

용접부 쉐브론노치 형상에 대한 균열전파 특성

김엽래*, 서성원**

* 경민전문대학 소방안전관리과

** 서울산업대학교 기계공학과

Abstract

The high-strength aluminum alloy, 7075-T651, was used to observe the fatigue-crack-propagation behavior for the various stress ratios with constant amplitude loading and thus to predict the fatigue life.

With a chevron notch in the specimen, the fatigue-crack-propagation behavior of through crack was investigated.

Crack propagation behavior of through crack in the depth direction, and crack growth of weldments were experimentally studied. Base material, heat affected zone, and weld material were considered in the fracture of weldments. The change of crack-propagation length with respect to several parameters, such as stress intensity factor range(ΔK), effective stress intensity factor range(ΔK_{eff}), ratio of effective stress intensity factor range(U), stress intensity factor of crack opening point(K_{op}), maximum stress intensity factor(K_{max}), and number of cycles(N_f), was determined.

The crack length of through crack of weldments was 2.4mm and the remaining part was a base material. The experiment was accomplished by making the crack propagate near the base material.

1. 서론

고강도 알루미늄 합금인 7075-T651은 중량이 가벼우면서 인장강도, 항복강도가 높고 내식성, 인성 및 저온 특성을 보유하기 때문에 우주, 항공기 부품은 물론 선박, 자동차 같은 수송장비, 일반기계의 구조물 등 여러분야에 사용되고 있으며 그 적용은 해가 갈수록 증가하고 있다.

그러나 최근 기계, 구조물은 대형화 및 경량화 뿐만 아니라 시시각각으로 변하는 사용조건에 관계로 이들의 안전성은 더 한층 강요되고 특히, 용접구조물의 안전성 평가에 많은 문제가 생기게 되어 파괴역학이 발달하게 되었다.¹⁾⁻³⁾

대부분의 기계, 구조물은 외력이 작용하지 않음에도 부식환경, 열, 가공, 용접등에 잔류응력이 작용하고⁴⁾ 있으며, 이러한 잔류응력이 물체내에서 평형을 이루고 있다.

잔류응력은 대표적으로 용접잔류응력을 들 수 있으며, 용접시 발생하는 열화와 용접후 급랭으로 인한 열영향부에 소성변형을 일으키며, 열영향부에 이러한 요소가 존재하여 피로에 의한 수명단축을 가져올 수 있는 것이다. 또한 용접부에 생기는 결함은 기공, 슬랙혼입, 융합불량, 용접균열 등이 있으나 열영향부의 용접균열은 구조물의 피로크랙 발생기점이 되므로⁵⁾ 용착금속부는 특히 피로크랙 발생확률이 높다고 생각된다. 이러한 용착금속부의 취화된 열영향부등에 잔류응력은 인장응력으로 작용하여 크랙발생 및 전파를 가져오며, 피로크랙에 의한 급작스런 파단이나 파손등의 파괴사고가 많이 보고되고 있다.⁶⁾

용접구조물의 경우 용착금속부, 열영향부, 모재부등 기계적 성질과 결정립의 크기가 서로 다른 부분들이 연속되어 있어 용접구조물내에 결함의 크기와 분포에 대한 정보를 얻기 힘들므로 피로에 대한 수명을 예측하기란 매우 어렵다고 생각한다. 최근에 용접부에 발생한 결함을 음향방출법, 초음파 탐상법등에 의하여 피로크랙의 위치나 크기를 주기적으로 검출할 수 있어 피로크랙 전파를 예측하는데 신뢰성을 높이고 있다.

본 연구에서는 용착금속에 의 잔류응력(열영향부)내에서 쉐브론노치에 대한 피로크랙의 발생과 전파거동을 파괴역학적 평가에 의하여 검토하고자 한다.

2. 실험

2.1 시험편의 제작

본 실험에 사용한 재료는 고강도인 Al-Mg-Zn계 7075-T651 Al합금을 사용하였으며, 화학적 성분은 X선 스펙트라 분석법에 의하여 검출한 것으로서 Table 1에 표시하였으며, Table 2는 기계적성질을 나타내었다.

