

# 황라왕재(*Shorea spp.*)의 모드 I, 모드 II 및 혼합모드 荷重時 破壞基準에 關한 研究\*1

沈國輔·李銓濟·鄭希錫\*2

## Studies on Fracture Criterion in Yellow Lauan (*Shorea spp.*) under Mode I, Mode II and Mixed Mode Loading.\*1

Kug-bo Shim · Jun-Jae Lee · Hee-Suk Jung\*2

### ABSTRACT

This study was carried out to investigate the fracture behavior and the fracture criterion of yellow lauan(*Shorea spp.*), when has used for furniture and wood structures, and to offer a reliability for wood structure and basic data for wood fracture criterion in experiments which are fracture tested under mode I, mode II and mixed mode loading condition.

The results were summarized as follows :

1. Fractures in specimens which have inclined grain in yellow lauan proceeded from crack tip in the radial direction along the grain.
2. In yellow lauan,  $K_{ICRL}$  was  $42.1\text{kg}/\text{cm}^{3/2}$  and  $K_{IIcRL}$  was  $15.8\text{kg}/\text{cm}^{3/2}$ .
3. The fracture criteria of lauan were ;  $(K_I/K_{IC})+(K_{II}/K_{IIc})=1$  in RL system with inclined grain at  $45^\circ$ ,  $(K_I/K_{IC})+(K_{II}/K_{IIc})^2=1$  with inclined grain at  $15^\circ$  and  $(K_I/K_{IC})^2+(K_{II}/K_{IIc})^2=1$  with inclined grain at  $30^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$  and  $90^\circ$ , respectively.
4. The fracture criterion of wood could vary with the species, and the load applying condition, In order to measure the fracture criterion strictly, along with standardization of specimen geometry a large amount of experimental data is needed.
5.  $K_{IC}$ (critical stress intensity factor) can be predicted by grain angle. As the grain inclined angle increased,  $K_{IC}$  and  $K_{IIc}$  are increased.

**Keywords** : fracture criterion, mode, loading condition, grain

### 1. 緒 論

목재는 建築材와 家具用材 등에 널리 사용되고 있는 재료이나 강도와 변형의 異方性を 지니

고 있고, 목구조물에 사용될때에 다양한 모드의 複合荷重을 받게된다. 재료의 破壞는 재료 내부에 존재하는 크랙과 荷重方向 그리고 파괴되는 形態에 따라 세가지 기본형태로 구분되고 있다.

\*1. 접수 1992年 5月 14日 Received May 14, 1992

\*2. 서울대학교 농업생명과학대학, College of Agriculture and Life Science, Seoul National University, Suwon 441-744, Korea

즉 모드 I(열림 변위 : opening mode), 모드 II(미끄러짐 변위 : sliding mode) 및 모드 III(찢어짐 변위 : tearing mode)로 구분된다. 그런데 모드 I의 파괴는 symmetric inplane loading에 의해 나타나고, 모드 II의 파괴는 skew-symmetric inplane loading에 의해 나타나며, 모드 III의 파괴는 out-of-plane loading에 의해서 나타나므로 목재의 파괴는 거의 모드 I과 모드 II에 의해 나타난다.

목구조물에서 各 構造部材가 실제의 하중을 받을 때 각 부재의 파괴는 부재내에 應力의 不均一한 集中에 기인하는데, 이러한 응력의 집중은 특히 목구조부재 내에서 각 부재의 連結部位, 옹이, 그리고 木理傾斜가 급한 부위에서 더 심하게 나타난다. 또한 목리에 평행한 크랙이 있을때의 파괴는 모드 I에 의한 파괴 뿐만 아니라, 모드 II에 의한 파괴도 포함되므로 구조부재로 사용되는 목재의 安定性을 평가하기 위해서는 모드 I, 모드 II 및 혼합모드(mixed mode) 하중에서 파괴조건을 명확히 하여야만 한다.

목재는 생장특성에 따라 異方性을 갖는 재료인바 시험편을 채취할때 髓로부터 충분한 거리에서 無缺點이고 통직한 목리의 목재를 채취한다면, 直交異方板으로 간주할 수 있으므로 크랙이 있는 면과 크랙이 진행되는 방향에 따라 6개의 主方向 -LT, LR, TL, TR, RT 및 RL-으로 나누어지며, 각 방향에 대하여 서로 다른 강도를 갖는다. 이방성에 따른 상이한 강도는 목재가 구조부재로 사용될 때 충분히 고려되어야만 할 성질이다.

또한 목재는 옹이구멍, 樹脂構 등 나무의 生長에 따른 자연적 결점, 파티클보드나 플레이크보드 등의 製造中에 생기는 공극, 合板이나 集成材 등의 제조시 單板의 Butt joint 등 接合部の 缺點, 그리고 乾燥시 발생하는 割裂, 비틀림 등 인위적 결점 등을 가질 수 있기 때문에 Irwin에 의해 제안된, 크랙을 지닌 部材나 構造物의 강도 또는 變形을 線形彈性論을 적용한 학문인 線形彈性破壞力學(LEFM : Linear Elastic Fracture Mechanics)에 기초를 둔 破壞舉動의 特性에 관한 연구가 많이 수행되고 있다. 비록 선형탄성파괴역학 이론을 목재에 적용한 기간은 짧지만, 이 이론은 여러 형태의 목재에서 파괴거동을 특성화하는데 적용되고 있다. 그리고 急速한 크랙의 진행에 따른 순간적인 파괴에 관한

연구 뿐만 아니라, 목구조물의 設計分析에도 유용한 수법으로 개발되고 있다. 모드 I의 파괴에 관한 연구는 상당히 수행되었고, 최근에는 각 부재내의 결점의 형태, 크기 또는 부재의 형상에 따른 最大荷重支持能力을 결정하는데 있어서 선형탄성파괴역학 이론을 적용하는 것이 타당하다고 인정되고 있다.

목구조물에서 각 부재는 引張荷重(모드 I, 또는  $K_I$ ), 剪斷荷重(모드 II, 또는  $K_{II}$ )등의 복합하중을 받지만, 지금까지 연구는 주로 모드 I 파괴인성( $G_{Ic}$ )과 임계응력확대계수( $K_{Ic}$ )의 계산에 대하여 이루어져 왔고, 모드 I과 모드 II 및 혼합모드하중 하에서의 파괴거동에 관한 연구는 극히 제한적이었다. 따라서 최근의 연구는 모드 I과 모드 II 및 혼합모드 하중하에서 재료의 파괴거동을 밝히기 위한 방향으로 수행되고 있다. 그런데 모드 I 응력확대계수( $K_I$ )와 모드 II 응력확대계수( $K_{II}$ )의 관계를 나타내는 파괴기준을 명확히 밝히는 것은 모드 I, 모드 II 및 혼합모드 하중을 받게 될 목구조물의 설계를 효과적이고, 信賴性 있게 하는데 필수적이라 할 수 있다. 그러나 목재의 경우 혼합모드 파괴시  $K_I$ 와  $K_{II}$ 에 의한 일반적인 파괴기준을 나타내는지 여부는 아직 정확히 밝혀지지 않았으므로 복합하중을 받는 목구조부재에서 목재 파괴에 근거한 정확한 破壞基準을 구명하여야 한다.

