

ストカスティックモデルを用いた木質構造の地震被害予測に関する研究

メタデータ	言語: ja 出版者: 静岡大学 公開日: 2014-02-05 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 安村, 基 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/10297/7565

科学研究費助成事業（科学研究費補助金）研究成果報告書

平成 25 年 6 月 1 日現在

機関番号：13801

研究種目：基盤研究(C)

研究期間：2010～2012

課題番号：22580182

研究課題名（和文）ストカスティックモデルを用いた木質構造の地震被害予測に関する研究

研究課題名（英文）Estimating seismic damage of timber structures by stochastic model

研究代表者

安村 基（YASUMURA MOTOI）

静岡大学・農学部・教授

研究者番号：40143408

研究成果の概要（和文）：モンテカルロシミュレーションおよび信頼性解析により、日本建築学会「木質構造設計規準」による木材の繊維方向加力を受ける曲げ降伏型接合部の降伏モードの推定が妥当であることがわかった。繊維直角方向の応力を受ける接合部では、木材の破壊確率を想定した設計を行わないと危険サイドの設計となる可能性があること、モーメント抵抗接合部においても、確率的手法を取り入れた設計を行わないと、柱の折損など危険な破壊メカニズムを生じる恐れがあることが分かった。また、信頼性解析により CLT パネルの破壊メカニズムの推定が行えることを実験的に実証した。

研究成果の概要（英文）：Monte-Carlo simulation and reliability based analysis showed that the yield mode of the dowel-type joints subjected to the bearing load parallel to the wood grain according to “Standard for structural design of timber structures” of Architectural Institute of Japan gives appropriate failure mode estimation, but it gives unsafe design in the case of the bearing perpendicular to the wood grain if the fracture estimation of wood is not conducted by stochastic calculation. It was also found that the unsafe failure mechanism such as the failure of wooden posts may occur if the post and beam moment resisting joints is designed without considering the stochastic approach to estimate the failure mode of the joint. Lacking test of CLT shear walls showed that the failure mechanism of CLT shear walls can be estimated well by stochastic calculation.

交付決定額

（金額単位：円）

	直接経費	間接経費	合計
2010年度	1,300,000	390,000	1,690,000
2011年度	1,500,000	450,000	1,950,000
2012年度	700,000	210,000	910,000
年度			
年度			
総計	3,500,000	1,050,000	4,550,000

研究分野：農学

科研費の分科・細目：森林学・木質科学

キーワード：建築構造・材料、木質構造、耐震、確率、モデル化、信頼性解析

1. 研究開始当初の背景

わが国で木質構造の耐震設計に一般に適用されている許容応力度設計は、部材や接合部の強度分布の下限値に基づいた設計である

ため、部材と接合部の強度分布や靱性のバランスが必ずしも考慮されておらず、地震時に脆性破壊に基づく危険な破壊メカニズムを生じる恐れがある。木質構造の地震時の信頼

性を高めるためには、木材と接合部の強度分布を考慮した設計体系を構築することが必要である。

2. 研究の目的

一般に木材は、曲げや引張りに対して脆性的な破壊を示すため、木質構造における地震時のエネルギー吸収は、接合部における塑性変形に期待することが必要となる。特に、木材は繊維に直交方向の応力やせん断力に対して極めて脆性的な破壊を示すため、地震時に架構が脆性的に破壊しないようにするためには、木材のかつ裂やせん断による破壊を避けることが必要となる。そのためには、鋼材の降伏に依存する接合部の降伏が木材のかつ裂破壊等に先行するよう設計を行う必要があるが、木材のかつ裂強度の分布には大きなバラツキがあるため、鋼材および木材のバラツキを考慮した設計を行う必要がある。本研究では①現行の接合部設計法に対するモンテカルロ・シミュレーション、信頼性解析による妥当性の検証、②モーメント抵抗接合部における破壊メカニズムの推定、③信頼性解析によるCLT壁パネルの接合部設計法の検討、について基礎的資料を収集することを目的とする。

