



Title	各種仕口に関する基礎的研究：第3報 小椅子フレームへの適用
Author(s)	石井, 誠; ISHII, Makoto; 宮島, 寛 他
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 40(4), 753-772
Issue Date	1983-09
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/21103
Type	departmental bulletin paper
File Information	40(4)_P753-772.pdf



各種仕口に関する基礎的研究

第3報 小椅子フレームへの適用*

石井 誠** 宮島 寛**

Basic Study on the Various Glued Joints (3)

Application to the Wooden Chair Frame*

By

Makoto ISHII** and Hiroshi MIYAJIMA**

目 次

1. 緒 言	754
2. 供 試 材	754
3. 試 験 体	755
3.1 接合部形状	755
3.2 試験体形状および試験方法	756
4. 計 算 式	757
4.1 変位計算式	757
4.1.1 単純支持梁仮定	757
4.1.2 剛接合仮定	757
4.1.3 半剛節接合仮定	758
4.2 耐力計算式	759
4.2.1 予測耐力式	759
4.2.2 実測耐力の算出	760
5. 結果および考察	760
5.1 剛性試験結果	760
5.1.1 単純支持梁仮定	760
5.1.2 剛接合仮定	761
5.1.3 半剛節接合仮定	761
5.2 耐力試験結果	762
5.3 繰り返し荷重試験結果	768
6. 結 言	768
文 献	769
Summary	769

* 1983年2月28日受理 Received February 28, 1983.

** 北海道大学農学部木材加工学教室

Laboratory of Wood Engineering, Faculty of Agriculture, Hokkaido University.

1. 緒 言

小椅子フレームの研究は、過去にいくつか行なわれている。それらの多くは、ラーメン構造解析手法を用い、接合部を剛接合と仮定して計算したものである。例えば、古沢ら¹⁾は、接合部をシナ合板ガセットで補強した3次元椅子フレームの試験を行なった。その結果、仮想仕事法を用いたラーメン構造計算によるたわみ量と実測値がよく一致している。また、林²⁾も同様にラワン合板ガセットで接合したフレームの試験を行ない、静定ラーメンの解析結果と比較している。その結果、ラーメン構造解析の方法を用いることに、妥当性を見出した。しかし、問題点として、接合部の半剛接性、変断面の取り扱いをあげている。同様の試験は、高柳ら³⁾、DZIUBAら⁴⁾によっても行なわれており、そのいずれもが、静定ラーメン解析法の妥当性を示している。また、ECKELMAN⁵⁾は、それを前提として、貫の位置の影響を計算した。

しかし、実際のフレームは、半剛節の接合部をもつ、極めて複雑な解析を要する構造体である。たしかに、接合部をガセット等で補強して、剛接合に近いものにすれば、ラーメン構造解析によって、実用的な値を得ることはできる。しかし、実用上の木製小椅子において、特にデザイン面で、補強することに対して多くの制約がなされる。さらに、今日では、軽量小椅子なども作られるようになっており、接合部の半剛接性能について考慮に入れなければならない。そこで、接合部だけに注目して、その半剛接性についての試験が多くなされてきた⁶⁾。さらに、それらの結果に基づいて、2次元、3次元構造解析も行なわれている^{7),8)}。しかし、それらは、主として太柄を用いたものである。太柄接合は、箱物家具に多く用いられ、比較的耐力を要する脚物家具には、柄接合を用いる場合が多い。しかし、柄接合における半剛接性について論じた報告は少ない。そこで、既報⁹⁾、第1報¹⁰⁾および第2報¹¹⁾において、柄接合の局所的な剛性、耐力について報告した。本報では、2次元の椅子フレームを作製し、剛性、耐力試験および若干の繰返し荷重試験を行ない、既報により得られた結果および計算手法の応用の可能性を調べた。

本研究を行なうにあたり、指導をいただいた沢田 稔北海道大学名誉教授、助言、協力をいただいた当教室上田恒司助教授、生田晴家教官、ならびに実験に協力された高橋公匡氏に対し、深く感謝の意を表す。

2. 供 試 材

使用した材料は、道産エゾマツ、カラマツ、ミズナラの3樹種である。基礎材質を表-1に示す。なお、ミズナラは、断面1.5×4 cmのラミナを2枚積層接着したものをを用いた。その際接着剤は、尿素樹脂接着剤(三井東圧化学製、ユーロイドS-120、硬化剤として塩化アンモニウム、重量比1%を添加)を使用した。

表—1 基礎材質

Table 1. Basic properties of the specimens

Species	Width <i>b</i> (cm)	Depth <i>h</i> (cm)	MOE <i>E</i> (t/cm ²)	Shear modulus <i>G</i> (t/cm ²)	Max. crushing strength σ_c (kg/cm ²)	Max. tensile strength σ_t (kg/cm ²)	Max. shearing strength τ (kg/cm ²)	ϵ_{db}^* ($\times 10^{-3}$)	Specific gravity <i>r</i>	Moisture content <i>u</i> (%)	Av. ring width <i>R_w</i> (mm)
Ezomatsu	3.00	4.02	108	4.1	378	1098	67	6.56	0.46	14.6	2.5
Karamatsu	3.01	4.02	104	4.6	475	870	103	8.25	0.54	14.1	3.6
Mizunara	3.02	4.01	120	5.8	560	1360	134	8.95	0.71	12.8	1.1

*1 最大比例伸長度 MOR/MOE.

3. 試験体

3.1 接合部形状

枅形状を図-1に、嵌合度を表-2に示す。

接合には、隠し枅を用いた。既報⁹⁾において、枅寸法は、枅幅が広い方が、また枅せいが高い方が耐力は増し、枅長さは、枅せいの約5/6程度で耐力は一定となることがわかった。そのため、本報では、前脚部の枅接合は、枅せい3cm、後脚部のものは4cmとし、枅幅は、前、後脚とも2cm、枅長さも同様に、枅せいの4/5にあたる3.3cmとした。また、枅孔の深さは3.5cmとし、枅長さよりやや長くした。

枅嵌合度は+0.50mm以下としたが、嵌合時に前脚接合部で枅孔から木口面に割れを生じたものがあり、本研究での負荷条件では耐力は充分であったが、嵌合時に注意を要することである。

接合部の接着には、酢酸ビニル樹脂接着剤(コニシ製、ボンドCH1000)を使用した。

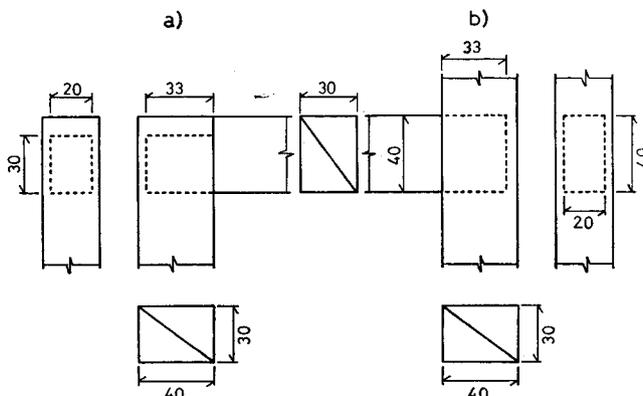


図-1 枅形状

a) 前脚 b) 後脚

Fig. 1. Configurations of the mortise and tenon.

a) Front leg b) Back post

表—2 嵌 合 度

Table 2. Fitness of the mortise and tenon joint*

Specimens	Front leg		Back post	
	Width <i>b</i> (cm)	Depth <i>h</i> (cm)	Width <i>b</i> (cm)	Depth <i>h</i> (cm)
Ezomatsu	+0.031	+0.016	+0.023	+0.017
Karamatsu	-0.008	+0.010	-0.035	+0.001
Mizunara	-0.016	+0.023	+0.019	+0.010

* 嵌合度=(柄寸法)-(柄孔寸法)
Fitness=(tenon dimension)-(mortise dimension).

