木はり と RC床版を組み合わせた合成ばりの鉛直方向の構造性能に関する研究

その 1 曲げ実験とクリープ実験

STUDY ON VERTICAL STRUCTURAL PERFORMANCE OF WOOD-CONCRETE
COMPOSITE FLOOR DECK

Part 1 Experimental study on flexural strength and long-term behavior

北村 俊夫*, 五十田 博**

Toshio KITAMURA and Hiroshi ISODA

The target of this study is a wood-concrete composite floor deck system with shear connector. Though this composite floor has spread in European area, in Japan the use has been limited for the part of timber-based apartments and schools. The floor deck may spread in the near future because Japanese building standard law was revised and high performance is required for fire- and sound-proof. In this paper, the results of bending test and long-term loading test is described as a feasibility study. The result of shear performance of shear connector between timber beam and reinforced concrete slab is also described. They are summarized in 1)the composite deck increases 50% in strength to superposition of individual strength and more than 500% in stiffness to simple timber beam, 2)the deformation after 50years reaches 400% against initial deformation which is extremely larger than simple timber beam, 3)initial stiffness of the deck is estimated using equations proposed in the past study, but it is necessary to consider the effective width of concrete deck.

Keywords: Wood beam, Reinforced concrete slab, Composite beam, Flexural strength, Creep behavior, Experimental study

木はり、鉄筋コンクリート床版、合成ばり、曲げ強度、クリープ挙動、実験的研究

1. はじめに

本研究は木はり と RC 床版を用いた合成ばり構法の鉛直荷重支持能力についての検討である。本構法はヨーロッパなどでは鋼材不足の折、鋼材の代用として橋梁などで使われ始め、ここ数年古い木造建物の床の補強と装飾のあるはりの保存を目的に多用され、さらに耐火性能、遮音性能の向上を目的に新築物件にも普及しつつある。わが国では、これまで集合住宅や学校建築などで使われてはいるものの、木はり と RC 床版の構造的な一体性には期待しておらず、その実施例数も多いものではない。しかし、1998 年の建築基準法の改正、並びに 2000 年の施行令の整備により、所定の性能を満たす木造建築物に対して階数制限が撤廃されたことに伴い、この所定の性能を確保する上で、さらに遮音性能を向上する上でも、RC 床版は有効と考えられる。実際、本構法に鋼板を挿入した燃えどまりはり部材を用いて、1 時間耐火構造の 5 階建てを実現¹⁾している。このように木はり+RC 床版構法は、今後、わが国においても普及が期待できる構法といえよう。

ヨーロッパにおける既往の研究は、合成ばりの剛性、クリープ挙動を扱ったものなどが多数あり、剛性についてはすでに設計式の提案がなされている²⁾。クリープ挙動については、木材のメカノソープティブと RC 床版の収縮によって複雑な挙動を示すとした上で、曲げクリープは一般の木材よりも大きいことが実験的に明らかにさ

れ、さらに解析的にその挙動追跡がなされている^{3,4)}ほか。また、本構法の設計上の要点は、木はり と RC 床版との接合部分のせん断性能であるが、一体化を図るためにせん断面を工夫した接合の開発や研究、さらには試験法の提案⁵⁾などもなされている。

わが国では、「木質複合建築構造技術の開発⁶⁾ほか」において、水平構面の剛性についての検討⁷⁾や、木-RC 接合部のせん断性能⁸⁾と引張り性能⁹⁾についての検討がなされているが、前述したとおり、これまでの設計では木はり と RC 床版を一体の構造として扱っていないこともあり、研究蓄積は皆無に近い。なお、RC 床版を用いた合成ばりという観点では、鉄骨ばりとの合成ばりが普及しており、この構法についてはすでに設計法が確立し、せん断面の設計、剛性の算出法などが提示されている¹⁰⁾。鉄骨ばりを対象とした研究のうち、本構法で予想される、せん断面がすべる場合の検討についても国内外でいくつか検討例がある^{11), 12)}ほか。また、木はりをを用いた合成ばりや合成ばりの境界面ですべりを生じるはりに関する理論的検討という点では、鋼材との合成ばりに関する一連の研究¹³⁾や重ねばりの研究¹⁴⁾があり、本構法の理論構築の場面において、それらは参考になるものと考えられる。