용접봉 즉 용가재의 재질은 내식성을 상하지 않게 하기 위하여 Al-Mg-Zn계인 고강력 알루미늄합금에 사용할 수 있는 용가재로서 4043(Al-5%Si)을 사용하였다. 용접은 용융성이 좋으며, 비교적 쉽게 용접할 수 있는 불활성가스 아크용접(TIG)으로 하였다.

알루미늄 합금의 용접에 있어서 고온균열과 기공이 큰 문제라 할 수 있으며, 현재까지 상업화된 대부분의 합금은 요구되는 조건을 만족하지 못하고 있다.

고온균열은 Mg량을 Zn량 보다 높게 해주어야 하고 Zn, Mg의 총량이 7%이하, Si량이 2% 이상이어야 고온균열이 일어나지 않는다.⁷⁾ 또한 기공의 발생은 알루미늄 주조시 수소가 주원인이다. 그러나 수소의 양을 줄이는 것은 쉬운 일이 아니다. 기공의 형성은 용접조건의 변화에 따라 상당히 달라진다.

용접속도가 중간(약 12 cm/min)일 때 가장 크고 많은 기공이 발생하고, 속도가 느릴경우(약 5 cm/min) 양은 작지만 큰 기공이 발생하고, 속도가 빠를 경우(약 20 cm/min) 작은 기공을 형성한다.⁷⁾ 이런 관계로 용접조건을 Table 3과 같이 택했다.

용접결함이 있는 시험편을 가려내기 위하여 내부결함 검사에 많이 사용되어 지는 방사선 투과검사를 본 시험편의 결함검사에 사용하였으며, 방사선 투과검사 중 X선 투과검사를 택하였다.

시험편의 형상은 Fig. 1과 같이 관통균열 부위에 폭 8mm, 두께 4mm의 평면굽힘 외팔보 형식이며, 용접부위는 시험편 표면에서 2.4mm까지 60° 각도의 V형 그루브를 만들어 용접하였다. 용접부분에서의 피로크랙은 용착금속부, 열영향부를 지나 피로크랙이 발생, 전파할 수 있도록 초기노치는 웨브론노치 형상으로 방전가공하였다.

초기노치인 웨브론노치의 홈 각도는 균열전파에 대한 최대한의 data를 얻기 위하여 120° 각도로 하였고, 균열전파의 최초시점이 표면에서부터 0.6mm, 웨브론노치가 끝나는 지점은 최초 균열전파에서 0.9mm되게 하였으며, 웨브론노치가 끝나는 지점을 시작으로 data의 산출을 하였다.

본 실험에서 피로크랙 전파거동을 명확히 해석하기 위하여 응력비(R=-0.1, 0.0, 0.1, 0.3, 0.5)를 변화시켜 각각의 응력비에 대한 하중이 크랙전파에 미치는 영향을 고찰하였다.

2.2 교정곡선

로드셀(load cell)은 부착된 4개의 스트레인게이지로 풀 브릿지(full bridge)를 구성하고 Pre-DC 앰프모듈과 OP-앰프를 사용하여 하중측정 신호를 얻었다. 실험시 하중은 실험전에 시험기의 하중과 정밀저항의 눈금사이에서 교정곡선을 산출하여 하중과 균열길이 측정에 이용하였으며, 하중과 전압사이의 교정곡선은 선형회기식(Y=AX+B, X;load, Y;voltage)을 도입하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

$$V = 0.6904 L_{(kg)} + 0.0207$$

$$L_{(kg)} = 1.4484 V - 0.0299$$

$$L_{(N)} = 14.1947 V - 0.2934$$

균열진전에 대한 교정곡선은 정확한 data를 얻기 위해 Y=AX^B의 누승회기식을 사용하였다.

용접부 관통균열의 균열진전에 따른 교정곡선은 정밀저항(potentiometer) 값의 변화를 검토하였으며, 초기 노치에 대응하는 정밀저항의 초기설정치를 P₀로 하고 피로균열이 성장되었을 때의 정밀저항값(P)을 기록해 두었다가 균열길이를 산출할 때 이용하였다.

