

# 유리섬유 보강집성재 볼트 접합부 전단내력 예측<sup>1</sup>

김 건 호<sup>2</sup> · 홍 순 일<sup>3,†</sup>

## Estimate of Bolt Connection Strength of Reinforced Glulam using Glass Fiber<sup>1</sup>

Keon-ho Kim<sup>2</sup> · Soon-il Hong<sup>3,†</sup>

### 요 약

유리섬유 보강집성재의 볼트접합부 항복전단내력을 예측하기 위해 인장형 전단시험을 통해 측정된 실측값과 설계기준에 의한 예측값을 비교하였다. 볼트접합부의 항복전단내력 예측식을 위해 층재의 방향별 탄성계수, 포아송비, 전단계수를 측정하였다. 설계기준의 예측식 보정을 위해 유리섬유 보강집성재의 파괴거동을 반영한 파괴인성계수( $K_R$ )를 적용하여 보정항복전단내력을 비교하였다. 층재의 탄성계수는 섬유방향에 따라 연륜폭, 연륜각과 높은 상관관계를 보였다. 유리섬유 보강집성재의 보정항복전단내력은 직경과 보강재에 따라 실측치와 비슷한 경향을 보였으며, 직물형 유리섬유보강집성재의 볼트접합부가 가장 높은 내력성능을 보였다. 볼트직경과 보강재에 따른 유리섬유 보강집성재 볼트접합부의 항복전단내력은 건축구조설계기준의 제안식을 보정한 예측치가 가장 잘 일치하였다.

### ABSTRACT

The yield shear strength of bolt connection in glass fiber reinforced glulam was predicted using a design-based equation, and was compared to the empirical yield shear strength. For the predicted equation, the mechanical properties of member (the elastic modulus, Poisson's ratio, shear modulus) was tested. The fracture toughness factor ( $K_R$ ) of glass fiber reinforced glulam was reflected to the revision of the design equation of bolted connection. The compressive strength properties to grain direction was influenced by annual ring angle and width of lamina. Compared with the revised yield shear strength of reinforced glulam, it was tended to be similar to the empirical yield shear strength on the diameter of bolt and the reinforcements. The revised yield shear strength from proposed formula of KBC was most appropriately matched in the bolt connection of the glass fiber reinforced glulam.

**Keywords:** glass fiber reinforced plastic, reinforced glulam, bolted connection, european yield model, fracture toughness

<sup>1</sup> Date Received June 29, 2015, Date Accepted September 16, 2015

<sup>2</sup> 국립산림과학원 임산공학부. Department of Forest Products, Korea Forest Research Institute, Seoul 02455, Korea

<sup>3</sup> 강원대학교 산림환경과학대학. College of Forest & Environmental Sciences, Kangwon National University, Chuncheon 24341, Korea

<sup>†</sup> 교신저자(Corresponding author): 홍순일(e-mail: hongsi@kangwon.ac.kr)

## 1. 서 론

단일볼트 접합부의 항복전단내력은 Johanson (1949)이 제안한 European Yield Model (이하 EYM) 이론으로 추정하여 산정한다. EYM이론은 볼트접합부의 지압특성으로 추정하며 파괴모드에 따라 접합부재의 치수, 부재의 강도특성, 볼트의 강도특성 등이 포함되어 산출된다. EYM이론에서 볼트의 파괴모드인 Mode I, II는 볼트와 맞닿는 부재의 압축강도를 초과할 경우 부재가 압입되는 것을 의미한다. Mode III, IV는 볼트 내에 하나 또는 그 이상의 부분에서 굴곡되는 것을 의미한다. EYM이론에 의한 항복전단내력의 추정식은 각 나라마다 차이가 있으며, 적용하는 접합부의 형상도 다르다.

