

(論 文)

單一過大荷重에 의한 疲勞龜裂進展의 遲滯遲延現象에 관한 연구

吳世旭*·姜相薰**

(1989년 4월 24일 접수)

A Study on the Delayed-Retardation of Fatigue Crack Growth Following Single Peak Overload

Sae-Wook Oh and Sang Hoon Kang

Key Words: Single Peak Overload(單一過大荷重), Fatigue Crack Growth Retardation, (疲勞龜裂進展遲延), Delayed-Retardation(遲滯遲延), Accelerated-Retardation(加速遲延)

Abstract

It is well known that the fatigue crack growth retardation following overloads can be estimated reasonably well by the models of Wheeler and Willenborg. These models, however, can not explain the delayed-retardation revealed by every experimental result. This means that they necessarily have some qualitative defects in themselves despite of a fair approximation of quantity. In fact, they did not take into account the effects of the compressive portion of the overload cycle such as the change of reversed plastic zone size. The present study is focused on the acceleration effect in the reversed plastic zone in order to analyze qualitatively delayed-retardation phenomenon following single peak overload on the fatigue crack growth behavior using 2024-T3 aluminum alloy. As a main result, an accelerated-retardation model for the delayed retardation is proposed as $\left(\frac{da}{dN}\right)_{a-r} = C_a \cdot C_r \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss}$, for $0 \leq \Delta a \leq \Delta Z_{OL}$.

기 호 설 명

Z_a	: 龜裂길이	ΔK^*_{OL}	: 相當 過大 應力擴大係數 範圍
C	: 疲勞龜裂進展速度係數	K_{res}	: 殘留 應力擴大係數
C_a	: 加速係數	N	: 荷重 사이클數
C_r	: 遲延係數	N_d	: 荷重 相互作用 期間중 總遲延 사이클數
$C_a \cdot C_r$: 加速遲延係數	N^*_d	: 純遲延 사이클數
$(K_{max})_{th}$: 下限界 最大 應力擴大係數	P	: Wheeler 指數
ΔK	: 應力擴大係數範圍	R	: 應力比, S_{min}/S_{max}
K_{OL}	: 過大 應力擴大係數	R_{OL}	: 過大 應力擴大係數比, K_{OL}/K_{max}
ΔK_{OL}	: 過大 應力擴大係數 範圍	R_{SO}	: 停留過大應力擴大係數比
K^*_{OL}	: 相當 過大 應力擴大係數	r	: 平均 塑性域 치수
		Δr	: 平均 逆塑性域 치수
		r_{OL}	: 過大荷重 塑性域 치수
		Δr_{OL}	: 過大荷重 逆塑性域 치수

* 正會員, 東亞大學校 工科學 機械工學科

** 正會員, 東亞大學校 大學院

- S_y : 降伏應力
- Z_{OL} : 荷重 相互作用 塑性域 치수
- ΔZ_{OL} : 荷重 相互作用 逆塑性域 치수
- α : 荷重 相互作用 塑性域 常數
- η : 應力比 係數
- ϕ : Willenborg 常數
- $\left(\frac{da}{dN}\right)_{ss}$: 正常 疲勞龜裂 進展速度
- $\left(\frac{da}{dN}\right)_{ret}$: 遲延疲勞龜裂 進展速度
- $\left(\frac{da}{dN}\right)_{a-r}$: 加速遲延 疲勞龜裂 進展速度

1. 서 론

一定 荷重下의 疲勞龜裂 進展舉動중에 어떤 크기 이상의 過大荷重이 負荷되면 반드시 龜裂進展速度의 遲延이 발생하여 疲勞設計에 중대한 영향을 미치게 되므로 이러한 遲延現象을 解析하기 위하여 지금까지 많은 研究가 이루어져 왔다⁽¹⁾. 그 중에서 실제의 疲勞設計에서 자주 사용되고 있는 遲延모델로서는 Wheeler⁽²⁾와 Willenborg⁽³⁾의 모델을 들 수 있으며 특히 美國空軍에서는 Willenborg모델을 一般化하여 航空機 疲勞設計의 指針으로 사용하고 있다고 한다⁽⁴⁾.

