

## 핀 하중을 받고있는 원통형 AA 7075 알루미늄 합금의 상온 대기중 파괴에 대한 연구

全永甲·邊秀一

한국과학 기술원 재료공학과

### Environmental Fracture of Pin-Loaded Cylindrical AA 7075 Al Alloy at Ambient Temperature

Young-Gab Chun and Su-Il Pyun

*Department of Materials Science and Engineering, Korea Advanced Institute of  
 Science and Technology, Daejeon 305-701, Korea*

The present work examined the fracture of pin-loaded cylindrical AA 7075-T6 Al-Zn-Mg-Cu alloy member in air at ambient temperature with help of service failure analysis. In order to assess the service performance of the Al-Zn-Mg-Cu -T6 alloy part, susceptibility to the stress-corrosion cracking (SCC) was complementarily evaluated using double cantilever beam (DCB) specimens of the Al-Zn-Mg-Cu -T6 and -T73 alloys in 3.5 wt. % NaCl solution. The stress intensity factor around fastener hole caused by press-fit was calculated from measured crack length and stress measured from strain gauges placed around the hole as circumferential membrane stress of the cylindrical shell made of the T6-alloy. The cumulative fraction of fracture occurrence in the cylindrical AA 7075-T6 Al alloy components exposed to air rapidly increased with exposure time and finally attained a constant value of 8 - 9% after three years. The stress intensity factor around the hole including optically measurable microcrack (crack length = 0.01 mm) was estimated to be about 20-27 MPa m<sup>1/2</sup>. Optical and SEM micrography showed that the crack propagation of the cylindrical T6-alloy exposed to air discontinuously occurs in the longitudinal direction and intergranularly in brittle manner. The critical stress intensity factor necessary for the occurrence of SCC,  $K_{ISCC}$ , and the crack propagation rate in the region II,  $v_{II}$ , for the AA 7075-T6 alloy were determined to be about 14 - 17 MPa m<sup>1/2</sup> and about  $2 \times 10^{-9}$  -  $1 \times 10^{-8}$  m s<sup>-1</sup>, respectively, while the  $K_{ISCC}$  and  $v_{II}$  for the AA 7075-T73 alloy were measured to be about 27 - 30 MPa m<sup>1/2</sup> and  $2 \times 10^{-10}$  -  $2 \times 10^{-9}$  m s<sup>-1</sup>, respectively. From the service failure analysis, fracture surface analysis and the SCC tests, it is strongly suggested that the fracture of the Al-Zn-Mg-Cu -T6 alloy components in air is caused by SCC.

## 1. 서 론

AA 7075와 같은 Al-Zn-Mg-Cu계의 고장력 알루미늄 합금은 강도가 크고 비중이 작아서 군수산업이나 항공기 제작산업등 고강도의 경량 구조재료를 요하는 분야에 많이 쓰이고 있다. 그러나 이 합금으로 만든 구조물이나 부품이 부식분위에서 응력을 받게 되면 응력부식파괴(stress-corrosion cracking : SCC)를 일으키기도 한다고 알려져 있다.<sup>1)</sup> 따라서 언처리 또는 합금원소 첨가등과 같은 방법으로 Al 합금의 응력부식파괴에 대한 민감성을 감소시키려는 노력이 계속되어 왔다.<sup>2)</sup> 부식환경에서 사용되는 부품을 설계할 때는 부식환경에서 부품소재의 응력부식파괴에 대한 민감성(susceptibility)이 우선 고려해야할 중요한 인자인 것으로 인식되고 있다.

일반적으로 기계부품에 존재하는 고정쇠 구멍(fastener hole)과 같은 불연속부는 그 주위에 집중될 응력강도가 사용된 재료의 파괴에 대한 허용임계응력강도(fracture toughness),  $K_{IC}$ ,를 넘지 않도록 설계된다. 그럼에도 불구하고 대기중에서 사용 중인 고강도 알루미늄 부품의 경우 이와같은 응력 집중부에서 파괴가 종종 발생되고 있다.<sup>3)</sup> 이러한 파괴는 대기중에 존재하는 수분에 의한 응력부식파괴에 기인한 것으로 생각된다. 따라서 응력부식파괴에 민감한 재료를 대기중에서 사용하고자 할때도 설계시 응력부식파괴에 대한 민감성을 고려하여야 할 것이다.

최근방위산업분야에서는 단속적으로(intermittently) 충격진동을 받고 있는 원통형 합금강을 원통형 알루미늄재(AA 7075-T6)에 끼워 고정쇠(fastener)로 고정(press fit) 시킨 부품을 대기중에서 사용하고 있다. 본 연구에서는 이 부품을 대기중에서 사용하는 도중에 고정쇠 구멍 부위에서 발생된 알루미늄재의 파괴에 대한 원인을 분석 규명하고자 한다. 부품 사용상의 성능을 평가하기 위하여 이미 사용되는 부품소재(AA 7075 T6) 및 대체 가능성이 있는 소재(AA 7075 T73)에 대해 응력부식파괴 민감

성을 평가하여 부품소재의 대체 가능성 여부를 판단하고자 한다. 이 연구목적을 달성하기 위해 고정쇠를 press-fit한 상태의 부품을 대기중에 방치하여 누적 파괴발생율(cumulative fraction of fracture occurrence)을 측정하고, press-fit에 의한 원통형 부품의 고정쇠 구멍 주위에 발생하는 원주방향 membrane 응력을 strain gauge로 측정하여 파괴발생부의 응력강도계수(stress intensity factor)를 구하였다. 대기중에서의 파괴양상을 보다 열악한 분위기에서의 파괴거동과 비교하기 위하여 염수 분위기에서 DCB(double cantilever beam)시편을 이용하여 Al Zn Mg-Cu의 응력부식파괴 민감성을 평가하였다.