각국의 설계기준에 사용되는 소재의 지압강도특성은 비중과 접합구의 직경에 관한 예측식으로 산정하고 있다. Martin (2002)는 다우얼 타입의 목재접합부 내력 모델에서 접합부에 작용하는 응력상태는 하중을 통해 끝면거리 방향으로 인장응력과 지압응력이 발생하고 연단거리 방향으로 편심인장응력이 발생하게 된다고 보고하였다. 김과 홍(2015)은 낙엽송 집성재를 유리섬유로 보강한 경우 지압강도 특성은 큰 차이가 없었으나, 지압하중에 의한 파괴형상이 각 보강재에 따라 차이를 보였다고 보고하였다. 따라서 EYM이론에 의한 항복전단내력 예측식에 유리섬유 보강집성재의 지압강도를 이용한다면 낙엽송집성재와 비슷하게 산출된다. 그러나 김과 홍(2015)은 보강집성재 볼트접합부의 전단내력성능 시험결과 양호한 연성을 보이며 허용전단내력이 1.12~1.31배 향상되었다고 보고하였다. 따라서 유리섬유보강집성재의 볼트접합부 항복전단내력 상정 시 보강재의 특성을 반영한 인자가 필요한 것으로 판단된다.

따라서 본연구는 유리섬유 보강집성재 볼트접합부의 허용전단내력에 미치는 인자를 실험을 통해 측정하고 보강집성재의 응력확대계수( $K_D$ )를 적용하여 보정한 예측항복전단내력과 실측치를 비교, 검토하였다. 예측항복전단내력은 각 나라마다 제안된 예측식은 차이가 있으나 식을 구성하는 변수는 대부분 비슷하기 때문에 접합부에 관련된 변수만 측정하여 산


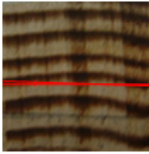
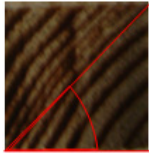
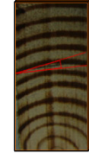
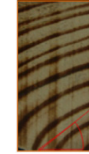

출하였다. 미국임산물협회(National Forest Products Association)의 목구조설계기준과 대한건축학회의 건축구조설계기준의 제안식으로 산출된 예측항복전단내력( $Z_{KBC}$ ), 일본건축학회 일본목질구조설계기준·동해설의 제안식으로 산출된 예측항복전단내력( $Z_{AJI}$ ), 그리고 Eurocode 5의 제안식으로 산출된 예측항복전단내력( $Z_{ECS}$ )을 산출하였으며, 파괴인성계수를 고려한 보정항복전단내력을 비교하였다.

## 2. 재료 및 실험방법

### 2.1. 공시재료

유리섬유 보강집성재의 볼트접합부 허용전단내력 예측식에 사용될 층재의 강도특성을 측정하기 위해 국내산 낙엽송재(*Larix kaempferi* Carr.)를 사용하였으며, 층재의 크기는 폭 100 mm, 두께 20 mm, 길이 3600 mm이었다. 층재의 평균함수율은 12%, 평균기건비중은 0.54이었다. 보강집성재에 사용된 보강재는 직물형 유리섬유와 시트형 GFRP를 사용하였다. 직물형 유리섬유는 두께 0.25 mm 섬유다발이 경사와 위사가 겹쳐 평직으로 배열되어 있다. 시트형 유리강화플라스틱(Glass fiber reinforced plastic: 이하 GFRP)의 경우 유리섬유와 에폭시수지를 혼합하여 성형된 것으로 직물형 유리섬유와는 달리 길이방향으로 배열되어 있으며 시트형 GFRP 두께는 1 mm였다. 집성재 및 보강집성재는 5 ply로, 보강집성재의 경우 보강재가 최외층재와 내층재 사이에 적층되어 있다. 시트형 GFRP 보강집성재의 경우 “GS”로, 직물형 유리섬유 보강집성재를 “GT”로 표기했다. GS집성재 제작시 사용된 접착제는 초산비닐수지계 접착제를 사용하였으며 GT집성재는 페놀-레조시놀 공축합수지접착제를 사용하였다. 집성재의 전단내력 시험편은 강판삽입형으로 끝면거리 7D ( $D =$  볼트직경)에 볼트접합부를 제작하였고 사용된 볼트 직경은 12 mm, 16 mm를 사용하였다. 삽입된 강판은 두께가 8 mm인 일반구조용압연강재(SS400)를 사용하였다.

