

引張 및 壓縮部材와 積層數가 플라타너스 集成材의 휨性質에 미치는 影響^{*1}

吳世昌^{*2} · 李弼宇^{*2}

Effect of Tension, Compression Lamination and Number of Lamination on the Flexural Properties of *Platanus occidentalis* L. Laminated Beam^{*1}

Se Chang Oh^{*2} · Phil Woo Lee^{*2}

Summary

The aim of this study is to determine the flexural properties (Modulus of Rupture, Modulus of Elasticity) of *Platanus occidentalis* L. laminated beams fabricated with 1, 3, 5, 8, 15 lamination and Tension, Compression lamination.

The results were as follows:

1. MOR increased with increasing number of lamination in 3, 5, 8, 15-beam and Tension lamination beam. MOR of Compression lamination beam was lower than that of 3-beam, MOR of vertical beam not having tension or compression lamination was lower than that of horizontal beam, but MOR of vertical beam with tension or compression lamination was same or slightly higher than that of horizontal beam.
2. The allowable working stress showed the same tendency. This stress increased with increasing number of lamination. This value of Tension lamination beam was higher than that of compression lamination beam.
3. MOE of all laminated beams was higher than that of solid beam and Tension lamination beam was higher than that of 3-beam. MOE of Tension lamination beam was higher than that of Compression lamination beam. MOE of all vertical beam was higher than that of horizontal beam except for T-2, T-5, C-3.
4. Most beam failures appeared to begin in tension. These tension failures were classified into Splintering tension, Cross-grained tension, Simple tension, Brittle tension. All test beam failures could be classified into three categories. 1) Tension failure 2) Compression failure 3) Horizontal shear failure.

Key words: MOR, MOE, Allowable working stress, Beam failure, Tension lamination.

1. 緒 論

一般的으로 集成材는 加工하기 쉽고 外形的인 面에서 건축미학적인 효과를 가지고 있을 뿐만 아니라 素材가 갖고 있는 缺點을 分散·配置시킬 수 있으며 원하는 使用條件과 強度要件에 적합한 材料로 만들

수 있는 잇점이 있다. 반면 素材에 비해 제조비가 많이 들고 특수 제조설비가 필요하며, 세심한 작업주의를 요하는 등의 단점이 있다.

高強度를 요하는 목재 木에는 그 強度的 性質이 均一하고 목재 자체의 결합으로 인한 강도감소의 영향을 최소화할 수 있어야 하므로 여기에는 LVL과

*1. 接受 12月27日 Received December 27, 1985.

*2. 서울대학교 農科大學 College of Agriculture, Seoul National University, Suwon 170, Korea.

tension lamination의 施圖가 요구된다. 목재 빔을 제조할 경우 응이 환열등의 결합을 가진 部材의 인접부재 (adjacent laminae)를 보다 강한 材로 배치·構成하거나 前者의 部材를 中立面(neutral plane) 주위에 배치하고 性質이 우수한 部材를 큰 應力이 발생하는 빔의 引張, 壓縮部位에 배치하는 것이 보다 유리하다. 따라서 素材빔에 LVL로 된 tension lamination을 構成함으로써 보다 높은 強度를 얻을 수 있을 것이다.

또 집성빔의 경우 지금까지 주로 使用되어온 水平빔(horizontal beam)에 비해 垂直빔(vertival beam)은 그 用途가 제한되어 왔으나 건축部材에 따라서 그 應力을 덜 받는 곳과 glue line에 미치는 剪斷應力의 영향이 적고 end-joint의 영향이 별로 作用하지 않는 경우 목재 빔에 적용이 가능하리라고 생각된다.

따라서 本 研究에서는 소재 및 單板부재를 사용한 引張, 압축부재를 지닌 빔과 일반제조법으로 製造된 빔과의 휨 성질과, 적층수에 따른 빔의 휨 성질 및 동일 빔 內에서 對照試片으로 제조된 水平·垂直 빔의 휨 성질을 比較·分析하는데 目的을 두고 시험을 실시하였다.

2. 研究史

集成材의 가장 큰 특징은 그 強度의 성향이며 이의 改善을 위해 Koch⁶⁾(1964), Bohannan과 Koch⁷⁾(1965)는 여태까지의 部材構成法에서 탈피하여 빔의 外側에 휨 성질이 우수한 부재를 배치하여, 통상적인 배치법보다 높은 휨 성질값을 가진다고 보고하였다. 또 Johnson⁵⁾(1969)은 이들 휨 성질을 非破壞 검사(nondestructive testing)에 의해 그 추정치를 산출하여 빔구성에 적용시켰다. Bohannan과 Moody^{10),11),12)}(1969, 1970, 1973)는 보다 큰 應力이 발생하는 빔의 引張부위에 높은 材質의 部材를 배치함으로써 설계응력에 있어서 만족할 만한 結果를 얻었다고 하였다. McGowan⁹⁾(1973)은 1/10" 單板을 使用하여 제조한 LV-type tension lamination이 휨 성질面에서 일

반집성빔보다 그 값이 10~20%정도 높으며 이들이 室内使用에 적합함을 보였고, Moody와 Marx¹³⁾(1981)는 tension lamination의 材質에 따른 小型 集成材의 휨 강도를 조사하였다.