3.2 試験体形状および試験方法

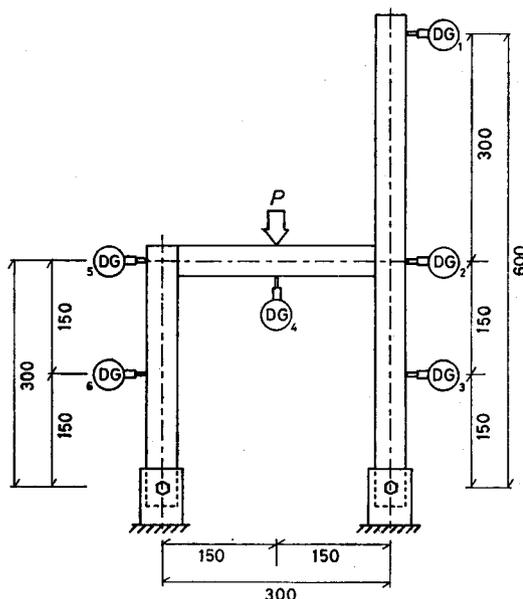
試験体形状を図-2に示す。本研究では、試験体の支持を、ボルトを用いてピン接合とした。

剛性試験では、図-2のように6点で変位を測定した。測定は、①点で1/100 mm精度、他の5点は1/1000 mm精度のデジタルゲージを用いて行なった。試験機は、東京衡機製TSU 1000 S デジメイトである。

耐力試験では、剛性試験と同位置で変位を測定し、比例限荷重を調べた。その後、破壊し、破壊荷重を測定した。使用したゲージは、①、④点で1/100 mm精度、他の4点は1/1000 mm精度のデジタルゲージである。また、試験機はエゾマツ、カラマツで、剛性試験で用いたデジメイトであり、ミズナラでは、森試験機製オルゼン型2トン容量試験機を使用した。荷重速度は、剛性、耐力試験とも1 mm/分である。

荷重方法は、剛性、耐力試験とも図-2に示されているように、横木部材の中央部分に集中荷重を加えた。試験体数は、剛性試験に供したものが、エゾマツ9体、カラマツ16体、ミズナラ7体の計32体であった。耐力試験には、剛性試験を行なったものの中から、エゾマツ5体、カラマツ、ミズナラ各4体の計13体を供した。

ミズナラを除き、エゾマツ、カラマツからそれぞれ2および5体の計7体を選び、繰り返し荷重試験を行なった。試験は、①荷重200 kgまで10回または20回繰り返し、②荷重400 kgまで10回繰り返し、③荷重200 kgまで5回と400 kgまで5回の計10回繰り返し、④400 kg



図—2 試験体形状および試験方法

Fig. 2. Configuration of the test frames and testing method.

まで100回繰り返し、および⑥ 200 kgまで5回、400 kgまで5回、600 kgまで5回、750 kgまで1回の計16回繰り返しの、5種類の方法で行なった。

耐力試験に供した試験体の非破壊部分より、曲げ試験体、ブロック剪断試験体、縦圧縮試験体、縦引張試験体およびねじり試験体を作製し、各試験を行ない、それぞれから最大比例伸長度、剪断強さ、縦圧縮強さ、縦引張強さおよび剪断弾性係数を得た。

4. 計算式

4.1 変位計算式

4.1.1 単純支持梁仮定

接合部が無拘束であるとする(すなわち、ピン接合条件に近いもの)、前、後脚によって支持された単純支持梁と考えることができる。そこで、①点の変位 δ_1 (cm)は、②点での支点傾斜角より、

$$\delta_1 = Pl^2 \left(\frac{l}{16EI} + \frac{3}{5GbhI} \right) \quad (1)$$

また、④点の変位 δ_4 (cm)は、次式より求まる。

$$\delta_4 = \frac{Pl^3}{48EI} \left(1 + \frac{6Eh^2}{5Gl^2} \right) \quad (2)$$

$$I = \frac{bh^3}{12}$$

ここで、 P : 荷重(kg)、 l : スパン(cm)、 E : ヤング係数(kg/cm²)、 I : 断面2次モーメント(cm⁴)、 G : 剪断弾性係数(kg/cm²)、 h : 材せい(cm)、 b : 材幅(cm)である。

4.1.2 剛接合仮定

接合部を剛接合と仮定すると、ラーメン構造解析手法を用いることができる。

②点の支点傾斜角より、

$$\delta'_1 = \frac{Pl^3}{40EI} \quad (3)$$

また、この際、コーナー、すなわち②、⑤点の変位はほとんどないので、

$$\delta'_2 = \delta'_5 = 0 \quad (4)$$

フレームは、荷重点について左右対称なので、

$$\delta'_3 = \delta'_6 = \frac{3Pl^3}{640EI} \quad (5)$$

さらに、

$$\delta'_4 = \frac{11Pl^3}{960EI} \left\{ 1 + \frac{57}{25} \frac{E}{G} \left(\frac{h}{l} \right)^2 \right\} \quad (6)$$

ここで、 $\delta'_1, \delta'_2, \delta'_3, \delta'_4, \delta'_5, \delta'_6$: それぞれ添字の点での計算変位 (cm) である。