## 2. 실험 방법

### 2.1 부품 및 시편제작

Table 1. Chemical composition of AA 7075 alloy in weight percent.

element	Zn	Mg	Cu	Cr	Fe	Al
wt. %	5.6	2.5	1.6	0.23	0.35	balance

본 연구에 사용한 재료는 AA 7075 합금이었으며, 이 합금에 대한 화학 조성은 표 1에 나타내었다. 부품은 다음과 같은 생산공정을 통하여 얻어진다. 먼저, 타원형 기둥의 압출재를 제품형상과 비슷한 모양으로 열간 단조한다. 단조 후 잔류응력을 제거하기 위해 풀림처리를 하고 T6 열처리를 행한다. 그런 후에 부품형상으로 기계가공을 하고 표면처리를 행한다. 부품생산 및 시편제작에 대한 공정도는 그림 1에 나타냈으며, 이때 471C에서 2.5h 동안 용체화처리(solution treatment)한 후 수냉한 단조품에 대하여 T6 시효처리는 121 C, 24h동안 시행되었고, T73 시효처리는 107 C, 8h 동안 유지한후 다시 177 C, 9h 동안 시행되었다.

고정쇠 구멍과 고정쇠의 기계가공 오차에 의해 고정쇠를 press fit할때 고정쇠 구멍 주위에 발생되

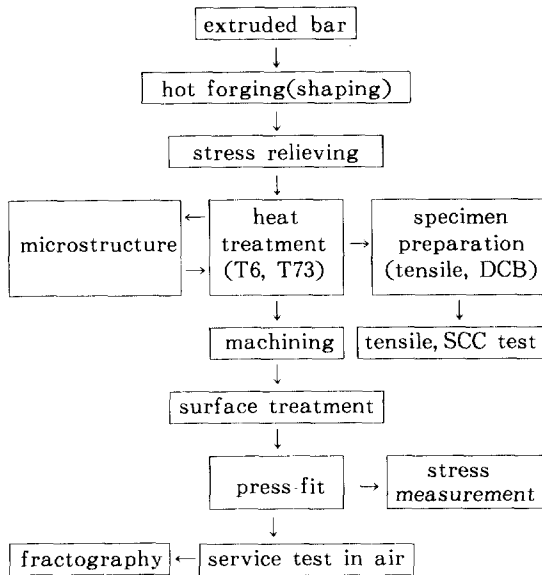


Fig. 1 Flow chart of experimental procedure.

는 응력은 가공된 원통형 부품마다 다르므로 부품마다 대기중 파괴에 대한 민감성이 다를 것이다. 따라서 대기중에서 사용중에 발생한 파괴에 대한 분석을 위하여, 먼저 될수 있는 대로 많은 원통형 부품에서 press fit할때 발생하는 응력을 측정하여 press-fit에 의해 발생하는 응력의 범위를 조사하여야 한다. AA 7075 T6 합금으로 가공된 많은 원통형 부품의 고정쇠 구멍 주위에 strain gauge를 부착하여 고정쇠를 press fit할 때 발생하는 원주방향 membrane 응력을 측정하였으며, press-fit한 원통형 부품을 4개의 집단으로 구분하여 단속적인 충격진동을 주면서 대기중에 방치하여 누적 파괴발생율(cumulative fraction of fracture occurrence)을 측정하였다. 부품의 형상 및 파괴양상 그리고 strain gauge의 부착위치는 그림 2에 나타났다.

인장시편 및 응력부식파괴 민감성 평가에 사용된 DCB시편은 직접 생산라인에서 단조품을 각각 T6 및 T73열처리한 후 이것으로 부터 가공하였다. 인장시편은 단조품의 L(longitudinal) 방향과 ST(short transverse)방향이 인장방향이 되도록 L-S type와 S-T type(T: transverse방향) 두 종류를 가공하였

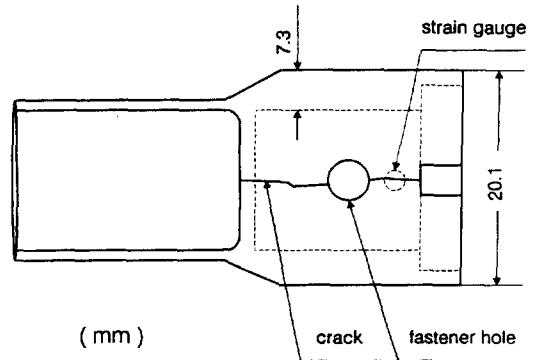


Fig. 2 Sketch of cylindrical AA 7075-T6 Al-Zn-Mg-Cu alloy component.

다. L방향이 인장방향인 시편으로 항복강도(yield strength), 인장강도(ultimate tensile strength) 및 연신율(elongation)을 구하였으며, ST 방향이 인장방향인 시편은 파괴된 부품의 파단면에 수직인 방향의 인장강도를 구하는데 사용되었다. ST 방향이 인장방향인 시편은 시편의 길이가 단조품의 두께에 의해 제한되므로 extensometer를 부착할 수 없어 항복강도와 연신율은 측정할 수 없었다. 시편의 형태와 치수는 ASTM에서 규정하고 있는 인장시험용 시편의 subsize로 가공하였다. DCB 시편은 균열이 ST(short transverse) 방향(단조방향에 나란한 방향)에 수직인 면상에서 L(longitudinal) 방향(압출방향과 나란한 방향)으로 전파하도록 제작하였다. 인장 및 DCB 시편을 제작할 때 균열의 전파방향과 시편의 방위 및 치수를 그림 3에 나타내었다. 균열의 길이를 정확하게 측정하기 위하여 height gauge를 이용하여 DCB 시편의 양쪽면에 0.5mm 단위로 눈금을 표시하였다.

## 2. 2 인장 및 응력부식파괴 시험

인장시험은 subsize 인장시편으로 Model 4206 Instron에서 15 ton load cell을 사용하여 0.75 ton full scale에서 실시했으며, 이때 cross head speed는 1mm min<sup>-1</sup>로 하였다. 측정된 연신율(elongation), 0.2% offset 항복강도(yield strength) 및 인장강도