まず、本研究その 1 では、実験的に木はり と合成ばりの剛性、強度性能、さらにクリープ性能を明らかにし、合成ばりとしての有効性や問題点を明らかにする。その際、剛性や強度の評価においては、

* 信州大学大学院博士課程。

齋藤木材工業(株) 主任・修士(工学)

** 信州大学工学部 准教授・博士(工学)

Graduate Student, Faculty of Engineering, Shinshu University

Head, Saito Mokuzai Co., M. Eng.

Assoc. Prof., Faculty of Engineering, Shinshu University, Dr. Eng.

せん断面の性能と応力分布との関連を示すとともに、剛性に関しては既存の評価法との関連を示す。クリープ挙動については、既往の研究でも明らかなように数年の実験で木材のクリープたわみより大きくなることが明らかにされている。ここでは POWER 則の適用可能性を確認し 50 年後の長期クリープを推定するとともに、合成ばり、あるいは木はりとの初期たわみとの関連でその性能を論じる。

なお、その 2 以降に続く課題として、RC 床版の有効幅に関する検討、せん断面の効率化と性能に関する検討、はり部材への鋼板挿入による効果と一体化、さらに実験結果を再現する理論展開、設計法としての整理を予定している。

2. 実験の内容と試験体の設計

実験は木はり RC 床版のせん断性能などをパラメータに曲げ強度の比較を目的とした実験（以降、曲げ実験）、曲げ実験の結果を踏まえ、そのうちの代表的な組み合わせについてクリープ挙動を検討するための実験（以降、クリープ実験）、そして、木はり RC 床版の境界面のせん断性能を明らかにするために実施したせん断実験である（以降、接合部せん断実験）。

曲げ実験のパラメータは木はり RC 床版でせん断力を伝達するために打ち込んだラグスクリュー（以降、スタッド）の間隔、木はりを燃えどまり部材とするために挿入する鋼板の有無、鋼板を留め付けるドリフトピンの間隔である。試験パラメータを表 1 に示す。スタッド、ドリフトピンの間隔の決定法については「付録 1 合成ばり接合部の設計」で詳述しているので参照願いたい。図 1 a) には 1) 木はり+RC 床版の断面を、2) 鋼板を挿入したものの断面を、3) RC 床版のない試験体の断面を示し、b) にはスタッド、ドリフトピンの間隔、位置を表す側面図を示した。なお、RC 床版の幅の決定方法については、「付録 2 RC 床版の幅の決定方法」に詳述しているので参照願いたい。実験は図 2 に示すようなスパン 6,000mm、加力点間距離 800mm の 4 点曲げとした。試験体の製作に当たっては、RC 床版のスタッドが挿入される位置に 55φ のスリーブ管を埋め込み、床版を製作し、所定の養生期間の後、スタッドを打った集成材はりと一体化した。一体化の際には 55φ の穴に早強度コンクリートを充填し、スタッドを床版に固定した。なお、試験体は製作の都合上 PC（プレキャスト）床版としたが、実際の施工ではコンクリートは現場打ちを考えている。「付録 3 現場施工方法」に現場での施工方法の例を示す。

クリープ実験は曲げ実験で対象とした試験体のうち、最も一体化の度合いの強い RC 床版+木はり RC 床版+木はり+挿入鋼板の 2 種類を対象とした。クリープ実験の検討項目としては、合成ばりのクリープ特性の把握は当然のことであるが、設計上クリープ変形を考慮しない鋼板が挿入された効果についても検討する。载荷条件は曲げ実験と同様の 4 点曲げとし、荷重は曲げ実験で得られた最大荷重の 1/3 を長期許容応力度相当とみなし用いた。試験体の製作は曲げ実験と同様である。

接合部せん断実験は、曲げ強度実験で用いた直径 12mm のスタッドほかに、高い剛性、強度が必要とされる場合を想定し直径 16mm と 20mm について実験を実施した。試験体図を図 3 に示す。試験体は、1) 集成材側にスタッド設置、2) 型枠を製作、3) 配筋処理、4) コンクリート打設、という順序で製作した。試験パラメータを表 2 に

