

# 斷面構成要素에 關한 木質複合 I 및 Box형 보의 構造的 性能 分析(I)<sup>\*1</sup>

— 휨剛性和 처짐의 計算 및 解析 —

오 세 창<sup>\*2</sup> · 이 필 우<sup>\*2</sup>

## Analysis of Structural Performance of Wood Composite I and Box Beam on Cross Section Component(I)<sup>\*1</sup>

— Calculation and Analysis of Flexural Rigidity and Deflection —

Sei Chang Oh<sup>\*2</sup> · Phil Woo Lee<sup>\*2</sup>

### SUMMARY

To investigate the influence of cross section geometries on the behavior of composite beams in the case of small span to depth ratio and deep beams, the static flexural behavior of composite I-beams and Box-beams was evaluated.

12 types of composite I-beams composed of LVL flanges and particleboard or plywood web and 3 types of composite Box-beams composed of LVL flanges and plywood web were tested under one-point loading.

The load-deflection curves were almost linear to failure, therefore, the behavior of tested composite beams was elastic.

The theoretical flexural rigidity of composite beams was calculated and compared with observed flexural rigidity. The highest value was found in I-W type beams and the lowest value was found in G-P type beams. The difference between theoretical and observed flexural rigidity was small.

Theoretical total deflection of tested composite beams was calculated using flexural rigidity and compared with actual deflection. Shear deflection of these beams was evaluated by the approximation method, solid cross section method and elementary method.

The difference between actual deflection and expected deflection was not found in D, E and F type beams. This difference was small in G, H and I type beams or Box-beam.

\*1. 接受 1991年 4月 24日 Received April 24, 1991.

\*2. 서울대학교 農科大學 College of Agriculture, Seoul National University, Suwon 441-744, Korea.

## 1. 緒 論

木材는 옛부터 인간에게 알려진 가장 중요한 건축재료이며 수 많은 용도에 적합한 여러 성질을 지닌 構造材料로도 쓰여 왔다. 그러나 일반적으로 木構造物에 사용되어 왔던 소재의 공급원인 산림자원, 특히 대경목의 공급이 점차 줄어들어 따라 보다 길고, 단면적이 큰 보에 적합한 재료가 부족하게 되었다. 이에 따라 보다 작은 木質材料로부터 큰 구조용 재료를 만들려는 추세이고 더욱이 접착기술의 발달로 말미암아 複合材(composite) 형태의 목질재료의 개발에 관한 연구에 관심이 더욱 고조되고 있다.

이러한 복합보에 있어서 각 요소의 재료들은 그들의 장점을 최대한 이용할 수 있도록 배치되며 보의 상하측에는 압축 및 인장성능이 뛰어난 재료를, 中立軸 근처에서는 강한 剪斷強度를 지니는 재료를 배치하는 것이 보다 효율적이라고 생각된다. 상술한 바와 같이 단면적을 I형과 Box형으로 할 경우, flange는 휨응력에 저항하고 web는 전단응력에 저항하며 flange와 web사이의 접합부는 전단응력을 전달하는 역할을 하는 것으로 알려져 있다. 따라서 휨응력이 발생하는 flange부위의 재료로 소재보다는 일반적으로 tension lamination재료가 많이 쓰이는, 휨강도가 우수한 LVL을 사용함으로써 보 강도의 변이성을 줄일 수 있으며 설계시 보다 큰 하중수준을 제시할 수 있게 될 것이다. 또 일반적으로 많이 채택되고 있는 web재료로는 소재, OSB, W. B., 합판, 경질섬유판등이 이용되고 있으며 산림자원의 이용면에서 보다 효율적이며 폐잔재 및 저질재의 이용이 가능한 木質板狀材料가 소재의 대체재로 쓰이는 경향이 많아지고 있다. 한편 보의 성능평가는 처짐에 관한 고찰이 선행되어야 하며, 복합보에서의 처짐은 휨과 전단에 의한 처짐으로 대별되고, 이들이 보의 전체처짐을 구성하고 있으며 일반보이론으로부터 도출할 수 있다. 특히 종래의 복합보 연구를 보면 보 구성면에서

flange재료를 달리 한 연구와 web재료로 쓰이는 각종 목질관상재료에 관한 비교 연구 및 장기하중하에서의 복합보舉動의 특성구명등 여러방면에서 연구가 시도되고 있으나, 목질복합보는 사용되는 재료와 보 구성시 斷面形狀(cross section geometry)의 변이가 넓어서 보 구성시 상당한 주의를 요하고 있다. 따라서 여기에 관한 다각적인 연구가 필요로 되어지며 다음과 같은 문제점이 제기된다.

첫째, 일반적으로 소재 및 집성재를 flange재료로 많이 사용하고 있으나 집성재를 사용할 경우 적층방법(즉 수직 또는 수평)에 따른 I-beam에서의 보성능의 평가.

둘째, 통상적으로 I, box형 보의 형태는 中立軸(neutral axis)에 대하여 對稱構造(symmetry-construction)로 되어 있으며, 만일 동일한 flange층 두께에 대하여 flange재료의 양쪽 상, 하부의 두께를 달리한 비대칭인 非對稱構造(unsymmetry-construction)를 사용할 경우의 상대적 거동의 특성에 관한 비교.

셋째, web재료로 plywood 및 particleboard를 사용하였을 경우 복합보에서 나타나는 성능의 비교.

넷째, 소재와 I형 및 Box형 보의 구조적 성능에 관한 비교 및 고찰.

이상에서 제시된 문제는 아직 미해결인 채로 남아 있으며, 따라서 각각의 문제점에 관한 해결방안을 모색하고, 복합보의 거동시 요구되는 응력 및 처짐에 관한 분석을 시행하여 복합보의 단면구성에 관한 보의 성능평가를 구명하기 위하여 본 연구를 수행하고자 하였다.

## 2. 材料 및 方法

### 2.1 試驗材料

#### 2.1.1 Flange材料

Flange재료로 쓰이는 單板은 두께 2mm의 나왕(Shorea sp.)을 가구제조업체로부터 분양받아 flange의 구성재료로 사용하였다. 이들단판

중 결함이 있거나 비중이 현저히 차이가 있는  
邊材部는 제외하였다. 공시 단판의 물리적 성  
질은 Table.1에 나타난바와 같다.

### 2.1.2 Web材料

Web재료는 두께 5mm, 10mm의 시판용 準耐  
水 合板(4'×8') 및 두께 9mm의 시판용 par-  
ticleboard를 사용하였으며 이들의 성질은  
Table 1과 같다.

### 2.1.3 接着劑

접착제는 합판회사로부터 분양받은 尿素樹

脂(수지율: 62.7%)를 사용하였으며, 경화제  
는  $\text{NH}_4\text{Cl}$  10% 수용액을 사용하였다. 접착증량  
제는 시판용 小麥粉을 사용하였다. 요소수지  
100部에 대하여 밀가루 10部,  $\text{NH}_4\text{Cl}$  10% 수  
용액 10部를 가하여 접착제로 사용하였다.

### 3.1.4 基礎材質調査

Web재료로 쓰이는 PB, 합판과 flange재료  
로 쓰이는 LVL에 관한 기초재질을 조사하기  
위하여 ASTM D198<sup>2)</sup>, 1037<sup>3)</sup>에 따라 다음 각 항  
목을 측정하였으며, 이들로부터 계산된 비중

Table 1. Characteristics of the used material.

Material	Nominal thickness(mm)	Actual thickness(mm)	Specific gravity*	Moisture content(%)	Uses
Veneer (Shorea sp.)	2	2.08	0.47	12.1	LVL flange
Particleboard	9	0.89	0.69	10.1	I-beam web
Plywood	5	4.92	0.55	10.6	Box beam web
	10	9.38	0.64	12.2	I-beam web

\* : Based on oven dry weight

Table 2. Dimension and mechanical properties of flange and web material.

