

유효 K_{1d} 산정을 위한 샤피 충격시험편의 노치형상에 관한 연구

An Evaluation of Notch Shape for Estimation of Available K_{1d} by Instrumented Charpy Impact Test

우창기*, 강동명**, 이하성***
Chang-Ki Woo, Dong-Myeong Kang, Ha-Sung Lee

ABSTRACT

This investigation evaluates effects of notch depth, fatigue precrack length and side groove in impact specimen for estimation of a valid K_{1d} by instrumented Charpy impact test. Specimen material is 6005-T6. For notch depth 2.0mm and 2.5mm specimens or within about 2 mm fatigue precrack length with notch depth 2.0mm specimens, dynamic fracture toughness [$K_{1d(1)}$] obtained by crack initiation load(P_m) should be used. Dynamic fracture toughness of side grooved specimens are overestimated to that of standard impact specimen about 15%~20%. It is confirmed that the formula of dynamic fracture toughness obtained by impact absorbed energy is inappropriate for ductile materials.

주요기술용어: Dynamic Fracture Toughness(동적파괴인성치), Instrumented Impact Test(계장화 충격시험), Crack Initiation Load(균열개시하중), Impact Energy(충격에너지)

1. 서론

자동차, 항공기, 선박 및 압력용기 등과 같은 사용환경에서는 열하중이나 동적하중에 항상 노출되어 있어서 갑작스런 파괴가 일어나기 쉽다. 따라서 이런 기계나 구조물을 설계·제작할 때에는 그 재료들의 동적파괴실험을 필수적으로 실시

하여 동적 파괴인성치, 동적 균열 전파속도 등의 실험결과를 이용하여 더욱 안정성을 제고시키고, 점검·관리할 필요가 있다.^[1,2] 그러나 동적파괴 역학 문제는 이론이 복잡하고, 실험방법이 까다로와 아직 완전하게 이론적으로나 실험적으로 정립되어 있지 못하다.

동적파괴특성을 규명하는 한 방법으로써 계장화한 충격시험방법^[3~5]이 많이 이용되고 있다. 이 방법은 노치형상, 노치 깊이, 충격속도, 및 스트레인증폭기 응답특성 등의 조건에 따라 다르게 나타나므로 신뢰성 있는 동적설계를 위해서는 동적파괴인성치 실험방법의 평가 기준 확립이 시급

* 정회원, 인천대학교 기계공학과

** 정회원, 유한대학 금형설계과

*** 정회원, 유한대학 금형설계과

히 요구된다.^[6,7]

본 연구에서는 구조물 재료로서 압출성형성과 프레스퀀칭성 및 내식성이 우수한 Al-Mg-Si계의 6005-T6 재료에 대해 계장화된 샐피 충격시험기를 이용하여 노치깊이, 사이드그루브 및 예비균열이 충격특성에 미치는 효과를 고찰하여 동적파괴인성치 실험방법의 평가기준 확립에 도움을 줄 수 있는 기초자료를 제공하고자 한다.

2. 실험

2.1 실험재료 및 가공

본 연구에 사용한 6005-T6 재의 화학적조성은 Table 1과 같고 인장시험하여 구한 기계적성질은 Table 2와 같다.

Table 1 Chemical composition (wt.-%)

Si	Fe	Cu	Mg	Cr	Zn	Ti	Mn	Al
0.9	0.18	0.005	0.6	0.009	0.01	0.01	0.11	bal.

Table 2 Mechanical properties of 6005-T6

Tensile Strength (MPa)	Yield Strength (MPa)	Young Modulus (MPa)	Poisson's ratio	Elongation (%)
302	256	8012	0.30	12

충격시험편은 와이어 컷 방전가공기 (wire cut E. D. M)로 Fig. 1과 같이 노치깊이를 2.0mm, 2.5mm, 3.0mm, 3.5mm, 4mm 및 4.5mm로 가공하였다. 그리고, 연성을 갖는 재료에 선형파괴 역학의 이론을 적용시키기 위해 일반적으로 시험편에 가하는 사이드그루브(side groove)는 각도 30°, 깊이 1.5mm(편측깊이 0.75mm)로 가공하였다.^[8]

