鋼板及び炭素繊維シートを用いた木質ハイブリッド柱の座屈耐力評価

—その1 鋼板及び炭素繊維シートを用いた木質ハイブリッド柱の圧縮実験—

BUCKLING STRENGTH OF TIMBER HYBRID COLUMN REINFORCED WITH STEEL PLATES
AND CARBON FIBER SHEETS

—Part 1 Experimental study on timber hybrid column reinforced with steel plates and carbon fiber sheets—

小野 徹郎*, 田中 弘臣**, 井戸田 秀樹***, 石田 和人****

Tetsuro ONO, Hiroomi TANAKA, Hideki IDOTA
and Kazuto ISHIDA

The purpose of this paper is to evaluate buckling strength for timber hybrid columns reinforced with steel plates or carbon fiber sheets. Buckling test is performed for hybrid timber columns which have four different slenderness ratios. As for steel reinforced columns, we prepared two types of test specimens which have different end support conditions. Test results are evaluated by comparing with theoretical formulae presented in the past.

Keywords: Buckling strength, Glue-laminated column, Column reinforced with steel plates, Column reinforced with carbon fiber sheets

座屈耐力, 集成材柱, 鋼板補強柱, 炭素繊維補強柱

1. 序論

木質系部材と材料特性の異なる他の材料とを組み合わせることで断面を構成することにより木質部材の弱点を補強し、さらなる部材性能の向上、品質のばらつきを低減を図ることができると考えられている。このような木質部材と他の材料を組み合わせた木質ハイブリッド部材の研究は近年多数行われている。

木質ハイブリッド部材の基本的な性能である圧縮材についての研究において、松本ら¹⁾は鋼板を木質断面の最外縁にラグスクリュー接合により補強した鋼板補強木造柱の圧縮実験を行い、その弾性曲げ座屈荷重を導いている。そして、鋼板補強柱の弾塑性性状を考慮した曲げ座屈荷重を理論的に求め、鋼板補強柱の曲げ座屈時荷重に及ぼす鋼板の補強効果について考察している。また、楠らは鋼材の座屈変形を木材の曲げ剛性、曲げ耐力を利用して拘束することを目的として、接着接合、スタッド接合及びボルト接合により鋼板を木材で挟んで接合させたハイブリッド部材の圧縮実験を行っている。そして、木材による鋼板の曲げ座屈の拘束効果を確認し、ハイブリッド部材の耐力式を提示している²⁾。坂田らは同様の目的でコネクタ接合により集成材と鋼板を接合させたハイブリッド部材の圧縮実験を行い、その圧縮性状について考察している^{3)~5)}。以上のように鋼板と木質部材とを組み合わせた木質ハイブリッド圧縮材についての研究はいくつかみられるがハイブリッド部材の構造設計に応用する

ことができる部材細長比に対応した座屈耐力式の提示は行われていない。

以上のことから、本研究では集成材の補強材として鋼板と炭素繊維シートを座屈軸に対して力学的に有効であると考えられる最外縁にそれぞれラグスクリューを用いたメカニカル接合、接着接合によって接合させた木質ハイブリッド柱の圧縮実験を行う。そして、その座屈挙動を把握し、木質ハイブリッド柱の特性を考慮した座屈耐力評価を行う。

本論文その1では木質ハイブリッド柱の圧縮実験について述べ、実験結果と既往の研究による弾性座屈耐力式との対応を示す。

2. 木質ハイブリッド柱の圧縮実験の概要

力学的に有効であると考えられる集成材最外縁を鋼板及び炭素繊維シート(以下CFシートとする)で補強した木質ハイブリッド柱の座屈挙動を把握するために圧縮実験を行う。

表1に試験体一覧を示す。本実験で使用する集成材は断面105×105mm, ラミナ積層数4の同一等級集成材E120-F375で樹種はベイツとした。ここで、表1中の部材の実測曲げヤング係数Eが集成材ラミナから求めた曲げヤング係数 E_w と比較して小さい値となっているのは、実際に試験体のある一定荷重まで曲げ、その荷重と変形の関係から部材の実測曲げヤング係数Eを求めていることからせん

* 名古屋工業大学大学院社会工学専攻 教授・工博

** 積水ハウス(株)技術研究所 工修

*** 名古屋工業大学大学院社会工学専攻 助教授・工博

**** 愛知工業大学工学部建築学科 教授・工博

Prof., Dept. of Architecture, Nagoya Institute of Technology, Dr. Eng.

