韓國海洋工學會誌, 第4卷 第1號, pp. 81~87, 1990. 6

◉論 文

疲勞龜裂 開閉口擧動의 微視的 모델에 관한 硏究

吳 世 旭*·姜 相 薰**

(1990년 5월 3일 접수)

A Study on the Microscopic Model for Fatigue Crack Closure Behavior

Sae-Wook Oh and Sang-Hoon Kang

Key Words : Fatigue Crack Closure(疲勞龜裂閉口), Stress Ratio(應力比), Effective Stress Intensity(有効應力擴大係數), Residual Displacement(殘留變位), Crack Tip Opening Displacement(龜裂先端開口變位)

Abstract

Fatigue crack closure levels based on the behavior of residual displacements on crack surfaces, are determined analytically according to the microscopic crack closure mechanisms, i.e., whether the first contact of crack surfaces takes place at the very crack tip or on the surfaces near the tip.

The comparative analysis on the two models is carried out empirically by the constant amplitude fatigue tests on 2024－T3 aluminum alloy plate, and it shows that under negative stress ratio, the case of the first contact at crack tip gives better agreement with the experimental results than the other.

1. 緖 論

疲勞龜裂의 進展擧動에 대한 硏究는 1970年代初 Elber[1]에 의하여 引張反復荷重下에서의 疲勞龜裂 閉口現象이 보고된 이래 급격한 進展을 보이고 있다.

특히 疲勞龜裂의 開閉口擧動에 대한 많은 硏究結果, 龜裂開閉口位置(crack opening and closure level)를 나타내는 여러가지 모델들[2,3,4]이 提案되었다.

그러나 이러한 旣存의 모델들에서는 疲勞龜裂 開閉口位置를 주로 應力比, 最大應力 또는 材料常數를 媒介變數로 하여 表現하고 있으나, 疲勞龜裂의 開閉口擧動 자체에 대한 微視的 機構에 대해서는 전혀 考慮하지 않고 있는 것이다. 즉, 疲勞龜裂의 閉口擧動에서 最初의 接觸이 龜裂先端에서 일어나는 경우와 龜裂表面에서 일어나는 경우의 微視的 閉口機構에 대한 充分한 檢討를 통하여 旣存의 疲勞龜裂 開閉口모델들은 再評價되어야 하는 것이다.

本 硏究에서는 疲勞龜裂의 開閉口擧動을 決定하

* 正會員, 東亞大學校 工大 機械工學科
** 正會員, 東亞大院 機械工學科

는 가장 중요한 要因인 龜裂表面의 殘留變位(residual displacement)의 物理的 意味에 의한 境界條件을 이용하여 解釋的으로 疲勞龜裂 表面의 最初接觸位置에 따른 微視的 疲勞龜裂 開閉口모델을 구하고, 이를 2024－T3 알루미늄 合金에 대한 一定 振幅荷重 疲勞試驗을 통하여 比較 考察코자 한다.

2. 疲勞龜裂 開閉口擧動의 微視的 모델

Elber[1]는 2024－T3 알루미늄 合金에 대한 實驗을 통하여 처음으로 龜裂開口 應力擴大係數 K_{op}를 측정하여 最大應力擴大係數 K_{max}과 K_{op}의 差를 龜裂先端이 열려있는 동안 실제로 龜裂進展에 작용하는 有效應力擴大係數範圍 ΔK_{eff}라 정의하고, 應力擴大係數範圍 ΔK에 대한 ΔK_{eff}의 比 즉, 有效應力擴大係數比 U와 應力比 R의 관계를 다음과 같이 表示하였다.

$$U\left(=\frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}\right)=0.5+0.4R,\ (-0.1<R<0.7) \quad \cdots\cdots (1)$$

이 式을 疲勞龜裂開口比 λ에 대하여 고쳐쓰면,

$$\lambda\left(=\frac{K_{op}}{K_{max}}\right)=0.5+0.1R+0.4R^2,\ (-0.1<R<0.7) \quad \cdots\cdots (2)$$

으로 되어 應力比 R만의 函數로 나타낼 수 있게 된다.

그러나 式(2)는 다음과 같은 3가지의 考慮되어야 할 문제점을 가지고 있는 것이다.