Beam type	Upper flange			Lower flange			Web		Beam depth (mm)
	Width (mm)	Thickness (mm)	MOE ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	Width (mm)	Thickness (mm)	MOE ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	Thickness (mm)	MOE ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	
A	4.98	2.35	$5.6 \times 10^4$	5.00	2.24	$5.6 \times 10^4$	4.6	$3.1 \times 10^4$	9.71
B	4.97	1.79	$6.1 \times 10^4$	4.98	2.63	$5.3 \times 10^4$	5.1	$3.1 \times 10^4$	9.67
C	4.98	2.71	$5.3 \times 10^4$	4.98	1.66	$6.1 \times 10^4$	4.9	$3.1 \times 10^4$	9.68
D-P	5.56	2.36	$5.6 \times 10^4$	5.57	2.37	$5.6 \times 10^4$	8.8	$9.5 \times 10^4$	9.87
E-P	5.60	1.84	$5.5 \times 10^4$	5.58	2.86	$5.8 \times 10^4$	9.0	$9.5 \times 10^4$	9.77
F-P	5.54	2.84	$5.8 \times 10^4$	5.62	1.79	$5.5 \times 10^4$	8.9	$9.5 \times 10^4$	9.85
D-W	5.59	2.50	$5.6 \times 10^4$	5.55	2.33	$5.6 \times 10^4$	9.7	$2.4 \times 10^4$	9.91
E-W	5.60	1.88	$5.5 \times 10^4$	5.62	2.87	$5.5 \times 10^4$	9.5	$2.4 \times 10^4$	9.81
F-W	5.68	2.92	$5.5 \times 10^4$	5.65	1.71	$5.5 \times 10^4$	9.5	$2.4 \times 10^4$	9.88
G-P	5.71	2.35	$4.8 \times 10^4$	5.71	2.34	$4.8 \times 10^4$	8.9	$9.5 \times 10^4$	9.58
H-P	5.69	1.91	$5.7 \times 10^4$	5.67	2.82	$6.5 \times 10^4$	8.9	$9.5 \times 10^4$	9.59
I-P	5.67	2.79	$4.9 \times 10^4$	5.70	1.89	$3.0 \times 10^4$	8.9	$9.5 \times 10^4$	9.53
G-W	5.69	2.36	$5.1 \times 10^4$	5.69	2.36	$5.1 \times 10^4$	9.3	$2.4 \times 10^4$	9.58
H-W	5.70	1.92	$5.3 \times 10^4$	5.69	2.75	$5.1 \times 10^4$	9.3	$2.4 \times 10^4$	9.66
I-W	5.72	2.78	$6.9 \times 10^4$	5.68	1.91	$7.0 \times 10^4$	9.3	$2.4 \times 10^4$	9.60

P : Particleboard web

W : Plywood web

A, B, C, G, H, I : Horizontal LVL flange

D, E, F : Vertical LVL flange

Table 3. Mechanical properties of particleboard and plywood(unit : kgf/cm<sup>2</sup>)

Properties Material	Nominal thickness (mm)	Bending properties		Compressive	Compressive	Internal bond	Tensile strength
		MOR	MOE	strength	MOE		
Particleboard	9	79.87	$6.7 \times 10^3$	133.82	$9.5 \times 10^4$	6.54	56.99
Plywood	10	671.55	$8.2 \times 10^4$	263.76	$2.4 \times 10^4$		45.84
	5	287.54	$1.8 \times 10^4$	277.31	$3.1 \times 10^4$		623.00

P : Particleboard web

W : Plywood web

및 함수율은 Table 1과 같으며 그 강도적 성질은 Table 2, 3과 같다.

## 2.2. Flange 및 web製造

### 3.2.1 Flange製造

공시단판을 길이 120cm, 폭 40cm로 절단하여 적층수를 9매, 11매와 13매로 한 LVL를 제조하였으며, 두께는 각각 2.0, 2.5와 3.0cm로 하였다. 이때 제조된 접착제를 塗布量 250g/m<sup>2</sup>, 壓縮壓力 12kgf/cm<sup>2</sup>, 압제시간은 8시간으로 하여 냉압하였으며 해압후 양생시켰다.

### 3.2.2 Web製造

공시판상재료(particleboard 및 합판)를 가지고 Box-beam의 경우, 10cm, I-beam의 경우 10cm와 6cm의 깊이로 판의 길이방향에 대하여 수직으로 절단하여 web재료를 제조하였다.

## 2.3 試驗片의 準備

### 2.3.1 試驗片의 製作 및 調濕

제조된 flange와 web재료로부터 길이 110cm의 I형 및 Box형 보를 제작하였으며, 접합부위에는 시험시 joint간의 slip현상을 방지하기 위하여 요소수지를 사용하여 접합하였다. 이때 접합부위는 연마를 하여 접합이 원활히 이루어지도록 하였다.Box형보 및 D, E, F형 I보는 flange측면에 접착제를 도포하고 냉압기를 사용하여 5kg/cm<sup>2</sup> 壓力을 가하여 접합시켰으며, G, H, I형 I보의 경우 flange에 깊이 5mm, 폭은 web재의 폭과 같은 홈을 가공하여 web재를 삽입하여 제작하였다.

Box형 보의 경우는 web재료로 합판을 사용하며, I-beam의 경우는 PB 및 합판을 사용하였다.

이때 합판은 표판의 목리방향이 보의 長軸方向에 대하여 수직이 되게 제조하며 각 보의 형태 및 크기는 Fig.1 및 Table 2와 같이 하였다.

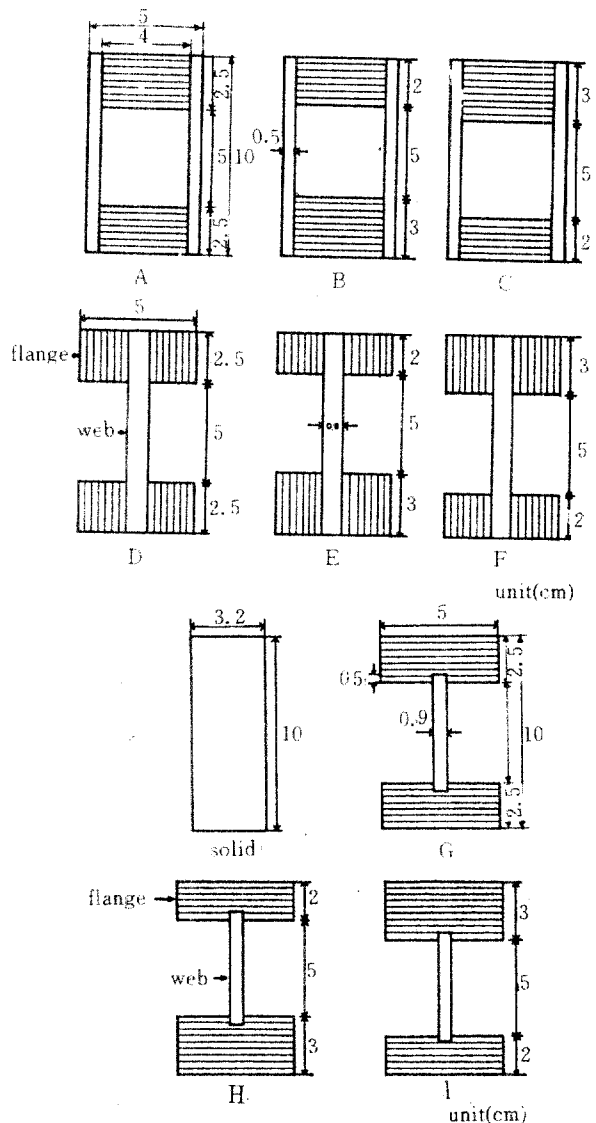


Fig.1. Cross section of composite beams and solid.

제조된 보의 종류는 Box형 보 3종류, I형 보 12종류이며 각 종류별로 공히 4개씩의 시험체를 제작하였다.

제조된 보의 성능비교를 위하여 제조된 보의 비중과 비슷한 비중을 가진 나왕 소재를 사용하며, 소재의 높이를 보의 높이와 같게하고 단면적이 같은 소재를 비교시험용으로 하였다.

제조된 시험편에 대하여 약 4주간 평균온도가 28.5°C, 상대습도 75~83%의 실험실내부에 두고 온·습도상태의 편차를 크지않게 하기 위하여 비닐로 덮어 제작된 보를 조습시켰다.

## 2.4 試驗方法

용량 2ton의 萬能強度試驗機(universal testing machine)로 Fig.2와 같이 3점 시험을 시행하였으며 중앙부에서의 처짐은 정도  $10^{-3}$ mm의 dial gauge를 사용하여 측정하였다. 이때 span길이는 90cm로 하며, 하중속도는 분당 10mm, chart속도는 분당 10mm로 하여 최대하중 및 중앙부에서의 처짐을 측정하였다.

