荷重保持中でのき裂開口変位の挙動

正員 青 木 満* 木 内 晃*

Time-Dependent Increment of COD under Load-Hold Condition

by Mitsuru Aoki, Member Akira Kiuchi

Summary

An experimental investigation was conducted to study the effect of applied stress on the increment of crack opening displacement (COD) under constant load condition.

It has been shown in several investigations that the time-dependent increment of COD is observed at constant load after monotonic loading, when COD at the beginning of load holding is greater than δ_i , which is a critical value for fibrous crack initiation.

In this paper, the effect of applied stress on the increment of COD at constant load was investigated on large sized center cracked specimens as well as on small sized ones. As a result, it was found that the time-dependent increment of COD is affected strongly by the applied stress level rather than the COD level, and that COD increases sharply at constant load beyond general yielding. The mechanism of time-dependent increment of COD under constant load condition was also discussed.

1 緒 言

本研究では、荷重保持中のき裂開口変位の増加挙動に及ぼす作用応力レベルの影響を明らかにする。

破壊靱性試験中に荷重を比較的高いレベルで一定に保つと、荷重保持中にき裂開口変位が増加する現象が観察¹⁻⁵⁾される。この現象は、き裂先端での開口変位(δ)を安定延性き裂が発生する限界値(δ_i)以上のレベルに保持した場合に延性き裂の新たな成長が起こり、その結果生じるものと考えられており、保持レベルによっては不安定破壊に移行する。このような実験事実から、BS規格 5762 の COD 試験により求められる安定延性き裂生長後の脆性破壊発生時の $\delta(\delta_u)$ や最大荷重到達時の $\delta(\delta_m)$ を、一定荷重条件下で使用される構造物の強度評価指標として使用することは危険であるとの指摘がなされている^{1,4)}。ただし、これまでの実験では、比較的小形の試験片が使用されているため $\delta \geq \delta_i$ では試験片が全面降伏しているようであり、 $\delta \geq \delta_i$ すなわち安定延性き裂の生長が、荷重保持中に開口変位が増加するための必要十分条件なのか、作用応力レベルも関与するのか定かでない。

本研究では、荷重保持中の開口変位の増加挙動がき裂先端の開口変位レベルよりもむしろ作用応力レベルに依

存しているのではないかとこの観点より検討を行った。

2 試験内容および試験方法

荷重を保持開始したときのき裂先端での開口変位(δ_0)と切欠断面での平均作用応力(σ_{net})との組合せをFig. 1のように4種類に大別する。Fig. 1では、 δ_0 および J_{net} をそれぞれ δ_i および全面降伏応力レベル(σ_{GY})で無次元化して示してある。Fig. 1 の第I象限($\delta_0 > \delta_i$ かつ $\sigma_{net} > \sigma_{GY}$)は安定延性き裂が生長し、かつ全面降伏している状態である。第II象限($\delta_0 > \delta_i$ かつ $\sigma_{net} < \sigma_{GY}$)

Fig. 1 Scheme of Test Domain in terms of δ_0/δ_i and σ_{net}/σ_{GY}

* (株)神戸製鋼所 機械研究所

Table 1 Chemical Composition of Steel Tested (%)

Steel Tested (Plate Thickness)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V
SM41B (21 mm)	0.14	0.23	1.06	0.017	0.005	—	—	—	—	—
SM58Q (25 mm)	0.14	0.34	1.30	0.014	0.007	—	0.01	0.02	TR	0.03
HT80 (19 mm)	0.14	0.28	0.95	0.010	0.005	0.01	0.01	0.70	0.24	0.04

Table 2 Mechanical Properties of Steel Tested

Steel Tested	σ_y kgf/mm ²	σ_B kgf/mm ²	El. %	R.A. %
SM41B	30.0	48.0	30	73
SM58Q	48.0	60.0	32	76
HT80	82.7	90.0	22	62

*Dia. of Specimen : 10 mm G.L. : 35 mm

は安定延性き裂は生長しているが全面降伏以前の状態であるのに対し、第Ⅳ象限 ($\delta_0 < \delta_i$ かつ $\sigma_{net} > \sigma_{GY}$) はその逆に全面降伏しているが安定延性き裂発生以前の状態である。これまでに報告されている実験は、試験片寸法などから考えて第Ⅰ象限で行われたものと思われる。