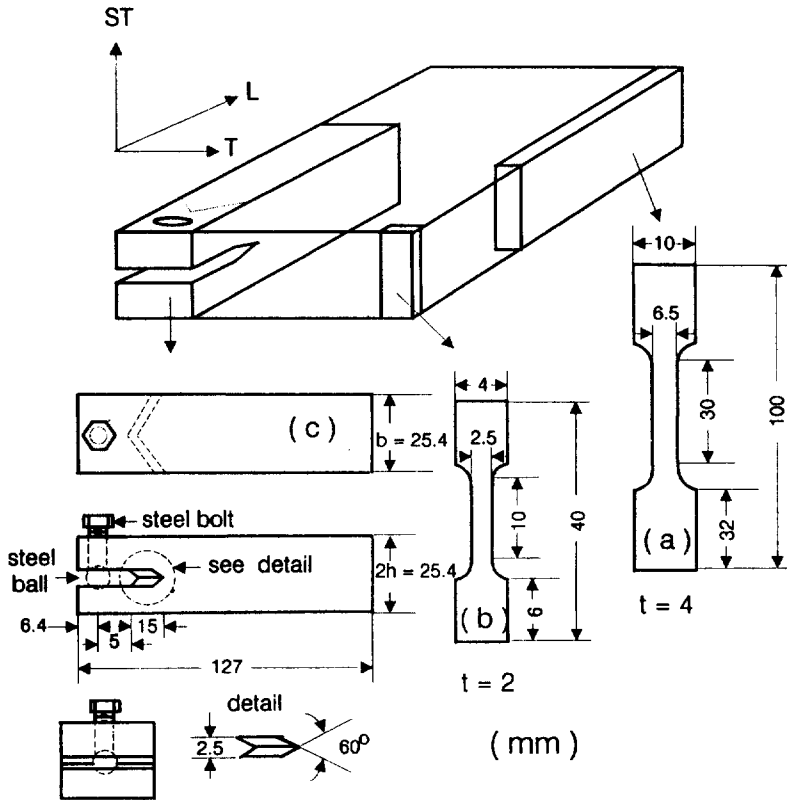


Fig. 3 Schematic geometry of test specimens : (a), ASTM sub-size tensile test specimen(L-S type) ; (b), ASTM sub-size tensile test specimen(S-T type) ; (c), double-cantilever beam (DCB) specimen.

(ultimate tensile strength)는 표 2에 나타내었다.

bolt loading 방법을 이용하여 DCB 시편에 하중을 가하여 pre crack을 내었으며, 이때 하중점에서의 변위(deflection)와 전파한 균열길이를 측정하여 다음식<sup>1)</sup>으로 부터 mode I 응력강도계수,  $K_I$ , 값을 구하였다.

$$K_I = \frac{\delta E h^3}{4} \left[ \frac{3h(a - 0.6h)^2 + h^3}{(a + 0.6h)^3 + h^3} \right] \dots \dots \dots (1)$$

여기서,  $\delta$ 는 하중점에서의 총 변위(total deflection), E는 탄성계수(elastic modulus)로 고강도 Al 합금의 경우 약 71 GPa이며, h는 시편두께의 1/2에 해당하는 길이 이고, a는 하중점으로 부터 측정된 균열길이 이다.

일반적으로 건조한 공기중에서 균열이 평면변형(plane strain) 조건하에서 전파하기 시작하는데 필요한 응력강도계수를 파괴인성(fracture toughness),  $K_{Ic}$ , 이라 하는데, 이 값을 정확하게 측정하는 방법은 ASTM에서 규정하고 있으며, 주로 CT(compact tension) 시편으로 평면변형(plane strain) 조건에서 일정 하중속도(constant loading rate)를 부가하여 측정하고 있다. 그러나 본 연구에서는 두 열처리 조건하에서 건조한 공기중 균열전파에 대한 저항성을 상대적으로 비교하기 위하여, bolt loading에 의한 일정변위법(constant deflection method)을 사용하여 주어진 치수의 DCB 시편(b 25.4mm)으로 부터 균열이 건조한 공기중에서 더 이상 전파하지 않을 때의 길이를 측정하여 (1)식에 대입하여

파괴인성값에 해당하는 균열진전저항(crack-extension resistance),  $K_{Ic}$  값을 구하였다. 이때 균열길이는 광학현미경(Olympus사)을 사용하여 50배로 확대한 상태에서 측정하였다. T6와 T73 열처리에 대한 균열진전저항,  $K_{Ic}$  값은 표 2에 표시하였다.

Table 2. Mechanical properties of AA 7075 alloy L-S and S-T type tensile test and DCB specimens.

	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	% Elongation (%)	$K_{Ic}^{**}$ (MPa $m^{1/2}$ )
T6	526	622(511*)	12.3	30
T73	450	501(493*)	23.5	30

\* Short transverse tensile strength

\*\* Crack-extension resistance of S-L DCB specimens

건조한 공기중에서의 균열진전저항,  $K_{Ic}$  값을 구한후 계속해서 같은 시편으로 응력부식파괴 실험을 행하였다. 이때 볼트(bolt)와 시편 사이의 galvanic corrosion을 방지하기 위해 에폭시(epoxy) 수지로 볼트와 볼(ball) 부분을 도포하였다. 가로 38cm, 세로 20cm, 높이 27cm의 아크릴 상자(acryl box)를 제작하여 부식용기로 사용하였으며, 여기에 부식매질로서 3.5wt. % NaCl 수용액을 채워넣었다. 용액의 증발을 막기 위해 아크릴 덮개로 용기를 덮었다. 부식용액의 온도를 조절하기 위해 온도계와 thermister를 용기안에 부착하였으며, 발열체(heating element)를 용기 바닥에 설치하였다. Thermister와 발열체를 저온용 온도 조절기(temperature controller)에 연결하여 부식매질의 온도를 30°C로 유지하였다. 부식용액은 실험전에 24h동안 N<sub>2</sub> 가스(gas)로 bubbling시켰으며, 실험기간 중에는 stirring 시키지 않았다.

### 2.3 미세조직 및 파단면 관찰

부품의 균열전파 방향과 나란한 방향 및 수직한 두 방향에 대한 미세조직을 관찰하기 위해 단조폼으로 부터 시편을 채취한 다음 cold mounting하여

SiC 연마지로 1200번 까지 연마한 후 0.05 $\mu$ m Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 분말로 경면이 될때까지 최종 연마하였다. 경면의 시편을 Keller's etchant(HF : HCl : HNO<sub>3</sub> : H<sub>2</sub>O = 2 : 3 : 5 : 90)로 에칭(etching)하여 광학 현미경으로 관찰하였으며, 결정입들이 암출 및 단조에 의해 길게 늘어난 pan-cake 구조를 하고 있음을 알 수 있었다.