**Table 1.** Width and angle of annual ring for compressive test specimens parallel and perpendicular to the grain

Type	Load direction					
	Parallel to grain			Perpendicular to grain		
	HA	HB	HC	VA	VB	VC
Cross section						
Width of annual ring	> 3 mm	< 3 mm	< 3 mm			
Angle of annual ring	0~30°	0~30°	30~45°	0~30°	30~60°	60~90°

## 2.2. 압축강도시험편 제작

종압축강도 시험편은 KS F 2206에 의거하여 연륜 폭과 연륜각에 따라 구분하여 가로, 세로 20 mm, 높이 50 mm로 제작하였다. 연륜폭은 시험편의 횡단면상의 연륜에 수직방향인 동일 직선상에서 평균연륜폭을 측정하였다. 연륜각은 Table 1과 같이 시험편의 횡단면상에서 중앙부위의 연륜의 끝을 연결한 직선을 그어 시험편 가로방향과의 각을 측정하였다. 연륜폭은 3 mm를 기준으로, 연륜각은 30°를 기준으로 구분하였으며 Type-HA는 연륜폭 3 mm 이상, 연륜각 30° 이하, Type-HB는 연륜폭 3 mm 이하, 연륜각 30° 이하이며, Type-HC는 연륜폭 3 mm 이하, 연륜각 30° 이상이다.

부분 횡압축강도 시험편은 KS F 2206에 의거하여 제작하였으며 시험편의 횡단면 크기는 가로 20 mm 세로 50 mm이며, 길이는 150 mm였다. 부분 횡압축강도 시험편은 연륜각에 따라 구분하였으며 연륜각은 시험편의 횡단면 중앙부위의 연륜의 끝을 연결한 선과 시험편의 가로방향과의 각을 측정하였다. 시험편은 Type-VA는 30° 미만, Type-VB는 30° ~ 60°이며, Type-VC는 60° 이상으로 구분하였다.

## 2.3. 종압축 및 부분압축시험

종압축시험은 로드셀이 시험편의 횡단면 전면을 부과하게 위치시켰으며, 시험편의 하단부는 고정대

로 고정하였다(Fig. 1-a). 부분 횡압축시험은 시험편의 방사단면(세로 20 mm, 가로 40 mm)에 하중이 부과되도록 배치하고 상하로 향하도록 위치시키고 분당 5 mm의 균일한 속도로 압축하중을 가하여 시험을 실시하였다(Fig.1-b).

## 2.4. 압축 탄성계수( $E_x$ , $E_y$ , $E_z$ ) 측정

이방성재료인 목재의 압축 탄성계수는 방향에 따라  $E_x$ ,  $E_y$ ,  $E_z$ 으로 구분된다. x축은 목재의 길이방향(Longitudinal direction: 이하 L), y축은 접선방향(tangential direction: 이하 T), z축은 방사방향(radial direction: 이하 R)으로 적용하였다. 따라서 xy단면은 접선단면, yz단면은 횡단면, xz단면은 방사단면으로 설정된다. 제작된 시험편의 단면에 대한 압축 변형률을 측정하기 위하여 레이저 변위측정기(Laser extensometer)를 이용하였다. 실험에서 사용된 레이저 변위측정기는 P타입으로 시험편의 변형을 비접촉식으로 측정하는 장비이다. 변형률을 측정하기 위하여 두 개의 흰색 접착식 선형 마크(Sticky stripe)를 부착시킨다. 레이저 변위측정기가 레이저 빔으로 측정 범위를 스캔한다. 기준길이는 처음 자동으로 설정되며 마크의 위치는 실험하는 동안 지속적으로 관찰된다(Fig. 1). 레이저 변위측정기의 작동원리는 회전하는 광학 평면체에 레이저 빔이 전달되어 동일한 굴절각도 내 광학 평면체의 두 반대면에 굴절되어진다. 광학평면체의 회전에 의해 병렬로 반사된 레이저 빔이