3. 研究の方法

(1) 曲げ降伏型接合部の降伏および破壊モードの推定

本研究においては、0～1までの一様乱数から正規分布に従う正規乱数を作成し、これに既往の実験によって得られた木材および鋼材の平均と標準偏差を用いて、ランダム抽出を行った値を出力させる方法をとった。(1)、(2)式に0～1までの一様乱数を代入することで得た正規乱数 x_i と既往の実験で得た μ 、 σ を(3)式に代入することで、正規分布に従うランダムな値 y_k を得ることができる。これを各種耐力について、求め比較することで接合部の降伏モード及び破壊モードを推定することができる。

$$x_k = \sqrt{-2 \ln(1-u_k)} \cos(2\pi u_{k+1}) \quad (1)$$

$$x_{k+1} = \sqrt{-2 \ln(1-u_k)} \sin(2\pi u_{k+1}) \quad (2)$$

$$y_k = \mu + \sigma \cdot x_i \quad (3)$$

u_k, u_{k+1} : 一様乱数

次にモンテカルロ法を用いた降伏モードの検討方法のフローチャートを図1に示す。図1における、木材の支圧強度とボルト降伏モーメントを木材のかつ裂強度とせん断強度に置き換えることにより、破壊モードの検討を行うことができる。

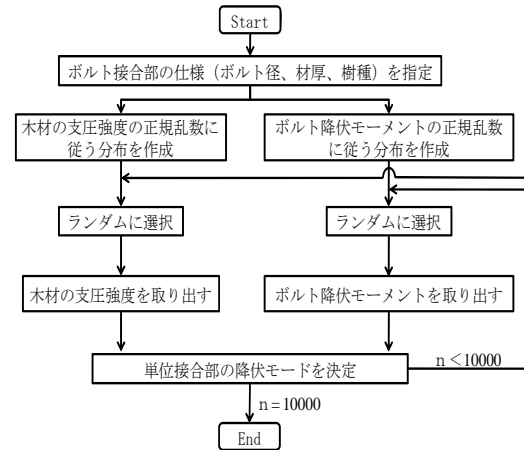
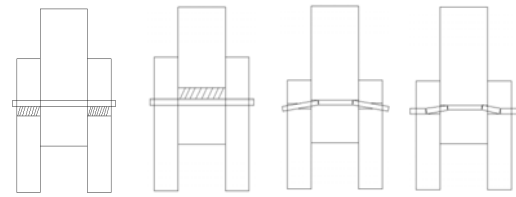


図1 モンテカルロ法を用いた降伏モード



(a)モードIa (b)モードIb (c)モードIII (d)モードIV

図2 木材側材式ボルト接合部の降伏モード

木一木2面せん断における接合形式係数は次式で求められる。

$$(a) \text{モードIa} \quad 2\alpha\beta \quad (4)$$

$$(b) \text{モードIb} \quad 1 \quad (5)$$

$$(c) \text{モードIII} \quad (6)$$

$$\sqrt{\frac{8\alpha^2\beta^2(1+\beta)}{(2\beta+1)^2} + \frac{8\beta\gamma\left(\frac{d}{l}\right)^2}{3(2\beta+1)}} - \frac{2\alpha\beta}{2\beta+1} \quad (7)$$

(d)モードIV

$$\frac{d}{l} \sqrt{\frac{8\beta\gamma}{3(1+\beta)}} \quad (8)$$

d : ボルト径(mm), l : 主材圧(mm)

α : 側材厚/主材厚(今回は0.5)

β : 側材と主材の支圧強度の比(F_e'/F_e)

γ : ボルトの基準材料強度と主材の基準支圧強度の比 (F/F_e)

