

【カテゴリーII】

日本建築学会構造系論文集 第536号, 101-107, 2000年10月
J Struct Constr Eng, AIJ, No 536, 101-107, Oct, 2000

ドリフトピンを用いた集成材接合部の剛性および終局耐力に関する研究

A STUDY ON STIFFNESS AND ULTIMATE STRENGTHS OF DRIFT-PIN JOINTS OF GLUE-LAMINATED WOOD MEMBERS

小野 徹郎*, 安藤 健**, 井戸田 秀樹***, 加藤 征宏****
*Tetsuro ONO, Takeshi ANDOH, Hideki IDOTA
 and Masahiro KATO*

The purpose of this paper is to evaluate the stiffness and strengths of beam to column connections that have moment-resisting drift-pin joints based on the experimental results

At first, the double-shear tests of glulam drift-pin joints are conducted in order to establish the bi-linear load-slip relations of drift-pin joints. The stiffness and strengths of a drift-pin fastener are defined considering the loading angle and drift-pin joint spacing.

Next, the stiffness and strengths of the moment-resisting connections are evaluated using the bi-linear load-slip relations of drift-pin joints. The proportional-limit of strengths is determined as the strength at the point that the first drift-pin yields. The yield strength is considered as the strength at the point that the last drift-pin yield. The maximum strength is determined as the strengths at the point that the first drift-pin lost the load bearing capacity.

Lastly, the accuracy of the evaluation method is discussed by comparing the calculated results using bi-linear load-slip relations of drift-pin joints with the results of bending tests of beam-to column connections.

Keywords drift-pin, glued laminated wood, moment resisting joint, stiffness, yield strength, ultimate strength
 ドリフトピン, 集成材, モーメント抵抗接合部, 剛性, 降伏耐力, 終局耐力

1. 序

ドリフトピンを用いた集成材のモーメント抵抗接合部では、木質材料の異方性のため各接合具ごとの荷重変形関係が1本ずつ大きく異なる。現在のモーメント抵抗接合部の設計は、最も耐力負担の大きい接合具に作用する荷重を許容耐力以下にするという考え方に基づいている¹⁾が、各接合具の負担荷重は接合部の回転中心からの距離に比例すると仮定して評価されており、木材の異方性による、剛性、耐力への影響が考慮されていない。こうした問題点に対し、ガゼット板接合型モーメント抵抗接合部を対象に、木材の強度および変形の異方性を考慮した設計式が提案²⁾されているが、接合部の挙動を弾性範囲内に収めるための許容耐力の評価法が示されているに過ぎず、接合部の耐力や変形能力まで含めた設計手法は示されていない。構造物の性能を明示できる設計手法が必要とされている現在、接合部の終局状態まで含めた力学的挙動を考慮できる合理的な評価手法を提示することが必要である。

そこで本研究では、ドリフトピンを用いた大断面集成材モーメント抵抗接合部を対象に、接合具の力学特性をBi-Linear型の荷重変形関係で定式化し、それをモーメント抵抗接合部に応用することによりドリフトピンを用いた接合部の剛性と耐力の評価式を終局状態

まで含めて提示することとする。

2. 二面せん断ドリフトピン接合具の引張実験

ドリフトピンを用いたモーメント抵抗接合部の性能を評価するためには、基本となる接合具単位の力学的挙動を明らかにすることが必要となる。ドリフトピンあるいはボルトを用いた木質系接合具の力学性能については、荷重角度や材料の異方性^{3)~5)}、縁端距離や接合具間隔^{6)~9)}、径長比^{10)~12)}等の及ぼす影響がかなり詳細に報告されている。しかし、複数の接合具で構成されたモーメント抵抗接合部の力学特性を終局状態まで評価できるような簡便かつ系統的な整理はなされていない。そこで本論文では、接合具にドリフトピンを用いた集成材側材式の二面せん断接合部を対象とし、荷重角度とドリフトピン間隔の2つをパラメータとした基礎的実験を行い、ドリフトピンを用いた二面せん断接合部の挙動をBi-Linear型にモデル化し、モーメント抵抗接合部の耐力を評価する上で必要な特性を定式化する。本章ではまず、引張実験の概要と実験結果について述べる。

2.1 実験計画

試験体の一覧および試験体形状をTable 1およびFig. 1に示す。主材および側材にはラミナ厚34mmのペイマツ集成材を用い、

* 名古屋工業大学社会開発工学科建築系 教授・工博

Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr Eng

** 大建設工修

Daiken Sekkei, M Eng

*** 名古屋工業大学社会開発工学科建築系 助教授・工博

Assoc Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr Eng

**** 愛知産業大学造形学部建築学科 教授・工博

Prof., Aichi Sangyo University, Dr Eng

Table 1 List of Test Specimens

Test Specimens	Type	θ (deg)	θ' (deg)	Number of Drift-pin	Drift-pin Joint Spacing (mm)
A00	A	0	0	1	-
A15	A	15	15	1	-
A30	A	30	30	1	-
A45	A	45	45	1	-
A60	A	60	60	1	-
A75	A	75	75	1	-
A90	A	90	90	1	-
B0090	B	0	90	1	-
B9000	B	90	0	1	-
C00-3	C	0	0	2	36 (3d)
C00-5	C	0	0	2	60 (5d)
C00-7	C	0	0	2	84 (7d)
C90-2	C	90	90	2	24 (2d)
C90-3	C	90	90	2	36 (3d)
C90-4	C	90	90	2	48 (4d)

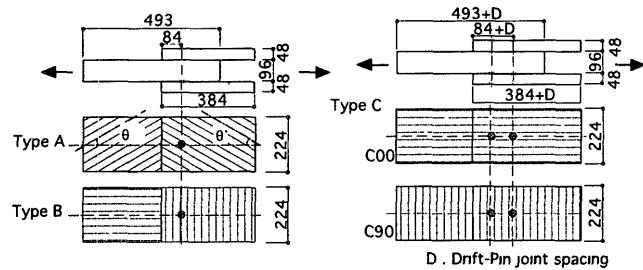
SS400、径12mmのドリフトピンを接合具として用いた。ドリフトピン先孔径はドリフトピン径と同寸としている。ベイマツは北米産で、曲げヤング係数が $9.8 \sim 11.8 \text{ kN/mm}^2$ ($100 \sim 120 \text{ t/cm}^2$) の同等級ラミナ(1級)から全ての試験体を作成しており、集成材としてのJAS強度等級はE105-F345相当である。なお、径12mmのドリフトピンを用いためり込み実験結果は、比例限界耐力の平均値が 19.3 kN/mm^2 (繊維方向) と 12.8 kN/mm^2 (繊維直交方向)、最大耐力の平均値が 26.7 kN/mm^2 (繊維方向) である。