한편 Nemeth¹⁵⁾(1967)는 통상적인 水平빔에서 탈피하여 수직빔을 제조하여 그 性質을 比較, 考察하여 그 特性을 조사하였다. Wolfe와 Moody²²⁾(1979)는 垂直集成材의 휨 강도를 조사하여 積層數에 따른 영향을 조사, 보고하였고, Silverman¹⁷⁾(1980)은 3매집성재의 휨 강도를 계산하고, 이를 일반 빔에의 適用可能性을 검토하였고, Foschi와 Barrett³⁾(1980)는 휨 강도를 계산하는 方法의 일환으로 強度 Model을 設定, 適用하여 실험치와 예견치를 比較하여 만족할 만한 結果를 얻었다고 하였다. 또 Peterson¹⁶⁾(1981)등은 1, 2, 3매의 Douglas fir 집성재의 引張強度에 대해, Moody¹⁴⁾(1981)는 1, 2매 集成材의 壓縮強度에 관한 연구를 수행하여 매수 증가에 따른 강도적 성질의 영향을 조사, 보고하였다. 또 李와 尹^{24),25)}(1984, 1985)은 들메나무와 아카시 集成材의 butt joint 영향에 따른 휨 성질을 보고한 바 있다.

本 研究에서는 적층수에 따른 집성재의 휨 성질과, 引張 및 壓縮部材를 지닌 빔을 제조하고 그 對照試片(matched specimen)인 수직빔들의 휨 성질도 아울러서 比較, 考察해 보고자 하였다.

3. 材料 및 方法

3.1 材 料

3.1.1 供試木材

서울대학교 農科大學 구내(水原市 西屯洞)에 正常的으로 生長하고 있는 양버즘나무(*Platanus occidentalis L.*)一株를 選定하여 採取한 다음 소정의 規格으로 製材하였다. 供試材料를 採取한 양버즘 나무의 性狀은 Table 1과 같다.

먼저 製材된 木材를 다시 두께 1.5cm, 폭 3.5cm, 길이 100cm로 髓(pith)를 포함하지 않도록 하여, 供試木材를 切取하였다. 이어 이들 部材를 林學館樓上에 설치한 天然 건조장에서 乾燥시켰는데, 20日間

Table 1. Characteristics of sample tree

Species	<i>Platanus occidentalis L.</i>
Age	27 years
Height	4.2 m
D.B.H.	38.2 cm
Annual ring width	7.2 mm
Grown area	Seodoondong, Suwon, Korea

에 걸친 건조 결과 平均 含水율이 11.3% (9.9 ~ 12.3%) 에 도달하였다. 건조된 各 部材는 自動대패로 兩面을 面削加工하여 그 두께가 10 mm와 6 mm 가 되도록 하였으며, 4 mm와 2 mm 부재는 이들 부재를 뽕근듬으로 다시 製材하여 加工하였다. 이들 中 木理가 곧고 材質이 양호한 것만을 200 개 선별하여 사용하였다.

3.1.2 接着劑, 硬化劑, 其他

本 실험에서 사용한 접착제는 樹脂率 67%의 尿素수지를 使用하였다. 경화제로는 NH₄Cl-10% 수용액을 수지중량에 대하여 10% 添加하였고, 중량제로는 市中에 시판되는 小麥分을 역시 수지 중량에 대해 10% 添加하여 使用하였다.

3.2 方法

3.2.1 構成

各 빔은 폭 2.5 cm, 빔두께, 3 cm, 3.2 cm, 3.25 cm로 그림 1과 같이 구성되었다.

여기서 소재빔은 S로 3, 5, 8, 15는 동일 숫자의 적층수를 가진 빔이며 T-2, 3, 5는 2, 3, 5개의 인장부재를 지닌 빔을, C-2, 3, 5는 2, 3, 5개의 압축부재를 지닌 빔을 나타낸다. 이들의 성상은 표 2와 같다.

3.2.2 接着

구성된 각빔의 部材에 대해 塗布量 300 g/m², 壓縮 壓力 12 kg/cm², 압제시간 6時間으로 하여 片面도포하였으며, 도포된 각 부재를 構成하여 常溫에서 냉압기 (cold press) 를 使用하여 압제시켰다.

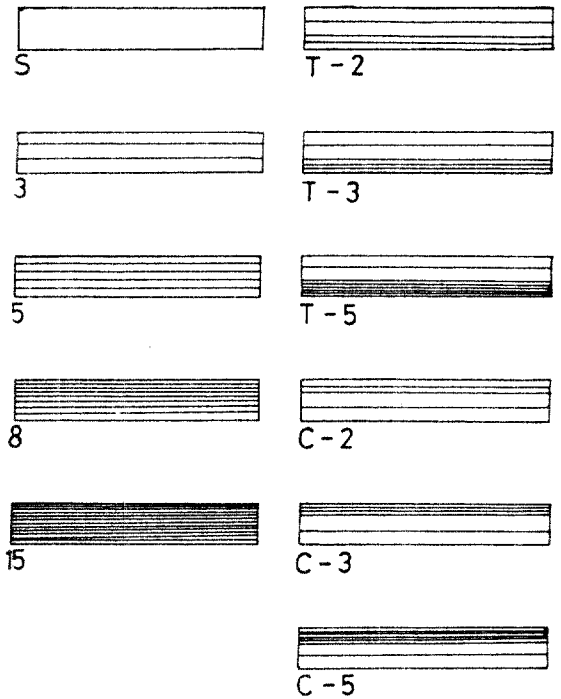


Fig.1. Beam lay-up and arrangement of samples.

