

◎ 論 文

## 彈塑性 應力集中部에서의 初期疲勞龜裂傳播壽命의 豫測<sup>+</sup>

趙 相 明\* · 堀 川 浩 甫\*\*

(1988년 9월 27일 접수)

### A Prediction of Initial Fatigue Crack Propagation Life in a Notched Component Taking Elasto-Plastic Behavior

Sang-Myung Cho and Kohsuke Horikawa

**Key Words:** Fatigue Design(疲勞設計), Offshore Structure(海洋構造物), Hot Spot(節點), Fatigue Crack Propagation(疲勞龜裂傳播), Initial Fatigue Crack(初期疲勞龜裂), Elasto-plastic Fracture Mechanics(彈塑性破壞力學), Notch(노치)

#### Abstract

In order to consider the concept of the 'fitness for purpose' in fatigue design of offshore structure, fracture mechanics is applied to evaluate initial or weld defects.

Generally, linear elastic fracture mechanics has been applied to estimate initial fatigue crack propagation rate as well as long fatigue crack propagation rate. But, initial fatigue crack propagation rate in elasto-plastic notch field may not be characterized by application of stress intensity factor range  $\Delta K$ , because plastic effect due to stress concentration of notch may contribute to initial crack propagation. Therefore, to introduce the plastic effect into fatigue crack driving force, in this study, the evaluating method of  $J$ -integral range  $\Delta J$ , was developed for initial fatigue cracks in elasto-plastic notch field. The interpolation function for  $J$ -integral by Willson was modified for application to notch field. In calculation of  $\Delta J$  obtained from the modified  $J$ -integral, stress gradient and crack closure behavior in the notch field were considered.

The initial crack propagation rates in the notch fields of mild steels and high tensile strength steels were correlated to  $\Delta J$ . As the result, it was cleared that the present  $\Delta J$  is applicable to characterize the fatigue crack propagation rates in both the elastic and elasto-plastic notch fields.

+ 1988년도 한국해양공학회 춘계학술대회 발표(1988년 6월)

\* 정회원, 한국해기연수원

\*\* 大阪大學溶接工學研究所

## 1. 序 論

海洋構造물의 鋼管이음부(이하 節點이라 한다)에는 構造的 應力集中과 溶接에 의한 局部的 應力集中이 생기고, 여기에 波浪 등에 의해 不規則의 인 反復荷重이 加해지므로, 疲勞強度 및 疲勞設計는 海洋構造물의 設計上 중요한 검토사항으로 되어 있다.

海洋構造물의 疲勞設計수법은 크게 다음과 같이 분류할 수 있을 것이다.

- (1) 규격에 의한 設計(design by rule)
- (2) 해석에 의한 設計(design by analysis)

(가) 節點應力(hot spot stress)과  $S-N$  선도를 쓰는 設計

(나) 破壞力學을 이용하는 設計

여기서 (1)의 규격을 이용하기 위해서는 많은 실적자료와 방대한 實驗結果가 필요하나 海洋構造물의 疲勞設計를 위해 적용가능한 규격의 상세는 그다지 많지 않은 편이다. 따라서 최근 이런 疲勞設計를 위해서는 龜裂의 傳播壽命은 별도로 고려하지 않는 (2)의 (가)를 쓰는 경우가 많다. 그러나, 溶接에 의해 構造물을 건조하는 경우, 溶接결합을 완전히 없애기는 불가능할 뿐 아니라, 疲勞 龜裂은 溶接결합에서 발생·성장하는 것이 일반적이다. 이 경우 部材의 壽命을 豫測하여 設計하는 手法 즉 상기의 (2)의 (나)에 해당하는 設計手法를 이용하는 것이 보다 최적화에 가깝게 된다. 또한, 溶接결합이 部材의 技能성에 미치는 영향을 정량적으로 評價하여 그 허용여부를 합리적으로 결정할 수가 있다.

본 연구에서는 상기의 (2)의 (나)의 設計手法에 중점을 두고서, 우선 節點近傍에 존재하는 初期결합으로부터 龜裂傳播壽命의 豫測을 위한 각 선급 및 규격을 비교·검토하였다. 또한, 節點의 應力集中을 상정한 中央 노치試驗片의 初期疲勞龜裂에 대해 彈塑性 破壞力學을 적용하여 그 傳播速度를 評價함으로써, 실제 節點에서의 龜裂傳播壽命의 豫測을 위한 기초적 수법을 제시하였다. 특히, 彈塑性 거동하는 構造的 應力集中部에 있는 初期疲勞龜裂의 傳播速度에 미치는 塑性效果에 대해 검토하였다. 또한 그 塑性效果를 고려하기 위해  $J$  積分範圍  $\Delta J$ 를 도입하였으며, 그 算定을 위한 간편법을 제안하였다.