Aタイプ試験体は主材と側材を1本のドリフトピンで接合したものであり、主材の荷重角度 θ と側材の荷重角度 θ' を同一として 0° から 90° まで、 15° ごとに設定している。BタイプはAタイプと同一形状で、 θ と θ' の相対的角度を 90° としたものである。Cタイプはドリフトピン数を2とし、母材と側材の寸法はA、B両タイプの主材長および側材長にそれぞれドリフトピン間隔 D を加えた寸法としている。また、2本のドリフトピン間隔 D をパラメータとしている。なお、 D は、木質構造設計規準¹⁰⁾の推奨値を最大とし、 $\theta = \theta' = 0^\circ$ でドリフトピン径 d の3、5、7倍、 $\theta = \theta' = 90^\circ$ で2、3、4倍と変化させた。試験体数は原則として各パラメータに対して3体としたが、A15、A45、A75およびBタイプの試験体数は各1体である。

実験装置の概要をFig. 2に示す。加力点となる左端をローラー支承、右端をピン支承とし、油圧ジャッキを用いて引張力を加え破壊まで載荷した。変位は、試験体の両側に取り付けた2つの変位計により測定し、2本の平均値を主材と側材間の相対変位とした。

2.2 二面せん断ドリフトピン接合部の実験結果

各タイプの試験体の荷重-変形関係をFig. 3に示す。Bタイプ試験体およびCタイプ試験体の図中には、主材、側材の荷重角度が等しい試験体A00およびA90の結果も同時に示す。また、Cタイプ試験体では縦軸をドリフトピン1本当たりの荷重に換算している。ここで荷重変形関係を全体的に見ると、C90シリーズの試験体を除き、初期すべり剛性に沿った弾性挙動範囲と、降伏後ドリフトピンのめり込みと曲げ変形に伴う2次勾配を持った比例範囲が認められる。そこで、荷重すべり関係をBi-Linear関係でモデル化するための各荷重レベルをFig. 4に示すように定義する。比例限度荷重 P_p は図中に示した初期勾配と P - δ 曲線の分岐点の荷重(見かけの比例限度荷重)とし、降伏荷重 P_y は初期勾配と二次勾配との交点で定義した。また、図中 P_m は最大荷重を示す。このときの各荷重レベルの実験値をTable 2に示す。



(a) Type A and B

(b) Type C

Fig. 1 Test Specimens

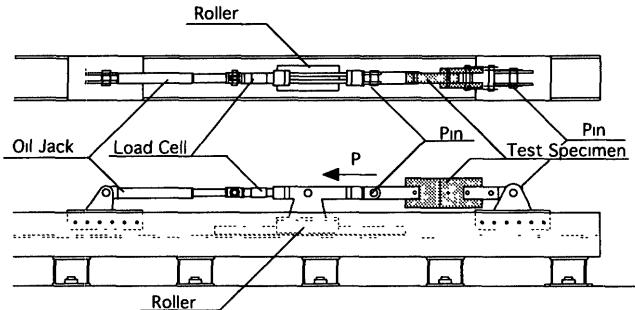


Fig. 2 Test Set-up

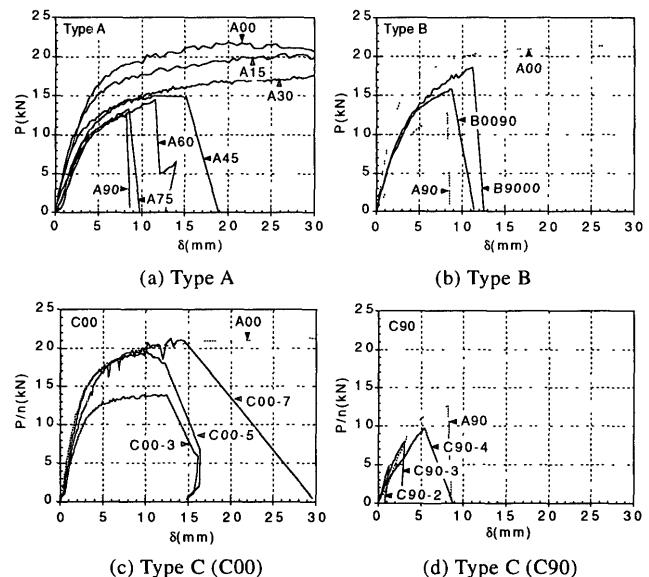
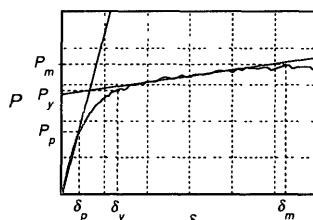
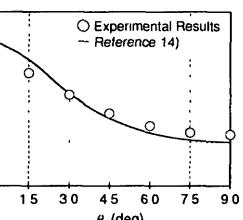


Fig. 3 P-δ Relations

Fig. 4 Definition of P_p , P_y , P_m Fig. 5 k_θ - θ Relations

まず、各試験体ごとに考察を行う。Aタイプ試験体では、荷重角度の増加に従い剛性、耐力ともに低下がみられた。また荷重角度が大きい試験体は、側材が繊維方向に破壊し、すべり変位の小さい段階で脆的に破壊している。一方、Bタイプ試験体では、初期勾配

に沿った比例限度荷重以下のレベルにおいては、B0090 ($\theta=0^\circ$, $\theta'=90^\circ$)、B9000 ($\theta=90^\circ$, $\theta=0^\circ$)ともほぼ等しい荷重変形挙動を示し、その初期すべり剛性はA00とA90の初期すべり剛性の概ね平均の値を示した。その後、Cタイプ試験体においては、初期すべり剛性および耐力とともにドリフトピン1本のAタイプ試験体の値よりも高い値を示したが、ドリフトピン間隔が十分でないと脆性的な破壊を示すことが確認された。なお、荷重角度が 90° である試験体C90においては荷重-変形曲線上のはば直線域で側材が破断しており、降伏荷重は定義されない。