本実験では、降伏応力の異なる3種類の圧延鋼板 (SM41B, SM58Q および HT80) を用いて実験を行った。それらの化学成分と機械的性質をそれぞれ Table 1 および 2 に示す。

まず、荷重保持中での開口変位の増加挙動の支配因子を明らかにするため、Fig. 1 の第Ⅰ象限のみならず第ⅡおよびⅣ象限においても実験を行った。用いた試験片は Fig. 2 および 3 に示す小形および大形の中央貫通切欠試験片 (CNP 試験片と記す) である。大形 CNP 試験片は第Ⅱ象限で、小形 CNP 試験片は主に第Ⅰ象限で実験を行った。また、SM 41 B 材の小形 CNP 試験片については、 δ_i を大きくして第Ⅳ象限で実験するため、疲労き裂を設けず機械切欠のまま試験した。

Fig. 2 Center Notched Panel of Small Size (Small CNP)

Steel	B	W	L	2c
SM58Q	25	600	600	300
HT80	19	400	500	200

Details of Notch

Fig. 3 Center Notched Panel of Large Size (Large CNP)

Details of Portion A

Fig. 4 Panel with Crack at Edge of Hole (CEH for HT 80)

その他、円孔端切欠 (Fig. 4) および環状切欠 (Fig. 5) を有する場合についても検討した。円孔端切欠はノズルコーナー部に存在する欠陥を模擬したものであり、環状切欠を有する丸棒 (CNRB と記す) は、荷重保持中の開口変位増加挙動に及ぼす塑性拘束度の影響を明らかにするため用意し

Fig. 5 Circumferentially Notched Round Bar (CNRB for SM 41 B)

た。SM 41 B で作製された各試験片は先端半径 0.1mm の機械切欠のままで、その他のものは疲労予き裂を設けてから実験を行った。

大形 CNP 試験片および円孔端切欠試験片 (CEH 試験片と記す) は油圧式 3,000t 横形引張試験機に取り付けて、その他はすべて 60t 電気油圧サーボ式疲労試験機を用いて試験した。試験はすべて室温で行い、荷重とクリップゲージにより測定されたき裂開口変位 (V_g)、 V_g と時間ならびに荷重と時間の関係を連続的に記録した。荷重保持中での微小な荷重変動は、精度の低い油圧式試験機でも高々 1% 程度であった。なお、荷重保持中の開口変位増加挙動は、荷重を保持するまでの負荷速度に依存するようであるので^{4,5)}、本実験では応力拡大係数の時間微係数 ($\dot{K}$) を約 $200 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}/\text{min}$ に制御して载荷した。なお、BS 規格 5762 では $90 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}/\text{min} < \dot{K} < 490 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}/\text{min}$ で試験を実施するよう規定している。

最後に、 V_g を δ に換算する方法について述べる。小形および大形 CNP 試験片の場合は BCSS モデル⁶⁾により V_g を δ に換算した。CEH 試験片の場合は、クリップゲージ取り付け位置およびき裂先端での開口変位をマイクロメータつき顕微鏡で測定して得られた換算曲線を用いて V_g を δ に換算した。いっぽう、CNRB 試験片については、有井ら⁷⁾が有限要素法を用いて求めた $\phi 20$ 、 $\phi 30$ および $\phi 48$ の CNRB の換算曲線をもとに、それらのデータを外挿して $\phi 15$ の場合を推定した。

3 試験結果

所定の荷重まで単調载荷したのち試験片を一定荷重に保持した際の δ と保持時間の関係を、作用応力を降伏応力で無次元化した $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y$ をパラメータとして Fig. 6, 7 および 8 に示す。Fig. 6 は SM 41 B を用いた CNRB お

よび小形 CNP 試験片の結果、Fig. 7 は SM 58 Q を用いた小形および大形 CNP 試験片の結果、Fig. 8 は HT 80 を用いた小形および大形 CNP 試験片ならびに CEH 試験片の結果である。いずれの図にも、複数の小形 CNP 試験片を用いて R カープ法により求めた各供試鋼の δ_i のレベルが矢印で示されている。Fig. 6~8 より、次のことが明らかとなる。