木材の割裂破壊による終局耐力 (p_{uw1}) は式(9)で表される。

$$p_{uw1} = \frac{2}{\sin \theta} \cdot Cr \cdot l \cdot \sqrt{\frac{he}{1-he/h}} \quad (9)$$

p_{uw1} : 割裂による終局耐力 (N) l : 主材厚 (mm)

Cr : 割裂破壊パラメータ ($N/mm^{1.5}$) h : 材せい (mm)

he : 加力側材縁から最も遠い接合具までの距離

木材のせん断破壊による終局耐力(p_{um2})は式(10), (11)で表される。

$$p_{um2} = \frac{2}{3 \sin \theta} \cdot \xi \cdot he \cdot l \cdot F_s \quad (10)$$

$$\xi = \frac{|Q_1 - Q_2|}{\max(|Q_1|, |Q_2|)} \quad (11)$$

p_{um2} : せん断による終局耐力 (N)

F_s : 木材のせん断基準強度 (N/mm²)

Q_1, Q_2 : 応力が作用したときの接合部の両

側におけるせん断力 (N/mm²)

(2) モーメントを伝達させる柱・接合部の破壊モードの推定

厚さ 120mm、幅 300mm のスプルース集成材の柱と厚さ 120mm、せい 300mm、390mm、450mm のスプルース集成材の梁よりなる図 3 に示すモーメント抵抗型接合部について強度実験を行い、柱材の曲げ破壊が先行しない破壊モードの推定法の検討を行った。

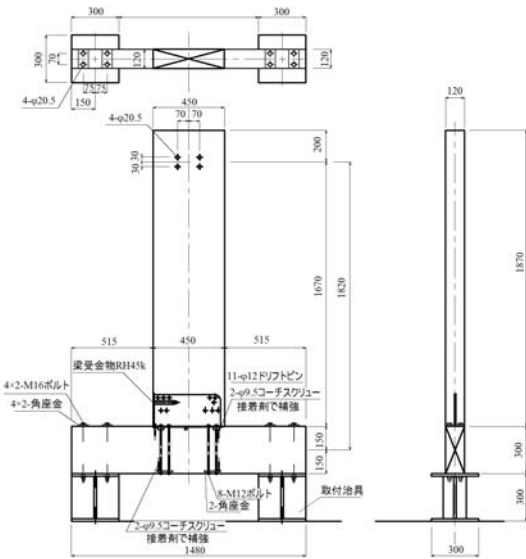


図 3 モーメント抵抗接合部試験体

梁材は、直径 12mm のドリフトピン 12 本で鋼板に緊結され、鋼板は直径 12mm のボルト 8 本で柱材に接合されている。このボルトのうち外側の 4 本はエポキシ樹脂 TE-134 により柱材にグラウトされている。

(3) CLT 耐力壁の破壊機構の推定

厚さ 90mm、幅 1m、高さ 3m の CLT 2 枚を 6mm 厚鋼板と山径 5.6mm、長さ 65mm のビスで緊結し、耐力壁の両端を 6mm 厚鋼板をベースの 15mm 鋼板に溶接して作成した脚部緊結用金物と山径 5.6mm、長さ 65mm のビスで基礎と

緊結した耐力壁について正負繰返し水平加力実験を行った。このような耐力壁の破壊機構は、パネル同士を緊結する接合部が先行破壊するか、脚部緊結金物の破壊が先行するかでその地震時特性が大きく異なってくる。ここでは、ビス接合部の強度のバラツキを考慮して信頼性解析に基づく破壊モードの制御を試みた。

・脚部接合部が先行破壊する場合の耐力壁の水平せん断耐力と破壊条件

脚部接合部が先行破壊する場合の耐力壁の水平せん断耐力は式(12)で表される。

$$F_H = \frac{2 \cdot b_0}{h} \cdot F_V + \frac{b_1 + b_2}{h} \cdot T_{crit} \quad (12)$$

