデル⁷⁾を用いて評価する。また、こうして得られる圧縮予荷重亀裂が発生するときの外力 (亀裂発生応力)、亀裂の進展長ならびに試験片が全体的な破断に至るときの外力 (破断応力) の理論値が妥当であることを実験で確認する。

2 理論的検討

2.1 無限平板中の単一亀裂からの破壊特性

X-Y 平面の X 軸上に 1 個の亀裂があり、一様な Y 方

* 石川島播磨重工業(株)技術研究所

向の圧縮荷重を負荷・除荷したのち、引き続いて引張荷重を負荷する場合を考える。圧縮予荷重が作用した場合でも、亀裂面が接触し荷重を受けもつことはないものとする。材料は均質、等方性であり、しかも完全弾塑性体とする。また、試験中は温度が一定であり、靱性、降伏応力などは変化しないものとする。このような場合について、脆性破壊発生条件として ω^+ クライテリオンを採用し、亀裂発生応力、亀裂の進展長および破断応力について検討する。

(1) 亀裂発生応力

単純負荷の場合、外力 σ と塑性域の長さ ω の関係は、Dugdal モデルにより次式で与えられる。

$$a_0/(a_0+\omega)=\cos(\pi\sigma/2\sigma_Y) \quad (1)$$

ここで、 a_0 ：初期の亀裂長さ、 σ_Y ：材料の降伏応力 σ_P なる予荷重を受けたのち、 σ_P よりも小さい逆向きの荷重を受ける場合の ω は、予荷重を受けた状態を基準に考えれば亀裂先端部の降伏した部分が逆方向に降伏するためにはその部分の応力は $2\sigma_Y$ 変化する必要がある、次式で与えられる。

$$a_0/(a_0+\omega)=\cos\{\pi(\sigma-\sigma_P)/4\sigma_Y\} \quad (2)$$

しかし、逆方向の荷重の大きさが予荷重の大きさ以上となれば、予荷重を受けたことの影響はなくなり、外力と塑性域の長さの関係は (1) 式で与えられる。

したがって、圧縮予荷重 σ_P の除荷および引張負荷の途中で ω が ω_0^+ になれば破壊（亀裂）を発生するとし、そのときの外力 σ_I を求めれば次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_I &= \sigma_{F0} & (|\sigma_P| < \sigma_{F0}) \\ \sigma_I &= 2\sigma_{F0} + \sigma_P & (|\sigma_P| \geq \sigma_{F0}) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ここで、 σ_{F0} ：予荷重を受けない場合の破壊発生応力 亀裂発生応力 σ_I は、 $|\sigma_P|$ が σ_{F0} よりも小さければ予荷重の影響を受けないが、 $|\sigma_P|$ が σ_{F0} 以上となれば $|\sigma_P|$ の増加量だけ減少することを表わしている。

(2) 亀裂進展長

圧縮予荷重を除荷する段階あるいはそれに引続く引張負荷段階において亀裂が発生し、その長さが a_0 から a_1 となった状態の応力分布は Fig. 1 のように表わされる。

亀裂が発生した部分は降伏応力が 0 の塑性域に等しいと考えれば、この状態へ Dugdale モデルを適用することができ、外力と亀裂進展長および亀裂先端の塑性域の長さの関係を与える式が得られる。すなわち、現在の塑性域の先端 a_2 における特異性を 0 とする条件式として

$$K_{\Delta\sigma} + K_R + K_Y = 0 \quad (4)$$

が成り立つ。ここで、 $K_{\Delta\sigma}$ は基準状態からの外力の変化量 $\Delta\sigma (= \sigma - \sigma_P)$ による K 値であり、 K_R は基準状態における初期亀裂先端付近の応力が $a_0 \sim a_2$ 間に残留応力として作用することによる K 値であり、 K_Y は $a_0 \sim a_2$ 間に作用している降伏応力による K 値である。

Fig. 1 Stress distribution ahead of a crack tip when precompression stress is applied and when crack is extended