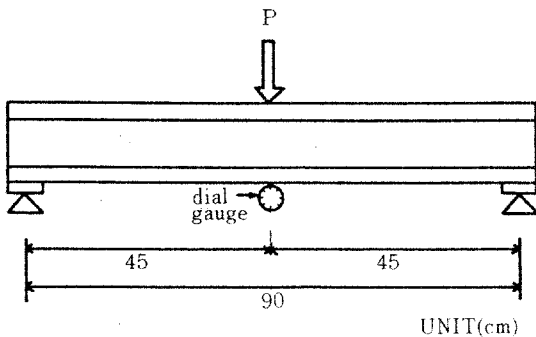


Fig.2. Geometric configuration and method of bending test of composite beams.

## 3. 結果 및 考察

### 3.1 荷重-처짐曲線

복합보의 휨시험시 span의 중앙부에서 측정된 하중-변형곡선은 Fig.3과 같다. Fig.3에서 나타낸 바와 같이 하중이 증가함에 따라 변화

된 보의 처짐량은 直線적으로 증가하는 경향을 보여주고 있다. 따라서 이 하중-변형 곡선에서 가장 두드러진 현상은 하중이 증가하여 파괴지점에 이를때까지 거의 직선적 성향을 나타낸다는 점이다. 이는 결국 보의 계산이나 설계시 보의 거동은 彈性的이라는 가정이 필요한데, 본 시험에서 나타난 복합보의 하중과 처짐에 따른 거동은 역시 직선적 경향으로 인해 탄성한계내에서 이루어지고 있다고 가정할 수 있다.

따라서 LVL 및 web재료로 사용한 파티클보드 및 합판은 이들의 탄성적 성향으로 인하여 복합보에 효율적으로 사용될 수 있다고 생각되며, 이들의 공통된 양상은 파괴정조 없이 파괴가 급속히 진전됨을 보여 주었다. 이는 Ramaker와 Davister(1972)<sup>9)</sup> 그리고 Johnson등(1976)<sup>8)</sup>이 복합보의 실험에서 보의 파괴에 이르기까지의 하중-처짐곡선은 거의 직선적 성향을 나타내며, 예고 없이 급속히 파괴가 일어나는 현상을 관찰한 결과와 일치하는 현상으로 생각된다.

이는 이들이 지적인 바와 같이 非線形的 舉動으로 인한 보의 에너지 손실이 파괴에 이를때까지 거의 없음을 보여주는 결과로 사료되며 따라서 복합보의 거동시 보의 특성을 구명함에 있어서 하중-변형곡선이 거의 선형적으로 증가하는 현상은 보를 구성하고 있는 부재의 거동이 보의 한계하중에 도달할때까지는 탄성적이라고 가정할 수 있다고 생각된다.

### 3.2 靱剛性的 算出 및 測定

#### 3.2.1 靱剛性式

##### 3.2.1.1 靱剛性式(理論值)

일반적으로 재료의 휨강성은 가해진 外力 특히 휨에 의한 變形에 대하여 저항하는 재료의 성능의 척도를 나타낸 것으로 탄성계수(MOE)와 단면2차모멘트(I)의 곱한 값을 말하며 보의 시험성능 평가면에서 큰 의미를 갖는다. 각요

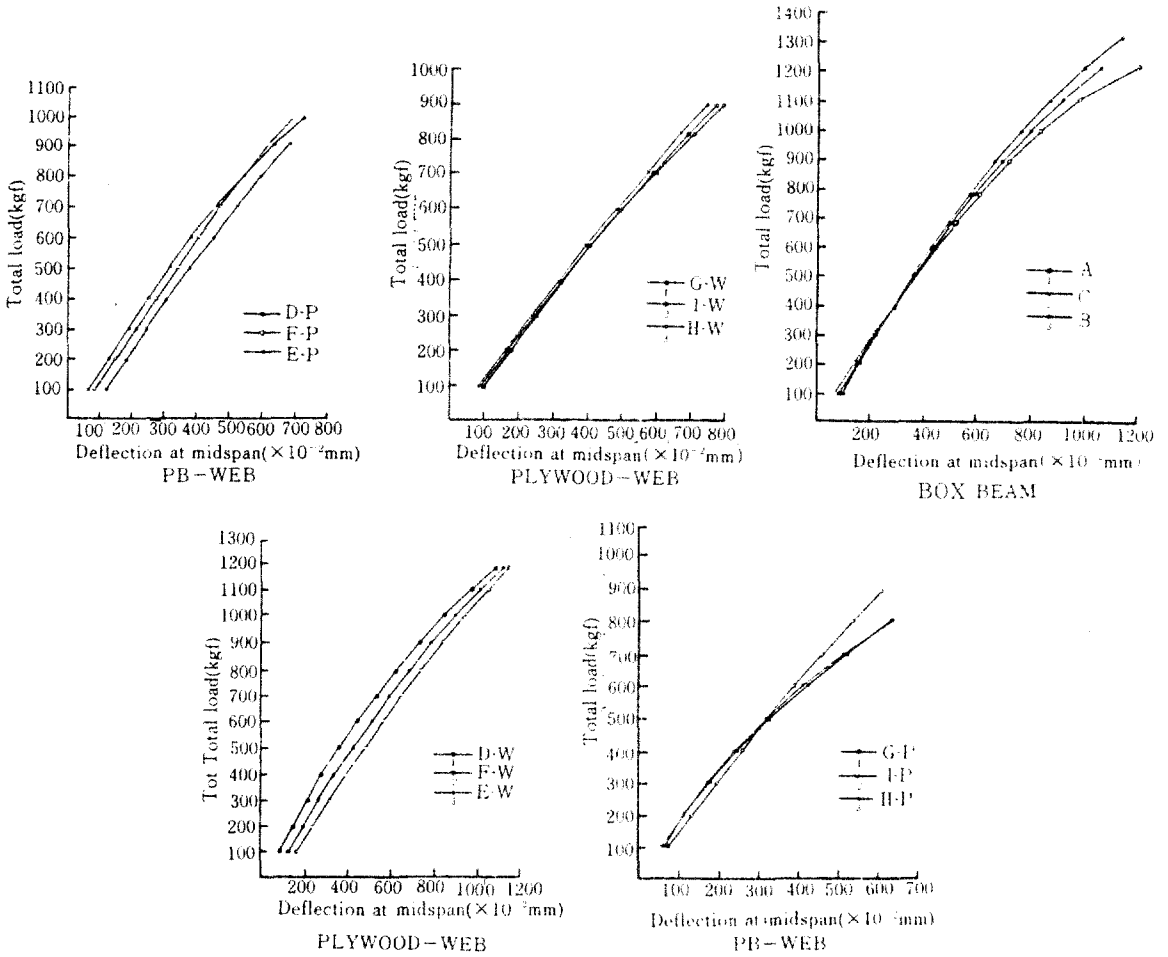


Fig.3. Load-deflection curves of composite beams.

소의 성질이 다른 복합보에서 휨강성(Flexural rigidity:  $\overline{EI}$ )은 각 요소의 성질로부터 다음과 같이 계산된다.

$$\overline{EI} = \sum E_i (I_i + A_i \cdot D_i^2) \dots \dots \dots (1)$$

$\overline{EI}$  : Flexural rigidity

$E_i$  : Elastic modulus for each component

$I_i$  : Moment of inertia for each component

$A_i$  : Cross sectional area for each component

$D_i$  : Distance between the centroid of each component and neutral axis of the over all beam

이때 각 부재(요소)의 탄성계수값은 중립축보다 위에 있는 요소는 압축 탄성계수를, 중립축보다 아래에 있는 요소는 인장 탄성계수를 사용하여 계산되며, 본 연구에서 처럼 span길이에 대한 보깊이의 비(9.5 : 1)가 작고 길이에 비하여 높이가 높고 flange재의 깊이가 상대적으로 보깊이에 대하여 클 경우 Burgess(1970)<sup>1)</sup>, Suchsland와 Slicker(1982)<sup>2)</sup>가 채택한 바와 같이 LVL로 구성된 flange의 탄성계수값은 압축탄성계수를 채택하며, Web재로 사용된 합판 및 파티클보드도 역시 압축 탄성계수를 채택하여 E값으로 하였다.