Table 2. Beam identification and number of lamination

Types of beam	Number of lamination	Beam depth (cm)	Laminae thickness (mm)
Solid	1	3	30
3-beam	3	3	10
5-beam	5	3	6
8-beam	8	3.2	4
15-beam	15	3.25	2
T - 2	4(tension2)	3.2	T:6, 10
T - 3	5(tension3)	3.2	T:4, 10
T - 5	7(tension5)	3.1	T:2, 10
C - 2	4(compression2)	3.2	C:6, 10
C - 3	5(compression3)	3.2	C:4, 10
C - 5	7(compression5)	3.1	C:2, 10

T : tension laminae thickness

C : compression laminae thickness

10 : rest of compression, tension lamina thickness.

3.2.3 對照試片 (Matched specimen) 제조

제조된 각 시편은 실험실 내에서 1 주일에 걸쳐 양생시킨 후 길이 45 cm 씩의 길이로 둥근톱으로 切斷하여 수평, 수직빔의 대조시편으로 使用하였다.

3.2.4 曲强度 試驗

제조된 각 시편에 대해 萬能强度試驗機 (Universal testing machine) 로 휨강도 시험을 행하였다. 이때 Span 길이는 42 cm, span to depth ratio 는 14:1, load speed 는 3 mm/min 로 하여 中央集中荷重을 加하여, 휨강도를 측정하였다. 이때 하중방향과 빔의 횡단면은 그림 2 와 같다.

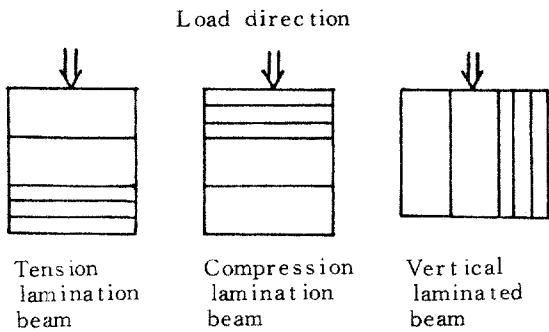


Fig.2. Beam cross section and load direction.

시험이 끝난 각 시편에 대해 破壞의 영향을 적게 받은 부위를 택하여 전기저항식 수분계측기로 각 빔의 함수율과 비중을 구하였다.

○ 氣乾比重 (Sp.Gr.)

$$Sp.Gr. = \frac{W_o}{V_a} \quad V_a : \text{기전상태 시편의 체적}$$

$$W_o : \text{기전 무게}$$

3.2.5 휨 성질 계산

각 빔의 휨 성질 값은 다음과 같이 계산되었다.

$$\text{破壞係數 (MOR)} = \frac{3P_1 L}{2bd^2}$$

$$\text{彈性係數 (MOE)} = \frac{P_2 L}{4ybd^3}$$

b : 빔의 폭 (beam width)

d : 빔의 깊이 (beam depth)

L : Span 길이 (span length)

P₁ : 최대 하중 (maximum load)

P₂ : 비례한도까지의 하중 (load to proportional limit)

4. 結果 및 考察

集成材의 휨강도를 계산함에 있어서 그림 3 과 같은 荷重·變形曲線에서 나타나는 彈性영역과 非彈性영역으로 이루어지는 彈度的 성질이 요구된다.

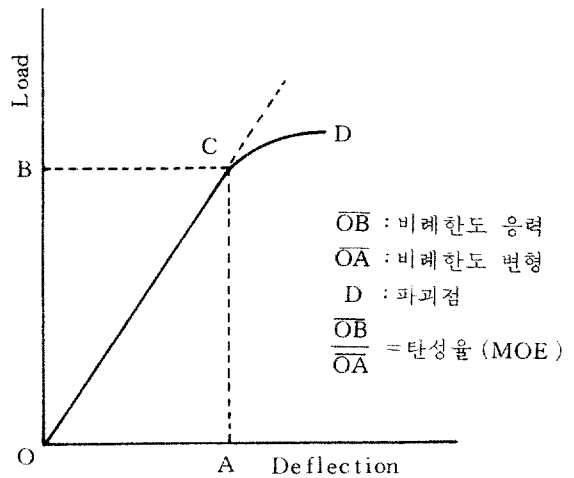


Fig.3. Load-deflection curve.

비례한도 영역에서는 彈性係數 (MOE), 일량 (W_{pl}), 섬유응력 (F_{SP}) 이, 비탄성 영역에서는 破壞係數 (MOR), 일량 (W_{max}), 수평전단력 (H_{SR}) 과 같은 휨성질이 측정 계산된다.

빔에 하중이 가해짐에 따라 빔의 中央에서 上部까지는 압축응력을 중앙에서 下部까지는 引張應力을 받으며, 이때 比例限度 영역에서는 引張部와 壓縮部의 변형은 동일하게 나타난다. 이때 이들의 양상은 그림 4 와 같다.