Fig. 2 Crack subjected to splitting force

Fig. 2 に示すように亀裂の中心に対して対称な位置 $\pm x$ に作用する splitting force σ による K 値は

$$K = 2\sqrt{\frac{a}{\pi}} \frac{\sigma}{\sqrt{a^2 - x^2}} \quad (5)$$

で与えられる⁹⁾から、現在の塑性域の先端 a_2 が圧縮予荷重による塑性域の先端 a_3 よりも小さい場合、(4) 式は次のように表わされる。

$$\int_0^{a_2} \frac{\Delta\sigma}{\sqrt{a_2^2 - x^2}} dx + \int_{a_0}^{a_2} \frac{-\sigma_Y}{\sqrt{a_2^2 - x^2}} dx + \int_{a_1}^{a_2} \frac{-\sigma_Y}{\sqrt{a_2^2 - x^2}} dx = 0 \quad (6)$$

すなわち

$$\cos^{-1}(a_0/a_2) + \cos^{-1}(a_1/a_2) = \pi\Delta\sigma/2\sigma_Y \quad (7)$$

ここで、亀裂進展の動的影響を無視し、亀裂は常に

$$a_2 - a_1 = \omega_0^+ \quad (8)$$

を満たしながら連続的に進展すると考えれば、(7) 式により外力の変化量 $\Delta\sigma$ と亀裂進展長 $\Delta a (= a_1 - a_0)$ の関係を求めることができる。

a_2 が a_3 と等しくなれば、残留応力による K 値は $\Delta\sigma$ の中の圧縮予荷重量に相当する応力による K 値と絶対値が等しくなり、打ち消し合うため圧縮予荷重の影響は消える。このため、 a_2 が a_3 以上となった状態においては、長さ a_1 の亀裂をもつ無限平板に単純に外力 σ を作用させることにより、塑性域が a_2 まで拡大したと考えるこ

とができ、(4)式は次のようになる。

$$\cos^{-1}(a_1/a_2) = \pi\sigma/2\sigma_Y \quad (9)$$

(3) 破断応力

(7)式あるいは(9)式で表わされる状態が安定か不安定かを検討することにより破断応力を求める。一定の外力下における微小な亀裂の進展に対して塑性域の長さ $\omega^+ (=a_2 - a_1)$ が増大する傾向にあれば、亀裂はつぎつぎと進展しついに破断に至るであろう。一方、逆の傾向にあれば、微小な亀裂の進展は停止され、その状態は安定して存在するであろう。

(7)式に対しては

$$\frac{\partial \omega^+}{\partial a_1} = \frac{\omega^+ \sqrt{a_2^2 - a_0^2} - a_0 \sqrt{a_2^2 - a_1^2}}{a_1 \sqrt{a_2^2 - a_0^2} + a_0 \sqrt{a_2^2 - a_1^2}} \quad (10)$$

となり、分子の各項を2乗して差をとることにより

$$\frac{\omega^+}{a_0} - \frac{2a_0}{a_2} \geq 0 \quad \text{のとき} \quad \frac{\partial \omega^+}{\partial a_1} \geq 0 \quad (11)$$

となる。一般に、圧縮予荷重亀裂が発生するような材料に対しては ω_c^+/a_0 は相当小さい値であると考えられるので、亀裂が非常に長く進展しないかぎり不安定な状態とはならないであろう。 a_2 が a_3 となったときにちょうど不安定となるような圧縮荷重量は

$$\omega_c^+/a_0 = 2 \cos(\pi\sigma_P/2\sigma_Y) \quad (12)$$

で与えられ、このときの破断応力 σ_F は

$$\sigma_F/2\sigma_Y = 1 + \sigma_P/\sigma_Y \quad (13)$$

となる。(12)式で与えられる $|\sigma_P|$ より大きい圧縮予荷重に対しては、破断は a_2 が $2a_0^2/\omega_c^+$ となったときに生じ、(7)式によりこのときの $\Delta\sigma$ は一定であることがわかる。

一方、(9)式に対しては

$$\frac{\partial \omega^+}{\partial a_1} = \frac{\omega^+}{a_1} \quad (14)$$

となり常に正であるため、 a_2 が a_3 以上となった状態では亀裂は不安定に成長することになる。また、新しい亀裂を発生していない状態($a_1 = a_0$)において a_2 が a_3 以上となったときの塑性域の長さは(1)式で表わされるため、亀裂発生条件を満たせば亀裂は不安定に成長することになる。したがって、 $|\sigma_P|$ が σ_{F0} 以下のときの破断応力は σ_{F0} であり、 $|\sigma_P|$ が σ_{F0} より大きく(12)式で与えられる値以下のときには破断は a_2 が a_3 となったときに生じることになる。