① R<－0.1의 負의 應力比 範圍에 대한 문제

② 荷重條件 및 試驗片 치수에 따른 應力狀態의 變化

③ 材料의 物理的 性質

따라서 이 式을 補完하기 위하여 應力比, 應力狀態 및 材料의 種類 등에 따른 多樣한 後續硏究가 進行되어 왔다.

Marissen[2]은 R<0의 負의 應力比 範圍에서는 負荷 壓縮應力 S_c 및 材料의 壓縮降伏應力 S_{yc}가 疲勞龜裂 開閉口擧動의 중요한 要因으로 作用한다는 立場에서 다음과 같은 관계를 解釋的으로 提案하였다.

$$\lambda=0.5\{1-(S_c/S_{yc})^2\}$$
$$=0.5\{1-(S_{max}/S_{yc})^2\cdot R^2\},\ (R<0) \quad \cdots\cdots (3)$$

Schijve[3]는 $-1\leq R<1$의 應力比 範圍에 대해서 應力狀態에 따른 媒介變數 α를 이용하여 Elber와 같은 材料인 2024－T3 알루미늄 合金에 대하여 다음과 같은 實驗式을 提案하였다.

$$\lambda=0.45+(0.1+\alpha)R+(0.45-2\alpha)R^2+\alpha R^3,$$
$$(-1\leq R<1) \quad \cdots\cdots (4)$$

여기서 α는 $0.10\leq\alpha\leq0.15$의 範圍를 가지는 實驗定數라 하였다.

또한, Newman[4]는 應力比 R의 범위 및 應力狀態를 考慮한 解釋的인 方法을 통하여 다음과 같은 관계를 구하였다.

$$\lambda=A_o+A_1R+A_2R^2+A_3R^3,\ (R\geq0) \quad \cdots\cdots (5a)$$
$$\lambda=A_o+A_1R,\qquad (-1\leq R<0) \quad \cdots\cdots (5b)$$

여기서 係數 A_0, A_1, A_2, A_3는 각각 다음과 같이 표시된다.

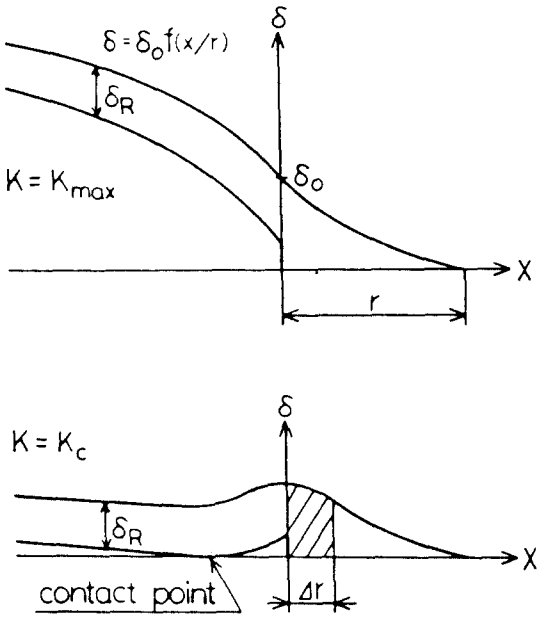
$$A_o=(0.825-0.34\alpha+0.05\alpha^2)[\cos(\pi\cdot S_{max}/2S_o)]^{\frac{1}{\alpha}}$$
$$A_1=(0.4-0.071\alpha)\ S_{max}/S_o$$
$$A_2=1-A_o-A_1-A_3$$
$$A_3=2A_o-A_1-1$$

또한 S_o는 流動應力을 나타내며, 拘束係數 α는 平面應力 및 平面變形狀態에 대해서 각각 1 및 3으로 정하였다.

