

組立式 卓子の CBA接合部 剛性に 關한 研究*¹

鄭 雨 陽*². 李 弼 宇*³

A Study on the Stiffness of CBA(Corner Block with Anchor Bolt) Joint in Knockdown Type Table Furniture *¹

Woo Yang Chung*². Phil Woo Lee*³

SUMMARY

Corner block with anchor bolt(CBA) joint method used in knock-down type table furniture manufacturing can reduce the packing and transporting cost. Unfortunately, it also has the disastrous defect to be loosened and unstable during the service life mainly due to fatigue and creep(repeated and prolonged loading). So 22 joint groups constructed were tested to evaluate the effect of some design factors related to the size of side rail(apron), block attachment to side rail, and the number of anchor bolt as well as the effect of the type of corner block(mitered type vs. rectangular type)

Usable strength from the stiffness coefficients of each joint group were analysed with SPSS /PC+ and described as the criteria of CBA joint construction. The conclusions were as follows:

The height of side rail(50, 75 and 100 mm) and the addition of polyvinyl acetate(PVAc) emulsion in the corner block attachment to side rail had the effect on raising the usable strength of CBA joint with remarkable high significance. And the effect of 2 - anchor bolts was also superior to that of 1 - bolt significantly.

However, the thickness of side rail(22 mm vs. 25 mm) had no effect on the strengthening the table joint rigidity.

Mitered type corner block joint appeared to be recommendable for CBA jointed table construction rather than the rectangular type one regardless of the method of block attachment to

*1. 接受 1989年 4月 10日, Received April 10, 1989.

*2. 全南大學校 農科大學 College of Agriculture, Chonnam National University, Kwangju 500-757, Korea.

*3. 서울大學校 農科大學 College of Agriculture, Seoul National University, Suwon 440-744, Korea.

side rail.

The best result identified from Duncan's multiple comparison was in the construction with 25 mm thick and 100 mm height of side rail fastened using 2 - anchor bolts in mitered type corner block. But it would be reasonable to use 22 mm thick & 75 mm high side rail and mitered corner block with PVAc emulsion & 2 bolts considering the productivity and production cost down in the MDF furniture manufacturing industries.

*Key words:MDF(medium density fiberboard), knock-down type, table, side rail, corner block, anchor bolt, stiffness coefficient(or Z-value), semi-rigid joint, moment, joint rotation, rubber wood, usable strength, non-destructive MOE tester.

1. 緒 論

歴史的으로 보아 家具는 人類에게 가장 所重하게 쓰여졌던 生活 道具로서 人間은 그 위에 앉고, 자고, 먹고 또 日常生活의 大部分의 重要한 물건들을 그 안에 所藏하고 있다. 특이한 점은 家具의 構造 設計에 있어서 3,000여 年 以前의 方式과 오늘날의 그것간에 별 다른 차이가 없다는 점이다. Desroches(1963)¹⁾에 의하면 1922年 英國의 古考學者 Carter와 카나본 卿에 의해 發見된 이집트의 투탕카멘王의 墓에서 發掘된 椅子類, cabinet類 및 folding bed 等の 基本 構造가 近代家具와 거의 類似한 것으로 報告된 바 있다. 勿論, 古代 이집트 以後, 西 아시아, 그리아스와 로마 時代를 거쳐, 中世에 이르기까지 各 時代의 독특한 家具 樣式文化가 存在해 왔으며, 16世紀 以後에도 各 國家別, 時代別로 典型의 스타일을 지니면서 오늘날에 이르렀다(Smith, E. L. 1973)²⁾. 이렇듯 燦然한 사용 역사에도 不拘하고 家具 製作에 關한 科學的 方法論과 家具의 工學的 設計에 對한 學問的 接近 試圖는 比較적 미흡한 실정으로 家具는 주로 經驗에 의해 設計되고 製作되어 왔던 것이 사실이다. 그 結果 建築物등 여타 構造物들과는 달리 構造的인 面에서 強度가 保障된 家具製品을 購入하는 것은 매우 어려운 실정이다. 그 理由는 거의 모든 家具 製品에 例外 없이 製品의 設

計 分析에 필요한 最少限의 細部の 技術 情報資料가 存在하지 않는다는 사실, 다시 말해서 具體的 設計 許容 荷重이 定해지지 않고 使用 材料 및 製作 方法(接合方法등)에 對한 標準규격이 없다는 점과 아울러 家具 使用中의 部材 및 接合 部位의 舉動이 지금까지 심각하게 다뤄지지 않고 있다는 점 때문이다. 다시 말해서 家具를 設計하고 製作함에 있어 家具製品의 安全性(safety)이나 재료의 規格(치수) 및 최소 重量등에 關한 고려를 배제함으로써 科學的인 分析 概念으로 家具 設計를 取扱하고자 할 與件이 미처 具備되지 않고 있는 실정인 것이다.

따라서 家具의 경우에 있어서 현재 까지 製品의 構造의 強度나 品質을 判定할 수 있는 유일한 尺度는 該當 家具 製品의 購買 價格이나 製造業體에 對한 先入見의 評判 뿐인 것이다. 실질적으로 가장 바람직한 品質 評價 基準이란 適正 水準의 生産費用으로써 構造적으로 強度에 문제가 없는 家具의 製作에 필요한 材料 및 그 方法에 對한 基準을 提示하면서, 消費者들로 하여금 그들의 使用 用途에 맞는 設計의 家具를 購入할 수 있는 情報를 提供하는 것이어야 할 것이다.

家具 設計의 3요소인 <1> 審美性(beauty), <2> 效率性(utility) 및 <3> 強度(strength)중 消費者들에게 쉽게 어필(appeal)함으로써, 삶을 豊요하게 하고 外的 形態의 藝術的 價値 向上을

圖謀하기 위한 美的 設計 分野나 人間의 生活패턴이 座式化되고 空間 自體가 줄어들며 또 家具를 만들수 있는 材料의 量的 減少化 傾向에 따라 效率性에 主眼을 둔 設計 分野에 대한 關心은 꾸준히 增大, 持續되어 왔던 반면, 最近까지 家具의 強度 補強을 위한 工學的 設計 分野는 關心 對象에서 벗어나 있었다. 그러나 消費者는 보다 신뢰할 수 있는 製品을 요구하게 되고 정부 및 消費者 保護團體等에서는 家具의 保證期間을 確保하기위한 壓力을 넣고, 材料의 不足 現象은 生産者로 하여금 보다 經濟的인 材料 使用을 強要하기에 이르렀다. 또 構造的으로 安全한 家具를 거의 直觀에 의해 生産해 오던 過去의 熟練工들의 不足化 現象이 나타남에 따라 소위 家具의 強度 設計(strength design)의 必要性이 臺頭되게 되었다.

그런데, 3次元 骨造 構造인 家具의 工學的 設計는 매우 複雜하고 또 科學的인 面에 비금가는 藝術로서의 進展도 並行되어야 하기 때문에 실제의 家具 設計시는 위의 세가지 設計 要素를 함께 고려해야한다는 問題點이 있다.

따라서 本 研究에서는 지금까지의 試行 錯誤의이며 다소는 非科學적이었던 家具設計에 대한 既存의 觀點을 再定立하고자 소위 家具의 '工學的 設計'의 基本概念을 바탕으로, 構造體로서의 家具의 最大 弱點인 接合部에 대한 定量的 設計 分析을 試圖하고자 하였다.

한편, 家具 frame의 構造 力學的 分析을 통한 여러 形態의 家具에 대한 structural engineering에 관한 研究는 그나마 비교적 활발했던 反面에 適正 使用荷重의 決定, 部材들의 許容 設計應力(design stress) 決定 및 接合部の 設計 分野는 그 研究가 부족한 실정이다. 이에 本 研究에서는 任意의 側方 荷重(lateral service load) 下에서 非破壞 검사에 의해 決定된 各 部材의 許容 應力을 이용, 構造적으로 가장 강한 強度(strength)와 剛性(rigidity)을 갖는 工學的 家具 設計에 대한 方法論을 提示함으로써 既存의 家具

設計에 있어서의 시행착오적 接近方式으로 부터 보다 과학적이고 합리적인 方法으로의 전환을 모색코자 하였다.

특히 本 研究에서는 Eckelman등에 의해 包裝, 取扱 및 輸送費 節減 효과와 消費者에게 Do-It-Yourself의 흥미를 부여할 수 있어 生産技術 面 뿐만 아니라 마케팅 전략이라는 면에서도 의의가 크다고 보고된 바 있는 CBA(corner block with anchor bolt) 接合 方式을 지니는 組立式 卓子類의 構造 分析에 있어서 既存의 接合部 設計方式에 最近 家具 材料로서 각광을 받고 있는 中密度纖維板(medium density fiberboard)의 적용 가능성을 究明하면서 동시에 MDF를 主材料로 하여 構成된 CBA 接合構造의 補強 및 자재 절감을 위한 生産 技術的 方法論을 提示하고자 하였다.

즉, MDF로 製作되는 組立式 卓子類의 CBA 接合에 있어서 지금까지 별로 研究된 바 없는 mitered type의 corner block(lauan solid)을 主 corner block 형태로 채택하여 MDF side rail의 높이 별 효과와 이에 상응하는 corner block의 높이 별 관통 anchor bolt 使用 數의 效果를 비교함으로써 既存의 素材(solid wood) 使用 CBA 接合 方式에 있어서의 強度 決定 因子들의 效果를 MDF 使用 CBA 接合 方式을 통해 再確認함과 아울러 CBA 接合部の 剛性 補強을 위해 corner block과 side rail의 接觸面에의 醋酸 비닐 樹脂 接着劑 使用 效果를 검토하였고 MDF side rail의 두께를 既存의 常用 두께(leg幅의 1/2 보다 줄임으로써 자재 절감의 可能性 與否도 함께 規明코자 하였다. 또 本 研究에서 채택한 mitered type corner block과 Hayashi등(1986)²⁾에 의해 우수한 corner block 형태로 報告된 바 있는 rectangular type 과의 비교를 통해 MDF 使用 組立式 卓子類의 適正 corner block 형태를 究明함으로써 최종적으로 組立式(knock down type) 卓子の 합리적 接合部 設計의 具體的 方法論을 提示코자 하였다.

2. 研究史

지금까지의 家具 設計 分野는 製作되는 家具의 強度에 항상 관심을 가져왔음에도 不拘, 家具를 構成하는 特定 部材의 強度 分析을 할수 있는, 그 結果 과학적 근거를 바탕으로 部材의 適正 치수나 接合 方法을 設計해 낼수 있는 方法論(methodology)을 고안해내지 못했던 것이 사실이다. 1960年代 初에야 비로소 美國 Purdue 大學의 Eckelman이 家具의 強度와 相關된 문제에 관심을 갖기 시작했고 그 후 強度的으로 해결해야할 수 많은 문제들에 定量的인 해답을 부여하기 위한 研究가 발표되기 시작했다.^{3, 19, 31)}

Shedd等(1941)³⁸⁾은 構造物의 分析은 간략화 된 모델을 이용할 수 있으며 간단한 靜定 構造(statically determinate structure)에서는 部材의 무게는 무시될 수 있고 接合部는 회전하지 않는다고 發表한 바 있고 Parcel 等(1955)³⁶⁾은 좀더 복잡한 不靜定構造(statically indeterminate structure)인 경우는 部材나 構造 전체가 變形한다는 개념하에 外力과 内部 應力이 平衡을 이루면서 일정한 彈性 變形을 하게된다고 報告하였다. 한편 家具의 構造 力學的 해석에 몰두해 오던 Eckelman(1978)¹⁸⁾은 不靜定 構造의 分析을 위해서는 실제 構造에서 발생 예상되는 變形에 대한 事前 예비지식이 필요하며 分析에 使用된 model의 실제 構造에의 적용은 합리적인 工學的 판단과 실험적 증명에 의해서만 가능하다고 주장하였다. 또 그는 工學的 家具設計의 3段階로서 첫째, 使用中 그 家具가 견디어 내야할 荷重의 합리적·이론적 決定과정, 둘째, 圖面을 그리고 假說的인 分析用 model을 製作하는 과정 그리고 셋째를 최종적인 接合部의 設計과정으로 提示한 바 있다.

서론에서도 언급했듯이 家具의 strength design 分野는 주로 furniture의 frame에 대한 構造力學的 分析과 해석이 主流를 이루어 왔다.^{26, 27, 29, 33)} 우선 Eckelman(1968)¹¹⁾은 frame type

furniture의 分析 및 設計에 關한 研究를 통해 家具 設計의 기초적 方法論을 提示한바 있다. 즉 部材의 stiffness coefficient를 設定하고, 이들 部材를 frame으로 하여 半剛 接合(semi-rigid joint)을 지니는 構造의 分析 方法을 dowel joints의 모멘트 저항 試驗 및 실제 상황 試驗(verification test)을 통해 發表하였다. 또 그(1970)¹⁴⁾는 家具 frame의 stiffness를 해석함에 있어 매트릭스 技法을 적용 소개한 바 있다. 이와 같이 그 構造 해석이 복잡해지고 分析에 많은 시간을 요하게 되면서 급기야는 computer를 이용한 furniture frame의 設計 方法(일명 CODOFF SERIES)을 개발, 家具 設計家 들로 하여금 손쉽게 家具의 構造 工學에 接近할 수 있게 하면서 합리적인 家具 設計의 工學的 개념을 소개하였다(Eckelman, C. A. 1970).^{12, 13)} computer에 의한 家具類의 構造 해석은 Eckelman과 Fergus(1976)¹⁶⁾가 frame type構造 家具의 대표적인 椅子類의 frame 해석에 BASIC과 FORTRAN을 이용함으로써 전성기를 맞았으며 그 후에도 여러 文獻에 정리되어 소개되고 있다.^{24, 31, 32)}

이렇게 하여 家具의 構造 設計에 대한 실험적 인 工學的 해석 方法論을 소개, 발전시켜나가던 Eckelman(1978)¹⁸⁾은 家具의 特性에 따른 分類 및 service load에 關한 考察을 통해 家具 構造 해석 方法, 部材의 設計 應力 限度 그리고 各種 接合 方法 等을 提示, 家具의 強度 設計(strength design)에 關한 諸 理論을 정리한 바 있다.

한편, 卓子類 家具에 대한 具體的 研究는 Eckelman(1977)¹⁷⁾이 도서실용 椅子와 卓子類의 強度 算出을 위한 研究를 수행한 후 Kamenicky(1980)²⁸⁾에 의해 table의 強度 設計에 關한 研究가 行해졌으나 이들 역시 joint 構成보다는 table frame의 support system 構造해석에 치중하였다.

한편, 各種 木工品 및 家具의 製作에 있어 重要한 接合部 構成方法에 關한 研究는 Bedell(1952)⁷⁾ 및 Nearn 等(1952)³⁵⁾이 dowel joint에 있어

서 hole size 및 dowel type의引拔 저항 效果를 검토한 바 있고 Brown(1954)⁸¹, Raknes(1963)⁴¹¹ 등은 dowel joint 用 接着劑의 耐水性 및 접착 조건이 dowel joint 強度에 미치는 有意性을 考察한 바 있다. 또 Brown 等(1954)⁹¹은 목구멍에 의 dowel joint에 미치는 含水率의 影響을 研究하였고 Hoyle(1956)²⁵¹은 穿孔 속도(boring rate) 및 送材 속도(feed rate)가 dowel joint의 引張 荷重에서의 強度에 미치는 效果를 검토한 바 있다. 한편 Milham(1949)³⁴¹은 장부 接合(tenon & mortise)과 dowel joint의 強度 特性을 比較하였고 Pincus 等(1966)³⁷¹ 및 Richard(1963)⁴²¹는 finger joint를 corner joint에 적용 그 效果를 研究한 바 있다. 또 Kishi 等(1988)³⁰¹은 木製 家具 接合部의 力學的 性能에 관한 研究에서 장부 接合, dowel 接合 및 metal bushing nut & bolt를 이용한 接合部의 靜的 曲強度 및 피로 強度를 比較한 바 있다.