ここに、 F_H : 水平せん断耐力、 F_V : CLT パネル当たりの鉛直荷重 (kN/m)、 T_{crit} : 脚部緊結金物の引張り耐力、 h : パネルの高さ、 b_0 : CLT パネルの幅、 b_1 : CLT パネル端部から脚部緊結金物中心までの距離、 b_2 : CLT パネル端部から圧縮による CLT パネル端部めり込み部の中心までの距離。CLT パネル端部の脚部緊結金物が先行破壊する条件は、式(13)で表される。

$$\bar{Z} = \bar{S} - \bar{T} - F_V \geq 0 \quad (13)$$

ここに、 \bar{Z} : 性能関数、 \bar{S} : CLT パネル間の接合部のせん断耐力、 \bar{T} : 脚部緊結金物の引張り耐力、 F_V : 鉛直荷重。

・パネル上部の梁が剛な場合に CLT パネル間接合部が先行破壊する場合の耐力壁の水平せん断耐力と破壊条件

パネル上部の梁が剛な場合に CLT パネル間接合部が先行破壊する場合の耐力壁の水平せん断耐力は、式(14)で表される。

$$F_H = \frac{2 \cdot b_0}{h} \cdot F_V + \frac{b_1}{h} \cdot T_{crit} + \frac{b_2}{h} \cdot S_{crit} \quad (14)$$

ここに、 F_H : 水平せん断耐力、 F_V : CLT パネル当たりの鉛直荷重 (kN/m)、 T_{crit} : 脚部緊結金物の引張り耐力、 S_{crit} : CLT パネル間接合部のせん断耐力、 h : パネルの高さ、 b_0 : CLT パネルの幅、 b_1 : CLT パネル端部から脚部緊結金物中心までの距離、 b_2 : CLT パネル端部から圧縮による CLT パネル端部めり込み部の中心までの距離。

CLT パネル間の緊結金物が先行破壊する条件は、式(15)で表される。

$$\bar{Z} = \bar{T} - \bar{S} \geq 0 \quad (15)$$

ここに、 \bar{Z} : 性能関数、 \bar{S} : CLT パネル間接合部のせん断耐力、 \bar{T} : 脚部緊結金物の引張り耐力。

・パネル上部の梁が剛でない場合に脚部接合部が先行破壊する場合の耐力壁の水平せん断耐力と破壊条件

パネル上部の梁が剛でない場合に脚部接合部が先行破壊する場合の耐力壁の水平せん断耐力は式(16)で表される。

$$F_H = \frac{b_0}{h} \cdot F_V + \frac{b_1}{h} \cdot T_{crit} + \frac{b_2}{h} \cdot S_{crit} \quad (16)$$

ここに、 F_H : 水平せん断耐力、 F_V : CLT パネル当たりの鉛直荷重(kN/m)、 T_{crit} : 脚部緊結金物の引張り耐力、 h : パネルの高さ、 S_{crit} : CLT パネル間接合部のせん断耐力、 b_0 : CLT パネルの幅、 b_1 : CLT パネル端部から脚部緊結金物中心までの距離、 b_2 : CLT パネル端部から圧縮による CLT パネル端部めり込み部の中心までの距離。

CLT パネル間の緊結金物が先行破壊する条件は、式(17)で表される。

$$\bar{Z} = (\bar{T} + F_V) - \bar{S} \geq 0 \quad (17)$$

ここに、 \bar{Z} : 性能関数、 \bar{S} : CLT パネル間接合部のせん断耐力、 \bar{T} : 脚部緊結金物の引張り耐力、 F_V : 鉛直荷重。