以上の検討結果をもとに、 σ_{F0} が $0.2\sigma_Y$ であるとして、圧縮予荷重量と亀裂進展長、亀裂発生応力および破断応力との関係を求め Fig. 3 に実線で示した。圧縮予荷重の負荷・除荷だけで亀裂が発生するためには、 σ_{F0} の2倍の大きさの予荷重が必要なこと、圧縮予荷重の負荷、除荷だけでは全体的な破断に至ることはないことなどがわかる。

Fig. 3 Crack extension length and fracture stress in relation to precompression stress for a crack in an infinite plate

2.2 近似式

破壊靱性試験に用いるような試験片についても、亀裂面に splitting force が作用する場合の K 値の計算式があれば、(4)式を(6)式のように具体的に表わすことができる。しかし、 K 値の計算式は複雑なものが多く、その積分は数値計算にたよらざるを得ない場合がほとんどである。また、splitting force が作用する場合の K 値の計算式が与えられていない試験片もある。そこで、小規模降伏状態に対して有効な(7)式に対応する近似式を求め、実験に用いるような試験片についての亀裂進展長、破断応力などの評価が容易にできるようにする。

小規模降伏状態においては、 K 値と塑性域の長さ ω の関係は

$$\omega = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (15)$$

で与えられる。残留応力が作用する塑性域 $a_0 \sim a_2$ および実際の塑性域 $a_1 \sim a_2$ (Fig. 1 参照)を生じるために必要な K 値をそれぞれ(15)式から求めることにより、(4)式は次のようになる。

$$K_{A0} - \sigma_Y \sqrt{\frac{8}{\pi} (\sqrt{Aa} + \omega_c^+ + \sqrt{\omega_c^+})} = 0 \quad (16)$$

(16)式から亀裂進展長を求めようとする場合必要とされるのは外力が作用した場合の K 値の計算式だけであ

り、破壊試験に用いられるような試験片についてはその計算式が与えられている⁹⁾。Fig. 3 の実線を求めた場合と同じく σ_{F0} を $0.2\sigma_Y$ として、圧縮予荷重と亀裂進展長および破断応力の関係を (15), (16) 式から求め同図中にあわせて示した。この結果は、(16) 式中の K_{A0} を計算する場合の亀裂長さとして a_0 および a_2 を用い、破断は a_2 が a_3 となったときに生じるとしてその値を求めたものである。予荷重が大きくなければ近似式で評価できることがわかる。

なお、厳密解と近似解の差は主として (15) 式から計算される圧縮予荷重 σ_P に対する塑性域の長さ $\omega (= a_3 - a_0)$ の誤差から生じている。破断応力だけの精度を上げるのであれば、破断応力を a_2 が a_3 となるときの外力として (16) 式から求めるのではなく、長さ $(a_3 - \omega^*)$ の亀裂に長さ ω^* の塑性域を生じさせるに必要な外力として (15) 式から求めればよい。また、全体の精度を上げるためには、外力と塑性域の関係をより精度のよい近似式で推定すればよい。たとえば、 σ の代わりに有効応力 σ_{eff} を用いる近似

$$a/(a+\omega) = \cos(\pi\sigma_{eff}/2\sigma_Y) \quad (17)$$

$$\text{ここで, } \sigma_{eff} = K/\sqrt{\pi a}$$

の手法を参考にして、(7) 式の $\Delta\sigma$ を $\Delta\sigma_{eff}$ で置き代えた

$$\cos^{-1}(a_0/a_2) + \cos^{-1}(a_1/a_2) = \pi\Delta\sigma_{eff}/2\sigma_Y \quad (18)$$

を用いればよりよい推定ができるであろう。なお、無限板中の単一亀裂については (18) 式は厳密解と一致する。

2.3 温度変化の影響

試験中に温度が変化するのであれば、それに対応して降伏応力および破壊靱性を変化させて亀裂の発生、進展などを検討する必要がある。温度変化の 1 例として、室温で圧縮荷重を負荷、除荷したのち冷却した状態で引張荷重を負荷し破壊させる場合を考える。室温における破壊靱性は十分大であり圧縮荷重を負荷、除荷するだけでは亀裂を発生することはないとする。降伏応力は温度が低下すれば上昇する傾向にあるので、室温および低温での降伏応力をそれぞれ σ_F^R , σ_F^L で表わし区別することにする。