이때 I값을 계산할 경우 합판은 보의 수평축

에 대하여 평행한 목리를 가진 ply의 두께를 고려하여 계산되며 이 경우 보의 휨강성을 계산함에 있어서 中立軸의 위치가 문제가 된다.

複合보내에서 힘의 균형에 의해 정해지는 중립축의 위치는 보의 基底部에 대하여 다음식에 따라 결정된다.

$$Y = \frac{\sum Y_i \cdot E_i \cdot A_i}{\sum E_i \cdot A_i} \dots\dots\dots (2)$$

Y : Neutral axis

Y<sub>i</sub> : Distance from center of each component to bottom of the beam

3.2.1.2 靱剛性式(實測值)

한편 각 요소의 성질에 따른 이론상의 휨강성값과 비교하여 실제 휨강성 값은 다음과 같이 구할 수 있다. 보에 가해진 하중과 이에 따른 처짐은

$$P = S \cdot \delta \dots\dots\dots (3)$$

P : Applied load

S : Stiffness

δ : Deflection

식(3)은 다음과 같이 되며

$$P = \frac{EI}{K \cdot L} \cdot \delta = \frac{48EI}{L^3} \cdot \delta \dots\dots\dots (4)$$

따라서 실제 측정된 휨강성 EI값은 다음식에 나타난 바와 같이 하중 및 처짐에 관한 식으로부터 유도될 수 있다.

$$EI = \frac{P \cdot L^3}{48 \cdot \delta} \dots\dots\dots (5)$$

따라서식(1)로부터 계산된 이론상의 휨강성값과 식(6)으로부터 계산된 실측휨강성값의 비교를 통하여 보에서 발생하는 처짐과 하중과의 관계를 알 수 있다.

3.2.3 靱剛性의 理論値와 實測値와의 比較

복합보의 접합으로 인한 휨강성값의 상승효과는 Fig.4에서 보는 바와 같이 접합한 경우에 단면 2차모멘트값은 접합하지 않은 각 요소의 단면 2차 모멘트의 합보다 크며 그 차이는 A<sub>y</sub><sup>2</sup>으로 표시된다. 이 경우 단면 2차모멘트의 값의 증가로 인하여 휨강성값이 상승함을 알 수 있으며 이에 대한 비교결과는 Table 5와 같다.

휨강성값의식(5)에 따른 휨강성치는 Table 5에서 나타난 바와 같이 實測値와 計算値사이에는 약간의 차이를 도출하였으나 그 차이는 크지 않은 것으로 판단되며, 대부분 예상치 보다 약간 높거나, 낮은 값을 보여 주었다. 또 소재와 비교하여 측정된 값은 소재의 휨강성값보다 약간 낮거나 비슷한 수준이어서 Johnson (1976)<sup>6)</sup>의 연구에서 보듯이 소재의 대체용으로서 복합보의 사용가능성을 시사해주는 현상이라고 사료된다.

휨강성값의 계산치와 실측치간의 값의 변이는 각각 백분율로 나타내었다. 실제 측정된 휨강성값의 경우에 있어서도 flange재의 탄성계수값이 큰 재료를 쓴 복합보의 경우에 보다 더 높은 값을 보여주어 결국 보의 휨강성에 미치는 영향인자는 flange재료의 彈性係數값인 것으로 판단된다.

3.3 보의 처짐

보가 외력 특히 휨에 의해 變形이 일어나면 보의 처짐은 span이 짧을 경우 휨과 전단에 의한 변형이 복합되어 나타나게 되고, 보의 총처짐은 휨에 의한 처짐과 전단에 의한 처짐의 합으로 나타나게 된다. 휨에 의한 처짐은 하중조건과 지지조건에 따라 일반적인 公式으로부터 계산될 수 있으며 전단에 의한 처짐은 약간 복잡한 양상을 띠게된다.

각각의 처짐에 의한 계산식은 다음과 같이 유도될 수 있다.

3.3.1 휨에 의한 처짐

Table 5. Comparisons of observed flexural rigidity and calculated flexural rigidity

Beam type	Neutral axis(cm)	Flexural rigidity(a) ( $\times 10^6 \text{kg} \cdot \text{cm}^2$ )	Flexural rigidity(b) ( $\times 10^6 \text{kg} \cdot \text{cm}^2$ )	Flexural rigidity(c) ( $\times 10^6 \text{kg} \cdot \text{cm}^2$ )	a $\times 100/c$ (%)	b $\times 100/c$ (%)
A	4.90	1.80	19.13	19.26	9.34	99.38
B	4.20	1.96	18.56	18.87	10.42	98.36
C	5.06	1.96	19.07	18.14	10.81	105.09
D-P	4.92	1.45	19.62	18.43	7.88	106.68
E-P	4.31	1.14	17.81	17.51	6.50	103.18
F-P	5.52	11.98	16.14	17.55	11.30	91.95
D-W	5.04	2.13	18.31	19.31	11.02	94.91
E-W	5.54	1.66	19.45	18.16	9.10	107.22
F-W	5.43	2.39	19.74	17.90	13.35	110.49
G-P	4.80	0.43	18.12	17.45	2.97	104.00
H-P	4.17	0.29	17.63	21.14	1.37	85.46
I-P	4.83	0.71	20.31	19.15	3.68	106.03
G-W	4.80	0.50	15.93	20.46	2.82	89.79
H-W	4.77	0.36	16.78	18.50	1.94	91.13
I-W	5.20	1.23	16.62	25.14	4.06	66.09
Solid			22.6			

(a) : Unglued flexural rigidity, (b) : Observed flexural rigidity, (c) : Calculated flexural rigidity

P : Particleboard web, W : Plywood web

중앙집중하중을 받는 단순보의 경우 처짐은 다음식과 같이 된다.

$$\delta = \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot EI} \dots\dots\dots (6)$$

이때 휨강성은 EI는 複合보의 경우 각 요소의 성질로부터

$$\overline{EI} = E_i \cdot (I_i + A_i \cdot D_i^2)$$

$E_i$  : Elastic modulus of ith component

$I_i$  : Moment of inertia of ith component

$A_i$  : Cross section area of ith component

$D_i$  : Distance from neutral axis to furthest point of ith component

이므로 식(6)은 다음과 같이 된다.

$$\delta = \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot \overline{EI}} \dots\dots\dots (7)$$

식(7)으로부터 휨에 의한 처짐의 이론치와 실제 측정시 전단에 의한 영향을 포함한 실제상의 처짐을 알 수 있다. 즉,

$$\delta_{exp} = \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot EI_{exp}} \dots\dots\dots (8)$$

$$\delta_{obs} = \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot EI_{obs}} \dots\dots\dots (9)$$

$\delta_{exp}$  : Expected deflection

$\delta_{obs}$  : Observed deflection

$EI_{exp}$  : Expected flexural rigidity

$EI_{obs}$  : Observed flexural rigidity

여기서 예견된 휨강성값과 실측된 휨강성값으로부터 도출된 처짐값의 차이는 Geimer와 Lehmann(1975)<sup>13)</sup>이 지적한바와 같이 전단응력으로 인한 剪斷變形의 영향이라고 생각된다.

### 3.3.2 剪斷에 의한 보의 처짐

전단으로 인하여 附加된 변형은 시험가정 즉



하중을 받은 면은 받기전의 面狀態를 유지하여야 함에도 불구하고 실제이러한 현상은 잘 발생하지 않음으로 인하여 전단에 의한 보의 처짐을 구명하기 위해서 다각적인 연구가 시도된 바 있으며 특히 복합 I 및 Box형 보의 경우 그 처짐에 관한 고찰방법은 다음과 같이 근사법 및 요소에 관한 식으로부터의 계산식이 유도될 수 있다.