2.2 실험방법

2.2.1 계장화 샐피충격시험기



V-notch (N=2.0, 2.5, 3.0, 3.5, 4.0, 4.5)

Fig. 1 Configuration of impact test specimen (unit : mm)

계장화 샐피충격시험기는 텀(tup)에 스트레인게이지를 이용하여 휘스톤브리지회로를 풀브릿지(full bridge)로 구성하고, 충격텀의 양면에 액티브게이지와 더미게이지를 Fig. 2와 같이 부착하였다. 충격시험시 충격텀으로부터 나오는 스트레인게이지 신호는 스트레인증폭기로 증폭 후 디지털 메모리 오실로스코프(Nicolet, Pro 90)에 저장하였다. 스트레인증폭기(Measurement Group, 2311)는 출력신호 대역폭(output bandwidth)이 125kHz의 출력특성을 갖고 있는 증폭기를 사용하였고, 충격속도는 충격시험기의 펜들럼각도가 135°인 경우의 자유낙하속도인 5.16m/s로 실험을 행하였다.

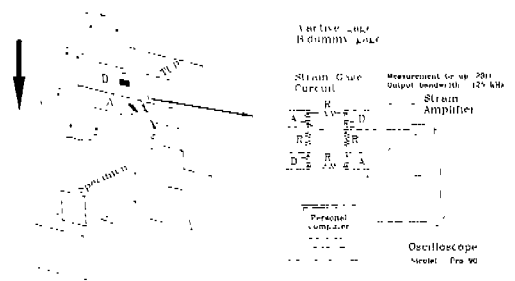


Fig. 2 Layout of instrumented Charpy impact test system

충격땀의 변형률과 하중과의 관계의 보정치는 충격하중센서(Impact Force Sensor, 5,000lb, 1mv/lb)를 충격시험편 뒷편에 부착하고, 샅피충격시험기의 땀을 15° 각도에서 자유낙하시켜 이때 얻은 충격하중과 충격땀의 변형률의 관계에서 구하였으며 이것을 Fig. 3에 나타내었다.

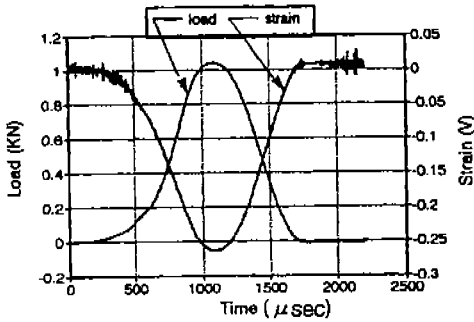


Fig. 3 Relation between impact load cell and tup traces for dynamic calibration

2.2.2 동적파괴인성치(K_{1d})

동적균열파괴인성치^[9]는 동적하중에 의해 균열 전파가 개시될 때의 동적응력확대계수이며, 선형 파괴역학으로부터 산정할 식 (1)과 같다.

$$K_{1d(1)} = f\left(\frac{a}{w}\right) \frac{6M\sqrt{a}}{Bw^2}$$

$$f\left(\frac{a}{w}\right) = 1.93 - 3.07\left(\frac{a}{w}\right) + 14.53\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 25.11\left(\frac{a}{w}\right)^3 + 25.8\left(\frac{a}{w}\right)^4 \quad (1)$$

여기서, w 는 시험편 폭, B 는 시험편 두께, a 는 균열길이 이고, M 은 작용한 굽힘 모멘트로 $M = P_m L / 4$ 이며 P_m 은 최대하중으로 균열 개시하중이다. 이 식은 하중이 최대하중(P_m)에 도달할 때까지 재료에 소성이 일어나지 않을 때 적용되는 식이다.