表 1 試験パラメータ

	RC	集成材	鋼板	スタッド	ドリフトピン
RC+W1	普通 コンクリート $F_c=27\text{N/mm}^2$	カラマツ 集成材 E105-F300	-	@300	-
RC+W2				@600	
RC+W1+S1				@300	@300
RC+W1+S2				-	@600
W0+S	-	-	-	-	@300

a) 試験体断面図

b) 側面図 (RC+W1+S1)

図 1 試験体図

図 2 実験概要

図 3 試験体図

表 3 使用材料の特性

1) コンクリートの圧縮強度試験結果 (単位 N/mm^2)

木はり+RC スラブ		スタッドせん断実験	
平均	標準偏差	平均	標準偏差
26.5	0.81	26.7	0.78

2) 集成材の機械的等級区分 (単位 $\times 10^3 \text{N/mm}^2$)

外層 (L125)		中間層 (L100)		内層 (L80)	
平均	標準偏差	平均	標準偏差	平均	標準偏差
14.41	1.46	10.40	0.15	9.07	0.54

表 2 試験パラメータ

		径 12	径 16	径 20
全長 [mm]		180	240	300
埋込長さ [mm]	RC	60	80	100
	集成材	120	160	200

示す。埋込長さはRC側に $l/d=5$ 、集成材側に $l/d=10$ の条件で決定した。加力は単調載荷とし、最大荷重が8割に低下した時点で終了とした。変位はRCと集成材の相対変位を計測した。

以上の供試体に用いた材料の特性などを表3に整理して示した。集成材については、製作の際に得た機械的等級区分のヤング係数の平均値と標準偏差を示し、コンクリートについてはテストピースの圧縮試験結果を同様に平均値と標準偏差として表記している。

3. 接合部（スタッド）せん断実験結果

全試験体の荷重－変位関係を図4に示す。図中には「付録1 合成ばりの接合部の設計」中、式付3)、付4)で計算されるRCに打ち込まれたスタッドのせん断強度と木材に打ち込まれたスタッドの終局せん断耐力を示した。実験結果の降伏点はスタッドの終局せん断耐力の半分程度、強度はRC造に打ち込まれたスタッドのせん断強度に径12mmではほぼ一致し、そして径が大きくなるに従い、その差は開き径20mmではRC造に対するスタッド強度に対し70%程度であった。表4に径毎の降伏荷重、最大荷重、剛性を示し、図5には最大荷重と剛性について、12mmを基準にした $d \times 1$ の比と共に示した。木質構造設計基準によれば、耐力・剛性の比は径と打ち込み長さの比である $d \times l$ の比に一致するものと考えられる。剛性はほぼ一致し、最大荷重は径16で11%、径20で30%低下していた。なお、今回の実験では l/d を一定としたため、径ごとの $l \times d$ の比と d^2 の比は同じであり、前者は d^2 に比例しているともいえる。

4. 合成ばりの曲げ実験結果

破壊性状を写真1に、実験後のスタッドを写真2に示す。破壊は全ての試験体において集成材の曲げ引張縁の引張り破壊、つまり集成材の曲げ破壊であった。実験終了後解体して確認したスタッドのせん断変形は、RC床版側では見られず、集成材側、さらに支点近傍で顕著に見られた。

まず、木はりとはRC床版の一体化の程度について検討する。図6は初期時と最大荷重時のモーメント一定区間断面の歪度分布を示したものである。スタッドの間隔が狭い試験体では載荷直後は集成材の上端で引張歪を示し、完全に一体化はされていないもののスタッドによるせん断伝達効果が見られた。スタッドの間隔の大きいRC+W2試験体は荷重の小さい範囲から一体化の傾向は見られない。載荷が進むにつれてRC床版と集成材の上端で圧縮歪、下端で引張歪が大きくなり、結果、最大荷重直前ではいずれの試験体も木はりとはRC床版とのスタッドを介したせん断力の伝達による効果は歪分布にはあまり見られていない。ただし、完全に分離していると考えた場合の木はりの中立軸は、木はりせい中央、つまり下端から90mmの位置となるが、破壊時であっても下端から100mmの位置、つまり10mm程度はRC側に移動しており、強度は完全に分離していると考えた状態よりも補強されていると予想される。なお、RC+W2のように初期状態に一体化の効果は見られず、最大荷重時にせん断力の伝達が見られるようなものもあり、初期すべりがあったものと考えられる。施工には注意が必要である。