## 2. 破壞力學에 의한 海洋構造물의 疲勞設計를 위한 규격의 검토

海洋構造물의 節點近傍에 있는 龜裂의 傳播壽命 豫測을 위해 線形彈性破壞力學에 근거를 둔 應力強度係數範圍  $\Delta K$ 를 이용하는 경우, 材料의 彈塑性 거동으로 인해 자칫하면 壽命을 過小評價할 우려가 있다. 이런 문제를 배제하기 위해 ECCS의 TC-6(fatigue)<sup>1)</sup>에서는 構造的 應力集中部에 생기는 塑性域內에 있는 龜裂이나 1mm이하의 微小龜裂에 대해서는  $\Delta K$ 에 의한 壽命豫測을 피하도록 권고하고 있다. 그러나, 여기서는  $\Delta K_{th}$ 는 인정하기 때문에 0이 아닌 값을 쓸 수 있게 하고 있다. 즉, ECCS의 TC-6에서는 龜裂傳播에 관한 현상을 상당히 실제적으로 設計에 도입시키고 있음을 알 수 있다. 한편, DnV<sup>2)</sup>에서는 0.5mm 정도의 언더컷이 節點近傍에 있어도 파리스의 식(Paris'eq.)을 써서 壽命評價를 할 수 있도록 규정하고 있다. DnV에서는  $\Delta K$ 의 적용을 제한하는 微小龜裂의 크기나 局部塑性域內의 龜裂등을 별도로 규정하고 있지는 않지만,  $\Delta K_{th}$ 를 인정하지 않음으로써 壽命豫測을 상당히 엄격하게 하도록 유도하고 있다. 또한 BV<sup>3)</sup>에서는 節點應力을 일반적인 정의와 같이 節點變形率×彈性係數의 값으로 하고 있으면서  $\Delta K$ 의 계산에 이 節點應力을 이용하고 있다(DnV도 동일). 즉 節點應力範圍가 2배의  $\sigma_{yc}$ (反復降伏強度)를 초과할 수 있음을 시사하면서도  $\Delta K$ 의 算定에 그대로 이용하므로써, 線形破壞力學에 근거를 둔  $\Delta K$ 의 力學的 의미가 모호하게 되어 있다. 그러나  $\Delta K_{th}$ 를 포함한 材料常數는 應力比  $R=0.7$ 에 대한 값(殘留應力의 영향도 고려됨)을 이용하도록 하여 안전한 壽命豫測을 꾀하고 있다.

Table 1은 각 선급 또는 지침서가 정하고 있는 龜裂傳播에 대한 材料常數를 나타낸다. 이러한 常數는 小規模降伏條件이 만족되는 彈性狀態에 대해서 결정된 값이므로 材料의 降伏強度는 직접 고려될 수가 없다. 그러므로 高應力狀態에서의 龜裂傳播에 대한 高張力鋼의 장점을 거의 인정하고 있지 않지만, 節點 등과 같은 構造的 應力集中部에 생기는 塑性域內에서는 塑性效果로 인해 軟鋼과 高張力鋼은 龜裂傳播速度가 다를 것이 예상된다. 그러나 小規模降伏條件을 만족해야만 유효하게 되며, 降伏強度를 고려하기 힘든  $\Delta K$ 의 적용에 의

**Table 1** Material constants for crack propagation

	<i>R</i>	<i>C</i>	<i>m</i>	$\Delta K_{Ih}$
ECCS	Real condition	Obtained value	Obtained value	Obtained value
DnV	No designation	$4.9 \times 10^{-12}$	3.1	0
BV	0.7	Obtained value	Obtained value	Obtained value
WES <sup>4)</sup>	No designation	$5.9 \times 10^{-13}$	4	0

Unit : *m/cycle*,  $MPa\sqrt{m}$

**Table 2** Cyclic and monotonic material constants

	<i>E</i> (GPa)	$\sigma_{ys}$ (MPa)	<i>n</i>	$\sigma_{yc}$ (MPa)	<i>n'</i>
SS41	205.8	305	-	205	0.25
HT80	205.8	676	0.1	480	0.167

\*  $\sigma_{ys}$  : Monotonic yield strength  
 \*\*  $\sigma_{yc}$  : Cyclic yield strength

해서는 그 차이의 評價가 곤란하다. 따라서 본 논문의 이하에서는 小規模降伏條件이 만족되지 않는 疲勞龜裂에 대해서도 적용 가능한  $\Delta J$ 의 算定式을 유도하고, 이를 써서 疲勞試驗의 結果를 정리하였다. 또한  $\Delta J$ 의 物理的 의미에 관해서도 고찰하여, 疲勞龜裂에의  $\Delta J$ 의 適用性에 關하여 檢討하였다.

### 3. 試驗片 및 實驗方法

實驗에 사용한 材料는 軟鋼 SS41 및 高張力鋼 HT80이다. 2材料에 대한 反復負荷試驗(多數試驗片法)으로 부터 反復降伏強度  $\sigma_{yc}$  및 反復加工硬化指數 *n'*을 구하여, 靜的 引張試驗에 의한 材料常數와 함께 Table 2에 나타낸다. 단, 材料의 彈塑性거동은 다음 식과 같이 部分指數硬化則에 따르는 것으로 하였다.

$$\sigma_a = E \epsilon_a, \sigma_a \leq \sigma_{yc} \dots\dots\dots (1-1)$$

$$(\sigma_a / \sigma_{yc}) = (\epsilon_a / \epsilon_{yc})^{n'}, \sigma_a > \sigma_{yc} \dots\dots\dots (1-2)$$

여기서,  $\sigma_a = \Delta \sigma / 2$ ,  $\epsilon_a = \Delta \epsilon / 2$

初期龜裂傳播試驗은 Fig. 1과 같이 곡률반경 2.5mm의 원형중양노치를 가진 노치材에 대해 행하였다. 彈性 FEM을 써서 구한 應力集中係數  $K_t = 2.7$ 이었다.

完全兩振(*R* = -1)의 荷重제어의 방식으로 공기중에서 試驗을 행하고, 龜裂길이는 移動式顯微鏡을 이용하여 試驗片의 前後面에서 동시에 측정하여 平均치로서 구하였다.

한편 小規模降伏條件을 만족하는 긴 龜裂의 傳播特性(材料特性)을 같은 條件下에서 2材料에 대해서 구하였다. 實驗中에는 항상 龜裂의 開閉口現象을 變形率계이지와 變位計를 이용하여 除荷彈性法에 의해 측정하였다.