Technology R&D Institute, Sekisui House Ltd., M. Eng.

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Nagoya Institute of Technology, Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Aichi Institute of Technology, Dr. Eng.

断変形量を含んだみかけの曲げヤング係数となっているためである。表2に実験で使用した集成材の材料特性の平均値を示す。また、表3に実験で使用した鋼板の材料特性を、表4に炭素繊維シートの材料特性を示す。

図1に試験体断面形状を、図2に試験体端部詳細図を示す。鋼板補強柱は、材質SS400で板厚6mm、幅65mmの鋼板を径9mm、長さ50mmのラグスクリューを接合間隔100mmで接合させた。また、鋼板の先穴はラグスクリューの径9mmに対して11mmとした。炭素繊維補強柱(以下CF補強柱とする)は厚さ1.4mm、幅105mmのCFシートをレゾシノール樹脂で接着接合させた。いずれも図1に示すように集成材断面の最外縁に座屈軸に対して平行となるように2面補強した。試験体長さは1.0m, 1.5m, 2.5m, 3.5mの4種とし、試験体は無補強の集成材柱4体、鋼板を端部から30mm短くして補強し、鋼板に直接軸力が導入されない鋼板補強柱(図2(a-1))4体、鋼板を集成材と同じ長さで柱端部まで補強し、鋼板に直接軸力が導入される鋼板補強柱(図2(a-2))2体、CFシートで柱端部までを補強してCFシートに直接軸力が導入されるCF補強柱(図2(b))4体の計14体とした。

図3に実験装置を示す。実験は図3に示すように座屈軸に対して両端ピン支持となる支点を介して300ton油圧試験機で単調中心圧縮荷重を行う。座屈軸は図1に示すように補強材と平行な軸とする。実験に際しては低軸力下での部材の軸歪によって偏心を除去して中心圧縮となるようピン支点の微調整を行った。変位計1,2は軸方向変位を、変位計3は試験体中央のたわみ、変位計4,5は柱試験体上部の回転角を、また変位計6,7は柱下部の回転角を計測するために設置した。

図1 試験体断面形状

図2 試験体端部詳細図

表1 試験体一覧

Specimen	補強方法	補強材への導入軸力	L(m)	λ^*	$E_w(N/mm^2)$	$E(N/mm^2)$	$E_g(N/mm^2)$
C-10	なし	-	1.0	33.0	12694	8580	14063
C-15			1.5	49.5	13065	9888	13544
C-25			2.5	82.5	13066	12059	13642
C-35			3.5	115.5	13288	12561	12446
CS-10	鋼板(ラグスクリュー接合)	軸力なし	1.0	33.0	13009	8894	13573
CS-15			1.5	49.5	13580	10493	12985
CS-25			2.5	82.5	13238	12473	12818
CS-35			3.5	115.5	12953	12252	13720
CS-15S	鋼板(ラグスクリュー接合)	軸力あり	1.5	50.3	13228	10572	12956
CS-35S			3.5	117.5	13481	12605	12769
CF-10	CFシート(接着接合)	軸力あり	1.0	33.2	13009	7504	13583
CF-15			1.5	49.8	13615	9964	13485
CF-25			2.5	83.0	12510	11672	13887
CF-35			3.5	116.2	13286	12319	13779