그러나 이러한 既存의 遲延모델에서는 過大引張荷重에 의한 過大引張塑性域의 영향만을 고려하고 있으며, 過大引張荷重의 除荷過程에 의하여 반드시 隨伴되는 過大逆塑性域, 즉, 過大壓縮塑性域의 영향에 대해서는 전혀 考慮하지 않고 있는 것이다. 그러므로 이 모델들을 이용한 遲延現象의 解析에서는 最小龜裂進展速度가 항상 過大荷重의 負荷直後에 발생하게 되어 실제의 遲延試驗에서와 같이 疲勞龜裂先端이 過大荷重點을 어느 정도 지났을 때 비로소 最小龜裂 進展速度에 이르게 되는 소위 遲滯遲延現象(delayed retardation)을 說明할 수 없게 된다. 따라서 이러한 遲滯遲延現象을 量的으로 뿐만 아니라 特性的으로도 說明할 수 있기 위해서는 Wheeler나 Willenborg 등의 遲延모델에서 無視되고 있는 過大壓縮塑性域의 영향에 대해서도 충분한 考慮가 있어야 하는 것이다.

本 研究에서는 이와 같은 過大引張荷重의 除荷過程중에 발생하는 過大壓縮塑性域이 過大荷重에 의한 疲勞龜裂의 進展遲延에 미치는 영향을 중심으로

하여, 각 塑性域 치수를 媒介變數로 하는 解析的方法을 통하여 加速遲延모델을 제안하고, 이를 2024-T3 A1 合金을 이용한 單一過大荷重에 의한 遲延試驗結果 및 Wheeler 나 Willenborg 등의 既存의 遲延모델과 比較 考察하고자 한다.

2. 加速遲延모델

龜裂先端으로부터 過大荷重에 의한 殘留應力이 작용하는 최대거리를 荷重 相互作用 領域이라하여 Wheeler모델에서는 이 領域의 치수가 平面變形 塑性域치수가 더 잘 一致한다고 제안하였으나, 어느 경우이든 이를 一般式으로 표시하면 다음과 같이 된다.

$$Z_{OL} = \alpha(K_{OL}/S_y)^2 \tag{1}$$

이 때 α 는 材料 및 龜裂先端의 平均應力狀態에 의존하는 常數가 된다.

여기서, 塑性域치수를 나타내는 여러가지 表現중에서 가장 널리 사용되고 있는 Dugdale모델에 의하여 平面應力 塑性域치수를 나타내면,

$$\gamma_\sigma = \frac{\pi}{8}(K_{max}/S_y)^2 \tag{2}$$

$$\Delta\gamma_\sigma = \frac{\pi}{8}(\Delta K/2S_y)^2 \tag{3}$$

으로 되고 또한 龜裂進展方向에 있어서의 平面變形 塑性域치수는 平面應力 塑性域치수의 약 1/3이 된다는 관계로부터^(5,6)

$$\gamma_\epsilon = \frac{\pi}{24}(K_{max}/S_y)^2 \tag{4}$$

$$\Delta\gamma_\epsilon = \frac{\pi}{24}(\Delta K/2S_y)^2 \tag{5}$$

로 된다. 그러나 引張型破面과 剪斷型破面이 함께 발생하는 비교적 많은 試驗片의 疲勞龜裂 進展舉動에서는 平面變形狀態와 平面應力狀態를 동시에 고려할 수 있는 平均塑性域 치수의 概念이 중요한 意味를 가지게 되며, Koning⁽⁷⁾은 다음과 같이 試驗片 두께, t 의 함수로 表示하였다.

$$r = \gamma_\epsilon + 2\phi\gamma_\sigma(\gamma_\sigma - \gamma_\epsilon)/t \tag{6}$$

$$\Delta r = \Delta\gamma_\epsilon + 2\phi\Delta\gamma_\sigma(\Delta\gamma_\sigma - \Delta\gamma_\epsilon)/t \tag{7}$$

여기서 ϕ 는 試驗片 두께, t 에 따른 常數로써 實驗的으로 $\phi = (2\gamma_\sigma/t)^4$ 이 된다고 하였다.