4.1.3 半剛節接合仮定

半剛節接合に起因する回転に関する接合係数 z (rad./kg·cm) を次式とし、既報⁹⁾のデータより、 z 値を求めた。

$$z = \frac{\theta'}{M'} \quad (7)$$

ここに、 θ' : 接合部回転角 (rad.), M' : 曲げモーメント (kg·cm)。

次に、ラーメン構造計算によって得られる変位と、接合部回転角により生じる付加変位を重ね合わせる。ここで、前脚部の柄接合と後脚部の柄接合を比較すると、前脚部の z 値の方が大となる。そのため、荷重点④点では、後脚部の z 値に支配される、と考える。

$$\bar{\delta}_4 = \delta'_4 + \frac{l}{2} \tan \theta \quad (8)$$

$$\theta = zM$$

$$M = \frac{3Pl}{40}$$

ここで、 $\bar{\delta}_4$: 半剛接条件での④点の変位 (cm)。

なお、既報⁹⁾では、本研究に用いた柄形状に近いものは、ミズナラについてしか試験を行っていないので、計算は、ミズナラについてのみ行なった。また、エゾマツ、カラマツについては、次式により z 値を逆算した。

$$z = \frac{\theta}{M} \quad (9)$$

$$\theta = \tan^{-1} \left\{ \frac{2}{l} (\text{obs}\delta_4 - \text{cal}\delta'_4) \right\}$$

$$M = \frac{3Pl}{40}$$

ここで、 $\text{obs}\delta_4$: ④点での実測変位 (cm), $\text{cal}\delta'_4$: ラーメン構造計算により得られる④点の計算変位 (cm) である。

また、図-3に示すように、横木の半剛接による回転変位角 θ_1 と、背もたれのはねもどり角 θ_2 が等しい、と仮定すると、

①点での計算変位 δ_1 (cm) は、

$$\delta_1 = \delta'_1 - l \tan \theta \quad (10)$$

により得られる。なお、ここで用いた θ は、(8), (9)式で用いたものである。

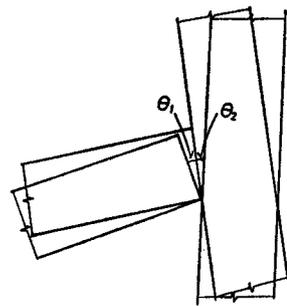


図-3 半剛接回転角

Fig. 3. Diagram showing a semi-rigid joint.

4.2 耐力計算式

木製フレームの耐力は、部材強さ、柄耐力、接着剤の柄保持力により左右され、破壊形態も、各要因により異なる。そこで、次のような3条件を仮定して、実測耐力との比較を行なった。なお、ここでは、便宜上曲げモーメント値で求めた。

4.2.1 予測耐力式

荷重点下の部材耐力 M_0 (kg·cm) は、耐力試験後に、非破壊部より得られた曲げ試験体の破壊試験より得られた最大比例伸長度 ϵ_{ob} を用いて、次式より算出した。

$$M_0 = \frac{\epsilon_{ob} E b h^2}{6} \quad (11)$$

最も弱い部分として、柄つけ根の耐力 M_i (kg·cm) について考えると、

$$M_i = \frac{1}{6} b' h'^2 \sigma_c (3 - 2\lambda - \mu^2) \quad (12)$$

$$\lambda = \frac{2r}{(r+1)^2}$$

$$\mu = \lambda(r+1)$$

$$r = \frac{\sigma_c}{\sigma_t}$$

ここで、 b' : 柄幅 (cm), h' : 柄せい (cm), σ_c : 部材の縦圧縮強さ (kg/cm²), σ_t : 部材の縦引張強さ (kg/cm²) である。ここで用いた σ_c , σ_t は、それぞれ耐力試験後の非破壊部より試験体を作製し、縦圧縮、縦引張試験を行なって得たものである。

次に、接着層の剥離から破壊が始まる、と考えた場合、TIMOSHENKO et al.¹²⁾ によって誘導された、矩形断面棒の最大トルクを求める式を応用して、次式を得た。

$$M_a = s k l' h'^2 \tau \quad (13)$$

$$k = \frac{\left\{ 1 - \frac{192}{d\pi^5} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^5} \tanh(nt) \right\}}{3 \left\{ 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2 \cosh(nt)} \right\}}$$

$$d = \frac{l'}{h'}$$

$$t = \frac{\pi d}{2}$$

ここで、 M_a : 接着による柄保持トルク (kg·cm), s : 接着層の数 (1枚柄の場合, $s=2$), l' : 柄長さ (cm), τ : 材料の剪断強さ (kg/cm²)。なお、ここで用いた τ は、材料の剪断強さを用いたが、もし、材料の剪断強さが接着層のそれより勝っている場合は、接着層の剪断強さを使うべきであろう。

4.2.2 実測耐力の算出

接合部を支持点として、横木を単純支持梁と見なした場合、荷重点下の最大曲げモーメント M_p (kg·cm) は、次式より得られる。

$$M_p = \frac{P_{\max} l}{4} \quad (14)$$

ここに、 P_{\max} : 破壊荷重 (kg)。

次に、接合部を剛接合とするラーメン構造のモーメント分布より、接合部での最大曲げモーメント M_c (kg·cm) および荷重点下の最大曲げモーメント M_m (kg·cm) は、それぞれ次式で得られる。

$$M_c = \frac{3P_{\max} l}{40} \quad (15)$$

$$M_m = \frac{7P_{\max} l}{40} \quad (16)$$

5. 結果および考察

5.1 剛性試験結果

5.1.1 単純支持梁仮定

剛性試験結果を表-3に、また、単純支持梁仮定の計算結果を表-4に示す。

表-3 剛性試験結果
Table 3. Results of the stiffness test

Specimens	δ_1^*	δ_2	δ_3 ($\times 10^{-6}$ cm/kg)	δ_4	δ_5	δ_6
Ezomatsu	-379	3	53	474	-16	17
Karamatsu	-421	10	57	406	-1	34
Mizunara	-329	25	87	361	-2	42

* 実測変位。(添字は測定点の番号)

Deformation observed. (Subscript shows the position where the deformation was observed).

表-4 変位計算結果(単純支持梁仮定)

Table 4. Calculated deformations (On the assumption of a simple beam)

Specimens	δ_{obs}^{*1}		δ_{cal}^{*2}		$\delta_{cal}/\delta_{obs}$	
	δ_1 ($\times 10^{-5}$ cm)	δ_4	δ_1 ($\times 10^{-5}$ cm)	δ_4	δ_1	δ_4
Ezomatsu	38	47	133	50	3.50	1.06
Karamatsu	42	41	132	49	3.14	1.20
Mizunara	33	36	112	42	3.39	1.17

*1 実測変位. Deformation observed.

*2 計算変位. Deformation calculated.