* 部材細長比 $\lambda = L/i$ i : 断面二次半径

集成材柱, 鋼板補強柱(鋼板軸力なし)の場合 $i = \sqrt{\frac{I}{A_w}}$

鋼板補強柱(鋼板軸力あり), CF補強柱の場合 $i = \sqrt{\frac{I}{A}}$

I : 部材全体の断面二次モーメント, A_w : 集成材の断面積, A : 部材全体の断面積

L : 試験体長さ, E_w : 集成材ラミナから求めた集成材の曲げヤング係数

E : 部材の実測曲げヤング係数, E_g : 部材の縦振動ヤング係数

表2 集成材の材料特性

$\sigma_c(N/mm^2)$	平均年輪幅(mm)	比重	含水率(%)
46.3	3.0	0.51	12.0

σ_c : JIS規格による素材圧縮実験より求めた集成材の圧縮強度

表3 鋼板の材料特性

弾性係数(N/mm^2)	降伏応力度(N/mm^2)	引張強さ(N/mm^2)
2.09×10^5	312	462

表4 炭素繊維シートの材料特性

引張弾性係数(N/mm^2)	引張強度(N/mm^2)
56640	972

図3 実験装置

図4 ラグスクリューのせん断実験試験体図

3. ラグスクリーンのすべり剛性

ラグスクリーンのすべり剛性により接合された鋼板補強柱において、集成材と鋼板の間のすべり剛性は鋼板補強柱の力学的特性を把握する上で重要な要素となる。よってラグスクリーン1本あたりのすべり剛性を把握する必要があることよりラグスクリーンのせん断実験を行った。試験体は図4に示す形状とし、ラグスクリーンは圧縮実験で使用するものと同等の径9mm、長さ50mmとし、接合間隔100mmで4本取付けた。実験は試験体を5体用意し、単調載荷として鋼板と集成材のすべり変位を計測した。

図5にラグスクリーンの荷重-すべり変位関係を示す。載荷の初期段階ではラグスクリーンの締め付けによる鋼板と集成材の間の摩擦力によってほとんど変位が生じない。その後すべり変位が生じ始め高い剛性で変位し、最大耐力以降は緩やかに耐力低下を起こしている。本研究ではすべり変位が生じ始めた点から直線とみなせる部分での傾きをラグスクリーンの実験すべり剛性 K' として求め、これをラグスクリーンの接合本数で除すことでラグスクリーン1本あたりのすべり剛性 K を求めた。表5がその結果でラグスクリーン1本あたりのすべり剛性及びせん断耐力の平均値はそれぞれ3.1kN/mm及び7.7kNとなった。

4. 木質ハイブリッド柱の圧縮実験結果

4-1. 荷重変位関係

表6に中心圧縮柱の実験結果を示す。表中の元たわみとは実験に先立って計測した試験体中央部での元たわみである。また、本実験

では最大耐力を座屈耐力と定義した。

図6に補強材をパラメータとした荷重-軸方向変位関係を、図7に試験体長さをパラメータとした荷重-軸方向変位関係を示す。

細長比の最も小さい1.0mの試験体は、全試験体で水平方向変位がほとんど生じないまま最大耐力に到達した。その後、集成材は若干の曲げ変形を伴いながら圧壊し、耐力低下した。細長比が小さくなるとハイブリッド柱の耐力は集成材の材料強度により決まるため鋼板補強柱、CF補強柱とも集成材柱との差はあまりみられなかった。

1.5mの試験体では、鋼板補強柱、CF補強柱ともに水平変位がほとんど生じないまま最大耐力に到達し、最大耐力到達後に急激に耐力低下を起こした。補強効果による耐力上昇は柱端部で鋼板に軸力が導入されない鋼板補強柱では約1.4倍、柱端部で鋼板に軸力が導入される鋼板補強柱では約1.9倍、炭素繊維補強柱では約1.6倍と大きな耐力上昇が確認できた。

また、細長比の大きい2.5mの試験体柱では、座屈によって耐力が

表5 ラグスクリーンのせん断実験結果

Specimen	K' (kN/mm)	K (kN/mm)	P_u' (kN)	P_u (kN)
1	14.0	3.5	31.0	7.8
2	11.8	3.0	31.5	7.9
3	12.3	3.1	29.2	7.3
4	10.9	2.7	30.8	7.7
5	12.2	3.0	31.6	7.9
平均	12.2	3.1	30.8	7.7