노치부의 초기단면적을 A₀, 균열길이 a의 진전에 따라서 응력을 받는 단면적은 적어지게 되므로 이 때 균열된 단면적을 ΔA라 할 때 횡축에는 (P₀-P)/P를 취하고 종축에는 ΔA/(A₀-ΔA)를 취하여 Fig. 2와 같이 교정곡선을 산출하였다.

교정곡선을 작성하기 위해서는 비치마크(beach mark)를 만드는 방법⁸⁾과 여러개의 시험편에 균열길이를 다르게 하여 파단후 조사하는 방법 및 인공결함을 만든후 조사하는 방법등이 있으나, 본 실험에서는 인공결함을 주어 포텐소미터를 구하는 방식으로 택하였으며, 실험후 응력비(R)에 따른 파면상태를 조사하여 교정곡선과 일치여부를 확인한 결과 정확히 일치하고 있음을 볼 수 있었다.

2.3 관통균열 진전거동의 평가

응력확대계수(K)는 순수굽힘(pure bending)에서 하중, 균열크기, 균열형상 및 기하학적 조건에 따라 다르나 CB시험편⁹⁾에 대한 표준식은 다음과 같다.

$$K = \frac{6M\sqrt{a}}{BW^2} \left\{ 1.99 - 2.47 \left(\frac{a}{W} \right) + 12.97 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 23.17 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 24.80 \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right\}$$

또한, 균열성장거동에 중요한 사항은 균열단면의 크기에 대한 거론³⁾⁻¹¹⁾인데 이 균열단면현상은 피로균열성장 예측에 아주 중요한 이론으로서 1970년대에 Elber⁹⁾에 의해 제안되었으며, Elber가 더 보완하여 소개한 것으로 균열이 충분히 열리는 점에서의 균열열림 응력이 있다. 피로균열이 진전되기 위해서는 응력이

균열열림응력 이상이 될 때이며 이점을 균열열림점이라고 한다. 선형파괴역학에서 균열진전력은 유효응력확대계수(ΔK_{eff})에 의해 이루어지며 이는 최대응력확대계수(K_{max})와 균열열림점에서의 응력확대계수(K_{op})의 차에 의해 다음 식과 같이 주어진다.

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$$

유효응력확대계수(ΔK_{eff})은 하중-변위 이력곡선(hysteresis loop)으로 부터 측정된 유효응력확대계수폭비(U)와 응력확대계수폭(ΔK)으로 평가하였다.

$$\Delta K_{eff} = U \Delta K$$

Paris 법칙¹²⁾은 ΔK_{eff} 와 U와의 관계에서 다음과 같이 나타내어진다.

$$da/dN = C' (\Delta K_{eff})^{m'} = C' (U \Delta K)^{m'}$$

균열담합현상을 관찰하는 방법으로 광학적인 측정법,¹³⁾ 전위차법,¹⁴⁾ 음향적 측정법,^{15),16)} 제하탄성 컴플라이언스(compliance)법^{17),18)} 등이 있다. 본 실험에서는 Kikukawa-compliance법¹⁷⁾을 사용하였으며, 이 방법은 균열길이와 균열담합측정에서 실험도중 중단함이 없이 연속적으로 측정이 가능하다.

3. 실험결과

3.1 균열진전거동

하중진폭을 일정조건으로 한 용접시험편의 전체 응력비($R=-0.1, 0.0, 0.1, 0.3, 0.5$)에 대한 피로균열 진전속도(da/dN)와 응력확대계수폭(ΔK)의 관계는 각각의 응력비에 따라 균열진전의 형상은 선형적으로 나타나고 있으며, 응력비가 큰 경우($R=0.3, 0.5$)에 응력확대계수폭(ΔK)이 작음을 볼 수 있었다. $R=0.5$ 에서 균열진전속도의 변화가 다른 응력비에 비하여 빠르게 나타나고 있으며, 또한 응력비가 작을수록 균열진전속도의 변화가 느리게 나타났다.

셰브론노치에서 용접부인 노치선단부에서 균열진전속도가 가속되다가 균열길이 1.5mm를 지나서 균열진전속도는 느린 균열진전을 지속하면서 용접부를 경계점으로 하여 다시 균열진전속도가 가속되는 것을 볼 수 있었다.