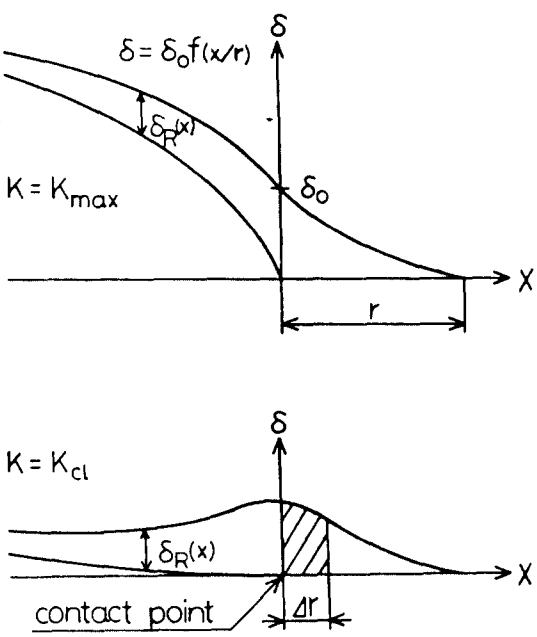
그러나 이러한 旣存의 疲勞龜裂 開閉口모델에서는 疲勞龜裂의 閉口擧動에서 龜裂表面의 最初接觸이 發生하는 位置에 따른 微視的 閉口機構에 대해서는 전혀 考慮하지 않고 있는 것이다.

疲勞龜裂의 開閉口擧動을 決定하는 가장 중요한 두가지 要因은 龜裂表面의 殘留變位(residual displacement) δ_R와 龜裂先端開口變位(crack tip opening displacement) δ_o이다.[1,5] 즉, Fig. 1(a)와 같이 δ_R에 비해서 δ_o가 相對的으로 큰 경우에는, ΔK 一定下에서의 一定 δ_R에 대한 Budiansky-Hutchinson[5]의 解釋結果와 같이 疲勞龜裂閉口擧動에서의 龜裂表面의 最初接觸은 龜裂先端에서 微小距離 떨어진 龜裂表面上의 一點에서 發生할 것이다.

그러나 實際의 一定荷重 疲勞試驗에서는 Fig. 1(b)와 같이 疲勞龜裂의 進展에 따른 ΔK의 增大와



(a) First contact on crack surface



(b) First contact at crack tip

Fig. 1 Crack tip parameters during cyclic loading[5]

더불어 δ_R도 $\delta_R(x)$의 형태로 變位 x에 따라 增大하게 되어 相對的으로 δ_o가 減少하게 되므로, 極端的으로 $\delta_R(o)=\delta_o$인 경우를 假定하면 이때의 疲勞龜裂의 最初接觸은 龜裂先端에서 일어나게 될 것이다.

이와같이 疲勞龜裂의 閉口擧動에서 龜裂表面의 最初接觸位置에 따른 두 경우의 微視的인 疲勞龜裂閉口機構에 대하여, 우선 Budiansky-Hutchinson의 解析的 모델에 입각한 Sehitoglu[6]의 接近方法에 따라 數學的으로 表現해 보기로 한다.

Rice[7]는 塑性域 치수에 대한 Dugdale[8] 모델에 입각한 塑性域 帶形모델(rigid-plastic strip model)에 의하여 小規模降伏 및 平面應力 條件下에서 最大荷重 K_{max}에서 發生하는 彈塑性 變位 δ를 龜裂進展方向의 變位 x의 함수로써 다음과 같이 나타내었다(Fig. 1 참조).

$$\delta(x)=\delta_o \cdot f(x/r) = \frac{K_{max}^2}{ES_y} \cdot f(x/r) \quad \cdots\cdots (6)$$

여기서 E, K, r는 각각 彈性係數, 應力擴大係數 및 塑性域 치수를 나타내며 函數 f(x/r)는 식(7)과 같이 表示된다.

$$f(x/r)=f(\xi)=(1-\xi)^{\frac{1}{2}} - \frac{\xi}{2}\ln\left|\frac{1+(1-\xi)^{\frac{1}{2}}}{1-(1-\xi)^{\frac{1}{2}}}\right| \quad \cdots\cdots (7)$$

또한, 荷重이 K_{max}에서 ΔK만큼 減少함에 따른 變位 δ의 減少分 Δδ는 식(8)로 된다.

$$\Delta\delta=\frac{\Delta K^2}{2ES_y} f(x/\Delta r) \quad \cdots\cdots (8)$$

여기서, Δr는 逆塑性域 치수를 나타내며, 塑性域 치수比 Δr/r를 β라 두면 x/Δr=ξ/β가 되므로 式(7)로 부터 함수 f(x/Δr)는 다음 식으로 표시된다.