ここで、①点の変位は、実測値を計算値が大きく上まわった。これは、横木と後脚は互いに拘束していないのに対し、横木と背もたれは剛接合されていると仮定したためである。実際には、後脚は、横木の回転変形を拘束しているため、支点傾斜角は小さくなり、また、背もたれ部材と横木の間には、はねもどりを生じたため、①点の実測変位は小さくなったものと考えられる。また、④点の変位は、計算値が実測値よりやや大きくなった。これも、接合部での拘束モーメントによるものである。

5.1.2 剛接合仮定

剛接合のフレームを仮定して計算した変位置量に対して、実測変位がどの程度増加したかを示したのが表-5である。ここで、②、⑥点は、計算結果が0であるので除いた。また、③、⑥点の変位も非常に微少であるので、本報では考察していない。

表-5 変位計算結果 (剛接合仮定)

Table 5. Calculated deformations (On the assumption of rigid joint)

Specimens	δ_{obs}				δ_{cal}				$\delta_{cal}/\delta_{obs}$			
	δ_1	δ_3 ($\times 10^{-5}$ cm/kg)	δ_4	δ_6	δ_1	δ_3 ($\times 10^{-5}$ cm/kg)	δ_4	δ_6	δ_1	δ_3	δ_4	δ_6
Ezomatsu	38	5	47	2	38	7	37	7	1.00	1.40	0.79	3.50
Karamatsu	42	6	41	3	39	7	35	7	0.93	1.17	0.85	2.33
Mizunara	33	9	36	4	35	7	29	7	1.06	0.78	0.81	1.75

①点についてみると、単純支持梁仮定の時より計算値は大幅に減じ、実測値とほぼ一致した。これは、単純支持梁仮定で、支点でのモーメントが0であるのに対し、剛接合仮定では、拘束モーメントが計算されるからである。実際のフレームでは、接合部が半剛接であり、支点におけるずれによる変位などが互に相殺されて、偶然、①点での実測変位と計算変位が一致したと見るべきであろう。

④点では、計算値は実測値の80%前後であった。これは、接合部の半剛接による回転変形が加わったためである。以上のことから、半剛節接合では、接合部に、部材のめり込み、引張変形を生じ、剛接合のような、90度のまま変形するのではなく、さらに図-3のように回転変形が付加されている、と考えるとよいように思われる。

5.1.3 半剛節接合仮定

ミズナラについて行なった既報⁹⁾より、半剛接における回転角を求め、荷重点下の変位とし、剛接合仮定の変位に付加したのが表-6の δ_4 である。ここで用いた α 値は、後脚に使用した隠し柄の値として、 3.47×10^{-6} rad/kg·cmである。本試験結果から(9)式により α 値を求めると、 2.07×10^{-6} rad/kg·cmとなり、このため計算値は逆に実測値より大となった。エゾマツ、カラマツについては、 α 値を実験的に得ていないので、本研究の結果から(9)式より逆算すると、エゾマツ 2.96×10^{-6} rad/kg·cm、カラマツ 1.78×10^{-6} rad/kg·cmとなった。これらの値の理論的裏付けはなされていないが、実験的に接合部試験結果をフレーム構造に応用できるであ

ろう。ただし、これらの値は、前脚部分と後脚部分の接合部の回転変形の相互影響を考えず、単に、フレーム構造変形と局部変位より得られた変位を重ね合わせただけの近似値である、ということには留意すべきであろう。

また、図-3に示されている、横木での付加回転変位角 θ_1 と背もたれのはねもどり角 θ_2 が等しいと仮定して、上記 α 値を用いて(10)式より①点での変位を計算した値を表-6に示した。上述のように剛接合条件で、偶然に実測値と一致していた計算値は、 α 値の適用により大幅に減少し、実測値の0.36~0.64となった。したがって上述のように求めた α 値の適用範囲は限定されることになる。

表-6 変位計算結果(半剛接仮定)

Table 6. Calculated deformations (On the assumption of semi-rigid joint)

Specimens	δ_{obs}		δ_{cal}		$\delta_{cal}/\delta_{obs}$	
	δ_1 ($\times 10^{-5}$ cm/kg)	δ_4	δ_1 ($\times 10^{-5}$ cm/kg)	δ_4	δ_1	δ_4
Ezomatsu	38	47	19	—	0.50	—
Karamatsu	42	41	27	—	0.64	—
Mizunara	33	36	12	41	0.36	1.14

これらのことより、上述の方法で求めた係数の α 値により荷重点下および背もたれの変位を予測するには、さらに検証実験が必要である。前述のように、既往の結果から求めた値の本試験体への適合性がよくないことから知られるように、 α 値は柄形状により変化するので、さらに広範な柄形状の試験もまた必要である。

5.2 耐力試験結果

耐力試験結果および計算結果を表-7に示す。

小椅子フレームの耐力を左右する因子は、接合部耐力と部材耐力である。接合部耐力は、接合部形状、柄寸法、部材の基礎材質により左右される。また、部材耐力は、使用材料の材質および寸法に依存する。そこで、本報では、それぞれについての計算値と実測値との比較を行

表-7 耐力試験結果

Table 7. Results of the strength test

Specimens	P_p^{*1} (kg)	P_{max}^{*2} (kg)	M_{obs}^{*3}			M_{cal}^{*4}			M_{obs}/M_{cal}			
			M_c	M_m	M_p	M_b	M_t	M_a	M_p/M_b	M_m/M_b	M_c/M_t	M_c/M_a
Ezomatsu	278	627	1411	3292	4703	5826	2225	611	0.81	0.57	0.63	2.31
Karamatsu	367	753	1694	3957	5648	7494	2215	941	0.75	0.53	0.76	2.09
Mizunara	578	1356	3051	7119	10170	9100	3059	1213	1.12	0.78	1.00	2.52

*1 比例限荷重 Load at proportional limit,

*2 最大荷重 Maximum load,

*3 実測最大曲げモーメント Observed maximum bending moment,

*4 計算最大曲げモーメント Calculated maximum bending moment.

ない、破壊要因についての考察を行なった。

接合部耐力が、荷重点下の部材耐力より小さい場合、破壊は、接合部の接着層または柄、柄孔の角の部分から生じる、と予想される。しかし、その後は嵌合度、材質、柄形状により単純支持条件に近くなり、荷重点で曲げ破壊したり、接合部でそのまま破壊する場合等があり、二次的な破壊形態は変わってくる。本研究で用いた柄寸法のものでは、既報⁹⁾、および第2報¹¹⁾の結果より、柄つけ根の耐力は充分であり、柄つけ根または柄孔側壁に破壊を生じないであろう、と推測された。

ラーメン構造計算による荷重点下の最大曲げモーメントと部材強さを比較した場合、エゾマツ、カラマツでは、部材強さの約55%の荷重で破壊したが、ミズナラでは78%であった。また、接着層の最大トルクより得られる耐力と、ラーメン構造計算で得られる接合部の耐力を比較した場合、いずれも前者の値が過少であり、後者の50%以下の値であった。このことは両接合部における曲げモーメントの値が、完全剛接合でないため実際には低くなることによるものと考えられる。