부품의 파괴원인을 조사하기 위해 공기중에서 사용중 파괴된 부품의 균열전파 양상 및 파단면 양상을 각각 광학현미경과 주사전자현미경(SEM, Scanning Electron Microscopy)으로 관찰하였다. 이때 파단면상에 존재하는 부식 생성물을 제거하기 위해 파괴된 부품을 끓는 물에서 30분간 유지한 후 아세톤으로 초음파 세척하였다. 또한 응력부식파괴 실험한 시편도 부품의 파단면 양상과 비교하기 위해 주사전자현미경(SEM)으로 파단면을 관찰하였다.

## 3. 결과 및 고찰

### 3.1 부품의 사용중 파괴 분석

Table 3. Maximum and minimum values of circumferential membrane stress  $\sigma_{measured}$  measured from strain gauges placed around the fastener hole of cylindrical shell during the press-fit and of the corresponding stress intensity factor  $K_{Ic}$ .

	min.	max.
$\sigma_{measured}$ (MPa)	286	396
$K_{Ic}$ (MPa $m^{1/2}$ )	20	27

표 3에는 고정쇠를 press-fit할 때 AA 7075-T6 합금으로 가공된 많은 원통형 부품의 고정쇠 구멍 부위에 발생하는 원주방향 membrane 응력을 고정쇠 구멍 주위에 부착된 strain gauge로 부터 측정된 결과를 나타냈으며, 많은 원통형 부품으로 부터 측정된 원주방향 membrane 응력,  $\sigma_{measured}$ , 은 286-396MPa 범위의 값을 가졌다.

대기중에서 사용중 파괴된 부품의 경우 균열은

주로 고정쇠 구멍 부분에서 발생하여 원통의 길이 방향으로 전파하는 것으로 관찰되었다. 광학 현미경으로 측정이 가능한 크기의 균열(0.01mm)이 press-fit할때 hole 주위에 발생하는 원주방향 membrane 응력에 의하여 전파될 때의 응력강도 해석은 이미 알려진 응력강도 해석결과<sup>5)</sup>를 이용하여 구할 수 있다. 그림 4는 원통형 관(cylindrical shell)에서 길이 방향으로 발생한 균열이 원주방향 membrane force를 받고 있는 상황을 표시하고 있다. 이때 R은 원통형 관(cylindrical shell)의 외경이고, t는 원통형 관의 두께이며, 2a는 길이방향의 관통균열길이이고, N는 길이방향의 단위길이에 대한 원주방향의 membrane force를 나타낸다. 그림 4과 같은 상황에 대하여 Erdogan과 Kibler<sup>5)</sup>는 singular integral equation 방법을 사용하여 이론적으로 균열길이와 원주방향 membrane 응력( $\sigma^m = N/t$ )으로 부터 다음과 같이 응력강도계수,  $K_I^m$ , 을 구하였다.

$$K_I^m = F^m \sigma^m a^{1/2} \dots\dots\dots (2)$$

$$\lambda = [12(1 - \nu^2)]^{1/4} a / (R t)^{1/2} \dots\dots\dots (3)$$

여기서,  $K_I^m$ 은 mode I 응력강도 계수의 membrane component,  $\sigma^m$ 는 원주방향 응력(membrane stress),  $\lambda$ 는 shape factor로 원통형 관(cylindrical shell)의 치수와 균열길이에 의해 결정되는 상수이며,  $F^m$ 는 shape factor에 대응되는 응력강도계수 비(stress intensity factor ratio)이며  $\lambda$  값에 따라 표(table)로 되어 있다.<sup>5)</sup> 본 연구에서 사용된 원통형 부품의 경우  $R = 20.05 \times 10^{-3} m$ ,  $t = 7.33 \times 10^{-3} m$ , 고정쇠 구멍 반경이  $3.95 \times 10^{-3}$ 이고, 고정쇠 구멍 주위에 발생하는 미소균열길이가 0.01mm이므로  $a = 3.96 \times 10^{-3} m$ 가

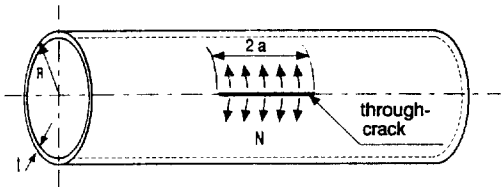


Fig. 4 Schematic representation of cylindrical shell with a longitudinal through-crack subjected to membrane force.<sup>1)</sup>

된다.  $\nu=1/3$ 이므로 (3)식에 의하면  $\lambda$ 는 0.59이 된다. 문헌<sup>5)</sup>에 표시된 표로부터  $\lambda=0.6$ 에 해당되는  $F^m = 1.0795$ 과 strain gauge로 측정한 최소와 최대 membrane 응력( $\sigma_{measured} = \sigma^m$ ) 값을 (2)식에 대입하던 최소와 최대 응력강도계수  $K_I^m$ 는 각각 20, 27MPa  $m^{1/2}$ 로 계산된다.

press-fit한 AA 7075-T6 합금으로 가공된 원통형 부품을 단속적인 충격진동을 가하면서 대기중에 방치한 4개 집단에 대하여 누적 파괴발생율(cumulative fraction of fracture occurrence)을 측정하였

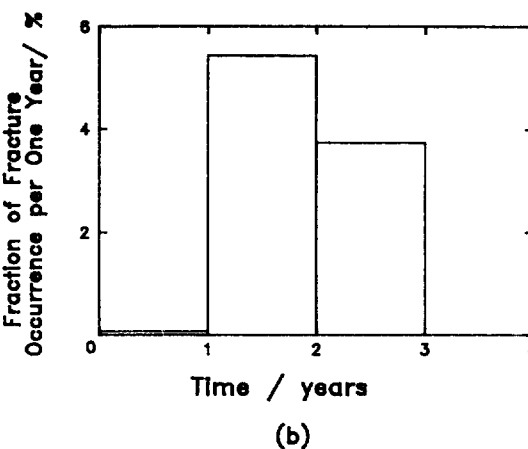
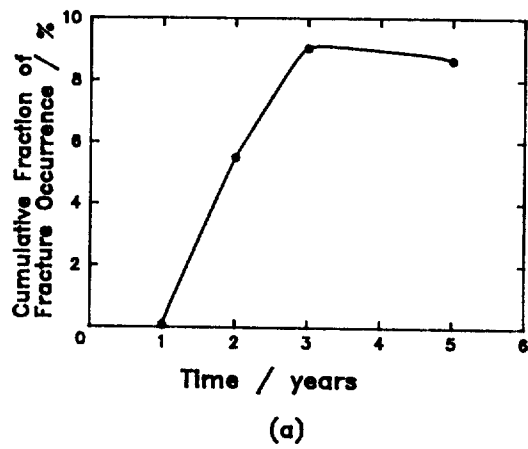


Fig. 5 Fracture occurrence in cylindrical AA 7075-T6 Al-Zn-Mg-Cu alloy components exposed to air : (a), cumulative fraction of fracture occurrence versus exposure time ; (b), fraction of fracture occurrence per one year versus exposure time.