(1) SM 41 B の場合 (Fig. 6), 荷重保持開始時の $\delta(\delta_0)$ が δ_i より十分小さくても、すなわち安定延性き裂が発生していなくても、荷重保持中に δ は急激に増加している。

(2) SM 58 Q の場合 (Fig. 7), 大形 CNP 試験片では $\delta_0 > \delta_i$ であっても、すなわち安定延性き裂が生長していても、 $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 0.71$ および 0.91 の作用応力レベルでは、荷重保持中に δ はほとんど増加しない。また、

Fig. 6 Constant-load Data for SM 41 B

Fig. 7 Constant-load Data for SM 58 Q

Fig. 8 Constant-load Data for HT 80

HT 80 の場合にも (Fig. 8) 同様な現象がみられ, 大形 CNP および CEH 試験片において $\delta_0 > \delta_i$ であっても, $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y \leq 0.91$ では荷重保持中に δ はほとんど増加しない。

(3) いっぽう, HT 80 の小形 CNP 試験片では, 荷重保持中に δ の増加がほとんどみられなかった大形 CNP 試験片の δ_0 (0.37mm) より十分小さい δ (0.29 mm) で荷重を保持した場合でも, 荷重保持レベルが $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 1.12$ と大きいため保持後約 1 分間で延性不安定破壊に移行した。

(4) 延性不安定破壊したものを除き, 荷重保持中の δ の増加は保持後数分間で飽和した。

(5) (1)~(3) で述べたように, 荷重保持中の δ の増加挙動は, δ_0 の値よりもむしろ作用応力レベルに強く依存している。

(6) δ の増加が顕著になる作用応力レベルの臨界値 ($(\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y)_{\text{cr}}$) は, 小形および大形 CNP 試験片および CEH 試験片の場合 $(\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y)_{\text{cr}} \approx 1$ とみなせるが, 塑性拘束度の高い CNRB 試験片では $(\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y)_{\text{cr}} \approx 2.5$ と他の試験片より大きい。

4 考 察

4.1 荷重保持中の開口変位増加挙動の支配因子

作用応力レベルの臨界値以下での荷重保持では, δ の増加速度が保持時間 (t) とともに減少しやがて飽和する。そこで, Fig. 6~8 に示した CNRB, 小形および大形 CNP, ならびに CEH 試験片の $\delta \sim t$ 曲線群から任意に抽出し, これを δ と $\ln(1+t)$ の関係で再整理し Fig. 9 に示す。試験片形状・寸法および鋼種によらず, δ と $\ln(1+t)$ の間にはほぼ直線関係が成り立っている。すなわち, δ と t の関係は (1) 式を用いて表示できる。

$$\delta = \delta_0 + \alpha \cdot \ln(1+t) \quad (1)$$

Fig. 9 δ versus Log-time

ここで, δ : き裂先端での開口変位 (mm)

δ_0 : 荷重保持開始時の δ (mm)

t : 保持時間 (sec)

α : 荷重保持中の δ の増加率を表す定数

以後, 荷重保持中の δ の増加率は (1) 式の α を用いて代表させる。

さて, 荷重保持中の δ の増加挙動は, 安定延性き裂の生長の結果生じるものと考えられている。この考え方によれば, α は鋼種や試験片形状・寸法によらず $\delta_0/\delta_i \approx 1$ を境にして急激に増加するはずである。Fig. 6~8 に示した CNRB, 小形および大形 CNP 試験片ならびに CEH 試験片の α と δ_0/δ_i の関係を Fig. 10 に示す。SM 41 B を用いた CNRB および小形 CNP ならびに SM 58 Q を用いた小形 CNP は, $\delta_0/\delta_i < 1$ でも大きな α を示している。いっぽう, 大形 CNP や CEH 試験片では, $\delta_0/\delta_i > 1$ でも α は比較的小さい。したがって, α が急増するレベルは試験片形状・寸法に強く依存しているようである。