이렇듯 木材 接合部 強度에 관한 研究는 주로 dowel joint, 장부(tenon & mortise) 및 finger joint에 集中되어 있으며,^{1, 23, 491} 그 후 Hayashi(1984)²¹¹가 table joint의 強度 分析을 수행한 바가 있으나 本 研究에서 수행코자 하는 knock-down type(組立式)의 table construction 設計時 필수적인 corner block과 anchor bolt를 이용한 接合法(以下 CBA joint라 함)의 強度와 耐久性에 影響을 미치는 因子에 관한 研究는 부족한 실정이다. 다만 Eckelman(1976)¹⁵¹이 CBA joint의 強度측정을 위한 예비적 研究를 시도한 후, Hayashi(1986)²²¹와 함께 수행한 研究에서 CBA joint의 強度에 影響하는 因子로서 side rail(apron)의 높이, anchor bolt의 數 및 corner block 부착시 screw使用 效果에 대한 實驗 結果를 報告한 바 있으나 모든 部材에 대해 sugar maple만을 使用함으로써 部材 材料가 제한되었 으며 corner block 형태로 rectangular type에 대해서만 단순하게 검토함으로써 현실적인 組立式 桌子類 設計 方法으로서의 한계를 드러내고

있다.

따라서 本 研究에서는 最近 家具 製作業者들 에 의해 널리 使用되고 있는 中密度 섬유판(MDF)을 主材料로 하여 組立式 桌子(knock down type table)의 基本 接合方式인 CBA 接合方式의 基本 개념 이해 및 그것의 強度(strength)와 剛性(rigidity)을 지배하는 제반 具體的 因子들의 評價 및 그 때의 各 CBA 接合群(joint group)別 실제 許容가능 強度 추정치를 구함으로써 합리적인 組立式 桌子의 設計 개념을 提示코자 本 研究를 수행하였다.

3. 材料 및 方法

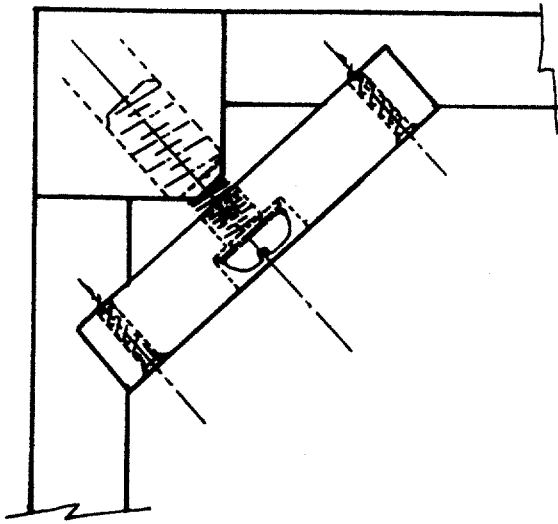
3.1. 公試 試驗體의 構成 및 尺寸

3.1.1. Corner block의 형태 및 公試 試驗體의 設計

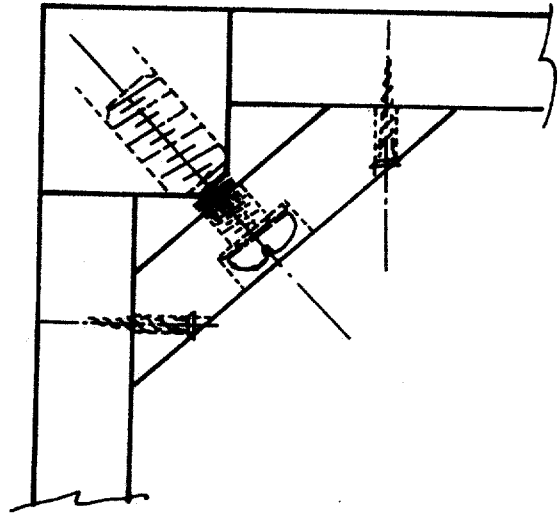
本 研究에서 채택한 corner block의 基本 형태는 Hayashi 等(1986)²²¹에 의해 CBA 接合 構成時 使用될 수 있는 것으로 알려진 4가지 block 형태 中에서 國內의 MDF使用 家具 업체에서 적용하고 있는 兩 端이 45도 경사로 切斷된 mitered corner block(라왕 材)이었으며 이 mitered type보다는 작업성이 떨어지나 Eckelman 等에 의해 소재使用 組立式 桌子類 設計時 CBA 接合部 強度 補强 效果가 우수한 것으로 報告된 바 있는 rectangular corner block을 별도로 設計하여 MDF 使用 組立式 桌子用 適正 corner block을 決定코자 兩 type의 block으로 構成된 接合部의 剛性을 比較하였다. (Fig. 1).

또 CBA接合部의 剛性 補强 效果를 검토하기 위하여 corner block과 side rail 접촉부에 醋酸 비닐 樹脂 接着劑를 brush로 塗布하였다.

公試 試驗體의 基本 構造 및 주요 部位의 尺寸은 Fig.2.의 (a), (b)와 같으며 接合 構成에 필요한 목공용 나사못은 현재 輸出用 醋立式 桌子를 生産하고 있는 업체에서 使用하는 尺寸의

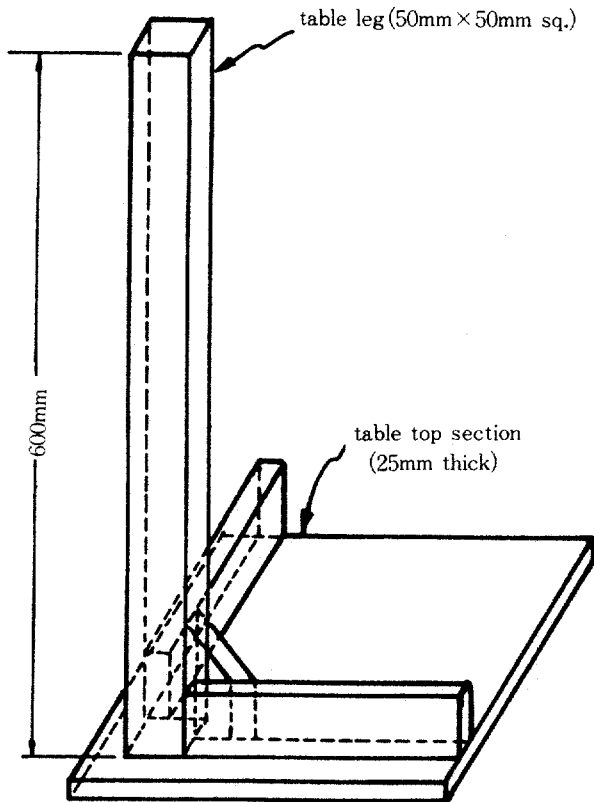


(a) Mitred corner block with screws
(with or without PVAc adhesive)



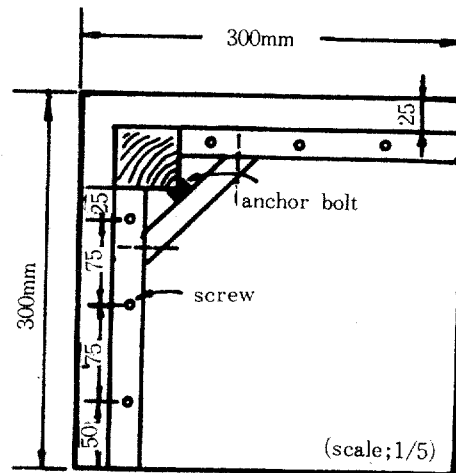
(b) Rectangular corner block on V-grooved rail
(with or without screws)

Fig. 1. Standard types of the Corner Block with Anchor bolt (CBA) joint construction.



Side view of a table section specimen

것을 그대로 使用하였다. 또 CBA 接合部를 構成하는 anchor bolt의 형태는 Eckelman 等の 研究에서 使用된 바 있는 metal lag screw 보다 작업 精密性 및 接合部 剛性 유지 面에서 우수한 것으로 알려진 bushing nut & anchor bolt 方式을 채택하였다.



(b) Top view of a section specimen

Fig. 2. Design drawing of the specimen of CBA jointed table section.

Table 1. Material and dimension of each part of table section specimen

Part	Item	Material	Dimension(mm)	Remarks
Table top		M. D. F.	300×300×25(wxdxt)	
Table leg		rubber wood	50×50×600(wxtxl)	M. C. : below 15 %
Side rail ⁴ (Apron)		M. D. F.	22 (t) : 50, 75, 100 (h) 25 (t) : 50, 75, 100 (h)	length : 225 mm
Corner block		lauan (Sp. Gr. : 0.5)	mitred ¹ : 50, 75, 100 (h) rectang ² : 50, 75, 100 (h)	length ⁵ : 130, 125 mm thick. : 25 mm
Anchor bolt ³		steel w/washer	9 φ × 85 LG	with bushing nut
Metal screw		for apron for c/block	5 φ × 50 LG 3 φ × 40 LG	pan head type

Note:

1. With or without PVAc emulsion reinforcement.
2. With or without screw reinforcement.
3. One bolt for 50 mm side rail; one or two bolts for 75 mm and 100 mm rail.
4. Pre-bored to let the screw penetrate into table top 20 mm
5. 130 mm long block for 22 mm thick rail; 125 mm long one for 25 mm rail.

3.1.2. 各 部材別 材質 및 치수

공시 table section을 構成하는 各 part 別 材질과 그들의 設計 규격(design size)組 Table 1에 나타난 바와 같다. 또 side rail의 높이와 corner block의 높이를 같게하여 이 corner block에 直徑이 9mm인 anchor bolt를 관통시키기 위해 hole을 가공하였는 바, anchor bolt 1개를 使用할 경우는 各 corner block의 중앙부에 관통 直徑 12mm로 boring하는 동시에 anchor bolt의 head部를 corner block 표면 이하로 내려 앉히기 위해 상부 直徑을 20mm 直徑으로 가공하였으며 이를 위해 二重 boring bit를 使用하였다. 또 2개의 anchor bolt를 관통시킬 경우(75mm 및 100mm 높이의 side rail을 使用하는 接合群에 해당)는 corner block의 수직 중앙선 上의 corner block 上端으로부터의 1/4支点과 3/4支点에 各各 anchor bolt 관통용 hole을 같은 方法으로 가공하였다. 한편 side rail에의 corner block 부착에 使用할 直徑 3mm의 나사못을 관통시키기 위한 hole의 위치는 mitred type corner block의 경

우, block 上端으로부터 12.5mm 側端으로부터 25mm 떨어진 곳에 直徑 3.5mm의 hole을 45도 切斷面에 수직으로 boring하였으며 rectangular type corner block의 경우에는 兩 端으로부터 共히 12.5mm 떨어진 곳에서 동일치수의 hole을 block 표면에 수직으로 各 모퉁이에 4개씩 가공하였다. (Fig. 3).

3.1.3. 製作 試驗體 數 및 所要 材料 算出
本 研究에서 設計, 製作한 卓子 供試體의 數는 22個 接合群 總 88個였으며 그 算出 근거는 mitred corner block 方式 채택시, 두께 22mm 및 25mm의 side rail을 使用하였고 그들의 높이를 두께별로 各各 50mm, 75mm 및 100mm의 rail 使用時 corner block에 各各 1개 또는 2개의 anchor bolt를 관통시켜 table leg와 組立하였다. 또 4개의 3φ×40LG 나사못(pan-head type wood screw)을 이용, mitred corner block을 side rail에 부착시킬 경우 양자간의 接觸面에 醋酸 비닐 樹脂 接着劑(PVAc emulsion)의 接合部 剛性 補強 效果 有無를 比較하고자 하였다.

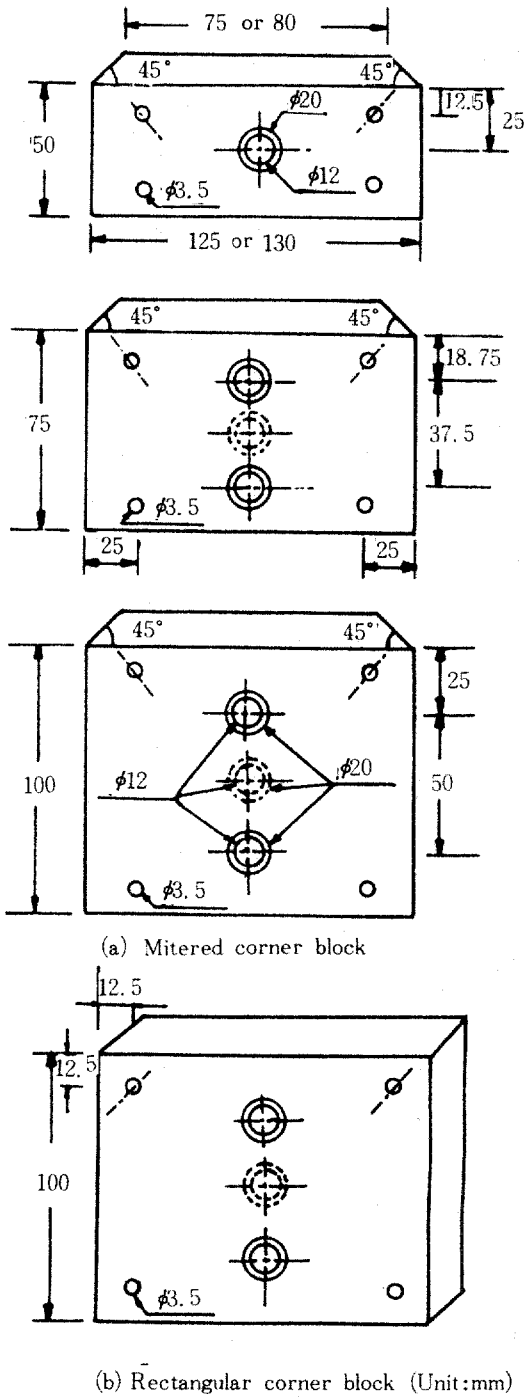


Fig. 3. Diagram showing the positions of the anchor and the screws in each corner blocks.

한편 rectangular corner block의 경우 V-홈 가공이된 side rail과 corner block과의 연결 部位에 나사못 補強 效果 有無를 比較하고자 하였

으며 이 경우 side rail의 규격은 두께 25mm 및 100mm 높이의 것을 使用하였고 corner block에는 2個의 anchor bolt를 使用하였다. 이상의 實驗 設計에 各 接合群別로 4反復 처리에 의해 製作된 總 88個 시험체 的 算出 근거는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 & 1(\text{mitred corner block}) \times 2(\text{side rail의 두께}) \\
 & \times [3(\text{s/rail의 높이}) + 2(\text{2개의 anchor bolt使用})] \\
 & \times 2(\text{side rail에의 부착시 PVAc樹脂 使用與否}) \\
 & \times 4(\text{反復}) \\
 & + 1(\text{rectangular corner block}) \times 2(\text{screw 使用與否}) \times 4(\text{反復}) \\
 & = 80 + 8 \\
 & = 88 \text{ table sections (총 試驗體 數)}
 \end{aligned}$$

또 이들 88個의 공시 試驗體를 製作하기 위해 事전에 算出한 部材別 총 所要 材는 Table 2에 나타내었다. 따라서 本 研究의 수행을 위하여 美國 工業 표준규격 ANSI A208.2 규격에 合 格인 1220mm×2420mm 규격에 25mm 두께의 MDF 3枚와 22mm 두께의 MDF 1枚 그리고 60mm×60mm 규격의 rubber wood 角材 0.5M'를 구입하였 으며 corner block用 라왕 소재는 25mm 두께의 家具 工場 廢材를 가공, 활용하였다. 또 anchor bolt와 screw는 家具 제조 업체인 現代綜合木材 (株)로 부터 分讓 받았으며 醋酸 비닐 指數(PV-Ac emulsion) 接着劑는 시중에서 구입, 使用하였 다. (固形分 : 55-60%, 粘度 : 4,500 cPs).