### 4. 彈塑性應力集中部에 있는 初期疲勞龜裂의 $\Delta J$

#### 4.1 靜的 狀態에서의 *J*적분의 유도

노치近傍의 彈塑性영역에 있는 龜裂의 驅動力으로서의 *J*적분은 半無限板의 片側龜裂에 대해서 유도된 Willson<sup>5)</sup>의 식을 응용하여 算定하였다. 우선, 靜的 荷重을 받는 경우를 고려한다. 公稱應力을  $\sigma$ 로 하고  $\phi = \sigma / \sigma_{ys}$ 로 할 때 Willson의 식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$J / J_e = 1 + f(r_p), \phi \leq 1.0 \dots\dots\dots (2-1)$$

$$J / J_e = \{1 + f(r_p)\} \left(\frac{1}{\phi}\right)^2 + \frac{1}{1.12^2 \pi} \{ \phi^{(1+n)/n} - 1 \} \left(\frac{1}{\phi}\right)^2 h(n), \phi > 1.0 \dots\dots\dots (2-2)$$

여기서,  $J_e$ 는 彈性狀態에서의 *J*적분으로 應力強度係數 *K*로부터 얻어지고,  $f(r_p)$ 는 龜裂先端의 塑性域  $r_p$ 의 영향을 고려한 항이며,  $h(n)$ 은 加工硬化指數 *n*과 形狀의 함수로, He 등<sup>6)</sup>의 解를 이용하였다.

이 식(2)를 노치近傍의 龜裂에 적용하기 위해,

公稱應力  $\sigma$  를 龜裂이 없을 때의 應力분포에서 龜裂先端에 해당하는 점의 局部相當應力  $\bar{\sigma}(a)$ 로 하고, 形狀係數 1.12<sup>2</sup>을 노치近傍의 龜裂에 대한 形狀係數  $C_N^2$ 으로 대체하였다.  $C_N$ 은 Fig. 1의 試驗片에 대해, 彈性 FEM에 의해 龜裂길이의 함수로 구하였고, Fig. 2에 그 경향을 나타낸다. Fig. 2에서 點線은 같은 形狀의 노치가 無限板에 있는 경우로서, Newman<sup>7)</sup>에 의한 應力強度係數  $K$ 와 解析解에 의한 局部相當應力<sup>8)</sup>을 써서 얻은 形狀係數를 나타낸다. 한편, 노치近傍은 應力句配가 심하고, 塑性域의 외측은 彈性域이므로 龜裂先端的 塑性變形에 대한 구속이 강하다. 따라서  $f(r_p)$ 는 무시하고,  $h(n)$ 에는 塑性拘束係數  $C_p$ ( $C_p < 1$ )를 곱하였다.  $C_p$ 는 노치近傍의 塑性應力의 句配에 관계되는 Santhanam 등<sup>9)</sup>의 식으로부터 係數(2.32n/ $\rho$ )를 도입하여 아래와 같이 구하였다.

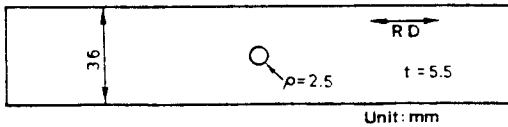


Fig. 1 Configuration of specimens

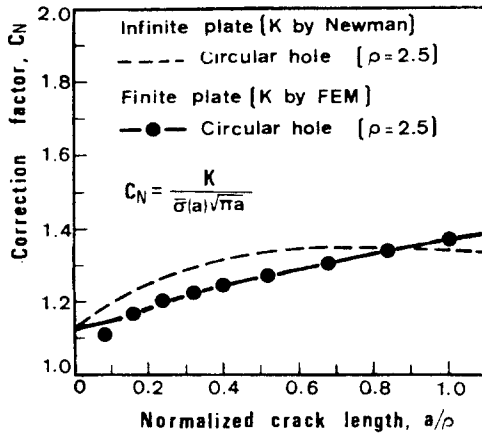


Fig. 2 Correction factor  $C_N$  of  $R_{in}$  which local equivalent stress is used

$$C_p = \tanh\left\{\frac{1}{4}\sqrt{\frac{\rho}{2.32n}}\right\} \dots\dots\dots (3)$$

여기서  $\rho$  는 노치선단의 曲率半徑이다. 따라서, 본 연구에서는 노치近傍의 龜裂에 대한  $J$ 적분을,  $\phi_a = \bar{\sigma}(a)/\sigma_{ys}$ 로 두고, 다음과 같이 수

정하였다.

$$J = Je, \phi_a \leq 1.0 \dots\dots\dots (4-1)$$

$$\frac{J}{Je} = 1 + \frac{1}{C_N^2 \pi} \{ \phi_a^{(1+n)/n} - 1 \} \frac{h(n) C_p}{\phi_a^2}, \phi_a > 1.0 \dots\dots\dots (4-2)$$

여기서  $J$ 적분은 試驗片의 形狀과 材料常數 그리고 노치近傍에 있어서 龜裂이 없을 때의 應力분포를 써서 구할 수 있다. 즉 기존의 經路적분법이나, 정해진 試驗片에 있어서 實驗에 의해서만 얻어지던  $J$ 적분을 상기와 같이 간단하게 구할 수 있으므로, 실제構造物에의 적용이 보다 용이하게 되었다고 사료된다.

4.2 應力集中部 近傍의 初期龜裂에 대한 開口比와  $\Delta J$ 의 算定

식 (4)로부터  $\Delta J$ 를 얻기 위해 應力은 기본적으로 有效應力範圍를 썼다.

應力集中部 近傍의 初期龜裂에 대한 開閉口現象을 관찰하여 龜裂이 열리는 點 즉 龜裂의 開口點  $\sigma_{op}$ 를 측정하기 위해서는 컴플라이언스법을 쓸 수 있다. 이를 위하여 일반적으로는 荷重點變位  $\delta$ 와 荷重  $P$ 의 관계 또는 Fig. 3의 스트레인게이지②에 의한 荷重方向變形率  $\epsilon_y$ 와  $P$ 의 관계를 이용한다. 그러나, 龜裂이 매우 짧을 때( $a < 2mm$ )에는  $\delta - P$ 線圖에 의해서는 開口點  $\sigma_{op}$ 를 거의 判別하기 어렵고,  $\epsilon_y - P$ 線圖에 의해서는  $\sigma_{op}$ 의 측정자체가 스트레인게이지②의 폭이 커서 불가능하다. 반면에 본 연구에서 고안한 Fig. 3의 스트레인게이지①에 의한 荷重과 直각방향의 變形率  $\epsilon_x$ 와  $P$ 의 관계를 쓰는 경우는 龜裂길이가 상당히 짧을 때에

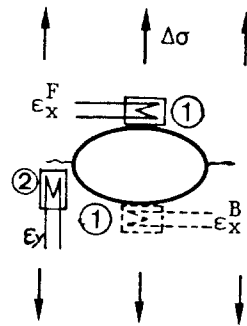


Fig. 3 Location of strain gages in measure crack opening ratio

도  $\sigma_{op}$ 를 비교적 명확하게 구별할 수 있으므로 初期龜裂의 開口現象을 관찰하는데 유력한 수단이 될 수 있다. 이 龜裂開口點  $\sigma_{op}$ 를 이용하여 龜裂開口比  $U = (\sigma_{max} - \sigma_{op}) / (\sigma_{max} - \sigma_{min})$ 을 얻을 수 있다.