ついで、荷重－中央変位関係を図7に、RC上端と集成材下端の見かけの応力度を図8に示す。ここで、見かけの応力度は、測定された歪度に対し、RC床版は付7)式より求めたヤング係数を乗じ、

図4 荷重－変位関係（スタッド径12・16・20mm）

表4 実験結果

	径12	径16	径20
降伏荷重[kN]	29.0	44.1	63.5
最大荷重[kN]	77.0	122.4	165.1
剛性[kN/mm]	30.3	47.4	88.2

図5 最大荷重と剛性の比較

写真1 破壊性状

写真2 スタッドの状態

集成材はラミナのヤング係数を乗じて求めた。前述したとおり、すべての試験体で集成材の破壊により荷重が急激に低下したが、図8に示すようにその際の引張縁の見かけの応力度は試験体によって大きく異なっていた。これは引張側ラミナの強度のパラツキが原因と考えられ、現状では実験結果に対し単純な強度比較は困難である。そこで、集成材下端の応力度が曲げ強度 F_b に達した点を荷重－変形関係上に○で示した(図7参照)。また、 F_b に達しなかったRC+W2、RC+W1+S2については、その強度差はわずかであったので、破壊直前の荷重変形関係や荷重歪度関係を直線置換して伸ばし、近似的に F_b 時の荷重を求め○で示した。さらに、計算される耐力に対する比較として、木はりとはRC床版が完全に一体化されているとして求め

た耐力と、完全に分離していると考え集成材の破壊曲率時と同じ曲率の RC 床版、鋼材の耐力を求めそれらを合計した耐力を図 7 中に引いた。なお、完全に一体化した場合の計算法は「付録 5 合成ばりが一体化している場合の中立軸と耐力の算出」に示してあるので参照願いたい。図 7 中横線は二点鎖線が一体化されている耐力に対応し、実線が集成材の破壊曲率から求めた耐力の合計値を示し、下から RC+W2、RC+W1+S2、RC+W1、RC+W1+S1 に対応する。表 5 には完全に一体化した合成ばりの中立軸 x_n 、耐力 P_0 、剛性 K 及び各要素が完全に分離した場合の耐力 P_0 を整理して示した。併せて最大荷重 P_{max} 、集成材下端が F_b に達した荷重 P_{FB} 、降伏荷重 P_y 、剛性 K の実験値も示している。なお、 P_0 は集成材が曲げ基準強度に達したときの同一曲率時の耐力の足し算である。

P_{FB} を用いてスタッドの間隔による一体化の程度と耐力の上昇の関係を検討する。RC+W1 と RC+W2 を比較すると、歪分布において破壊直前には一体化の効果はほとんど見られないと述べたものの、強度的には間隔の違いによって 20% 程度の耐力の違いが生じており、さらに、間隔の狭い方の耐力は分離しているとして計算した耐力の 50% 程度の増加に相当し、スタッドの間隔は強度に大きく影響している。次いで、鋼板の挿入効果についてであるが、鋼板と木はりの接合度の低い RC+W1+S2 のほうが大きな耐力を示している。また、ひずみ分布を鋼板のあるなしで比較すると、RC 床版との境界面でひずみが大きくなっていることがわかる。つまり、鋼板が挿入された場合には、鋼板によって木はり曲がりにくくなり、応力負担が変化し、強度が低下したと考えられる。非常に複雑であるが、重要な課題であり、次稿以降で検討を深めたい。

剛性に関しては RC スラブも挿入鋼板もないとした木はりのみの場合には $K=0.16$ と計算され、スタッドの間隔が広い RC+W2 であっても 4.75 倍、鋼板が挿入された RC+W1+S2 では 6.63 倍と大きな効果が見られた。