실제 사용되는 목재는 木理方向과 부재의 길이 방향이 일치하지 않는 경사 목리를 갖는 부재도 많이 있다. 또한 짧고 小經인 부재의 접합부에서 발생하는 결점의 방향이 부재의 길이방향과 일치하지 않고 경사를 이루는 경우도 많다. 그러므로 이방성 재료인 목재에서 목리와 결점의 방향이 일치하지 않는 경우와 일치하는 경우에서 결점부위의 파괴거동을 비교하여 보면 그 樣相은 서로 다르게 나타날 것이다. 그러나 지금까지 목리방향과 결점이 경사를 이루는 시험편에 대한 연구는 매우 적은 편이다.

목재에서 混合모드 荷重하의 파괴에 관한 이론을 최초로 연구한 사람은 Wu<sup>23)</sup> 로써 크랙이 목리방향으로 진행되는 발사(balsa)材와 fiberglass reinforced plastic plates의 center crack specimen(CCS)의 혼합모드 파괴시  $K_I$ 와  $K_{II}$ 와의 關係를 연구하여 실험적으로 얻어진 혼합모드하중시의 파괴기준을 식 (1)의 형태로 提案하였다. 그리고, 발사材와 fiberglass reinforced

plates에서 경험적으로  $u=1, v=2$ 이고 應力擴大係數(stress intensity factor)는 그 재료의 고유한 상수라고 하였고  $K_{IcTL}$ 이  $159 \text{ KNm}^{-3/2}$ 임을 보고하였다.

$$\left[ \frac{K_I}{K_{Ic}} \right] + \left[ \frac{K_{II}}{K_{IIc}} \right]^v = 1 \quad (1)$$

Leicester<sup>10)</sup>는 radiata pine의 butt joint 실험결과로부터 butt joint의 파괴도 선형탄성파괴역학에 따라 일어나고, notch root의 모양은 파괴강도에 거의 影響하지 않고 목리경사의 효과와 강도 변화의 효과는 크랙이 없는 목재보다 더욱 주의깊게 연구되어야 한다고 하였으며, 혼합모드하중에서  $K_I$ 와  $K_{II}$ 와의 관계는  $u=1, v=1$ 임을 보고하였다. Mall<sup>13)</sup>은 eastern red spruce에서  $K_{IcTL}$ 은  $420 \text{ KPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ,  $K_{IIcTL}$ 은  $2180 \text{ KPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ , 그리고 파괴기준은  $u=1, v=2$ 이고  $K_{Ic}$ 는 시험편형상에 獨立인 목재의 고유한 재료적 성질이라고 하였으며, 목재에서 혼합모드 하중시의 파괴에서는  $K_I$ 와  $K_{II}$  사이에 분명한 관련이 있다고 하고 목재에서의 혼합모드 하중시 파괴거동을 더욱 확실히 밝히기 위해서, 특히 信賴性 있는 破壞基準의 개발을 위해서는 보다 많은 실험결과가 필요하다고 하였고, 이러한 결과는 파괴에 기초한 목구조부재가 모드 I, 모드 II 및 혼합모드 하중하에 놓여있는 목구조부재의 설계를 결정하는데 가장 중요한 첫번째 단계가 된다고 보고하였다. Murphy<sup>15)</sup>는 Douglas-fir의 sawn crack tip에서의  $K_{IcRL}$ 은  $1562 \text{ KPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 이고, sharpened crack tip에서는  $1746 \text{ KPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 임을 보고하였다. Sato<sup>7)</sup>는 나왕과 침엽수로 만든 MDF에서  $u=1, v=2$ 임을 보고하였다. 또한 Sato<sup>6)</sup>는 Corian이  $u=1, v=1.7$ , 그리고 PMMA는  $u=0.7, v=1$ 임을 보고하였다. Williams와 Birch<sup>21)</sup>는 straight-edge crack과 angled-edge crack을 갖는 utile과 scots pine에서 혼합모드 시험시 미끄러짐에 의한 파괴를 유도하는 剪斷應力(모드 II)은 파괴에 거의 영향하지 않는다고 하였고, 그 파괴기준이  $K_I/K_{Ic}=1$  ( $K_{II} \geq 0$ )이라고 보고하였다. Chow와 Woo<sup>4)</sup>는 혼합모드파괴시  $K_I$ 와  $K_{II}$  사이에는 相互作用이 있음을 나타냈고, TL system에서 직교 이방체의 혼합모드 하중시 크랙 길이가 증가할수록  $K_I/K_{II}$ 의 비가 감소한다고 하였으며 또한

SEN(Single-Edge Notch) 시험편과 CCS 시험편을 이용한 kapur와 gagil 두 종류의 혼합모드 파괴시험에서 혼합모드의 파괴는 應力擴大계수  $K_I$ 과  $K_{II}$ 에 의존한다고 하였다. 그리고 CCS에서 crack의 각이 증가할수록  $K_I$ 의 값이 감소한다고 하였고 SEN에서 크랙의 각이 증가할수록 應力擴大계수의 비  $K_{II}/K_I$ 는 증가함을 보고하였다. 또한 Woo와 Chow<sup>22)</sup>는 kapur와 gagil의 SEN과 CCS의 시험에서 파괴는  $K_I$ 과  $K_{II}$ 에 의존함을 보고하였다. Lee<sup>9)</sup>는 라왕재에서 SEN 시험편을 이용하여 섬유방향에 경사진 크랙의 혼합모드파괴에 관한 연구에서  $u=1, v=1$ 임을 보고하였다.

Kumosa와 Hull<sup>8)</sup>은 fibrous composite materials에서, 시험편노치(notch)의 끝에서 剪斷應力의 集中은 직교율과 섬유의 배열에 의존한다고 하였고,  $K_I$ 과  $K_{II}$ 는 직교율이 증가함에 따라 증가한다고 보고하였다. Cramer와 Pugel<sup>5)</sup>은 혼합모드 하중시험시 시험편형상의 표준화를 위하여 보(beam), 판(plate)과 다른 여러 형태의 전단시험편 형상을 포함한 모드 II 시험을 수행하여 southern pine에서  $K_{IcTL}$ 은  $1930 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ , 미송(Douglas-fir)에서  $K_{IcTL}$ 은  $1370 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 임을 보고하였다. Barrett<sup>2)</sup>은 선형탄성파괴역학 이론을 적용하여 크랙이 존재하는 목재의 주요 6방향에 대한  $K_I, K_{II}$  값을 연구하였고,  $K_{IcTL}$ 의 값이 white spruce는  $1890 \text{ KNm}^{-3/2}$ , lodgepole pine은  $2187 \text{ KNm}^{-3/2}$ , amabilis fir는  $1626 \text{ KNm}^{-3/2}$ , Douglas-fir는  $2143 \text{ KNm}^{-3/2}$ 임을 보고하였다. Barrett와 Foschi<sup>3)</sup>는  $K_{Ic}$  또한 목재의 固有特性으로 인정된다고 보고하였다. Murphy<sup>16)</sup>는 넓은 크랙을 갖는 시험편보다 좁은 크랙을 갖는 시험편이 더 낮은 하중하에서 파괴된다고 보고하였고, 휨강도에서 노치(notch)의 깊이는 破壞力學을 적용시킴으로서 그 효과를 측정할 수 있다고 보고하였다. Nadeau<sup>17)</sup>는 모드 II에 의한 파괴가 목재에서 일반적으로 나타나는 파괴형태이고, 이 모드에서 천천히 진행되는 크랙에 관한 연구가 이루어져야 한다고 보고하였다.