図4に示す CLT 耐力壁試験体について正負繰返し水平加力実験を行い、解析結果との比較を行った。

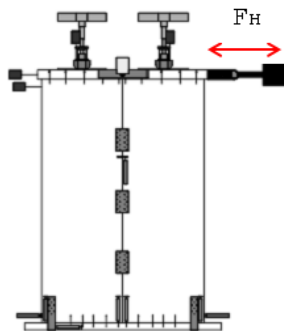


図4 CLT 耐力壁の正負繰返し水平加力実験

4. 研究成果

(1) 曲げ降伏型接合部の降伏および破壊モードの推定

モンテカルロ・シミュレーションにより求めた木材を側材(主材厚の1/2)とするボルト接合部における各降伏モードの出現確率と材厚・ボルト径比(l/d)の関係を図5に示す。降伏モードがIとなる確率が95%となる l/d は2.45で、降伏モードがIIIとなる確率が95%となる l/d は3.19と7.67の間となった。また、降伏モードがIVとなる確率が95%となる l/d は10.06となった。一方、降伏耐力と材厚・ボルト径比(l/d)の関係は図6に示すとおりで、破線で示した学会値が降伏耐力のシミュレーション値に対して十分安全サイドの値となっており、破壊モードも安全サイド(上位モードの下限值)となっていることが示された。

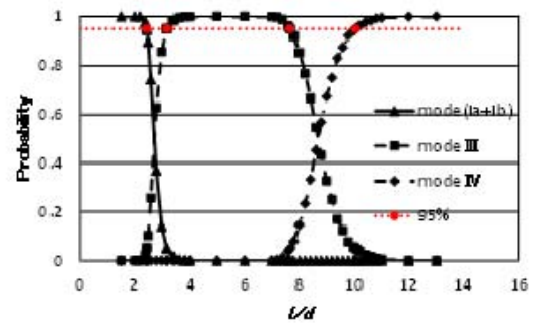


図5 木材を側材(主材厚の1/2)とするボルト接合部における降伏モードの出現確率と材厚・ボルト径比(l/d)の関係

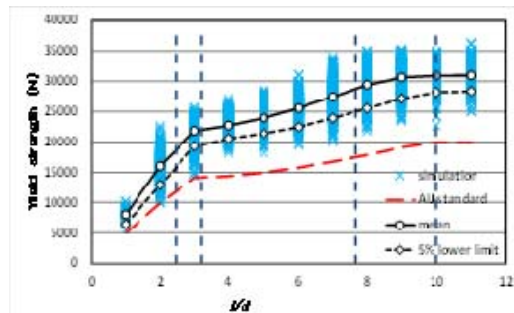


図6 木材を側材(主材厚の1/2)とするボルト接合部における降伏耐力と材厚・ボルト径比(l/d)の関係

次に、繊維直交方向加力を受けるボルト接合部の破壊確率と縁端距離・梁せい比($h=20d$)の関係を図7($l=4d$)および図8($l=10d$)に示す。主材厚が $4d$ のとき、木材の破壊確率が95%となる縁端距離・材せい比(he/h)は0.287、ボルトの降伏が先行する he/h は0.609で、 $l=10d$ の場合はそれぞれ0.228および0.434

であった。このことは、繊維直交方向の加力を受けるボルト接合部において、ボルト接合部が終局耐力に達するまで木材がかつ裂、せん断により破壊しないためには、縁短距離が材せいのおおむね 60%程度必要となり、現行の学会規準が危険サイドの破壊モードを示す可能性があることが示された。

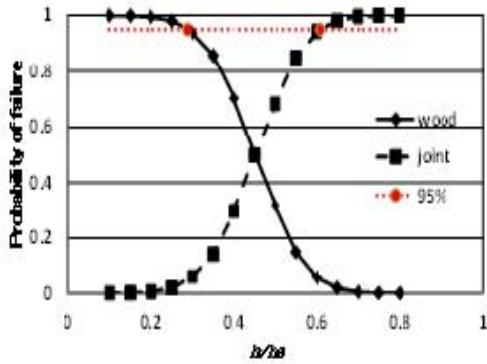


図 7 繊維直交方向加力を受けるボルト接合部の破壊確率と縁端距離・材せい比 ($l=4d$, $h=20d$)