最終破壊の性状には試験体間で大きな差異は見られず、ドリフトピンのめり込み、曲げ変形を経て、ドリフトピンの打ち込み位置から側材が繊維方向に破断した。しかし、A00の3体中2体と、A30については側材が破断せず、ドリフトピンが大きな曲げ変形を伴って、側材から抜ける破壊モードとなった。また、B9000については、主材の繊維方向への破断により最大耐力が決定された。

3. 2面せん断ドリフトピン接合部の剛性評価

前章で示した実験結果に基づき、本章ではモーメント抵抗接合部の耐力評価に必要なドリフトピン接合具の剛性評価を行う。

3.1 初期剛性評価

ドリフトピン接合部の相対すべり変位は、主材と側材のめり込み変位の和となると考えられる。ドリフトピンの様な棒状接合具を用いた木材接合部の荷重すべり性能は、弾性床上に置かれた梁の理論を用いることによって次式で表現することができる¹¹⁾。

$$E_p I \frac{d^4 \omega_\theta}{dx^4} + k_\theta d_p \omega_\theta = 0 \quad (1)$$

ここに、 E_p :接合具のヤング係数、 I :接合具の断面二次モーメント、 ω_θ :荷重角度 θ のときの接合具のたわみ、 k_θ :荷重角度 θ の接合具の単位長さあたりのめり込み剛性、 d_p :接合具径である。この微分方程式をピンの境界条件を考慮して解くことにより、接合具のすべり剛性は

$$K_\theta = \frac{P}{\omega_\theta} \quad (2)$$

で求められる。ここに P :支圧力である。(1)式中のめり込み剛性 k_θ はラミナの曲げヤング係数 E と荷重角度 θ での支圧凹み係数 α_θ を用いて、

$$k_\theta = \frac{E}{\alpha_\theta} \quad (3)$$

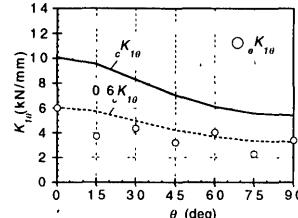
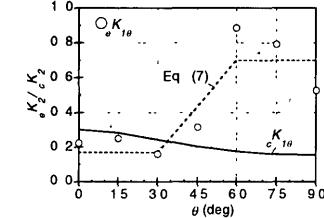
と表すことができる¹²⁾。 α_θ に関しては釘やボルトを対象にいくつかの値が提案されている¹³⁾¹⁴⁾が、本実験で用いたラミナの α_θ については、接合部試験体と同径のドリフトピンを用いためり込み実験に基づき、 $\alpha_0 = 19.3$ 、 $\alpha_{90} = 46.9$ とした。Fig. 5はこのめり込み係数を用い、(3)式から求められるめり込み剛性 k_θ と荷重角度 θ の関係を示したものである。中間角度での k_θ については k_0 と k_{90} を用い、次に示すHankinson式により補間している。

$$k_\theta = \frac{k_0 k_{90}}{k_0 \sin^2 \theta + k_{90} \cos^2 \theta} \quad (4)$$

また、図中実線は既往の研究¹⁴⁾¹⁵⁾により報告されている支圧凹み係数 $\alpha_0 = 3.16 + 10.9d$ (d :ドリフトピン径)、 $\alpha_{90} = 3.4\alpha_0$ を用いて求めためり込み剛性を示している。本試験体に用いられたラミナのめり込み剛性は、報告されている結果よりも荷重角度が大きくなるに従って相対的にやや大きくなっているが、荷重角度全体で見れば既

Table 2 Test Results

Specimens	σ_u (N/mm ²)	δ_u (mm)	σ_u (N/mm ²)	δ_u (mm)	σ_u (N/mm ²)	δ_u (mm)	K_1 (N/mm ²)	K_2 (N/mm ²)
A00	6.61	1.28	15.52	7.04	18.19	21.75	5.23	0.191
A15	10.92	3.09	16.11	4.64	18.95	19.98	3.24	0.213
A30	5.96	1.79	12.61	7.12	14.80	23.27	3.78	0.136
A45	7.75	2.21	11.71	3.64	13.01	11.26	2.80	0.269
A60	5.52	1.67	7.31	2.71	10.40	6.67	3.51	0.753
A75	6.78	2.87	8.98	3.97	11.52	8.39	1.99	0.674
A90	6.50	2.24	9.02	4.00	9.80	6.73	2.95	0.449
B0090	5.99	1.72	10.40	3.94	16.12	11.15	3.56	0.594
B9000	6.71	1.98	11.10	4.36	13.70	8.50	3.51	0.603
C00-1	6.40	1.79	10.24	4.00	11.93	7.72	4.08	0.247
C00-5	7.45	1.43	14.05	4.40	16.33	12.10	5.51	0.289
C00-7	7.10	1.77	14.91	7.36	17.42	18.69	4.61	0.155
C90-2	3.96	1.52	-	-	4.51	1.84	2.63	-
C90-3	5.31	2.14	-	-	6.19	2.73	2.78	-
C90-4	4.72	2.54	-	-	6.36	5.63	2.40	-

Fig. 6 $K_{1\theta}$ - θ RelationsFig. 7 $K_{2\theta}$ - θ Relations

往の評価式と良い対応を示している。

ところで、実際のドリフトピン接合部の初期すべり剛性は、ピン先孔径の施工精度や木材の材料的なばらつきにより、(2)式を用いて理論的に得られる初期すべり剛性よりも小さくなることが報告されている²⁾。Fig. 6は、(4)式の k_θ を用いて(1)式から得られる接合具のたわみ ω_θ を用い、(2)式で定義される初期すべり剛性 $K_{1\theta}$ と実験から得られたすべり剛性 $K_{1\theta}$ を荷重角度 θ との関係で示したものである。 $K_{1\theta}/K_{1\theta}$ は θ にかかわらずほぼ0.6となっていることから、初期すべり剛性 $K_{1\theta}$ は(2)式で定義される剛性 K_θ を用い、次式で与えられるものとする。