위에서 언급한 諸般 材料들은 部材 가공의 편의를 위해 生産 工場에서 구입, 가공 및 組立되었기 때문에 별도의 保管과정은 거치지 않았으며 組立後 強度實驗時까지는 常溫 조건 的 實驗 室內에서 보관되었다.

또 各 部材의 가공 數는 組立時 발생할 수 있는 損失量을 고려, 各 各 5%의 餘分을 갖도록 준비하였다.

Table 2. Estimation of quantity for each part of 88 table section specimens

Part	Unit dimension (wxdxt)	Total quantity
Table top	300×300×25 (wxdxt)	88boards
Side rail	22× 50×225 (txwd)	16pcs
	25× 50×225 (txwd)	16pcs
	22× 75×225 (txwd)	32pcs
	25× 75×225 (txwd)	32pcs
	22×100×225 (txwd)	32pcs
	25×100×225 (txwd)	32pcs
	25×100×225 (txwd)	16pcs (V-grooved)
Corner block	<u>mitred C. B.</u>	
	25× 50×125(75) (txwd)	8 pcs
	25× 50×130(80) (txwd)	8 pcs
	25× 75×125(75) (txwd)	16pcs
	25× 75×130(80)txwd)	16pcs
	25×100×125(75) (txwd)	16pcs
	25×100×130(80) (txwd)	16pcs
	<u>rectangular C. B.</u>	80pcs
2 ×100×125 (txwd)	8 pcs	
Anchor bolt	9 ϕ × 85 LG	48ea. (for 1 bolts)
		80ea. (for 2 bolts)
Screw	5 ϕ × 50 LG	528ea. (for apron)
	3 ϕ × 40 LG	320ea. (for mitred C. B.)
		16ea. (for rectang. C. B.)
Table leg (rubber wood)	50×50×600 (wxtxl)	88sticks

3.2. 實驗 方法

3.2.1. 部材別 物性 檢査

3.2.2.1. MDF의 物性 檢査

table section 試驗體의 top 및 side rail로 使用될 22mm 두께 및 25mm 두께의 MDF에 대해서 密度, 破壞 係數, 彈性 係數, 剝離 強度 等을 KS F 3104-1983 파티클 보오드의 實驗 方法에 準하여 試驗하였는 바, 密度 試驗은 100mm×100mm의 試驗片을 1장의 MDF 原板으로부터 1개 採取, 길이, 나비 및 두께로 하여 體積을 구하고 무게를 달아 密度를 구하였으며 이 경우 두께는 0.05mm, 길이 및 나비는 0.1mm, 무게는 0.1gr까지 測定하였다. 破壞 係數 및 彈性 係數를 測定하기 위한 휨 強度 試驗은 세로방향 3개, 가로방

향 3개의 試驗片을 채취하였는 바, 나비는 50mm 길이는 공칭두께의 15배인 span 길이에 50mm를 더한 길이, 즉 22mm 두께의 MDF는 380mm, 25mm 두께인 425mm로 하여 變形속도 10mm/min의 荷重을 가하여 가로, 세로 방향의 6개 시편의 破壞 係數 및 彈性 係數를 구하였는바, 방향별 평균치를 算出하여 작은 한 쪽의 값을 대표치로 하였다. 또한 剝離 強度 試驗은 50mm×50mm 크기의 試驗片을 2개 채취하여 알루미늄 블록에 hot melt 接着劑를 이용, 接着하고 판면에 수직으로 引張 荷重을 가하여 박리 破壞時의 최대 荷重 (P')을 測定하고 2個 試片의 평균치를 剝離 強度로 하였으며 이 때 引張 荷重 속도는 2mm/min으로 하였다. (Table 4).

3.2.1.2. Table leg用 rubber wood의 物性 檢査

60mm×60mm 角材를 4-side planer로 50mm×50mm 正角에 길이 600mm로 가공, 總 170個의 table leg用 rubber wood 角材에 대해 버니어 캘리퍼로 치수를 測定하고 digital balance로 무게를 測定, 比重을 구하였으며 含水率은 高周波 含水機 (model 명 : protimeter)를 이용 測定하였다. 또 CBA 接合部의 stiffness를 測定하기 위해 외팔보(canti-lever beam)으로서의 leg의 휨을 추정

Table 3. List of tests for the physical properties of each part^{2,5,6,7}

Part	Test item	Remarks
Table top, apron (MDF)	1. Moisture content (%)	Destructive test (sample panel)
	2. Specific gravity	
	3. MOE, MOR (kgf/cm ²)	
	4. IB (kgf/cm ²)	
Table leg (rubber wood)	1. Moisture content (%)	Non-destructive test (actual leg)
	2. Specific gravity	
	3. MOE (kgf/cm ²)	
Corner block (lauan solid)	1. Moisture content (%)	
	2. Specific gravity	
Anchor bolt and screw	1. Dimensional check	with caliper and Screw pitch gage

Table 4. Physical properties of MDF used in the experiments

Thick (mm)	Sp. Gr.	MOR (kgf/cm ²)	MOE (kgf/cm ²)	IB (kgf/cm ²)
22mm	0.75	293.5 (28.8 Mpa)	23,000 (2254Mpa)	8.1
25mm	0.72	280.2 (27.5 Mpa)	21,000 (2058Mpa)	7.1

위의 Table에 나타낸 各 物性値의 計算式은 아래 公式과 같다.

$$\text{MOR} = \frac{3 P \cdot L}{2b \cdot h^2} \dots\dots\dots(1)$$

$$\text{MOE} = \frac{P_p \cdot L}{4y \cdot b \cdot h^3} \dots\dots\dots(2)$$

$$\text{IB} = \frac{P'}{A} \dots\dots\dots(3)$$

- Where, MOR = modulus of rupture (kgf/cm²)
 MOE = modulus of elasticity (kgf/cm²)
 IB = internal bond (kgf/cm²)
 P = maximum load (kgf)
 P_p = load at proportional limit (kgf)
 L = span (cm)
 h = specimen height (cm)
 b = specimen width (cm)
 y = deflection at proportional limit (cm)
 P' = maximum tensile load (kgf)
 A = specimen section area (cm²)

하기 위해 山林廳 林業 研究所藏의 sound 전 달속도 원리를 이용한 MOE 測定 기기인 stress wave timber & test assembly(model 명 : Metr-guard)를 이용한 非破壞 검사를 거쳐 彈性係數를 구하였다.(아래 식(4) 참조).

$$\text{MOE} = \frac{V \cdot D}{G} \dots\dots\dots(4)$$

- where, MOE = modulus of elasticity (kgf/cm²)
 V = stress wave velocity (cm/sec)
 D = density of rubber wood leg (kgf/cm³)
 G = acceleration of gravity (980cm/sec²)

3.2.2. 공시 試驗體의 製作 實驗

3.2.2.1. 各 部材의 寸數 裁斷 및 예비 가공

Table top, leg, side rail(apron) 및 corner block等 22개 接合群 別 總 88개의 試驗體 製作에 所要되는 各 部材를 設計 圖面에 의해 精確한 寸數로 裁斷한 후 試驗體 組立을 위하여 필요한 各種 screw hole, anchor hole, mitering(corner block), V-grooving(side rail), inserting bushing nut(leg)等의 예비 가공을 행한 후 各種 hole의 適正 위치 및 크기, miter 切斷 및 V-홈가공 等에 대한 精密度를 육안적으로 조사하였다.

3.2.2.2 試驗體(table section)의 構成

우선 貫通 直徑 5.5mm 및 상부 直徑 9mm가 되도록 2중 boring bit를 使用하여 各 높이 別 side rail의 모서리에 2중 screw hode을 가공한 후 各

rail 당 3개의 $5\phi \times 50\text{LG}$ 나사못(wood screw)을 삽입한 후 rail의 높이에 관계없이 각각 22개의 모든 接合群에 대해 table top에 20mm가 박히도록 하여 rail을 table top에 接合한다. 그 다음, mitred type corner block을 joint 設計에 의거, $3\phi \times 40\text{LG}$ 나사못(screw)을 이용하여 10개의 接合群은 醋酸 비닐 樹脂 接着劑를 사용하고 10개 接合群에 대해서는 樹脂를 사용하지 않은 채 side rail에 부착하였고 나머지 2개(8개 試驗體) 接合群에 대하여 rectangular type의 corner block을 부착하였다. 일단 table top과 side rail 그리고 corner block을 합체한 다음, table leg의 모서리에 直徑 15mm, 길이 30mm의 preboring을 한 후 나무 망치로써 외경 15mm의 bushing nut를 박은 다음, 이 bushing nut가 삽입된 leg에 corner block를 관통한 anchor bolt로 연결, 결합 시킴으로써 소위 'corner pocket'을 형성, 공시 table section 試驗體를 構成하였다.

3.2.3. 接合 試驗體의 强度試驗

실제로 탁자류 家具에 있어서는 joint 部位가 破壞되어서 못쓰는 경우보다 接合部가 느슨해져서 못쓰게 되는 경우가 대부분이다. 따라서 本研究에서는 500 kgf 용량의 load transducer를 지니는 英國 Instron社에서 製作한 만능强度試驗機(universal testing machine)의 base에 특수하게 고안된 table section specimen holding device를 부착시키고 試驗體의 leg와 base가 수평이 되도록 table top을 고정시킨 다음, CBA 接合方式의 특성인 소위 半剛 接合(semi-rigid joint)의 stiffness를 測定하기 위해 상기 强度試驗機를 이용, 荷重点에서의 總 變形量이 40mm에 이를때 까지 每단계 別로 各各의 rail 높이에 따라 50mm 및 75mm 높이의 rail에 대해서는 2 kgf씩, 100mm 높이의 rail에 대해서는 3 kgf씩 증가하도록 强度試驗機의 digital load indicator를 추적하면서 各단계의 荷重水準에서의 leg의 deflection을 測定하였다.(Fig. 4 참조).

또 Fig. 4에 표시된 바와 같이, 4개 部位의 變形(deflection)測定은 精밀도 0.01mm의 dial gauge를 이용하였으며 이들 dial gauge는 magnetic base의 steel rod stand에 연결하여 試驗體 holding device에 부착하여 실시하였다.

3.2.4. 半剛 接合部の 剛性 係數 設計

88개의 接合 試驗體에 대한 强度實驗 結果로부터의 荷重-變形 특성을 일반화하기 위하여 各 table section 試驗體의 side rail 높이 別로 구분하여 荷重의 接合部에 작용하는 모멘트(moment)로, 그리고 그 때 발생하는 變形은 半剛 接合部の 회전(rotation in semi-rigid joint)으로 各各 변환시킨 후, 그 값들에서 Eckelman(1968)이 提示한 바 있는 다음의 計算式(5)에 의거, 剛性 係數(stiffness coefficient)를 計算한다.

$$Z = \frac{\phi}{M} \text{-----}(5)$$

where, Z = stiffness coefficient(rad/kgf-cm)

ϕ = joint rotation(rad)

M = moment(kgf-cm)

또 아래 式(6)은 위에서 언급한 모멘트를 구하기 위한 公式이다.

$$M = P \cdot l \text{-----}(6)$$

where, M = moment(kgf-cm)

P = load(kgf)

l = moment arm(cm)

또 變形值로 부터 接合部の 회전(rotation of joint, ϕ)을 計算하기 위해서는 接合部를 構成하고 있는 table leg의 순수變形量(δn)을 구해야 하는바 그 公式은 아래 式(7)

$$\delta n = \delta l - \delta b \text{-----}(7)$$

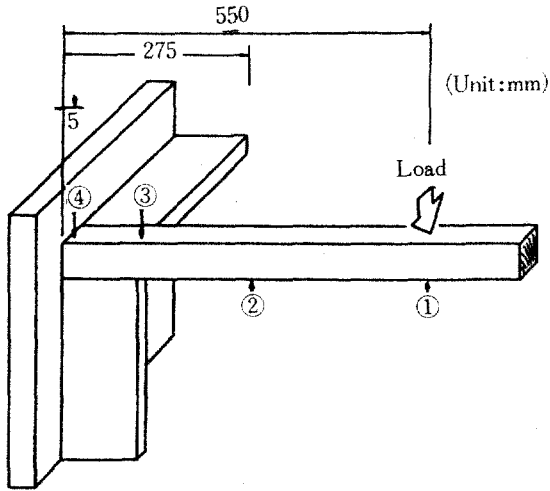


Fig. 4. Position of dial gauge.

where, δn = net deflection of leg (cm)

δl = deflection of leg at point #1 (cm)

δb = bending deflection of leg (cm)

로 표시할 수 있다. 여기서 table leg는 일종의 cantilever beam으로 간주할 수 있으므로 그 휨 변형량(δb)은 다음 식(8)에 의해 구할 수 있다.

$$\delta b = \frac{P \cdot l^3}{3 E \cdot I} \quad (8)$$

where, P = load within proportional limit (kgf)

l = moment arm (cm)

E = modulus of elasticity (kgf/cm²)

I = moment of inertia (cm⁴)

[or $b \times h^3 / 12$]

이렇게 하여 table leg의 순수 변형량(δn)을 이용한 半剛 接合部の 회전(ϕ)은 Fig. 5를 참조하여 다음 식(9)에 의하여 구할 수 있다.

$$\phi = \arctan(\delta n / l) \quad (9)$$

따라서 接合部の 剛性 係數, 즉 Z 값은 다시 다음 식 10 으로 나타낼 수 있다.

$$Z = \phi / M$$

$$= \frac{\arctan(\delta n / l)}{P \cdot l} \quad (10)$$

3.2.5. Side rail 높이 別 有效 強度 設定 및 分析

일반적으로 실제 使用中인 卓子の leg는 마루의 反作用에 의해 수평방향 荷重을 받게 되는데, 본 研究에서는 60cm 길이의 leg를 지니는 卓子の 측방으로의 3cm 변형, 즉 $\delta n = 3\text{cm}$ 인 경우를 임의의 限界 變形點 (limit deflection point) 로 設定하고 이 變形에 상응하는 接合部 회전 (ϕ)을 각 side rail 높이 別로 구하고 그에 대응하는 모멘트(M_u)를 각각의 回歸式에서 計算하여 이 값을 본 研究에서 設計, 製作한 총 88개

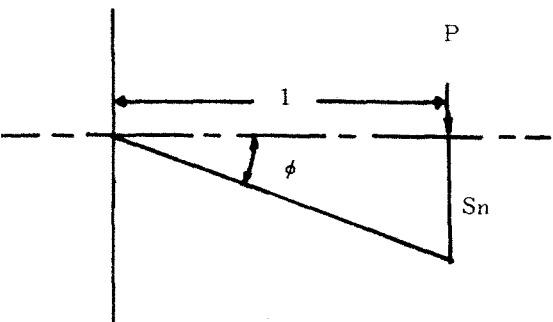
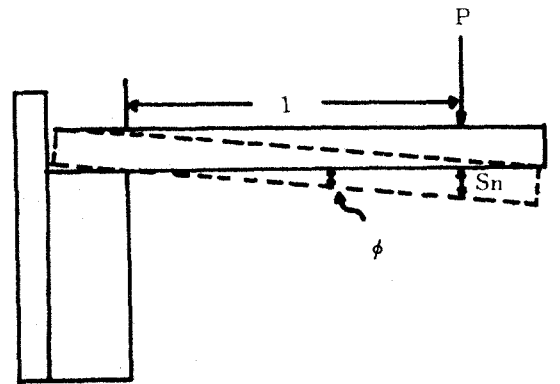


Fig. 5. Diagram of load and rotation.