따라서 본 연구는 현재 가구용재와 목구조부재로 많이 사용되고있는 황라왕재에서 모드 I 과 모드 II 및 혼합모드 하중에 의한 부재의 파괴가 목구조부재의 강도적 성질에 미치는 영향에 관하여 알고자 하였고, 또한 각부재의 결점을 크랙으로 형상화하여 목리에 평행한 크랙을

갖는 경우(RL system)와 목리에 경사진 크랙을 갖는 경우(목리 경사각  $15^\circ$   $30^\circ$   $45^\circ$   $60^\circ$   $75^\circ$  및  $90^\circ$ ), 크랙과 목리의 방향에 따른 재료의 파괴거동과 이에 미치는 영향을 Sato<sup>7)</sup>가 유한요소해석으로 얻은 식을 적용하여 究明하고, 또한 모드 I, 모드 II 및 혼합모드 하중하에서 크랙과 목리 경사에 따른 파괴 기준을 구명하고자 수행하였다.

## 2. 材料 및 方法

### 2.1 材 料

#### 2.1.1 供試樹種

本 研究의 공시수종은 가구용재와 건축용재로 많이 사용되는 비교적 통직하고 材質이 均一한 황라왕(yellow lauan(*Shorea spp.*)) 材를 利建産業(株)에서 분양받아 사용하였다.

#### 2.1.2 試驗片의 形狀과 크기

시험편은 두께 2cm, 길이 100~200cm, 폭 15cm인 황라왕재 정목판을 함수율 17%정도까지 天然乾燥한 후, 항온항습기(상대습도 65%, 20℃)에서 2주일간 조습처리하여 최종함수율을 12%로 조정한 후 제작하였다.

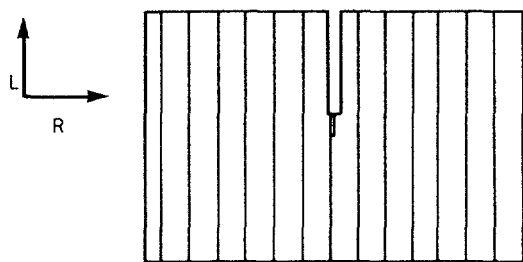


Fig. 1. Specimen configuration of RL system

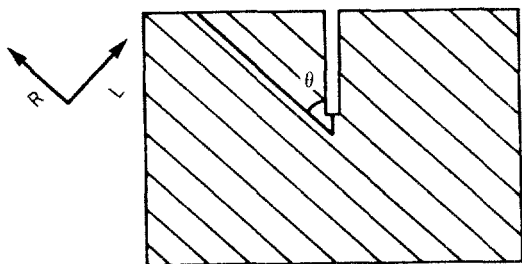


Fig. 2. Specimen configuration of inclined grain specimen.

시험편은 Fig.1과 같이 크랙의 진행이 목리에 평행한 RL system(크랙의 進行方向과 木理의 傾斜가  $0^\circ$ )을 제작하였다. 목리와 크랙의 진행 방향이 경사진 시험편은 Fig.2와 같이 크랙이 있는 면이 R방향, 크랙의 진행이 L방향에 경사진 시험편을 제작하였다. 크랙과 목리와 的 傾斜角度는  $15^\circ$   $30^\circ$   $45^\circ$   $60^\circ$   $75^\circ$  및  $90^\circ$ 로 구분하였고, 크랙길이(a) 對 시험편 幅(w)의 비(a/w)가 0.5인 SEN 시험편을 제작하였다. 목리와 크랙의 경사각은  $\theta$ 로, 크랙의 길이는 a로 나타내었다. 크랙은 Fig. 3과 같이 둥근톱으로 깊이 2.8cm, 두께 0.3cm로 만든 후 그 尖端部에 응력의 집중을 위하여 약 0.2cm정도의 칼집을 내었고 크랙의 전체 깊이는 3cm이다.

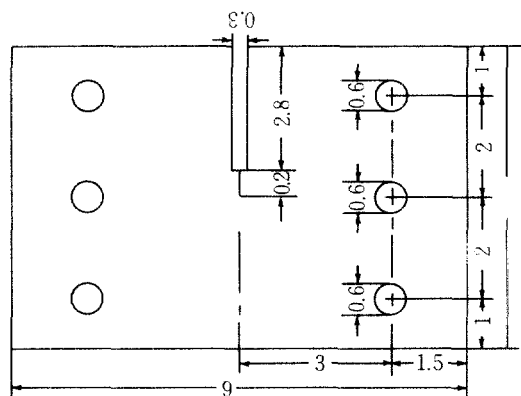


Fig. 3. Specimen configuration for mixed mode tests.(unit : cm)

#### 2.1.3 試驗片 수량

RL system의 시험편을 70개 제작하였다. 그리고 목리에 경사진 크랙을 갖는 시험편은 목리의 경사각도( $15^\circ$   $30^\circ$   $45^\circ$   $60^\circ$   $75^\circ$  및  $90^\circ$ ) 별로 각각 70개씩 제작하였다.

## 2.2 方 法

#### 2.2.1 基礎材質 調査

기초재질 조사를 위하여 橫引張強度試驗과 剪斷強度試驗을 수행하였는데 靑引張강도 시험편은 한국공업규격에 근거하여 제작하였으며, universal testing machine(Shimadzu 1000)을 사용하며 하중속도는 0.5mm/min.로 측정하였다.

전단강도 시험편은 전단면이 접선단면(LT면)인 것을 제작하였으며, universal testing

machine(Instron 10 ton)으로 block shear 시험을 수행하였고, 하중속도는 10mm/min.로 하였다. 공시재의 횡인장강도와 전단강도는 Table 1에 나타내었다.

Table 1. Tensile strength perpendicular to the grain and shear strength of yellow lauan.

Dry M.C. (%)	Tensile strength perpendicular to grain (Kg/cm <sup>2</sup> )	Shear strength (Kg/cm <sup>2</sup> )
12.8	24.4	94.2
0.49	(6.1)	(12.2)

( ) : Standard deviation

### 3.2.2 혼합모드 시험

혼합모드 시험은 universal testing machine (Shimadzu 1000)으로 시험하였으며, 혼합모드 하중부하방법은 모든 시험편에 대해 Fig.4와 같은 기구를 제작, 사용하였고, 이 기구에 의하여 하중방향이 0° (즉  $\alpha=0^\circ$ )일 때는 모드 I의 파괴를, 하중 방향이 90°( $\alpha=90^\circ$ )일 때는 mode II의 파괴를 나타내고, 하중방향이 15°~75°까지는 혼합모드의 파괴를 나타낸다. 그리고 각 하중방향마다 10회 반복하여 혼합모드 시험을 수행하였다.