Fig. 4는 계장화 충격시험으로 얻을 수 있는 두 가지의 전형적인 동적하중-시간 곡선을 나타낸다. Fig. 4(a)는 하중이 파괴가 개시되는 최대하중에 도달할 때까지 선형적

으로 증가하는 경우로 P_m 값을 (1)식에 대입하여 동적균열파괴인성치를 구할 수 있다. 그러나, Fig. 4(b)와 같이 하중이 파괴가 개시되는 최대하중에 도달하기 전에 소성변형이 발생하는 경우는 Witt에 의해 개발된 등가에너지 방법인 동적하중-시간 곡선의 직선부분의 접선과 P_m 까지의 에너지와 일치하는 직선부분 연장과의 교점이 갖는 하중 P^* 를 결정하여 (1)식의 P_m 에 대입하여 동적균열파괴인성치를 구한다.^[9]

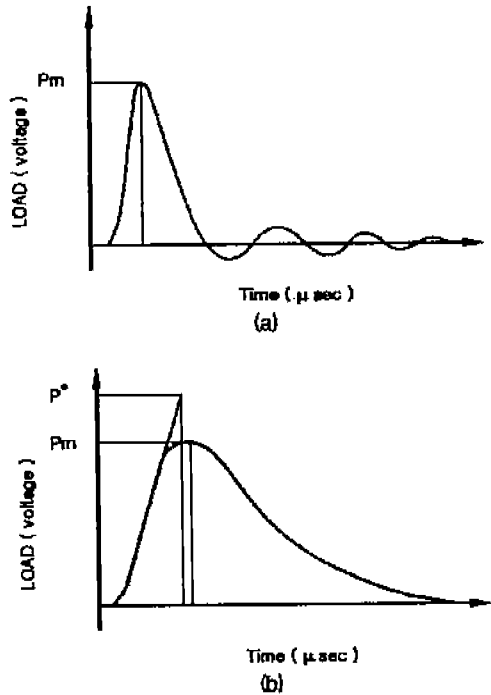


Fig. 4 Typical dynamic load-time curves for instrumented charpy impact test

또한, 충격 흡수에너지를 이용한 동적균열파괴인성치^[10] 식은 다음과 같다.

$$K_{1d(2)} = \sqrt{\frac{E}{2(1-\nu^2)}} \left(\frac{W}{A}\right) \quad (2)$$

여기서, E 는 탄성계수, ν 는 포아송비이며, W 는 충격흡수에너지이고, A 는 파단면적이다.

(W/A)는 시험편 흡수에너지(total energy per unit area for fracture)로 이 값은 충격시험기의 계기로부터 직접 구할 수도 있으나 시험편의 파단면에 과도한 전단립(shear lip)이 발생하면 계장화한 충격시험기의 하중과 시간 기록을 이용하여 동적 파괴인성치를 구하는 것이 일반적이다.

2.2.3 충격시험편의 예비균열

충격시험편은 노치깊이를 2.0mm, 2.5mm, 3.0mm, 3.5mm, 4mm, 4.5mm 로 가공하고, 충격시험시 사이드그루브의 영향을 조사하기 위하여 노치깊이가 다른 각 시험편에 대하여 사이드그루브를 가공한 시험편(이하 S.G. = 1.5mm)과 가공하지 않은 시험편(이하 S.G. = 0mm)으로 분류하였다.

또한, 피로 예비균열(fatigue precrack)의 효과를 조사하기 위하여 피로 예비균열을 낸 시험편은 노치깊이가 2.0mm 인 표준 충격시험편이며, 피로 예비균열진전은 피로시험기에 3점 굽힘시험장치를 이용하여 피로균열길이를 약 0.5mm에서 3mm 사이에서 서로 다르게 내었다.

3. 실험결과 및 고찰

계장화 살피충격시험은 서로 다른 노치 깊이(2.0mm, 2.5mm, 3.0mm, 3.5mm, 4mm, 4.5mm)를 갖는 시험편에 사이드그루브를 가공하지 않은 시험편(type A)과 가공한 시험편(type C)들로 나누어 실험을 하였다.

또한, 노치깊이가 2mm 인 표준시험편에 대하여 피로균열길이를 서로 다르게 내어 실험을 하였는데 이 경우에도 각 시험편에 대하여 사이드그루브를 가공하지 않은 시험편(type B)과 가공한 시험편(type D)으로 나누어 실험을 하였다. 이상의 시험편 들에 대한 실험결과를 하중과 시간의 곡선으로 Fig. 5 ~ Fig. 8에 대표적으로 나타내었는데, 이들 그림에는 하중과 시간의 곡선을 이용하여 계산된 충격 흡수에너지를 함께

나타내었다.