이  $U$ 는 應力比  $R$  뿐만 아니라 應力範圍의 영향도 매우 심하게 받았으며, 다음과 같은 實驗式을 유도하여 실제 構造物에 대해서도  $U$ 를 추정할 수 있도록 시도하였다.

$$U = U_e + (1 - U_e) \tanh(0.7 \log\{\Delta \bar{\epsilon}(a) / 2 \epsilon_{yc} + 0.6\}) \dots\dots\dots (5)$$

여기서,  $U_e$ 는 線形破壞力學이 적용가능한 龜裂에 있어서  $\Delta \bar{\epsilon}(a) / 2 \epsilon_{yc} = 0.4$ 일때의 開口比이며 이것은 線形彈性狀態에 대해서 유도한 近似式 또는 實驗式을 이용해서 구하여도 큰 오차는 없는 것으로 사료된다. 또한  $\Delta \bar{\epsilon}(a)$ 는 龜裂이 없을 때 龜裂先端相當點의 相當變形率範圍이다. 본 實驗의 경우( $R = -1$ ), SS41은  $U_e = 0.42$ , HT80은  $U_e = 0.4$ 이었다. 平面應力을 가정할 경우,  $J_e = K_{eff}^2 / E$ 로 되며,  $\phi_a = \bar{\Delta \sigma}(a) / 2 \sigma_{yc}$ 로 두고,  $h(n')$ 을 쓰면 식(4)로부터 노치近傍의 初期龜裂에 대한  $\Delta J$ 는 다음식과 같이 유도할 수가 있다.

$$\Delta J = \Delta J_e = \Delta K_{eff}^2 / E, \phi_a \leq 1.0 \dots\dots\dots (6-1)$$

$$\frac{\Delta J}{\Delta J_e} = 1.0 + \frac{1}{C_n^2 \pi} \{ \phi_a^{(1+n')n'} - 1 \} \frac{h(n' C_p)}{\phi_a^2}, \phi_a > 1.0 \dots\dots\dots (6-2)$$

5. 初期龜裂傳播에 대한 實驗結果

Fig.4는 SS41과 HT80의 긴 龜裂의 傳播特性을  $\Delta K$ 에 대해 나타낸 것이다. 단, 여기서는 龜裂의 開口比 $U$ 는 무시하였고, 小規模降伏條件은 만족되도록 하였다. 이 그림은, 實驗에 사용한 2種강材料에 있어서 線形彈性狀態에서 긴 龜裂이 傳播하는 경우에는, 材料의 降伏強度가 달라져도 龜裂의 傳播特性은 그다지 변하지 않음을 나타내고 있는 것으로서, 이것에 관한 일반적인 경향과도 일치하고 있다.<sup>10)</sup>

Fig.5는 Fig.4를 龜裂開口比 $U$ 를 고려하여 정리한 것으로서 편의상  $\Delta J$ 로 나타내었다. 여기서는

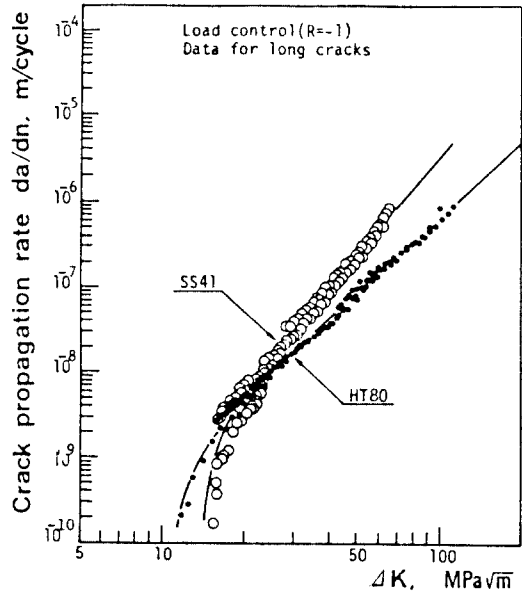


Fig. 4 Relation between  $\Delta K$  and  $da/dn$  for long cracks

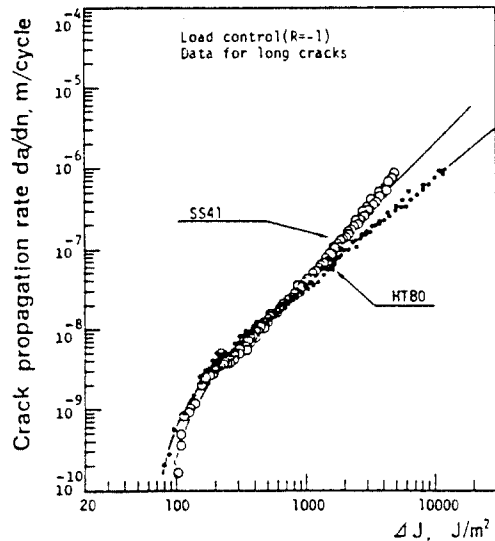


Fig. 5 Relation between  $\Delta J$  and  $da/dn$  for long cracks considering crack opening ratio

小規模降伏條件이 만족되는 彈性狀態이므로  $\Delta J = \Delta K_{eff}^2 / E = (U \Delta K)^2 / E$  (平面應力)로부터  $\Delta J$ 를 구하였다. 開口比 $U$ 를 고려함으로써  $U$ 를 고려하지 않은 Fig.4에 비해서 2實驗材料의 龜裂傳播特性은 한결 유사한 경향을 보이고 있다. 즉 鋼

種에 따른 龜裂傳播特性的의 差가  $U$ 를 고려하지 않은 경우보다 감소하였음을 알 수 있다. 즉 2材料의 靜的 및 反復降伏強度는 상당히 다름에도 불구하고 小規模降伏條件을 만족하는 긴 龜裂의 傳播特性은 거의 동등하다는 것을 직접 확인할 수가 있었다.