피로수명을 예측할 때에는 균열담합을 고려하면 보다 정확한 피로수명을 예측할 수 있다. 피로수명을 예측하는데 있어서 균열담합을 고려하기 위해서는 Paris의 식¹²⁾ ΔK 대신에 ΔK_{eff} 를 쓰면, $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$ 로 정의된다.

응력확대계수폭과 균열진전속도와의 관계에서 전반적으로 응력비에 대한 의존성이 크게 나타났지만, 유효응력확대계수폭에서는 응력비에 대한 의존성이 둔화되는 것을 알 수 있다.

3.2 파괴역학적 평가

용접부에 대한 유효응력확대계수폭비(U)와 최대응력확대계수(K_{max})와의 관계는 용착금속부에서 균열담합현상이 크며, 용접 경계점을 지나 열영향부에서는 균열담합이 작아지는 현상이 나타난다.

K_{max} 에 대한 U는 모든 응력비에 대하여 증가하는 경향을 보이고 있으며, $R=0.3, 0.5$ 의 높은 응력비에서 U는 K_{max} 가 증가할수록 최대치를 보이고 있다. $R=-0.1, 0.0, 0.1$ 에 있어서는 K_{max} 의 증가에 따라 거의 비슷한 경향으로 U의 증가를 나타낸다.

따라서 K_{max} 가 커질수록 U는 커지게 되는데 이는 K_{max} 가 클수록 균열선단에서 소성변형이 커지고, 균열면 주위에 남은 잔류소성변위도 클 것으로 생각된다. 큰 잔류소성변위는 U를 낮아지게 할수도 있다. 그러나 균열선단의 둔화등으로 균열개구변위(crack opening displacement)가 커져서 하중이 작을 때 균열이 닫히지 않는 상태가 예상되기도 한다.

최대응력확대계수(K_{max})와 균열열림점에서 응력확대계수(K_{op})와의 관계를 보면 K_{max} 의 증가에 따라 K_{op} 도 증가함을 알 수 있으나 K_{max} 이 $9\text{MPa}\sqrt{m}$ 부근에서 응력비의 변화에 따라 각기 다른 양상을 가져왔다.

$R=0.5$ 에서는 지속적인 증가를 가져왔지만, $R=0.3$ 에서는 급작스런 K_{op} 의 감소 현상을 보였으며, $R=-0.1, 0.0, 0.1$ 의 낮은 응력비에서는 증가가 둔화되는 양상을 보였다.

열영향부에서는 K_{max} 의 증가에 따라 서로 다른 양상이 나타나고, 균열열림점이 용접의 영향을 받고 있음을 알 수 있었다.

K_{op} 에 대한 균열전파의 관계를 고찰하여 보면 용접부의 경계인 균열길이 2.4mm까지는 균열의 성장에 따라 균열열림점에 대한 응력확대계수의 값은 증가하고 있으나 용접경계면을 통과한 균열성장에 있어서는 각 응력비별로 각기 다른 양상의 K_{op} 값을 나타내고 있다.

4. 결론

크랙전파 부위의 피로수명 예측을 위해 측면홈 셰브론 형상의 노치로 하여 시험편 표면에서 2.4mm까지 용접을 하고 나머지는 모재부로 하였다. 균열전파가 용접부를 지나 용접잔류응력 부위인 열영향부에 균열진전이 일어나도록 하여 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 용접부위와 열영향부의 경계인 균열길이 2.4mm에서 부터 유효응력확대계수폭비(U)의 증가 추세가 두드러졌으며, $R=0.5$ 에서는 균열길이 3mm까지 균열담합현상을 보이다 그 이후 균열담합이 없어지면서 U값이 최대로 일정해 졌다.

2) 셰브론노치 부분을 지난 용접부의 균열전파속도

(da/dN)는 느리게 진전되었고, 용접경계점을 지나면서 da/dN가 빠르게 진전되는 것을 알 수 있다.