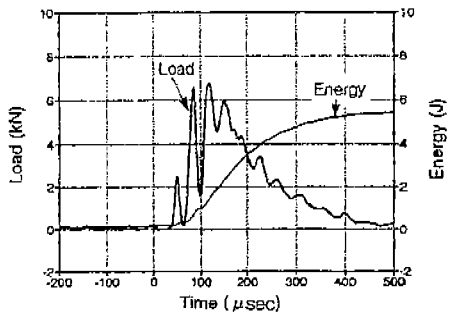


Fig. 5 Load and energy vs. time traces in type A, depth of notch 3.0mm and length of precrack 0mm

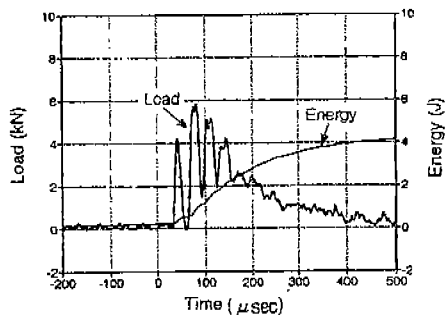


Fig. 6 Load and energy vs. time traces in type B, depth of notch 2.0mm and length of precrack 1.1mm

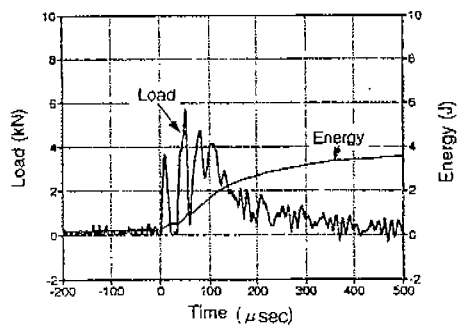


Fig. 7 Load and energy vs. time traces in type C, depth of notch 3.0mm and length of precrack 0mm

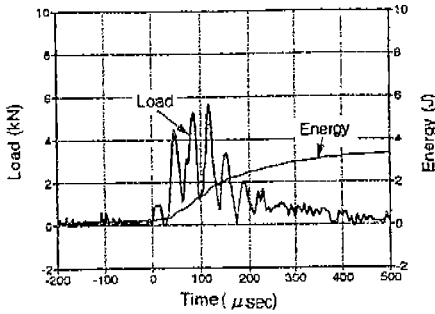


Fig. 8 Load and energy vs. time traces in type D, depth of notch 2.0mm and length of precrack 1.2mm

계장화 살피충격시험 결과는 각각의 조건에서 5회 측정하여 얻은 평균값이며 Table 3에 나타내었다.

Table 3 Crack initiation load & impact absorbed energy by instrumented Charpy impact test

type	side groove (mm)	depth of notch (mm)	length of precrack (mm)	crack init. load, P_m (kN)	impact abs. enrg., W (J)
A	0	2.0	0	7.5	6.3
		2.5	0	6.9	5.6
		3.0	0	6.8	5.5
		3.5	0	6.3	4.4
		4.0	0	5.9	2.9
B	0	2.0	0.6	6.5	5.5
		2.0	1.0	5.8	4.6
		2.0	1.1	5.9	4.2
		2.0	1.3	5.4	3.8
		2.0	1.9	4.7	3.0
C	1.5	2.0	0	7.3	4.7
		2.5	0	5.8	4.2
		3.0	0	5.7	3.7
		3.5	0	5.0	2.9
		4.0	0	4.8	2.3
D	1.5	2.0	0.6	6.8	4.3
		2.0	1.2	5.7	3.3
		2.0	1.7	4.9	3.2
		2.0	1.8	4.9	2.6
		2.0	2.4	4.3	2.1
		2.0	2.6	4.4	1.4

Table 3의 충격시험결과를 보면 노치깊이와 사이드그루브의 유무 및 피로 예비균열의 크기에 따라 충격양상이 서로 다르게 나타남을 알 수 있다. 대체로 시험편의 노치깊이가 깊을수록 동적균열개시하중(P_m)과 충격흡수에너지(W)가 저하함을 알 수 있으나, 피로예비균열 또는 사이드그루브의 유무에 따라 그 값들(P_m 및 W)이 서로 다르게 나타남을 알 수 있다.