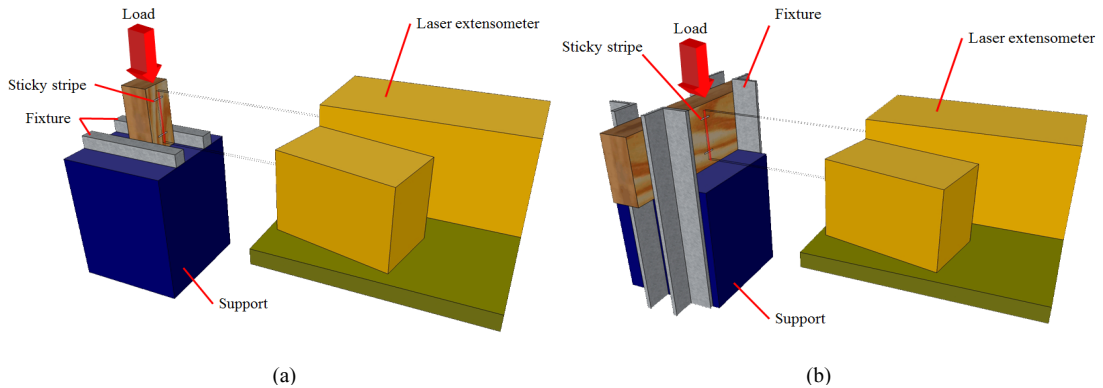


Fig. 1. Representation of compression test parallel (a) and perpendicular (b) to grain.

목재 표면에 전달되고 이 빛은 마크에 확산된다. 수신부에서는 명암의 변화를 감지하고 시그널(signal)을 디지털 펄스 트레인(Digital Pulse Train)으로 변환하여 시간별 변화로부터 마크의 위치 뿐 아니라 시험이 진행되는 동안 변형을 계산한다. 부착된 마크 간의 간격을 zone이라고 하며 0.5초마다 zone을 측정하였다.

$$G_{xy} = \frac{E_{45}}{2(1 + \mu_{45})} \dots\dots\dots (1)$$

- $G_{xy}$  = xy단면의 전단계수
- $E_{45}$  = 섬유경사각 45°의 탄성계수
- $\mu_{45}$  = 섬유경사각 45°의 포아송비

## 2.5. 낙엽송의 포아송비와 전단계수 측정

압축시험편의 포아송비를 알아보기 위하여 길이 10 mm인 이축 변형률 게이지를 사용하였다. LT단면의 변형률을 측정하기 위하여 종압축시험편(Type-HB)의 접선단면에 하중평행방향과 하중직각방향으로 이축 변형률 게이지를 부착시켰다. RL단면과 TL단면의 변형률을 측정하기 위하여 횡압축 시험편(Type-VA와 Typ-VC)의 접선단면에 이축 변형률 게이지를 부착하였으며, TL단면의 경우 바깥쪽 접선단면에 이축 변형률 게이지를 부착하였다. 이축 변형률 게이지의 게이지율(gauge factor)은 2.10이었으며 데이터로거(Data logger)를 이용하여 변형률을 측정하였다. xy단면 전단계수(Shear modulus :  $G_{xy}$ )는 층재를 섬유경사각 45°만큼 기울여 압축시험편을 제작하였으며,  $E_{45}$ 와  $\mu_{45}$ 를 식 (1)과 같이 산출하였다.

## 3. 결과 및 고찰

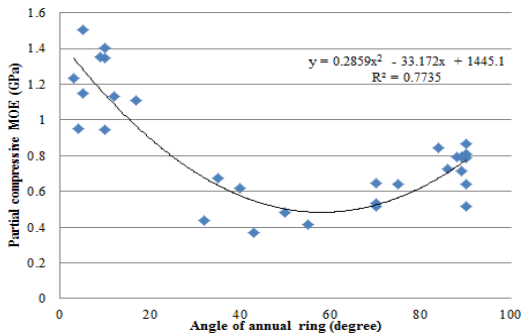
### 3.1. 낙엽송의 종압축강도

평균종압축강도는 HB가 가장 높게 측정되었으며, HA와 같이 연륜폭이 증가할 경우 종압축강도와 종탄성계수는 감소하는 경향을 보였다(Table 2). 부분 압축강도는 VC가 가장 크게 측정되었으나 탄성계수는 VA가 크게 나타났다. 홍 등(2014)은 섬유직각방향의 압축거동은 목재섬유의 압축에 의한 찌그러짐과 조만재의 비대칭적 분포로 인해 좌굴이 발생하며, HA형 시험편의 경우 조재의 취성적 찌그러짐이 발생한다고 보고하였다. Fig. 2와 같이 연륜각과 부분압축탄성계수는 높은 상관계수를 보였다. 포아송비에 사용된 변형률은 ASTM D638에 의거하여 응력변형선도에서 탄성영역인 최대응력의 10% ~ 40% 응력구간 변형률을 선정하여 하중평행방향과 하중직각방향에 따른 변형률비의 평균을 사용하였다. Type-HB의  $\mu_{xy}$ 는 종압축시험을 통해 섬유길이방향