3.3.2.1 近似法

이 방법은 총변형을 구성하고 있는 휨에 의한 변형과 전단에 의한 변형을 산출할때 전단에 의한 변형을 휨에 의한 변형의 비로서 나타내는 방법이다. 시험조건에서 중앙집중하중을 받는 단순보의 경우 span 中央部에서의 처짐은 다음 식과 같이 된다(Bilblis, 1965)<sup>2)</sup>.

$$\delta_t = \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot EI} \cdot \left[ 1 + \frac{3}{10} \cdot \left( \frac{2 \cdot h}{l} \right)^2 \cdot \frac{E}{G} \right] \dots (10)$$

$\delta_t$ : Total deflection

$l$ : Span

$h$ : Depth

$G$ : Modulus of rigidity

여기서 팔호안의 앞의 경우는 휨에 의한 변형에 해당하는 항목이며, 뒤의 경우는 전단에 의한 變形量이다. 이때 본시험의 조건을 대입하고 web재료로 쓴 재료의 특성을 고려할때 식(10)은 다음과 같이 된다.

$$\overline{EI} = \Sigma Ei \cdot (I_i + A_i \cdot D_i^2)$$

$$l = 90\text{cm}, h = 9.5\text{cm}, E/G = 14.0 \text{ (plywood),}$$

$$2.4 \text{ (particleboard)}$$

이때 휨강성 EI는 복합재의 구성이 동일한 재료가 아니므로 동일한 탄성계수값을 갖는 가상적인 보의 단면(변환단면: transformed section)을 설정하고 이에 따른 EI의 값을 구하여야 한다. 변환단면에 의한 단면의 변화는 요소법에 의한 전단변형도의 추정에서 나타내었다. 식(10)에 대하여 본 시험의 조건  $l=90\text{cm}, h=9.$

5cm, E/G값은 합판의 경우 14(Kollmann, 1975), 파티클보드의 경우 McNatt(1973)가 제시한 바에 따르면 휨탄성계수와 전단탄성계수의 관계는 다음식에 따른다고 한다.

$$G = 20700 + 0.366E_b \text{ (psi)}$$

$G$ : 전단탄성계수

$E_b$ : 휨 탄성계수

윗식으로부터 본시험에서 구한 G값은  $3900\text{kgf/cm}^2$ 이므로  $E/G=2.4$ 가 된다.

각 조건을 대입하면

$$\delta_t = \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot \overline{EI}} \cdot \left[ 1 + \frac{3}{10} \cdot \left( \frac{2 \times 9.5}{90} \right)^2 \cdot 14 \text{ or } 2.3 \right]$$

$$= \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot \overline{EI}} \times 1.19 \text{ (plywood)} \dots \dots \dots (11)$$

$$= \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot \overline{EI}} \times 1.03 \text{ (particleboard)} \dots \dots \dots (12)$$

합판의 경우 1.19라는 상수는 보깊이에 대한 Span길이의 비가 1/12보다 적을 경우 복합보의 처짐은 휨변형의 1.15배라는 상수를 제안한 Burgess(1976)<sup>6)</sup>의 결과와 대등한 것으로 생각된다.

3.3.2.2 Hoyle의 方法에 의한 剪斷變形度의 測定

Hoyle(1986)<sup>7)</sup>은 복합보의 처짐에 관한 연구에서 보의 형태가 소재(Solid)가 아니고, 또 단면이 사각형이 아니며 보깊이에 대한 Span의 길이가 15보다 적을 경우 보의 처짐은 같은 깊이 및 I값을 갖는 사각보의 전단응력에 대한 web부의 전단응력의 비로 나타낼 수 있으며 다음과 같은 과정에 따라 剪斷變形度를 추정할 수 있다고 하였다.

$$\delta_s (\%) = \frac{A}{b \times d} \dots \dots \dots (13)$$

$\delta_s$ : Shear deflection

$b$ : Web thickness

$d$ : Beam depth

A : Area of solid beam cross section

본 시험조건에 맞는 전단 변형도는 Table 6 으로부터 外插法으로 구해내어 사용하였으며, 그 크기는 합판의 경우 15.50, 파티클보드의 경우 2.29으로 나타났다.

Table 6. Deflection error if shear deformation is ignored .

Shear deflection as a percentage of bending deflection			
Span/depth L/D	Concentrated load at midspan		
	E/G=6	E/G=13	E/G=20
5	18.8	62.5	96.0
10	7.2	15.5	24.0
15	3.2	7.0	10.0
21	1.7	3.5	5.4
25	1.1	2.4	3.8
35	0.6	1.2	1.9

3.3.2.3 要素法 (elementary direct method) 에 의한 剪斷變形度の 推定

Timoshenko(1968)에 따르면 중립축으로부터  $y_1$  거리에 있는 지점에서의 보의 전단응력은 다음과 같이 표시될 수 있다고 하였다.

$$\tau = \frac{V}{b_1 \cdot I} \cdot \int_{y_1}^{h/2} y \cdot dA \quad \dots\dots\dots(14)$$

$\tau$  : Shear stress

$b_1$  : Width of web

V : Vertical force

$h/2$  : Distance between neutral axis and furthest point of materials

이때 I형 보와 같은 복합보의 전단변형은 단면이 사각형일경우와 마찬가지로 Web내에 발생하는 전단응력은 전단력과 평행하며 Web주께에 대하여 균일하게 분포한다는 가정을 내포하고 있어야 한다.

Fig. 4에서 보면 대칭단면일 경우 중립축으로부터 거리  $y_1$ 에 있는 지점에서의 전단응력도를 구할시 未知의 積分項은 다음과 같이 된다.

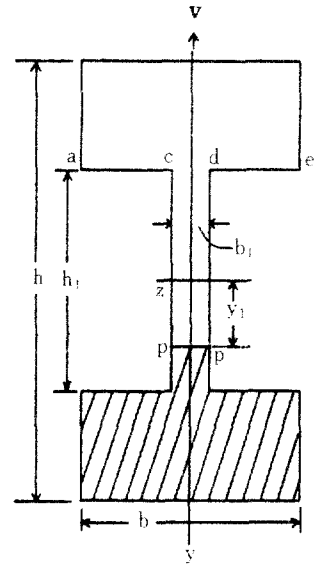


Fig.4 Cross section of typical I-beam

$$\int_{y_1}^{h/2} y \cdot dA = \frac{d}{2} \cdot \left( \frac{h^2}{4} - \frac{h_1^2}{4} \right) + \frac{b_1}{2} \cdot \left( \frac{h_1^2}{4} - y_1^2 \right) \quad \dots\dots\dots(15)$$

이므로 식(14)에 대입하면 다음과 같이 된다.

$$\tau = \frac{V}{b_1 \cdot I} \cdot \left[ \frac{b}{2} \cdot \left( \frac{h^2}{4} - \frac{h_1^2}{4} \right) + \frac{b_1}{2} \cdot \left( \frac{h_1^2}{4} - y_1^2 \right) \right] \quad \dots\dots\dots(16)$$

이때 최대 전단응력은  $y_1=0$ 에서 발생하므로

$$\tau_{max} = \frac{V}{b_1 \cdot I} \cdot \left[ \frac{b \cdot h^2}{8} - \frac{h_1^2}{8} \cdot (b - b_1) \right] \quad (17)$$

한편 강성률을 고려한 전단응력에 관한 식은

$$\frac{dy}{dx} = \frac{\tau}{G} \quad \dots\dots\dots(18)$$

식(17)를 식(18)에 대입하면

$$\frac{dy}{dx} = \frac{1}{G} \cdot \frac{V}{b_1 \cdot I} \cdot \left[ \frac{b \cdot h^2}{8} - \frac{h_1^2}{8} \cdot (b - b_1) \right]$$

이를 적분하면

$$y_1 = \frac{1}{G} \cdot \frac{V}{b_1 \cdot I} \cdot \left[ \frac{b \cdot h^2}{8} - \frac{h_1'^2}{8} \cdot (b - b_1) \right] \cdot x + c$$

경계조건에서  $x=0$ 면,  $y=0$ , 따라서  $c=0$ .

$$y_1 = \frac{V}{G \cdot b_1 \cdot I} \cdot \left[ \frac{b \cdot h^2}{8} - \frac{h_1'^2}{8} \cdot (b - b_1) \right] \cdot x$$

..... (19)

식(19)에서 전단력  $V$ 는  $P/2$ 이고, span 중앙 부에서의 처짐이므로  $x=1/2$ 을 대입하면 식(19)은 다음과 같이 된다.

$$y_1 = \frac{P \cdot l \cdot (b \cdot h^2 / 8 - h_1'^2 \cdot (b - b_1) / 8)}{4 \cdot b_1 \cdot I \cdot G} \quad (20)$$

위의 경우는 단면이 대칭이고, 균질한 경우에 전단변형을 구한 Biblis(1965)<sup>5)</sup>에 의한 식이며 이를 복합보에 적용할 경우 전단변형도는 다음과 같게 된다.