한편, 周期的으로 반복하는 單一過大壓縮荷重에

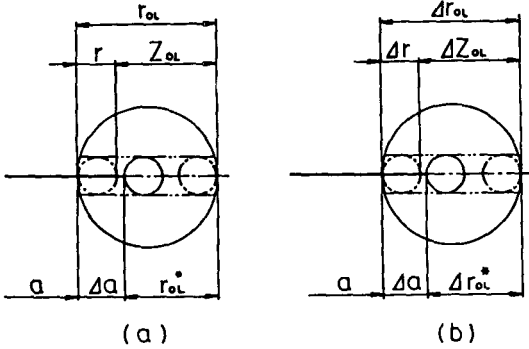


Fig. 1 Schematic showing relative sizes of monotonic (a) and reversed (b) plastic zones in retardation models

의하여 疲勞龜裂의 進展速度가 加速된다는 實驗結果로부터⁽⁶⁾ 過大壓縮荷重에 따른 過大壓縮塑性域의 生成이 이러한 加速現象과 관련이 있음을 알 수 있으며, 따라서 過大引張荷重에 의한 荷重相互作用領域에 있어서도 過大引張荷重의 除荷過程에 따른 過大壓縮塑性域에 의하여 隨伴되는 引張殘留應力이 加速效果의 直接的인 原因으로 작용하게 된다.

또한 이와 같은 壓縮塑性域에서는 加工硬化 또는 變形軟化 등의 材料科學的 現象이 發生하며, 어느 경우에도 疲勞龜裂의 進展速度를 加速시키는 것으로 알려져 있다^(9,10).

따라서 過大壓縮塑性域에 의한 加速效果는 결국, 引張殘留應力이라고 하는 力學的 要因과 加工硬化 또는 變形軟化등의 材料科學的 要因의 相互作用에 의하여 발생한다고 볼 수 있다.

이상과 같은 過大荷重에 의한 遲延現象은 Fig. 1과 같이 過大荷重點에서의 微小龜裂 進展距離 Δa의 範圍에 의하여 정리하면 다음과 같이 된다.

- (1) $0 < \Delta a \leq \Delta Z_{ol}$: 加速遲延
- (2) $\Delta Z_{ol} \leq \Delta a \leq Z_{ol}$: 遲延
- (3) $0 < \Delta a \leq Z_{ol}$: 遲滯遲延

Wheeler 모델에서는 이러한 遲延現象을 처음으로 過大塑性域 치수와 後續되는 定常荷重에 따른 定常塑性域 치수와와의 관계로써 다음과 같이 表示하였다(Fig. 1(a)참조).

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{ret} = \left(\frac{r}{r_{ol} - \Delta a}\right)^p \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss} \quad (8)$$

여기서 p는 實驗結果로부터 구해야 하는 調整指數

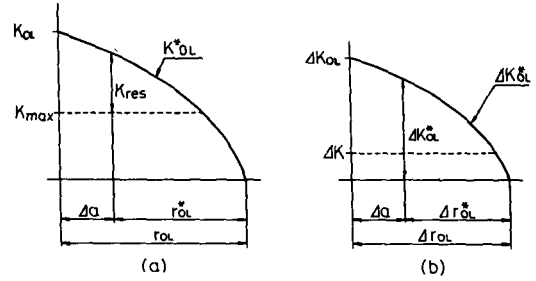


Fig. 2 The required stress intensity (K_{OL}^*) for coincident load interaction zone boundaries(a) and the resultant effective stress intensity range (ΔK_{OL}^*) due to the overload reversed plastic zone size(b)

(Shaping Exponent)이다.

