大韓機械學會論文集 第14卷 第1號, pp. 103~111, 1990.

〈論 文〉

연성 균열성장의 해석

구 인 회*

(1989년 8월 1일 접수)

An Analysis for the Ductile Crack Growth

Inhoy Gu

Key Words: Crack Growth(균열성장), Crack Growth Resistance(균열성장저항), Failure Load(파단하중), Fracture Initiation Toughness(파괴개시인성)

Abstract

This paper presents a methodology for predicting stable crack growth and instability of a cracked body under monotonically increasing load. It is based on a model that incremental crack extensions and load increments after fracture initiation occur by turns in sequence and the criterion that the crack grows by an incremebt δa when the opening displacement at the current crack tip increases by a critical value V_c. It is shown that the value $I_c = V_c/\delta a$ is a material constant characterizing ductile crack growth resistance. Along with the fracture initiation toughness value, the constant is used for the calculation of the loads against crack extensions by adding up each increment. The specimen failure is defined to occur when the necessary load increment for crack extension is zero or when the limit load in the current ligament is reached. The predicted failure loads are in good agreement with the available experimental failure loads for the compact and center-cracked tension specimens of 7075-T651, 2024-T351 aluminum alloys and 304 stainless steel.

1. 서 론

금속재료의 연성파괴에 대한 저항값을 결정하기 위해 안정된 균열성장의 연구가 진행되어 왔다. 특히 균열성장개시와 불안정파괴 사이에 큰 균열성장을 갖는 재료에 대해 균열성장 연구는 중요한 의미를 지닌다. Hutchinson과 Paris[1]가 제안한 J적분값으로 제어되는 균열성장 해석에서는, 성장하는 균열선단에서의 스트레인 증분이 균열진행에서보다 부하하중의 증가로 인해 발생한다고 가정하여 J적분값을 균열성장을 특징지울 수 있는 변수로 간주하였다. Kumar 등[2]이 작성하여 미국 전력연구소에 제출한 보고서는 J적분값으로 표시되는 균열구동력이 선형탄성해와 지수법칙의 가공경화 재료에 대한 완전 소성해의 결합으로 얻어졌고 이들은 균열의 길이와 부하하중의 함수형태로 여러 시편형상에 대해 수표로 주어졌다. 이러한 균열구동력을 재료의 J적분 저항곡선(J_R-curve)과 비교하여 균열이 안정성장할지 혹은 불안정할지를 결정하였으며, 이 방법을 압력용기강 A533B재료에 성공적으로 적용하였다. 균열성장해석에 관한 다른 방법의 시도는 Rice[3]에 의해 이루어져 비경화성 재료에 대하여 성장하는 균열선단의 열림변위가 하중증가와 균열진행의 양쪽에 기인하는 균열선단 열림변위의 증가율에 관한 수식이 유도되었다. 여기서 균열

*정회원, 중앙대학교 공과대학 기계공학과

선단 변형장이 균열의 열림변위에 관하여 크기와 분포가 일정하다고 하는 연성 균열성장 조건이 제안되었다. 그래서 이 연속체 해석적 접근에서는 균열선단이 정상적 모양(steady state shape)을 유지한다고 가정하였다.

Newman[4]은 탄소성 유한요소해석을 이용한 균열성장의 모사를 시도하여 균열선단으로부터 일정거리에서 열림변위가 임계값에 도달하면 그 일정거리 만큼 균열이 진행한다는 균열성장조건을 사용하였다. 이는 임계 열림변위 조건이라 불리고 여기서 일정거리는 한 유한요소의 절점간격으로 선택하였다. 이 경우 하중의 증가없이 균열이 진행할 때의 하중을 파괴하중으로 하여 실험과 비교하였는데 성공적인 결과가 얻어졌다. 그러나 탄소성 유한요소 해석은 실용상 많은 시간과 기술이 요구될 뿐만 아니라 임계 열림변위가 유한요소 메쉬의 크기에 따라 변하므로 재료상수가 될 수 없다. 또한 한개의 파괴조건으로 파괴개시와 균열성장을 해석하였으나 미시역학적 관점에서 이들 두개의 현상은 같지 않다. 즉 파괴개시는 초기균열의 선단이 둔화되는 과정과 관련되어 있고 균열성장은 기공의 성장과 결합으로 설명되는 기구를 갖는다.