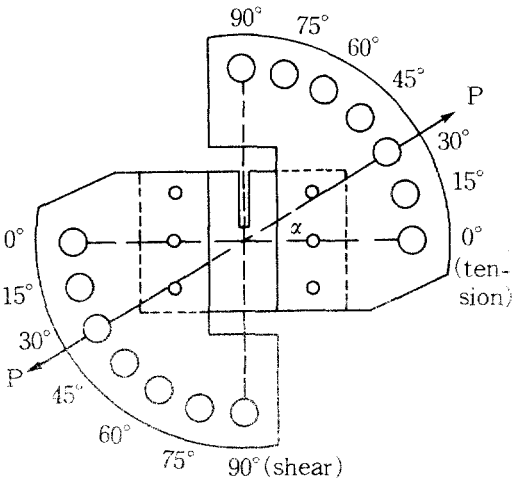


Fig. 4. Loading device for mixed mode tests.

하중속도는 0.5mm/min 이고, 하중-변형은 XY recorder로 기록하였다. 모든 시험편에서 하중 방향 및 목리 경사각은 Fig.5 및 Table 2. 에 나타낸 것과 같으며,  $\theta$ 는 목리경사각을 나타내고,  $\alpha$ 는 하중 경사각을 나타낸다.

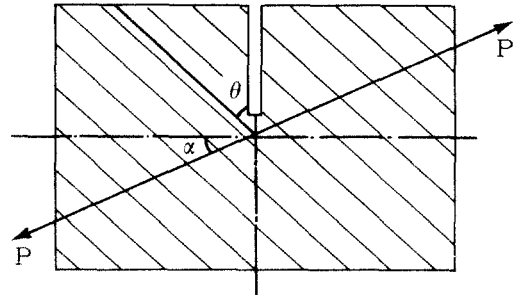


Fig. 5. Type of load and grain direction of mixed mode specimens.

Table 2. Load and grain direction of all specimens.

$\alpha-\theta$	Loading angle( $\theta$ )							
	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°	
*	0-0	0-15	0-30	0-45	0-60	0-75	0-90	
Grain	15°	15-0	15-15	15-30	15-45	15-60	15-75	15-90
angle	30°	30-0	30-15	30-30	30-45	30-60	30-75	30-90
( $\alpha$ )	45°	45-0	45-15	45-30	45-45	45-60	45-75	45-90
	60°	60-0	60-15	60-30	60-45	60-60	60-75	60-90
	75°	75-0	75-15	75-30	75-45	75-60	75-75	75-90
	90°	90-0	90-15	90-30	90-45	90-60	90-75	90-90

0°(RL)

### 2.2.2 $K_I$ 과 $K_{II}$ 의 계산

크랙이 시험편에 수직인 Single edge specimen에서 應力擴大係數( $K_I$ ,  $K_{II}$ )의 계산에 사용할 식은 Sato<sup>22)</sup>가 有限要素解析으로 얻은 식 (2), (3)을 적용하여 계산하였다.

이때 임계하중 P는 XY recorder로 기록한 하중-변형곡선으로부터 비례한계하중을 벗어나는 점의 하중을 사용하였다.

$$(2) K_I = \frac{P(\alpha)^{1/2}}{WB} \frac{\cos \alpha}{1 - \left\{ \frac{a}{W} \right\}} \sqrt{\frac{0.26 + 2.56 \left\{ \frac{a}{W-a} \right\}}{1 + 0.55 \left\{ \frac{a}{W-a} \right\} - 0.08 \left\{ \frac{a}{W-a} \right\}^2}}$$

$$(3) K_{II} = \frac{P(\alpha)^{1/2}}{WB} \frac{\sin \alpha}{1 - \left\{ \frac{a}{W} \right\}} \sqrt{\frac{-0.23 + 1.40 \left\{ \frac{a}{W-a} \right\}}{1 - 0.67 \left\{ \frac{a}{W-a} \right\} + 2.08 \left\{ \frac{a}{W-a} \right\}^2}}$$

- 여기서 P : 임계하중(Kgf)  
W : 시험편 폭(cm)  
B : 시험편의 두께(cm)  
a : 크랙의 길이(cm)  
 $\alpha$  : 부하하는 하중의 각도(°)

### 3. 結果 및 考察

#### 3.1 혼합모드 하중에 따른 파괴거동

RL system과 목리경사각이 15° 30° 45° 60° 75° 및 90°인 각 시험편의 파괴된 형상은 Fig.6에 나타낸 것과같이, 크랙면의 첨단부에서 목리에 평행하게 진행하였다. 이는 응력이 집중된 크랙의 첨단부로부터 시작되는 크랙의 진행이 시험편에서 가장 약한 강도값을 갖는 방사방향을 따라 진행하기 때문으로 생각된다.

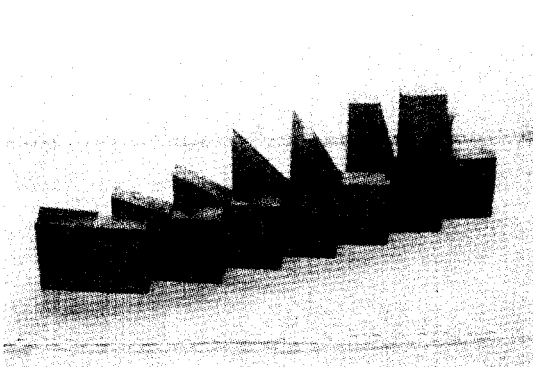


Fig. 6. Broken compact tension shear specimens of yellow lauan.

#### 3.2 RL system에서의 응력확대계수

RL system에서 혼합모드 시험으로부터 구한

모드 I 응력확대계수( $K_I$ )와 모드 II 응력확대계수( $K_{II}$ )의 값은 Table 3에 나타낸 바와 같이, RL system에서 부하 하중이 모드 I에서 모드 II로 변화함에 따라  $K_I$ 의 값은 감소하는 반면,  $K_{II}$ 의 값은 증가하는 경향이 나타났다. 이 경향은 Wu<sup>23)</sup>, Leicester<sup>10)</sup>, Woo와 Chow<sup>22)</sup> 및 all<sup>13)</sup> 등의 보고 내용과 유사하였다. 또한 이러한 결과는 모드 I 파괴와 모드 II 파괴 사이에 밀접한 관계가 있음을 나타내었으며, 또한  $K_{IcRL}$ 은 42.1kg/cm<sup>3/2</sup>이고  $K_{IIcRL}$ 은 15.8kg/cm<sup>3/2</sup>으로 나타났다.

Table 3. Stress intensity factors of mode I ( $K_I$ ) and mode II ( $K_{II}$ ) in RL system.