한편, Willenborg 모델에서는 이러한 遲延現象을 過大引張塑性域에 의한 壓縮殘留應力이 有效應力을 감소시키기 때문에 發生한다는 立場에서, Fig. 2(a)의 관계로부터 다음과 같이 표시하였다.

$$K_{res} = K_{OL}^* - K_{max} \quad (9)$$

이 關係를 Walker⁽¹¹⁾의 式을 이용하여 一般化하면 다음과 같이 된다.

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{ret} = C \left[(1 - R_{eff})^n K_{max}^{eff} \right]^n, (R_{eff} \geq 0) \quad (10)$$

여기서 有效應力比, R_{eff} 와 최대 및 최소 有效應力 擴大係數, K_{max}^{eff} , K_{min}^{eff} 는 각각,

$$R_{eff} = K_{min}^{eff} / K_{max}^{eff}, \quad (11)$$

$$K_{max}^{eff} = K_{max} - \phi K_{res}, \quad (12)$$

$$K_{min}^{eff} = K_{min} - \phi K_{res} \quad (13)$$

로 되고, 다시 ϕ 는 다음과 같이 表示되는 比例常數로 하였다.

$$\phi = [1 - (K_{max})_{th} / K_{OL}] / (R_{so} - 1) \quad (14)$$

그러나, 이 모델에서는 式 (14)에서의 停留過大荷重比(overload shut-off ratio), R_{so} 를

$$R_{so} = (K_{OL} / K_{max})_{crack\ arrest} \quad (15)$$

로 表示되는 材料常數라 하였으나, 2024-T3 Al 合金에 대한 實驗結果에 의하면, $R = 0.64$ 의 高應力比下에서는 $R_{OL} = 1.73$ 의 低過大荷重比에서도 疲勞龜裂이 停留하였으나⁽⁸⁾, $R = 0$ 의 低應力比下에서는

$R_{ol}=2.0$ 의 더욱 높은 過大荷重比에서도 停留가 발생하지 않는 것으로 나타났다(Fig. 4(a)참조). 이것은 停留過大荷重比, R_{so} 가 定常荷重의 應力比 R 에 依存함을 意味하며, 실제로 同一 材料에 대한 Probst 등⁽¹²⁾의 實驗結果에 의하면 $R=0.3$ 의 一定 應力比下에서는 停留過大荷重比, R_{so} 가 2.3으로 나타났다.

따라서 R_{so} 를 材料常數로 取扱하고 있는 式(14)로부터 比例常數, ϕ 를 구하는 데에는 무리가 있으므로, 荷重條件을 나타내는 또 하나의 媒介變數로써 應力比係數, η 를

$$\eta = (1 - R_{eff})^n \quad (16)$$

으로 두고, 式(10)을 고쳐쓰면,

$$\begin{aligned} \left(\frac{da}{dN}\right)_{ret} &= C(\eta K_{max}^{eff})^n \\ &= C \left[\eta K_{max} - \eta \phi \left\{ K_{ol} \left(1 - \frac{\Delta a}{r_{ol}}\right)^{\frac{1}{2}} - K_{max} \right\} \right]^n, \quad (0 \leq \Delta a \leq Z_{ol}) \end{aligned} \quad (17)$$

이 된다. 다시 過大荷重이 負荷되기 直前의 定常疲勞龜裂進展速度,

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{ss} = C(\Delta K)^n \quad (18)$$

를 이용하여 式(17)을 고쳐쓰면,

$$\begin{aligned} \left(\frac{da}{dN}\right)_{ret} &= \left[\eta(1 + \phi) \frac{K_{max}}{\Delta K} - \eta \phi \frac{K_{ol}}{\Delta K} \left(1 - \frac{\Delta a}{r_{ol}}\right)^{\frac{1}{2}} \right]^n \\ &\cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss} = \left[\frac{\eta}{2\sqrt{\Delta r}} \left\{ (1 + \phi)\sqrt{r} - \phi\sqrt{r_{ol} - \Delta a} \right\} \right]^n \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss} \\ &= C_r \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss}, \quad (0 \leq \Delta a \leq Z_{ol}) \end{aligned} \quad (19)$$

로 되고, C_r 는 遲延係數이다. 다시 境界條件을 고려하면, $\Delta a = Z_{ol}$ 에서 $(da/dN)_{ret} = (da/dN)_{ss}$, 즉, $C_r = 1$ 이 되므로 式(19)로부터 應力比係數, η 는,

$$\eta = 2\sqrt{\Delta r}/r \quad (20)$$

이 되어 荷重條件만으로 구할 수 있게 된다.