亀裂発生応力 σ_I は、 ω^* と圧縮予荷重を負荷、除荷したときの塑性域の長さ (それぞれ、 ω_{comp}^- , ω_{unload}^+ とする) との関係で 3 つの場合に分けて評価される。すなわち、(i) ω^* が ω_{comp}^- 以上のときには σ_I は σ_P の影響を受けず一定であり、(ii) ω^* が ω_{comp}^- より小さく ω_{unload}^+ 以上のときには除荷開始からの外力の変化量 $((\sigma - \sigma_P)/(\sigma_F^L + \sigma_F^R))$ が σ_{F0}/σ_F^L と等しくなったときに亀裂を発生し、(iii) ω^* が ω_{unload}^+ より小さいときには外力 $(\sigma/(\sigma_F^L - \sigma_F^R))$ が σ_{F0}/σ_F^L と等しくなったときに亀裂を発生する。これらを圧縮予荷重につ

いての場合分けとし、 σ_I を具体的に表わせば以下のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \text{(i)} \quad & \sigma_I = \sigma_{F0} \quad (|\sigma_P|/\sigma_F^L \leq \sigma_{F0}/\sigma_F^L) \\ \text{(ii)} \quad & \sigma_I = \sigma_{F0}(1 + \sigma_F^R/\sigma_F^L) + \sigma_P \quad (|\sigma_P|/2\sigma_F^L \leq \sigma_{F0}/\sigma_F^L < |\sigma_P|/\sigma_F^L) \\ \text{(iii)} \quad & \sigma_I = \sigma_{F0}(1 - \sigma_F^R/\sigma_F^L) \quad (\sigma_{F0}/\sigma_F^L < |\sigma_P|/2\sigma_F^L) \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

次に、亀裂進展長および破断応力であるが、(i) の場合には、亀裂が発生すればそのまま破断に至り、(ii) の場合には、(6) 式の第 2 項、第 3 項の σ_Y をそれぞれ σ_F^R , σ_F^L として得られる式により評価され、(iii) の場合も予荷重が極端に大きくなければ (ii) の場合と同様に評価される。ただし、(iii) の場合、発生した亀裂に生じる塑性域の先端 a_2 が圧縮予荷重を除荷したときに生じる塑性域の先端 $(a_0 + \omega_{unload}^+)$ に達するまでは、亀裂は不安定に進展する。

2.4 切欠からの亀裂の発生、進展

これまで、先端半径 ρ を 0 とみなせる十分鋭い亀裂がすでにあるものとして、そこからさらに亀裂が発生、進展する問題を取り扱った。しかし、実験では先端半径 ρ が有限な切欠材が用いられる場合もある。切欠からの亀裂の発生、進展は切欠先端半径の影響を受けるであろう。そこで、これまでになされた種々の研究成果を参考にして、切欠からの塑性域の拡がり、亀裂の発生などを簡単に検討しておく。

一般に、切欠先端半径が大きくなれば、脆性破壊を発生させるために必要な応力あるいはひずみは増大する。切欠先端半径と脆性破壊発生応力の関係については、塑性域の長さおよびその中の応力に注目して、種々の検討がなされている。しかし、同一形状の切欠が圧縮予荷重を受けた場合の亀裂発生応力を問題にするのであれば、塑性域の長さそのものを計算することなく、 σ_{F0} として予荷重を受けない切欠からの脆性破壊発生応力の実験値を用いることにより (3) 式で評価できる。

亀裂進展長および破断応力を評価するためには塑性域の長さおよび塑性域内の応力が必要である。楕円形切欠からの塑性域の広がり、Fig. 4(a) のように、主軸上の狭い帯状領域に生じるとして、Smith¹⁰⁾ はモード III の場合についての解析解を得ている。また、Vitek¹¹⁾ は同様の問題に対するモード I の場合の解析を行ない x 軸上の応力のつり合い式を導き数値解を求めている。Vitek の結果によれば、塑性域の長さ ω が切欠先端半径 ρ 程度となれば、 ω は ρ を 0 として評価した結果と差がなくなっている。切欠底に発生した亀裂からの塑性域の広がり、切欠底から直接塑性域が広がる場合よりも、切欠先端半径の影響を受けないであろうことは容易に想像される。Bilby ら¹²⁾ は Fig. 4(b) に示すような楕円形切欠