미국 재료시험학회(ASTM)는 현재 사용되는 13개의 파괴해석 방법을 평가하기 위한 위원회를 구성하여 각각의 방법으로 여러시편의 파단하중을예측하고 실험하중과 비교하였다. 이의 결과가 종합적으로 Newman[5]에 의해 보고되었으며 각 파괴해석 방법의 파단하중 예측능력은 사용된 재료(7075-T651, 2024-T351 알루미늄 합금, 304 스테인리스강)와 시편형태(compact시편, 중앙균열시편, 특수설계시편)에 따라 다르다. 예측된 파단하중과 실험하중의 비교에서 평균오차가 10%이하인 방법은 위에서 언급된 유한요소법과 파단하중으로 평가한 유효균열길이 기준의 K-저항곡선(K_R-curve)방법이다. 본 연구는 성장하는 균열선단에서 열림변위의 임계증분에 대한 균열성장조건에 기본을 두고 계산된 파단하중을 실험결과와 비교하여 균열성장저항을 특성 지을수 있는 새로운 재료상수를 제안한 것이다.

2. 균열성장이론

Fig. 1은 증가하는 하중 P를 받는 초기 균열길이 a_0인 금속물체를 나타낸다. 평면변형 혹은 평면응력 조건에 있는 물체는 파괴개시, 안정된 균열성장, 불안정 파괴의 단계를 따라 균열이 진전한다. 파괴개시까지 균열선단은 Gu[6]에 의해 해석된 바와 같이 미소의 균열진행과 함께 둔화된다. 이때의 균열진행은 아주 작아서 균열성장 개시에서의 균열길이는 원래의 균열길이로 한다. 파괴개시하중은 P_i로 표기하고 소규모 항복범위 내에서 파괴개시 인성값 K_c로 부터 계산된다. 파괴개시 이후 균열성장에 대한 재료의 저항은 균열선단 열림 변위(CTOD, V_t)의 항으로 서술하고 여기서 균열선단은 시편의 초기균열이 아닌 균열이 진행된 지점의 선단을 의미한다. 균열선단이 성장중에 정상적인 상태를 유지하는 연속체해석과는 달리 본 연구에서의 모델은 두 개의 구별되는 과정으로 구성된 단계적 균열성장을 가정한다. 즉 미소균열진행과 하중증분의 두 과정이 교대로 연이어 발생한다. 미소균열성장 이후 또다른 미소균열성장을 위한 조건을 만족시키기 위해 하중증가가 뒤따른다. 이러한 단계적 과정은 최대 하중점까지 계속된다. 시편의 균열이 증분 δa만큼 성장하기 위한 조건은 성장된 균열선단에서 균열선단 열림변위증분 δV_t가 임계값 V_c와 같게 되는 상태라고 가정하면

$$\delta V_t = V_c \tag{1}$$

여기서 임계값은 안정 균열성장에 대한 값이므로 초기균열의 둔화된 선단에서 파괴개시를 위한 열림변위가 아니다. 균열선단 열림변위 V_t는 하중 P와 균열 길이 a의 변수항으로 $V_t = V_t(P, a)$로 표시된다. 그래서 열림변위 증분에 기여하는 두 변수의 증분을 각각 δP와 δa로 나타내면

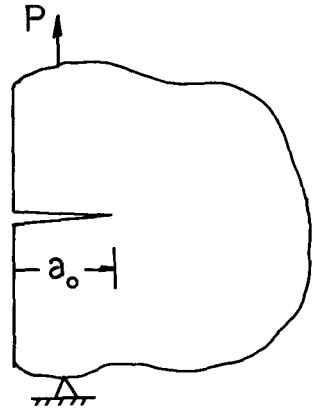

Fig. 1 A schematic diagram of a cracked body under load

$$\delta V_t=\frac{\partial V_t}{\partial P}\delta P+\frac{\partial V_t}{\partial a}\delta a \tag{2}$$

여기서 각각의 편미분은 모든 변수를 초기값이 아닌 당시의 값에 고정하여 얻어진다. 위의 두 식에서 균열성장 δa에 필요한 하중증분을 계산할 수 있다.

$$\delta P=\frac{V_c-(\partial V_t/\partial a)\delta a}{\partial V_t/\partial P} \tag{3}$$

하중과 균열길이 증분은 각각 당시의 전체값에 더하여 전체값을 수정하다.

$$\begin{aligned} P &\rightarrow P+\delta P \\ a &\rightarrow a+\delta a \end{aligned} \tag{4}$$

하중과 균열길이 혹은 균열성장값은 균열성장 개시에서의 하중 P_i와 원래의 균열길이 a_0에서 시작하여 식(3), (4)의 반복적 계산에서 얻어진다. 이와같은 균열성장의 단계적 과정은 식 (3)에서 $\delta P=0$가 되어 최대하중이 될때까지 계속된다. 이 경우 하중증가 없이 균열이 진전하므로 하중제어방식 실험에서는 파괴불안정에 도달하고 변위제어방식 실험에서는 균열성장은 최대하중 이후에도 계속될 수 있다. 또다른 경우의 최대하중은 식 (3)에서 $\delta P=0$가 되기전에 성장된 균열길이에 대한 시편의 한계하중 $P_L(a)$에 도달할때 얻어진다.