Loading angle	RL system	
	$K_I$ (kg/cm <sup>3/2</sup> )	$K_{II}$ (kg/cm <sup>3/2</sup> )
0°	42.1 (8.4)	0.0 (0.0)*
15°	26.9 (2.2)	3.9 (0.4)
30°	21.3 (3.0)	6.3 (0.8)
45°	15.6 (2.9)	8.0 (1.4)
60°	11.7 (2.6)	10.3 (2.2)
75°	7.4 (1.9)	14.3 (3.7)
90°	0.0 (0.0)	15.8 (2.2)

\* ( ) : Standard deviation

RL system에서  $K_I$ 과  $K_{II}$  사이에 函數關係를 나타내므로 가장 적절한 파괴기준을 결정코저 least square fit法을 사용하여 구한 파괴기준을 실험결과의 평균값과 함께 Fig.7에 나타내었다. RL system에서의 파괴기준은 ( $K_I/K_{Ic}$ ) + ( $K_{II}/K_{IIc}$ ) = 1로 나타났고, 이 결과는 Leicester<sup>10)</sup> 및 Lee<sup>9)</sup> 등의 보고와 같은 결과를 얻었다.

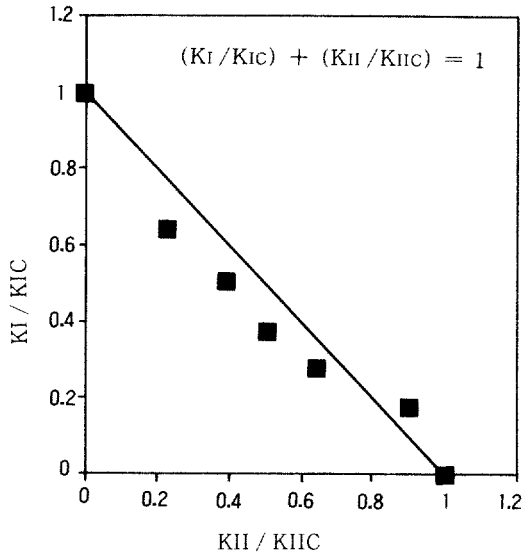


Fig. 7.  $K_I/K_{Ic}$  versus  $K_{II}/K_{IIC}$  for RL system under mixed mode loading.

### 4.3 木理에 傾斜진 크랙을 갖는 試驗片의 應力擴大係數

크랙과 목리의 경사가  $15^\circ$ ,  $30^\circ$  및  $45^\circ$ 인 시험편에서 구한 모드 I 과 모드 II 및 혼합모드 하중하의 응력확대계수 값은 Table 4의 내용과 같다. 모드 I 과 모드 II 및 혼합모드의 파괴에서 크랙의 진행은 목리에 평행하지만, 파괴모드는 하중이 부하되는 각도에 의한 크랙의 초기 진행 방향에 따라 결정되므로 하중 부하각이  $0^\circ$ 인 경우에  $K_{Ic}$ 의 값을 나타내고, 하중부하각  $90^\circ$ 인 경우에  $K_{IIC}$ 의 값을 나타내며, 하중부하각이  $15^\circ \sim 75^\circ$ 까지는 부하 하중이 모드 I에서 모드 II로 변화함에 따라  $K_I$  값은 감소하는 반면  $K_{II}$ 의 값은 증가하는 경향을 나타내었다. 그리고 목리의 경사각이 증가할 수록  $K_{Ic}$ 와  $K_{IIC}$ 의 값은 증가하는 경향을 나타내고 있었다.

목리 경사각이  $15^\circ$ 인 시험편에서 얻은  $K_I$ 과  $K_{II}$ 의 관계에서 구한 실험결과는 각 하중부하각에서의 평균값과 함께 Fig.8에 도시하였고, 이는 Least square fit법을 사용하여 가장 적절한 파괴기준을 결정하여 도시하였다. 목리의 경사가  $15^\circ$ 인 시험에서의 파괴기준은  $(K_I/K_{Ic}) + (K_{II}/K_{IIC})^2 = 1$ 로 나타났으며, 이는 Wu<sup>23)</sup>, Mall등<sup>13)</sup> 그리고 Sato<sup>6)</sup>의 보고와 같은 파괴기준을 나타내고 있다.

Table 4. Stress intensity factors of mode I ( $K_I$ ) and mode II ( $K_{II}$ ) in straight edge grain specimens ( $15^\circ$ ,  $30^\circ$  and  $45^\circ$ )

Loading angle	Grain angle					
	$15^\circ$		$30^\circ$		$45^\circ$	
	$K_I$	$K_{II}$	$K_I$	$K_{II}$	$K_I$	$K_{II}$
	(kg / $cm^{3/2}$ )	(kg / $cm^{3/2}$ )	(kg / $cm^{3/2}$ )	(kg / $cm^{3/2}$ )	(kg / $cm^{3/2}$ )	(kg / $cm^{3/2}$ )
$0^\circ$	45.3 (5.6)	0.0 (0.0)	61.5 (4.2)	0.0 (0.0)	71.9 (8.5)	0.0 (0.0)
$15^\circ$	41.8 (4.9)	4.0 (0.5)	58.3 (3.6)	8.0 (0.5)	51.2 (7.1)	6.9 (0.9)
$30^\circ$	36.6 (4.6)	7.4 (0.9)	56.8 (6.9)	16.8 (2.2)	50.4 (5.8)	14.7 (1.7)
$45^\circ$	23.7 (3.1)	8.3 (1.0)	43.4 (3.4)	22.1 (1.7)	34.1 (5.8)	17.2 (3.1)
$60^\circ$	22.4 (2.3)	13.5 (1.4)	23.4 (4.0)	20.4 (3.6)	30.5 (4.8)	26.9 (4.2)
$75^\circ$	13.4 (1.9)	16.1 (2.0)	15.0 (2.6)	28.6 (4.9)	14.6 (2.8)	27.9 (5.3)
$90^\circ$	0.0 (0.0)	18.8 (2.1)	0.0 (0.0)	34.9 (4.9)	0.0 (0.0)	32.5 (7.0)

( ) : Standard deviation

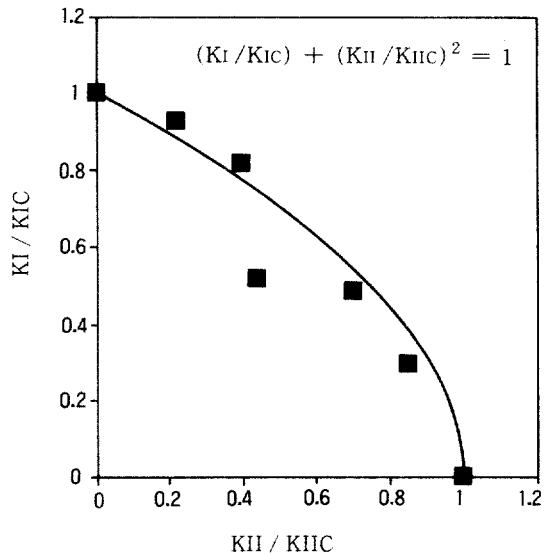


Fig. 8.  $K_I/K_{Ic}$  versus  $K_{II}/K_{IIC}$  for grain angle  $15^\circ$  under mixed mode loading.

또한 목리의 경사가 30°인 시험편의 응력확대 계수는 평균값과 함께 Fig.9에 도시하였는데, 목리 경사각 30°인 시험에서 파괴기준은  $(K_I/K_{Ic})^2 + (K_{II}/K_{IIc})^2 = 1$ 로 나타났다.