$$K_{1\theta} = 0.6 K_\theta \quad (5)$$

なお、一般には主材と側材の荷重角度は異なっているため、ピン全體の初期すべり剛性 K_1 は主材の荷重角度 θ と側材の荷重角度 θ' を用いて、

$$K_1 = \frac{K_{1\theta} + K_{1\theta'}}{2} \quad (6)$$

で与える。また、中間角度の初期すべり剛性はHankinson式によつて補間する。

3.2 二次剛性評価

Fig. 7は実験で得られたドリフトピン接合部の二次すべり剛性 $K_{2\theta}$ と荷重角度 θ の関係を示したものである。二次すべり剛性については、理論的には接合具のヤング係数を極めて小さいと仮定し、(1)式に基づくことにより評価できるが、実験では θ が大きい範囲で理論上の二次剛性に至る前に試験体が破壊しているため、弾性床上の梁の曲げ理論だけからは説明できない。ここでは接合部評価に用いる二次剛性と荷重角度の関係として、実験に基づいた下式を用いるものとする。

$$K_2 = 0.17 \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad (0^\circ \leq \theta < 30^\circ \text{ のとき})$$

$$K_2 = 0.17 + 0.53 \left(\frac{\theta - 30}{30} \right) \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad (30^\circ \leq \theta < 60^\circ \text{ のとき}) \quad (7)$$

$$K_2 = 0.70 \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad (60^\circ \leq \theta \leq 90^\circ \text{ のとき})$$

なお、(7)式と実験結果との対応はFig. 7内に点線で示されている。

3.3 ドリフトピン間隔の影響

Fig. 8はドリフトピン間隔をパラメータとしたCタイプのピン1本当たりの初期すべり剛性 K_1 および二次剛性 K_2 とピン間隔 D の関係を示したものである。ここでは、それぞれの荷重角度に対応しひん数が1である試験体A00($\theta=0^\circ$)およびA90($\theta=90^\circ$)の値で無次元化した値 cK_1/A_{pin} を縦軸に設定し、横軸はピン間隔をピン径の倍数として示している。また、図中点線は同一パラメータで3体行った実験結果の平均値である。二次剛性 K_2 においてはパラメータごとにややばらつきが見られるが、全体の傾向としては一次剛性、二次剛性ともに本実験のパラメータの範囲内ではピン間隔による顕著な影響はないものとする。

4. 2面せん断ドリフトピン接合部の耐力評価

前章に引き続き、本章ではモーメント抵抗接合部の評価に用いるドリフトピン接合部の耐力評価を行う。

4.1 比例限度耐力

Fig. 9(a)は比例限度荷重 P_p と荷重角度 θ との関係を示したものである。図中点線は各 θ における実験結果の平均値(Table 2)を示す。 P_p は荷重角度 θ の影響を受けずほぼ一定であることから、 P_p は θ にかかわらず全試験体の平均値で与えるものとする。

4.2 降伏耐力

降伏荷重 P_y については、主材の支圧強度を用いた評価式

$$P_y = C F_c d l \quad (8)$$

が提示されている¹⁰⁾。ここに C :接合形式とその破壊形式によって決まる係数、 F_c :主材の支圧強度、 d :ドリフトピン径、 l :主材厚である。 C を求める際の鋼材の基準値には 235kN/mm^2 (2.4tf/cm^2)を用いた。また F_c の値は、繊維方向と繊維直角方向を規準¹⁰⁾に基づき長期許容圧縮応力度の3倍で与え、中間角度についてはHankinson式で補間した値を用いた。Fig. 9(b)中実線はこの考え方で計算した(8)式の値を示したものである。実験結果は(8)式と良い対応を示しており、本論では(8)式で降伏耐力を定義する。

4.3 最大耐力

最大荷重 P_m については、ピンの集成材へのめり込みによって決まる場合の荷重 cP_m と、繊維直交方向の引張応力により集成材が引き裂き破壊することによって決まる場合の荷重 rP_m を用い、次のようく定義することができる。

$$P_m = \min(cP_m, rP_m) \quad (9)$$

cP_m と rP_m については、集成材内部の応力状態の違いによって、それぞれ次式で示される¹⁶⁾。

$$cP_m = \frac{1}{2} c \sigma_m \frac{l}{2} d^2 \quad (10)$$

$$rP_m = \frac{r \sigma_m}{b} \left\{ 2 - (2 + br)e^{-br} \right\} l \quad (11)$$

ここに、 B :主材厚、 d_p :ドリフトピン径、 $c\sigma_m$:ラミナの圧縮強度、 $r\sigma_m$:ラミナの横引張強度、 r :材端距離、 l :主材厚さである。また、 b は h の関数として表される量で、本研究では便宜的にスプルースを対象に行われた引張実験より得られた結果¹⁷⁾を用い、次式で定義する。

$$b = 0.607 \cdot h^{-0.369} \quad (12)$$

なお、 $c\sigma_m$ および $r\sigma_m$ は、ドリフトピンから集成材に加わる力を繊維方向と繊維直角方向に分解することによって与える。(9)式で定義される最大荷重を、Fig. 9(c)中に実線で示す。実験値と(9)式は良い