**Table 2.** Comparison with compressive strength properties on loading direction

Type	Loading direction					
	Parallel to grain			Perpendicular to grain		
	HA	HB	HC	VA	VB	VC
Compressive strength (MPa)	54.16 (0.09)*	58.20 (0.06)	55.94 (0.13)	7.55 (0.04)	6.33 (0.06)	7.86 (0.06)
Compressive modulus of elasticity (GPa)	10.75 (0.21)	12.60 (0.17)	13.74 (0.18)	1.21 (0.16)	0.53 (0.20)	0.75 (0.14)

\* The parenthesis means coefficient of variation

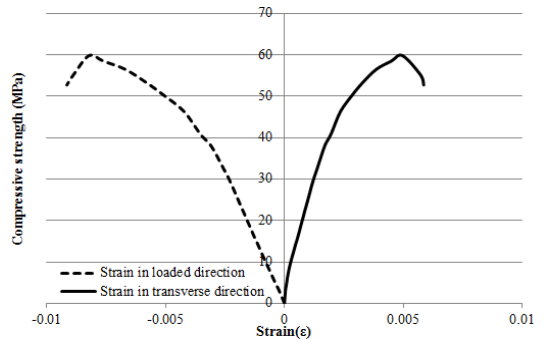


**Fig. 2.** Relationship between partial compressive MOE and angle of annual ring.

향이 0.54가 측정되었다(Fig. 3). 부분압축시험을 통해 얻어진 Type-PA의  $\mu_{yx}$ 는 0.14였으며 Type-PC의  $\mu_{yx}$ 는 0.13이었다.

### 3.2. 보강집성재의 파괴인성계수( $K_{ft}$ )를 통한 예측항복전단내력 보정

각 설계기준에서 제안한 항복전단내력 예측식으로써 파괴모드에 따라 산출된 예측항복전단내력의 최소치를 적용한다. 접합부재로 사용된 집성재와 보강집성재는 비균질재료이며 이종재료가 복합적으로 작용하기 때문에 부재의 강도특성 및 강도에 미치는 인자에 따라 예측항복전단내력은 큰 차이를 보이게 된다. 미국 목구조설계기준(National Design Specification: 이하 NDS)와 건축구조설계기준(이하 KBC)에서 제안한 예측식은 2면전단 접합부를 기준으로 부재에 작용하는 응력을 통해 식 (2)와 같이 제



**Fig. 3.** Typical stress-strain curves of Type-HB.

안된 것이며, 이 중 최소값을 적용한다.

$$\left. \begin{aligned} Z_{KBC, Mode I} &= 2D \cdot t_s \cdot F_{cs} \\ Z_{KBC, Mode III} &= \frac{2k_3 \cdot D \cdot t_s \cdot F_{cm}}{(2 + R_e)} \\ Z_{KBC, Mode IV} &= 2D^2 \sqrt{\frac{2F_{em} \cdot F_{yb}}{3(1 + R_e)}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

- D = 볼트직경(mm)
- $F_{em}$  = 강판의 지압강도(MPa)
- $F_{es}$  = 부재의 지압강도(MPa)
- $F_{yb}$  = 볼트의 지압강도(MPa)
- $k_3 = -1 + \sqrt{\frac{2(1 + R_e)}{R_e} + \frac{2F_{yb}(2 + R_e)D^2}{3F_{em} \cdot t_s^2}}$
- $R_e = F_{cm} / F_{cs}$
- $t_m$  = 강판두께(mm)
- $t_s$  = 부재두께(mm)

**Table 3.** Mechanical properties used in the calculation of Stress intensity factor for *Larix kaempferi* Carr

Species	E <sub>x</sub> (GPa)	E <sub>y</sub> (GPa)	E <sub>z</sub> (GPa)	μ <sub>xy</sub>	G <sub>xy</sub> (GPa)
<i>Larix kaempferi</i> Carr.	12.6	0.75	1.21	0.54	0.63