つぎに, α を荷重保持開始時の作用応力レベル ($\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y$) に対して整理した場合を Fig. 11 に示す。 α は大半のものが $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 1$ 近辺で急激に増加しており, Fig. 10 に示した δ_0/δ_i による整理よりはるかにまとまりがよい。ただし, CNRB 試験片は, $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 1$ よりはるかに大きな $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 2.5$ 付近で α が急激に増加している。また, $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 1$ 近辺で α が増加しているものの中でも, 小形 CNP 試験片と, 大形 CNP および CEH 試験片とは区別され, 後者の大形試験片は前者の小形試験片より若干低い $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y$ のレベルから α の増加が認められる。これらは, 各試験片の塑性拘束度の差によるものではないかと考えられるので, つぎに, この観点

Fig. 10 δ Increasing-rate Coefficient versus δ_0/δ_i Fig. 11 δ Increasing-rate Coefficient versus σ_{net}/σ_Y

からさらに検討を進める。

切欠を有する試験片に引張荷重を与えたとき、最大荷重時の切欠断面での平均引張応力 ($\sigma_{net,M}$) と平滑試験片から求められる引張強さ (σ_B) との比は、切欠感度係数 (Notch Sensitivity Ratio, NSR と表わす) とよばれ、延性破壊域では切欠材の全面降伏応力レベル (σ_{GY}) と σ_Y との比 (R_{GY} と記す) にほぼ一致すると考えられる。本試験および以前に実施した破壊試験⁹⁾ から得られる CNRB および CNP 試験片の NSR を Fig. 12 に示す。CNP 試験片の NSR は試験片幅 (W) と試験片厚 (B) との比 (W/B) や切欠深さ比 ($2c/W$) に依存するので、 $2c/W=0.5$ のデータのみを対象とし、それ

を W/B に対して整理した。 $W/B \geq 10$ で NSR は一定値 (約 0.95) を示し、 $W/B < 10$ では W/B の減少に伴い NSR が増加している。いっぽう、CNRB 試験片の NSR は 1.7~1.8 と CNP 試験片と比べて大きな値を示している。なお、 W/B が十分に大きい場合に相当する平面応力状態での R_{GY} は約 1 となる⁹⁾。したがって、CNRB および任意の W/B に対する CNP 試験片の R_{GY} は次式より求めた。

$$R_{GY} = (R_{GY})_{PS} \times \frac{NSR}{(NSR)_{PS}} \quad (2)$$

ここで、 $(R_{GY})_{PS}$: 平面応力状態での $R_{GY} (\approx 1)$

$(NSR)_{PS}$: 平面応力状態での NSR (≈ 0.95)

各試験片の R_{GY} を用いて Fig. 11 の横軸を σ_{net}/σ_Y から σ_{net}/σ_{GY} に書き直すと、本試験結果は Fig. 13 に示すようにさらにまとまりよく整理できる。荷重保持中の δ の増加度合いを示す α は、試験片形状・寸法、鋼種および安定延性き裂の有無などによらず σ_{net}/σ_{GY} でほぼ整理でき、 $\sigma_{net}/\sigma_{GY} \geq 1$ で α は急激に増加している。

以上の考察より、荷重保持中の開口変位増加挙動は、き裂先端での開口変位ではなくて作用応力レベルに支配されていることが明らかである。なお、Fig. 13 に示した実験点の上限値を包絡する曲線は (3) 式で大略表示

Fig. 12 Effect of Specimen Size on Notch Sensitivity Ratio

Fig. 13 δ Increasing-rate Coefficient versus $\sigma_{\text{net}}/\sigma_{\text{GY}}$

できる。

$$\alpha = 3 \times 10^{-3} \ln \left[\sec \left\{ \frac{\pi}{2} \left(\frac{\sigma_{\text{net}}}{\sigma_{\text{GY}}} \right)^2 \right\} \right] \quad (3)$$

4.2 荷重保持中の開口変位増加挙動の機構

4.2.1 対数形クリープ

低温においても、降伏点より大きな応力レベルのもとではクリープ変形が生じることが知られている¹⁰⁾。このクリープ速度は時間(t)とともに減少し、変形量(ϵ)は $\epsilon = \epsilon_0 + \gamma \ln(1+t)$ (ただし、 ϵ_0, γ : 定数)と表わされる。それゆえ、対数形クリープと呼ばれている。