卓子 시험체의 “有效 強度(usable strength)”로 決定하였다. 이렇게 하여 구한 22個 公試 接合群의 有效 強度值를 각 CBA 半剛 接合部 剛性의 基準으로 삼고자 하였으며 본 研究에서 半剛 接合構造의 주요 設計 因子로서 채택한 side rail

의 두께 및 높이, anchor bolt의 사용 수, mitered corner block과 side rail과의 접촉면에의 P-VAc樹脂接着劑補強效果 그리고 corner block 형태別剛性 차이등을評價하기 위해 SPS-S/PC+package를 사용, 二元分散分析(two way ANOVA)을 행하였으며各接合群別 평균有效強度에 대하여 Duncan의 多重檢定(Duncan's multiple range test)을 1%유의水準에서 실시하였다.

4. 結果 및 考察

4.1. CBA 接合部の 剛性 係數

4.1.1. Moment-rotation 回歸 方程式

총 88개 試驗體의 荷重에 대한 變形測定結果를 接合部에 작용한 모멘트(moment, kgf-cm)와 接合部의 회전(rotation, rad)으로 변환하고各接合群別 剛性 係數(stiffness coefficient)를 計算하고자 하였다. 그런데 本 研究에서 설계한 이들 22개 接合群에 대하여 변환된 모멘트와 接合部 회전(moment-joint rotation)간의 관계에 대한 함수적(functional)分布 특성은 非 線型的인 傾向을 나타내고 있음을 알 수 있었다.

Eckelman(1968)¹¹⁾은 半剛 接合構造에 있어서의 이와 같은 모멘트-接合部 회전간의 非 線型的(non-linear)인 관계를 다음式과 같이 정의한 바 있다.

$$M = a \cdot \phi^b \text{-----(11)}$$

where, M=moment(or bending force)

ϕ = internal(or semi-rigid) rotation of joint

a, b=coefficient

또, 그는 家具等 일반 frame type接合構造(joint structure)의 剛性 係數를 Z-value라 정의하여 그 값을 $Z = \phi/M$ 으로 표시할 수 있다고 報告한 바 있다. 따라서 完全 剛性 接合(rigid joint)인 경우 즉, 接合部 内部 회전이 전혀 없는

경우($\phi=0$)는 剛性 係數 Z 값이 0이 되고, 反面 핀 接合(pinned joint)인 경우는 상대적으로 작용 모멘트가 극소화(M=0)되므로서 Z 값이 無限에 接近하게 됨을 알 수 있으며 本 研究에서 設計한 卓子の CBA 接合 構造는 일종의 半剛 接合(semi-rigid joint)으로서 어느 정도 상당히 큰 剛性을 지닐것으로 예상되어 그 Z 값이 매우 적을것으로 예상할 수 있다.

우선 本 實驗 結果 moment-joint rotation간의 관계가 非 線型的이었으므로 두 값에 대해 자연 대수를 취하여 直線 回歸式을 구하였다.

즉, moment(M)와 joint rotation(ϕ)간의 함수 관계를

$$M = a' \cdot (1000 \phi)^b \text{-----(12)}$$

라 하여 式(12)의 양변에 자연 대수를 취하면,

$$\ln(M) = \ln(a') + b \cdot \ln(1000 \phi) \text{-----(13)}$$

로 되고 式(13)에서 $\ln(M) = Y$, $\ln(1000 \phi) = X$ 라 하면

$$Y = \ln(a') + b \cdot X \text{-----(14)}$$

로 표시할 수 있어 1次의 回歸式으로의 표현이 가능하게 된다.

또 Eckelman(1968)¹¹⁾이 提示했던 式(11) 즉 $M = a \cdot \phi^b$ 와 대응시키기 위해

$$M = a' \cdot (1000 \phi)^b$$

$$M = a' \cdot 1000^b \cdot \phi^b$$

가 되어 $M = a \cdot \phi^b$ (단, $a = a' \cdot 1000^b$)로 표시할 수 있으므로 X, Y의 값을 구한 후, 이 들 값으로부터 차례로 상수 a', a, b를 구할 수 있다. Table 5는 本 實驗에서 구한 22개 接合群別 coefficient a, b를 나타내고 있다. 그리고 이들 22개 공시 接合群에 대한 자연 대수의 1次 回歸 方程式은 Table 6에 나타내었다.

4.1.2. 接合群別 有效 強度 및 剛性 係數

공시 table section 試驗體에 대한 實驗結果를 해석하기 위해 各 試驗體에 있어 60cm 길이의 leg를 갖는 table이 側方으로 3cm 變形되는 것에

Table 5. Coefficients of 22 joint groups

No.	Joint group	Coefficient, a'	Coefficient, a	Coefficient, b
1	M22/50-1B	53.12	1262.00	0.4580
2	M22/55-1B	85.24	3350.76	0.5315
3	M22/75-2B	113.32	6714.39	0.5909
4	M22/100-1B	128.02	3913.61	0.4951
5	M22/100-2B	168.48	9374.51	0.5818
6	M25/50-1B	53.88	1961.68	0.5204
7	M25/75-1B	90.62	3391.75	0.5244
8	M25/75-2B	79.58	9598.51	0.6938
9	M25/100-1B	123.59	5274.52	0.5434
10	M25/100-2B	135.61	11063.48	0.6372
11	Mp22/50-1B	53.96	2955.10	0.5795
12	Mp22/75-1B	91.28	5239.33	0.5863
13	Mp22/75-2B	104.60	9393.59	0.6511
14	Mp22/100-1B	102.14	9889.99	0.6620
15	Mp22/100-2B	134.35	20185.41	0.7256
16	Mp25/50-1B	57.94	3468.79	0.5924
17	Mp25/75-1B	110.94	8707.39	0.6316
18	Mp25/75-2B	106.12	14808.03	0.7149
19	Mp25/100-1B	127.91	10839.38	0.6427
20	Mp25/100-2B	151.24	25273.57	0.7410
21	R25/100-2B	156.99	14166.81	0.6518
22	Rs25/100-2B	121.20	25351.44	0.7735

Note: $M = a \cdot \phi'$ Where, M = moment ϕ' = rotation of joint a, b = coefficient ($a = a \cdot 1000^b$)

상응하는 變形點을 임의의 “限界 變形點”으로 간주, 22개의 接合群을 3段階의 side rail 높이에 대해 구분하고 각 rail 높이別로 그에 대응하는 “限界 接合部 회전(ϕu)”을 구하고자 하였다. 그런데 22개 接合群에 대한 荷重-變形 測定結果인 附錄 Table C.에 의하면 Fig. 4의 荷重-變形 測定 實驗을 통해 얻은 side rail heel 部位에서의 變形($\delta 3$)은 Hayashi等(1986)²²⁾이 報告했던 것과는 달리 그 크기가 상당히 크게 나타나고 있음을 알 수 있다. 이와 같은 結果는 side rail용 材料인 MDF가 소재(solid wood)에 비하여 leg에 荷重이 가해질 경우 모서리(Heel) 部

에서 상당한 량 이즈러짐 現象이 발생하게 되는 데에 기인한 것으로 사료되는 바이다.

따라서 table leg의 실제 순수 變形은 式(7)에서 표시하였던 공시 table section leg의 순수 變形(δn)으로 부터 MDF side rail의 이즈러짐(collapse)을 보정해준 값으로 간주할 수 있을 것이다. 한편 MDF (side rail) 모서리(heel)에서 발생한 이즈러짐은 剛성이 큰 rubber wood(table leg)로 인하여 荷重 작용점에서 거의 等量的(δn 의 $\delta n'$ 으로의 수평 이동)으로 나타나게 될 것으로 생각할 수 있을 것이다. (Fig. 6). 따라서 table leg의 실질적인 순수 變形量은

Table 6. Linear regression of each group from natural logarithm of moment and rotation(x 1000) data

No.	Joint group	R ²	Regressive equation
1	M22/50-1B	0.94997	Y=3.9726+0.4586X
2	M22/75-1B	0.87612	Y=4.4455+0.5315X
3	M22/75-2B	0.96451	Y=4.7302+0.5909X
4	M22/100-1B	0.91271	Y=4.8522+0.4951X
5	M22/100-2B	0.95839	Y=5.1268+0.5818X
6	M25/50-1B	0.96059	Y=3.9868+0.5204X
7	M25/75-1B	0.94084	Y=4.5067+0.5244X
8	M25/75-2B	0.94170	Y=4.3767+0.6938X
9	M25/100-1B	0.97401	Y=4.8170+0.5434X
10	M25/100-2B	0.95608	Y=4.9098+0.6372X
11	Mp22/50-1B	0.89475	Y=3.9883+0.5795X
12	Mp22/75-1B	0.95005	Y=4.5139+0.5863X
13	Mp22/75-2B	0.89739	Y=4.6501+0.6511X
14	Mp22/100-1B	0.92607	Y=4.6263+0.6620X
15	Mp22/100-2B	0.98532	Y=4.9005+0.7256X
16	Mp25/50-1B	0.83635	Y=4.0594+0.5924X
18	Mp25/75-1B	0.94834	Y=4.7090+0.6316X
17	Mp25/75-2B	0.98202	Y=4.6646+0.7149X
19	Mp25/100-1B	0.93431	Y=4.8513+0.6427X
20	Mp25/100-2B	0.95426	Y=5.0189+0.7410X
21	R25/100-2B	0.96104	Y=5.0562+0.6518X
22	Rs25/100-2B	0.96299	Y=4.7974+0.7735X

Note; Let, X=ln (1000φ) (M) and Y=ln
for these linear regression: Y=A+B·X

다음의 식(15)와 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} \delta n' &= \delta 1 - \delta b - \delta 3 \dots\dots\dots (15) \\ &= \delta n - \delta 3 \end{aligned}$$

where, δ n = apparent net deflection of leg(cm)

δ n' = actual net deflection of leg (cm)

따라서 本 研究에서 채택한 side rail의 높이 水準인 5cm, 7.5cm 및 10cm에 대한 限界 接合部 變形(φu)은 各各, rail 높이 5cm 접합군의 경우는

$$\begin{aligned} \tan \phi &= \delta n' / l = 3/55 \\ \arctan(3/55) &= 0.05449(\text{rad}) \end{aligned}$$

rail 높이 7.5cm 접합군의 경우는

$$\begin{aligned} \tan \phi &= \delta n' / l = 3/52.5 \\ \arctan(3/52.5) &= 0.05708(\text{rad}) \end{aligned}$$

그리고 rail 높이 10cm 접합군의 경우는

$$\tan \phi = \delta n' / l = 3/50$$

arctan(3/50) = 0.05993(rad) 이었다.

이 限界 變形點을 실제 卓子 構造에서 許容될 수 있는 變形의 限界로 간주한다면 위의 各 rail 높이에 대한 限界 接合部 회전 크기 0.05449 rad, 0.05708 rad 및 0.05993 rad를 各 side rail 높

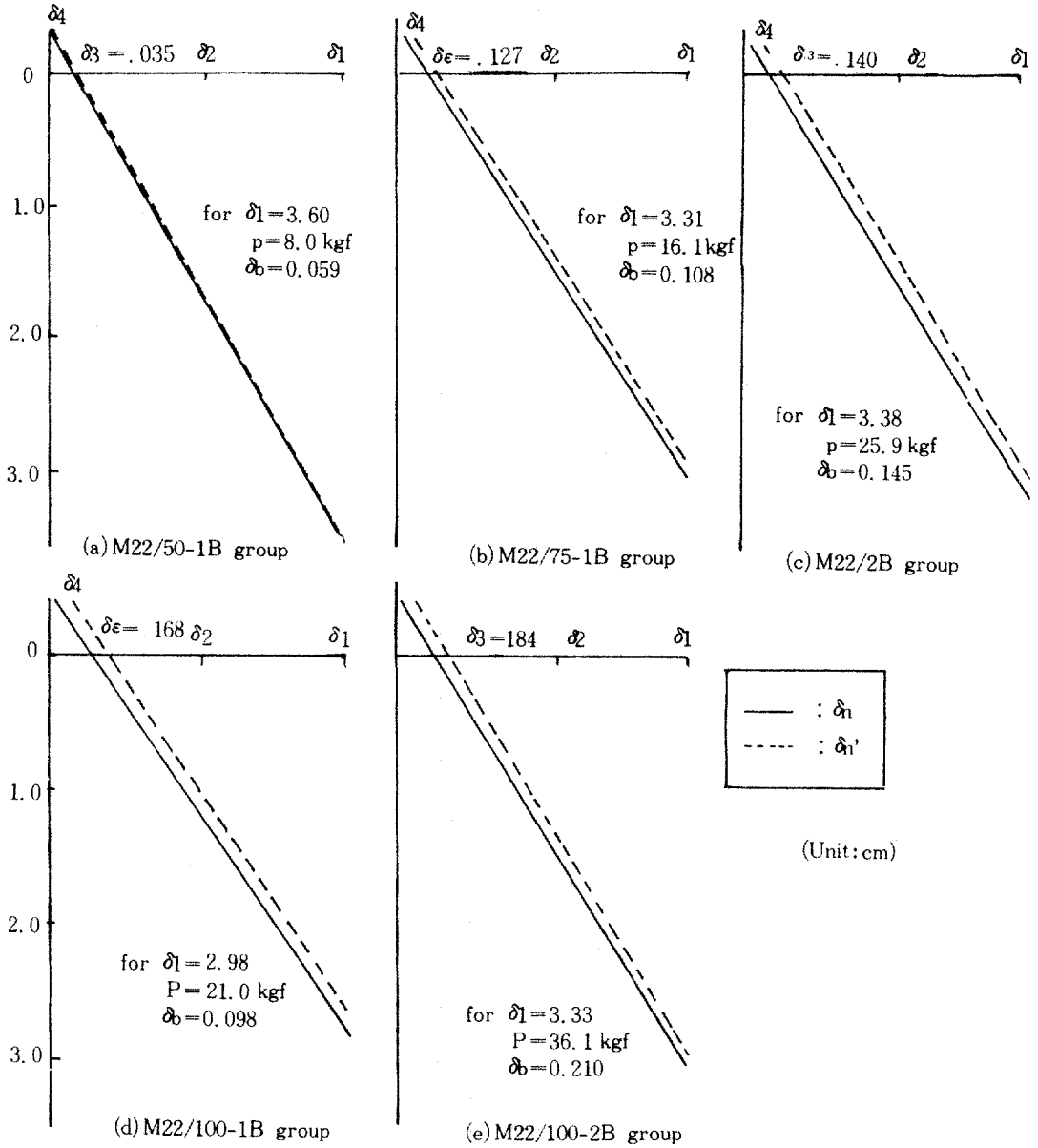


Fig. 6. Apparent and actual net deflection of leg for 22 thick and without PVAc joint groups.