다. 4개 집단을 각각 1년, 2년, 3년, 5년 동안 방치한 후, 한해 동안 일어난 파괴 발생율(fraction of fracture occurrence per one year)은 그 해까지 일어난 누적파괴 발생율과 그 전해까지 일어난 누적파괴 발생율의 차로 계산하였다. 그림 5(a)와 (b)는 각각 누적 파괴발생율과 연간 파괴발생율을 나타낸다. 대기중에 노출된 시간이 증가됨에 따라 연간 파괴발생율은 2년째 까지는 급격히 증가하였다가 3년째 부터는 다시 감소하였으며, 누적 파괴 발생율은 3년째 부터는 8~9%로 일정값을 나타내었다. 누적 파괴발생율이 3년째 부터 일정값에 도달된다는 것은 대기중에서 사용된 press-fit한 부품들 가운데 파괴에 민감한 조건에 놓인 부품들은 3년 이내에 모두 파괴된다는 것을 의미한다. 또한 일정 누적 파괴발생율 8~9%는 press-fit에 의해 발생한 응력강도가 원통형 부품의 대기중 파괴에 대한 임계응력강도보다 크게 될 확률로 해석된다. 따라서 press fit한 T6 합금으로 된 원통형 부품들 가운데 8~9%는 대기중에서 파괴가 발생되며, 그것들의 수명은 대체적으로 3~5년인 것으로 판단된다.

### 3. 2 인장강도 및 파괴인성

T6 및 T73 열처리한 단조품으로 부터 가공한 인장시편으로 인장시험한 결과는 표2에 나타내었다. L방향의 항복강도와 인장강도는 T6 합금이 T73 합금에 비하여 우수하였지만 ST방향에 대한 인장강도는 T6와 T73합금에서 각각 511, 493MPa로 비슷하게 측정되었다. 이것은 결정입들의 방향성에 따른 기계적 성질의 이방성에 기인한 것으로 생각된다.

T6와 T73 열처리한 단조품으로 부터 가공한 S-L 방향의 DCB 시편으로 측정한 건조한 공기중에서의 균열진전저항,  $K_{Ic}$ , 값은 각각 30MPa  $m^{1/2}$ 로 같게 측정되었으며, 표 2에 나타내었다. 일반적으로 문헌<sup>1)</sup>에 보고되는 파괴인성(건조한 공기중에서 평면 변형 조건하의 균열진전저항),  $K_{Ic}$ , 값은 AA 7075-T6와 T73 합금의 경우 균열전파 방위에 따라 각각

17~35와 21~39MPa  $m^{1/2}$  범위의 값을 갖는다. 측정된 건조한 공기중에서의 균열진전저항,  $K_{Ic}$ , 값이 문헌<sup>1)</sup>에 보고되는 파괴인성,  $K_{Ic}$ , 값의 범위에는 포함되나, 문헌<sup>3)</sup>과는 달리 T73과 T6 합금의 건조한 공기중에서의 균열진전저항이 같게 측정되었다. 즉, 본 연구에서 사용한 AA 7075 알루미늄 합금의 DCB 시편(S-L 방위)에서는 T6 및 T73 열처리 조건에 관계없이 건조한 공기중에서의 균열전파에 대한 저항성이 비슷한 것으로 나타났다.

strain gauge로 측정된 press-fit에 의해 발생한 원주방향 membrane 응력으로 구한 응력강도 계수,  $K_I^n$ , 값은 T6나 T73 합금에 대해 측정된 건조한 공기중에서의 균열진전저항,  $K_{Ic}$ , 값에 비해 작으므로, 두 합금으로 가공한 원통형 부품의 고정쇠 구멍 주위에 0.01mm 크기의 균열이 발생되어 있다하더라도 건조한 공기중에서 press-fit에 의해서 전파되지는 않을 것이다. 이것은 대기중에서 T6 합금으로 가공된 원통형 부품의 고정쇠 구멍 주위에서 발생하는 파괴가 기계적 파괴에 의한 것이 아님을 의미한다.

### 3. 3 응력부식파괴 시험

압출 및 열간 단조한 후 각각 T6 및 T73 열처리한 AA7075 알루미늄 합금의 S-L 방위에 대하여 응력부식파괴 실험한 결과를 DCB 시편의 응력강도 계수의 함수로 균열전파속도를 각각 그림 6와 그림 7에 나타내었다. 그림 6과 7에서 보여주듯이 T6 합금의 경우 응력부식파괴에 필요한 응력강도계수,  $K_{ISCC}$ , 는 약 14~17MPa  $m^{1/2}$ 이고 제Ⅱ영역에서의 균열전파속도,  $v_{II}$ , 는 약  $2 \times 10^{-9} \sim 1 \times 10^{-8}$  m  $s^{-1}$ 로 측정된 반면, T73 합금의 경우  $K_{ISCC}$ 는 약 27~30MPa  $m^{1/2}$ 이고  $v_{II}$ 는 약  $2 \times 10^{-10} \sim 2 \times 10^{-9}$  m  $s^{-1}$ 로 측정되었다. T6 열처리한 경우에 비해 T73 열처리한 시편의 NaCl 수용액중에서의  $K_{ISCC}$ 가 크게 나타났으며 제Ⅱ영역에서의 균열전파속도도 1/10배 정도 느리게 나타났다.