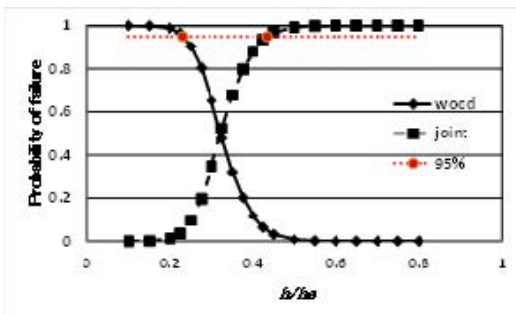


図 8 繊維直交方向加力を受けるボルト接合部の破壊確率と縁端距離・材せい比 ($l=10d$, $h=20d$)

(2) モーメントを伝達させる柱・接合部の破壊モードの推定

図 9~11 は、梁せいが 300mm、390mm、450mm の場合の柱幅と柱の曲げ破壊確率の関係を示したもので、柱材の曲げ破壊が接合部の破壊に先行しない確率が 95%となる柱幅は、それぞれ、196mm、272mm、293mm となり、今回の接合部については柱幅が 300mm あれば、接合部の終局時に柱が折損しないことが確率的に示された。

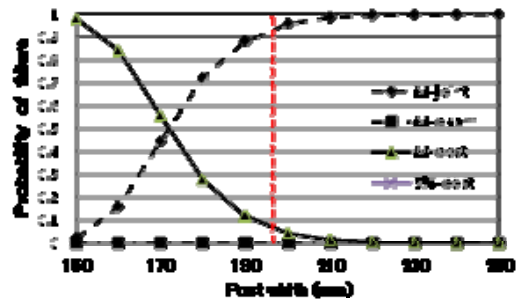


図 9 柱の破壊確率と柱幅 (梁せい 300mm)

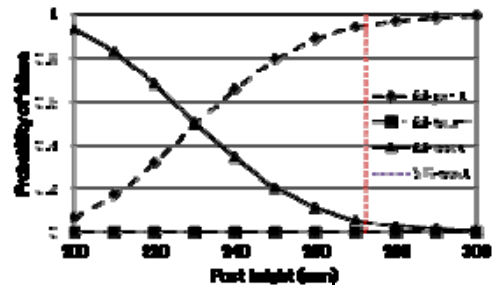


図 10 柱の破壊確率と柱幅 (梁せい 390mm)

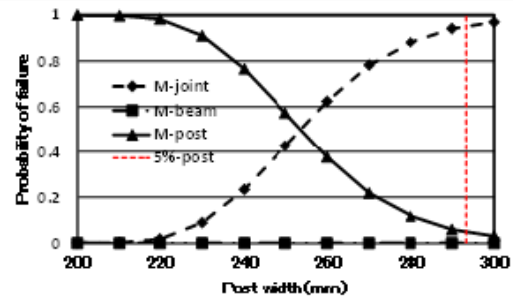


図 11 柱の破壊確率と柱幅 (梁せい 450mm)

(4) CLT 耐力壁の破壊機構の推定

CLT 耐力壁について、耐力壁脚部緊結金物のビス本数を 8 本および 12 本に固定した上で、CLT パネル間接合部のビス本数を破壊機構に応じて信頼性解析により決定し、正負繰返し水平加力実験を行った。