하중이 점차 가해짐에 따라 破壞點에 도달하였을 때, 이때 최대 응력은 빔의 최상부와 최하부에서 생긴다. 이 경우 인장 부위에서의 應力의 分布는 직선 모양을 나타내지만 Anderson (1981)¹⁾ 은 압축부 위에서의 응력은 最大荷重의 80%까지는 거의 직선적으로 증가한다, 변형이 커짐에 따라 급격히 감소

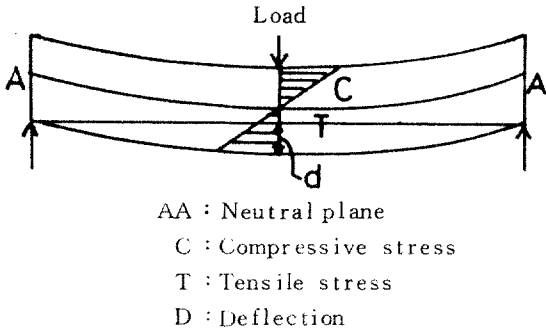
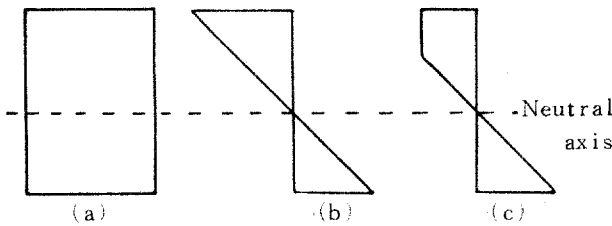


Fig.4. Stress-strain in center loaded beam.

하여 그림 5 와 같은 응력·변형 분포도를 나타낸다고 하였다.



(a) Beam cross section
 (b) Strain distribution
 (c) Stress distribution

Fig.5. Stress and strain distribution for a beam in bending.

이러한 응력을 받는 빔의 경우, 실제 使用시 요구되는 것은 빔의 허용 응력이다. McAlister⁸⁾(1974)는 MOR 값의 5% - exclusion limit를 利用하여 다음과 같은 허용응력치를 계산해 내었다. 여기서 t값은 McAlister, 宮島 寬²³⁾(1985)에 依하면 1.64로 계산해낸 바, 이를 使用하여 그 응력을 계산하였다.

○ 허용응력 (Allowable stress)

$$= \frac{\text{평균MOR} - (t \times \text{표준편차})}{2.1}$$

$$(t = 1.64)$$

이를 계산한 값은 표 3에 나타나 있다. 규정된 빔 길이 3cm에 비해 부재 두께와 glue line 수의 증가로 인한 증가된 빔 길이를 동일 조건하에서 비교하기 위하여 depth - factor를 적용시켜 보정치로 使用하였다.

Table 3. Allowable working stress in horizontal Beam

Beam identification	Avg. MOR	5% exclusion limit	Allowable working stress	Depth factor	Allowable working stress*
Solid	721	617.75	294.16	1	294.16
3	822.5	730.18	347.71	1	347.71
5	807.7	782.54	372.64	1	372.64
8	945.5	832.00	396.19	1.02	404.14
15	998.7	895.44	426.41	1.02	434.94
T-2	820.3	761.88	362.80	1.02	370.06
T-3	804.2	738.58	351.7	1.02	358.73
T-5	839.7	739.04	351.9	1	351.9
C-2	685.3	596.72	284.15	1.02	289.83
C-3	693.6	592.94	282.35	1.02	288.00
C-5	774.9	740.59	352.67	1	352.67

* : (Allowable working stress according to depth factor)

이를 Freas 와 Selbo⁴⁾(1954)는 다음과 같은 식으로 유도해 내었다.

Depth - factor (F)

$$F = \frac{34.4}{d^2 + 88} + 0.625$$

本 研究에서도 이 식을 적용시켜 계산하였다 (표 3).

4.1 破壞係數 (MOR : modulus of rupture)

積層數에 따른 파괴계수의 값은 그림 6 과 같이 직선적으로 증가하여, 적층수 즉 glue line 의 수가 증가함에 따라 파괴 계수 값이 증가하는 경향을 보여 주었다.

이는 적층 효과 (lamination effect) 에 따른 영향으로, 적층수가 증가함에 따라 強度의 변이성은 줄어들고, 보다 높은 강도치를 보여 주어 적층 효과에 따른 휨 성질을 계산한 Tichy 와 Bodig¹⁸⁾(1978)의 연구 결과와도 일치함을 보여 주었다. 총층의 강도치를 조사하여 보면 素材에 비해 3배범인 경우소

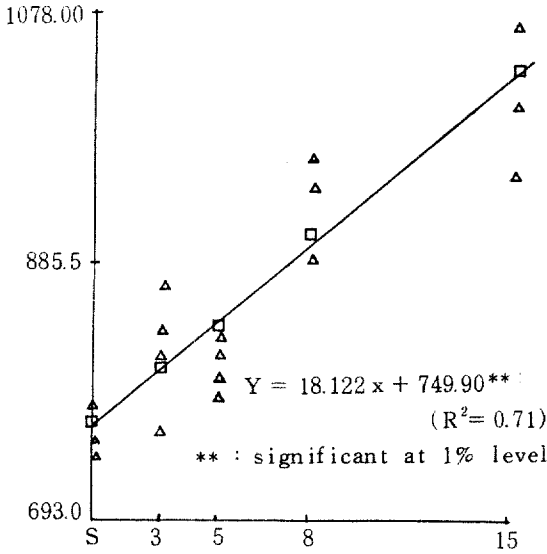


Fig.6. MOR according to number of lamination in horizontal beam.