$$f\left(\frac{x}{\Delta r}\right)=f\left(\frac{\xi}{\beta}\right)=(1-\frac{\xi}{\beta})^{\frac{1}{2}} - \frac{1}{2}\left(\frac{\xi}{\beta}\right)\ln \left|\frac{1+(1-\xi/\beta)^{\frac{1}{2}}}{1-(1-\xi/\beta)^{\frac{1}{2}}}\right| \quad \cdots\cdots (9)$$

여기서,

$$\beta=\frac{\Delta r}{r}=\frac{1}{4}\left(\frac{\Delta K}{K_{max}}\right)^2 \quad \cdots\cdots (10)$$

이 된다.

그러데 疲勞龜裂의 閉口擧動은 除荷過程에 따른 任意의 塑性變位($\delta-\Delta\delta$)가 龜裂表面의 殘留變位 δ_R와 같아지는 순간 즉,

$$\delta-\Delta\delta-\delta_R=0 \quad \cdots\cdots (11)$$

에서 最初로 發生하게 된다. 이때의 疲勞龜裂의 最初接觸位置를 ξ_c, 塑性域 치수比를 β_c라 두고 式(11)의 양변을 δ_o로 나누어 고쳐쓰면,

$$f(\xi_c)-2\beta_c f(\xi_c/\beta_c)-\frac{\delta_R}{\delta_o}=0 \quad \cdots\cdots (12)$$

로 되고, 다시 이 式을 微分하면,

$$f'(\xi_c)-2f'(\xi_c/\beta_c)=0 \quad \cdots\cdots (13)$$

이 된다. 여기서,

$$f'(\xi)=-\frac{1}{2}\ln\left|\frac{1+(1-\xi)^{\frac{1}{2}}}{1-(1-\xi)^{\frac{1}{2}}}\right| \quad \cdots\cdots (14)$$

$$f(\xi)=(1-\xi)^{\frac{1}{2}}+\xi f'(\xi) \quad \cdots\cdots (15)$$

의 관계를 이용하여 式(12)와 (13)을 結合하면

$$(1-\xi_c)^{\frac{1}{2}}-2\beta_c\left(1-\frac{\xi_c}{\beta_c}\right)^{\frac{1}{2}}=\frac{\delta_R}{\delta_o} \quad \cdots\cdots (16)$$

이 된다.

또, 式(14)를 이용하여 式(13)을 고쳐쓰면,

$$\ln\left|\frac{1+(1-\xi_c/\beta_c)^{\frac{1}{2}}}{1-(1-\xi_c/\beta_c)^{\frac{1}{2}}}\right| \div \ln\left|\frac{1+(1-\xi_c)^{\frac{1}{2}}}{1-(1-\xi_c)^{\frac{1}{2}}}\right| = \frac{1}{2} \quad \cdots\cdots (17)$$

로 되어 이 式을 ξ_c에 대해 정리하면,

$$\xi_c=-4\beta_c^2/(1-4\beta_c) \quad \cdots\cdots (18)$$

이 되므로, 다시 式(18)을 式(16)에 대입하여 β_c를 구하면 다음과 같이 된다.

$$\beta_c=\frac{1}{4}[1-(\delta_R/\delta_o)^2] \quad \cdots\cdots (19)$$

따라서 疲勞龜裂閉口擧動에서 最初接觸이 龜裂先端에서 微小距離 $\xi_c\times r$만큼 떨어진 龜裂表面에 일어나는 경우의 疲勞龜裂開口比 λ_{sur}는 式(10) 및 式(19)로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\lambda_{sur}=1-[1-(\delta_R/\delta_o)^2]^{\frac{1}{2}}, \quad \cdots\cdots (20)$$

$$k_{sur}=\left(\frac{\delta_R}{\delta_o}\right)_{sur}=[1-(1-\lambda_{sur})^2]^{\frac{1}{2}} \quad \cdots\cdots (20')$$