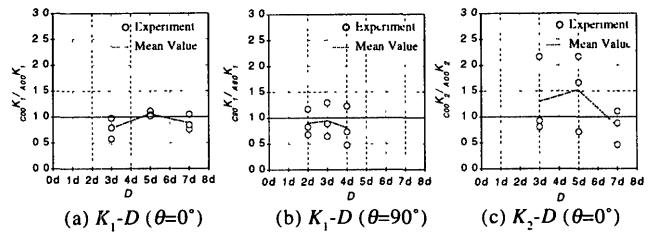


Fig. 8 K - D Relations

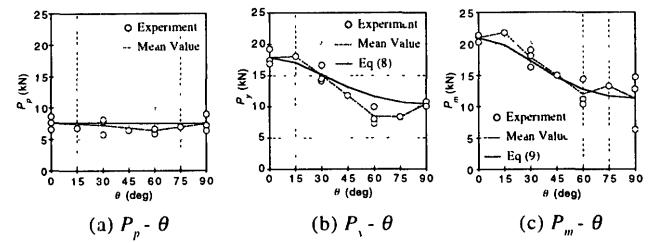


Fig. 9 P - θ Relations

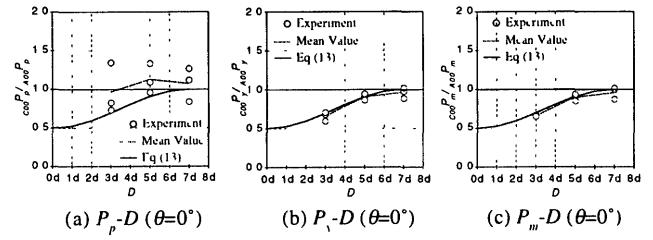


Fig. 10 K - D Relations

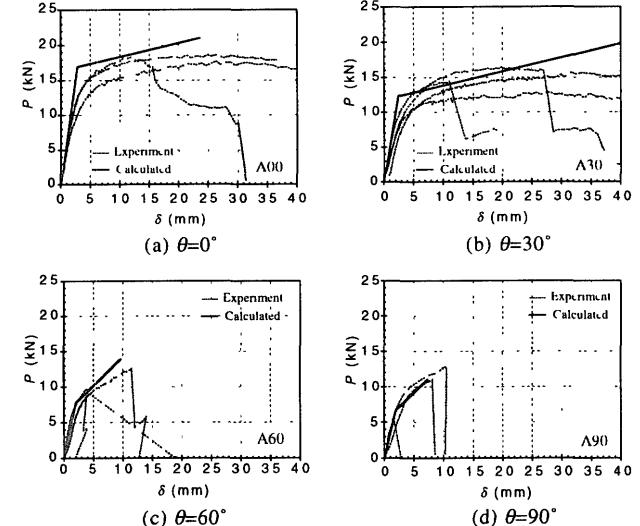


Fig. 11 Calculated and Experimental Results

対応を示している。

4.4 ドリフトピン間隔の影響

Fig. 10は、2面せん断ドリフトピン接合部の限度荷重 P_p 、降伏荷重 P_y および最大荷重 P_m とピン間隔 D との関係を示したものである。縦軸は、各荷重をそれぞれピン数が1である試験体A00($\theta=0^\circ$)の荷重で無次元化している。また、図中点線は各 D における平均値を示している。C00の P_p は、 D の影響をあまり受けず、ほぼ一定の値を示しているのに対し、 P_y および P_m は、いずれも D の増大に従いほぼ同じ割合で増加し、 $D=7d$ 近傍で $cP/A_0P=1.0$ に近づく。ここに cP はCシリーズ試験体のピン1本あたりの荷重、 A_0P はAシリーズ

Table 3 List of Test Specimens

Test Specimen	Sectional Dimension of Main Member	Sectional Dimension of Side Member	L (mm)	Number of Drift-Pin	Relative Angle(deg)	θ	Radius of Arrangement r (mm)	r' (mm)	Drift-Pin Joint Spacing D (mm)	D' (mm)	End Distance (mm)	Edge Distance (mm)
A-SL	□96×550	□48×550	2000	16	90	8.0	215	84.4	84.4	85	85	60
A-SD	□96×550	□48×550	2000	16	120	8.0	215	84.4	84.4	85	85	60
A-SS	□96×550	□48×550	2000	9	90	8.0	130	90.8	170	145		
A-WL	□96×550	□48×550	2000	25(16+9)	90	8.0	215	130	84.4	90.8	85	60
A-WS	□96×550	□48×550	2000	22(16+6)	90	8.0	215	85	84.4	89.0	85	60
B-SL	□113×600	□60×600	2300	29	90	9.4	198	42.9	102	102		
B-SS	□113×600	□60×600	2300	24	90	9.4	123	32.2	177	177		
B-W	□113×600	□60×600	2300	53(24+29)	90	9.4	198	42.9	32.2	102	102	

試験体の荷重である。 $7d$ は木質構造設計規準¹⁰⁾で定められているピン間隔が耐力に影響をおよぼさない下限値であり、 D の影響は $7d$ 以下の範囲で考察できる。いま、ピン間隔が0のときの $c_P P_A / P$ を0.5、間隔が $7d$ のとき $c_P P_A / P = 1.0$ と仮定して降伏荷重についてドリフトピン1本の場合に対する低減率を3次式で回帰すると次式となる。

$$\frac{c_P}{P} = -0.003 \left(\frac{D}{d} \right)^3 + 0.031 \left(\frac{D}{d} \right)^2 + 0.5 \quad (13)$$

ここに、 P ：ピン一本あたりの荷重、 P_0 ：ピン1本の接合部の荷重、 D ：ドリフトピン間隔、 d ：ドリフトピン径である。Fig. 10(b), (c) 中の実線は(13)式を実験値と対応させてプロットしたものであり、十分な精度で対応していることから、ドリフトピン間隔の影響は(13)式で評価するものとする。また、荷重角度が 90° の場合の P_p 、 P_m は試験体の端距離に大きな影響を受けることが報告されており¹⁸⁾、本実験の範囲内では定式化には至らなかったが、 P_p 、 P_m いずれもドリフトピン間隔の増大に伴い上昇が見られたことから、本論文では便宜的に荷重角度に関わらず(13)式を用いてピン間隔の影響を考慮できるものと仮定した。

4.5 接合部評価式の検証

ここでは実験結果に基づき、前章と本章で定式化したドリフトピン接合部の評価式の検討を行う。Fig. 11(a)～(d)にドリフトピン接合部のせん断載荷実験結果と、評価法により求めた Bi-Linear の荷重変形関係を示す。降伏耐力については全体的に2割程度安全側の評価となっており、降伏耐力時の変位については、実験値よりも計算値の方が低い値を示した。また、最大耐力時の変位については荷重角度 30° で実験値と計算値との間に差が見られたが、これは荷重角度が大きい場合は降伏以降二次剛性域で徐々に耐力が上昇していくために、実験値に大きなばらつきが生じるためと考えられる。ただ、評価値と実験値の対応を全体的に見れば良い精度で評価できており、本評価法は妥当であると判断できる。

なお、本報ではモーメント抵抗接合で特に考慮が必要となる荷重角度とピン間隔をパラメータとして Bi-Linear モデルを提示したが、ドリフトピン接合部の特性は他に径長比や主材厚、側材厚にも影響を受けるため、今後これらの影響も含めたモデル化が必要である。

5. モーメント抵抗ドリフトピン接合部の曲げ実験

大断面集成材を用いたモーメント抵抗接合部の合理的な設計式の確立には、前章で述べたような基本的な接合性能を明らかにすることに加え、個々の接合具が接合部全体の中でどのように作用しているかを明確にする必要がある。そこで本研究では、側材に集成材を用いたモーメント抵抗ドリフトピン接合部についての曲げ実験を行い、接合部の耐力式を検討するデータを得るとともに、接合部性能に与える要因とその影響を明らかにする。