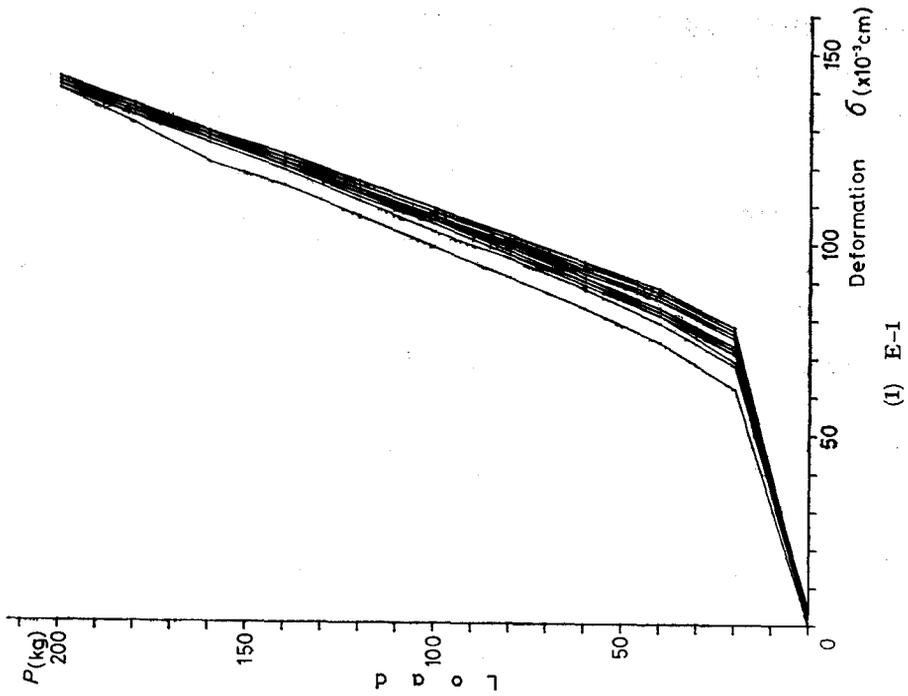
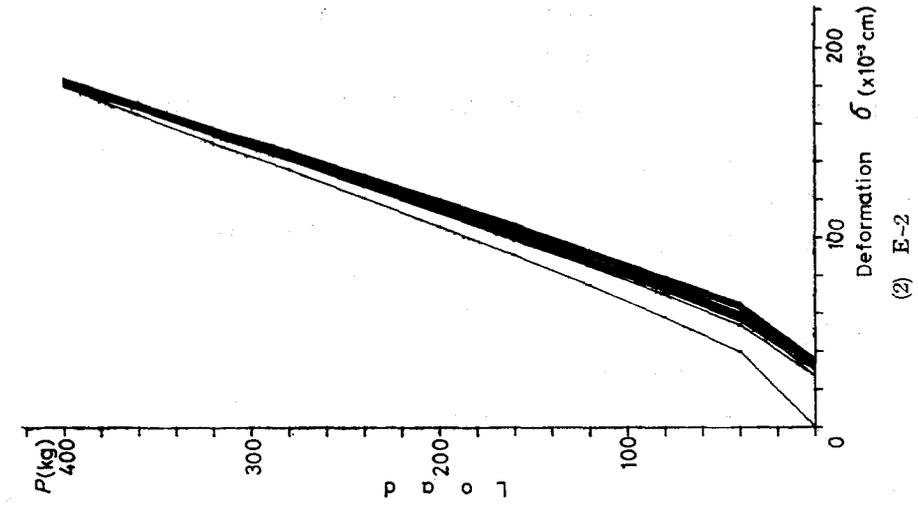
破壊形態は、ミズナラでは、接合部で若干のひき抜けを生じながら、最終的には荷重点で曲げ破壊した。また、エゾマツ、カラマツは、接合部で前脚部木口面に割れを生じ、そのまま破壊したものと、木口面に割れを生じながら部材が曲げ破壊をしたものがあった。そのため、3樹種とも一次破壊は接着層で生じたが、横引張強さ等の材質の強いものでは、その時点では柄部に破壊を生ぜず、柄は保持され、最終的には部材が曲げ破壊するまで荷重が増したのに対し、弱い材料のものでは、接着層が剥離した段階で、柄部に破壊を生じた、と考えられる。こ

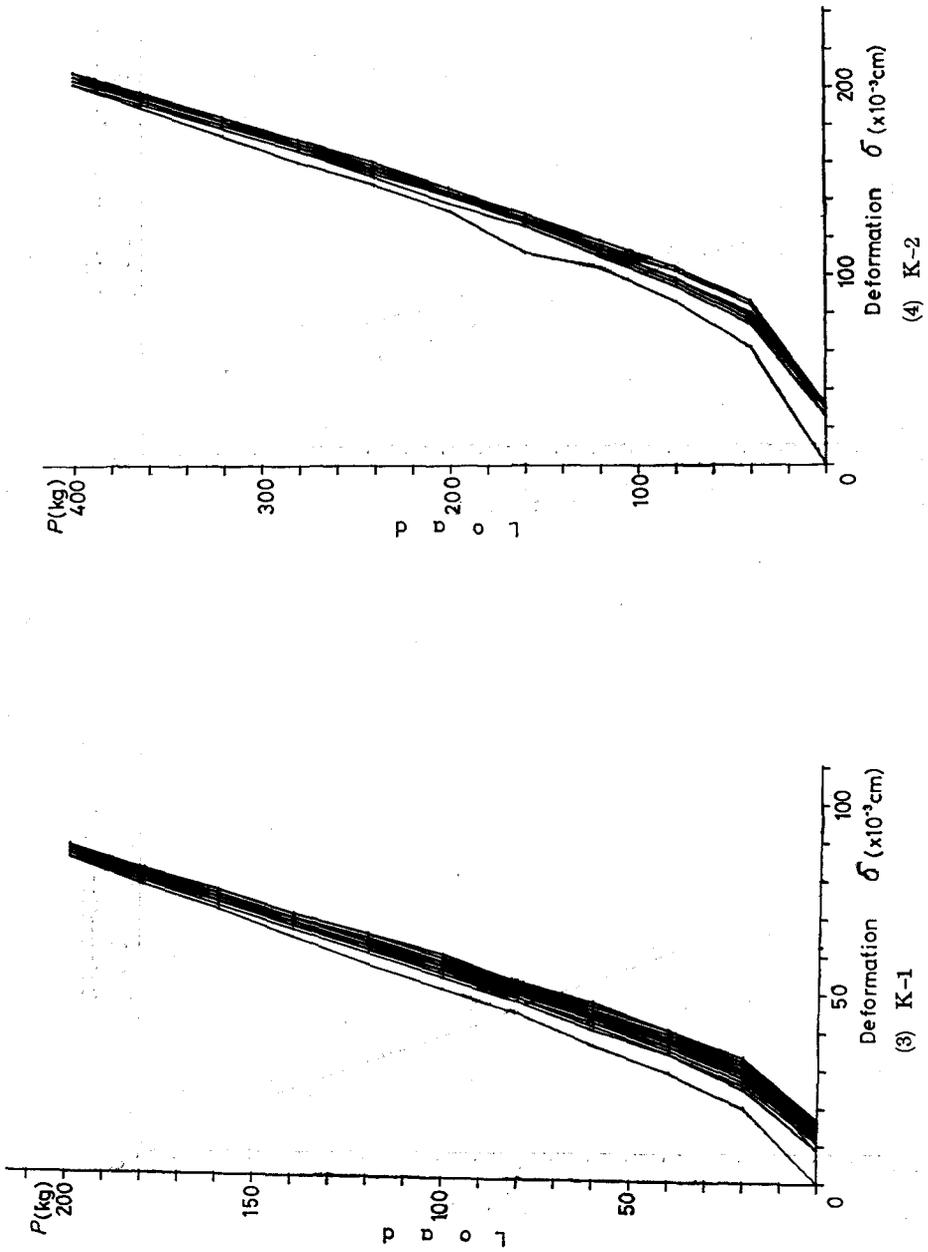
表—8 繰り返し荷重試験体の基礎材質および荷重方法
Table 8. Basic properties of the specimens and the method for the repeated loading test