또한, 疲勞龜裂의 最初接觸이 龜裂先端에서 일어나는 경우의 疲勞龜裂開口比 λ_{tip}은, 式(12)에서 $\xi_c=0$로 두면,

$$\beta_c=\frac{1}{2}(1-\delta_R/\delta_o) \quad \cdots\cdots (12')$$

으로 되므로, 다시 式(10) 및 式(12')으로 부터 다음과 같이 된다.

$$\lambda_{tip}=1-[2(1-\delta_R/\delta_o)]^{\frac{1}{2}}, \quad \cdots\cdots (21)$$

$$k_{tip}=(\delta_R/\delta_o)_{tip}=1-\frac{1}{2}(1-\lambda_{tip})^2 \quad \cdots\cdots (21')$$

여기서 式(20) 및 (21)을 旣存의 疲勞龜裂開閉口 모델과 같이 應力比 R만의 관계로 表示하기 위하여, 龜裂表面의 殘留變位 δ_R의 物理的 意味에 의한 境界條件을 殘留變位比 $k(=\delta_R/\delta_o)$와 應力比 R의 관계로 나타내면 다음과 같이 된다.

① $R\rightarrow 1 : k\rightarrow 1$

② $R\rightarrow -\infty : k\rightarrow 0$

Sehitoglu는 이러한 境界條件을 만족하는 k의 一般解를 다음과 같은 式으로 表示하였다.

$$k=A(1/A)^{\sin(R)\sqrt{|R|}} \quad \cdots\cdots (22)$$

그러나 이 式에서는 k가 sin(R)에 의하여 2π를 週期로 R에 따라 振動하기 때문에 $R<-\pi$의 領域에서는 위의 境界條件 ② 를 만족할 수 없게 되므로 sin(R) 대신에 tan h(R)를 이용하여 式(22)를 고쳐쓰면,

$$k=A(B)^{\tan h(R)\sqrt{|R|}} \quad \cdots\cdots (23)$$

로 되어 위의 境界條件을 모두 만족하는 解를 구할 수 있게 된다. 여기서 A, B는 實驗定數이다.

다시 式(23)의 관계를 이용하여 式(20) 및 (21)을 고쳐쓰면 각각 다음과 같은 R만의 함수로 나타낼 수 있게 된다.

$$\lambda_{sur}=1-[1-\{A(B)^{\tan h(R)\sqrt{|R|}}\}^2]^{\frac{1}{2}}, \ (-\infty<R<1)$$

$$\cdots\cdots (24)$$

$$\lambda_{tip}=1-[2\{1-A(B)^{\tan h(R)\sqrt{|R|}}\}]^{\frac{1}{2}}, \ (-\infty<R<1)$$

$$\cdots\cdots (25)$$

따라서 式(24) 및 (25)는 實驗定數는 A, B에 의해 材料의 物理的 性質 및 龜裂先端의 應力狀態를 考慮할 수 있고, $-\infty<R<1$의 全應力比 範圍에 대하여 適用 가능하며, 또한 龜裂閉口擧動의 微視的 機構도 考慮할 수 있는 理想的인 疲勞龜裂 開閉口 모델이라 할 수 있다.

그러나 疲勞龜裂閉口擧動의 微視的 機構 각각에 따른 λ_{sur} 및 λ_{tip} 자체에 대한 評價는 3장에서 實驗的으로 比較 檢討하기로 한다.

3. 疲勞龜裂開閉口擧動의 微視的 모델에 대한 實驗的 考察

式(24) 및 (25)로 表現되는 疲勞龜裂開閉口擧動의 微視的 모델을 實驗的으로 比較考察하기 위하여 2024-T3 알루미늄 合金에 대한 一定振幅荷重 疲勞試驗을 실시하였다.

Table 1 및 2는 각각 試驗片의 化學成分 및 機械的 性質을 나타내며, Fig. 1은 本 硏究에서 사용한 中央円孔引張試驗片의 形狀을 나타낸다.