5.1 実験概要

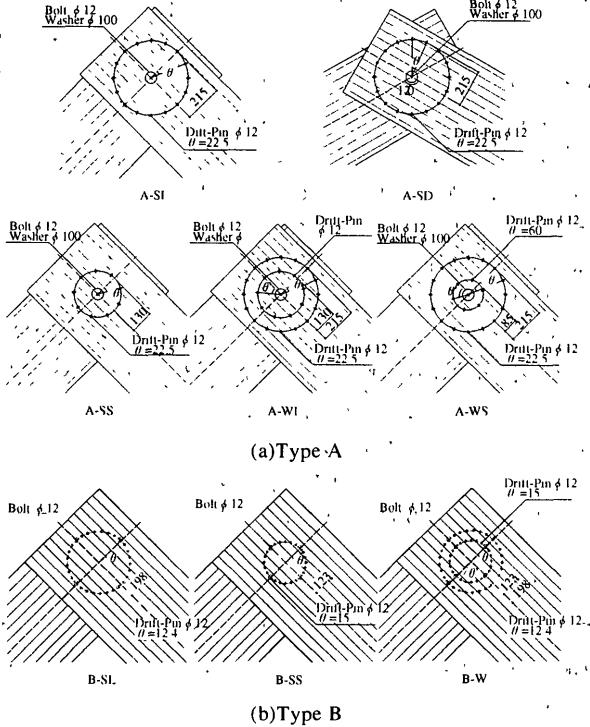


Fig. 12 Details of Drift-Pin Joints

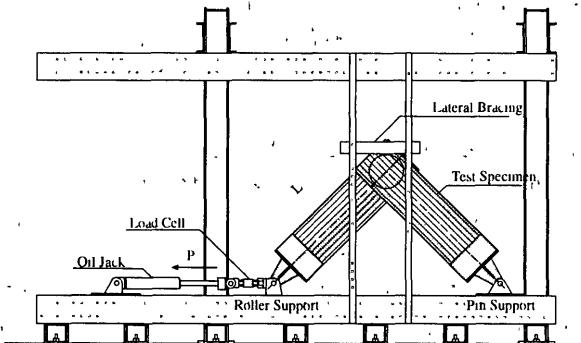
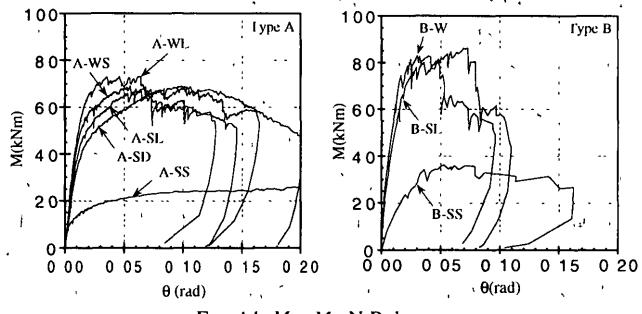


Fig. 13 Test Setup

Fig. 14 M_{pr} , M_m -N Relations

試験体の一覧をTable3に、接合部の詳細をFig. 12に示す。試験体は全てラミナ厚34mmのベイマツ集成材を使用し、SS400のドリフトピンを円形に配置した。接合形式は主材を2枚の側材で挟み込んだ集成材側材式とした。母材の断面寸法および材長の違いによりA、Bタイプ2種類の試験体を用意した。また、接合部におけるドリフトピン数、ドリフトピン配置とその径、主材と側材の相対角度の4項目も実験パラメータとしている。試験体名は、Aタイプ、Bタイプ表記の次にドリフトピン配置を1重=S、2重=Wとして示し、その次にドリフトピン配置の径および主材と側材の相対角度の条件を示す。尚、ドリフトピン間隔については、Aタイプ試験体では木質構造設計規準の推奨値を満たすものとし、Bタイプ試験体ではそれよりも小さい設定となっている。

曲げ実験はFig. 13に示すように20tf油圧ジャッキによって主材端に引張力を加え、破壊まで載荷した。加力点である主材端をローラー支承、側材端をピン支承とした。

5.2 モーメント抵抗接合部実験結果

各試験体の接合部モーメント M と接合部回転角 θ の関係をFig. 14(a)(b)に示す。初期剛性はドリフトピン数増加に従って高くなるが、ピン数に比例する增加は見られない。また、母材の寸法に対してピン配置の径が小さいA-SS、B-SSでは、初期載荷の段階から剛性が低下している。接合部耐力はピン数の増加に従って高くなるが、ピン配置が過密になると変形の小さい段階で割裂により耐力が低下する。ピン間隔の小さいBタイプは、Aタイプに比べて脆的な破壊を示した。

モーメント抵抗接合部の剛性、耐力についてはFig. 15に示すような形で初期剛性 K_1 、二次剛性 K_2 、比例限耐力 M_{pr} 、降伏耐力 M_v 、最大耐力 M_m を定義した。この定義に基づく各試験体の剛性、耐力をTable 4に示す。

6. モーメント抵抗接合部の剛性および耐力評価と耐力式の提示
本章では、前章で述べたモーメント抵抗接合部の剛性と耐力を、2章で考察したドリフトピン接合部のせん断実験結果を用いて評価することを試みるとともに、モーメント抵抗接合部の耐力式の提示を行う。

6.1 モーメント抵抗接合部耐力式の提案

Fig. 16に示すように、ドリフトピンが円形に配されたモーメント抵抗接合部を考える。 i 番目のドリフトピンに作用する荷重 R は接合部に作用するモーメント M 、せん断力 Q 、軸力 N によって生ずるピン反力 R_M 、 R_Q 、 R_N の合力で求められる。3、4章で定式化したドリフトピンのBi-Linearモデルはこの R を用いて評価するものとする。すなわち、接合部に存在する全てのドリフトピンに対して R を用いたBi-Linearの荷重変形モデルが用意される。

ドリフトピンによるモーメント抵抗接合部の挙動は、全てのピン位置について R と降伏耐力を比較することにより、荷重の増大に伴いピンが順次降伏していく仮定を追跡することで評価できる。ここでは任意の耐力時において、接合部中心から等しい距離にあるドリフトピンのすべり変位量は等しいと仮定する。そこで、1本のピンが他のピンに先がけ初めに降伏に達した時点の耐力を比例限度耐力 M_{pr} とする。最初に降伏耐力に達するドリフトピン j での変位を δ_j とすると、他の任意のドリフトピン i の反力 R_{pi} はその初期すべり剛性 K_1 を用いて次のように表される。