3) 최대응력확대계수(K_{max})가 9MPa \sqrt{m} 부근에서 응력비의 변화에 따라 균열열림점에서의 응력확대계수의 양상이 변화하였으며, R=0.5에서는 지속적인 증가를 가져왔지만 R=0.3에서는 급작스런 감소가 일어났고, R=-0.1, 0.0, 0.1의 낮은 응력비에서는 완만한 감소 현상을 보였다.

4) 큰 잔류소성변위는 U를 낮아지게 할 수도 있으나, 균열선단의 둔화등으로 균열개구변위(crack opening displacement)가 커져서 하중이 작을 때 균열이 닫히지 않는 상태가 예상되기도 한다.

参 考 文 献

- (1) S. T. Rolfe and J. M. Barson, Fracture and Fatigue Control in Structures, Prentice-Hall, Inc., 1977
- (2) R. W. Hertzberg, Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials, John Wiley & Sons, Inc., 1967.
- (3) 白鳥正樹, 三好俊郎, 松下久雄, 數値破壊力學, 實教出版株式會社, 1980
- (4) Masubuchi, K., Analysis of Welded Structures, Pergamon Press, Oxford. 1980
- (5) 宋森弘, 國尾 武, 高硬度鋼の ミクロ領域における疲勞き裂生成過程, 日本機械學會 論文集, Vol.40, No. 334, p.1503-1510, 1974
- (6) Schonherr, W. W., Analysis based on Cases of Damage Involving Brittle Fracture Collocated by the SC XD of the IIW, Proceedings of the First International Symposium on the Prediction of cracking in Welded Structures based on Resent Theoretical and Practical Knowledge in Tokyo, The Japan Welding Society, p.IA1.5-IA1.11, 1971
- (7) Singer A.R. and Jenning P.H., Journal of Insititute of Metals, 71, p.273, 1946
- (8) 國尾 武, 中澤一, 林 郁彦, 岡材弘之, 破壊力學實驗法, p.128-190, 1984
- (9) Wolf. Elber, The singnificance of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 486, p.230-242, 1971
- (10) A. F. Blom and D. K. Holm, An Experimental and Numerical Study of Crack Closure, Engineering Fracture Mechanics, Vol.22, No.6, p.997-1011, 1985
- (11) K. Minakawa and A. J.MeEvily, On Crack Closure in the Near Threshold Region, Scripta Metallurgical Vol.15, p.633-636, 1981
- (12) P. C. Paris and F. Erdogan, A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Trans. ASME, J.Basic Eng., Vol.D85, p.528-534, 1963
- (13) H. Nisitani and K. Takao, Behavior of a Tip of Non-Propagating Fatigue Crack during One Stress Cycle, Engineering Fracture Mechanics, Vol.6, p. 253-260, 1974
- (14) T. T. Shih and R. R. Wei, A study of crack Closure in Fatigue, Engineering Fracture Mechanics, Vol.6(1974), p.19-32
- (15) O. Buck, C. L. Ho, H. L. Marcus and R. B. Thompson, Rayleigh waves for Continuous Monitoring of a Propagating Cracks, p.280-291, 1972
- (16) O. Buck, C. L. Ho and H. L. Marcus, Plasticity Effects in Crack Propagation, Engineering Fracture Mechanics, Vol.5, p.23-34, 1973
- (17) 菊川眞, 城野政弘, 田中健一, 高谷勝, 除荷彈性 コンプライアンス法による低進展速度領域における疲勞き裂進展速度とき裂開閉口舉動の測定, 材料, Vol.25, p. 899-903, 1976
- (18) R. Roberts and R. A. Schmidt, Observation of Crack Closure, International Journal of Fracture, Vol. 8, p.469-471, 1972

Table 1 Chemical composition of 7075-T651 Al alloy (%wt.)