탄성계수 E, 항복강도 σ_0의 재료에 관하여 평면응력 상태의 선단열림 변위는 열림형태의 응력확대계수 K_I의 항으로 표현된다.

$$V_t=K_I^2/\sigma_0 E \tag{5}$$

평면변형조건의 열림변위는 윗식과 같은 형태로 표시되나 E를 프와송비 υ항의 $E/(1-\upsilon^2)$으로 대치하고 작은 계수를 고려하여 얻어진다. 가공경화재료에 대해 항복강도는 일반적인 방식대로 인장강도 σ_u와 0.2% 스트레인의 항복응력 σ_y의 평균인 $\sigma_0=(\sigma_u+\sigma_y)/2$으로 한다. 식 (5)는 소규모 항복 범위에서만은 정당하다고 알려져 있다. 그러나 응력확대계수를 실제의 균열길이가 아닌 유효균열길이에 대해 표시하면 본 연구에 관련된 식 (5)의 정당한 범위는 광범위하다는 것이 다음 절의 응용예에서 발견되었다. 유효균열길이는 실제의 균열길이에 소성영역의 크기를 더한 길이가 되고 이는 균열이 있는 물체에서 부분적 하중제거와 변형의 탄성관계에서 측정된다. 식 (5)가 광범위한 범위에서 정당한 이유는 식 (3)에서 균열선상의 고정된 점의 전체열림변위가 아닌 성장된 균열선단에서 열림변위의 변화율이 관련되어있기 때문이다. 즉 하중증가없는 균열성장에 의한 열림변위율$(\partial V_t/\partial a)$과 이때의 균열선단 응력의 부분적 감소는 탄성관계식으로 나타낼 수 있고, 또한 이 지점에서 균열성장없는 하중증가에 의해 균열선단응력의 증가는 재부하 응력으로 추정되어 열림변위율$(\partial V_t/\partial P)$는 탄성관계식에서 계산될 수 있다. 응력확대계수는 다음 함수형태로 쓸 수 있다.

$$K_I=Pf(a) \tag{6}$$

식 (5), (6)을 식 (3)에 대입하여 미소균열성장 δa에 필요한 하중증분을 얻는다.

$$\delta P=\frac{V_c\sigma_0 E-2P^2 f(a)\dfrac{df}{da}\delta a}{2Pf(a)^2} \tag{7}$$

임의의 고정된 미소 균열진행 δa를 취하여 윗식에서 계산된 하중증분을 전체하중 P에 더하는 과정을 반복하며 이는 컴퓨터로 쉽게 수행된다. 식 (5)에서 평면변형의 경우에 일정계수가 고려된다 하여도 식 (7)에 관련된 영향은 단지 재료의 임계 열림변위 증분값 V_c에만 나타난다. 윗식에서 특이한 사항은 재료의 성질과 관련된 상수들이 모여있는 것이다. 임계 열림변위 증분값 V_c의 결정은 이미 설명된 방법으로 균열진행에 대한 하중의 계산된 곡선이 실험곡선과 일치하도록하여 얻어진다. 이때 V_c값은 미소균열진행값 δa에 따라 변한다. 그러나 계산 결과는 일정한 비값 $V_c/\delta a$에 대한 어떤 V_c와 δa의 선택으로도 변하지 않으며 이것이 큰 의미를 가진다. 다시말해 하중과 균열진행의 관계는 비값 $V_c/\delta a$에 따라 변하여 개별적인 양 V_c와 δa에 무관하다. 그래서 재료의 균열성장 거동을 특징지울 수 있는 상수는 임계 열림변위 V_c가 아닌 비값 $V_c/\delta a$이다. 이것은 안정된 균열성장 중 균열의 미소진행이 변할 수 있는 크기를 가질 수 있으므로 물리적 타당성이 있다할 수 있다. 결국 균열성장의 조건은 성장하는 균열선단에서 미소 균열진행에 대한 열림변위의 증분이 $I_c=V_c/\delta a$로 정의되는 재료상수 I_c에 도달하는데 있다.

$$\frac{\delta V_t}{\delta a}=I_c \tag{8}$$

여기서 δV_t는 균열선단에서 뒤로 δa의 거리에 있는 전체열림변위가 아니므로 윗식은 임계열림각(CTOA) 조건이 될 수 없다. 식 (8)에서 상수 I_c는 일반적으로 직접 측정할 수 있는 양이 아니고 본 논문의 제안된 이론에서 유도된 양으로서 재료의 연성균열성장저항을 특징적으로 나타낼 수 있는

재료상수임을 밝히고자 한다.