strain gauge로 측정된 원주방향 membrane 응력을 이용하여 원통형 부품의 고정쇠 구멍 주위에

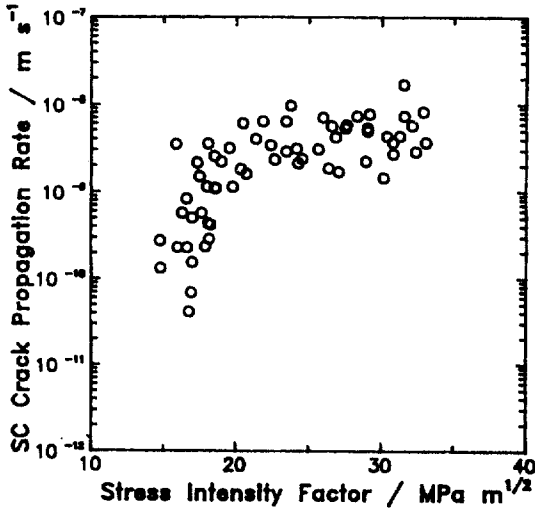


Fig. 6 Stress corrosion crack propagation rate as a function of stress intensity obtained from S-L DCB specimens of AA 7075-T6 alloy in 3.5wt. % NaCl solution at 30°C.

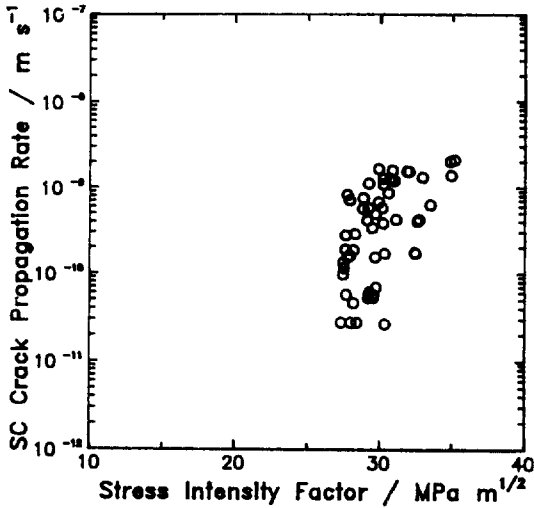


Fig. 7 Stress corrosion crack propagation rate as a function of stress intensity obtained from S-L DCB specimens of AA 7075-T73 alloy in 3.5wt. % NaCl solution at 30°C.

발생한 0.01mm의 미소균열에 대하여 계산한 응력강도계수,  $K_I^m$ , (20~27 MPa m<sup>1/2</sup>)는 T6 합금의 염수분위기에서의 응력부식파괴에 대한 임계응력강도계

수,  $K_{ISCC}$ , 보다 더 큰 값을 나타낸다. 따라서 T6 합금으로 가공된 원통형 부품을 press-fit하여 부식환경중에서 사용하면 응력부식파괴에 의해 균열이 발생, 전파될 수 있다. 그러나 T73 합금은  $K_{ISCC}$ 가  $K_I^m$ 보다 크거나 비슷한 값을 나타내므로, 부식환경중에서도 T73 합금으로 원통형 부품을 만들면 press-fit에 의해 고정쇠 구멍 주위에 발생한 균열이 전파되는데 T6 합금보다 훨씬 오랜 시간이 필요하거나 아예 균열이 전파되지 않을 수도 있다.

부품의 고정쇠 구멍 주위의 응력은 주로 press fit에 의한 변위(deflection)에 의해 결정되므로 일정 press-fit하에서 균열길이가 증가하면 균열전단의 응력이 완화되어 응력강도가 감소하게 된다. 따라서 초기의 press-fit에 의한 변위가 그리 크지 않다면 균열이 발생되어 전파하다가 균열전단의 응력강도가 균열전파에 대한 임계응력강도 보다 작게 되면 멈추게 될 수도 있다. 만약 T6 합금으로 가공된 원통형 부품의 고정쇠 구멍 주위에 발생한 미소균열(0.01mm) 선단에 press-fit에 의해 27MPa m<sup>1/2</sup>의 응력강도가 발생되면 부식환경하에서 균열은  $v_{II}$ 에 해당하는 속도로 전파할 것이기 때문에 균열길이가 5mm로 성장하는데는 약 6~29일 정도의 시간이 걸린다. 이 같은 예측은 press-fit에 의한 응력강도가 균열이 전파하면 감소하기 때문에 초래되는 균열전파속도의 감소를 고려하지 않았기 때문에 정확하다고는 볼 수 없지만, press-fit한 T6 합금으로 가공된 원통형 부품이 부식환경하에서 응력부식파괴에 의해 치명적 손상을 입게 된다는 것을 극명하게 보여준다.

누적파괴발생율로 부터, press-fit에 의한 응력강도가 T6 합금의 대기중 파괴에 대한 임계 응력강도를 초과한 원통형 부품들의 대기중 수명은 대체적으로 3~5년 임을 알 수 있었다. 대기중에서의 응력부식파괴는 주로 대기중에 존재하는 수분에 의해 일어날 것이므로 응력부식파괴가 염수분위기에 비해 덜 조장될 것이다. 따라서 대기중 수분에 의해 응력부식파괴를 일으키는데 필요한 임계응력강도계수,  $K_{ISCC}$ , 는 염수분위기하의  $K_{ISCC}$ 보다 클 것이며,



제 II 영역에서의 균열전파속도,  $v_{II}$ ,는 염수분위기하의 응력부식균열에 비해 대기중 수분에 의한 응력부식균열에서 더 느리게 나타날 것이다. press-fit하여 대기중에 방치한 AA 7075-T6 합금으로 가공된 원통형 부품들에서 일어나는 파괴는 대기중 수분으로 인한 응력부식파괴에 대한 임계응력강도계수에 비해 press-fit에 의한 응력강도계수가 큰 부품들에서 발생되며, 이 부품들의 파괴는 3~5년 이내에 모두 일어나고 있다. 그런데 3~5년이 지나도록 파괴가 일어나지 않는 부품들은 press-fit에 의한 응력강도계수가 대기중 수분에 의한 응력부식파괴의 임계응력강도계수보다 작은 부품들이며, 시간이 더 경과하더라도 파괴되지 않을 것으로 생각된다. 대기중 수분에 의한 T73 합금의 응력부식파괴에 대한 임계응력강도계수,  $K_{ISCC}$ ,는 염수분위기에서와 마찬가지로 T6 합금에 비해 클 것이므로, 부품의 소재를 T73 합금으로 대체하면 파괴발생율이 크게 감소되며, 사용 수명이 훨씬 연장될 것이다. 각각 T6와 T73열처리한 합금의 ST 방향의 인장강도가 비슷하게 측정되었으므로 응력부식파괴에 대한 저항성이 큰 T73 열처리한 합금을 대체재료로 선택하더라도 인장강도의 희생은 적을 것이다.