예비균열 및 사이드그루브의 효과를 조사하기 위하여 Fig. 9와 Fig. 10에 사이드그루브를 내지 않은 경우(type A, B)와 낸 경우(type C, D)로 나누어 나타내었다. 여기서, 타입 B와 D의 노치깊이는 예비균열의 길이를 포함한 값이다. Fig. 9에서 보면 예비균열을 낸 시험편(type B)의 동적균열개시하중이 가공노치를 낸 시험편(type A)의 동적균열개시하중 보다 적게 나타난다. 이는 가공노치 선단부가 예비균열 선단부 보다 경화가 큼을 나타낸다. 사이드그루브를 낸 시험편의 경우를 Fig. 10에서 보면 예비균열을 낸 시험편(type D)의 동적균열개시하중과 가공노치를 낸 시험편(type C)의 동적균열개시하중이 차이가 나타나지 않는다. 이는 사이드그루브가 충격시험에서 영향을 끼침을 알 수가 있다.

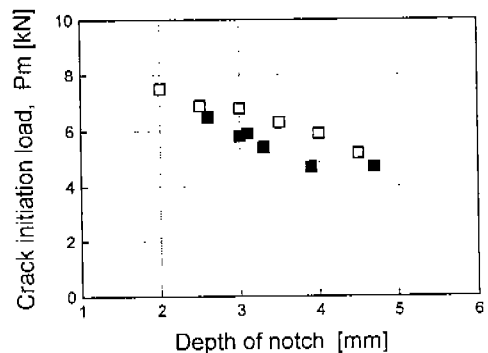


Fig. 9 Crack initiation load vs. notch depth (S.G. = 0mm, □:type A, ■:type B)

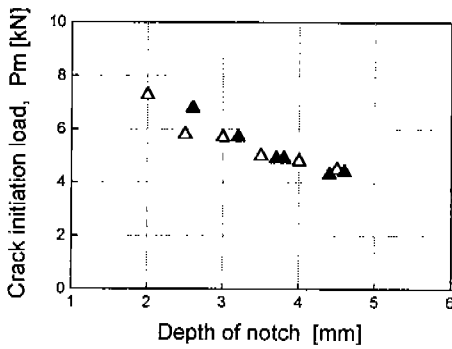


Fig. 10 Crack initiation load vs. notch depth (S.G. = 1.5mm, \triangle :type C, \blacktriangle :type D)

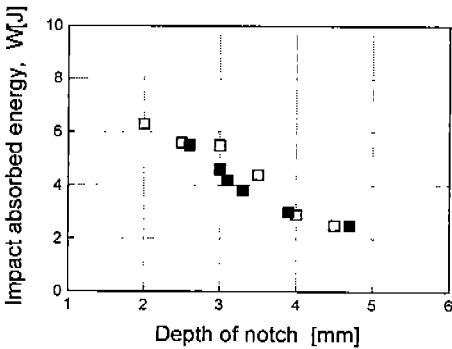


Fig. 11 Impact absorbed energy vs. notch depth (S.G. = 0mm, \square :type A, \blacksquare :type B)

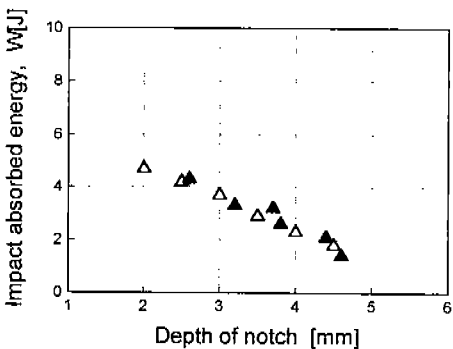


Fig. 12 Impact absorbed energy vs. notch depth (S.G. = 1.5mm, \triangle :type C, \blacktriangle :type D)

Fig. 11과 Fig. 12에는 충격흡수에너지를 노치 깊이에 대하여 나타내었다. 사이드그루브를 내지 않은 시험편을 Fig. 11에서 보면 예비균열을 낸 시험편(type B)의 충격흡수에너지(W)가 가공노치를 낸 시험편(type A)의 충격흡수에너지보다 약간 적게 나타난다. 이는 피로균열선단의 예리함이 재료의 취성화를 촉진하여 충격흡수에너지가 적게 평가되는 것으로 사료된다. 사이드그루브를 낸 시험편의 경우를 Fig. 12에서 보면 예비균열을 낸 시험편(type D)의 충격흡수에너지가 가공노치를 낸 시험편 (type C)의 충격흡수에너지보다 약간 낮게 나타나며, 사이드그루브로 인한 잔단면의 감소로 사이드그루브가 없는 시험편(type A, B)보다 충격흡수에너지가 낮게 나타남을 알 수 있다.