3. 응용 및 토의

어떤 상수가 재료상수가 되기 위해서는 시편의 형상이나 종류에 관계없이 재료거동을 예측하는데 이용될 수 있어야 한다. 이 절에서 값 I_c가 앞에서 설명된 이론의 광범위한 응용에서 그러한 요구사항을 만족시킴을 보이고자 한다. 서론에서 언급한 대로 Newman[5]은 18명의 참가자가 여러 파괴해석 방법으로 3종류의 시편과 재료에 대해 파단하중을 예측하고 실험하중과 비교한 내용을 종합적으로 보고하였다. 시편의 종류는 콤팩트 인장시편, 중앙균열 인장시편, 3개의 원형구멍이 있는 특수시편이고 재료는 7075-T651, 2024-T351 알루미늄 합금, 304 스테인리스강이다. 이들 재료의 주어진 기계적 성질과 본 연구에서 얻은 재료상수가 종합적으로 Table 1에 있다. 파괴해석방법의 평가에 참가자는 3개의 콤팩트 시편에 대해 하중과 유효균열길이의 기초실험결과에서 재료성질을 결정하고 이로부터 여러다른 크기와 종류의 시편의 파단하중을 예측하였다. 이들 시편의 파단실험은 미항공우주국의 Langley 연구소와 웨스팅하우스 연구개발 실험실에서 수행되었다. 본 연구에 사용된 시편은 응력확대계수 함수와 한계하중(limit load) 식이 존재하는 콤팩트 시편과 중앙균일시편이다.

Fig. 2는 폭 W, 두께 B, 균열길이 a의 콤팩트 시편을 나타내고 응력확대 계수는 길이 비 $\lambda=a/W$의 항으로 다음 식에서 계산된다.

$$K_I=\frac{P}{B\sqrt{W}}\frac{(2+\lambda)}{(1-\lambda)^{3/2}}(0.866+4.64\lambda -13.32\lambda^2+14.72\lambda^3-5.6\lambda^4) \quad (9)$$

이 시편의 한계하중에 관한 정확해는 없으므로 참고문헌 (5)에서와 같이 상계해와 하계해의 평균을 취한다.

$$P_L(a)=0.6\sigma_0 B\frac{(W-a)^2}{(W+a)} \quad (10)$$

재료성질을 평가하기 위해 주어진 기초시험결과는 3개의 시편에 대한 하중, 유효균열진행, 시각적 관찰의 균열진행이다. 유효균열진행은 균열의 입구와 하중선지점에서 부분적 하중제거 방법으로 측정된 탄성기울기의 평균값에서 얻어졌다. 본 연구에서는 계산된 하중-균열진행의 관계가 기초실험결과에 근접하도록 하는 시행착오법으로 파과개시 인성값 K_c와 균열저항상수 I_c를 결정하였다. 이들 두 상수가 결정된 후 각 재료에 대해 약 30개의 콤팩트 시편과 중앙균열시편의 파단하중을 예측하였다. Fig. 2의 중앙균열 인장시편의 응력확대계수는 다음 식에서 계산된다.

$$K_I=\frac{P}{BW}\sqrt{\pi a}\ \sec(\pi a/W) \quad (11)$$

이 시편의 한계하중은 다음과 같다.

$$P_L(a)=\sigma_0 B(W-2a) \quad (12)$$

3.1 알루미늄 합금 7075-T651

Fig. 3에서 $a_o/W=0.5$의 콤팩트 시편에 대해 하중과 균열진행의 기초 실험자료를 최대하중을 약간

Table 1 Mechanical properties of materials

Material	7075-T651	2024-T351	304 Stainless steel
Young's modulus E, MN/m²	71700	71400	203000
Yield stress σ_y, MN/m²	530	315	265
Ultimate stress σ_u, MN/m²	585	460	630
Fracture toughness K_c, MN/m$^{3/2}$	27.8	37.9	75.9
Crack growth resistance I_c	0.004	0.028	0.031