Table 4. Summary of results in static bending test

Type of beam	Static bending					
	MOR kg / cm ²			MOR 1,000 kg / cm ²		
Solid	721.0			121.25		
3 매빔	822.5	756	108.8	126.25	129.89	97.2
5 매빔	807.7	844.62	95.6	145.57	156.75	92.9
8 매빔	954.5	756.79	126.1	132.88	138.34	96.1
15매빔	998.7	864.13	115.6	152.47	177.03	86.1
T - 2	820.26	832.8	98.5	161.66	160.45	100.8
T - 3	804.18	840.7	95.7	132.82	143.78	92.3
T - 5	839.7	874.0	96.1	163.20	144.80	112.7
C - 2	685.3	911.6	75.2	126.45	189.53	66.7
C - 3	693.6	759.9	91.3	166.75	140.65	118.6
C - 5	774.7	802.0	96.6	130.96	146.12	89.6
	H	V	H/V (%)	H	V	H/V (%)

재강도의 114%, 5매빔인 경우 111.3%, 8매빔인 경우 132.4%, 15매빔인 경우 138.5%로 적층수가 많아짐에 따라 파괴계수 값은 증가하였다.

8매와 15매빔의 경우 glue line 수의 증가로

인한 빔의 깊이가 증가하여 depth factor를 적용할 경우 3cm에 해당하는 빔 깊이를 가질 경우 973.59, 1018.66 kg/cm²로 되어 빔 깊이가 깊어지면 파괴계수 값은 감소함을 보여 주었다. 또 引張部材를 지닌 빔은 部材의 적층수가 증가함에 따라 파괴계수의 값은 증가하였다.

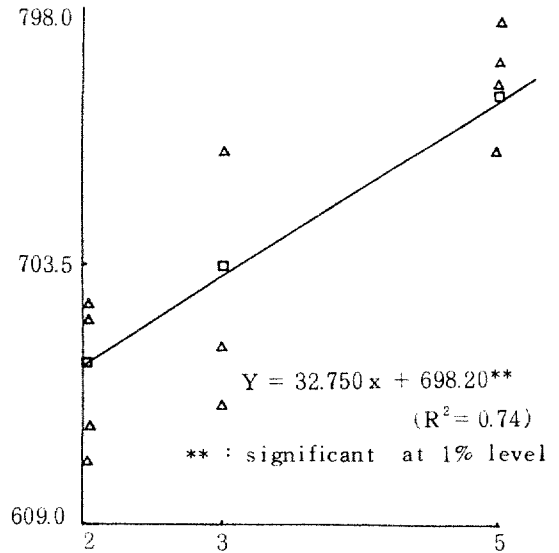


Fig 7. MOR according to number of tension lamination in horizontal beam.

3매빔과 비교하여 인장부재를 지닌 빔은 모두 3매빔보다 10% 이상 높았다. Braun과 Moody²⁾ (1977)는 LV-type의 인장부재를 지닌 빔은 lumber-type 인장부재를 지닌 빔보다 10~20% 정도의 강도 증가 현상을 보여 주었다고 보고한 바 있는데, 이는 본 연구와 상당한 일치성을 보여 주고 있다. 壓縮部材를 지닌 빔은 그 강도치가 3매빔과 비교하여 낮거나, 약간 높은 값을 나타내어, 강도증대 효과는 5매빔의 경우를 제외하고는 나타나지 않았다. 따라서 인장부재를 지닌 빔은 압축부재를 지닌 빔에 비하여 2매의 부재를 가진 빔의 경우 119.7%, 3매의 부재를 지닌 빔의 경우 119.4%, 5매를 가진 빔의 경우 108.4%로 모두 파괴계수의 값이 높아 인장 부재를 지닌 빔이 압축 부재를 지닌 빔보다 높아, 강도면에서 보다 유리함을 보여 주었다. 이는 다음과 같은 변형단면에 의해 그 설명이 가능

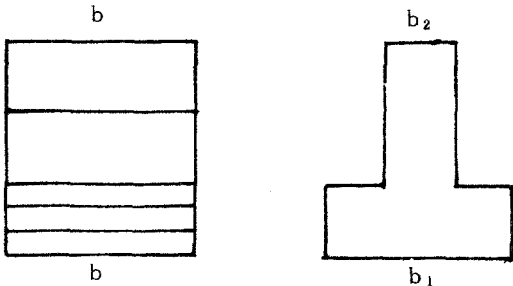


Fig.8. Transformed section of tension lamination beam.