이別 限界 接合部 회전 (ϕ_u)으로 하고 이에 대응한 모멘트(M_u)를 各 接合群에 대한 有效 強度(usable strength)로 볼 수 있을 것이다. 또 剛性 係數, 즉 Z 값은 $Z = \phi/M$ 로부터 구해지는 값이고 $M = a \cdot \phi^b$ 에서 b 값이 1이 아니므로 ϕ 값이 변함에 따라 M 값의 변화량이 직선적이지 못하고 따라서 모든 卓子 試驗體는 每 測定 時點에서의 모멘트 및 接合部 회전에 의해 무수한 Z

값을 지니게 될 것이다.

그러므로 本 研究에서의 임의의 變形 限界點(limit deflection point)에서의 接合部 회전, ϕ_u 와 그때의 모멘트, M_u 에 의해 剛性 係數, 즉 Z_u 값을 구하여 22개 公試 試驗體에 대한 剛性 係數의 대표치로 決定하였으며 그 結果를 Table 7에 나타내었다.

Table 7에 표시된 Z 값의 범위는 1.9087×10^{-5}

rad/kgf-cm(for Mp25/100-2B group)에서 1.6396×10⁻⁴ rad/kgf-cm(for M22/50-1B group)에 존재하고 있음을 볼 수 있다.

Eckelman(1968)¹¹⁾은 '實製品에 직접 적용키 위한 具體的 家具 接合 方式에 관한 實驗을 통해 double pin dowel joint의 경우는 Z값이 4.78×10⁻⁶~4.35×10⁻⁵ rad/kgf-cm이며 장부 接合인 경우는 8.69×10⁻⁷~4.35×10⁻⁶ rad/kgf-cm이라 發表한 바 있다. 한편, CBA joint의 경우는 Hayashi等(1986)²²⁾이 side rail과 corner block 등 모든 部材가 sugar maple材로 構成된 table section에 대한 實驗에서 Z값이 6.00×10⁻⁶~2.52×10⁻⁵ rad/kgf-cm라고 報告한 바 있다. 또 Ecke-

lman(1978)¹⁸⁾은 Z값이 10⁻⁶~10⁻⁵ 정도 水準이면 비교적 강성이 크고 안정적인 接合으로 간주할 수 있고 그 값이 10⁻³ 水準 이상이면 비교적 유연한 接合으로 볼 수 있다고 주장한 바 있다.

따라서 MDF를 주요 材料로 하여 CBA joint 方式을 채택한 本 研究에서의 22個의 接合群 중 대다수의 group이 10⁻⁵ 水準에 포함됨으로써 비교적 剛性이 큰 接合部 設計가 可能함을 알 수 있었다. 단지 Hayashi等(1986)²²⁾의 結果에 비해 Z값이 약간 상회하는 것으로 나타났는바 이는 Hayashi 等이 使用한 sugar maple소재와 本 實驗에서 使用한 MDF 및 rubber wood等の 材質의 차이로 사료되는 바이다.

Table 7. Limit joint rotation with usable strength and stiffness coefficient of each joint group

Joint group	limit joint rotation, ϕ_u (radian)	Usable strength, Mu(kgf-cm)	Stiffness coefficient, Zu(rad/kgf-cm)
M22/50-1B	0.05449	332.35	1.6396×10 ⁻⁴
M22/75-1B	0.05708	731.48	7.8034×10 ⁻⁵
M22/75-2B	0.05708	1236.30	4.6170×10 ⁻⁵
M22/100-1B	0.05993	971.44	6.1692×10 ⁻⁵
M22/100-2B	0.05993	1822.95	3.2875×10 ⁻⁵
M25/50-1B	0.05449	431.55	1.2627×10 ⁻⁴
M25/75-1B	0.05708	755.40	7.5563×10 ⁻⁵
M25/75-2B	0.05708	1315.89	4.3377×10 ⁻⁵
M25/100-1B	0.05993	1142.65	5.2448×10 ⁻⁵
M25/100-2B	0.05993	1840.38	3.2564×10 ⁻⁵
Mp22/50-1B	0.05449	547.36	9.9551×10 ⁻⁵
Mp22/75-1B	0.05708	977.26	5.8408×10 ⁻⁵
Mp22/75-2B	0.05708	1455.39	3.9220×10 ⁻⁵
Mp22/100-1B	0.05993	1534.28	3.9061×10 ⁻⁵
Mp22/100-2B	0.05993	2618.94	2.2883×10 ⁻⁵
Mp25/50-1B	0.05449	618.76	8.8063×10 ⁻⁵
Mp25/75-1B	0.05708	1427.02	3.9999×10 ⁻⁵
Mp25/75-2B	0.05708	1911.29	2.9865×10 ⁻⁵
Mp25/100-1B	0.05993	1775.27	3.3758×10 ⁻⁵
Mp25/100-2B	0.05993	3139.77	1.9087×10 ⁻⁵
R25/100-2B	0.05993	2262.10	2.6493×10 ⁻⁵
Rs25/100-2B	0.05993	2874.20	2.0851×10 ⁻⁵

Note : Mu=a· ϕ_u (See Table 5.)

$$Z_u = \phi_u / \text{Mu}$$

rail 接觸面에는 rail의 밑쪽 모서리 사이의 어느 점에서 零(zero)이 되는 不均一한 直線의 (non-uniform linear) 휨應力이 작용하게 된다. 그 후 이러한 양상으로 荷重 상승이 계속된다면 위에서 언급한 zero-stress point는 점차 max. stress point인 rail의 heel쪽으로 옮겨가게 되고 이 結果 table leg가 임의의 外力에 의해 회전하게 된다면 rail의 heel을 지지점으로 하여 Fig. 17에서의 힘 F2가 rail의 heel에서 작용하는 이른바 점荷重(point load)이 된다고 보아 外部 휨 모멘트(Me)는 궁극적으로 다음 式과 같게 될 것이다.

$$Me = P \cdot c \text{ ----- (16)}$$

where, P=load(kgf)

c=distance between leg end and rail heel

아 물론 이 外力(Me)은 다시 CBA 接合部 pocket 고유의 內部 휨 모멘트(internal bending moment)에 의해 저항받게 된다. 즉 anchor bolt의 작용으로 생성된 힘(F1)의 分力(F1/√2)과 anchor blot의 위치의 함수로서 정해지는 moment arm(Fig. 17에서의 d값)으로서 決定되는 內部 휨 모멘트(Mi 1)

$$Mi 1 = F1 \cdot d / \sqrt{2} \text{ ----- (17)}$$

의 저항을 우선적으로 받게 된다. 또 직접荷重을 받는 rail과 直角방향에 위치하는 다른 rail의 斷面과 leg의 接觸面 사이에 작용하는 摩擦 力(F4)--사실 이 힘은 corner pocket을 형성할 때, 다시 말해 外力이 없는 상태에서 anchor bolt가 leg 잡아당김에 따라 table top에 고정되어 있는 side rail斷面으로부터의 反作用力(F3)에 兩 材料間 摩擦 係數(n)를 곱한 값이다.--에 의한 內部저항이 생기게 되는 바 이는

$$Mi 2 = F4 \cdot d \text{ ----- (18)}$$

where, F4=F3·n(n:friction coefficient)

F3=reaction force of side rail against leg

으로 나타낼 수 있다(Fig. 18참조). 여기서 Mi2의 크기는 실제 CBA 接合 構造의 경우, 外部 荷重 작용 방향에 대해 直角 위치에 있는 side rail이 비틀림(torsion) 및 平面 휨(flatwise bending or bowing)應力 하에 놓이게 되므로 Mi1에 비해서는 적을 것이다. (Hayashi, Y. 等, 1986)²²⁾ 따라서 이들 外力과 內部 저항 간의 관계는

$$Me = Mi 1 + Mi 2 \text{ ----- (19)}$$

Me-Mi 1-Mi 2=0가 되고,

여기에 式(16), (17), (18)값을 대입하면 式(20)을 얻게 된다.

$$P \cdot c - F1 \cdot d / \sqrt{2} - F4 \cdot d = 0$$

$$F1 = \sqrt{2} (P \cdot c - F4 \cdot d) \text{ ----- (20)}$$

따라서 위 式(20)에 의하면 anchor bolt에 대하여 인장 荷重으로 작용하는 힘 F1은 rail의 높이, 즉 2·d에 反比例함을 알 수가 있다. 다시 말해서, rail의 높이가 높을수록 동일한 外力 작용 시 anchor bolt에 작용하는 힘이 줄어들게 됨을 알 수 있다. 따라서 本 研究의 結果에 대해서는 단편적이기는 하나 rail 높이의 比(75/50=1.5대 100/75=1.3)를 考慮할 때, rail 높이 50mm로부터 75mm로 증가시킨 경우가 75mm에서 100mm로 증가시킨 경우보다 有效 強度의 증가율이 더 높은 양상(22mm 두께시 120% : 30%, 25mm 두께의 경우 80% : 50%)으로 나타났던 바로 사료된다. 아울러 rail의 높이가 높아질수록 式(20)에서의 c치가 상대적으로 적어지므로 有效 強度의 상승

4.2. 接合群別 有效 強度의 分布

Table 6의 回歸 方程式을 근거로 各 設計 요인별로 22個 接合群의 linear regression curve를 상호 비교하기 위해 Fig. 7부터 Fig. 16까지 나타내었다. 또 Table 5의 coefficient a, b 및 Table 7의 limit joint rotation(ϕ_u)치를 이용, 各 接合群 別로 本 研究에서 製作한 총 88개의 공시 table section 試驗體에 대한 各各의 有效 強度 (M_u)치를 式 $M=a \cdot \phi^b$ 에 의거 計算한 후, 別途의 分散 分析 및 各 接合群 別 平均치에 대하여 다중 檢定(Duncan's multiple comparison)을 행하고자 하였다. (Table 8참조)

우선 Fig. 7은 mitered corner block의 side rail에의 부착에 PVAc emulsion을 使用하지 않고 1개의 anchor bolt로 고정하였을 때, side rail의 두께別, 높이別 效果를 나타내고 있다. (joint group No. 1, 2, 4, 6, 7, 9). Fig. 7에서 rail 높이 別로 本 研究에서 設定한 limit joint rotation에

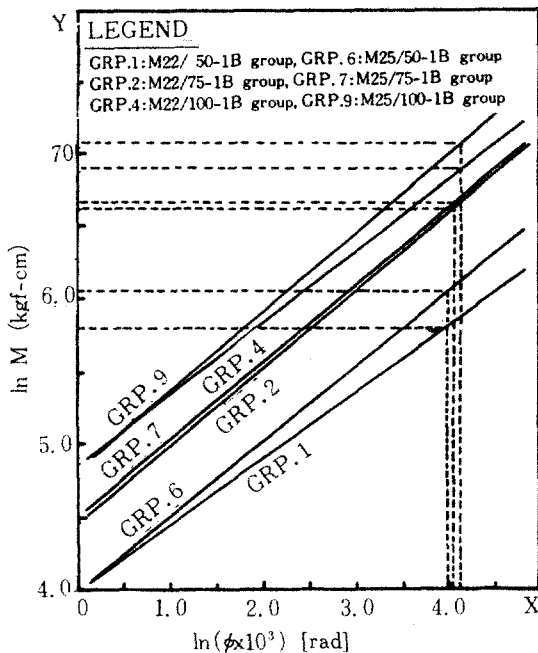


Fig. 7. Relationship between the moment and rotation for 1 bolt and without PVAc emulsion joint groups.

대응하는 有效 強度를 비교한 바 22mm 두께 rail의 경우는 높이 50mm에서 75mm로 증가함에 따라 약 120%의 有效 強度 증가를 보인 反面(340.9 kgf-cm대 756.4 kgf-cm), rail 높이 75mm에서 100mm로 증가시켰을 경우는 약 30% 정도 水準의 상승에 그치고 있다. (756.4 kgf-cm대 989.1 kgf-cm). 또 25mm 두께의 경우에 있어서도 전자의 경우는 약 80% 가량 상승하였으나(432.1 kgf-cm대 770.4 kgf-cm), 후자의 경우, 強度 상승율은 약 50% 水準에 머물고 있음을 볼 수

Table 8. Mean usable strength of 88 specimen at limit joint rotation in each joint group

Joint group	Usable strength (kgf-cm)	Joint group	Usable strength (kgf-cm)
M22/50-1B	340.92	Mp22/50-1B	574.77
M22/75-1B	756.44	Mp22/75-1B	985.69
M22/75-2B	1244.89	Mp22/75-2B	1497.26
M22/100-1B	989.06	Mp22/100-1B	1571.32
M22/100-2B	1858.45	Mp22/100-2B	2618.99
M25/50-1B	432.11	Mp25/50-1B	646.69
M25/75-1B	770.37	Mp25/75-1B	1606.29
M25/75-2B	1361.71	Mp25/75-2B	1907.42
M25/100-1B	1158.73	Mp25/100-1B	1808.79
M25/100-2B	1851.72	Mp25/100-2B	3171.11
R25/100-2B	2253.68	Rs25/100-2B	2981.95

있다. (770.4 kgf-cm대 1158.4 kgf-cm). 이러한 結果는 anchor bolt가 corner block의 중앙부에 위치하고 있는 本 研究용 試驗體에 있어서의 anchor bolt와 더불어 corner block에 작용하는 lateral force와 rail높이와의 함수 관계를 考察함으로써 설명 될 수 있을 것이다. 다시 말해 견고한 corner pocket (leg와 side rail 그리고 corner block with anchor bolt의 합체)을 형성하고 있는 table leg와 마루의 反作用에 의해 2개의 rail중 한 개의 길이 방향 軸과 나란히 수평 荷重(lateral force)이 leg에 작용, 이 힘은 다시 leg와 이 rail과의 接觸面에도 균일하게 작용할 것이다. 그 후, 荷重이 계속 상승함에 따라 leg-

작용은 더욱 증진될 것으로 볼 수 있다. 또 Fig. 7에 의하면 rail의 두께가 22mm에서 25mm로 증가됨에 따라 rail 높이 50mm, 75mm 및 100mm에 대해 각각 27%(340.9 kgf-cm 대 432.1 kgf-cm), 2%(756.4 kgf-cm 대 770.4 kgf-cm) 및 17%(989.1 kgf-cm 대 1158.7 kgf-cm)씩 증가하고 있으나 Duncan test 結果 1% 유의水準에서 별다른 유의성을 보여주지 못하고 있음을 알 수 있다. 이는 앞에서 考察한 바와 같이 두께 증가에 해당하는 만큼의 摩擦力的 상승 작용 및 지지점에서의 저항력 증가 效果가 유의적 차이를 나타낼만한 요인은 못되는 것으로 사료되는 바이다.

한편, Fig. 8은 동일 CBA pocket 構成 조건에서의 PVAc 에멀전 使用時의 有效 強度를 비교한 結果로서(joint group No. 11,12,14,16, 17,19), 역시 rail 두께 22mm인 경우는 前者의 경우(50mm 대 75mm) 71%(574.8 kgf-cm 대 985.7 kgf-cm) 그리고 後者の 경우(75mm 대 100mm)는 약 59%(985.7 kgf-cm 대 1271.3 kgf-cm)의 상승을 보였고 두께 25mm일 때는 각각 148%(646.7 kgf-cm 대 1606.3 kgf-cm) 및 13%(1606.3 kgf-cm 대 1808.8 kgf-cm)의 有效 強度 상승률을 보임으로써 PVAc 에멀전을 使用하지 않은 경우(Fig. 7)와 유사한 양상을 보여주고 있다. 또 rail두께 증진 效果에 있어서도 rail 높이 75mm인 경우를 제외하고는 각각 13%(50mm 높이) 및 15%(100mm 높이) 증가에 그쳐 유의차를 보여주지 못하였다.