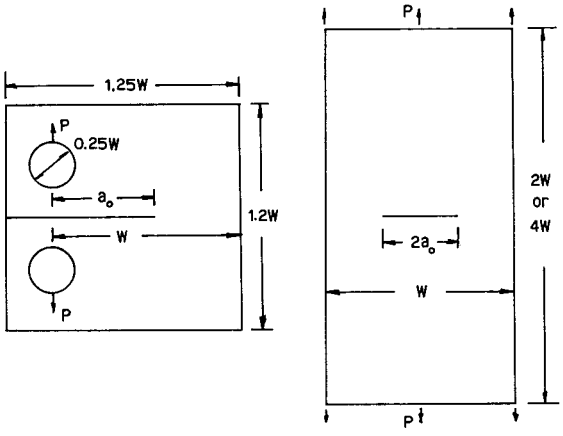

Fig. 2 Compact tension specimen and center-cracked tension specimen

Table 2 Aluminum alloy 7075-T651

B, mm	W, mm	a_0, mm	Experimental P_f, kN	Predicted P_c, kN
		Compact specimen		
12.4	51	16.1	16.1	14.72
12.5	51	15.4	16.0	15.39
12.7	51	25.6	8.73	8.621
12.8	51	25.6	8.85	8.689
12.6	51	25.4	8.54	8.669
12.6	51	25.9	8.85	8.380
12.6	51	35.4	3.75	3.790
12.5	51	36.3	3.34	3.419
12.7	102	31.8	27.4	26.79
12.7	102	30.6	27.2	27.68
12.8	102	50.8	15.5	14.86
12.7	102	50.7	15.5	14.80
12.8	102	51.4	14.5	14.53
12.7	102	50.9	15.1	14.69
12.8	102	51.4	15.1	14.53
12.6	102	71.2	5.78	5.683
12.7	102	71.0	5.65	5.796
12.7	203	60.6	47.4	51.79
12.8	203	60.4	46.3	52.34
12.8	203	102.0	24.1	26.54
12.7	203	102.2	24.1	26.23
12.8	203	100.8	25.4	27.16
12.8	203	101.2	25.7	26.95
12.8	203	101.2	26.2	26.95
12.8	203	142.0	10.2	9.827
12.7	203	142.2	10.5	9.688
		Center-cracked specimen		
12.8	127	26.4	209	185.3
12.8	127	24.9	200	193.8
12.8	254	49.8	365	360.5
12.7	254	49.1	356	361.5

지난 범위까지만 보여준다. 여기서 $W=51$mm와 $W=203$mm에 대한 파괴개시 하중을 이용하여 파괴개시시인성값 $K_c=27.8$MN/m$^{3/2}$가 결정되었다. 그런데 Fig. 3에서 폭 $W=102$mm에서 폭 $W=102$ mm의 첫번째 데이터 $P=8.38$kN은 파괴개시 이전에 해당되는 것으로 사료된다. 균열길이에 대한 계산된 하중곡선이 기초실험자료에 가장 근접하도록 상수 $I_c=0.004$가 얻어졌고 Fig. 3에서 실선은 이들 두 상수로 계산된 결과를 최대하중까지 나타낸 것이다. 이들은 (V_c, δa) 값을 각각 (0.0004, 0.1)mm, (0.0008, 0.2)mm 혹은 같은 비의 다른 값을 이용해도 변하지 않는다. 다만 미소 균열증분 δa가 파단시 균열의 전체길이에 비해 아주 작아야 한다. 결과적으로 고정된 비값 $I_c=V_c/\delta a$는 물리적 의미가 분명한 재료상수가 될 수 있다. 이 상수와 파괴인성값을 이용하여 Table 2에 있는 여러시편의 파단하중을 예측하고 실험파단하중과 비교하였다. 모든 시편이 최대하중점에 이르기까지 식

Table 3 Aluminum alloy 2024-T351

B, mm	W, mm	a_0, mm	Experimental P_f, kN	Predicted P_c, kN
		Compact specimen		
12.4	51	16.1	29.8	27.61
12.3	51	16.0	29.5	27.54
12.6	51	26.5	14.2	14.19
12.5	51	26.3	14.7	14.30
12.5	51	26.1	14.8	14.52
12.3	51	26.1	14.5	14.29
12.4	51	26.4	14.7	14.07
12.3	51	36.2	5.22	5.298
12.3	51	36.3	5.29	5.232
12.5	102	31.4	54.7	54.04
12.5	102	31.2	54.7	54.34
12.5	102	51.9	28.8	27.32
12.6	102	51.6	28.9	27.87
12.6	102	51.4	29.8	28.09
12.5	102	51.6	28.2	27.65
12.5	102	51.9	28.7	27.32
12.6	102	71.2	10.1	10.41
12.5	102	71.4	10.1	10.19
12.5	203	61.8	98.5	105.8
12.6	203	61.7	100.3	106.8
12.6	203	102.4	52.1	53.77
12.6	203	102.5	51.9	53.66
12.5	203	102.2	52.3	53.56
12.6	203	102.2	52.0	53.98
12.5	203	142.9	18.6	18.59
12.5	203	143.0	18.9	18.52
		Center-cracked specimen		
12.6	127	26.2	302	315.7
12.6	127	25.2	311	325.2
12.6	254	51.2	581	625.3
12.6	254	52.1	574	616.9