동적파괴인성치는 균열개시하중을 식 (1)에 대입하여 구한 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)와 시험편의 충격흡수에너지를 식 (2)에 대입하여 구한 동적파괴인성치($K_{Id(2)}$)를 시험 결과에 적용하여 서로 비교 검토하였는데 그 값은 Table 4에 나타내었다.

Fig. 13과 Fig. 14에는 균열 개시하중을 이용한 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)를 사이드그루브를 내지 않은 시험편과 낸 시험편에 대하여 나타내었다. Fig. 13에 보면 예비균열을 낸 시험편(type B)의 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)는 가공노치를 낸 시험편(type A)의 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)보다 작게 나타나며, 예비균열을 포함한 노치의 길이가 약 4mm까지는 변화가 없으며 그 평균값은 약 $36 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 이다. 이 값은 노치 2mm의 표준 충격시험편과 노치 2.5mm의 시험편의 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)와 거의 같은 값을 보인다.

사이드그루브를 낸 시험편의 경우를 Fig. 14에서 보면 예비균열을 낸 시험편(type D)의 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)와 가공노치를 낸 시험편(type C)의 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)가 거의 같은 경향을 보인다. 이 경우 역시 노치깊이 4mm까지는 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)가 안정된 값을 보이는데 그 평균값은 약 $41 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (type C)과

43 MPa · m^{1/2}(type D)로 표준시험편의 동적 파괴인성치(K_{Id,(1)})와 비교하여 15% 에서 20%의 증가치를 보인다. 이는 충격시험편에 있어서 사이드그루브로 인한 시험편의 잔단면의 경화가 주된 요인으로 사료된다.

Table 4 Dynamic fracture toughness by instrumented Charpy impact test.

type	side groove (mm)	depth of notch (mm)	length of precrack (mm)	K _{Id,(1)} (MPa · m ^{1/2})	K _{Id,(2)} (MPa · m ^{1/2})
A	0	2.0	0	35.1	59.2
		2.5	0	36.9	57.6
		3.0	0	41.7	59.1
		3.5	0	43.5	54.8
		4.0	0	46.3	46.3
		4.5	0	47.0	44.9
B	0	2.0	0.6	35.7	57.5
		2.0	1.0	34.9	53.7
		2.0	1.1	36.4	52.0
		2.0	1.3	35.2	49.8
		2.0	1.9	36.1	46.7
		2.0	2.7	44.9	45.3
C	1.5	2.0	0	40.2	55.5
		2.5	0	36.5	53.8
		3.0	0	41.0	52.4
		3.5	0	40.4	48.3
		4.0	0	44.4	44.8
		4.5	0	47.6	41.4
D	1.5	2.0	0.6	43.5	54.8
		2.0	1.2	42.5	50.5
		2.0	1.7	41.9	51.3
		2.0	1.8	42.7	46.7
		2.0	2.4	44.5	44.3
		2.0	2.6	48.4	37.1

또한, 노치깊이가 4mm 이상인 경우에 충격시험편 공히 동적파괴인성치(K_{Id,(1)})가 증가함을 보이는데, 이는 사이즈효과(size effect)에 주원인이 있는 것으로 사료된다.^[11,12]

시험편의 충격흡수에너지에 의한 동적파괴인성치(K_{Id,(2)})는 사이드그루브를 내지않은 시험편

(type A, B) 과 낸 시험편 (type C, D)에 대하여 Fig. 15와 Fig. 16에 나타내었다. 이들 그림에서 동적파괴인성치(K_{Id,(2)})는 노치깊이의 증가에 따라 감소함을 보이며, 이 값을 노치 깊이 2mm에서 균열개시하중을 적용한 동적파괴인성치(K_{Id,(1)})과 비교하면 약 70% 증가치를 보인다. 본 연구에 사용한 재료와 같이 연성파괴의 양상을 나타내는 시험편에 대한 충격시험에서는 식 (2)에 의한 동적파괴인성치(K_{Id,(2)}) 평가는 적절치 못함을 확인 할 수 있다.^[13] 그러나, 노치깊이를 4mm 이상으로 가공 또는 예비균열을 준 시험편의 동적파괴인성치(K_{Id,(2)})를 표준시험편의 동적파괴인성치(K_{Id,(1)})와 비교하였을 때 약 10%에서 25%까지 높게 평가되었다.