하다. 즉 소재 부재와 단판부재의 Young 값 (E)이 다르므로 Timosenko 와 Young¹⁹⁾ (1968)이 설정한 變換된 断面 (transformed section)을 利用하면 그림과 같이 단면이 변한다. 단판부재의 E 값 (E_v)은 素材部材의 E 값 (E_s)보다 커서 變換된 단면의 치수는 $b_1 = b$, $b_2 = \frac{E_s}{E_v} \cdot b$ ($b_1 > b_2$)로 된다. 이때 각 외측 섬유에 最大引張應力이 발생하며, 큰 應力이 발생하는 引張部位에 보다 靱 성질이 우수한 單板 부재를 配置·構成함으로써 보다 높은 靱 강도를 얻을 수 있다. 이는 McGowan⁹⁾ (1973)이 1/10" 單板部材를 引張部材로 使用하여 소재에 비해 11%의 강도증가 효과를 보여 주었다는 報告와도 일치한다. 또 이들의 대조시편 (matched specimen)인 수직빔들의 파괴계수 값은 수평빔에 비해 전반적으로 낮았다. 또 引張部材와 壓縮部材를 지닌 빔은 그 대조시편이 수직빔과 비교하여 볼때, 수직빔에 대해 각각 106.4%, 99.9%, 100.6%로 비슷하거나 약간 높아, 수직빔의 파괴계수 값은 소재 빔과는 다르게, 수직빔이 높음을 보여 주었다.

한편, 許容應力에서 살펴보면 소재빔과 比較하여 3매에서 15매로 積層數가 증가함에 따라 허용응력이 증가하였는바, 이는 部材의 두께가 얇아짐에 따라 靱 성질이 증대하는데 기인한 것으로 생각된다. 또 引張部材를 지닌 빔은 壓縮部材를 지닌 빔보다 높은 許容應力을 보여 주고 있다. 따라서 보다 큰 應力이 發生하는 靱의 引張部位에 靱 성질이 우수한 두께가 얇은 部材를 集成·造作하여 보다 良好한 결과를 얻을 수 있었다. 그러므로 실제 使用時 集成造作할 경우 두께가 얇은 單板部材를 積層하거나

一般靱의 引張應力을 받는 部位에 보다 靱性質이 우수한 部材, 특히 單板部材를 配置·構成하는 것이 보다 效果的이라 여겨진다.

4.2 彈性係數 (MOE : Modulus of elasticity)

적층수 증가에 따른 탄성계수 값은 소재의 경우 가장 낮았고 15매빔인 경우 가장 높았다. 소재에 비해 3매빔은 4.1%, 5매빔은 20%, 8매빔은 9.6%, 15매빔은 25.7%의 강도가 증가함을 보여 주었다. 이때 3매에서 15매빔까지의 직선회귀 관계는 成立되지 아니 하였다. Tichy 와 Bodig¹⁸⁾ (1978)가 行한 연구에서 적층수에 따른 靱 성질의 변화는 없다고 하였고 Peterson 等¹⁶⁾ (1981)이 行한 1,2,3매빔의 인장강도 측정에서 3매빔의 경우 그 이상의 강도 효과는 나타나지 않았다고 한바, 본 실험과 상당한 일치성을 보여주었다. 이는 靱의 길이 에 따른 靱 성질감소의 영향이라 생각된다. 引張部材 수가 1개인 3매빔에 비해 T-2빔은 탄성계수 값이 28%, T-3빔은 104.8%, T-5빔은 29.3% 정도의 강도증가 효과를 나타내어 lumber type

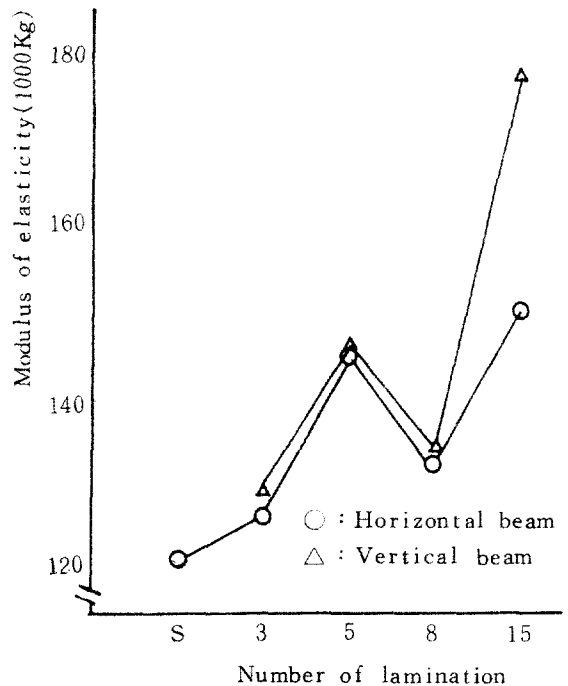


Fig.9. MOE according to number of lamination.

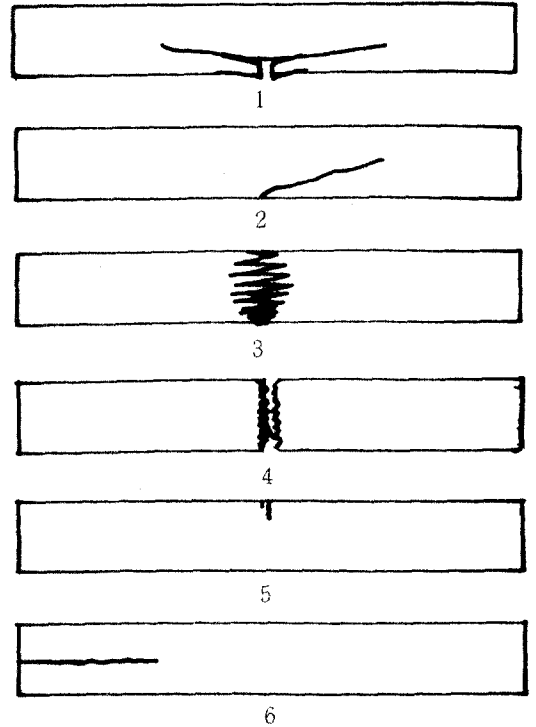
의 引張部材보다 LV-type 이 보다 유리함을 보여 주었다.