Fig. 4 Yielding from (a) notch root and (b) crack formed at notch root

底に発生した亀裂からの塑性域の広がりをモードⅢの場合について解析しており、この解によれば c/h が大きいほど塑性域の長さは長くなる傾向にあるが、 c/h が 0.6 以上では楕円孔の影響を無視できることを平¹⁹⁾らは示している。

以上のことから、破壊靱性試験片によく用いられる 0.2mm 幅の切欠および本研究で用いる先端半径が 0.05 mm で開き角度が 30° の切欠からの圧縮予荷重亀裂の長さは、亀裂発生初期段階を除けば、切欠先端半径の影響を無視して評価できるであろう。また、圧縮予荷重による塑性域の長さは破断応力に影響を及ぼすがその影響は大きくなく、しかもこの塑性域の長さは亀裂進展長よりも長いので、圧縮予荷重による塑性域の長さも切欠先端半径の影響を無視して評価してさしつかえないであろう。

無限平板中の切欠からの破壊発生応力 σ_{F0} が $0.3\sigma_Y$ (同じ長さの亀裂についての σ_{F0} が $0.2\sigma_Y$) であるとして、圧縮予荷重量と亀裂発生応力、破断応力および亀裂進展長との関係を求め Fig. 5 に示す。破断応力および亀裂進展長への切欠先端半径の影響は無視した。切欠から亀裂が発生する応力以下では、もともと亀裂があればみられる亀裂の進展は生じてないので、いったん亀裂が発生すれば、それと同時に、亀裂は (6) 式から計算される長さまで進展することになる。

ところで、平面ひずみ状態における塑性域内の荷重軸方向応力 σ_{yy} は 1 軸降伏応力 σ_Y よりも大きくなる。すべり線場理論¹⁴⁾によれば、 σ_{yy} は切欠の先端半径 ρ 、その開き角度 2θ および切欠先端からの距離 r との関係で次のように与えられている。

$$\begin{aligned} \sigma_{yy} &= \sigma_Y \left\{ 1 + \ln \left(1 + \frac{r}{\rho} \right) \right\} & \left(\frac{r}{\rho} \leq \exp \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right) - 1 \right) \\ \sigma_{yy} &= \sigma_Y \left(1 + \frac{\pi}{2} - \theta \right) & \left(\frac{r}{\rho} > \exp \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right) - 1 \right) \end{aligned} \quad (20)$$

これを図示したのが Fig. 6 である。なお、これは Tresca の降伏条件に対する値であり、Mises の降伏条件に

Fig. 5 Crack extension length and fracture stress in relation to precompression stress for a notch in an infinite plate

Fig. 6 Stress distribution ahead of a notch by slip line theory

対しては (20) 式の $2/\sqrt{3}$ 倍となる。この荷重軸方向応力の降伏応力に対する比は塑性拘束係数 p と呼ばれる。圧縮予荷重亀裂の発生、進展は主として小規模降伏状態での現象であり、しかも切欠先端近傍の現象でもあるので、平面ひずみ状態と考え塑性拘束係数の影響を考慮に入れる必要があろう。切欠先端半径 ρ が有限の場合 p は切欠先端近傍では位置の関数となるが、本研究で用いる試験片 ($\rho = 0.05$ mm, $2\theta = 30^\circ$) ではその範囲は局部的 ($r \leq 2.70\rho$) であるので無視することにし、その影響範囲の広い切欠の開き角に關係した p の定常値 ($1 + \pi/2 - \theta$) のみを考慮することにする。すなわち、無限板

中の単一切欠については、(6)式の第2、第3項にそれぞれ $(1+\pi/2-\theta)$ 、 $(1+\pi/2)$ を掛けて得られる式を用いる。一般の切欠試験片については(18)式に相当する次式を用いて評価する。

$$\begin{aligned} & \left(1 + \frac{\pi}{2} - \theta\right) \cdot \cos^{-1}\left(\frac{a_0}{a_2}\right) + \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) \cdot \cos^{-1}\left(\frac{a_1}{a_2}\right) \\ &= \frac{\pi \Delta \sigma_{eff}}{2 \sigma_Y} \end{aligned} \quad (21)$$