Table 1 Chemical composition(wt %)

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

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

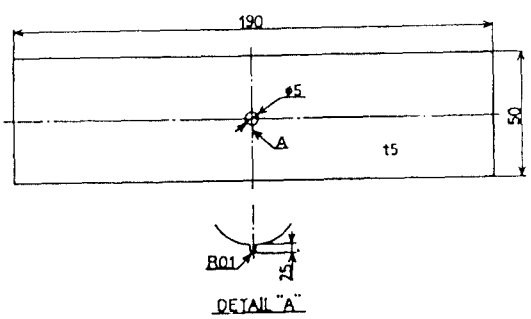


Fig. 2 Specimen geometry

Fig. 3은 彈性 컴플라이언스(elastic compliance) 法에 의하여 實驗的으로 測定한 有效應力擴大係數比 U 및 疲勞龜裂開口比 λ와 負荷應力比 R와의 관계로써, R의 減少에 따라 U와 λ가 감소하나, 그 減少率은 점점 緩慢해짐을 보여준다. 이것은 R의 감소에 따른 壓縮荷重의 增大에 의하여 龜裂表面의 殘留變位 δ_R가 감소되기 때문이다.

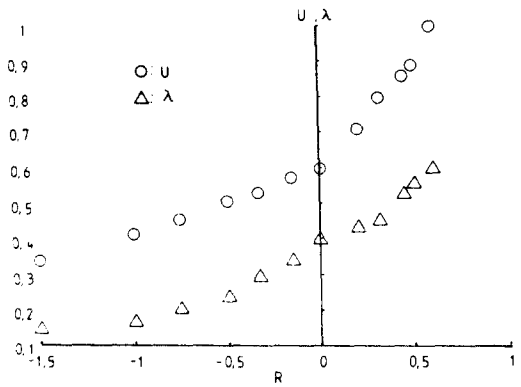


Fig. 3 Effective stress intensity range ratios(U) and normalized crack opening levels(λ) as a function of stress ratios(R)

또한 Fig. 3에서 圖示된 바와 같이 實驗結果로부터 직접 구한 疲勞龜裂開口比 λ의 값을 式(20′) 및 (21′)에 代入하여 疲勞龜裂閉口時의 最初接觸이 龜裂表面에서 發生하는 경우와 龜裂先端에서 發生하는 경우에 대한 각각의 殘留變位比 k_{sur} 및 k_{tip}을 計算하여 應力比 R에 대하여 再構成하면 Fig. 4와 같이 된다.

이 結果를 式(23)에 적용하여 實驗定數 A, B를 구하여 고쳐쓰면 각각 다음과 같이 된다.

$$k_{sur}=0.78\left(\frac{1}{0.67}\right)^{\tanh(R)\sqrt{|R|}} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots \quad (26)$$

$$k_{tip}=0.81\left(\frac{1}{0.76}\right)^{\tanh(R)\sqrt{|R|}} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots \quad (27)$$

다시 式(26)과 (27)을 각각 式(24) 및 (25)에 代入하여 고쳐쓰면 다음과 같은 疲勞龜裂 開閉口擧動의 微視的 모델에 대한 實驗式을 구할 수 있게 된다.

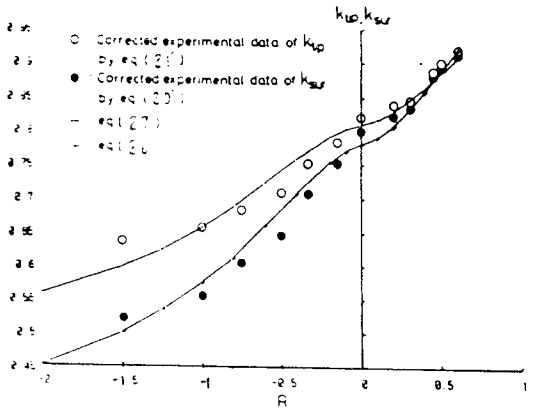


Fig. 4 Comparison between the normalized resi dual displacement at contact in the crack tip region (k_{tip}) and the displacement at first contact of crack surfaces(k_{sur}) as a fu nction of stress ratios (R)