한편 Fig. 9와 Fig. 10은 각각 PVAc 에멀전 非使用의 경우(joint group No. 3,5,8,10)와 使用한 경우(joint group No. 13,15,18,20)에 있어서 2개의 anchor bolt를 corner block에 관통시켰을 시의 높이 75mm 및 100mm의 rail 두께별 자연대수 回歸直線들로부터 구한 有效 強度를 표시하고 있다. 우선 Fig. 9를 보면 22mm 및 25mm 두께별로 rail의 높이가 높은 경우가 각각 49%(1244.9 kgf-cm 대 1858.5 kgf-cm) 및 40%(1361.7 kgf-cm 대 1851.7 kgf-cm)씩 유의적으로

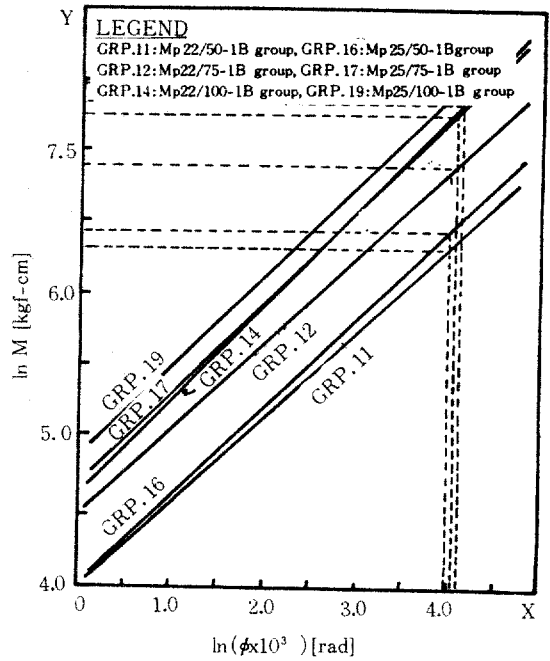


Fig. 8. Relationship between the moment and rotation for 1 bolt and with PVAc emulsion joint groups.

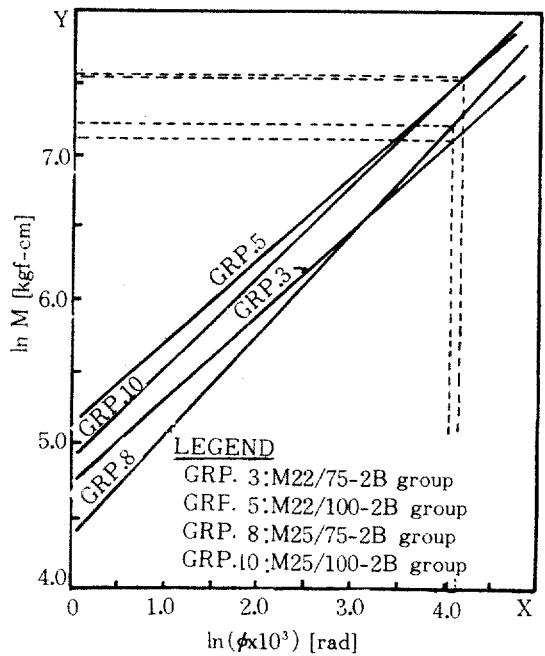


Fig. 9. Relationship between the moment and rotation for 2 bolts and without PVAc emulsion joint groups.

有效 強度가 높아짐을 나타내었으나 rail의 두께 증가로 인한 有效 強度 증가 效果는 거의 없었

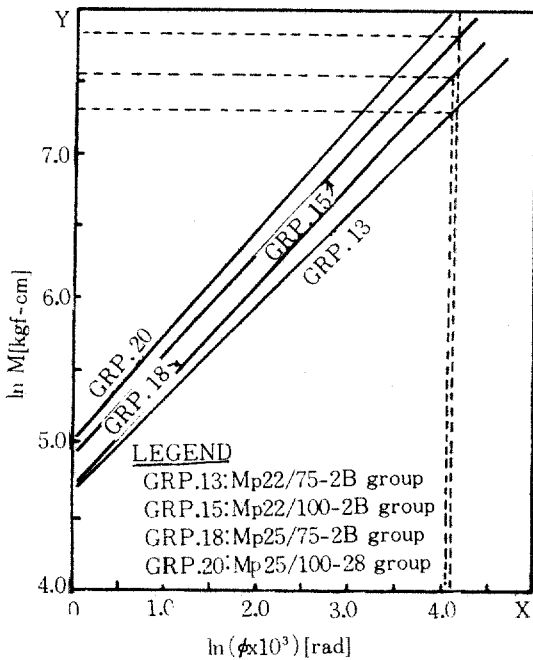


Fig. 10. Relationship between the moment and rotation for 2 bolts and with PVAc emulsion joint groups.

Table 9. Analysis of variance for usable strength by rail thickness and height

Sources	S. S.	D. F.	M. S.	F	Signif. of F
Main effects	21792990	3	7264330	26.260	.000
R/thick. (A)	1037064	1	1037064	3.749	.057
B/height (B)	20755926	2	10377963	37.516	0.0
2-way interaction					
(A) x (B)	117737	2	58868	.213	.809
Explained	21910728	5	4382145	15.841	.000
Residual	20470324	74	276626		
Total	42381053	79	536469		

으며 높이 100mm의 경우는 오히려 微量이나마 감소하기도 하였다. 또 Fig. 10에 있어서도 역시 rail의 높이가 증가하면서 22mm의 경우는 75% (1499.3 kgf-cm 대 2619.0 kgf-cm), 25mm의 경우는 66% (1907.4 kgf-cm 대 3171.1 kgf-cm) 씩 상승하여 역시 비슷한 傾向을 나타냈고 특히 joint group No. 20(Mp25/100-2B)의 경우는 총 22個 공시 接合群 중 最大値를 나타내었다. Fig. 7에서 Fig. 10을 종합해볼때 PVAc 에멀전

補強 및 bolt 使用 數에 관계없이 rail 높이가 높아짐에 따라 有效 強度의 상승 效果는 뚜렷한 것으로 판단되었다. 이들 Fig. 7부터 Fig. 10까지의 結果를 좀 더 자세히 綜合적으로 分析하기 위해 PVAc 에멀전 使用 與否와 bolt 數의 效果를 fix 시키고 rail의 두께와 높이가 CBA 接合部의 有效 強度에 미치는 效果를 二元 分散 分析 (two way ANOVA)하였는바 그 結果는 다음 Table 9와 같다.

이번에는 side rail을 높이 및 두께別로 分類한 다음, PVAc 使用 效果와 anchor bolt의 使用 效果를 比較分析하기 위해 Fig. 11부터 Fig. 15까지 살펴 보면, 우선 Fig. 11은 높이 50mm rail 使用時 두께別로 PVAc 使用 效果를 나타내고 있는 바, (joint group No. 1, 6, 11, 16) PVAc 樹脂 使用 效果는 rail 두께 22mm時 67% (340.9 kgf-cm 대 574.8 kgf-cm) 그리고 25mm 두께 시는 50% (432.1 kgf-cm 대 646.7 kgf-cm)의 높은

有效 強度 상승을 보여주고 있으나, 역시 두께 증가에 따른 效果는 PVAc 非使用時 27% (340.9 kgf-cm 대 432.1 kgf-cm)이었고 PVAc 使用時는 13% (574.8 kgf-cm 대 646.7 kgf-cm)에 그쳐 그 상승 效果가 미약함을 알 수 있다. 한편, 75 mm 높이의 rail의 경우는 22mm 두께의 경우(Fig. 12: joint group No. 2, 3, 12, 13), PVAc 樹脂 非使用時에는 bolt를 2개 使用함에 따라 65% (756.4 kgf-cm 대 1497.3 kgf-cm)의 증가를 보

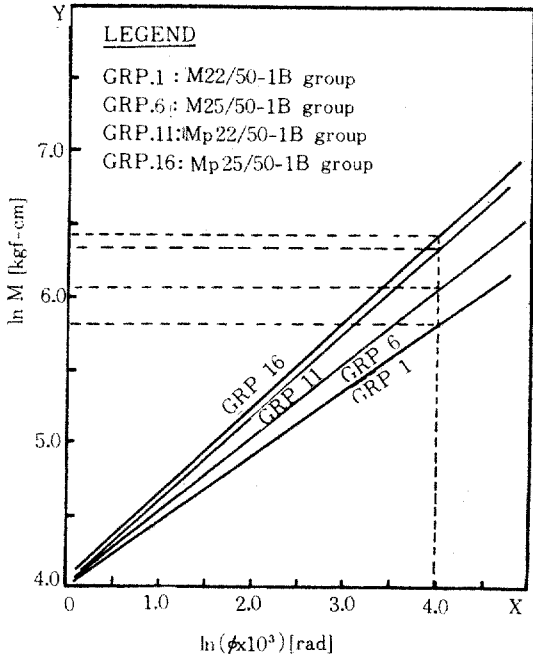


Fig. 11. Relationship between the moment and rotation for 50mm high MDF side rail joint groups.

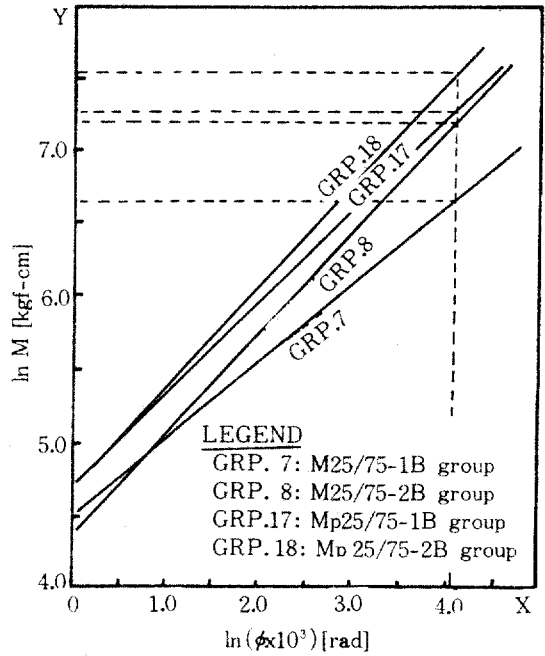


Fig. 13. Relationship between the moment and rotation for 25mm thick and 75mm high MDF side rail joint groups.

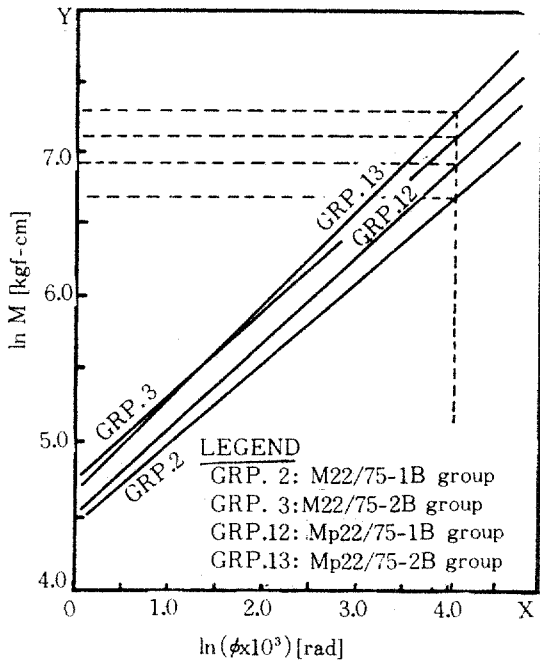


Fig. 12. Relationship between the moment and rotation for 22mm thick and 75mm high MDF side rail joint groups.

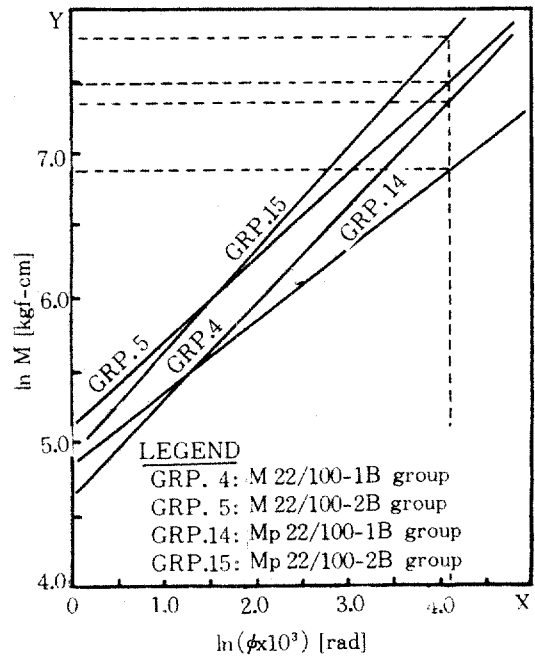


Fig. 14. Relationship between the moment and rotation for 22mm thick and 100mm high MDF side rail joint groups.

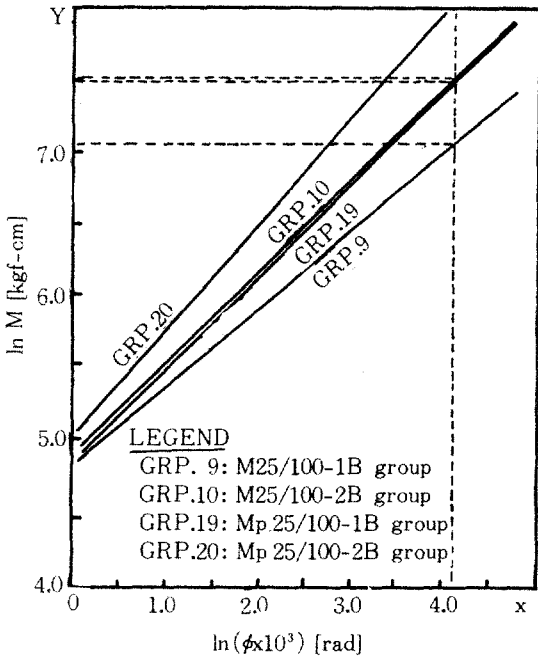


Fig.15. Relationship between the moment and rotation for 25mm thick and 100mm high MDF side rail joint groups.

였으며 PVAc 使用時에도 52%(985.7 kgf-cm 대 1497.3 kgf-cm)의 증가로서 고도의 효과를 보여 주었다. 이에 비해 PVAc 使用效果는 bolt 1개 使用時는 30% 증가(756.4 kgf-cm 대 985.7 kgf-cm), bolt 2개 使用時는 20%(1244.9 kgf-cm 대 1497.3 kgf-cm)에 그치는 것으로 나타났다. 25mm 두께의 경우(Fig. 13 : joint group No. 7, 8, 17, 18)에는 anchor bolt 使用 效果는 PVAc 樹脂 非 使用時 77%(770.4 kgf-cm 대 1361.7 kgf-cm)로 매우 높았으나 PVAc 使用時에는 20%(1606.3 kgf-cm 대 1907.4 kgf-cm)로 비교적 낮았으며, PVAc 使用 效果는 1개의 bolt 使用時 108%(770.4 kgf-cm 대 1606.3 kgf-cm) 및 2개 bolt 使用時 40%(1361.7 kgf-cm 대 1907.4 kgf-cm)로 오히려 비교적 높은 효과가 있는 것으로 나타났다. 한편 100mm 높이의 rail에 있어서도 두께 別로 PVAc 樹脂 使用別 anchor bolt 수의 效果를 비교하였는 바, Fig. 14(joint group No. 4, 14, 5, 15)에 나타난 것과 같이 22mm

rail의 경우, PVAc 樹脂를 使用하지 않았을 경우 bolt를 2개 使用함에 따라 有效 强度는 88%(989.1 kgf-cm 대 1858.5 kgf-cm), PVAc 樹脂를 使用했을 경우는 86%(1571.3 kgf-cm 대 2919.0 kgf-cm)로 PVAc 樹脂 使用 與否에 관계 없이 우수한 效果를 나타냈고 PVAc 樹脂의 有效 强度 증진 效果 역시 bolt 1개 使用時 59%(989.1 kgf-cm 대 1571.3 kgf-cm), 그리고 2개 使用時에도 57%(1858.5 kgf-cm 대 2919.0 kgf-cm)로 유의적인 向上 效果를 보여주었다.