일본건축학회(Architectural Institute of Japan : 이하 AIJ)에서 제안한 항복전단내력의 예측식은 강판 삽입형 2면전단 접합부를 기준으로 파괴모드에 따른 접합형식계수(C<sub>Mode</sub>)를 산정하여 값을 식(3)과 같이 산출한다.

$$Z_{All,Mode} = C \cdot D \cdot l \cdot F_{es} \dots\dots\dots (3)$$

C = 접합형식계수

$$\left\{ \begin{array}{l} C_{Mode I} = 1 \\ C_{Mode III} = -1 + \sqrt{2 + \frac{8}{3}\gamma\left(\frac{D}{l}\right)^2} \\ C_{Mode IV} = \frac{D}{l} \sqrt{\frac{8}{3}\gamma} \end{array} \right.$$

D = 볼트직경(mm)

F<sub>es</sub> = 부재의 지압강도(MPa)

F<sub>yb</sub> = 볼트의 지압강도(MPa)

$$\gamma = F_{yb}/F_{es}$$

l = 부재두께(mm)

Eurocode 5의 예측식은 식 (4)와 같이 두께가 다른 강판과 부재를 사용한 2면전단 접합부를 기준으로 항복전단내력을 산출한다.

$$\left. \begin{array}{l} Z_{EC5,Mode I} = 2D \cdot t_s \cdot F_{es} \\ Z_{EC5,Mode III} = 2D \cdot t_s \cdot F_{es} \left[ \sqrt{2 + \frac{4M_{by}}{F_{es} \cdot t_s^2 \cdot D}} - 1 \right] \\ Z_{EC5,Mode IV} = 4.6 \sqrt{M_{by} \cdot D \cdot F_{es}} \end{array} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

D = 볼트직경(mm)

F<sub>es</sub> = 부재의 지압강도(MPa)

**Table 4.** Revised factors of fracture toughness (K<sub>ft</sub>) on types

Type	K <sub>ft</sub>		
	12	16	20
CO	1.00	1.00	1.00
GS	1.12	1.38	1.08
GT	1.49	1.38	1.86

$$M_{by} = \frac{F_{yb} \cdot D^3}{6}$$

F<sub>yb</sub> = 볼트의 지압강도(MPa)

t<sub>s</sub> = 부재두께(mm)

이와 같이 부재, 접합구, 접합철물의 강도특성이 예측식의 중요한 산출인자라 할 수 있다. 유리섬유 보강집성재의 지압강도는 지압강도실험을 통해 control 집성재와 큰 차이가 없었으며 직경별 차이도 뚜렷하게 나타나지 않았다(Kim and Hong, 2015). 볼트 접합부의 접합내력 예측식에 사용되는 인자들은 Table 3과 같으며, control 집성재와 보강집성재의 항복전단내력을 예측할 경우 동일한 접합내력이 산출되나, 실제 전단내력시험결과 직경에 따라, 보강재의 종류에 따라 항복전단내력이 향상되어 보강효과를 확인할 수 있었다. 따라서 기존 예측식으로 볼트접합부의 항복전단내력을 예측하기에는 무리가 있기 때문에 보강집성재 볼트접합부의 파괴거동을 반영한 보정계수가 필요하다. 직물형 유리섬유 보강집성재의 파괴형상은 보강재가 집성재의 활렬파괴의 전이역제효과를 보였으며, 재료의 파괴인성 특성이 예측식에 반영되어야 확인하였다. 파괴인성시험을 통해 재료의 응력확대계수를 산출하였으며, 이를 보정인자로 파괴인성계수(K<sub>ft</sub>)를 설정하였다(Kim and Hong, 2015). 예측항복전단내력의 보정식은 산출된

**Table 5.** Comparison of experimental yield strength and revised yield strength proposed by KBC equations using the  $K_R$  on bolted connection

Type	$P_{EXP}^*$	$P_{KBC}^{**}$	$P_{AIJ}^{***}$	$P_{ECS}^{****}$
	-----kN-----			
B12CO	25.62	24.05	25.50	25.50
B12GS	28.57	28.20	31.38	31.97
B12GT	33.15	30.15	34.14	36.62
B16CO	36.17	36.78	39.19	34.26
B16GS	47.32	49.66	54.17	49.17
B16GT	45.63	47.52	51.67	46.64

\*  $P_{EXP}$ : Experimental yield strength (Kim and Hong, 2015)

\*\*  $P_{KBC}$ : Minimum load among  $Z_{KBC}$  values

\*\*\*  $P_{AIJ}$ : Minimum load among  $Z_{AIJ}$  values

\*\*\*\*  $P_{ECS}$ : Minimum load among  $Z_{ECS}$  values

파괴인성계수를 부재의 강도특성에 반영하기 위하여 지압강도( $F_{ck}$ )와 곱하여 산출하였다. 낙엽송의 역학적 특성은 Table 3와 같으며, 집성재와 유리섬유보강집성재의 파괴인성계수는 Table 4와 같다.