K' : 実験すべり剛性, K : ラグスクリーン1本あたりのすべり剛性
 P_u' : 最大せん断耐力, P_u : ラグスクリーン1本あたりのせん断耐力

図5 ラグスクリーンの荷重-すべり変位関係

表6 実験結果

Specimen	元たわみ a (mm)	剛性 K (kN/mm)	座屈耐力 P_{cr} (kN)	軸方向変位 δ_{cr1} (mm)	水平変位 δ_{cr2} (mm)	θ_{cr} (rad)	K/K_0	P_{cr}/P_{cr0}	$\delta_{cr1}/\delta_{cr10}$	$\delta_{cr2}/\delta_{cr20}$	θ_{cr}/θ_{cr0}
C-10	0.85	135.4	344.3	2.7	2.60	0.92					
C-15	0.51	82.2	263.1	3.6	8.70	1.28					
C-25	1.16	49.1	152.5	4.0	28.5	2.34					
C-35	6.57	32.1	78.8	6.4	68.1	3.39					
CS-10	0.54	140.8	372.2	3.0	1.40	0.55	1.04	1.08	1.11	0.54	0.60
CS-15	0.76	97.9	371.8	4.4	5.70	0.76	1.19	1.41	1.22	0.66	0.59
CS-25	0.29	67.1	284.1	5.5	21.6	2.32	1.37	1.86	0.76	0.76	0.99
CS-35	6.75	51.5	185.2	5.6	35.6	2.39	1.60	2.35	0.88	0.52	0.71
CS-15S	0.11	128.8	486.1	4.0	5.70	0.88	1.57	1.85	1.11	0.66	0.69
CS-35S	4.44	61.0	242.1	4.2	19.2	0.92	1.90	3.07	0.66	0.28	0.27
CF-10	0.13	152.6	400.2	2.9	0.50	0.20	1.13	1.16	1.07	0.19	0.21
CF-15	0.18	91.8	421.2	5.2	0.70	0.06	1.12	1.60	1.44	0.08	0.05
CF-25	1.10	49.9	172.6	4.8	31.9	2.35	1.02	1.13	1.20	1.12	1.00
CF-35	1.81	41.6	105.0	4.6	53.8	2.56	1.30	1.33	0.72	0.79	0.76

θ_{cr} : 座屈耐力時の端部回転角, K_0 : 集成材柱の初期剛性, P_{cr0} : 集成材柱の座屈耐力, δ_{cr10} : 集成材柱の座屈耐力時の軸方向変位, δ_{cr20} : 集成材柱の座屈耐力時の水平方向変位, θ_{cr0} : 集成材柱の座屈耐力時の端部回転角

決まってくるため、最大耐力点で大きな曲げ座屈変形を生じ耐力低下した。補強効果についてはCF補強柱では集成材柱の約1.1倍とあまり補強効果はみられなかったが、柱端部で鋼板に軸力が導入されない鋼板補強柱は無補強柱の約1.9倍と大きく補強効果がみられた。

3.5mの試験体では細長比が大きいため元たわみの影響から載荷後から幾分曲げ変形が認められたが、最大耐力点で大きな曲げ座屈変形を生じ耐力低下した。補強材によるCF補強柱の耐力上昇は約1.3倍となり、柱端部で鋼板に軸力が導入されない鋼板補強柱及び鋼板に軸力が導入される鋼板補強柱ではそれぞれ約2.4倍及び約3.0倍と

大きな補強効果がみられた。

4-2. 歪分布

図8に鋼板補強柱の荷重-軸歪関係を示す。ここで示す軸歪は図に示す材長中央部の曲げ座屈変形に伴う圧縮側及び引張側の補強材と集成材に貼付した歪ゲージの歪である。集成材の軸歪はそれぞれ2枚貼付した歪ゲージの平均値を用いた。また、グラフには座屈耐力とした最大耐力までの歪を表示した。

柱端部で鋼板に軸力が導入しない鋼板補強柱CS-10,CS-15では、歪分布より鋼板には軸力が導入されておらず集成材で軸力を分担し

図6 補強材をパラメータとした木質ハイブリッド柱の荷重-軸方向変位関係

図7 試験体長さをパラメータとした木質ハイブリッド柱の荷重-軸方向変位関係

図8 鋼板補強柱の荷重-歪関係

図9 CF補強柱の荷重-歪関係

(a)CS-15S

(b)CS-35S

写真1 鋼板補強柱の破壊性状

ており、細長比が小さいことから耐力は集成材の圧縮強度で決まっている。細長比の大きい鋼板補強柱 CS-25,CS-35 では荷重の初期段階でラグスクリューの摩擦力により圧縮側、引張側とも集成材と鋼板の歪はほぼ同じ値を示しているものの載荷が進むにつれて圧縮側、引張側ともに鋼板と集成材との歪の差は顕著になり、集成材と鋼板の間に大きなすべり変位が生じていることがわかる。また、柱端部で鋼板に直接軸力が導入される鋼板補強柱 CS-15S,CS-35S においては柱端部で鋼板に直接軸力が導入されるため初期段階では集成材と鋼板の歪は同じであるが、曲げ変形の進行に伴い集成材と鋼板との歪の差は顕著になりすべり変形が生じていることがわかる。

図9にCF補強柱の荷重-歪関係を示す。CF補強柱では、CF-25の引張側集成材とCFシートの歪に幾分の差が生じているものの細長比を問わず全試験体でほぼ集成材とCFシートの歪は近い値を示している。このことから集成材とCFシートは座屈耐力までずれが生じず、ほぼ一体化して挙動すると考えられる。