반면 압축부재를 지닌 빔은 그 평균치가 $141.39 \times 10^3 \text{ kg/cm}$ 로 인장부재를 지닌 빔의 평균값 $152.38 \times 10^3 \text{ kg/cm}$ 보다 낮아 부재의 효과는 引張部材 보다 떨어짐을 보여 주었다. 수직빔의 경우 수평빔에 비해 탄성계수 값이 3매빔에서 15매빔까지 모두 높아, 보다 힘 성질면에서 우수함을 보여 주었다. 李 和 尹²⁴⁾ (1984)은 들레나무 집성빔의 휨 성질을 비교하여 Joint를 지니지 않은 집성빔의 경우 수직빔이 보다 큰 탄성계수 값을 보여주었다고 한바, 본 연구와 상당한 일치성을 보여주고 있다. 이는 각 부재가 동일한 응력을 받고, 접착층에 미치는 剪斷力의 영향이 적기 때문으로 사료된다. 또 인장·압축부재를 지닌 빔의 수직빔은 각각 그 평균치가 $149.68 \times 10^3 \text{ kg/cm}$, 158.7 kg/cm 로 3매 수직빔의 경우보다 높아 부재의 효과가 있음을 보여 주었다. 하지만 적층수 증가에 따른 직선회귀 관계는 성립하지 아니 하였다. 따라서 比例限度 영역에서는, 매수 증가에 따른 영향은 크지 않는 것으로 사료된다. 각 부재를 지닌 빔의 경우 적층수가 증가함에 따라 glue line의 수가 증가하고 이로 因해 빔 自重이 보다 단단해짐 (rigidity)으로 因해 빔의 彈性이 크게 증대되지는 않았다고 보여진다.

4.3 破壞形態

大部分의 휨은 引張部位에서 파괴가 발생하였다. 하지만 실제 최초의 파괴에 미치는 영향인자를 구분하기 어려웠다. 몇몇 빔들은 compression wrinkle을 나타내었는데, 이는 壓縮破壞의 형태에 포함시켰다. 파괴형태는 引張 (tension), 壓縮 (compression), 水平剪斷 (horizontal shear)으로 區分하였다. 표에서 *한 부분은 파괴된 빔중 각 하나씩이 수평전단에 의한 파괴양상을 나타내었다. 壓縮部材를 지닌 빔의 경우 수평전단에 의한 파괴형태는 나타나지 아니 하였다.

또 수평빔 보다 수직빔에서 압축에 의한 파괴가 많이 발생하였는데, 이는 tensile edge가 compression edge 보다 강한 것으로 생각되어진다.



1. Simple tension
2. Cross-grained tension
3. Splintering tension
4. Brittle tension
5. Compression failure
6. Horizontal shear failure

Fig.10. Types of failure in simple beams subjected to bending.

각 빔의 파괴형태는 Wangaard²⁰⁾(1950)가 제시한 분류에 따라 구분하여 그림 10과 같이 나타내었다.

3매빔과 5, 8매빔 수직빔의 파괴는 Brittle tension이 주로 발생하였다. 8매의 수평빔과 15매의 수직빔에서는 Splintering tension이 나타나는 양상을 보여 주었는데, 이는 빔이 tough 하기 때문으로 사료된다. Cross-grained tension은 15매의 수평빔과 T-5의 수직빔에서 나타난바, 이들 빔의 인장부위에 木理가 cross-grain의 형태로 된部位가 있었기 때문이다. 引張部位의 파괴는 위의 경우를 제외하고는 大部分의 통직목리를 가진 건조빔의 일반 파괴형태인 simple tension의 파괴양상을 보여 주었다.

Table 5. Description of beam and type of failure

Type of Beam	M.C.		Sp·Gr		Type of failure			
	H	V	H	V	H		V	
Solid	11.5		0.62		T-3 C-1			
3	12	12	0.54	0.53	T-1	C-3	T-2	C-2
5	13	13.5	0.63	0.59	T-0	C-4	T-2	C-2
8	12.5	13.5	0.56	0.53	T-3*	C-1	T-3*	C-1
15	14	14.5	0.58	0.64	T-3	C-1	T-3	C-1
T-2	12	13	0.60	0.62	T-4*	C-0	T-4	C-0
T-3	12.5	13	0.61	0.56	T-4	C-0	T-4*	C-0
T-5	12.5	13.5	0.59	0.59	T-3	C-1	T-3	C-1
C-2	13	12.5	0.66	0.64	T-4	C-0	T-3	C-1
C-3	12.5	12	0.58	0.60	T-4	C-0	T-2	C-2
C-5	13	12	0.59	0.60	T-4	C-0	T-1	C-3

M.C.: moisture content based on oven dry weight

Sp·Gr.: Specific gravity

T: Tension failure

C: Compression failure

H: Horizontal beam

V: Vertical beam.