そこで、直径 10 mm の平滑丸棒を用いて、本供試鋼の対数形クリープ特性を調べた。 ϵ は試験片の平行部に貼付した塑性ゲージを用いて測定された。SM41B, SM58Q および HT80 それぞれについて加工硬化域から $\epsilon = 4, 3.5$ および 2.2% の値まで $\dot{\epsilon} = 0.2\%/ \text{sec}$ の負荷速度で単調載荷したのち荷重を保持し、荷重保持中の ϵ と t との関係を記録した。各鋼種の ϵ を $\ln(1+t)$ に対して整理し Fig. 14 に示す。いずれも荷重保持中に歪の増加が認められる。いっぽう、降伏する以前で荷重を保持した場合には、歪の増加は認められなかった。切欠材で認められる荷重保持中の開口変位増加挙動のメカニズムの1つとして、この対数形クリープが考えられる。

4.2.2 過速負荷による塑性流動の遅れ現象

SM41B を用いて製作された小形 CNP の表面を鏡面

Fig. 14 Logarithmic Creep of Steel Tested

加工し、一定荷重に保持した場合のリュウダース帯の様子を観察した。 $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 1.05$ に保持した場合 (このときの $\delta_0/\delta_t = 0.084$) の δ と保持時間の関係を Fig. 15 に示す。また、同図には、荷重保持の直後、荷重保持後 0.8 分、2.4 分および 15.3 分でのリュウダース帯の様子もそれぞれ写真 (a), (b), (c) および (d) に示してある。小形 CNP に載荷していくと、切欠先端から生じたリュウダース帯は切欠の延長線と約 40 度の方向へ進展していき、 $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 1.05$ で写真 (a) に示すように試験片端面に到達し、いわゆる全面降伏が生じる。つぎに、この応力レベルで荷重を保持すると、リュウダース帯の幅が広くなるとともに、新たなリュウダース帯が切欠先端や先に生じたリュウダース帯の一部から発生し拡大していく。

いっぽう、全面降伏以前の $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 0.9$ で荷重を保持した場合には、リュウダース帯の拡大は認められなかった。なお、 $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y = 1.05$ のレベルで荷重を保持したのち液体窒素雰囲気中で試験片を脆性破壊させて破面を観察したが、安定延性き裂は認められなかった。このように安定延性き裂の有無にかかわらず全面降伏したのち荷重を保持すると、リュウダース帯の拡大による塑性流動が生じ、その結果 δ が増大する。

リュウダース帯は降伏点のもとで拡大するものであるので、Fig. 15 に示した小形 CNP の開口変位増加挙動は 4.2.1 で示した対数形クリープとは別の現象と考えられる。

つぎに、小形 CNP で荷重保持中にリュウダース帯の拡大による塑性流動が生じる機構について検討する。非

Fig. 15 Spread of Lüders Bands during Constant-load Holding
(Small CNP for SM 41 B)

調質鋼の平滑材の応力-歪曲線では、ほぼ一定応力（下降伏点）での歪の増加が観察されるが、これはリュース帯が試験片全表面へ拡大することにより生じる。この塑性流動速度はかなり高速であるが、小形 CNP のような切欠材では全面降伏が生じてリガメント部に弾性域が飛び地として残存しており、塑性域内での塑性流動速度は弾性域による拘束のため抑制されるものと考えられる。Fig. 15 に示した荷重保持中のリュース帯の拡大は、切欠材の塑性域内での塑性流動速度が試験片の負荷速度に追従できないため単調載荷中に十分な塑性流動が生じず、その結果として荷重保持後に現われたのではないと思われる。実際、佐藤⁴⁾ および Ingham⁵⁾ の実験では、超低速で載荷した場合、載荷中に開口変位の増加が生じる時間的余裕が十分あり、一定荷重に保持したのちの開口変位の増加はほとんど認められない。なお、全面降伏以前では、塑性域が周囲を弾性域に囲まれているため、塑性域内での塑性流動に対する拘束は全面降伏以後に比べはるかに大きくなっている。その結果、荷重保持中での開口変位の増加が生じ難くなるものと考えられる。