スタッドに作用していたせん断力について検討するため、最大荷

表 5 実験結果と設計値 [kN、kN・m、kN/mm、mm]

	実験値				設計値			
	P_{max}	P_{FB}	P_y	K	P_0	P_0	K	x_n
RC+W1	50.4	32.4	26.5	0.92	59.4	18.4	1.81	78.1
RC+W2	26.6	26.8	13.9	0.76	59.5	18.5	1.80	77.5
RC+W1+S1	63.8	36.6	29.2	0.87	83.1	26.8	1.70	92.3
RC+W1+S2	42.3	43.9	24.1	1.06	82.5	26.0	1.74	94.4
W0+S	30.2	-	16.6	0.29	22.4	22.3	0.26	78.3

表 6 スタッドのせん断すべり

1) 最大荷重時

	ε_{RC} [μ]	ε_W [μ]	Δ_{RC} [mm]	Δ_W [mm]	すべり量 $ \Delta_W - \Delta_{RC} $ [mm]
RC+W1	-59.33	-1866.53	-0.10	-3.17	3.07
RC+W2	131.10	-1275.97	0.22	-2.17	2.39
RC+W1+S1	1458.32	-2251.48	2.48	-3.83	6.31
RC+W1+S2	2375.03	-998.99	4.04	-1.70	5.74

2) 降伏荷重時

	ε_{RC} [μ]	ε_W [μ]	Δ_{RC} [mm]	Δ_W [mm]	すべり量 $ \Delta_W - \Delta_{RC} $ [mm]
RC+W1	221.16	-402.03	0.38	-0.68	1.06
RC+W2	76.75	-366.23	0.13	-0.62	0.75
RC+W1+S1	410.69	-558.11	0.70	-0.95	1.65
RC+W1+S2	811.80	-310.66	1.38	-0.53	1.91

※せん断実験の降伏荷重 $P_y=29.0$ kN、降伏変位 $\delta_y=1.4$ mm、剛性 $K=30.3$ kN/mm

図 6 歪の分布 (左: 初期時、右: 最大荷重時)

図 7 荷重-中央変位関係

図 8 見かけの応力度

重時と降伏荷重時に木はり上端のひずみ度からはりの縮みを、そして RC 床版下端のひずみ度から伸び量を求め、その差を平均せん断すべりとした。表 6 にはすべての試験体の結果を示した。降伏荷重時のすべり量は 0.75~1.91mm であり、スタッドのせん断実験で得られた荷重変形関係の降伏点前後に位置していることが分かる。なお、図 7 の○位置と最大耐力が大きく異なる試験体もあり、スタッドに設計上の耐力が作用していると考えた場合には降伏点よりも小さな変形にあるものと考えられる。

これまで提案されている剛性の計算法についての検討として、以下の式²⁾を用い評価した。

$$[EI]_{ef} = [EI]_0 + \gamma \frac{[EA]_p}{[EA]_s} r^2 \quad 1)$$

$$[EI]_0 = E_1 I_1 + E_2 I_2 \quad (E_1 = E_c, I_1 = I_c, E_2 = E_w, I_2 = I_w)$$

$$[EA]_p = E_1 A_1 + E_2 A_2 \quad (A_1 = A_c, A_2 = A_w)$$

$$[EA]_s = E_1 A_1 + E_2 A_2$$

式 1) の r は集成材と RC の図心間距離であり、 γ は合成ばりの接続程度を表す指標である ($\gamma \leq 1$)。つまり、 $\gamma=1$ では完全に一体化となっており、 $\gamma=0$ では構成要素が分離していることを示す。

ここで

$$\gamma = \left\{ 1 + \pi^2 \frac{[EA]_p}{[EA]_s} \frac{s}{K_{ser} I^2} \right\}^{-1} \quad 2)$$