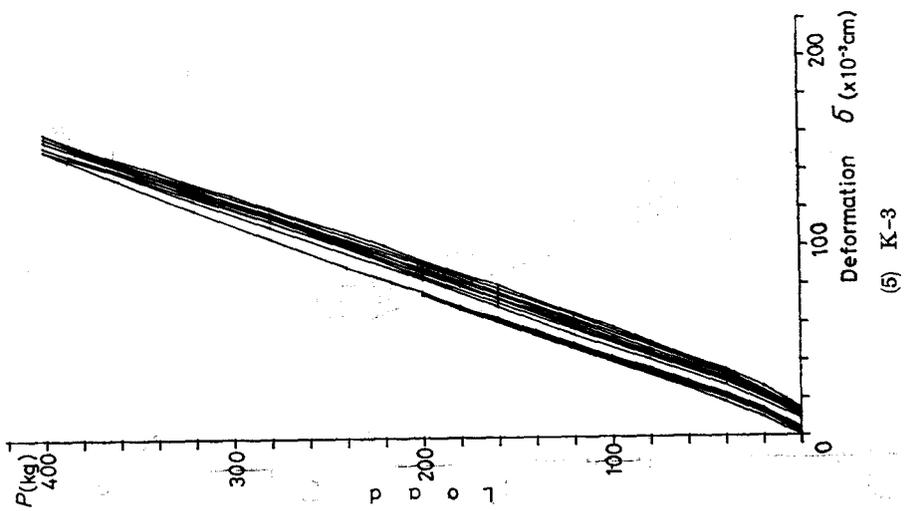
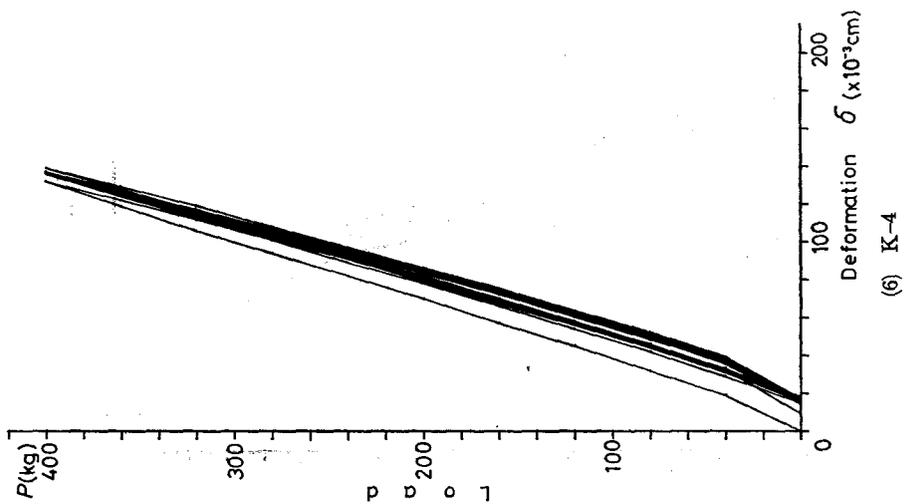
Specimens	Width b (cm)	Depth h (cm)	MOE E (t/cm ²)	Loading schedule	
				P^{*1} (kg)	n^{*2}
Ezomatsu E-1	3.00	4.01	110	200	10
E-2	3.00	4.02	82	400	10
Karamatsu K-1	3.01	4.01	103	200	20
K-2	3.01	4.02	110	400	10
K-3	3.02	4.01	88	200	5
				400	5
K-4	3.01	4.02	122	400	100
K-5	3.02	4.02	126	200	5
				400	5
				600	5
K-6	3.01	4.02	113	750	1
				400	10