즉, 식(14)에서 미지의 적분항

$$\int_{y_1}^{h/2} y_1 \cdot dA \quad \dots\dots\dots (21)$$

은 복합보의 중립축을 기준으로 하여 중립축 위나 아래면의 단면 1차 모멘트에 해당된다.

또 각 요소의 탄성계수 성질이 다르기 때문에 동일한 탄성계수 값을 갖는 가상의 단면(변환 단면)을 설정할 수 있다. 이때 web재의 탄성계수 값을 기준으로한 변환단면을 설정하면 Fig. 5에서 나타난 바와 같이 된다.

Fig. 5.(b)에서 빗금친 부분에 걸리는 전단응력은 식(14)에서

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{V}{b_2' \cdot I} \cdot \int_{y_1}^{h/2} y \cdot dA \\ &= \frac{V}{b_2' \cdot I} \cdot \left[ \frac{b_3'}{2} \cdot (h_1^2 - h_2^2) + \frac{b_2'}{2} \cdot (h_2^2 - y_1^2) \right] \end{aligned}$$

마찬가지로 최대전단응력은  $y_1=0$ 일때 이므로

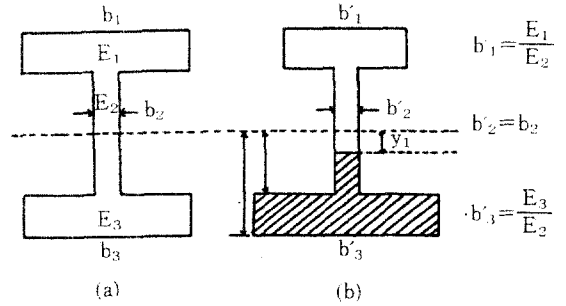


Fig.5 Transformed section of composite beams based on elastic properties of web.

(a) Real dimension (b) Transformed section to web E

$E_i$  : Elastic modulus of  $i$ th component  
 $b_i$  : Width of  $i$ th component

$$\tau_{max} = \frac{V}{b_3' \cdot I} \cdot \left[ \frac{b_3'}{2} \cdot (h_1^2 - h_2^2) + \frac{b_2'}{2} \cdot h_2^2 \right]$$

$$= \frac{V}{b_3' \cdot I} \cdot \left[ \frac{b_3' \cdot h_1^2}{2} - \frac{h_2^2}{2} \cdot (b_3' - b_2') \right]$$

$$\frac{dy_1}{dx} = \frac{\tau}{G} = \frac{V}{G \cdot b_3' \cdot I} \cdot \left[ \frac{b_3' \cdot h_1^2}{2} - \frac{h_2^2}{2} \cdot (b_3' - b_2') \right]$$

이를 적분하고  $x=1/2$ ,  $V=P/2$ 일때 최대의 처짐이 발생하므로

$$y_1 = \frac{P \cdot l \cdot \left[ \frac{b_3' \cdot h_1^2}{2} - \frac{h_2^2}{2} \cdot (b_3' - b_2') \right]}{4 \cdot b_3' \cdot I \cdot G}$$

여기서  $G$ 는 앞서 구한바와 마찬가지로 합판의 경우  $E/14$ , 파티클보드의 경우  $E/2.4$ 이므로

여기서

$$y_1 = \frac{E \cdot P \cdot Q \cdot \ell}{4 \cdot b \cdot EI \cdot E/14} = \frac{7}{2} \cdot \frac{P \cdot Q \cdot \ell}{b \cdot E \cdot I} \quad (\text{합판}) \quad \dots\dots\dots (22)$$

$$= \frac{E \cdot P \cdot Q \cdot \ell}{4 \cdot b \cdot EI \cdot E/2.4} = \frac{2.4}{4} \cdot \frac{P \cdot Q \cdot \ell}{b \cdot E \cdot \ell} \quad (\text{파티클보드}) \quad \dots\dots\dots (23)$$

$$y_1 = \frac{7}{2} \cdot \frac{P \cdot Q \cdot \ell}{b_3' \cdot I \cdot E}$$

$$y_2 = \frac{2 \cdot 4}{4} \cdot \frac{P \cdot Q \cdot \ell}{b_3' \cdot I \cdot E}$$

$$Q = \frac{b_3' \cdot h_3^2}{2} - \frac{h_2^2}{2} \cdot (b_3' - b_2')$$

$y_1$ : Shear deflection of composite beams composed of plywood or particleboard web  
 $b$ : Web thickness

이때 합판을 web재로 사용한 경우 단면 2차 모멘트는 보에 대하여 수평인 층만을 계산에 삽입시키는 net moment of inertia를 사용하며, 이때 총두께에 대한 수평두께비(veneer ratio) 및 총깊이에 대한 flange의 비를 고려한 shear stiffness factor(Stieda, 1967)<sup>11)</sup>를 고려하여야 할 것으로 생각된다. 본 시험의 조건에 맞는 값은 veneer ratio가 0.7이며 H/D는 0.25, T/R은 0.20이므로 이에 해당하는 값은 0.220이며 이 값을 유도된 식(23)에 곱하여 전단변형을 나타낼 수 있다.

$$y_1 = 0.220 \times \frac{7}{2} \times \frac{P \cdot Q \cdot \ell}{b \cdot EI} \dots\dots\dots (24)$$

$$\text{Veneer ratio} = \frac{\text{보에 평행한 두께의 합}}{\text{총두께}} = \frac{0.6}{0.89} = 0.67 \approx 0.7$$

$$H/D = \frac{\text{flange 두께}}{\text{보 깊이}} = \frac{2.5}{10} = 0.25$$

$$T/B = \frac{\text{web 두께}}{\text{보의 폭}} = \frac{0.89}{5} = 0.18 \approx 0.2$$

따라서 요소법에 의한 전단변형은 휨강성과 단면 1차 모멘트로부터 계산될 수 있으며, 剛性率값의 차이로 인하여 합판과 파티클보드간의 전단변형의 차이가 나타난다고 사료된다.

3.3.2.4 總變形

(1)과(2)에서 구한 휨에 의한 변형과 전단에 의한 변형량을 합한것이 총변형량이 되며, 이 총변형량은 보의 처짐을 측정할때 나온값으로 생각할 수 있으며, 이들의 값은 식(25)과 같다.

$$\delta_t = \delta_b + \delta_s \dots\dots\dots (25)$$

$\delta_t$ : Total deflection  
 $\delta_b$ : Bending deflection  
 $\delta_s$ : Shear deflection

3.3.3 보의 처짐에 관한 考察

보의 휨에 의한 처짐 및 전단에 의한 처짐의 실측치와 전단변형을 각 방법에 따라 구한 계산의 총처짐값은 Fig.6에 나타난 바와 같다.

처짐을 구한 값은 각 구한 방법에 따라 약간의 차이가 있었으나, 그 차이는 작게 나타났다. 근사법 및 소재단면법의 경우는 휨변형에 대한 비로서 나타내는 보정계수 값이 합판의 경우 1.19 및 1.16, 파티클보드의 경우 1.03 및 1.02로 나타났으므로 계산된 처짐의 값의 차이는 적게 나타났다. 요소법으로 부터 도출된 처짐값의 경우 합판을 web재로 채택한 복합보의 경우 처짐의 이론치는 상대적으로 적게 나타난바, 이는 단면 1차모멘트 계산시 보측과 수평인 방향에 넣는 net product이므로 원두께보다 변환단면 설정시 상당히 감소된 두께로 인하여 단면 1차모멘트 값이 적게 나타난 것으로 사료된다.