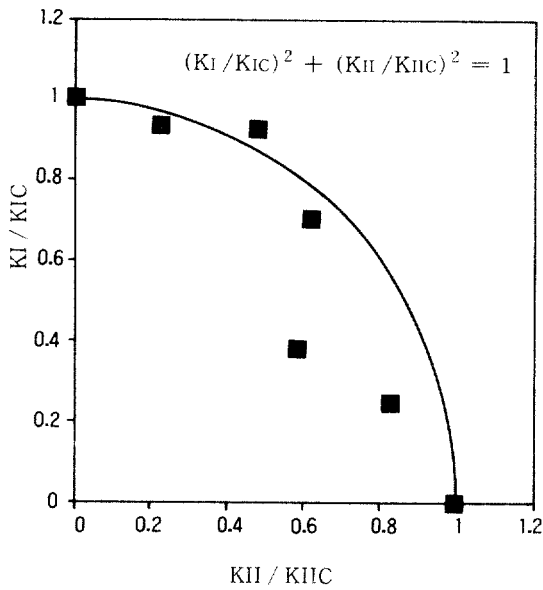


Fig. 9.  $K_I/K_{Ic}$  versus  $K_{II}/K_{IIc}$  for grain angle 30° under mixed mode loading.

목리 경사각 45°인 시험의 결과는 각 혼합모드에서의 평균값과 함께 Fig.10에 도시하였으며, 목리 경사각 45°에서 파괴기준은 LR system에서와 같이  $(K_I/K_{Ic}) + (K_{II}/K_{IIc}) = 1$ 로 나타났다.

크랙과 목리의 경사가 60°, 75° 및 90°인 시험편에서 모드 I과 모드 II 및 혼합모드의 응력확대계수( $K_I$ ,  $K_{II}$ )의 값은 Table 5에 나타낸 바와 같다.

Table 5. Stress intensity factors of mode I ( $K_I$ ) and mode II ( $K_{II}$ ) in straight edge grain specimens(60°m 70° and 90°)

Loading angle	Grain angle					
	60°		75°		90°	
	$K_I$	$K_{II}$	$K_I$	$K_{II}$	$K_I$	$K_{II}$
	(kg / cm <sup>3/2</sup> )	(kg / cm <sup>3/2</sup> )	(kg / cm <sup>3/2</sup> )	(kg / cm <sup>3/2</sup> )	(kg / cm <sup>3/2</sup> )	(kg / cm <sup>3/2</sup> )
0°	125.8 (15.2)	0.0 (0.0)	164.3 (17.1)	0.0 (0.0)	141.4 (17.7)	0.0 (0.0)*
15°	125.1 (9.6)	16.6 (1.2)	161.9 (22.4)	21.8 (3.0)	122.9 (4.4)	16.5 (0.5)
30°	122.2 (9.4)	34.4 (2.4)	120.0 (7.7)	34.6 (2.3)	88.1 (5.9)	25.8 (1.8)
45°	122.0 (6.9)	60.2 (3.6)	110.3 (13.1)	55.6 (7.1)	60.5 (6.7)	30.6 (3.1)
60°	72.6 (7.1)	61.7 (5.8)	80.0 (8.8)	69.4 (7.4)	35.5 (2.6)	31.0 (2.1)
75°	46.6 (5.9)	83.8 (10.2)	39.9 (4.5)	74.8 (7.9)	15.0 (1.0)	28.4 (1.8)
90°	0.0 (0.0)	85.2 (9.9)	0.0 (0.0)	74.9 (11.7)	0.0 (0.0)	31.5 (2.8)

\*( ) : Standard deviation

목리의 경사가 60°인 실험결과는 평균값과 함께 Fig.11에 도시하였으며, 이때의 파괴기준은  $(K_I/K_{Ic})^2 + (K_{II}/K_{IIc})^2 = 1$ 로 나타났다.

목리 경사가 75°인 실험 결과는 평균값과 함께 Fig.12에 도시하였으며, 파괴기준은  $(K_I/K_{Ic})^2 + (K_{II}/K_{IIc})^2 = 1$ 로 나타났다.

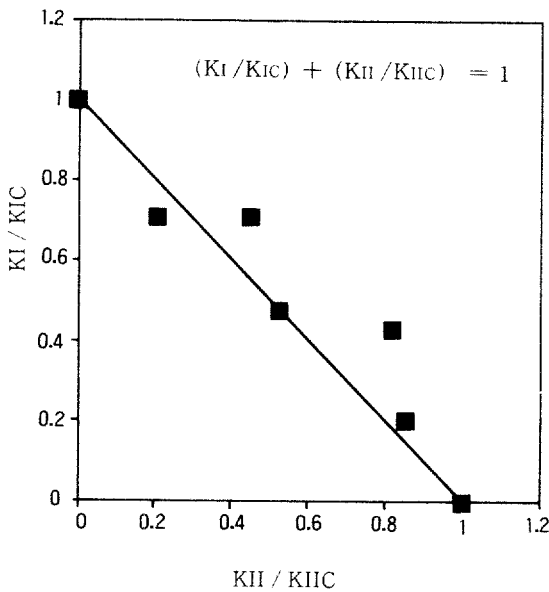


Fig. 10.  $K_I/K_{Ic}$  versus  $K_{II}/K_{IIc}$  for grain angle 45° under mixed mode loading.



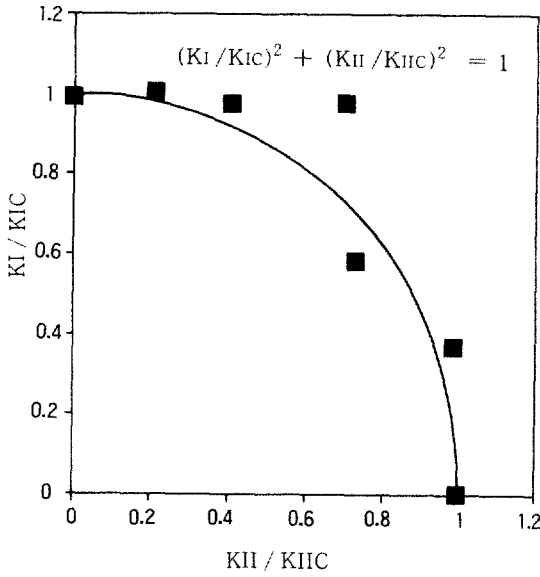


Fig. 11.  $K_I/K_{IC}$  versus  $K_{II}/K_{IIC}$  for grain angle  $60^\circ$  under mixed mode loading.