5. 結 論

이 연구에서 얻어진 결과는 다음과 같다.

1) 破壞係數는 적층수가 증가함에 따라, 또 引張 부재를 지닌 경우 증가하였다. C-5를 제외한 압축부재를 지닌 빔은 그 값이 3매빔보다 낮았다. 부재를 지니지 않은 수직빔은 수평빔 보다 낮았으나, 各 部材를 지닌 빔은 수직빔이 수평빔에 비해 비슷하거나, 높았다.

2) 許容應力은 MOR의 경우와 같은 양상을 보여주었다. 허용응력은 積層數가 증가함에 따라 증가하였다. 引張部材를 지닌 빔의 허용응력치는 壓縮部材를 지닌 빔의 허용응력치 보다 높았다.

3) 彈性係數는 소재에 비해 모두 높았고, 引張部材를 지닌 빔은 역시 3매빔 보다는 높았다. 또 이

들은 壓縮部材를 지닌 빔보다 높았다. T-2, T-5, C-3를 제외한 모든 수직빔은 수평빔 보다 높았다.

4) 대부분 빔의 파괴는 인장부위에서 시작되었다. 이 引張破壞는 splintering, brittle, simple and Cross-grained tension 으로 분류되어 나타났다. 모든 시험빔의 파괴는 3部類로 나눌 수 있었다. ① 引張破壞, ② 壓縮破壞, ③ 水平剪斷에 의한 파괴.

引 用 文 獻

- Anderson, J.A., 1981. Stress-strain relationship for defect-free timber beams. Wood Science, 14(1): 23-31.
- Braun, M.O. and R.C. Moody, 1977. Bending strength of small glulam beams with a laminated-veneer tension lamination. F.P.J. 27(11): 46-51.
- Foschi, R.O. and J. David Barrett, 1980. Glued-laminated beam strength: A model. ASCE, J. of Structural Division ST8: 1735-1754.
- Freas, A.D., and M.L. Selbo, 1954. Fabrication and design of glued laminated wood structural members. U.S.D.A. Tech. Bulletin No. 1069.
- Johnson, J.W., 1969. Flexural tests of large glued laminated beams made of nondestructively tested lumber. Report T-26, School of For. Oregon State Univ.
- Koch, Peter, 1964. Strength of beams with laminae located according to stiffness. F.P.J. 14(10): 456-460.
- _____, and Billy Bohannon, 1965. Beam strength as affected by placement of laminae. F.P.J. 15(7): 289-295.
- McAlister, R.J. 1974. Strength characteristics of two ply vertically laminated beams of southern Pine, F.P.J. 24(8):39-43.
- McGowan, W.M. 1973. Tensile and flexural properties of douglas-fir lumber veneer com-

- posites. Information report VP-X-108, Western For. Lab.
10. Moody, R.C. and Billy Bohannon. 1969. Large glued laminated timber beams with two grades of tension lamination. U.S.D.A. FPL113.
 11. _____, 1970. Large glued-laminated beams with AITC 301A-69 grade tension lamination. U.S.D.A. FPL146.
 12. _____, 1973. Evolution of glulam strength criteria. F.P.J. 23(6): 19-24
 13. Moody, R.C. and Catherine M. Marx. 1981. Strength and stiffness of small glued laminated beams with different qualities of tension lamination. U.S.D.A. FPL381.
 14. Moody, R.C. 1981. Compressive strength of one-and two-ply laminated timbers. F.P.J. 31(5): 47-50.
 15. Nemeth, L.J. 1967. Determination of allowable working stresses for vertically laminated beams. F.P.J. 17(4): 23-30.
 16. Peterson, J., Glen Madson and R.C. Moody. 1981. Tensile strength of one, two, three ply glulam members of 2 by 6 douglas-fir. F.P.J. 31(1): 42-48.
 17. Silverman, I.K. 1980. Flexure of laminated beams. ASCE, J. of structural division. ST3: 711-725.
 18. Tichy, R.J. and Jozsef Bodig. 1978. Flexural properties of glued laminated lodgepole pine dimension lumber. F.P.J. 28(3): 27-33.
 19. Timosenko, S. and D.H. Young. 1968. Elements of strength of materials. 5th Edition, Prentice Hall.
 20. Wangaard, F.F. 1950. The mechanical properties of wood. John Wiley and Sons, INC. N.Y.
 21. Welch, W.E. 1956. Economics of glued laminated structures. F.P.J. 6(7): 271-274.
 22. Wolfe, R.W. and R.C. Moody. 1979. Bending strength of vertically glued laminated beams with one to five plies. U.S.D.A. FPL333.
 23. 宮島寛. 1985. 構造用材の強度性能 平價方法. 木材學會誌 31(6): 429-434.
 24. 李弼宇·尹用元. 1984. 1, 2, 3 butt joint에 의한 들메나무 集成材의 휨 성질에 미치는 butt 와 butt 거리의 영향, 목재공학 12(5): 24-30.
 25. _____, 1985. 아까시나무 집성재의 휨 성질에 미치는 butt joint 와 틈새거리의 영향, 農學研究 第 10 卷 第 1 號: 1-9.