3.3.3 I형의 D-W, E-W 및 F-W형 복합보

각 보의 형태에 따른 이론치와 실측치는 잘 일치하는 경향을 보여 주었으며 파괴시 처짐은 실측치가 크게 나타나, 이는 파괴시 보의 거동시 탄성영역에서 벗어난 결과로 생각된다. 600kgf까지 보여 실측된 처짐은 예측치보다 작게 나타났고 그 이상에서는 큰 경향을 보여주었다. 700kgf 하중수준에서 D형 보의 경우 실측치  $606 \times 10^{-3} \text{mm}$ 에 대하여 소재단면법의 경

우  $600 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 요소법의 경우  $602 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 나타났으며 실측치와 예측치간의 차이는 작았다. E형 보의 경우 400kg까지 실측치가 예측치보다 크게 나타났으나 그 이상의 하중에서는 거의 일치 하였으며 700kgf 하중수준에서 실측치는  $627 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 예측치는 근사법의 경우  $649 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 요소법의 경우  $652 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 소재단면법의 경우  $631 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 나타나 각기 3%, 4%, 0.8%의 과대치를 나타내었으나 그 차이는 작은 것으로 생각된다. E형 보의 경우 초기치와 말기치에는 약간의 차이를 도출하였으나 실측치와 예측치간의 차이는 작게 나타났다. 전반적으로 합판을 web재료로 하고 수직 LVL을 적합한 보의 이론상 처짐은 실측치와 잘 일치하는 경향을 보여주었으며 비대칭구조의 경우 하중이 400kgf에 이를 때까지 예측치보다 실측치는 크게 나타나는 경향을 보여 주었다. 또 하중-변형곡선에서 F형 보의 실측치와 예측치간의 처짐의 차이가 D, E형보다 적게 나타남을 보여 주었다.

### 3.3.4 I형의 G-W, H-W 및 I-W형 복합보

G형 보에서 실측된 처짐은 예측치보다 적게 나타났으며 500kgf 하중수준에서 실측치는  $421 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 근사법의 경우  $514 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 소재단면법의 경우  $498 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 요소법의 경우  $514 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 나타났으며 각기 22%, 18%, 22%에 해당하는 과대치를 보여 준바 이는 보의 전단변형이 과대평가된 데에 기인한 것으로 사료된다. H형 보의 경우에도 실측치가 예측치보다 적은 G형 보의 경우와 같은 양상이 나타났으며 I형 보의 경우 실측치는 예측치보다 크게 나타났으나 차이는 작았다.

500kgf 하중수준에서 실측치는  $381 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 소재단면법의 경우  $348 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 요소법의 경우  $357 \times 10^{-2} \text{mm}$  정도로 나타나 각기 9%, 6% 정도의 과소치를 보여 주었으며 전단변형의 영향이 G, H형 보다는 큰 것으로 사료된다. 실측치와 예측치간 차이는 두꺼운 flange를

상부에 배치한 I구조가 G나 H구조보다는 매우 적게 나타남을 보여 주었다.

### 3.3.1 I형 D-P, E-P 및 F-P형 복합보

D형 보의 경우 실제처짐은 근사법 및 소재단면법으로부터 도출한 이론치와 500kgf 하중수준까지 거의 일치하였으나 요소법으로 부터 도출된 이론치는 이 하중수준에서 약 24% 정도의 과대평가치가 나왔다. 이는 변환단면 설정시 flange와 web부의 탄성계수의 차이가 큼으로 인하여 단면 1차모멘트 Q가 과소평가된데 기인한 것으로 사료된다. E형보의 경우 역시 D형보의 경우와 같은 양상을 보여 주었으며 하중이 800kgf일때 각각의 처짐은 근사법의 경우  $617 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 나타났으며 역시 요소법으로 인한 보의 예측된 처짐은 약 15% 정도의 과대치로 평가되었다. F형 보의 경우 D 및 E형 보와는 달리 요소법으로 부터 구한 예측치와 실측치간의 차이는 적었으며 600kgf 하중수준에서 실측치  $576 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 예측치  $558 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 약 3%의 차이점을 도출하였으며, 근사법 및 소재단면법의 경우  $486 \times 10^{-2} \text{mm}$ ,  $482 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 나타났고, 각기 18% 정도의 차이를 나타냈으나, 실측치와 예측치간의 차이는 D 및 E형 보 값보다 적게 나타남을 보여 주었다.

### 3.3.5 I형의 G-P, H-P 및 I-P형 복합보

측정된 보의 처짐은 거의 일치하였으며 G형 보의 경우 실측치는 예측치보다 적게 나타났으며 가장 큰 예측치는 요소법으로 산출한 경우였다. 500kgf의 하중수준에서 실측치  $364 \times 10^{-2} \text{mm}$ 에 대하여 근사법의 경우  $448 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 소재단면법의 경우  $445 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 요소법의 경우  $521 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 나타나 각기 23%, 23%, 43% 정도의 과대치를 보여 주고 있는 바 이는 시험초기단계에서 측정오차로 인한 현상으로 사료된다. H형 보의 경우 실측치와 소재단면법, 근사법의 경우 거의 일치하고 있으나, 요소법의 경우 예측치 보다 크게 나타났다. 500kgf 하중수준에서 실측치  $352 \times 10^{-2} \text{mm}$ 에 대하여 예측치는 근사법의 경우  $356 \times 10^{-2} \text{mm}$ ,

소재단면법의 경우  $361 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 나타났다. 요소법의 경우  $428 \times 10^{-2} \text{mm}$ 로 나타나 예측된 보의 처짐은 33% 정도 과대평가 되었다. I형 보의 경우 초기치는 예측치에 거의 일치하였으나, 하중이 400kgf 이상 증가함에 따라 처짐의 차이가 나타난바, 500kg의 하중수분에서 근사

법의 경우  $364 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 소재단면법의 경우  $361 \times 10^{-2} \text{mm}$ , 요소법의 경우  $428 \times 10^{-2} \text{mm}$ 에 대하여 실측치는  $320 \times 10^{-2} \text{mm}$ 으로 나타나 각기 13%, 13%, 33% 정도의 과대치를 나타내었으며, 요소법의 경우 차이가 가장크게 나타난 바 이는 변환단면상에서 탄성계수 값의 차이가

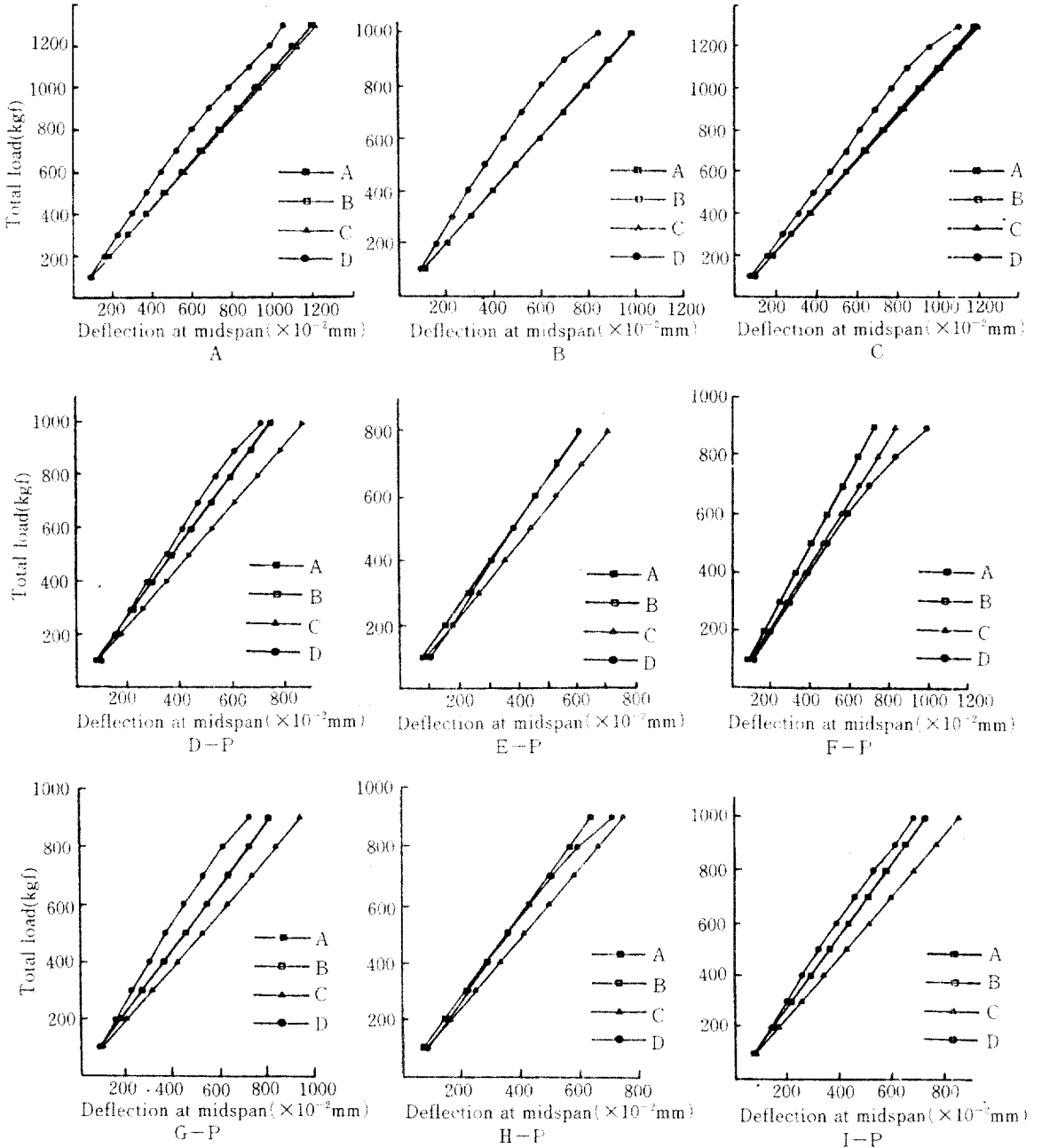


Fig.6. Observed and calculated load-deflection of composite beams.