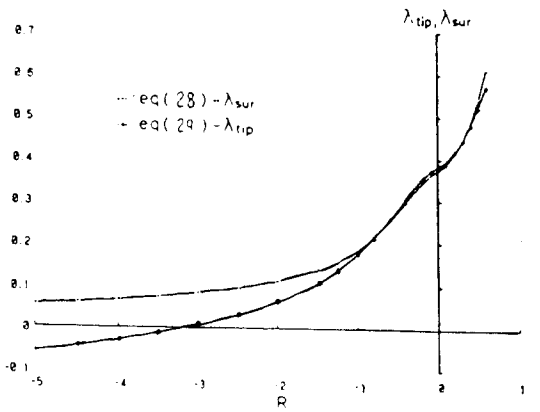


Fig. 5 Comparison between the analytical norm alized crack opening level at contact in the crack tip(k_{tip}) and the level at first co ntact of crack surfaces(λ_{sur}) as a function of stress ratios(R)

$$\lambda_{sur}=1-[1-\{0.78(\frac{1}{0.67})^{\tan h(R)\sqrt{1+R}}\}^2]^{\frac{1}{2}} \quad \cdots\cdots (28)$$

$$\lambda_{tip}=1-[2\{1-0.81(\frac{1}{0.76})^{\tan h(R)\sqrt{1+R}}\}]^{\frac{1}{2}} \quad \cdots\cdots (29)$$

여기서 式(28) 및 (29)의 관계를 R에 대하여 圖示하면 Fig. 5와 같이 되어 비로소 λ_{sur} 및 λ_{tip}에 대한 다음과 같은 物理的인 구별이 가능해지는 것이다.

① $R \to -\infty$: $\lambda_{sur} \to 0$

② $R \leqq -3.2$: $\lambda_{tip} \leqq 0$

즉, $R > -1$의 應力比 범위에서는 λ_{sur}와 λ_{tip}의 사이에 거의 차이가 없지만, $R < -1$의 應力比에서는 큰 差異를 보여, λ_{sur}는 R의 계속적인 減少에도 불구하고 항상 $\lambda_{sur} > 0$의 관계를 유지하는 비교적 緩慢한 減少傾向을 보이나, λ_{tip}은 R의 감소에 따라 급속하게 감소되어 $R=-3.2$ 부근에서 0으로 되어 결국 $\lambda_{tip} < 0$의 관계가 나타난다.

따라서 λ_{sur}와 λ_{tip}에 대한 物理的인 評價는,

① $R < -1$의 應力比 범위에서 壓縮荷重이 疲勞龜裂 開閉口擧動에 미치는 영향의 大小,

② 큰 負의 應力比下에서 이 값들이 負로 될 수 있는 가능성 與否, 즉, 荷重 사이클이 引張荷重으로 변하기 前의 壓縮荷重의 除荷過程중 疲勞龜裂의 開口可能性 與否

에 달려있는 것이다.

그런데 실제로 $R=-1$에서의 S45C 및 SUS329J 1에 대한 實驗結果에 의하면 λ가 0에 가까운 매우 낮은 값이 報告되고 있으며,[9] 또한 引張荷重이 전혀 負荷되지 않는 反復壓縮荷重만의 實驗結果에서도 壓縮塑性域에 基因하는 引張殘留應力에 依하여 一定한 길이까지는 疲勞龜裂이 進展하는 것으로 나타났다.[10,11] 이것은 壓縮荷重狀態에서도 引張殘留應力에 의하여 疲勞龜裂의 開口擧動이 發生함을 意味하는 것이다.

이와같은 壓縮荷重에 대한 實驗結果를 考慮하면 λ_{tip}의 경우가 實驗結果와 더 잘 一致함을 알 수 있다.

따라서 λ_{tip}에 대한 式(29)의 實驗式을 Fig. 3의 實驗結果와 함께 2장에서 擧論한 旣存의 疲勞龜裂 開閉口 모델들에 대하여 比較圖示하면 Fig. 6과 같이 되어 式(29)가 實驗結果와 가장 잘 一致함을 알 수 있다.