Designation	Zn	Cu	Mg	Cr	Mn	Fe	Si	Ti	other		Al
									each	total	
7075-T651	5.6	1.6	2.5	0.3	0.3	0.5	0.4	0.2	0.05	0.15	remainder

Table 2 Mechanical properties of 7075-T651 Al alloy

Designation	Yield strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Shear strength (MPa)	Elongation (%)	Fatigue endurance limit(Mpa)	Modulus of elasticity (MPa x 10 ³)
7075-T651	503	572	310	10	159	72

Table 3 Welding condition

Method	Welding machine	Voltage(V)	Current(A)	Speed(cm/min)
TIG	YD - 500MC - 2	25	200	25

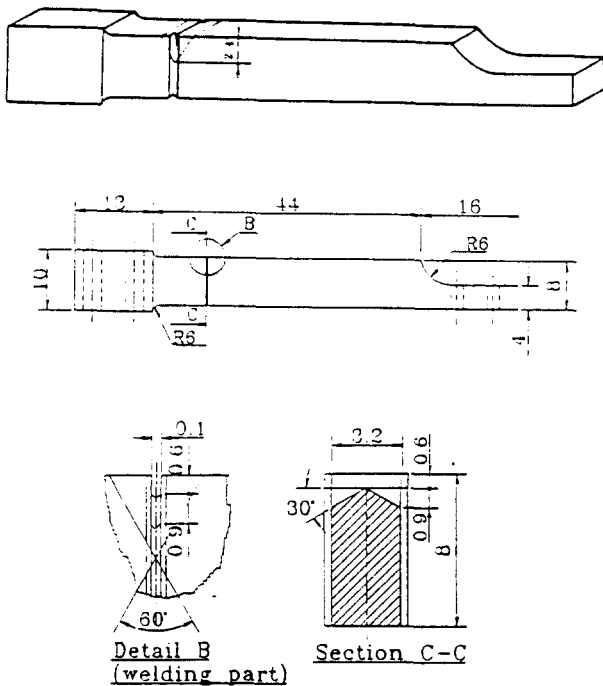


Fig. 1 Configuration of test specimen

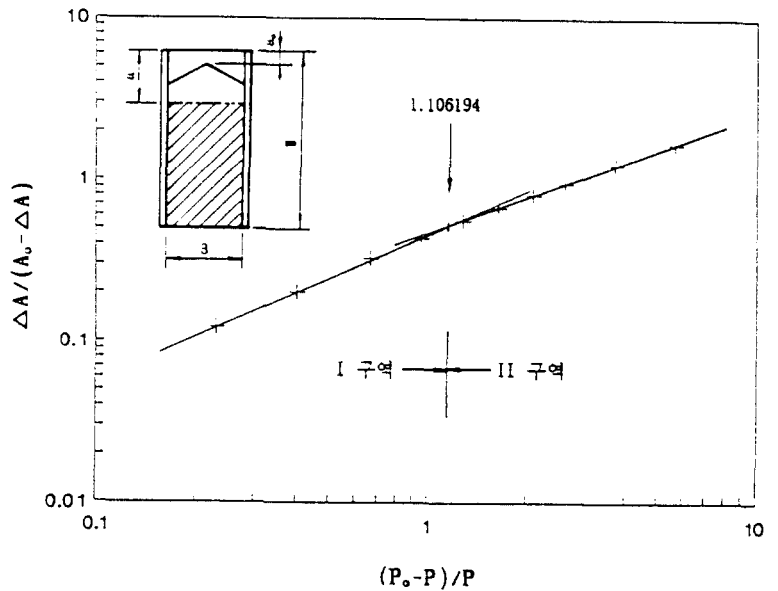


Fig. 2 Calibration curve of $\Delta A/(A_0-\Delta A)$ vs. $(P_0-P)/P$

$$\text{I 구역 : } \frac{\Delta A}{A_0 - \Delta A} = 0.45806 \times \left(\frac{P_0 - P}{P} \right)^{0.86803}$$

($r=0.99934$, 상관계수)

$$\text{II 구역 : } \frac{\Delta A}{A_0 - \Delta A} = 0.460797 \times \left(\frac{P_0 - P}{P} \right)^{0.75407}$$

($r=0.99989$, 상관계수)