(10, 12)의 한계하중에 도달하지 않았으므로 안정 균열성장이 최대하중이후까지 계속되는 것으로 판단된다. 예측파단하중과 실험파단하중의 비(P_c/P_f)로 n개의 실험데이터에 의한 표준오차를 다음과 같이 정의하면

$$SE=\sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}(1-P_c/P_f)_i^2} \tag{13}$$

Table 2의 30개 시편에 대한 최대오차는 13%이고 표준오차는 0.056(5.6%)이고 이는 참고문헌 (5)의 어떤 다른 방법에 의한 예측의 오차보다 낮다.

3.2 알루미늄 합금 2024-T351

Fig. 4의 3개 시편의 기초실험 데이터에서 첫번째 점들은 무시할 만한 균열진행을 보여주고 있어 이들이 균열선단의 둔화과정에 속하는지 혹은 균열성장과정에 속하는지가 명확하지 않아서 파괴개시하중을 결정하기가 아렵다. 그래서 두번째 점들보다 약간 낮은 하중을 선택하여 파괴개시 인성값을

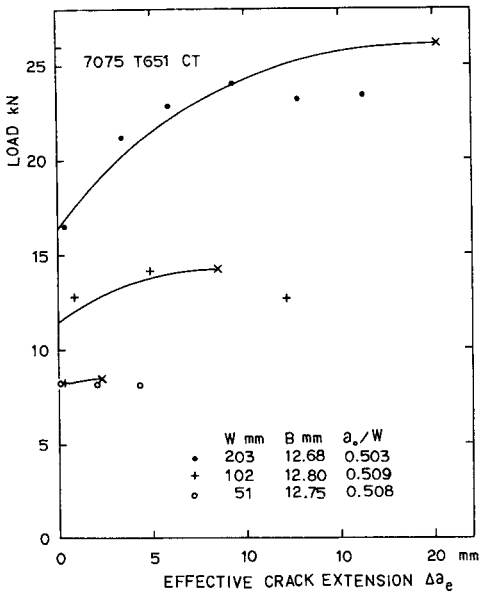

Fig. 3 Comparison of calculated (solid curves) and experimental crack-growth behavior for three 7075-T651 aluminum alloy compact specimens

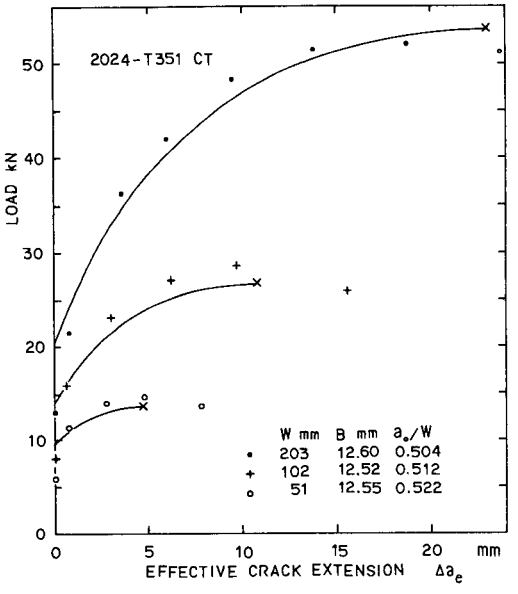

Fig. 4 Comparison of calculated (solid curves) and experimental crack-growth behavior for three 2024-T351 aluminum alloy compact specimens

$K_c=37.9\text{MN/m}^{3/2}$로 결정하였다. 계산된 하중곡선이 실험데이터에 근접 하도록하는 방법으로 균열성장저항상수 $I_c=0.028$가 얻어졌다. Fig. 4에서