4. 結 論

疲勞龜裂 開閉口擧動의 微視的 모델에 대한 20

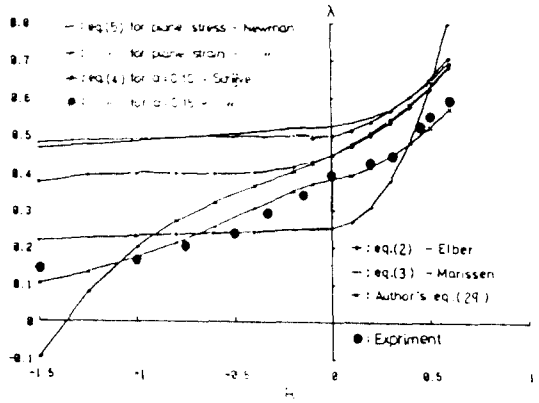


Fig. 6 Comparison of some typical concepts for the calculation of normalized crack opening level(λ) with present concept and exper imental results

24-T3 알루미늄 合金을 이용한 實驗的 考察을 통하여 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 疲勞龜裂의 開閉口擧動에 따른 龜裂表面의 殘留變位比 $k(=\delta_R/\delta_o)$는 物理的 境界條件으로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$k=A(B)^{\tan h(R)\sqrt{1R1}},\ (-\infty<R<1)$$

(2) 疲勞龜裂 開閉口擧動중 龜裂表面의 最初接觸이 龜裂先端에서 發生하는 경우와 龜裂表面에서 發生하는 경우의 微視的 閉口機構에 따른 疲勞龜裂開口比 λ_{tip} 및 λ_{sur}는 각각 다음과 같은 式으로 表現할 수 있다.

$$\lambda_{tip}=1-[2\{1-A(B)^{\tan h(R)\sqrt{1R1}}\}]^{\frac{1}{2}},\ (-\infty<R<1)$$

$$\lambda_{sur}=1-[1-\{A(B)^{\tan h(R)\sqrt{1R1}}\}^2]^{\frac{1}{2}},\ (-\infty<R<1)$$

(3) 큰 負의 應力比下에서의 疲勞試驗에서는 λ_{tip}의 경우가 λ_{sur}보다 實驗結果와 더 잘 一致한다.

(4) 2024-T3 알루미늄 合金에 대한 疲勞試驗結果 λ_{tip}은 다음과 같은 實驗式으로 나타낼 수 있으며, 이 式이 旣存의 疲勞龜裂開閉口 모델보다 實驗結果와 더 잘 一致하는 것으로 나타났다.

$$\lambda_{tip}=1-[2\{1-0.81(\frac{1}{0.76})^{\tan h(R)\sqrt{1R1}}\}]^{\frac{1}{2}},$$

$$(-1.5\leq R\leq 0.6)$$

參 考 文 獻

1) Elber, W., "The Significance of Fatigue Crack Closure", ASTM STP 486, pp. 230~242, 1971
2) Marissen, R., K.H. Trautmann and H. Nowack, "The Influence of Compression Loads and of dk/da on the Crack Propagation under Variable Amplitude Loading", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 9, pp. 863~879, 1984
3) Schijve, J., "Some Formulars for the Crack Opening Stress Level", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 14, pp. 461~465, 1981
4) Newman, J.C., Jr., "A Crack Opening Stress Equation for Fatigue Crack Growth", Int. J. of Fracture, Vol. 24, pp. R131~R135, 1984
5) Budiansky, B. and J.W. Hutchinson, "Analysis of Closure in Fatigue Crack Growth", Transactions of the ASME, J. of Applied Mechanics, Vol. 45, pp. 267~276, 1978
6) Sehitoglu, H., "Crack Opening and Closure in Fatigue", Engineering and Fracture Mechanics, Vol. 21, pp. 329~339, 1985
7) Rice, J.R., "Plastic Yielding at a Crack Tip", Proceedings of the First International Conference on Fracture, Vol. 1, pp. 283~308, 1965
8) Dugdale, D.S., "Yielding of Steel Sheets Containing Slits", J. of Mechanics and Physics of solids, Vol. 8, pp. 100~104, 1960
9) Ogiyama, H., et al, "Effect of Negative Stress Ratio on Fatigue Crack Growth in Medium Carbon Steel and Two Phase Stainless Steel", J. of the Society of Materials Sciences, Japan, to be published, 1990
10) Pippan, R., "The Growth of Short Cracks under Cyclic Compression", Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 9, pp. 319~328, 1987
11) Chu, Wu-Yang et al, "Fatigue under Cyclic Compressive Load", Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structure, Vol. 7, pp. 279~284, 1984