한편, Wheeler나 Willenborg 등의 遲延모델에서는 무시되고 있으나, 過大荷重의 除荷過程에 의하여 반드시 隨伴되는 過大壓縮塑性域의 영향과 後續되는 定常壓縮塑性域과의 相互作用 結果로써 龜

裂先端에 실제로 작용하는 相當 過大 應力擴大係數 範圍를 ΔK_{ol}^* 라 두면, 이 領域에서의 加速疲勞龜裂進展速度는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \left(\frac{da}{dN}\right)_{acc} &= C(\Delta K_{ol}^*)^n \\ &= C \left[\Delta K_{ol} \left(1 - \frac{\Delta a}{\Delta r_{ol}}\right)^{\frac{1}{2}} \right]^n \end{aligned} \quad (21)$$

다시 式(18)을 이용하여 고쳐쓰면,

$$\begin{aligned} \left(\frac{da}{dN}\right)_{acc} &= \left(\frac{\Delta r_{ol} - \Delta a}{\Delta r}\right)^{\frac{n}{2}} \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss} \\ &= C_a \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss}, \quad (0 \leq \Delta a \leq \Delta Z_{ol}) \end{aligned} \quad (22)$$

로 되고, C_a 는 加速係數이다.

이상과 같이 $0 \leq \Delta a \leq \Delta Z_{ol}$ 의 過大壓縮塑性域 範圍에서는 式(19)에 의한 遲延現象과 式(22)에 의한 加速現象이 동시에 발생하므로 결국, 두 現象의 相互作用에 의하여 加速遲延現象이 일어나는 것이다. 따라서 加速遲延係數, $C_a \cdot C_r$ 를 이용하여 加速遲延疲勞龜裂進展速度를 구하면,

$$\begin{aligned} \left(\frac{da}{dN}\right)_{a-r} &= C_a \cdot C_r \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss} \\ &= \left[\frac{\eta\sqrt{\Delta r_{ol} - \Delta a}}{2\Delta r} \left\{ (1 + \phi)\sqrt{r} - \phi\sqrt{r_{ol} - \Delta a} \right\} \right]^n \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss}, \quad (0 \leq \Delta a \leq \Delta Z_{ol}) \end{aligned} \quad (23)$$

로 되고, 다시 境界條件으로부터 $\Delta a = 0$ 에서 $C_a \cdot C_r = 1$ 이 되므로 式(23)을 ϕ 에 대하여 정리하면,

$$\phi = (\sqrt{r} - \frac{2\Delta r}{\eta\sqrt{\Delta r_{ol}}}) / (\sqrt{r_{ol}} - \sqrt{r}) \quad (24)$$

이 되어 역시 荷重條件만으로부터 比例常數, ϕ 를 구할 수 있게 되므로써 式(15)의 矛盾을 피할 수 있게 된다.

또한 $\Delta Z_{ol} \leq \Delta a \leq Z_{ol}$ 의 過大引張 塑性域의 範圍에서는 式(19)의 遲延모델이 그대로 적용된다. 즉,

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{ret} = C_r \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss}, \quad (0 \leq \Delta a \leq \Delta Z_{ol}) \quad (19')$$

로 된다. 따라서 $0 \leq \Delta a \leq Z_{ol}$ 의 荷重相互作用領域 全範圍에 있어서의 總遲延사이클數, N_n 는 다음과 같이 나타낼 수 있게 된다.

$$N_d = \int_0^{AZ_{01}} \frac{da}{(da/dN)_{a-r}} + \int_{AZ_{01}}^{Z_{01}} \frac{da}{(da/dN)_{ret}} \quad (25)$$

3. 加速遲延모델의 實驗的 考察

過大荷重에 의한 遲滯遲延現象에 대하여, 式 (23), (19') 및 (25)로 表現되는 加速遲延모델을 Wheeler 및 Willenborg의 遲延모델과 함께 實驗的으로 比較 檢討하기 위하여, 2024-T3 Al 合金에 대한 單一過大荷重下의 疲勞龜裂進展遲延試驗을 실시하였다.