또 rail 두께 25mm의 경우(Fig. 15 : joint group No. 9, 10, 19, 20)에서도 이와 같은 傾向은 비슷하여 corner block 관통 anchor bolt의 使用 수를 1개에서 2개로 늘림에 따라 PVAc 樹脂 非 使用時 60%(1158.7 kgf-cm 대 1851.7 kgf-cm), 그리고 使用時는 75%(1808.8 kgf-cm 대 3171.1 kgf-cm)의 有效 强度 상승을 보여주었고 PVAc 樹脂의 使用 效果도 各各 56%(1158.7 kgf-cm 대 1808.8 kgf-cm) 및 71%(1851.7 kgf-cm 대 3171.1 kgf-cm)로 bolt 使用 數에 관계없이 높은 有效 强度 상승을 나타내 그 效果가 현저함을 알 수 있었다. 이는 anchor bolt를 2개 使用하는 경우, leg에 側方 荷重(lateral load)이 가해지면 side rail의 heel에 의해서 지지되는 leg 측면의 特定部位를 중심으로 회전하고자 하는 작용이 2개의 rail 중 table top 下部에서 가까운 첫 번째 anchor bolt에 의해서 지지 당하게 되는 사실에 착안하면 쉽게 이해할 수 있을 것이다. Fig. 17에서 나타냈 듯이 1개의 bolt를 使用했을 경우에 비해 2개 使用時는 内部 저항력을 좌우하는 d 값(rail의 heel로부터 첫 번째 bolt까지의 거리)이 현저하게 증가하게 되므로 式(20)에서도 설명한 바와 같이 anchor bolt에 작용하게 될 인장력이 줄어들어 결국 table section의 有效 强度가 증가될 것으로 사료되는 바이다. 이를 좀더 구체적으로 수식화 하기 위해 式(20)을 이용해 보면, 우선 높이 75mm rail의 경우는

bolt 1개 使用時,

$$F1a = \sqrt{2} \{p \cdot c / (7.5 \times 1/2) - F4\} \quad \text{---(20a)}$$

bolt 2개 使用時,

$$F1b = \sqrt{2} \{p \cdot c / (7.5 \times 3/4) - F4\} \quad \text{---(20b)}$$

그리고 높이 100mm rail의 경우는,

bolt 1개 使用時,

$$F1c = \sqrt{2} \{p \cdot c' / (10 \times 1/2) - F4'\} \quad \text{---(20c)}$$

bolt 2개 使用時,

$$F1d = \sqrt{2} \{p \cdot c' / (10 \times 3/4) - F4'\} \quad \text{---(20d)}$$

로 표현될 것이며, 여기서 $c, c', F4$ 그리고 $F4'$ 가 모두 그 부호가 양(+)이므로 결국 式(20a) 및 式(20b)의 대소 비교는

$$c / (7.5 \times 1/2) > c / (7.5 \times 3/4) \quad \text{-----(20e)}$$

으로 되고, 마찬가지로 式(20c)와 式(20d)의 경우에 있어서도 역시

$$c' / (10 \times 1/2) > c' / (10 \times 3/4) \quad \text{-----(20f)}$$

이 되므로써 궁극적으로는

$$F1a > F1b \quad \text{-----(20g)}$$

및

$$F1c > F1d \quad \text{-----(20h)}$$

가 될 것이다. 따라서 2개 使用時의 anchor bolt에 작용하는 인장력이 줄어들게 되므로써 有效 強度가 增大됐던 것으로 짐작할 수 있다. 또 부가적으로 두번 째의 rail도 內部 저항 增大에 영향, 결국 有效 強度를 상승시키는데 기여했을 것으로 생각할 수 있다.

한편, side rail에의 corner block의 부착時 P-VAc 樹脂 使用에 의한 補強效果의 考察을 위해서 그 이론적 근거를 Fig. 19에 나타내었다.

Fig. 19는 나사못을 使用, mitered corner block을 이용한 CBA 接合 構造에서의 anchor bolt에 의해 接合 構造내에 발생되는 內部應力 분포를 나타내고 있고 모식도로서, 우선 anchor bolt를 조임에 따라 leg에 작용하게 되는 引張力($f1$)과 이에 저항하는 siderail에 의해 Leg의 양側面에 부과되는 反作用力($f4$)을 나타내고 있고, 이와 동시에 block에 의해 양 side rail에 수직으로 작용하는 壓縮力($f2$) 및 이로 인해 leg의 측면과 side rail의 端面 사이에 발생하는 摩擦力($f5$)을 나타내고 있으며 rail에서의 反作用力($f4$)에 의해 나사못에 작용하는 剪斷力($f3$)을 표시하고 있는 바, Hayashi 等(1986)²²은 이 힘에 의해 mitered block의 끝 단이 쉽게 떨어져 나간다고 報告한 바 있으나 本 研究의 實驗 結果에 따르면 88개의 試驗體 중 단 1개의 쪽 떨어짐도 없었다. 또 side rail에 작용하는 壓縮力($f2$)은 table top에의 부착時 使用한 3個의 나사못에 의해 충분히 지지 받음으로써 side rail이 table top으로부터 離脫되는 現象은 없었으며 破壞 荷重을 가했을시 corner block 부착용 나사못이 빠지거나 side rail 고정용 나사못이 table top으로부터 離脫되는 現象이 나타나기도 했다. 아 물론 mitered block과 side rail의 접촉 경계면 내에 생성된 剪斷 應力을 수행하는데 block 부착용 나사못에 추가하여 P-VAc 에멀전에 의한 接着이 效果를 충분히 거둠으로써 P-VAc 樹脂를 使用한 接合群이 유의적인 有效 強度 증가 現象을 나타냈던 바로 사료된다. 그러나 Feirer(1970)²⁰ 등이 주장했던 rail의 table top에의 부착時 나사못 이외의 補強은 MDF를 使用한 本 研究의 實驗 結果에 따르면 有效 強度 범위내에서는 그다지 필요성이 없을 것으로 판단되었다.

다음 Table 10은 rail의 두께 및 높이의 效果를 고정시키고 Anchor bolt의 數와 P-VAc 樹脂의 補強 效果를 검증하기 위해 二元 分散 分析을 실시한 結果이다.

또 다음 Table 11 및 Table 12는 各各 rail의

Table 10. Analysis of variance for usable strength by PVAc emulsion and anchor bolt

Source	S. S.	D. F.	M. S.	F.	Signif. of F
Main effects	24347956	2	12173978	52.261	0.0
PVAc (A)	6325684	1	6325683	27.155	.000
A/bolt (B)	18022272	1	18022272	77.366	.000
2-way interaction					
(A) x (B)	329120	1	329120	1.413	.238
Explained	24677077	3	8225679	35.311	.000
Residual	17703975	76	232947		
Total	42381053	79	536469		

Table 11. Analysis of variance for usable strength by rail height and anchor bolt

Source	S. S.	D. F.	M. S.	F.	Signif. of F
Main effects	29355065	3	9785021	61.441	.000
Rail height (A)	11332792	2	5666396	35.580	.000
A/bolt (B)	8599138	1	8599138	53.994	.000
2-way interaction					
(A) x (B)	1081483	1	1081483	6.791	.011
Explained	30436584	4	7609137	47.778	.000
Residual	11944505	4	7609137	47.778	.000
Total	42381053	79	536409		

Table 12. Analysis of variance for usable strength by rail height and PVAc emulsion

Source	S. S.	D. F.	M. S.	F.	Signif. of F
Main Effects	27081610	3	9027203	47.034	.000
Rail height (A)	20755926	2	6325683	32.959	.000
PVAc (B)	6325684	1	10377963	54.072	0.0
2-way interaction					
(A) x (B)	1096721	2	548360	2.857	0.064
Explained	28178332	5	5635666	29.363	.000
Residual	14202720	74	191928		
Total	42381053	79	536469		

높이와 anchor bolt 使用數 그리고 rail 높이와 PVAc 接着劑 使用 效果에 대한 二元 分散 分析 結果로서 Table 12에 의하면 rail 높이와 anchor bolt 간의 상호 작용이 4가지의 分散 分析 중 유일하게 유의성을 나타내고 있음을 알 수 있다. 이와 같은 結果로 미루어 볼 때 앞에서도 언급한 바와 같이 rail의 높이와 이때 使用된 anchor

bolt 간에 상호 밀접한 관련성이 내포되어 있음을 알 수 있다.

마지막으로 Fig. 16(joint group No. 10, 20, 21, 22)은 本 實驗을 통해 가장 바람직한 규격으로 밝혀진 두께 25mm, 높이 100mm의 side rail에 대해 2개의 bolt를 使用했을 時 corner block의 형태 및 side rail에의 補强 效果를 비교한 結果

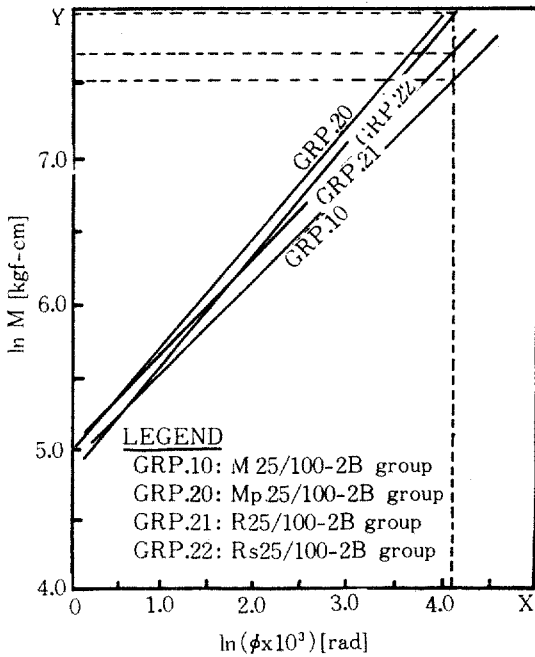


Fig.16. Relationship between the moment and rotation for 25mm thick and 100mm high MD side rail and 2 anchor bolts joint groups.

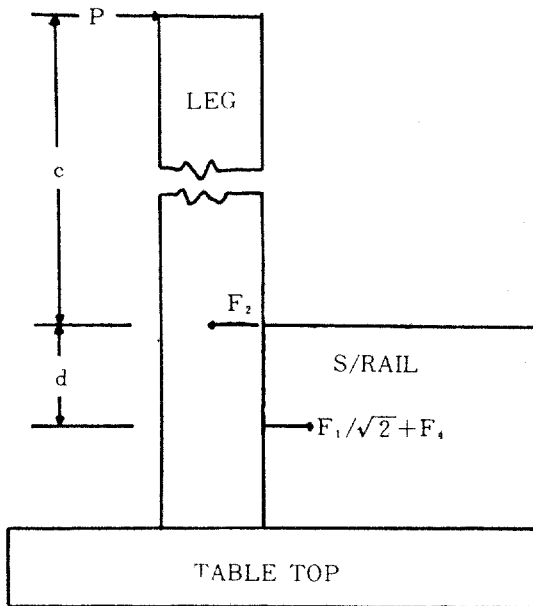


Fig.17. Diagram for the distribution of internal force under floor reaction force (P).

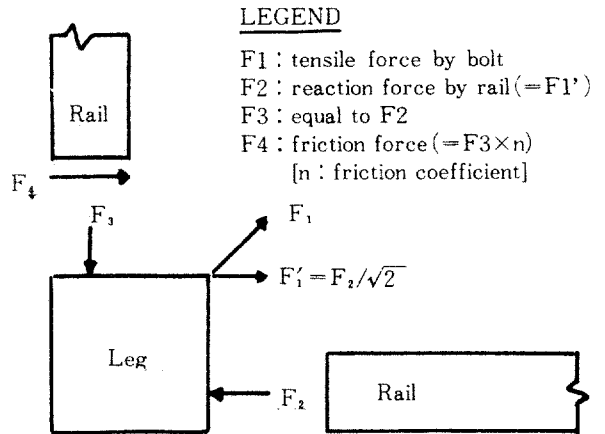
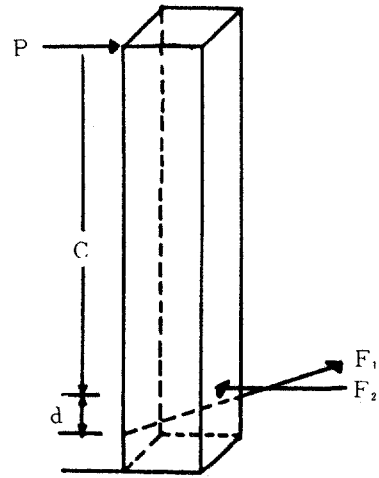


Fig. 18. Forces acting between rails and leg forming a corner pocket.

로서 mitred corner block에 PVAc 樹脂를 사용한 경우가 가장 높았으며 rectangular type block을 사용한 경우, 나사못을 추가로 사용한 接合群이 사용하지 않은 接合群에 비해 有效 强度의 유의적 상승 效果를 보여주었다.

rectangular corner block의 side rail에의 부착에 나사못을 겸용하여 CBA 接合을 構成하는 경우는 corner block이 side rail의 V-홈을 따라 table top 下部로 부터 미끌어져 빠져나가려는 現象의 防止等 pocket 형성에 우수한 效果가 있는 것으로 Hayashi等(1986)²²⁾에 의해 報告된 바

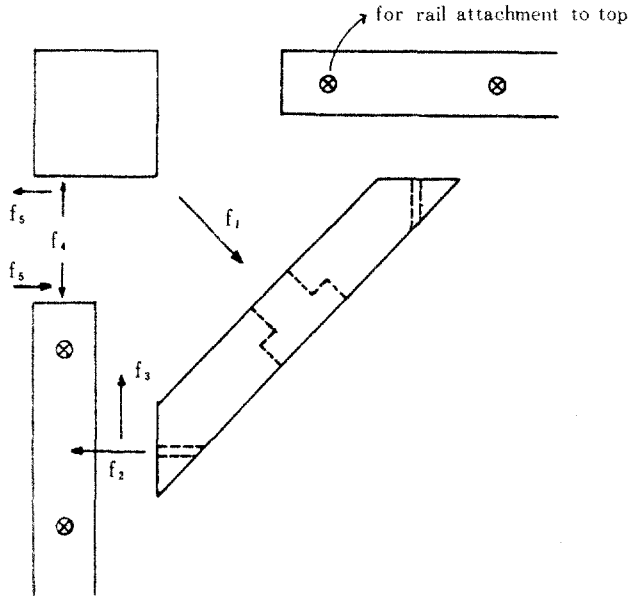


Fig. 19. Digram for the distribution of internal force in the mitered CBA joint under the action of anchor bolt.