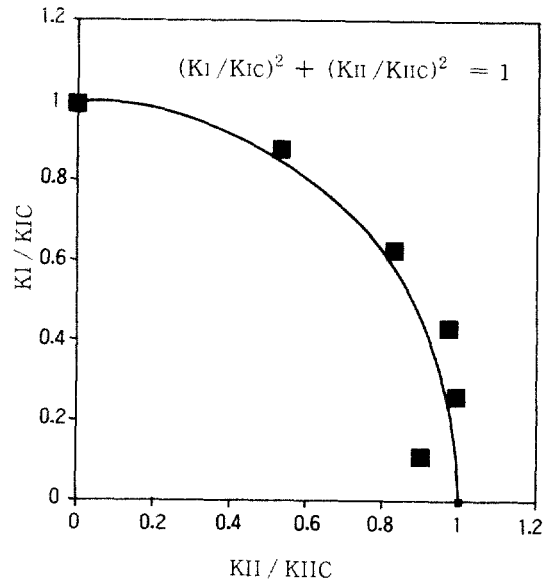


Fig. 13.  $K_I/K_{IC}$  versus  $K_{II}/K_{IIC}$  for grain angle  $90^\circ$  under mixed mode loading.

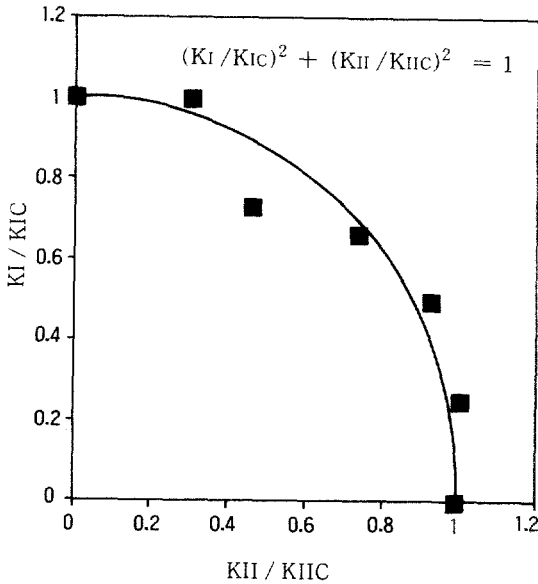


Fig. 12.  $K_I/K_{IC}$  versus  $K_{II}/K_{IIC}$  for grain angle  $75^\circ$  under mixed mode loading.

또한 목리의 경사가  $90^\circ$ 인 실험 결과는 Fig. 13에 도시하였으며, 파괴기준은  $(K_I/K_{IC})^2 + (K_{II}/K_{IIC})^2 = 1$ 로 나타났다.

이상에서 살펴본 바와 같이 본 研究에서 얻은 황라왕재의 破壞基準은 RL system과 木理傾斜角이  $45^\circ$ 인 시험편에서  $(K_I/K_{IC}) + (K_{II}/K_{IIC}) = 1$ 로 나타났으며, 이는 Leicester<sup>10)</sup>와 Lee<sup>9)</sup>가 보고한 결과와 같았다. 목리경사각이  $15^\circ$ 에서는  $(K_I/K_{IC}) + (K_{II}/K_{IIC})^2 = 1$ 로 나타났으며, 이는 Wu<sup>23)</sup>, Mall<sup>13)</sup>, 그리고 Sato<sup>6)</sup>의 보고와 같은 파괴기준을 나타내고 있다. 그리고 목리 경사각이  $30^\circ$   $60^\circ$   $75^\circ$  및  $90^\circ$ 인 시험편에의 파괴기준은  $(K_I/K_{IC})^2 + (K_{II}/K_{IIC})^2 = 1$ 로 나타남으로써, 황라왕재에서 목리 경사각에 따라 각각 다른 파괴기준을 나타내고 있었다. 따라서 황라왕재는 목리 경사각이 달라짐에 따라 파괴에 영향을 미치는 하중의 형태가 각각 달랐다. 그러므로 황라왕재를 부재로 사용하는 목구조물의 설계시에는 부재의 목리 경사각과 결점의 방향에 따라 적정 파괴기준을 설정하여, 파괴에 영향을 미치는 하중의 형태를 정확히 예측한 후, 부재의 안전하중을 계산함으로써 구조물의 안정적인 설계를 할 수 있을 것이다.

#### 3.4 목리경사각에 따른 임계응력확대계수( $K_{IC}$ 와 $K_{IIC}$ )의 변화

RL system 및 목리경사각  $15^\circ$   $30^\circ$   $45^\circ$   $60^\circ$   $75^\circ$  및  $90^\circ$ 에서 얻은  $K_{IC}$ 와  $K_{IIC}$ 의 관계를 살펴

보기 위해서 각 목리경사각에 따른  $K_{Ic}$ 와  $K_{IIc}$ 의 값은 Fig.14와 Fig.15에 도시한바와 같이 목리 경사각과  $K_{Ic}$ 의 관계는 선형회귀분석에 의

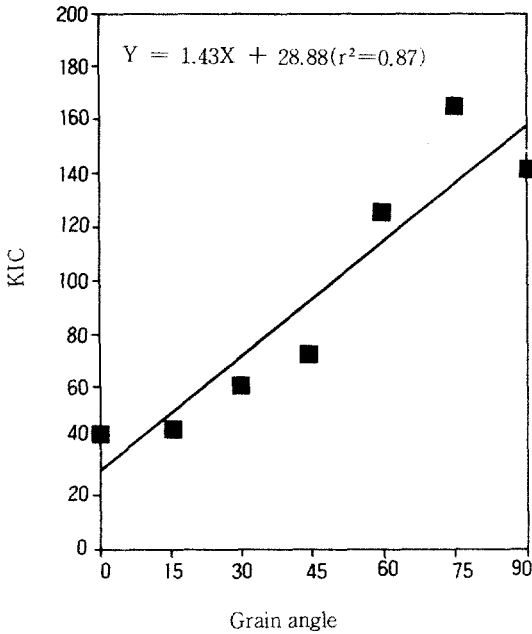


Fig. 14. Relationship between  $K_{Ic}$  and grain angle.

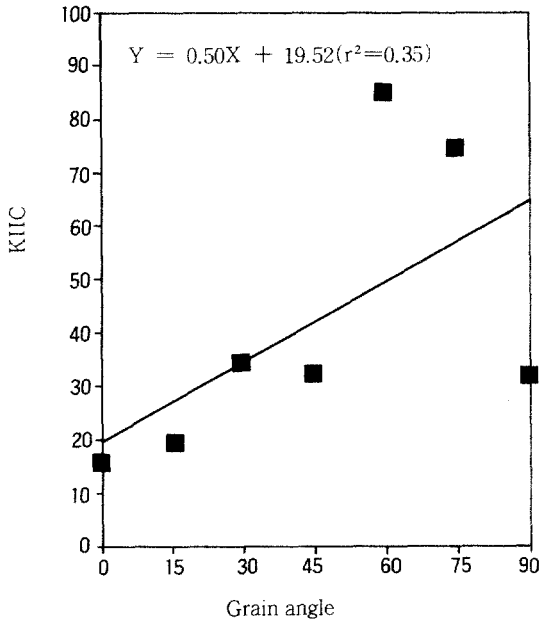


Fig. 15. Relationship between  $K_{IIc}$  and grain angle.