試驗片의 化學成分 및 機械的性質은 각각 Tabel 1 및 2와 같으며 Fig. 3은 試驗片의 形狀을 나타낸다.

Table 3은 $R=0$ 및 $R=0.64$ 의 一定荷重振幅 疲勞試驗 및 單一過大荷重試驗에서의 荷重條件에 의하여, 龜裂先端的 應力狀態를 考慮하여 式 (6) 및 (7)로부터 計算한 平均塑性域치수를 나타낸다.

Fig. 4(a) 및 (b)는 각각 $R=0$ 및 $R=0.64$ 에서의 單一過大荷重 試驗結果와, Table 3의 塑性域치수를 이용하여 式 (23), (19')의 加速遲延 모델과 式 (19)의 Willenborg 및 式 (18)의 Wheeler 등의 遲延모델을 이용한 計算結果와의 比較를 나타내며, 어느 조건에서도 加速遲延모델의 경우가 實驗結果와 같이, 最小龜裂進展速度가 過大荷重 負荷直後가 아니라 龜裂이 어느정도 進展한 후에 비로소 發生하는, 소위 遲滯遲延現象을 가장 잘 설명하고 있음을 알 수 있다. 그러나 實驗結果에서 나타난 荷重相互作用領域과 式 (6) 및 (7)로부터 구한 計算值 사이에는 상당한 差가 있으며, 특히 $R=0$ 의 低應力比에서는 實驗值의 경우가, $R=0.64$ 의 高應力比에서는 計算值의 경우가 크게 나타나는 것으로부터 荷重相互作用領域이 應力比에 依存함을 알 수 있다.

따라서 더욱 精確한 評價를 위하여 Fig. 4(a)의 實驗結果로부터 직접 구한 實際 荷重 相互作用 塑

Table 1 Chemical composition [wt%] of 2024-T3 Al alloy

Si	Fe	Cu	Mn	MG	Cr	Zn	Zr+Ti	Ti	Al
0.11	0.23	4.46	0.58	1.44	0.04	0.03	0.03	0.02	Bal.

Table 2 Mechanical properties of 2024-T3 Al alloy

Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Hardness (Hv)
330	466	23.8	146.5

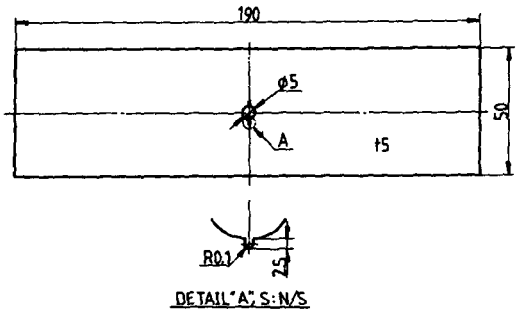


Fig. 3 Specimen geometry

性域 치수를 이용하여 계산한 각 모델의 解析結果로부터 Fig. 4(a)를 再構成하면 Fig. 5와 같이 되어, 加速遲延모델에 의한 解析結果가 實驗結果와 가장 近接하고 있음을 알 수 있다.

또한, Fig. 5에 圖示된 實驗 및 解析結果로부터 式 (25)를 數值積分하여 過大荷重에 의한 荷重相互作用期間중의 總遲延사이클數, N_d 를 구하면 Table 4와 같이 되어, Fig. 6으로부터 구한 實驗結果와 比較하면 이 역시 加速遲延모델의 경우가 實驗結果와 가장 近似함을 알 수 있다.