Fig.6의(a), (b)는 2材料의 노치材에 대한 初期 龜裂傳播特性을  $\Delta K$ 로 정리한 것이다. 이 그림에서 實線은 小規模降伏條件을 만족하는 긴 龜裂의 傳播特性으로서 Fig.4의 각 材料에 대한 結果를 인용한 것이다. 2材料에 있어서 公稱應力範圍가 255MPa과 334MPa일 때를 보면 같은 수준의 公稱應力임에도 불구하고 實線으로 부터 이탈하는 정도는 SS41이 더욱 심하여, 初期龜裂傳播에 미치는 塑性效果의 정도가 더 큼을 알 수가 있다. 즉 같은 形狀과 荷重條件이라도 應力集中部의 局部應力이 높게 되면 反復降伏強度가 낮은 SS41이 미리 塑性變形하여, 塑性效果가 크게 되므로 龜裂傳播速度도 높게 됨을 의미한다. 이와 같이 部材의 形狀과 荷重條件 및 材料常數에 의존하는 塑性效果는 線形破壞力學에 의해서는 적절히 評價하기 어려운 것을 알 수가 있다.

Fig.7의 (a), (b)는 Fig.6과 같은 實驗結果를 본 논문에서 유도한  $\Delta J$ 를 써서 정리한 것이다. 實

線은 小規模降伏條件을 만족하는 긴 龜裂의 傳播特性을  $\Delta J$ 로 나타낸 Fig.5의 結果를 인용한 것이다. 노치近傍에서 小規模降伏條件을 만족하지 않고, 塑性效果가 龜裂傳播에 기여하는 경우라도  $\Delta J$ 를 써서 정리함으로써, 각 材料의 特性인 實線과 잘 일치하고 있다.

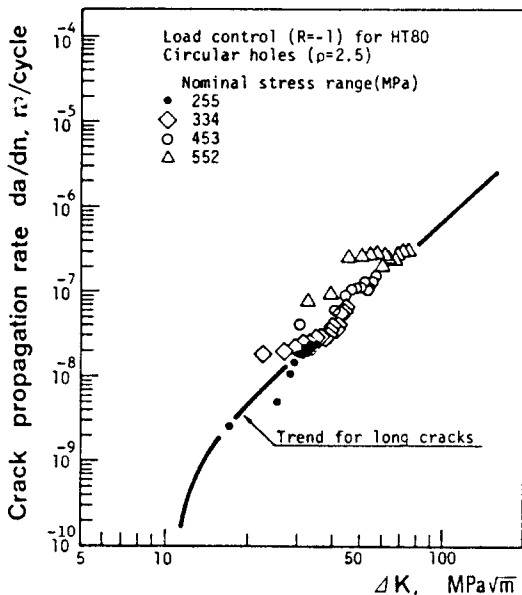
따라서, 彈塑性거동하는 海洋構造物의 節點等 應力集中部 近傍에서 傳播하는 初期疲勞龜裂 또는 初期결함의 傳播壽命은 그것에 대한  $\Delta J$ 만 추정하면 Fig.5의 材料特性을 이용하여 豫測할 수 있을 것으로 기대된다.

## 6. 考 察

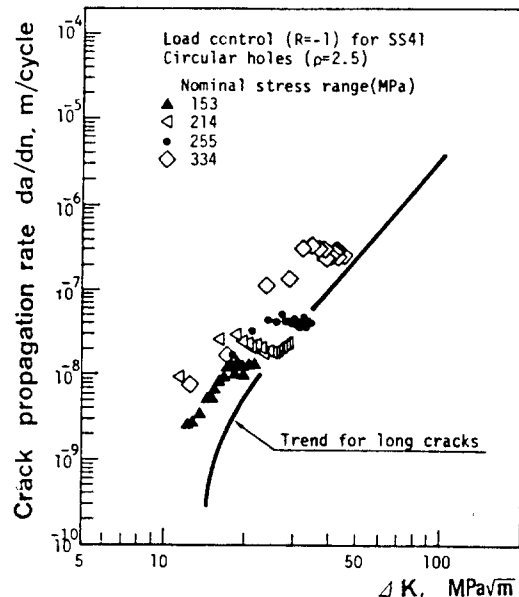
### 6.1 $\Delta J$ 의 物理的 의미에 관한 考察

反復荷重을 받는 材料가 Fig.8(a)의 OABCO와 같이 彈塑性舉動하는 경우, 거기에 존재하는 疲勞 龜裂에 대해서는 線形彈性破壞力學에 근거한 應力強度係數範圍 $\Delta K$ 는 그 物理的 의미가 없어지고, 그 대신에 본 연구에서는  $\Delta J$ 를 썼으므로 이하에서는  $\Delta J$ 의 物理的 의미에 대하여 考察하고자 한다.

본래  $J$ 積分은 材料의 非線形彈性舉動 즉 Fig.