切欠材で認められる荷重保持中の開口変位の増加挙動は 4.2.1 および 4.2.2 で述べた 2 つの現象が組合わされたものと考えられる。

4.3 荷重保持中の開口変位の増加を考慮に入れた強度評価

荷重保持中の開口変位増加挙動は、主に、作用応力レベルに依存し、全面降伏後 δ が急激に増加することを 4.1 で示したが、全面降伏以前でもわずかに増加する。以下では、実際の使用状態において最も大きな応力が比較的長時間作用する圧力容器などの水圧試験を対象と

して、その間の開口変位の増加が、潜在欠陥からの安定延性き裂の生長やその後の不安定破壊を引き起こす危険性を伴わないか検討する。

水圧試験圧力は、1 次膜応力が材料の保証降伏応力の 90% 以下になるように定められている。また、その保持時間については、原子力圧力容器の供用期間中の検査に関するコードである ASME Code Sec. XI では 4 時間以上、その他のコードでは 10~30 分以上と定められている。ここでは、保証降伏応力の 90% の 1 次膜応力が 4 時間 (14,400sec) 作用する場合の開口変位の増加量 ($\Delta\delta$) を以下に示す 2 つの仮定のもとに (1) および (3) 式を用いて算出する。

(1) 塑性拘束度は無視し、 $\sigma_{GY} = \sigma_Y$ とする。なお σ_Y として保証降伏応力を用いる。

(2) 水圧試験時の負荷速度は本試験 ($\dot{K} = 200 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}/\text{min}$) と同等とする。

水圧試験の実際を考えれば、これらの仮定は厳しい評価を与えるものである。なお、(1) および (3) 式は、短時間の荷重保持試験の結果から求められたので、計算に先立ち両式を実験範囲外の長時間領域にまで適用拡大しても問題がないか検討しておく必要がある。Ingham⁵⁾ は 1,000 時間以上にも及ぶ長時間の荷重保持試験を実施しており、全面降伏以下に荷重を保持した場合には、 δ の増加がたとえ生じても不安定破壊に移行しないことを明らかにしている。すなわち、荷重保持中の δ の増加率 (α) は、保持レベルが全面降伏レベル以下の場合ほとんど変化せず、(1) および (3) 式から長時間領域の $\Delta\delta$ を推定しても大きな誤差は生じないと考えられる。

$\sigma_{\text{net}}/\sigma_{GY} = 0.9$ の応力レベルで 4 時間荷重を保持した

場合の $\Delta\delta$ は 0.035mm となる。なお、内圧保持開始時の $\delta(\delta_0)$ は、例えば Fig. 4 の大きさの円孔端切欠が存在する場合 $\delta_0 \approx 0.45\text{mm}$ となる。 $\Delta\delta$ は δ_0 に比べれば 1/10 弱と非常に小さい。また、R カーブを用いて δ が 0.035mm 増加することによる安定延性き裂の成長量を求めると、それは高々 0.1mm であり、初期欠陥寸法に比べてはるかに小さい。したがって、水圧試験の内圧保持中に無視できない δ の増大や安定延性き裂の成長が生じ、不安定破壊を誘発するような危険性はないと考えられる。むしろ、そのことより重要なことは δ_0 自体の値であり、 δ_0 が δ_i よりはるかに大きい場合には、昇圧中に初期欠陥から無視できない安定延性き裂の生長が生じる危険性がある。このような場合の強度評価法については、別途検討する必要がある。

5 結 言

破壊靱性試験中に荷重を比較的高いレベルで一定に保持すると、荷重保持中に開口変位が増加する現象が観察される。この現象は、き裂先端での開口変位(δ)を安定延性き裂が発生する限界値(δ_i)以上のレベルに保持した場合に延性き裂の新たな成長が起こり、その結果生じるものとこれまで考えられてきた。

本研究では、荷重保持中でのき裂の開口変位増加挙動が δ の値よりもむしろ作用応力レベルに依存するのではないかとの観点から、種々の形状・寸法を有する試験片を用いて実験的検討を行った。また、この現象の機構についても検討し、以下の結論が得られた。なお、試験はすべて室温で行われた。

(1) 荷重保持開始時の $\delta(\delta_0)$ が δ_i より十分小さくても、すなわち安定延性き裂が発生していなくても、全面降伏以上の荷重レベルでは荷重保持中の開口変位の増加が認められる。いっぽう、 $\delta_0 > \delta_i$ であっても、すなわち安定延性き裂が生長していても、全面降伏していなければ、荷重保持中の開口変位の増加はほとんど認められない。