### 3. 4 부품의 파단면 관찰

그림 8은 press-fit하여 대기중에 방치한 AA 7075-T6 합금으로 가공된 원통형 부품의 고정쇠 구멍으로 부터 발생하여 전파하는 균열의 전파양상을 보여주고 있다. 균열이 길게 늘어난 결정입의 경계를 따라 전파하고 있음을 알 수 있다. 또한 응력집중부에는 미소균열이 다수 발견되고 있으며, 균열전파가 불연속적으로 진행되고 있다. 이와같은 특성은 응력부식균열의 전파 특징으로 인식되고 있다.<sup>3)</sup>

그림 9에는 press-fit하여 대기중에 방치한 AA 7075-T6 Al 합금의 파괴된 부품의 파단면을 주사전자현미경(SEM)으로 관찰한 결과를 나타내었다. 파괴 발생이 시작된 지점을 찾기 위해 부품의 파단면 전체에 걸쳐 SEM 조사를 행하였으나, 파괴 마지막 단계의 기계적 파괴양식을 제외하고는 파단면 전체가 비슷한 파괴양식을 보여주고 있다. 파단면의 파괴양식은 응력부식 파괴의 전형적인 특성인 입계취성 파괴양식을 보여주고 있으며, 파단면상에 부식 생성물들이 존재하고 있다. 한편 단속적인 충격진동에 의해 파단면상에 나타날 수 있는 striation은 관찰되지 않았으며 응력집중부의 큰 소성변형에 의한 파괴발생 흔적도 또한 파단면상에서 확인할 수

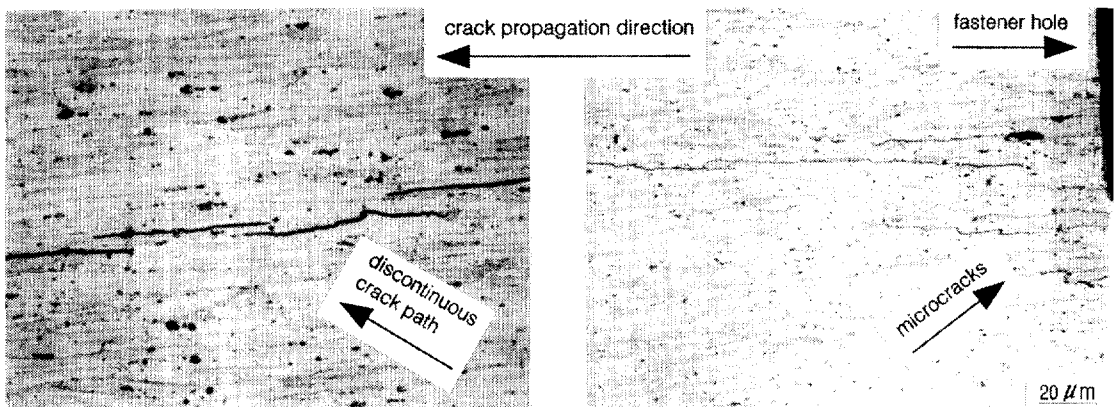


Fig. 8 Optical micrograph for stress corrosion cracks emanating from a fastener hole in the cylindrical AA 7075-T6 Al-Zn-Mg-Cu alloy component.