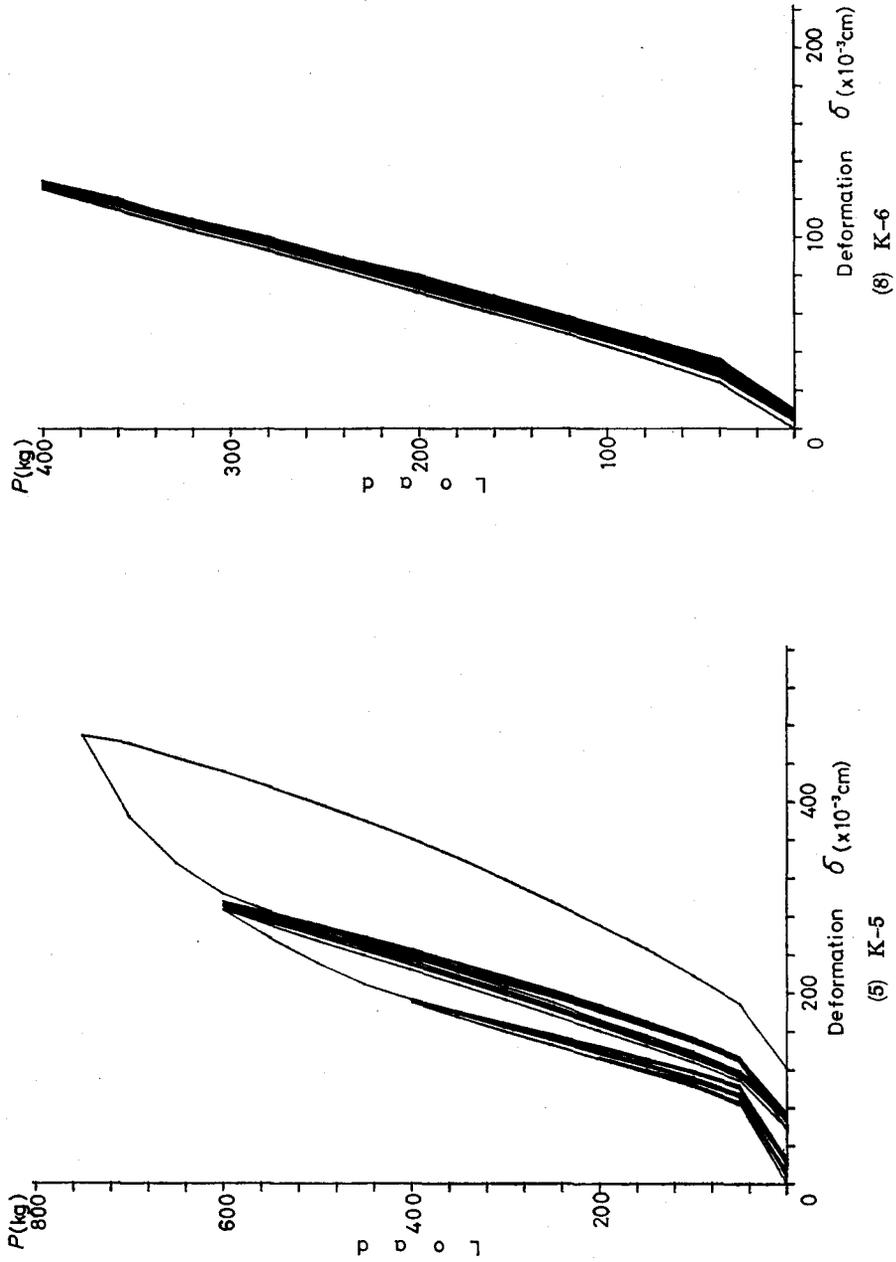
*1 試験荷重. Applied load,

*2 繰り返し回数. Number of times of applied repeated load.









図—4 荷重—変位曲線 (繰り返し試験)
Fig. 4. $P-\delta$ curves. (repeated loading test)

これらのことは、接合部の複雑な応力解析を行なわなければならない、今後の課題であるが、実用上、樹種ごとに柄寸法、接着剤の接着強さにより、前記の3式で耐力予測、および破壊形態の予測を可能とするために、柄寸法の耐力に与える影響を調べる多くの検証実験が必要である。

5.3 繰り返し試験結果

繰り返し荷重試験に供した試験体の基礎材質、荷重方法を表-8に、④点での荷重-たわみ曲線を図-4(1)~図-4(8)に示す。K-8以外の試験体の試験荷重は概ね比例限界荷重以下であり、荷重とたわみはほぼ比例している。また、どのタイプの負荷方法も、回数が増すにつれて残留変位は少なくなった。ただし、残留変位は、時間依存性が高いので、本研究で行なった試験方法は不適當であるが、従来の繰り返し荷重試験での速度で考えれば充分であり、この結果から、回数が増せば、変位は収束すると予想される。長期繰り返し荷重試験は非常に重要な課題であるにもかかわらず、その報告は非常に少なく¹³⁾、今後の研究が期待される。

6. 結 言

木製小椅子に多く用いられている柄接合を用いて、2次元椅子フレームを作製し、剛性、耐力試験および繰り返し荷重試験を行なった。使用した樹種は、ミズナラ、カラマツおよびエゾマツの3樹種で、柄寸法は、横木と前脚の接合部で柄長さが3.3 cm、柄幅2 cm、柄せい3 cmの肩付隠し柄を、横木と後脚の接合部には、柄長さ、柄幅は前脚の柄と同寸法で、柄せいが4 cmの隠し平柄を用いた。その結果は次のように要約される。

剛性試験の結果、

1) 単純梁仮定の計算値は、実測値と比べて、背もたれ部分の変位測定点(①点)のもので3.1~3.5倍の値で、また、荷重点下の変位測定点(④点)で、6~20%大きくなった。

2) 剛接合仮定の場合、①点での計算値は実測値とほぼ一致した。これは偶然の一致と考えるべきである。④点では、15~20%小さくなった。これらの現象は、接合部が半剛節接合であるため、フレームの変位計算にラーメン構造解析手法をそのまま使用することは適當でないことを示している。

3) 半剛節接合と仮定し、既報⁹⁾より、ミズナラの半剛節接合による接合部回転角を加えたが、実測値と計算値にはよい一致は見られなかった。この接合係数は $\alpha=3.47 \times 10^{-6} \text{ rad/kg} \cdot \text{cm}$ であったが、本試験結果より、エゾマツで $\alpha=2.96 \times 10^{-6} \text{ rad/kg} \cdot \text{cm}$ 、カラマツで $\alpha=1.78 \times 10^{-6} \text{ rad/kg} \cdot \text{cm}$ 、ミズナラで $\alpha=2.07 \times 10^{-6} \text{ rad/kg} \cdot \text{cm}$ を得た。

4) α 値は部材の材質、接合部の形状により変動するので、多くの条件における資料が必要である。

5) 局部的接合部剛性試験結果をフレーム構造の変位予測に適用する場合、その適用範囲は限定される、と思われる。

また、耐力試験結果より、

1) 柄部における最大曲げモーメントの計算値によるそのフレームの耐力の予測が最も妥当であろう, と思われる。

2) 各樹種ごとに, 柄接合耐力がわかれば, 家具設計の際, 家具の諸元および性能を算出できる, と考えられる。

繰り返し試験の結果, 回数が増せば残留変位の増加率は減少した。このため, 低応力レベルでは, 長期繰り返し荷重を加えた場合, 変位は収束することが予想された。

これらの試験結果を実用小椅子に応用させるために, 長期繰り返し荷重を負荷した際の剛性, 耐力の低減を調べる必要がある, これからの重要な課題となるであろう。

文 献

- 1) 吉沢富志雄・竹沢秀夫・佐藤利夫・生田道晴: 椅子のストレングスデザインについて (第1報). 工芸連合部会資料, 1967.
- 2) 林 龍一: 椅子構造の解析 (I). 製科研報告, 65, 21-27, 1971.
- 3) 高柳寛司・林 龍一・大野福也・宇川 暹: いすの力学的性能 (第1報). 木材誌, 22-12, 661-669, 1976.
- 4) DZIUBA, T. and K. KWIATKOWSKI: Überprüfung des Berechnungsverfahrens für die Konstruktion von Stühlen, Holztechnologie, 17, 222-227, 1976.
- 5) ECKELMAN, C. A.: The strength design of furniture. F. P. J., 16-3, 21-24, 1966.
- 6) 例えば・秦 正徳・大野福也・井口 明・中西文昭: 家具の構造解析に関する研究 (第3報). 広島県工芸試報告, 8, 35-39, 1979.
- 7) 秦 正徳・小松幸平・佐々木光: 半剛接骨組としての木製棚の構造解析. 木材誌, 23-9, 434-439, 1977.
- 8) 秦 正徳: 家具の構造解析に関する研究 (第6報). 広島県工芸試報告, 11, 25-29, 1982.
- 9) 石井 誠・宮島 寛: 木製小椅子の仕口性能の比較. 北大演報, 38-1, 121-138, 1981.
- 10) 石井 誠・宮島 寛: 各種仕口に関する基礎的研究 (第1報). 北大演報, 39-2, 223-236, 1982.
- 11) 石井 誠・宮島 寛: 各種仕口に関する基礎的研究 (第2報). 北大演報, 40-3, 581-596, 1983.
- 12) TIMOSHENKO, S. P. and J. N. GOODIER: 弾性論. コロナ社, 1973.
- 13) 吉沢富志雄: ダボ接合の握み特性と曲げ疲労について. 職訓大紀要, 8, 92-102, 1979.