I, II 구역 경계점 $(P_0-P)/P = 1.106194$

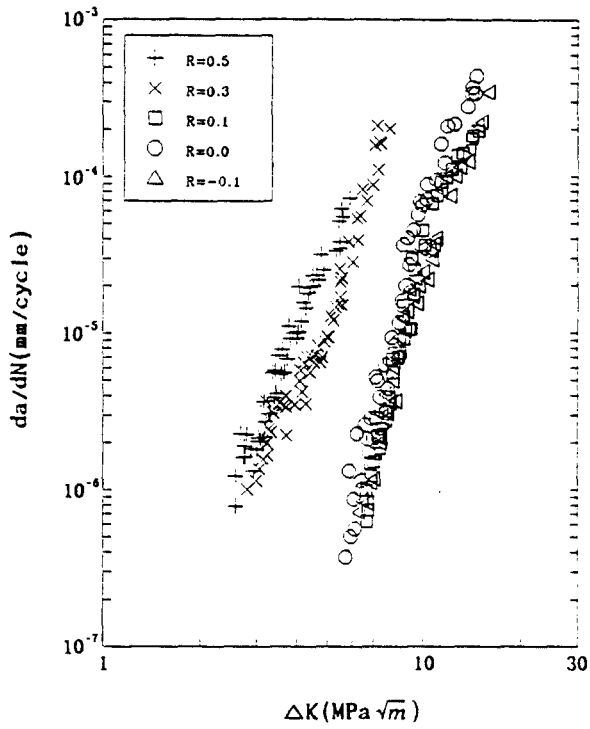


Fig. 3 The fatigue crack growth rate(da/dN) vs. the stress intensity factor range(ΔK) of 7075-T651

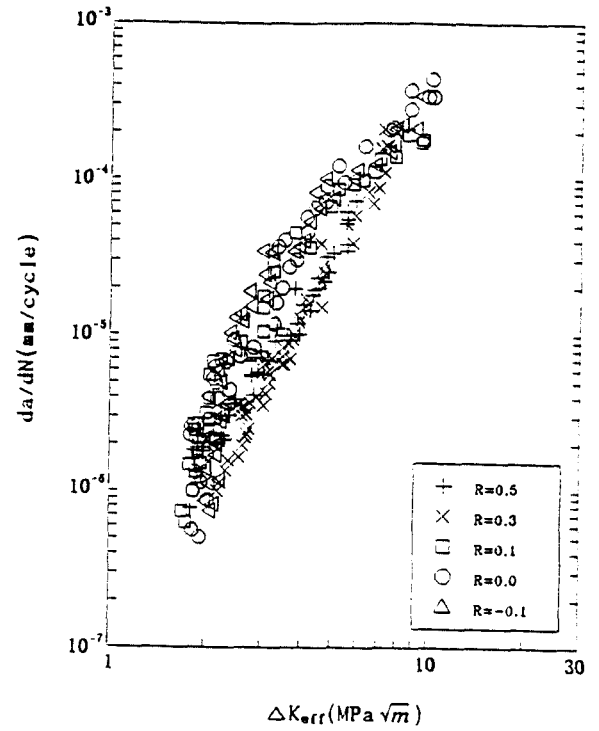


Fig. 4 The fatigue crack growth rate(da/dN) vs. the effective stress intensity factor range(ΔK_{eff}) of 7075-T651