(a) HT80 ( $\rho=2.5$  mm)



(b) SS41 ( $\rho=2.5$  mm)

Fig. 6 Relation between  $\Delta K$  and  $da/dn$  for initial cracks in notch field( $\rho=2.5$  mm)

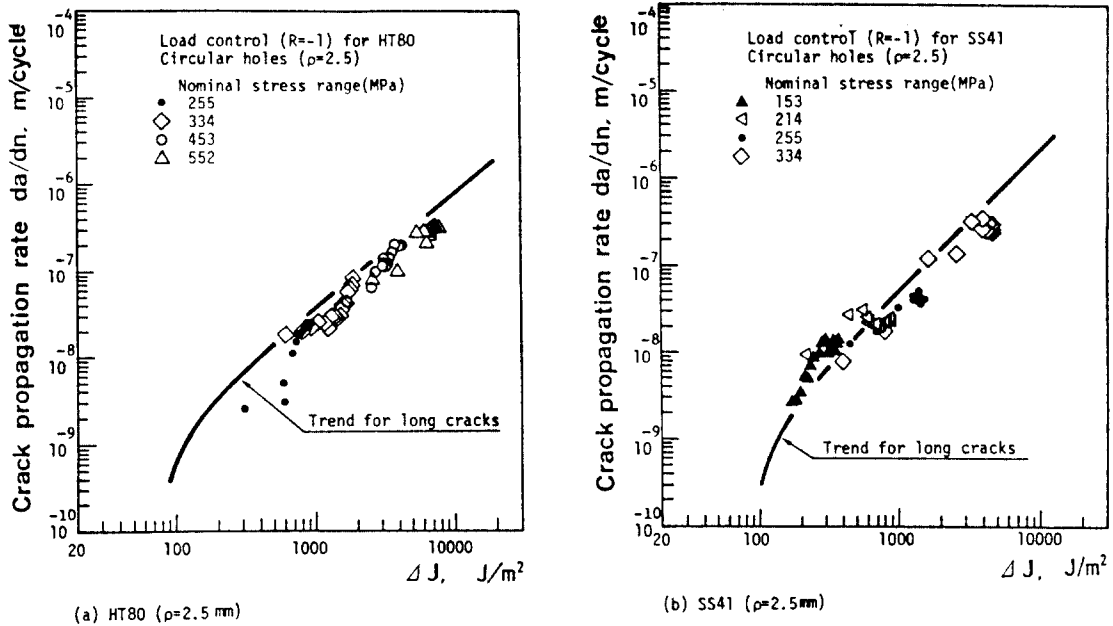


Fig. 7 Relation between  $\Delta J$  and  $da/dn$  for initial cracks in notch field ( $\rho = 2.5\text{mm}$ )

8(a)의 OAB過程만을 가정하여 誘導된 係數로서, 이 때의 除荷過程은 BAO로 되는 것으로 생각할 수 있다. 그러나, 실제의 彈塑性舉動하는 材料의 除荷過程은 BCO로 된다. 材料의 非線形彈性舉動과 彈塑性舉動의 차이는 바로 이 除荷過程에 있다고 할 수 있다.

그런데,  $\Delta J$ 를  $J_{\max} - J_{\min}$ 으로 계산하지 않고 처음부터 應力範圍  $\Delta\sigma$ 에 해서 계산한  $\Delta J$ 를 개략적으로 나타내면, Fig. 8(b)와 같이 될 것이다. 여기서, 점 ①에서 龜裂이 열리고  $\Delta\sigma^2$ 이  $(2\sigma_{yc})^2$ 보다 커지면 塑性效果가 나타나게 됨을 알 수 있다.

또한  $J$ 적분은 彈性體에 있어서는 포텐셜에너지 解放率로서의 의미도 가지지만, 실제의 彈塑性舉動하는 材料에 있어서는 外力이 행한 일이 전부 物體內에 축적되지 않고, 그 일부는 塑性變形에 의한 消散에너지로 되어버리므로, 포텐셜에너지로서의 의미는 없어진다.<sup>11)</sup> 그렇지만, 실제의 彈塑性舉動하는 材料에 있어서도  $J$ 적분은 龜裂先端의 變形率場(strain field)의 強度(intensity)를 지배하는 係數로서의 物理的 의미는 가진다.<sup>12)</sup> 따라서, 應力範圍  $\Delta\sigma$ 에 의해서 계산되는  $\Delta J$ 는, 疲勞龜裂先端에 있어서 變形率場 強度의 變動幅을

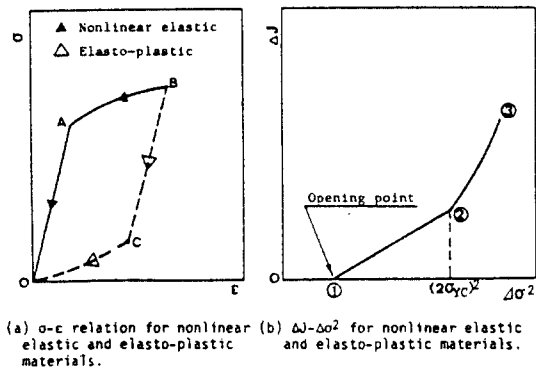


Fig. 8  $\sigma-\epsilon$  and  $\Delta J-\Delta\sigma^2$  for nonlinear elastic and elasto-plastic materials.

지배하는 係數로서의 物理的 의미를 가지는 것으로 생각할 수 있다. 더우기, 疲勞龜裂傳播速度는 龜裂先端의 變形率範圍에 의존한다는 研究報告를 참고할 때,<sup>13)</sup>  $\Delta J$ 는 疲勞龜裂傳播速度를 지배하는 係數로 될 수 있다고 사료된다.