図 12 は、各試験体における実験の最大耐力と前述の方法による推定値を比較したもので前述の計算方法が実験値をよく推定していることがわかる。

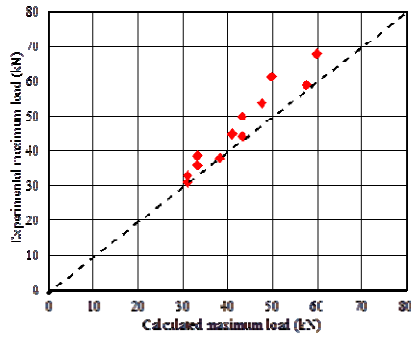


図 12 壁パネルのせん断耐力の実験値と計算値の比較

また、図 13 は各試験体における破壊モードを示したもので耐力壁の破壊機構を概ね正しく示しているといえる。

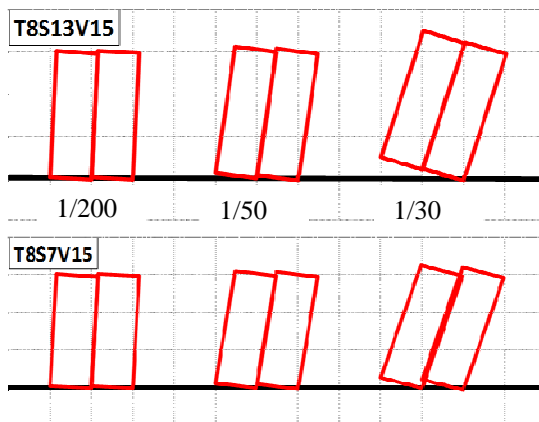


図 13 各試験体における破壊モード

〔雑誌論文〕(計 4 件)

- ① 小林研治、安村基：鋼板添え板ラグスクリー接合部の一面せん断性能における接合具本数と配置条件、構造工学論文集、日本建築学会、59B、537-543、2013
- ② Motoi Yasumura: Determination of failure mechanism of CLT shear walls subjected to seismic action, CIB-W18 Proceedings Meeting forty-five, 1-9, 2012
- ③ 鎌田貴久、安村基：在来軸組構法立体模型の仮動的水平加力実験と地震応答解析、木材学会誌、58巻2号、74-83、2012
- ④ Kamada T, Yasumura M, Shinpei Y, Davenne L, Uesugi M: Pseudodynamic tests and earthquake response analysis of timber structures III: three-dimensional conventional wooden structures with plywood-sheathed shear walls, J. Wood Sci., Vol.57, 484-492, 2012

〔学会発表〕(計 4 件)

- ① 小林研治、馬場基史、安村基：すぎ CLT-スクリー接合部の一面せん断性能、第 63 回日本木材学会大会研究発表要旨、2013 年 3 月 27 日

- ② 岡部実、安村基、小林研治、孕石剛、藤田和彦：CLT 壁パネルの面内せん断試験における鉛直荷重の影響、日本建築学会学術講演梗概集、2012 年 9 月 12 日
 - ③ 小林研治、安村基：鋼板を添板に用いたラグスクリー接合部の一面せん断性能における接合具本数と配置の影響、日本建築学会学術講演梗概集、2012 年 9 月 13 日
 - ④ Motoi Yasumura, Julien Baroth, Kenji Kobayashi: Determination of failure mode of timber joints by Monte Carlo simulation, Proceeding of 2012 World Conference on Timber Engineering, 1, 377-384, July 16, 2012
- 〔図書〕(計 3 件)
- ① 安村基、青木謙治、小林研治、鳥羽展彰、小野塚真規、孕石剛志、中川貴文ほか、丸善、木質構造接合部設計事例集、2012
 - ② 小林研治(共著)：「木質構造基礎理論」(第 5 章 トラス構造と筋かい耐力壁の理論)、日本建築学会編、pp.115-123, 2010
 - ③ 安村基(共著)：「木質構造基礎理論」(第 4 章、第 6 章)、日本建築学会編、pp.104-106, pp.135-139, 2010

6. 研究組織

(1) 研究代表者

安村基 (YASUMURA MOTOI)
静岡大学・農学部・教授
研究者番号：40143408

(2) 研究分担者

鈴木滋彦 (SUZUKI SHIGEHICO)
静岡大学・農学部・教授
研究者番号：40115449

(3) 研究分担者

小林研治 (KOBAYASHI KENJI)
静岡大学・農学部・助教
研究者番号：90576240