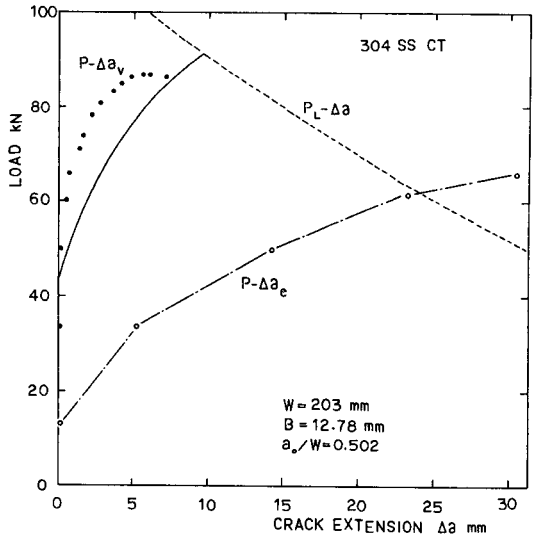

Fig. 5 Experimental loads against effectvie (a_e) and visual (a_v) crack extension for a 304 stainless steel compact specimen. The calculated load curve (solid line) ends upon the limit load curve (P_L)

실선이 최대하중까지의 계산 결과를 나타내는데 I_c 값을 변화시키지 않는한 어떤 V_c와 δa값에도 계산곡선은 변하지 않으며 계산된 하중과 균열진행의 길이가 실험과 좋은 일치를 보여준다. 두 재료상수 K_c와 I_c를 이용하여 Table 3의 30개 시편의 파괴하중을 예측하고 실험하중과 비교하였다. 여기서 최대오차는 7.6%이었고 식 (13)에 정의된 표준오차는 0.043(4.3%)으로 참고문헌 (5)에서의 여러방법 중 가장 낮은 오차와 같다. Table 3에서 특이한 것은 파단형태로서 $a_0/W=0.3$과 $a_0/W=0.5$의 모든 콤팩트 시편은 최대하중이 이때의 균열길이에 대한 한계하중보다 낮았으므로 균열성장이 최대하중 이후까지 계속되는 것으로 사료된다. 그러나 $a_0/W=0.7$의 콤팩트 시편과 모든 중앙균열 시편은 식 (7)에서 $\delta P=0$가 되기전에 한계하중 P_L에 도달하였으므로 최대하중에서 소성불안정 상태가 된 것으로 판단된다.

3.3 304 스테인리스강

Fig. 5에 폭 $W=203$mm의 한개의 콤팩트 시편에 대한 실험하중이 유효 균열길이와 시각적 방법으로 측정된 균열길이 양쪽에 대해 나타나있다. 균열길이 측정에 대한 이들 두 결과가 큰 차이를 보

이므로 시편의 항복변형 정도가 광범위하여 결국 소성불안정에 도달하여 파단되었다고 생각된다. 유효균열길이에 관하여 실험하중점의 연결선은 $P=63$kN에서 한계하중곡선과 만난다. 그러나 이 하중은 실험파단하중 $P=87$kN보다 상당히 낮다. 그래서 이 재료에 대해 측정된 유효균열길이는 본 해석에 정당하지 않으므로 이전의 두 재료에 대해 사용된 재료상수 결정방법은 적용될 수 없다. Fig. 5에서 파괴개시하중은 시각적 측정의 균열진행 시작점으로서 $P_i=45$kN을 선택하여 파괴개시인성값 $K_c=75.9\text{MN/m}^{3/2}$을 결정하였으며 균열성장 저항값 I_c는 균열길이에 대한 하중곡선이 실험파단하중에서 한계하중곡선과 만나도록하여 결정되었다. 이 재료에 대한 3개의 콤팩트 시편($W=51$, 102, 203)mm의 기초데이터를 고려하여 $I_c=0.031$을 얻고 이로써 계산된 한 예가 Fig. 5에서 실선으로 표

Table 4 Stainless steel 304

B, mm	W, mm	a_0, mm	Experimental P_f, kN	Predicted P_c, kN
		Compact specimen		
13.1	51	16.5	52.7	50.30
13.3	51	16.3	53.6	51.70
12.8	51	25.6	27.3	26.16
12.8	51	26.1	25.9	25.14
12.8	51	25.8	26.8	25.74
13.1	51	25.8	27.5	26.34
13.1	51	26.2	26.9	25.51
13.2	51	36.2	9.56	9.961
13.1	51	36.2	9.61	9.885
13.4	102	34.1	93.4	93.25
13.3	102	31.1	104.	101.7
13.0	102	49.4	55.1	52.62
13.0	102	50.7	50.8	49.94
13.0	102	51.4	47.8	48.52
13.0	102	50.5	51.8	50.34
13.3	102	51.8	50.6	48.82
13.4	102	72.1	17.7	17.02
13.3	102	72.3	17.3	16.67
13.5	203	62.0	195.	198.7
13.5	203	62.0	192.	198.7
12.8	203	102.0	86.8	91.69
12.8	203	102.3	85.4	91.12
12.8	203	102.0	85.3	91.69
13.4	203	101.4	96.3	97.21
13.4	203	102.2	96.1	95.59
13.3	203	142.6	34.1	32.35
13.4	203	142.8	32.9	32.38
		Center-cracked specimen		
13.6	127	26.1	458.	450.0
13.6	127	26.2	469.	448.8
13.5	254	50.1	882.	893.6
13.6	254	50.8	878.	891.7