Table 3 Test conditions of baseline loading or single peak overloading, and calculated plastic zone sizes

Specimen	S_{max} (MPa)	R	K_{max} (MPa \sqrt{m})	ΔK (MPa \sqrt{m})	K_{ol} (MPa \sqrt{m})	ΔK_{ol} (MPa \sqrt{m})	r (mm)	Δr (mm)	r_{ol} (mm)	Δr_{ol} (mm)
SP-18	47.1	0	7.54	7.54	15.10	15.10	0.068	0.017	0.274	0.069
SP-16	86.3	0.64	13.81	5.02	20.72	11.94	0.230	0.008	0.520	0.043

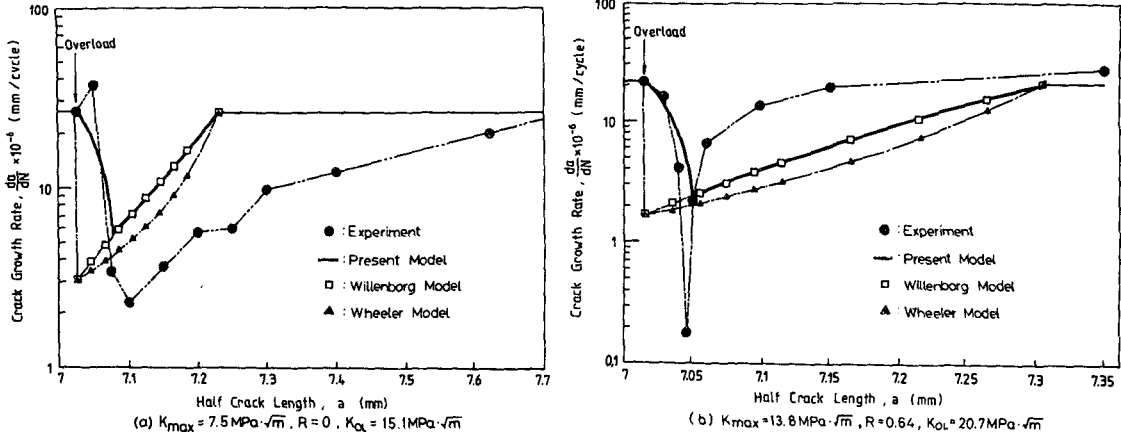


Fig. 4 Comparison of present model and experimental measurements with the Willenborg and Wheeler models for the retardation following single peak overload under constant baseline loading

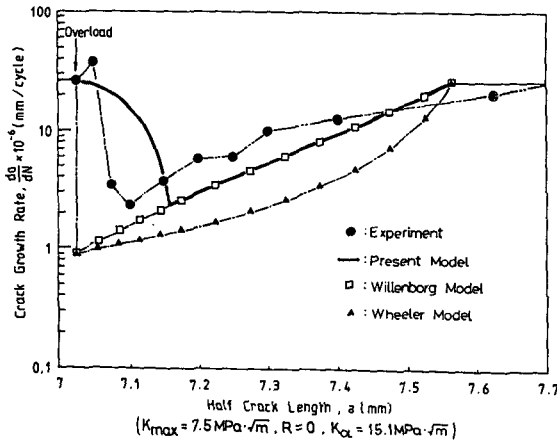


Fig. 5 Comparison of the retardation models corrected by experimental data

Table 4 Comparison in the retardation periods (N_d) experimented and calculated by the corrected retardation models for single peak overload of $K_{OL} = 15.1 \text{ MPa} \cdot \sqrt{m}$ under constant baseline loading of $K_{max} = 7.5 \text{ MPa} \cdot \sqrt{m}$, $R = 0$

Experiment (N_d)	Present model	Willenborg model	Wheeler model
81,000	77,900	159,600	615,200