한 상관관계가 매우 높게 나타났으며, 회귀식은  $y = 1.43x + 28.88 (r^2=0.87)$ 로 나타났고, 목리경사각으로부터 부재의 모드 I 임계응력확대 계수( $K_{Ic}$ )를 예측할 수 있음을 알 수 있었다. 그런데 목리경사각과  $K_{IIc}$ 의 관계에서, 상관관계는 낮지만 목리경사각이 증가함에 따라  $K_{IIc}$ 의 값이 증가하는 경향을 보였으며, 회귀식은  $y = 0.50x + 19.52 (r^2=0.35)$ 로 나타났다. 따라서 목구조물의 설계시 각 부재의 목리경사각으로부터  $K_{Ic}$ 와 파괴기준을 예측할 수 있으므로, 각 부재에 부하되는 하중의 정확한 크기와 방향 등 형태를 알 수 있다면, 목리경사에 따른 각 부재의 파괴거동을 예측할 수 있다. 이에 따라 목구조물 전체의 안정성을 신뢰성있게 평가할 수 있으리라 생각된다.

본 연구 결과와 다른 보고 내용과는 파괴기준의 결정에서 서로 다른 양상을 나타내고 있는데, 이는 시험편의 형상과 실험방법이 상이하였기 때문이었다.

이상의 연구 결과로부터 목재의 파괴기준은 수종과 목리경사에 따라 서로 다르게 나타남을 알 수 있었다. 따라서 혼합모드 하중시험에서  $K_I$ 와  $K_{II}$ 의 관계로부터 파괴기준을 결정할 때는 먼저 試驗片 形狀의 標準化가 先行되어야 하고, 전체적인 목재의 파괴기준은 많은 수종에 대한 연구 결과가 나타나기 이전에는 정확히 결정할 수 없을 것이다.

#### 4. 結 論

황라왕재에서 RL system과 목리경사를 갖는 試驗片의 混合모드 荷重시에 破壞舉動과 破壞基準을 구한 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 경사목리를 갖는 황라왕재에서 혼합모드 하중시 파괴는 크랙의 침단부로부터 목리를 따라 진행하였다.

2) 황라왕재의  $K_{IcRL}$ 은  $42.1 \text{ kg/cm}^{3/2}$ 이었고,  $K_{IIcRL}$ 은  $15.8 \text{ kg/cm}^{3/2}$ 이었다.

3) 황라왕재의 破壞基準은 RL system과 木理傾斜角이  $45^\circ$ 인 경우  $(K_I/K_{Ic}) + (K_{II}/K_{IIc}) = 1$ 로 나타났고, 목리경사각이  $15^\circ$ 인 경우  $(K_I/K_{Ic}) + (K_{II}/K_{IIc})^2 = 1$ 로 나타났으며, 목리경사각이  $30^\circ$   $60^\circ$   $75^\circ$  및  $90^\circ$ 인 경우  $(K_I/K_{Ic})^2 + (K_{II}/K_{IIc})^2 = 1$ 로 나타났다.

4) 목재의 파괴기준은 수종과 하중의 크기 및

방향에 따라 다르게 나타나고, 정확한 파괴기준을 측정하기 위해서는 시험편 형상의 표준화와 많은 수종에 대한 실험결과가 필요하다.

5) 목리경사각으로부터 각 부재의 모드 I 임계응력확대계수( $K_{Ic}$ )를 예측할 수 있었다. 목리경사각이 커짐에 따라  $K_{Ic}$ 와  $K_{IIc}$ 의 값은 증가하는 경향이 나타났다.

### 參 考 文 獻

1. Barrett, J. D. 1976. Effect of crack front width on fracture toughness of Douglas-fir. *Engineering Fracture Mechanics*, 8 : 711-717.
2. \_\_\_\_\_. 1981. Fracture mechanics and the design of wood structures. *Phil. Trans. R. Soc. Land. A*, 299, 217-226.
3. \_\_\_\_\_, and R. O. Foschi. 1977. Mode II stress-intensity Factors for cracked wood beams. *Engineering Fracture Mechanics*, 9 : 371-378.
4. Chow, C. L., and C. W. Woo. 1978. Orthotropic and mixed mode fracture in wood. *Proceeding of the first international conference on wood fracture* : 39-52.
5. Cramer, S. M., and A. D. Pugel. 1987. Compact shear specimen for wood Mode II fracture investigation. *International Journal of Fracture*. 35 : 163-174.
6. Kiyoshi Sato. 1987. Fracture of notched specimen under mixed mode loading. *日本材料強度學會誌* 22.(1)
7. \_\_\_\_\_. 1988. Fracture of midium-density fiberboard under mixed mode loading. *Journal of The Japan Wood Research Society*. 34(10) : 828-833.
8. Kumosa, M., and D. Hull. 1987. Mixed-mode fracture of composites Using Iosipescu Shear Test. *Intcrnational Journal of Fracture* 35:83-102.
9. Lee Jun-Jae. 1989. Mixed mode fracture of the crack inclined to the grain direction in wood. *Journal of The Korean Wood*

*Science and Technology*. 17(4) :

10. Leicester, R.H. 1974. Fracture strength of wood. *Proceeding first Australian conference on engineering materials*. 1-14.
11. \_\_\_\_\_. 1974. Applications of linear fracture mechanics in the design of timber structures. *Conference of the Australian fracture group*.
12. \_\_\_\_\_. and P.F. Walsh. 1982. Numerical analysis for notches of arbitrary notch angle. *Proceeding of international conference on fracture mechanics technology applied to material evaluation and structure design*. 1-10.
13. Mall, S., J.F. Murphy, M. Asce, and E. Shottafer. 1983. Criterion for mixed mode fracture in wood. *Journal of Engineering Mechanics*, 109.(3) : 680-690.
14. Mindess, S., J.S. Nadeau, and J.D. Barrett. 1975. Slow crack growth in Douglas-Fir. *Wood Science* 8(1) : 389-396.
15. Murphy, J.F. 1988. Mode II test specimen : Beam with center slit. *Journal of Testing and Evaluation*, 16.(4) : 389-396.
16. \_\_\_\_\_. 1978. Using fracture mechanics to predict failure in notched wood beams. *Proceeding of the first international conference on wood fracture* : 159-174.
17. Nadeau, J. S. 1978. Fracture mechanics : on overview. *Proceeding of the first international conference on wood fracture* : 175-186.
18. Porter, A.W. 1964. On the mechanics of fracture in wood. *Forest Prod. J.* 14(8) : 325-331.
19. Smith. F.W., and D.T. Penney, 1980. Fracture mechanics analysis of butt joints in laminated wood beams, *Wood Science*. 12(4) : 227-235.
20. Valentin, G., and P. Caumes. 1989. Crack propagation in mixed mode in wood : A New Specimen. *Wood Science and Technology* 23 : 43-53.
21. Williams, J.G., and M.W. Birch. 1976.

- Mixed mode fracture in anisotropic media cracks and fracture. ASTM STP 601 : 125-137.
22. Woo, C.W., and C.L. Chow. 1979. Mixed mode fracture in orthotropic media. *Fracture Mechanics in Engineering Application*. 37 : 387-396.
23. Wu, E.M. 1967. Application of fracture mechanics to anisotropic plates. *Journal of Applied Mechanics*. 34(4) Series E : 967-974.