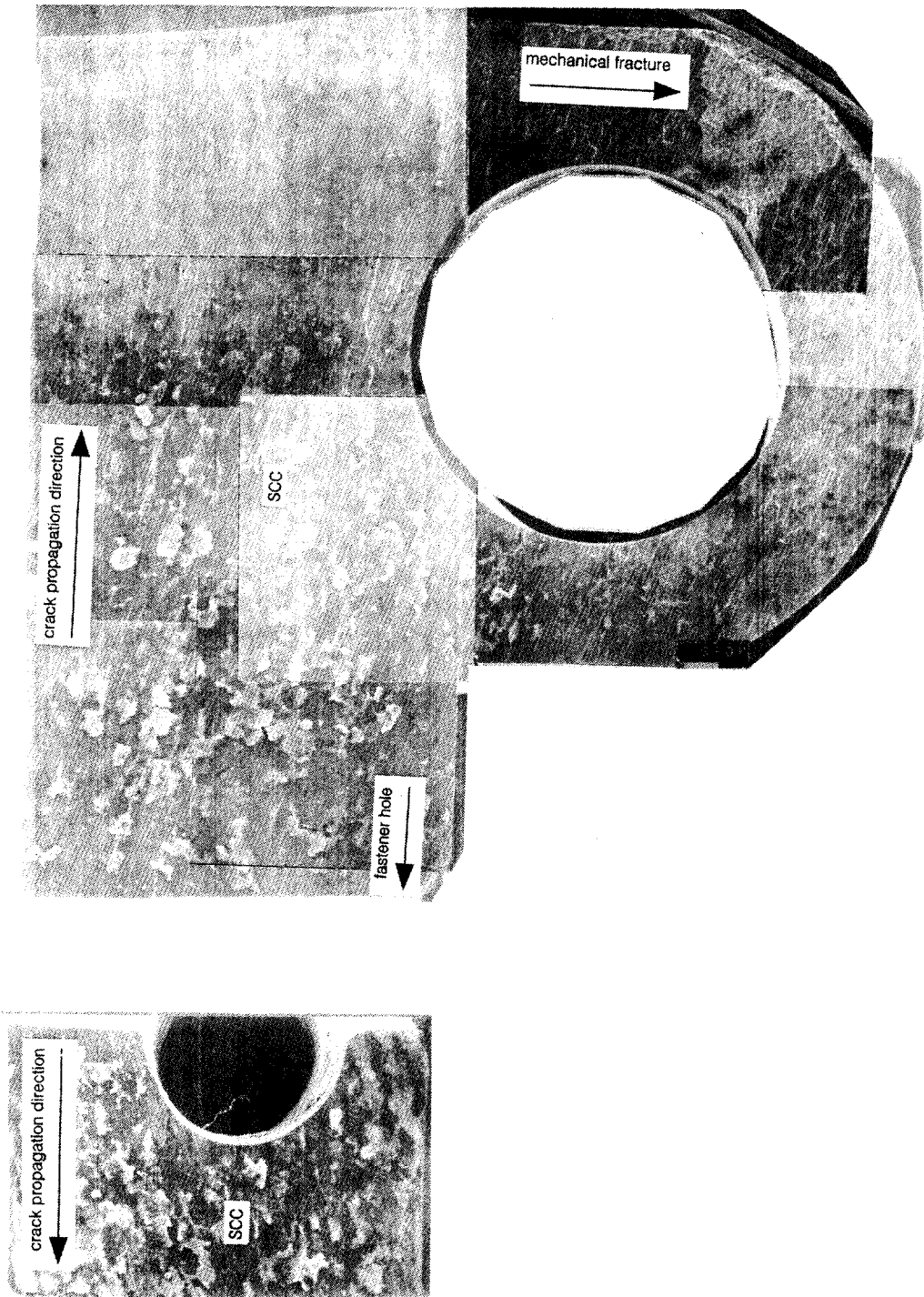


Fig. 9 SEM fractograph of a cylindrical AA 7075-T6 Al-Zn-Mg-Cu alloy component.

없었다. 따라서 부품의 파괴는 피로나 기계적파괴로 발생된 것이 아니라 응력집중부의 높은 인장응력과 대기중에 존재하는 수분의 상호작용, 즉 수소취성<sup>6)</sup>이나 양극용해반응<sup>7)</sup>으로 형성된 그림 8의 고정쇠 구멍 부위에서 관찰된 것과 같은 미소균열에 의해 발생된 것으로 생각된다.

#### 4. 결 론

대기중에서 파괴된 AA 7075(Al-Zn-Mg-Cu)-T6 합금으로 된 원통형 부품의 응력집중부에 대한 응력강도해석, 시간에 따른 파괴발생률 분석, 파단면 관찰 그리고 3.5wt. % NaCl 수용액중에서 AA 7075(Al-Zn-Mg-Cu)-T6 및 T73합금으로 된 DCB 시편의 응력부식파괴 민감성 평가를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. press-fit에 의한 원통형 부품의 고정쇠 구멍 주위에 발생한 원주방향 membrane 응력을 strain gauge로 부터 측정된 결과 286~396MPa의 범위에 있었다. 미소균열(균열길이  $\approx 0.01\text{mm}$ )을 포함한 고정쇠구멍을 원통의 길이방향 관통균열로 간주하고, 측정된 원주방향 membrane 응력을 이용하여 press-fit에 의한 부품의 고정쇠구멍 주위에 발생하는 응력강도계수는  $20\sim 27\text{MPa m}^{1/2}$ 로 계산되었다.

2. AA 7075-T6 합금으로 된 DCB 시편의 응력부식파괴 민감성 평가 결과,  $K_{ISCC}$ 는 약  $14\sim 17\text{MPa m}^{1/2}$ 이었고  $v_{II}$ 는 약  $2 \times 10^{-9} \sim 1 \times 10^{-8} \text{ m s}^{-1}$ 로 측정되었다. 이에 대하여 T73 열처리한 경우,  $K_{ISCC}$ 는 약  $27\sim 30\text{MPa m}^{1/2}$ 이었고  $v_{II}$ 는 약  $2 \times 10^{-10} \sim 2 \times 10^{-9} \text{ m s}^{-1}$ 이었다. T6 합금의 경우 press-fit에 의해 고정쇠 구멍 주위에 발생하는 응력강도계수가 응력부식파괴에 필요한 응력강도계수인  $K_{ISCC}$ 보다 크므로 습한 공기중에서 응력부식파괴에 의해 파괴될 수 있음을 알 수 있다.

3. 광학현미경과 주사전자 현미경(SEM)관찰 결과 T6 합금으로 된 원통형 부품에 발생한 균열은

press-fit에 의해 대기중에서 원통의 길이방향으로 입계를 따라 불연속적으로 전파되고 취성 파괴양상을 보여주었다. 이것으로 부터 press-fit한 T6 합금으로 된 원통형 부품의 대기중 파괴가 대기중의 수분에 의한 응력부식파괴에 의해 일어났음을 알 수 있다.

4. 대기중에서 연간 파괴발생율이 press-fit한 후 시간이 증가함에 따라 증가하였다가 3년 후 부터 다시 감소하는 경향을 보여 주었다. 이것으로 부터 press-fit에 의한 응력강도가 대기중 수분에 의한 응력부식파괴의 임계응력강도를 초과한 부품의 대기중에서의 수명은 대체로 3년 정도이고 최대한 5년 정도임을 알 수 있었다. 부품의 소재를 AA 7075-T73 합금으로 대체했을 때 대기중에서의 파괴발생율을 크게 감소시키고, 사용수명을 훨씬 연장시킬 수 있을 것으로 예측된다.

#### 참 고 문 헌

1. P. Brenner : Aluminium, 38(1962)-437
2. L. F. Mondolfo : J. Inst. Metals, 97(3) (1969) 95
3. M. O. Speidel and M. V. Hyatt : Advance in Corrosion Science and Technology, M. G. Fontana and R. W. Staehle(ed.), Vol.2, Plenum Press, New York(1972) 115
4. M. O. Speidel : Proceedings of Conference on Theories of Stress Corrosion Cracking in Alloys, J. C. Scully(ed.), NATO Scientific Affairs Div., Brussels (1971) 289
5. F. Erdogan and J. J. Kibler, Int. J. Frac. Mech., 5(1969) 229
6. H. P. Kim and S.-I. Pyun, Br. Corros. J., 19 (1984) 192
7. S.-M. Lee, S.-I. Pyun and Y.-G. Chun, Met. Trans. (A), 22A(1991) 2407