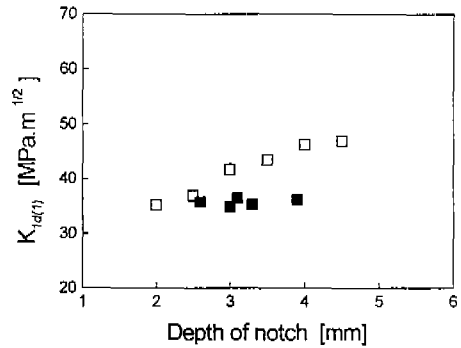


Fig. 13 Dynamic fracture toughness (K_{Id(1)}) vs. notch depth (S.G. = 0mm, □:type A, ■:type B)

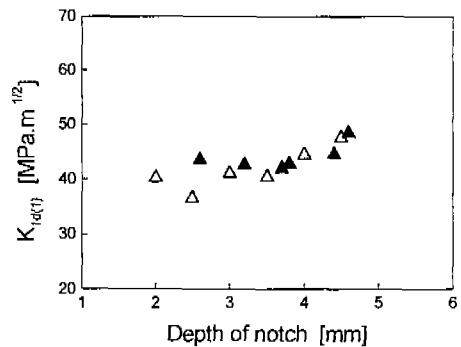


Fig. 14 Dynamic fracture toughness (K_{Id(1)}) vs. notch depth (S.G. = 1.5mm, △:type C, ▲:type D)

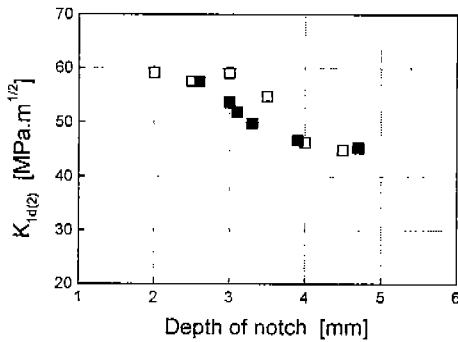


Fig. 15 Dynamic fracture toughness ($K_{Id(2)}$) vs. notch depth (S.G. = 0mm, □:type A, ■:type B)

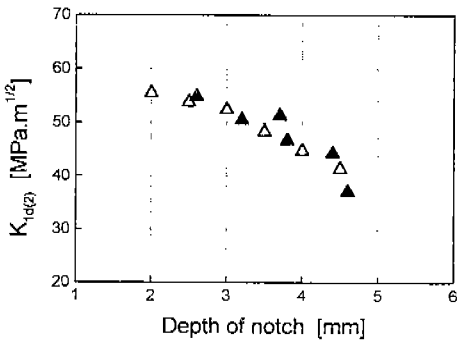


Fig. 16 Dynamic fracture toughness ($K_{Id(2)}$) vs. notch depth (S.G. = 1.5mm, △:type C, ▲:type D)

이상의 동적파괴인성치에 관한 사항들을 종합 고찰하면 6005-T6의 동적파괴인성치의 산정은 사이드그루브를 내지않은 시험편에서 notch 깊이가 2.0mm 및 2.5mm의 시험편과 notch 깊이가 2.0mm에 피로예비균열을 2.0mm까지 가한 시험편들에 대하여 균열개시하중(P_m)에 의한 동적파괴인성($K_{Id(1)}$) 식을 사용할 수 있다. 그러나 사이드그루브를 낸 시험편의 경우 notch 깊이가 4mm까지 동적파괴인성치($K_{Id(1)}$)가 약 15%에서 20% 높게 평가되었다. 충격흡수에너지에 의한 동적파괴인성치($K_{Id(2)}$)는 본 연구에서와 같이 연성파괴의 양상을 띠는 재료에 대하여 원칙적으로 적용할 수 없으나 본 연구의 범위 내에서 보면 노

치깊이를 4mm 이상으로 가공 또는 예비균열을 준 시험편에 대해서는 균열개시 동적파괴인성치($K_{Id(1)} = 36 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)과 비교하였을 때 약 10%에서 25%까지 오차를 보였다.