Table 5은 유리섬유 보강재에 따른 직경별 보정항복전단내력( $P_{KBC}$ )과 실측 항복전단내력( $P_{EXP}$ )을 비교한 것이다(Kim and Hong, 2015). control 집성재와 보강집성재의 보정항복전단내력( $P_{KBC}$ )은 12 mm, 16 mm 볼트접합부의 실측 항복전단내력과 거의 비슷한 값을 보였다. AIJ에서 적용하고 있는 예측식에 보정계수를 적용한 12 mm 볼트접합부의 보정항복전단내력은 실측항복전단내력보다 1.00~1.10배로 약간 증가하는 값을 보였으며, 16 mm의 경우 1.08~1.14배 높게 측정되었다. Eurocode 5의 제안식을 보정한 보정항복전단내력을 비교할 경우 12 mm 볼트접합부에서 실측항복전단내력보다 1.00~1.12배가 증가하였으며, 16 mm의 경우 0.95~1.04배로 실측항복전단내력과 거의 일치하는 값을 확인할 수 있었다.

#### 4. 결 론

유리섬유 보강집성재의 볼트접합부의 항복전단내력은 EYM이론을 기본으로 한 예측식으로 예측하기에 무리가 있다. 본 논문에서는 유리섬유 보강집성재 볼트접합부의 내력성능을 각국가에서 제안한 예측식

으로 예측하고 실험을 통해 얻은 항복전단내력과 비교하였다. 예측식에 사용된 낙엽송의 종압축탄성계수는 연료폭에 반비례하고 횡압축탄성계수는 연료각과 높은 상관관계를 보였다. 보강집성재의 파괴거동을 분석한 결과 파괴인성이 향상되어 이를 반영한 파괴인성계수( $K_R$ )를 산출하여 예측식에 적용하였다. 보정항복전단내력과 실측항복전단내력을 비교한 결과 KBC의 제안식을 보정한 보정항복전단내력이 가장 잘 일치하였다. 따라서 보강재를 통한 보강집성재의 볼트접합부 내력성능을 예측할 경우 실험대강도실험 뿐만 아니라 보강재의 역학적 특성을 정량적으로 반영할 수 있는 성능평가가 수반되어야 할 것이다.

#### 사 사

본연구는 2009년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국 연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업(과제번호: 2009-0075285)입니다.

#### REFERENCES

Architectural Institute of Japan. 2002. Standard for Structural Design of Timber Structure. Architectural Institute of Japan, Tokyo. pp.

- 30-36.
- EN 1995-1-1. 2004. Eurocode 5 - Design of timber structures. CEN, Brussels.
- Hong, J.P., Kim, C.K., Lee, J.J., Oh, J.K. 2014. Elasto-plastic Anisotropic wood material model for finite solid element applications. *Journal of The Korean Wood Science and Technology* 42(4): 367-375.
- Johanson, K.W. 1949. Theory of timber connections. *International Association for Bridge and Structural Engineering* 9: 249-262.
- Kim, K.H., Hong, S.I. 2015. Bearing strength of glass fiber reinforced glulam bolted connection. *Journal of The Korean Wood Science and Technology* 43(5): 652-660.
- Kim, K.H., Hong, S.I. 2015. Shear performance of glass fiber reinforced glulam bolted connection. *Journal of The Korean Wood Science and Technology* 43(5): 661-671.
- Kim, K.H., Hong, S.I. 2015. Fracture Toughness of Glass Fiber Reinforced Laminated Timbers. *Journal of The Korean Wood Science and Technology* 43(6): 861-867.
- National Forest Products Association (NFPA). 1986. *National Design Specifications for Wood Construction*. NFPA, Washington DC.