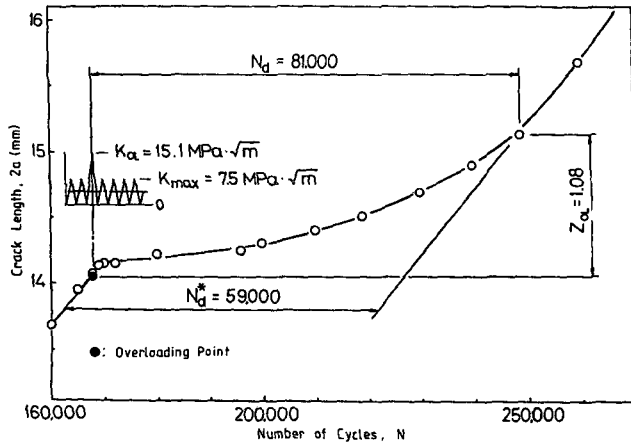


Fig. 6 Fatigue crack retardation curve resulting from the application of a single peak overload

4. 結 論

(1) 過大荷重에 의한 過大引張塑性域은 疲勞龜裂進展을 遲延시키지만, 過大荷重의 除荷過程에 의한 過大壓縮塑性域은 疲勞龜裂進展을 加速시킨다.

(2) 過大壓縮塑性域은 過大引張塑性域內에 포함되므로 이 領域에서의 疲勞龜裂進展舉動은 過大引張塑性域에 의한 遲延效果와 過大壓縮塑性域에 의한 加速效果의 相互作用에 의하여 加速遲延現象을 일으키며, 다음과 같은 加速遲延모델에 의하여 잘 表現될 수 있다.

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{a-r} = C_a \cdot C_r \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{ss}, \quad (0 \leq \Delta a \leq \Delta Z_{ol})$$

(3) 既存의 遲延모델로써는 설명할 수 없으나, 實際의 過大荷重試驗에서 반드시 발생하는 遲滯遲延現象(delayed retardation)은 이 加速遲延모델에 의하여 잘 설명될 수 있다.

參 考 文 獻

- (1) 송지호, 1990, "변동하중하의 피로파괴", 대한기계학회지, 제30권 제2호, pp. 115~130.
- (2) Wheeler, O.E., 1972, "Spectrum Loading and Crack Growth", Transactions of ASME, Journal of Basic Engineering, Vol. 94, pp. 181~186.
- (3) Willenborg, J., Engle R.M., and Wood, H.A., 1971, "A Crack Growth Retardation Model Using Effective Stress Concept", AFFDL-TR-71-1.
- (4) Chang, J.B., Engle, R.M. and Stolpestad, J., 1981, "Fatigue Crack Growth Behavior and Life Prediction for 2219-T851 Aluminum Subjected to Variable-Amplitude Loadings", ASTM STP 743, pp. 3~27.
- (5) Mirko Klesnil and Petr Lukas, 1980, "Fatigue of Metallic Materials", Materials Science Monographs, Vol. 7, p. 96.
- (6) Duggan, T.V., 1973, "Application of Fatigue Data to Design, Ph. D. Thesis, Portsmouth Polytechnic.
- (7) de Koning, A.U., 1981, "Simple Crack Closure Model for Prediction of Fatigue Crack Growth Rates under Variable-Amplitude Loadings, ASTM STP 743, pp. 63~85.
- (8) Kang, Sang-Hoon, Ogiyama, Hiroyuki, Soyama, Yoshiro and Oh, Sae-Wook, 1990, "The Effects of Compression Loads and Single Peak Compression Overloads on Fatigue Behavior in 2024-T3 Aluminum Alloy", PACOMS-90-373.
- (9) Jacoby, G.H., Nowack, H. and Van Lipzing, H.T. M., 1971, "Experimental Results and a Hypothesis for Fatigue Crack Propagation under Variable-Amplitude Loading", ASTM STP 595, pp. 171~183.
- (10) Bathias, C. and Pellox, R.M., 1973, "Fatigue Crack Propagation in Martensitic and Austenitic Steels", Metallurgical Transactions, Vol. 4, pp. 1265~1273.
- (11) Walker, K., 1970, "In Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life, ASTM STP 462.
- (12) Probst, E.P. and Hillberry, B.M., 1974, "Fatigue Crack Delay and Arrest due to Single Peak Tensile Overloads, AIAA Journal, Vol. 12, pp. 330~335.