3 実 験

3.1 供試材、試験片および荷重方法

供試材は、50kgf/mm² 級高張力鋼 (SM 50 C) および 80kgf/mm² 級高張力鋼 (HT 80) である。化学成分および機械的性質は前報⁶⁾と同じである。

試験片は、Fig. 7 に示すように、標準的な切欠曲げ試験片である。試験片の板厚は、SM 50 C が 24mm, HT 80 が 27mm であり、切欠先端半径は 0.05mm, その開き角度は 30° である。

荷重は、圧縮、引張とも 4 点曲げで負荷した。

3.2 結 果

(1) 亀裂進展状況の観測

表面ヘクラックゲージ (0.2mm 間隔) を貼付し、切欠部ヘクリップゲージを取り付けた試験片 (HT 80 製) に液体窒素温度 (-196°C) で圧縮曲げ荷重を負荷したのち除荷し、さらに引張曲げ荷重を負荷し破断させた。試験中、クラックゲージ、およびクリップゲージの出力を X-Y レコーダに記録し、亀裂の進展状況を観測した。その結果を Fig. 8 に示す。クラックゲージは亀裂が 0.6 mm 伸びたときに最初の 1 本が切れるように貼付してある。

Fig. 8 のクラックゲージの出力の変化から、亀裂は除荷の途中で発生すること、発生した亀裂は除荷の進行および引張荷重の増加にともない連続的に進展することがわかる。なお、クリップゲージの出力から亀裂の進展を確認できるのは亀裂進展量の大きい場合だけであり、初期の亀裂進展をクリップゲージの出力から確認すること

Detail of notch

$L = 9 \sim 10 B$
 $W = 2B$
 $a = B/2$
 $B = 27.0$ (HT80)
 $B = 24.0$ (SM50C)
 unit: mm

Fig. 7 Specimen geometry

Fig. 8 A record of the outputs of a clip gauge and of a crack gauge in relation to applied load

Fig. 9 Relation between stress change from unloading onset and crack extension length ((a) HT 80, (b) SM 50 C)

はできなかった。

(2) 亀裂進展長

Fig. 8 の結果を圧縮予荷重の除荷開始からの外力の変

化量と亀裂進展長の関係で示したのが Fig. 9(a) である。また、SM 50 C 製の試験片に種々の圧縮予荷重を負荷、除荷したのち亀裂の長さを計測することにより求めた同様の関係が Fig. 9(b) である。図中の曲線は (21) 式から求めた理論値である。 ρ_{σ}^* は疲労亀裂を有する試験片の破壊試験で得た K_{σ} 値 (HT 80 が $121 \text{ kgf/mm}^{1.5}$, SM 50 C が $79.4 \text{ kgf/mm}^{1.5}$) から算定し、HT 80 および SM 50 C についてそれぞれ 0.0625 mm および 0.0481 mm とした。また、切欠から破壊する場合の K_{σ} 値は HT 80 および SM 50 C についてそれぞれ $178 \text{ kgf/mm}^{1.5}$ および $263 \text{ kgf/mm}^{1.5}$ であった。

亀裂の発生初期および不連続な亀裂の進展を示す破断荷重近くでは理論値と実験値に多少の誤差がみられるが、理論式 (21) により実際の亀裂進展長をほぼ推定できるようである。

(3) 亀裂発生応力および破断応力

−196°C において圧縮予荷重を負荷、除荷したのち引張荷重を負荷し破断させる実験から求めた圧縮予荷重量と亀裂発生応力および破断応力の関係を Fig. 10(a), (b)

Fig. 10 Relation between precompression stress and fracture stress for the specimens precompressed and fracture at -196°C ((a) HT 80, (b) SM 50 C)

Fig. 11 Relation between precompression stress and fracture stress for the specimens precompressed at 20°C and fractured at -196°C ((a) HT 80, (b) SM 50 C)

に示す。また、室温において圧縮予荷重を負荷、除荷したのち -196°C に冷却して引張荷重により破断させる実験から求めた同様の関係を Fig. 11(a), (b) に示す。なお、亀裂の発生は亀裂発生時に生じる“ピン”という音から確認したものである。