4-3. 破壊性状

写真1, 写真2に鋼板補強柱及びCF補強柱の破壊性状を示す。鋼板補強柱、CF補強柱ともに細長比の小さい柱では集成材の圧壊で、細長比の大きい柱では座屈変形に伴う材長中央部の引張側ラミナの破断によって耐力低下を起こした。鋼板補強柱では最も細長比の大きいCS-35,CS-35Sの座屈後の耐力低下は緩やかで最大耐力以降に高い変形能力を発揮した。また、柱端部で鋼板に軸力が導入される鋼板補強柱 CS-15S,CS-35S では座屈耐力到達後、材長中央部の圧縮側鋼板が局部的に座屈を起こしていた。また、試験体 CS-15S,CS-35S 及び柱端部で鋼板に軸力が導入されない CS-35 では座屈耐力近傍で鋼板に材長の45°方向にリューダー線がみられ、ラグスクリューを介して軸力が鋼板に導入されていたことを示している。

CF補強柱では試験体長さに関わらず、座屈耐力到達後に材長中央

(a)CF-15

(b)CF-35

写真2 炭素繊維補強柱の破壊性状

部の引張側ラミナの破断とともに圧縮側CFシートが剥離して破壊した。特に、細長比の大きいCF補強柱CF-25,CF-35では座屈耐力に到達すると同時にこの現象が生じ、鋼板補強柱と比較して脆性的に破壊した。

5. 木質ハイブリッド柱の実験結果と既往の研究との対応

5-1. 鋼板補強柱

図10に鋼板補強柱の座屈荷重曲線を示す。図中の太線は既往の研究による柱端部で鋼板に軸力が導入されない鋼板補強柱の弾性座屈曲線で以下に示すものとした。

$$(P_{cr})_z = \frac{\pi^2 E_w I_{wz}}{(k_z L)^2} \quad (1)$$

ここに、

$$k_z = \sqrt{1 - \frac{\gamma_m h}{\alpha_m} \cdot \frac{1}{1 + (\pi / \sqrt{\alpha_m} L)^2}} \quad (2)$$

$$\alpha_m = \frac{K}{s} \left(\frac{h^2}{2EI} + \frac{1}{E_p A_p} \right) \quad (3)$$

$$\gamma_m = \frac{K}{s} \cdot \frac{h}{2EI} \quad (4)$$

$$EI = E_w I_{wz} + 2E_p I_{pz} \quad (5)$$

k_z : 図1に示す座屈軸まわりの座屈長さ係数, E_w : 集成材の曲げヤング係数, I_{wz} : 座屈軸まわりの集成材の断面二次モーメント, h : 両面鋼板の中心間距離, L : 試験体長さ, K : ラグスクリューのすべり剛性, s : ラグスクリューの接合間隔, A_p : 鋼板の断面積, E_p : 鋼板の弾性係数, I_{pz} : 鋼板断面まわりの鋼板の断面二次モーメント

式(1)の集成材の曲げヤング係数にはCS-35のラミナより求めた曲げヤング係数(12953N/mm²)を使用した。集成材柱の弾性座屈荷重曲線

は集成材柱 C-35 のラミナから求めた曲げヤング係数 (13288N/mm²) を用いた。また、集成材圧縮強度は集成材柱 C-10 の座屈耐力とした。

弾性座屈を起こした CS-35,CS-35S は既往の研究による弾性座屈荷重曲線とよい対応を示した。また、試験体長さが短くなるにつれて弾性座屈耐力曲線から離れ圧縮材の圧縮強度に近い値を示している。細長比の小さい CS-10,CS-15 が集成材の圧縮強度よりも高くなっているのは実験結果からラグスクリューに働くせん断力を介して鋼板に軸力が導入されているためと考えられる。

5-2. 炭素繊維補強柱

図 11 に CF 補強柱の座屈荷重曲線を示す。図中に示す CF 補強柱の弾性座屈荷重曲線は実験結果に基づいて CF シートと集成材が一体となって挙動したとした曲げ剛性として式 (6) を用いて評価した。

$$EI = E_w I_{wz} + 2E_c I_{cz} \quad (6)$$

E_c : CF シートの引張弾性係数, I_{cz} : 座屈軸まわりの CF シートの断面二次モーメント

尚、ここで示す弾性座屈曲線は、CF 補強柱については CF 補強柱 CF-35 に使用した集成材の曲げヤング係数 (13286N/mm²) を、集成材柱については C-35 の曲げヤング係数 (13288N/mm²) を用いて求めたものである。