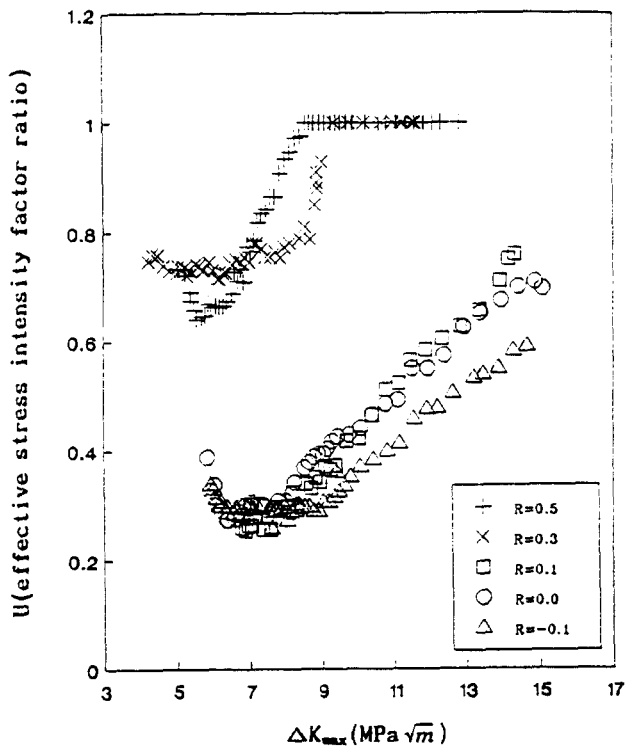


Fig. 5 Relation between effective stress intensity factor range ratio(U) and maximum stress intensity factor(K_{max})

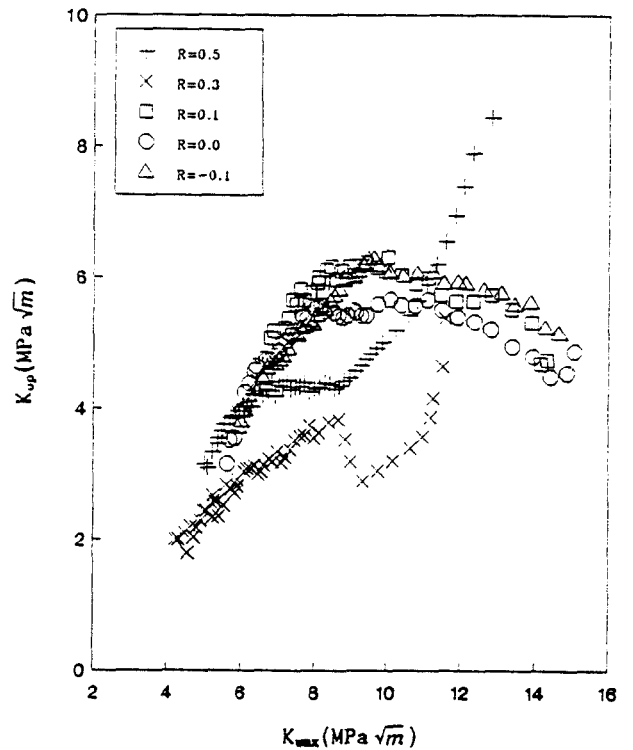


Fig. 6 Relation between stress intensity factor at crack opening point(K_{op}) and maximum stress intensity factor(K_{max})

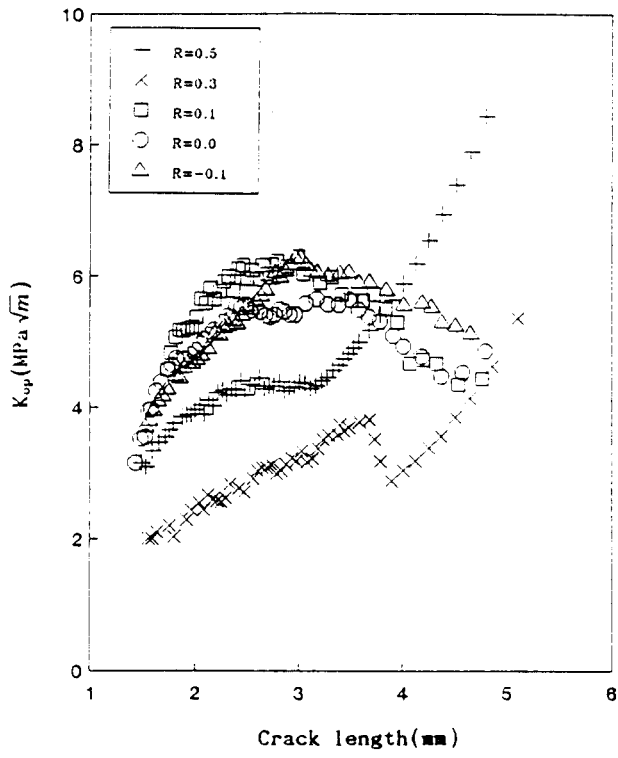


Fig. 7 Relation between stress intensity factor at crack opening point(K_{op}) and crack length (a)