この場合も実験値と理論値はかなりよい一致を示しており、理論により実際の亀裂発生応力および破断応力を推定できることがわかる。なお、Fig. 11(b) に示した、SM 50 C で製作した試験片に室温において圧縮予荷重を負荷、除荷し -196°C において破壊させた場合については、理論的検討によれば、すべての予荷重範囲で破壊発生と同時に破断に至ることになる。実験値も1つの例外を除いて同様の傾向を示している。

ところで、室温においてかなり大きい圧縮予荷重を受け低温で破壊試験を実施した場合の破壊特性は、溶接継手部に溶接線に直角に切欠がある試験片を破壊試験した場合にみられる低応力レベルにおける亀裂の発生およびその亀裂が停止された場合の破断応力の上昇という現象¹⁵⁾に類似している。溶接継手部におけるこのような破壊特性を定量的に評価するためには、局所的な材質変化の影響および亀裂進展の動的影響を考慮に入れる必要があるが、本報告で示した亀裂の発生、進展および試験片の破断を評価する手法は一つの手がかりとなるであろう。

4 結 論

圧縮予荷重を受けた切欠材の破壊発生特性を論理的に検討した。すなわち、切欠先端における塑性域の広がりおよび亀裂の進展の状態を Dugdale モデルで表わし、破壊発生のクライテリオンとして ω^+ クライテリオンを用いることにより、圧縮予荷重と亀裂発生応力および亀裂進展長の関係式を求めた。また、Dugdale モデルで表わされた状態が安定であるか不安定であるかを検討することによって破断応力を求めた。こうして得られた結果は実験結果とよい一致を示し、理論の妥当性が確認された。

本報告で用いた手法に局部的材質変化の影響および亀裂進展の動的影響を取り入れれば、溶接継手部にある切欠からの低応力レベルにおける亀裂の発生、停止および最終破断強度を、定量的に評価することが可能となるであろう。

おわりに、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) H. Kihara, K. Masubuchi, K. Iida and H. Oda: Effect of Stress Relieving on Brittle Fracture Strength of Welded Steel Plate, IIW Doc. X-218-59 (1959).
- 2) 秋田好雄, 矢田敏夫, 酒井啓一: 鋼構造物に発生する脆性破壊と残留応力, 日本造船学会論文集, 第 125 号 (1969), 227.
- 3) 越賀房夫: 予荷重が脆性破壊事故防止に果たす役割の Dugdale 模型による機構の考察, 日本造船学会論文集, 第 127 号 (1970), 239~245.
- 4) C. Mylonas, D. C. Drucker and J. D. Brunton: Static Brittle Fracture Initiation at Net Stress 40% of Yield, Weld. J., Vol. 37, No. 10 (1958), 473s~479s.
- 5) C. E. Turner: A Note on Brittle Fracture Initiation in Mild Steel by Prior Compressive Pre-Strain, J. Iron. Steel Inst. 197 (1961), 131~135.
- 6) 阪野賢治: 圧縮予荷重による発生する亀裂を用いた破壊靱性評価法の研究, 日本造船学会論文集, 第 141 号 (1977), 282~289.
- 7) D. S. Dugdale: Yielding of Steel Sheets Containing Slits, J. Mech. Phys. of Solids, Vol. 8 (1960), 100~104.
- 8) G. R. Irwin: Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate, J. Appl. Mech. Vol. 24 (1957), 361.
- 9) たとえば, H. Tada, P. Paris and G. R. Irwin: The Stress Analysis of Cracks Hand Book, DEL Research Corporation, (1974).
- 10) E. Smith: Fracture Initiation at a Sharp Notch, Proc. Roy. Soci. London, A 299 (1967), 455~463.
- 11) V. Vitek: Yielding from a Crack with Finite Root-Radius Loading in Uniform Tension, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 24 (1975), 67~76.
- 12) B. A. Bilby and P. T. Heald: Proc. Roy. Soci. London, A 305 (1968).
- 13) 平修二, 田中啓介, 横幕俊典: BCS モデル解析のいくつかの近似, 材料, 第 24 巻, 第 263 号 (1975), 25~32.
- 14) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford (1950).
- 15) たとえば, W. J. Hall, W. J. Nordell and W. H. Munse: Studies of Welding Procedure, Weld. J., Vol. 41 (1962), 505s~518s.