弾性座屈した CF-35 は CF 補強柱の弾性座屈荷重曲線に近い値を示した。試験体長さが短くなるにつれて鋼板補強柱同様に非弾性座屈となるため弾性座屈曲線から離れた値を示している。また、細長比の小さい CF-10,CF-15 で集成材の圧縮強度よりも大きくなっているのは集成材の圧縮強度に CF シートの軸力が加算されているためであると考えられる。

6. 結論

鋼板及び CF シートを用いた木質ハイブリッド柱の圧縮実験を行い、木質ハイブリッド柱の座屈挙動の把握をした。そして、既往の研究による弾性座屈耐力との比較を行った。以下に本論文で得られた結論を述べる。

- 1) 鋼板補強柱は柱端部での鋼板の軸力導入の有無によらず、試験体長さが長くなるほど集成材柱の座屈耐力に対する耐力上昇は大きく、座屈耐力到達後の耐力低下は緩やかであった。
- 2) CF 補強柱は試験体長さが長くなるほど鋼板補強柱と比較して脆性的な破壊をした。
- 3) 集成材のばらつきを考慮すると鋼板補強柱の弾性座屈耐力は集成材と補強材との接合面でのすべり剛性を考慮した評価値とほぼよい対応を示し、CF 補強柱の弾性座屈耐力は集成材と CF シートが一体となって挙動したとした曲げ剛性を用いた評価値とよい対応を示した。
- 4) 非弾性域で座屈する $L = 2500\text{mm}$ 以下の座屈耐力は既往の弾性座屈耐力では評価できずハイブリッド部材の非弾性挙動に対応した座屈耐力評価が必要である。

次報 (その 2) では木質ハイブリッド柱の部材細長比ごとの座屈応力度評価について報告する予定である。

謝辞

本研究は国土交通省総合技術開発プロジェクト「木質複合建築構造技術の開発」(委員長: 坂本功 東京大学教授) の木質ハイブリッド

図 10 鋼板補強柱の座屈荷重曲線

図 11 CF 補強柱の座屈荷重曲線

各部構造 WG(主査: 平嶋義彦 名古屋大学教授) における研究の一環として実施したものである。関係各位に深甚なる謝意を表する。

参考文献

- 1) 松本芳紀, 山田孝一郎, 上嶋健治: 鋼板補強木造柱の弾性曲げ座屈荷重に関する論理的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 436 号, pp125-134, 1992.6
- 2) 上嶋賢治, 松本芳紀, 山田孝一郎: 鋼板補強木造柱の座屈荷重に関する理論的考察 その 1 弾性曲げ座屈荷重について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp25-26, 1992.8
- 3) 松本芳紀, 山田孝一郎, 上嶋賢治: 鋼板補強木造柱の座屈荷重に関する理論的考察 その 2 弾塑性曲げ座屈荷重について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp27-28, 1992.8
- 4) 木下浩絵, 松本芳紀: 鋼板補強木造柱の曲げ座屈荷重に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp21-22, 1996.9
- 5) 田原浩二, 松本芳紀, 大久保徳之: 鋼板補強木造柱の曲げ座屈荷重に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, p15-16, 1997.9
- 6) 楠寿博, 津村千香子, 金子洋文, 杉内章浩, 奥野智久: 木材と鋼板を組み合わせた合成部材の圧縮強度実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, p61-62, 2001.9
- 7) 楠寿博, 津村千香子, 杉内章浩, 奥野智久: 木材と鋼板を組み合わせた合成部材の圧縮強度実験 (その 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, p163-164, 2002.8
- 8) 楠寿博, 津村千香子, 杉内章浩, 奥野智久: 木材と鋼板を組み合わせた合成部材の圧縮強度実験 (その 3 理論的検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, p165-166, 2002.8
- 9) 堀井健史, 中村博志, 鈴木達人, 竹内徹, 坂田弘安: シアリングを用いた杉集成材と鋼板によるハイブリッド部材に関する研究 その 1. コネクタ接合部耐力試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, p517-518, 2003.9
- 10) 中村博志, 堀井健史, 鈴木達人, 竹内徹, 坂田弘安: シアリングを用いた杉集成材と鋼板を組み合わせたハイブリッド部材に関する研究 その 2. 部材軸圧縮実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, p519-520, 2003.9
- 11) 木質構造設計規準・同解説, 日本建築学会, 2002

(2004年 2月10日原稿受理, 2004年 7月12日採用決定)