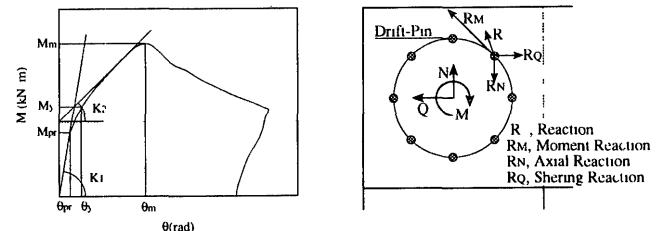


Fig. 15 Definition of Stiffness and Strengths

Fig. 16 Reaction Model of Drift-Pin

Table 4 Experimental Results

	K_1 (kN/m/rad)	K_2 (kN/m/rad)	M_{pr} (kN·m)	θ_{pr} (rad)	M_v (kN·m)	θ_v (rad)	M_m (kN·m)	θ_m (rad)
A-SL	3840	409	38.7	0.0107	49.8	0.0178	67.8	0.0729
A-SD	3190	317	36.9	0.0123	47.3	0.0221	69.0	0.0987
A-SS	2910	19	9.3	0.0033	21.6	0.0589	26.7	0.2498
A-WL	4930	538	45.0	0.0099	60.5	0.0165	73.2	0.0632
A-WS	4620	471	39.6	0.0090	53.7	0.0163	69.1	0.0552
B-SS	4821	794	45.8	0.0095	69.1	0.0196	86.1	0.0730
B-SL	1785	412	16.2	0.0117	22.4	0.0180	35.6	0.0710
B-W	5750	1117	50.5	0.0085	66.0	0.0138	82.9	0.0390

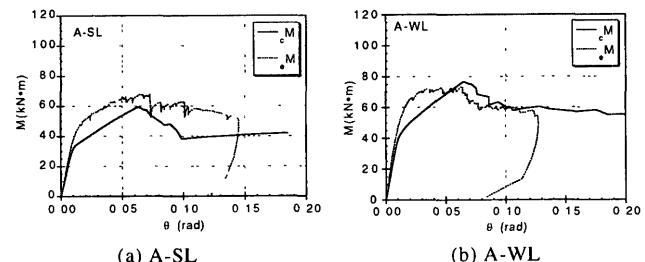


Fig. 17 Calculated and Experimental Load-Slip Relations

$$R_{pi} = K_1 \cdot \delta_i \cdot \frac{r}{r_i} \quad (14)$$

ここに r :接合部中心からドリフトピン j までの距離、 r_i :接合部中心からドリフトピン i までの距離である。よって、接合部全体としての比例限度耐力 M_{pr} は、 R_{pi} のモーメント分担成分 R_{Mpi} を用いて求められる負担モーメント M の総和として次式で計算できる。

$$M_{pr} = \sum_{i=1}^n M = \sum_{i=1}^n R_{Mpi}, r = \sum_{i=1}^n K_1 \cdot \delta_i \cdot \frac{r^2}{r_i} \quad (15)$$

ここに n :ドリフトピン数であり、 R_{Mpi} は $R_{pi} \cdot (R_M/R)$ で求められる。なお、(15)式は現行設計¹¹における許容耐力算出時の負担モーメントの考え方と同一である。

降伏耐力に達したドリフトピン位置においては、それ以後剛性が初期すべり剛性 K_1 から二次すべり剛性 K_2 に移行する。ここでは、全てのピンが降伏した時点の耐力をもって降伏耐力 M_v とする。最後に降伏に達するピン k での変位を δ_k とすると、他の任意のピン i の反力 R_i は、そのピンの降伏耐力 P_v 時の変位 δ_i 及び二次剛性 K_2 により表される。すなわち、接合部の降伏耐力 M_v は次式となる。

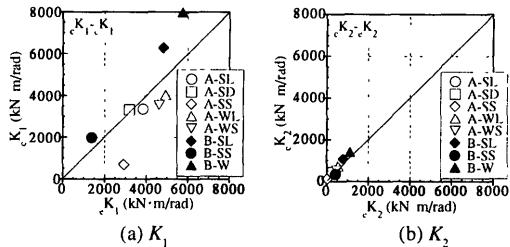
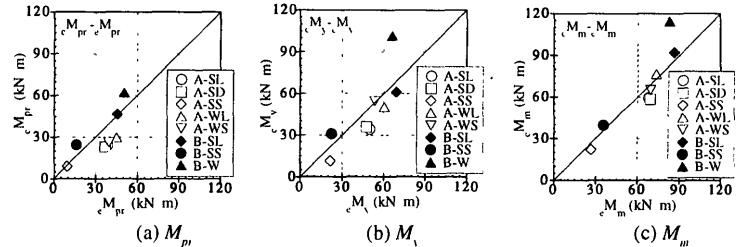
$$M_v = \sum_{i=1}^n R_{Mi}, r = \sum_{i=1}^n \left\{ P_v + K_2 \left(\frac{\delta_i}{r_i} - \delta_k \right) \right\} r \quad (16)$$

ここに r :接合部中心からピン k までの距離、 $R_{Mi} = R \cdot (R_M/R)$ である。

全てのピンについて、前述の仮定により最大耐力以降の耐荷能力を判定し、最初に耐荷能力を失うピン l での変位を δ_m とすると、接合部全体の最大耐力 M_m はその時点のピン l の反力のモーメント分担成分 $R_{Mml} = R_m \cdot (R_M/R)$ を用いて次のように表される。

$$M_m = \sum_{i=1}^n R_{Mi}, r \quad (17)$$

ここに $\delta_m \geq \delta_l$ の場合、 $R_m = P_m$

Fig. 18 K - K RelationsFig. 19 M - M Relations

$$\text{場合 } \delta_m \leq \delta_m, R_m = P_m + K_2 \left(\delta_m \frac{r}{r} - \delta_m \right)$$