시되어 있다. 두 재료상수는 Table 4의 31개의 콤팩트 시편과 중앙균열시편의 파단하중을 예측하는데 이용되었고 이들 시편 모두 한계하중으로 최대하중에 도달하였다. Table 4에서 예측된 파단하중은 실험하중과 좋은 일치를 보였는데 가장 큰 오차는 7.5%이었고 표준오차는 0.037(3.7%)로서 참고문헌 (5)의 어떤 다른 방법에 의한 예측의 오차보다 낮았다.

4. 결 론

탄소성 재료의 미소균열성장과 하중증분이 교대로 연이어 발생하는 계단식 거동에 기초한 균열성장 모델을 제안하였다. 균열이 미소길이 δa만큼 성장하기 위한 조건은 성장된 균열선단에서 열림변위의 증분이 임계값 V_c에 도달하는 것이다. 즉 균열성장 δa에 수반된 열림변위 증분과 그 이후 하중증분 δP에 의한 열림변위 증분의 합이 임계값 V에 도달하여 균열성장 δa가 이루어지는 과정을 되풀이하고, 이는 필요한 하중증분이 영이거나 성장된 균열길이에 해당되는 한계하중에 도달할 때까지 계속된다. 응력확대계수의 항으로 표현되는 균열선단의 열림변위 수식을 이용하여 위의 균열성장 모델에서 균열길이에 대한 부하하중의 관계가 얻어진다. 그리고 이 관계는 고정된 비 $I_c = V_c/\delta a$에서 δa와 V_c에 무관하다. 시편이 최대하중에서 한계하중에 도달하지 않는 경우 파괴인성값 K_c와 균열성장 저항값 I_c는 계산된 하중-균열진행의 관계가 시편의 부분적 하중제거시 탄성관계에서 얻은 유효균열길이와 하중의 실험 데이터에 근접하도록 하여 결정된다. 한계하중으로 최대하중에 도달하는 경우 K_c는 시각적 균열진행개시에서 결정하고 I_c는 한계하중으로써 결정하였다. 참고문헌 (5)의 3종류 재질(알루미늄 합금 7075-T651과 2024-T351, 304 스테인레스강)의 콤팩트 시편의 기초실험 데이터로부터 재료상수를 결정한 후 이들을 다양한 크기와 균열길이의 콤팩트 시편과 중앙균열 시편에 적용하여 각 재료 30개 시편의 파단하중을 예측하고 기존의 실험결과와 비교하여 좋은 일치를 가져왔다. 이들 시편의 항복규모 범위가 넓은데 비추어 제안된 균열성장 모델과 균열저항상수 I_c는 항복규모에 관계없이 재료의 균열성장을 특징지울 수 있다.

후 기

본 연구는 한국학술진흥재단의 1988년도 자유공모 학술연구조성비의 지원으로 수행되었으며 동 재단에 사의를 표하는 바이다.

참 고 문 헌

(1) Hutchinson, J.W. and Paris, P.C., 1979, "Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth", ASTM Special Technical Publication 668, pp. 37~64.

(2) Kumar, V., German, M.D. and Shih, C.F., 1981 "An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis", EPRI NP-1931, prepared by General Electric Company for Electric Power Research Institute.

(3) Rice, J.R., 1982, "Elastic-Plastic Crack Growth", in Mechanics of Solids(The Rodney Hill 60th Anniversary Volume), H.G. Hopkins and M.J. Sewell, Eds., Pergamon Press, Oxford, pp. 539~562.

(4) Newman, Jr., J.C., 1984, "An Elastic-Plastic Finite Element Analysis of Crack Initiation, Stable Crack Growth, and Instability", ASTM Special Technical Publication 833, pp. 93~117.

(5) Newman, Jr., J.C., 1985, "An Evaluation of Fracture Analysis Methods", ASTM Special Technical Publication 986, pp. 5~96.

(6) Gu, I., 1987, "Crack-Tip-Acuity Effect on Crack Growth Initiation", ASME Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 109, pp. 216~220.