Summary

Many studies on some kinds of joints of furniture or the frame have been carried out, recently. Some studies of chair frame analysis were carried out on the assumption in which the joint was rigid. It is practically supposed to be semi-rigid.

In previous studies (refs. 9, 10 and 11), the stiffness and strength of the mortise and tenon joint to be used for the chair frame were investigated. In this study, the test on the mechanical performances of the chair frames which had two kinds of mortise and tenon joints was carried out. The configurations of the mortise and tenon used, the figure of the test specimens and the testing method are shown in Figs. 1 and 2. Materials were Ezomatsu (*Picea jezoensis*), Karamatsu (*Larix kaempferi*) and Mizunara (*Quercus mongolica* var. *grosseserrata*).

The test was carried out to observe the deflections at six points (from Points 1 to 6 shown in Fig. 2), the load at proportional limit and the maximum load. The test results of

the stiffness and strength are shown in Tables 3 and 6, respectively.

In this paper, two kinds of conditions, the rail was a simple beam and the joints were rigid, were assumed. In the condition of a simple beam, the deflections at Points 1 and 4 were obtained by the following expressions;

$$\delta_1 = Pl^3 \left(\frac{3}{4Ebh^3} + \frac{6}{10Gbh l} \right) \quad (1)$$

$$\delta_4 = \frac{Pl^3}{4Ebh^3} \left(1 + \frac{6Eh^2}{5Gl^2} \right) \quad (2)$$

where δ_1 : calculated deflection at Point 1 (cm), δ_4 : calculated deflection at Point 4 (cm), P : load (kg), l : length of the rail member (cm), E : Young's modulus (kg/cm²), b : width of the member (cm), h : depth of the member (cm), G : shear modulus (kg/cm²).

In the condition of the rigid frame, the deflections at Points 1 to 6 were obtained by the following expressions;

$$\delta'_1 = \frac{Pl^3}{40EI} \quad (3)$$

$$\delta'_2 = \delta'_5 = 0 \quad (4)$$

$$\delta'_3 = \delta'_6 = \frac{3Pl^3}{640EI} \quad (5)$$

$$\delta'_4 = \frac{11Pl^3}{960EI} \left\{ 1 + \frac{57}{25} \frac{E}{G} \left(\frac{h}{l} \right)^2 \right\} \quad (6)$$

where δ' : calculated deflection when it was assumed that the joints were rigid (cm). (Subscripts show the position where the deflections were observed.) The calculated values by these expressions are given in Tables 4 and 5.

If the joints are semi-rigid, the approximated value of the deflection at Point 4 is calculated by the following expressions;

$$\bar{\delta}_4 = \delta'_4 + \frac{l}{2} \tan \theta \quad (8)$$

$$\theta = zM$$

$$M = \frac{3Pl}{40}$$

where $\bar{\delta}_4$: calculated deflection at Point 4 when joints were assumed to be semi-rigid (cm), z : joint factor which was obtained from the results of the previous paper (ref. 9) (rad./kg·cm).

If $\theta_1 = \theta_2$ in Fig. 3, then $\theta_2 = \theta$. The calculated deflection at Point 1 $\bar{\delta}_1$ when joints are assumed to be semi-rigid, is expressed as follows;

$$\bar{\delta}_1 = \delta'_1 - l \tan \theta \quad (10)$$

The estimation of these calculated results is shown in Table 5.

The prediction of the frame strength was made based on the assumptions of three cases. Those are: the rail member is ruptured at the loading point by the bending moment, the root of the tenon is fractured by the bending moment, and the adhesive layer is destroyed

by the shear force. From these assumptions, the following expressions were developed;

$$M_b = \frac{\epsilon_{ob} E b h^3}{6} \quad (11)$$

$$M_t = \frac{1}{6} b' h'^2 \sigma_c (3 - 2\lambda - \mu^2) \quad (12)$$

$$\lambda = \frac{2r}{(r+1)^2}$$

$$\mu = \lambda(r+1)$$

$$r = \frac{\sigma_c}{\sigma_t}$$

$$M_a = s k l' h'^2 \tau \quad (13)$$

$$k = \frac{\left(1 - \frac{192}{d\pi^5} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2 \cosh(nl)}\right)}{3 \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2 \cosh(nl)}\right)}$$

$$d = \frac{l'}{h'}$$

$$t = \frac{\pi d}{2}$$

where M_b : calculated maximum bending moment for the member (kg·cm), ϵ_{ob} : MOR/MOE, M_t : calculated maximum bending moment at the root of the tenon (kg·cm), b' : tenon width (cm), h' : tenon depth (cm), σ_c : maximum crushing strength (kg/cm²), σ_t : maximum tensile strength (kg/cm²), M_a : calculated maximum torque obtained from ref. 12 (kg·cm), s : the number of the adhesive layer, l' : tenon length (cm), τ : maximum shearing strength (in this case, the value for the member was used.) (kg/cm²).

Observed moments which were compared with calculated values were obtained from the following expressions;

$$M_p = \frac{P_{\max} l}{4} \quad (14)$$

$$M_c = \frac{3P_{\max} l}{40} \quad (15)$$

$$M_m = \frac{7P_{\max} l}{40} \quad (16)$$

where M_p : maximum bending moment of the rail at the loading point when the rail is assumed to be a simple beam (kg·cm), P_{\max} : maximum load (kg), M_c : maximum bending moment at the corner when the frame is assumed to have rigid joints (kg·cm), M_m : maximum bending moment of the rail at the loading point when the frame is assumed to have rigid ones (kg·cm). These results of the calculations are shown in Table 7.

Repeated loading tests were also carried out.

Results of the stiffness test are briefly summarized as follows:

- 1) When the rail member was assumed to be a simple beam, the calculated values of

the deflections at the loading point were 6 to 20 percent larger than the observed values.

2) When the joints of the frame were assumed to be rigid, the calculated values of deflections at Point 1 unexpectedly coincided with the observed values. But at Point 4, the formers were 15 to 20 percent smaller than the latter.

3) When the joints of the chair frame were assumed to be semi-rigid, the calculation was done using the joint factor got from the data in ref. 9 to be added to the deflection obtained from the expression (8). The calculated value did not exactly coincide with the observed deflection at the top of the back post.

From the results of the strength test, it seems that the strength of the chair frame is decided by the shear strength or the bending strength of the members. To estimate the strength of chair frame, it might be necessary to approximate the values of calculated maximum bending moment for the joint based on any condition.

The test results of applying the repeated load to the specimens were shown in Figs. 3-(1) to 3-(8). To apply those results to a practical case, it might be necessary to confirm the decrease of the stiffness and strength of the frames under applying a repeated load for a period of long time.