6.2  $\Delta J$ 의 算定法에 관한 考察

$\Delta J$ 를 노치材의 初期龜裂傳播에 적용시킨 Haddad 등<sup>14)</sup>은 龜裂의 開閉口現象을 무시하고,

Dowling의 微小表面龜裂에 대한  $\Delta J$ 算定式을 적용한 것으로 보인다. 그 算定式에서 쓰는 함수  $f(n)$ 은 본 연구의 식(4)의  $h(n)$ 에 해당하나  $f(n)$ 은 材料의 加工硬化指數  $n$ 에만 의존하게 되어 있다. 그런데 Shih등<sup>15)</sup>, He등<sup>6)</sup> 및 Willson<sup>5)</sup>에 의하면 그 함수는 加工硬化指數  $n$ 에는 물론이고 應力狀態 및 形狀에도 의존한다. 또한 식(4)에서는 相當應力을 썼으나, Haddad등의<sup>14)</sup> 연구에서는 Neuber則을 노치先端에서 부터 내부에 까지 그대로 확장한 것으로 보아 最大主應力을 쓰고 있는 것으로 판단된다. 노치近傍에 있어서 塑性域內의 最大主應力은 著者の 연구등을<sup>16)</sup> 참고하면 노치近傍의 多軸應力으로 인해 노치先端에서 내부로 들어감에 따라 일단 증가후 감소하지만, Neuber則을 그대로 내부로 확장하면 처음부터 감소하게 되어 最大主應力의 실제분포와는 다른 應力 분포를 쓰는 것으로 된다. 한편, 大路등과<sup>17)</sup> 西川등은<sup>18)</sup> Haddad등의<sup>14)</sup> 方法에 근거하고, 실측한 開口比  $U$ 를 도입하여  $\Delta J$ 를 算定하였다. 그 연구에서는 Fig. 9에서 보이는 바와 같이  $\Delta\sigma_{eff} = U\Delta\sigma(a)$ 가  $2\sigma_{yc}$ 를 초과하는 영역, 즉 그림의 點  $a_1$ 까지 塑性效果가 고려되는 것으로 사료된다. 반면, 본 연구에서는 식(6)으로 부터 알 수 있듯이  $\Delta J_e$ 의 算定은  $\Delta\sigma_{eff}(a)$ 를 써서 행하지만, 彈塑性의 判別은  $\Delta\sigma(a)$ 로 행하였다. 즉, Fig. 9에 있어서  $a_2$ 까지 塑性效果가 고려되도록 하였다. 龜裂傳播에 미치는 塑性效果는 材料자신의 非線形거동으로 인한 것이지, 龜裂이 열린후에 취해지는 材料거동과는

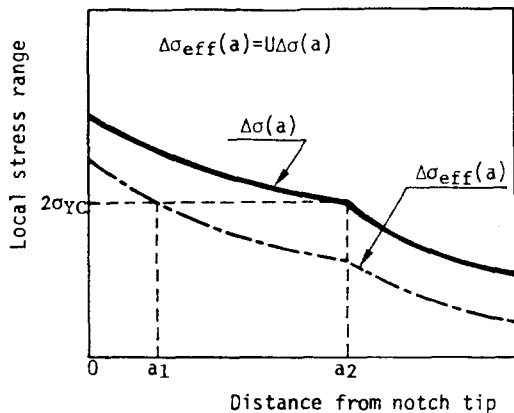


Fig. 9 Evaluation of plastic effect based on  $\Delta\sigma(a)$  and  $\Delta\sigma W_{eff}(a)$

직접관계가 없음을 고려할 때,  $\Delta\sigma(a)$ 를 써서 彈塑性을 判정함이 보다 실제현상에 가깝고 타당한 것으로 사료된다.

6.3 SS41과 HT80노치材에서의 初期龜裂傳播의 직접비교에 의한 考察

Fig. 10은 2材料의 노치材에 있어서 公稱應力範圍  $\Delta\sigma = 255MPa$ 의 경우, 노치先端에서부터의 龜裂길이에 대한 龜裂傳播速度 및 算定된 龜裂驅動力  $\Delta J$ 를 나타낸 것이다. 이 경우 HT80은 노치先端이 彈性狀態이지만 反復降伏強度가 낮은 SS41은 塑性變形하게 된다. 따라서, HT80에는 塑性效果가 나타나지 않으나, SS41의 龜裂傳播速

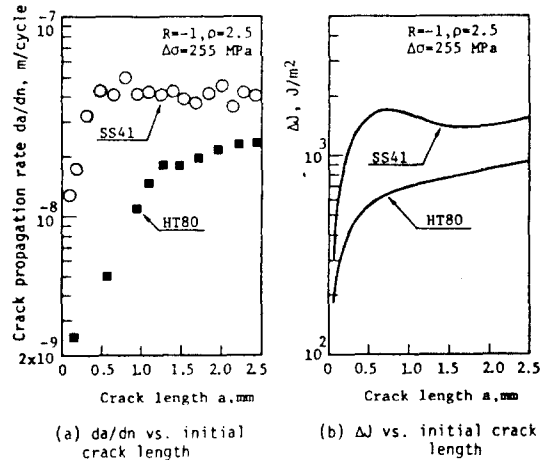


Fig. 9 Comparison of  $da/dn$  and  $\Delta J$  between HT80 and SS41 in notch field ( $\rho 2.5mm$ )

度에는 塑性效果가 나타남으로써, Fig. 10에서 보는 바와 같이 SS41의 경우가 더 빠른 傳播速度로 성장하는 것으로 생각된다. Fig. 10(b)는 그때의 龜裂驅動力  $\Delta J$ 를 算定하여 도시한 것이다. 당연한 것이지만 塑性效果가 고려되는 SS41쪽이 HT80보다 높은  $\Delta J$ 로 되어있다. 그런데, 龜裂길이가 길게됨에 따라 SS41의 傳播速度와  $\Delta J$ 는 HT80의 그 경향에 서서히 접근하고 있는 것을 볼 수 있다. 이것은 SS41의 노치先端의 塑性域을 빠져나온 疲勞龜裂이 彈性域으로 들어감에 따라 初期에서 나타났던 塑性效果가 龜裂傳播에 기여하지 않게 되고 있음을 의미한다. 반면에 같은 彈性域을 傳播하더라도 SS41의 傳播速度와  $\Delta J$ 가 HT80의 그것보다 약간 높게 되는 것은, 식(5)로부터도 알 수 있듯이 彈性狀態에 있어서 開口比  $U$



에는 應力範圍의존성이 나타나기 때문이다. 線形 彈性破壞力學이 적용되는 경우에 있어서, 應力範圍의존성은 정량적으로 반드시 일치하는 하지 않지만 實驗結果나 Dugdale 모델에 근거를 둔 해석<sup>19)</sup> 또는 시뮬레이션등의 結果로<sup>20)</sup> 부터도 찾아 볼 수가 있다.