P_m : ピン₁の最大耐力, r : 接合中心からピン₁までの距離である。

Fig. 17 は A-SL と A-WL に対し、以上の計算過程から得られるモーメント抵抗接合部の荷重すべり関係と実験結果とを合わせて示したものである。なお、ここで計算において、最大耐力以降の接合具の挙動については、繊維方向に直交する方向の引張力により最大耐力に至るドリフトピンについては、それ以降すべり変位の増加に従い耐力を維持し、集成材のめり込み強度により最大耐力に至るドリフトピンについては、それ以降耐荷能力を失うものと仮定した。これは、繊維方向に直交する方向の引張力により最大耐力に至る場合は、集成材の亀裂の方向とドリフトピンの反力方向が同じではないため、亀裂の発生後も加重負担側の集成材がドリフトピンで支えられた曲げ梁のように作用するのに対し、集成材のめり込み強度により最大耐力に至る場合は、集成材の亀裂の方向とドリフトピンの反力方向が一致し、かつ隣り合うドリフトピンとの関係により耐荷能力を失うと考えられるからである。比例限度以降の 2 次勾配域で若干計算値が低く評価されているが、初期、2 次剛性や最大耐力、最大耐力後の耐力低下まで含め、計算結果は実験結果と全体的に良い対応を示している。

6.2 提案式の検討

Fig. 18 に剛性に関する計算値 K と実験値 K の関係を示す。ここで計算による剛性は、初期剛性 K_1 を比例限度耐力をその時点の変形で除した値とし、二次剛性 K_2 を降伏耐力から最大耐力までの傾きとした。A-SS の初期剛性の計算値が実験値よりもかなり小さく評価されたが、それ以外では、 K/K は 0.7 ~ 1.2 の範囲内に納まっており、計算値は比較的良い精度で実験値を評価できている。

Fig. 19 は前節で提案した(15)(16)(17)式を用いて求めた比例限度耐力 M_{p1} 、降伏耐力 M_d 、最大耐力 M_m と、第 5 章で示した実験値 M との関係を示す。計算値と実験値の比率は、降伏耐力 M_d 及び最大耐力 M_m で 1.0 ~ 1.4、比例限度耐力 M_{p1} に関しては 1.0 ~ 1.6 程度であった。試験体ごとにややばらつきは見られるが、全体的には計算値は良い精度で実験値と対応しており、提案した耐力式は十分な有効性を持つものといえる。

7. 結論

本研究では、集成材側材式二面せん断接合部の基礎的実験及びモーメント抵抗接合部の曲げ実験に基づき、モーメント抵抗接合部の接合性能を明らかにし、その耐力式を導いた。以下に本研究で得られた結論を述べる。

- 1) ドリフトピンを用いた集成材側材式二面せん断接合部の挙動は、荷重角度とドリフトピン間隔を考慮して定めた初期剛性、二次剛性、降伏耐力、および最大耐力を用いた Bi-Linear 型の荷

重すべりモデルで概ね評価することができる。

- 2) ドリフトピンを円形に配置した集成材のモーメント抵抗接合部の荷重-すべり関係は、ドリフトピン 1 本の Bi-Linear 型荷重-すべりモデルを用いて評価することができる。
- 3) 本論文の(15)(16)(17)式を用いて計算されるモーメント抵抗接合部の比例限耐力、降伏耐力、最大耐力、およびそれらの耐力時の変位から計算される初期剛性、二次剛性は実験値との関係から剛性、耐力の評価式として十分な実用性を有している。今後、ドリフトピンの Bi-Linear モデルをピンの径長比と縁端距離の影響も含めた評価と、汎用的な整理が必要である。また、円形以外のピン配置や、鋼板挿入型接合部への展開が望まれる。

【参考文献】

- 1) 木質構造設計ノート、日本建築学会、1995
- 2) 平井卓郎、堀江和美：側材として鋼板を用いたボルト接合部の剪断耐力・荷重方向の影響、木材学会誌、vol 30, No 12, 1984
- 3) 原田貢樹、小松幸平、川元紀雄：ドリフトピンによる木材のめり込み挙動 (II) 荷重角度・比重の影響、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造 II, pp 39-40, 1992 年 8 月
- 4) 安村基、坂井英明：曲げボルトの剛性および耐力に与えるボルト本数の影響、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造 II, pp 1417-1418, 昭和 62 年 10 月
- 5) 川元紀雄、金谷紀行：スギ集成材におけるドリフトピン接合部の耐力、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造 II, pp 99-100, 昭和 63 年 10 月
- 6) Takuro HIRAI and Minoru SAWADA. Nominal Bearing-Stresses of Bolted Wood-Joints at Apparent Proportional-Limits, Mokuzai Gakkaishi vol 28, No 9, 1982
- 7) 平井卓郎、沢田 稔：側材に木材を用いたボルト接合部の剪断耐力・荷重が材軸方向に作用する場合、木材学会誌、vol 28, No 11, 1982
- 8) 杉山英男、安村 基、奥信真一：せん断を受ける集成材ボルト接合部の耐力、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造 II, 昭和 59 年 10 月
- 9) 平井卓郎：木材のボルト・ドリフトピン接合耐力に及ぼす径長比影響の評価について、木材学会誌、Vol.41, No 5, pp 459-466, 1995
- 10) 木質構造設計規準・同解説、日本建築学会、1995
- 11) カルマン、ビオ：工学における数学的方法、法政大学出版局
- 12) 中谷 浩、澤田 稔：釘着材の剪断性能、北海道大学演習林研究報告、第 37 卷 3 号、1980 年
- 13) 原田正道：木船の綱強度、東京大学生産技術研究所報告、1951 年
- 14) 平井卓郎、沢田 稔：側材に鋼板を用いたボルト接合部の剪断耐力、木材学会誌、vol 28, No 11, 1982
- 15) 小松幸平、前田典昭、堀江和美：接合具の非線形特性を考慮に入れた集成材骨組み構造の解析（第 2 報）実験による検証、木材学会誌、Vol 35, No 3, 1989
- 16) 松澤健志、野口弘行、「有限要素法によるボルト接合部の応力度分布」、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造 II, pp 37-38, 1992 年 8 月
- 17) 大規模木造建築技術報告書、NO 1、構造分科会（その 1）、建設省建築研究所、建築業協会、日本建築センター、平成 2 年 8 月
- 18) 川元紀雄、金谷紀行、小松幸平：スギ集成材におけるドリフトピン接合部の耐力-繊維に直交する方向の加力を受ける場合-、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造 II, 1989 年 10 月

(1999年10月10日原稿受理、2000年5月30日採用決定)