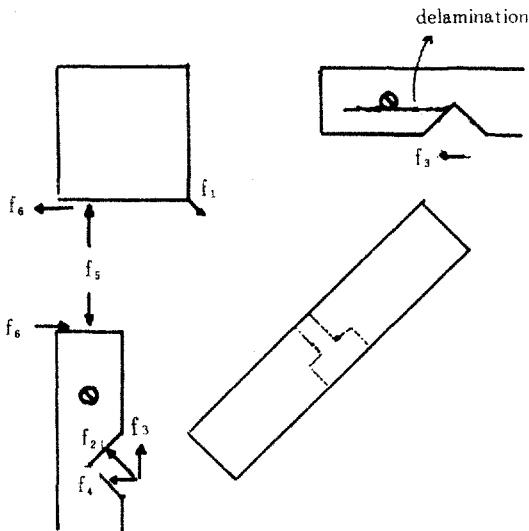


Fig. 20. Diagram for the distribution of internal force in the rectangular CBA joint under the action of anchor bolt.

있으나 본 연구에서는 그다지 기대에 못 미치게 나타났고 작업성도 떨어지는 것으로 밝혀졌다. 이는 MDF side rail의 V-홈에 작용하는 'rectangular corner block에 의한 분력'(Fig. 20에서의

f3)의 작용으로 MDF 内部 층간 剝離(internal delamination) 現象에 기인한 것으로 實驗 結果 밝혀졌다. 따라서 MDF로 된 side rail을 使用해서 桌子類 家具를 製作할 時는 rectangular type 보다는 mitered type corner block을 利用하는 設計방식이 強度面이나 作業성을 고려할 때 바람직하다고 생각되는 바이다.

5. 結 論

MDF(medium density fiberboard)와 rubber wood(*Hevea brasiliensis*)를 主材料로 하여 包裝 및 輸送費 節減 效果가 있는 組立式 桌子類 家具 設計에 널리 쓰이고 있는 半剛 CBA(corner block with anchor bolt) 接合 方式의 強度에 影響하는 設計 因子를 究明하기 위해 mitered corner block을 利用, side rail의 두께 및 높이, anchor bolt의 使用 數 그리고 나사못을 利用한 corner block의 side rail에의 부착 時 PVAc(polyvinyl acetate emulsion) 接着劑의 補強 效果 등을 比較 검토하였다.

總 22個의 接合群을 設計, 製作한 후 이들 88 個 table section 試驗體의 應力-變形 關係로부터 CBA 接合 構造의 剛性 係數(stiffness coefficient, 또는 Z-value)를 구하고 이른바 '限界 變形點'(60cm 길이 的 leg를 갖는 桌子의 側方 3cm 變形)에서의 모멘트를 '有效 強度'(usable strength)라 하여 各 設計 因子들의 效果를 評價하였는 바, 그 實驗 結果에 對한 考察로부터 얻은 主要 結論은 다음과 같다.

- 1) CBA 接合 方式을 지나는 table section 試驗體들의 應力-變形(接合部 회전) 關係는 非直線的(non linear)이었으며 大部分의 公市 接合群의 剛性 係數가 10^5 rad/kgf-cm 水準에 도달, 良好한 接合部 剛性을 나타냄으로써 MDF 및 rubber wood 材를 利用한 組立式 桌子類 家具의 設

- 計 및 製作은 타당한 것으로 나타났다.
- 2) Mitered corner block 使用時 side rail의 두께 증가 效果(20mm, 25mm)는 평균적으로 18% 水準의 有效強度 상승 效果(1243.78 kgf-cm 대 1471.49 kgf-cm)가 있었으나 유의적 차이는 없었다. (F 값 : 1.957)
 - 3) Side rail의 높이 증가(50mm, 75mm 및 100mm)는 CBA 方式의 接合部 強度 증가에 高度의 效果가 있는 것으로 밝혀졌다. (F 값 : 36.953). 특히 50mm에서 75mm로 증가시켰을 경우, 有效強度 상승율이 平均 154% (498.62 kgf-cm 대 1266.26 kgf-cm)로 75mm에서 100mm로 증가시켰을 경우의 48% 水準(1878.52 kgf-cm 대 1266.26 kgf-cm)에 비해 훨씬 높았다.
 - 4) Corner block을 side rail에 부착함에 醋酸 비닐 樹脂(PVAc emulsion)를 추가 使用한 경우(平均 1638.83 kgf-cm)가 나사못 단독使用의 경우(1076.44 kgf-cm)에 비해 高度의 유의 水準에서 (F 값 : 13.685) 50% 이상의 有效 強度 상승율을 나타냄으로써 mitered type corner block 使用시 side rail과의 接觸 境界面내에서 발생하는 剪斷 應力에 대한 저항력 증가에 뚜렷한 效果가 있음을 알 수 있었다.
 - 5) 75mm 및 100mm 두께의 rail 使用時에 있어 검토한 anchor bolt 使用數의 效果는 1개의 bolt를 corner block의 中央部에 使用한 경우(平均 1205.84 kgf-cm)에 비해 2個의 bolt를 使用한 경우(平均 1938.94 kgf-cm)가 60% 정도의 有意的인 有效 強度 상승율을 기록하였다. (F 값 41.420). 또 이들 4가지 設計 因子들에 대한 二元 分散 分析 結果 중 유일하게 rail 높이와 anchor bolt 使用數 간의 相互作用 效果가 있는 것으로 나타남으로써(1.1% 水準), CBA 接合 構造 設計時에 rail의 높이와 함께 반드시 고려해야 할 設計 因子로 밝혀졌다.

- 6) Side rail 두께 25mm, 높이 100mm 및 anchor bolt 2個 使用時의 corner block의 형태의 效果는 PVAc 樹脂 接着劑로 補強한 mitered corner block을 使用한 경우(3171.1 kg-cm)가 side rail에 V-홈 가공을 하여 나사못으로 rectangular corner block을 부착한 경우(2981.9 kgf-cm)보다 有意的 차이는 없었으나 대체로 上廻하는 것으로 나타났다.

以上과 같은 結論을 종합적으로 評價하고 동시에 作業性이나 材料費를 包含한 生産費 등을 考慮할 때 가장 合理的이고 構造的으로도 強度에 무리가 없는 設計는 두께 22mm, 높이 75mm의 중밀도 섬유판(MDF)을 사용하고 solid corner block의 형태는 mitered type을 나사못과 補強材(PVAc 樹脂 등)를 並用하여 side rail에 부착시킨 다음, 2個의 anchor bolt를 corner block에 관통, 使用하는 方法이라고 판단된다.

6. 摘要

包裝 容積 감소에 따른 輸送費 節減 效果가 있어 組立式 卓子類 家具의 製作에 널리 쓰이는 CBA(corner block with anchor bolt) 接合方式은 一定期間 使用함에 따라 接合部位가 약해지고 그 結果 構造가 不安定 하게 되는 半剛接合(semi-rigid joint) 特有의 缺點도 지니고 있다. 따라서 本 研究에서는 CBA 接合 強度에 영향하는 主要 設計 因子로서 side rail 規格, corner block의 side rail에의 부착時 補強材의 效果 및 corner block 관통 anchor bolt의 使用數 그리고 corner block의 형태等的 評價를 하기 위해 22個의 接合群 別로 總 88個의 table section 試驗體를 製作한 後 그들의 剛性 係數(Z-값) 및 有效 強度를 수평 荷重에 의한 變形測定 實驗을 통해 決定한 후 設計 因子別 效果를 비교 分析하였다. 分析 結果, side rail의 높이 增大 및 corn-

er block 부착時 PVAc 樹脂의 使用 效果가 뚜렷하여 有效強度의 有意的 向上을 나타냈고 anchor bolt의 效果 역시 2개 使用時가 1개 使用時보다 훨씬 큰 것으로 나타났다. 또 side rail 높이와 anchor bolt 使用 數 間에는 相互 作用 效果도 있었다.

그러나 side rail의 두께 效果는 22mm에서 25mm로 增大시켰을때 뚜렷한 상승 傾向은 보여주지 못했다. 한편 corner block의 형태는 MDF를 主材料로 使用한 卓子 設計時는 두께 25mm, 높이 100mm의 side rail에 PVAc 樹脂로 補強하고 mitered corner block에 2個의 anchor bolt를 貫通시킨 경우가 有效強度 3171.7 kgf-cm로 22개의 接合群들 中 最大値를 나타냄으로써 miter type 이 rectangular type보다 바람직한 것으로 나타났다.

結論的으로 資材의 效果的 利用을 통한 生産 費 節減과 同時에 構造의 安定된 強度의 側面을 고려할 때, 두께 22mm, 높이 75mm의 MDF side rail에 mitered corner block을 PVAc 樹脂와 나사못을 利用하여 부착한 後 2個의 anchor bolt를 貫通시키는 方法을 가장 合理的인 MDF 使用 組立式 卓子 設計 方案으로 提示하는 바이다.

參 考 文 獻

- Albert, T. J. and J. W. Johnson. 1967. Lateral Holding Capacity of Power Driven Fasteners. Forest Products Journal. Vol. 17, No. 9.
- Anon. 1955. Wood Handbook. U.S. Department of Agriculture Handbook No. 72, U.S.G.P.O., Washington.
- Anon. 1960. Swedish Standards STS. 70/50/H. Bookshelvesw Test Methods. Stockholm.
- Anon. 1970. Establishing Clear Wood Strength Values. ASTM Standard D 2555-70, Annual Book of ASTM Standards, American Society for Testing Materials, Philadelphia, Penn.
- Anon. 1970. Establishing Structural Grades for Visually Graded Lumber. ASTM Standard D 245, Annual Book of ASTM Standards, American Society for Testing Materials, Philadelphia, Penn.
- Anon. 1973. Evaluating Allowable Properties for Grades of Structural Timber. ASTM Standard D2915-70, ASTM Annual Book Standards, American Society for Testing Materials, Philadelphia, Penn.
- Bedell, J. H. 1952. A Preliminary Study of the Effects of Hole Size on The Strength of Dowel Joints in Tension. Pennsylvania State Univ.
- Brown, G. E. 1954. Water Resistant Dowel Glue. Forest Products Journal, Vol. 4, No. 4.
- Brown, R. H. and D. Thompson. 1954. The Effect of Moisture Content on the Resistance to Withdrawal of a Dowel Inserted in End Grain. Furniture Development Council Research Students Report No. 1.
- Desroches, C. 1963. Tutankhamen. New York Graphic Society, New York.
- Eckelman, C. A. 1968. Furniture Frame Analysis and Design. Ph. D Thesis, Purdue Univ. 231 PP.
- Eckelman, C. A. 1970. CODOFF--Computer Design of Furniture Frames:Part I, User's Manual. Purdue Univ. Agr. Experiment Sta. Bul. No. 857. West Lafayette, Ind.
- Eckelman, C. A. 1970. CODOFF--Computer Design of Furniture Frames:Part II, En-

- gineering concepts. Purdue Univ. Agr. Sta. Bul. No. 863. West Lafayette, Indiana.
14. Eckelman, C. A. 1970. The Stiffness Matrix Method of Furniture Frame Analysis. *Wood Science*, Vol. 2, No. 4.
 15. Eckelman, C. A. 1976. Investigation of strength of corner block with anchor bolt joint. Unpub.
 16. Eckelman, C. A. and D. A. Fergus. 1976. Computer Analysis of Chair Frames: Fortran and Basic. Purdue University Agricultural Experiment Station Bul. No. 937. West Lafayette, Indiana.
 17. Eckelman, C. A. 1977. Evaluating Strength of Library Chairs and Tables. *Library Tech. Repts.* Vol. 13, No. 4.
 18. Eckelman, C. A. 1978. Strength Design of Furniture. Tim Tech. Inc., West Lafayette, Indiana. 231 pp.
 19. Eckelman, C. A. 1978. Bending Strengths of Hardwoods used in Upholstered Frame Construction. *Forest Products Journal*, Vol. 28, No. 8.
 20. Feirer, J. L. 1970. Cabinetmaking and Millwork. Chas. A. Bennett Co. Inc. Peoria, Ill.
 21. Hayashi, Y. 1983. Strength Analysis of Table Joints. Purdue University.
 22. Hayashi, Y. and C. A. Eckelman. 1986. Design of Corner Block with Anchor Bolt Table Joints. *Forest Products Journal*, Vol. 36, No. 2.
 23. 1973. Flexibility and Bending Strength of Mortise and Tenon Joints. *Furniture Design and Manufacturing*, Vol. 45, No. 1 and 2.
 24. Hoover, W., C. Eckelman, J. Ringe and J. Youngquist. 1988. Design and Specification of Hardwood Laminated Veneer Lumber for Furniture Applications. *Forest Products Journal*, Vol. 38, No. 1.
 25. Hoyle, R. J. 1956. The Effect of Boring Speed and Feed Rate on the Strength of Glued Dowel Joints in Tension. *Forest Products Journal*, Vol. 6, No. 10.
 26. Hunt, R. J. 1973. *Wood Technology in the Design of Structures*. Inter-Mountain Press, Missouri, Montana.
 27. Jensen, A. and H. Chenworth. 1967. *Statics and Strength of Materials*. McGraw-Hill, New York.
 28. Kamenicky, J. 1980. Extension of the Construction Joints. *Annual of the Wood Technology and Forestry at Zvolen Univ.*
 29. Kennedy, E. I. 1965. *Strength and Related Properties of Woods Grown in Canada*. Department of Forestry Publication No. 1104, Ottawa.
 30. Kishi, H. Kato and Seito. 1988. Dynamic properties of joints for wooden furniture: Static and fatigue bending strength of tenon & mortise, dowel and metal joints. *Wood Industry* Vol. 43, No. 10.
 31. Lin, Shi-chao. 1983. An Analysis of the Rigidity of Cases with Various Joint Constructions. Purdue University.
 32. Lin, Shi-chao and C. A. Eckelman. 1987. The Rigidity of Furniture Cases with Various Joint Constructions. *Forest Products Journal*, Vol. 37, No. 1.
 33. Markwardt, L. J. and T. R. C. Wilson. 1935. *Strength and Related Properties of Wood Grown in the United States*. U.S.D.A. Tech. Bul. No. 479.
 34. Milham, R. M. 1949. A Comparison of

- Strength Characteristics of the Mortise and Tenon Joint and Dowel Joint. University of Michigan, Ann Arbor.
35. Nearn, W. T., N. A. Norton and W. K. Murphy. 1953. The Strength of Dowel Joints as Affected by Hole Size and Type of Dowel. *Forest Products Journal*, Vol. 3, No. 4.
36. Parcel, J. I. and R. B. Moorman. 1955. Analysis of Statically Indeterminate Structure. John Wiley and Sons, New York.
37. Pincus, G., E. F. Cottrell and D. B. Richards. 1966. Rigid Roof Trusses with Glued Finger Joints. *Forest Products Journal*, Vol. 16, No. 2.
38. Shedd, T. C. and J. Vawter. 1941. Theory of Simple Structures. J. Wiley and Sons, New York.
39. Smith, E. L. 1973. Furniture: A Concise History. Thames and Hudson Pub. Co., London.
40. Sparkes, A. J. 1967. The Strength of Dowel Joints. Part 6, 7 and 8. Furniture Industry Research Association Technical Report No. 28.
41. Raknes, Eirik. 1963. Dowel Joints--The Significance of Glue and Gluing Conditions. Norsk Treteknisk Institutt Publication No. 20.
42. Richards, D. B. 1963. Improved Tips for Finger Joints. *Forest Products Journal*, Vol. 13, No. 6.