(2) 荷重保持中の δ は保持時間(t)の対数にはほぼ比例しており、その関係は(1)式で表わせる。荷重保持中の δ の増加度合いを示す定数 α は試験片形状や寸法、鋼種および安定延性き裂の有無などによらず、ほぼ $\sigma_{\text{net}}/\sigma_{\text{GY}}$ (σ_{net} : 切欠断面での平均作用応力, σ_{GY} : 全面降伏応力レベル)を用いて整理でき、 $\sigma_{\text{net}}/\sigma_{\text{GY}} < 1$ では α は小さく、 $\sigma_{\text{net}}/\sigma_{\text{GY}} \geq 1$ で急激に増加する。なお、 α と $\sigma_{\text{net}}/\sigma_{\text{GY}}$ の関係の上限は(3)式で与えられる。

(3) 以上の結果から、荷重保持中の開口変位の増加挙動は、 δ の値よりもむしろ作用応力レベルに強く依存することが明らかとなった。

(4) (1)式を用いて、水圧試験時 ($\sigma_{\text{net}}/\sigma_{\text{GY}} = 0.9$,

$t=4$ 時間とする)での $\Delta\delta$ を求めた。 $\Delta\delta$ は 0.035mm と非常に小さく、水圧試験の内圧保持中に潜在欠陥から安定延性き裂の新たな成長が生じ、不安定破壊を誘発するような危険性はないことが明らかとなった。

(5) 応力/歪曲線で踊り場を示すような材料で作製した小形の中央貫通切欠試験片に負荷を与え、リューダス帯が試験片側面部に達した状態(全面降伏状態)で荷重を保持すると、さらにリューダス帯の拡大が生じ、 δ が増大する。

(6) 切欠材で認められる荷重保持中の開口変位増加挙動は、対数形クリープによる変形に(5)で述べた現象が組合わされたものと考えられる。

謝 辞

本研究の実施にあたり、有益なご討論を載いた日本造船学会溶接研究委員会第1分科会(主査: 東京大学工学部 町田進教授)の委員各位に対し感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) G. Green and J. F. Knott: On Effects of Thickness on Ductile Crack Growth in Mild Steel, *J. Mech. Phys. Solids*, 23 (1975) 167~183.
- 2) 岩館忠雄, 田中泰彦, 小野信市, 渡辺十郎: 除荷コンプライアンス法による延性破壊抵抗の評価に関する研究, 第1回破壊力学シンポジウム講演論文集(1981) 86~90.
- 3) 浦辺浪夫, 藤田高弘, 吉武明英, 香川裕之: 定荷重条件下の延性き裂進展過程と不安定遷移, 鉄と鋼, 68/12 (1982) S1327.
- 4) 佐藤邦彦, 豊田政男, 福井清之: 定荷重負荷を受ける切欠き材の延性き裂成長と不安定破壊遷移限界, 日本造船学会論文集, 155 (1984) 351~359.
- 5) T. Ingham and E. Morland: Influence of Time-Dependent Plasticity on Elastic-Plastic Fracture Toughness, *ASTM STP 803* (1983) I-721~I-746.
- 6) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, E. Smith and K. H. Swinden: Plastic Yielding from Sharp Notches, *Proc. Roy. Soc.*, 279 (1964) 1~9.
- 7) 有井 満, 矢貫 徹: タービン発電機ローター材の破壊強度評価について, 日本材料強度学会誌, 8/1 (1973) 1~16.
- 8) 青木 満, 木内 晃, 池田一夫: 圧延鋼の脆性-延性遷移温度, 溶接学会全国大会講演概要, 27 (1980) 132~133.
- 9) 矢田敏夫, 酒井啓一, 飯野 暢, 阪野賢治: 切欠平板引張試験片の弾塑性挙動と破壊特性に関する一考察, 日本造船学会論文集, 134 (1973) 425~435.
- 10) たとえば田中 実, 米谷 茂, 布村成具共訳: D マックリー著; 金属の機械的性質, 共立出版(1967) 295~304.