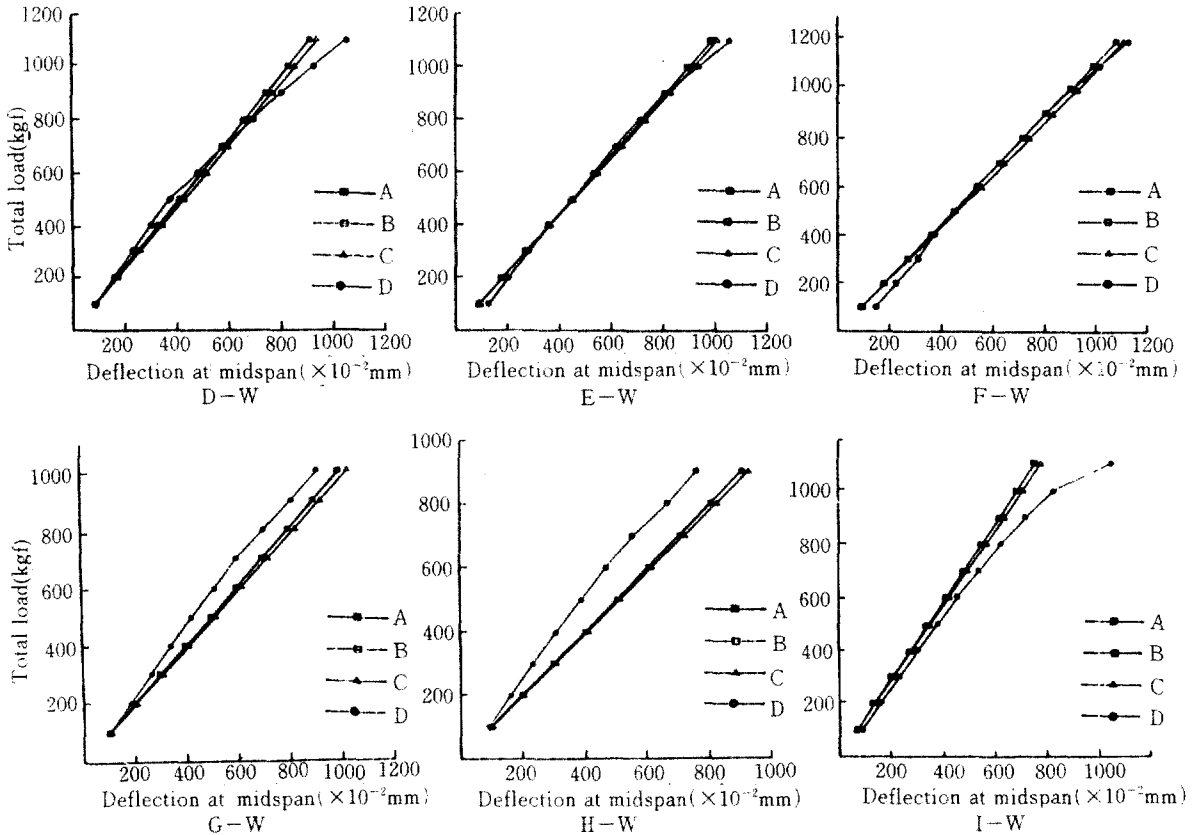


Fig 6. (continued)

A : Observed deflection  
 B : Calculated deflection by approximation method  
 C : Calculated deflection by solid cross section method

D : Calculated deflection by elementary method  
 P : Particleboard web  
 W : Plywood web

침으로 인해 web두께가 매우 감소하고 이로 인해 과소평가된 단면 1차모멘트 값의 영향이라 생각된다.

3.3.6 Box형의 A, B 및 C형 복합보

Box형태의 보에서 실측치는 이론치보다 적게 나타났으며 저하중 수준보다는 고하중 수준에서 차이는 크게 나타나는 경향을 보여 주었다. 500kgf의 하중수준에서 A형 보의 경우 실측치에 대하여 소재단면법 및 근사법의 경우 24%, 요소법의 경우 26%정도 과대치를 B형 보의 경우 실측치에 대하여 35%정도의 과대치를 C형 보의 경우 실측치에 대하여 24%정도의

과대치를 보여준바 이는 합판을 web재료로 사용한 Box형태의 보의 경우 본 실험의 경우에 있어서 전단에 의한 처짐의 영향은 작은 것으로 생각된다.

4. 結 論

파티클보드 및 합판을 web재료 그리고 LVL을 flange재로 구성하였을때 斷面構成을 달리 한 복합 I형 및 Box형보를 제작하여 그 構造的性能을 실험하고 분석한 結果는 다음과 같다.

1. 본 실험에서 채택한 I형 및 Box형보의 荷重

— 처짐曲線은 보의 파괴에 이를 때까지 直線의 傾向을 나타내었다. 따라서 복합보 거동의 평가시 각 부재의 거동이 彈性的이라고 가정할 수 있다.

2. 복합보의 이론적 휨강성치가 계산되었으며, 계산된 가장 큰 휨강성치는 I-W형 복합보에서 가장 낮은 휨강성치는 G-P형 보에서 나타났으며 이론치와 실측치간의 차이는 작았다.
3. 시험된 복합보의 총처짐은 휨강성값을 이용하여 계산되었으며, 실제 처짐과 비교되었다. 복합보의 勇斷에 의한 近似法, 素材斷面法 및 要素法에 의하여 산출되었다. D, E 및 F형의 I형보에서 실측 처짐과 이론상 처짐은 거의 일치하였으며 Box형 보와 G, H, 및 I형의 I형 보에서는 약간의 차이점을 나타내었으나 그 차이는 작았다.

### 參 考 文 獻

1. Americal Plywood Association. 1979. Design and fabrication of plywood-lumber beam. Supplement 2. 22pp.
2. American Standard for Testing Materials. 1974. Static test of timbers in structural size. ASTM D 198-67. Philadelphia. pa.
3. \_\_\_\_\_. 1976. Evaluating the properties of wood-base fiber and particle panel materials. ASTM D 1037-72a. Philadelphia. pa.
4. Bessette, A. E. and R. J. Holye, Jr. 1985. Test evaluation of beam design method. ASCE. J. of the Structural Engineering. 111(1):123-141.
5. Bilblis, J. 1965. Shear deflection of wood beams. F.P.J. 15(11):492-498.
6. Burgess, H.J. 1970. Introduction to the design of ply-web beams. Information Bulletin E/IB/24. Timber Research and Development Association. Hugenden Vally. High Wycombe, Bucks.
7. Holye Jr, R.J. and F. E. Woeste. 1989. Wood technology in the design of structure. Iowa State Univ. Press. Ames. 394pp.
8. Johanson, J. A., G. Ifju and H. W. Rogers. 1975. The performance of composite wood/particleboard beams under two-point loading. Wood and Fiber.8(2): 85-97.
9. Ramaker, T. J. and M.D. Davister. 1972.
10. Sliker, A. and O. Suchsland. 1982. Examination of a sinusoidal joint for assembling wood I-beam component. Forest Prod. J. 32(7):16-20. Predicting performance of hardboard in I-beams. USDA Forest Ser. res. pap. FPL 185.
11. Stieda, C.K.A. 1967. A shear stiffness factor for plywood box beams. Forest prod. Lab Vancouver, British Columbia. Information Report VP-X-31.