4. 결 론

차량, 육상구조물 및 선박 등의 구조물 재료로서 압출성형성과 프레스퀀칭성 및 내식성이 우수한 Al-Mg-Si계의 6005-T6 재료에 계장화된 알루미늄 충격시험기를 이용하여 notch 깊이, 사이드그루브 및 예비균열이 충격특성에 미치는 효과를 고찰하였는데 그 결론을 요약하면 다음과 같다.

1. 동적균열파괴인성치의 산정은 사이드그루브를 내지않은 시험편에서 notch 깊이가 2.0mm 및 2.5mm의 시험편과 notch 깊이가 2.0mm에 피로예비균열을 2.0mm까지 가한 시험편들에 대하여 균열개시하중(P_m)에 의한 동적파괴인성($K_{Id(1)}$) 식을 사용할 수 있다.
2. 사이드그루브를 낸 시험편의 동적균열파괴인성치($K_{Id(1)}$)는 표준충격시험편의 동적파괴인성치보다 15%에서 20% 높게 평가되었다.
3. 충격흡수에너지에 의한 동적파괴인성치($K_{Id(2)}$)의 평가는 본 연구 소재와 같은 연성파괴의 양상을 띠는 재료에 대하여 적절치 못함을 확인하였다.

후 기

본 연구는 1998년도 인천대학교 연구비 지원에 의해 수행하였음.

참 고 문 헌

1. R. W. Hertzberg, "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials", John Wiley & Sons, pp.325-424, 1983.
2. M. F. Kanninen, C. H. Popelar, "Advanced Fracture Mechanics", Oxford University

- Press, pp.258-274, 1983.
3. ASTM, "Charpy Impact Test(Factors and Variables)", STP1072, 1990.
 4. S. Kida, M. Suzuki and K. Itoh, "Instrumented Charpy Impact Characteristics of Polycarbonate(Effects of Notch Length and Temperature)", JSME Journal, Vol.57, No.544, pp.3051-3056, 1991.
 5. S. Kida, M. Itoh and Y. Masaki, "Study on Instrumented Charpy Impact Characteristics of Polycarbonate(Effects of Impact Velocity and Temperature)", JSME Journal, Vol.59, No.559, pp.682-687, 1993.
 6. 이억섭, 김선용, 홍성경, "계장화 살피 충격시험에 의한 동적파괴거동 해석", 한국정밀공학회지, 제12권, 제12호, pp.64-71, 1995.
 7. H. Inoue, H. Isida, K. Kimito and T. Shibuya, "Measurement of Impact Load by Using an Inverse Analysis Technique (Comparison of Methods for Estimating the Transfer Function and its Application to the Instrumented Charpy Impact Test)", JSME Journal, Vol.57, No.534, pp.424-429, 1991.
 8. K. R. Iyer, R. B. Miclot, "Instrumented Charpy Testing for Determination of the J-Integral", ASTM STP 563, P.150, 1974.
 9. T. J. Koppenaal, "Dynamic Fracture Toughness Measurement of High Strength Steels Using Precracked Charpy Specimen", ASTM STP 563, pp.92-117, 1974.
 10. D. R. Ireand, "Procedures and Problems Associated with Reliable Control of the Instrumented Impact Test", ASTM STP 563, pp.3-29, 1974.
 11. D. J. Alexander, R. L. Klueh, "Specimen Size Effects in Charpy Impact Testing", ASTM STP 1072, pp.179-191, 1990.
 12. H. J. Saxton, A. T. Jones, A. J. West and T. C. Mamaros, "Load-Point Compliance of the Charpy Impact Specimen", ASTM STP 563, pp.30-49, 1974.
 13. A. Ewing, L. Raymond, "Instrumented Impact Testing of Titanium Alloys", ASTM STP 563, pp.180-202, 1974.