### 7. 結 論

海洋構造物의 節點등과 같이 反復塑性變形이 되는 構造的應力集中部를 가진 部材의 疲勞設計를 위해서는 彈塑性破壞力學이 필요함을 서술하였다. 이어서, 彈塑性거동하는 노치近傍의 初期龜裂傳播特性을 評價하기 위하여  $\Delta J$ 의 算定法의 제안과 實驗에 의한 검토를 행하였다. 初期龜裂傳播試驗에는 軟鋼인 SS41과 高張力鋼인 HT80의 중앙노치材를 사용하여 材料의 降伏強度의 영향을 비교, 검토하였다. 얻어진 結論은 다음과 같다.

1) SS41과 HT80은 降伏強度는 상당히 다르지만, 小規模降伏條件을 만족하는 긴 龜裂의 傳播特性은 거의 비슷한 경향을 보임을 확인하였다.

2)  $\Delta K$ 에 의해 應力集中部の 彈塑性영역의 初期龜裂傳播速度를 정리한 結果, 같은 形狀과 荷重下에서도 SS41이 HT80보다 彈性상태의 긴 龜裂傳播特性에 비해 더욱 高傳播速度쪽으로 이동하였다. 이 현상을 통하여 初期龜裂傳播速度에 미치는 材料의 反復降伏強度의 영향을 직접 확인할 수 있었다.

3) 半無限板의 片側龜裂에 대한 Willson의  $J$ 적분 算定式을 수정하고, 龜裂開口比를 고려하여, 노치近傍의 初期龜裂에 대한  $\Delta J$ 를 구했다. 이  $\Delta J$ 를 써서 初期龜裂傳播速度를 정리한 結果, 材料의 特性이고 彈性상태에서 얻은 긴 龜裂傳播特性과 비교적 잘 일치하였다.

따라서, 실제 構造物의 應力集中部에 있는 初期龜裂 또는 溶接결함에 대하여, 본 연구에서의  $\Delta J$ 추정을 위한 簡便法을 쓰면 비교적 간단하고 합리적으로 그 傳播壽命을 豫測할 수 있을 것으로 사료된다.

### 參考文獻

1) ECCS, "Recommendation for the Fatigue of Steel Structures", European Convention for

Constructional Steelwork, TC-6, Farigue, 1985

2) DnV, "Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units", Detnorske Veritas, 1984

3) BV, "Cyclic Fatigue of Steel Ship Welded Joints", Bureau Veritas, Paris, 1984

4) WES, "溶接継手のせい性破壊發生に對する結果の評價方法", 日本溶接協會, 1980

5) Willson W. K., "J-integral Estimate for Small Edge and Interior Cracks, Eng. Frac. Mech., 20-4, pp. 655-665, 1984

6) He, M. Y. and J. W. Hutchinson, "Bounds for Fully Plastic Crack Problems for Infinite Bodies", ASTM STP 803, I 277- I 290, 1983

7) Newman, J. C., NASA TN D-6376, 1971

8) Timoshenko, S. P. and J. N. Goodier, "Theory of Elasticity", McGraw-Hill, pp. 90-92, 1970

9) Santhanam, A. T. and R. C. Bates, "The Influence of Notch Tip Geometry on the Distribution of Stress and Strain", Mat. Sci. Eng., 41, pp. 243-250, 1979

10) Yamada, K., "Fatigue Crack Growth Rates of Structural Steels under Constant and Variable Amplitude Block Loading", Proc. of JSCE, Structural Eng./Earthquake Eng., 2-2, 271s-279s, 1985

11) 久保, "彈塑性破壞力學と  $J$ 積分", 破壞力學入門, 日本材料學會, 破壞力學部分委員會, pp. 21-27, 1983

12) Dowling, N. E., "Crack Growth during Low-cycle Fatigue of Smooth Axial Specimens", ASTM STP 637, pp. 97-121, 1977

13) 朴, "低サイクル疲勞におけるき裂ひずみ場規定因子", 日本東北大學, 博士學位論文, 1986

14) Haddad, M. H., N. E. Dowling, T.H. Topper, and K. N. Smith, "J-integral Application for Short Cracks at Notches", Int. J. Frac., 16-1, pp. 15-30, 1980

15) Shih, C. F. and J. W. Hutchinson, "Fully Plastic Solution and Large Scale Yielding Estimates for Plane Stress Crack Problems", J. Eng. Mat. Tech., pp. 289-298, Oct. 1976

16) 趙, 掘川, "切欠き材における疲勞き裂の初期傳播特性(第1報, 切欠き領域における彈塑性應

- 力分布の推定)”, 日本溶接學會論文集, 5-4, pp. 108-113, 1987
- 17) 大路, 中井, 落, “切欠き底における弾塑性疲労き裂傳播”, 日本機械學會論文集(A編), pp. 51-469, pp. 2017-2021, 1985
- 18) 西川, 小西, 三好, 小倉, “高負荷應力下における切欠き低小寸法疲労き裂の進展舉動”, 材料, 35-395, pp. 904-910, 1986
- 19) 中井, 田中, 山下, “微小疲労き裂における開口舉動の力學的解析”, 材料, 32-352, pp. 19-25, 1983
- 20) Newman, J. C., “A Crack Opening Equation for Fatigue Crack Growth”, Int. J. Frac., 24, R131-R135, 1984



☆ 뉴 스 ☆

■ NDT 국제행사 안내 ■

일 자	회 의 명	주 최	장소(국명)
'89. 4. 23~29	12th WCNDT	ICNDT	The Netherlands (Amsterdam)
'90. 4.	4th Pan Pacific Conference on NDT	NKTA	New Zealand