K_{ser} : スタッドのせん断剛性 (=30.3kN/mm: せん断実験値)

s : スタッドのピッチ

I : 支点間距離

である。

強度と剛性と実験値の比較を図 9 に示す。スタッドのせん断剛性は前述の検討に基づき原点から剛性を計算し 2% オフセット点との剛性として評価した。また、図中の EI_{∞} は $\gamma=1$ 、 EI_0 は $\gamma=0$ の意である。RC の有効幅が不明のため、有効幅を集成材の幅と同じとした EI_{eff} も算出した。この際、RC と集成材の差分の幅は合成ばりとは分離して曲げ剛性の性能を保有しているとして付加した。さらに、RC+W+S については前述のとおり接続要素が 2 つとなり式 1) では評価できないため、鋼板を無視し剛性を計算した。剛性を無視した根拠は、構成各要素の断面 2 次モーメントより、合成ばり等価断面 2 次モーメントを算出し剛性を算出したところ、RC+W1+S1 で 1.70、RC+W1+S2 で 1.74、と計算され、 EI_{∞} の前者が 1.74、後者が 1.81 とほぼ一致したためである。

剛性に関しては、RC+W2 より RC+W1 の方が EI_{ef} による剛性と実験値が一致していた。詳細にみると、設計したスタッドの間隔より粗くなる場合には極めて初期の剛性に一致は見られ、その後離れる傾向がある。接合部で非線形化が進んでいるものと考えられる。当然のことであるが、このように接合部の非線形に至るような場合には、計算値は剛性を過剰に評価する可能性があり、注意が必要である。また、RC 床版の有効幅は集成材の幅としたほうが実験結果を再現できており、今後、剛性計算における有効幅についても検討を要する。

図 9 強度と剛性と実験値の比較

5. クリープ実験

5.1 実験結果

200 日経過時のクリープたわみと温湿度について、1 日 1 点(正午)の変化を図 10 に示した。これまで実施した集成材はりや接合部を持つ集成材はり^{15),16)}では、温湿度の変動と日々のたわみの変動に関連が見られたが、本試験に関しては現在のところ、湿度が高くなると変形が大きくなる傾向は若干見られるものの、たわみと温湿度との顕著な関係は見られなかった。図 11 にクリープたわみを初期たわみで除した相対クリープの経日変化を示した。図中には比較として、前述したこれまでに実施した集成材はりのクリープ実験の結果も併記した。表 7 は用いた比較対象の試験体の概要を示している。相対クリープは両試験体とも 200 日経過時で 100% を越え、過去に実施した集成材はりが 20~30% であるのに比べ格段に大きいことがわかる。両試験体は載荷 40 日まではほぼ同等の値を示したが、その後徐々に RC+W が RC+W+S より大きくなっている。よって、鋼板を挿入することでクリープが小さくなる傾向も見られる。

歪の経日変化を図 12 に、見かけの応力度の経日変化を図 13 に示した。両試験体で載荷 10 日後から RC の歪の進行に比べ集成材のそれは緩慢になっている。つまり、合成ばりのクリープ変形は RC の影響が大きいと考えられる。また、200 日の時点で RC の見かけの応力度は基準強度に近くまで達していた。

5.2 長期的なクリープ変形の推定

長期的なクリープ変形を推定するため、以下に示す POWER 則を用いた。

$$\delta(t) = \delta_0 + \delta_c(t) \quad 3)$$

$$\delta_c(t) = e^a \cdot t^N$$

$\delta(t)$: 全たわみ

δ_0 : 初期たわみ
 $\delta_c(t)$: クリープたわみ
 t : 経過時間
 e^a : クリープ定数
 N : 減速指数

ここで、より正確にたわみを推定するため、1次クリープと2次クリープに分けて¹⁵⁾追跡した。POWER則と実験値の比較を図14に示す。POWER則によるクリープ曲線の推定は実験値を概ね表現できており、その精度が高いことがわかる。ちなみに2次クリープの回帰の R^2 値(決定係数)はRC+Wで0.983、RC+W+Sで0.978と高い相関を得ている。ここで求めた2次クリープ曲線を用いて、長期的なクリープ変形を推定した。それぞれの長期クリープ変形の推定結果を図15に示した。50年後の相対クリープはRC+Wで701%、RC+W+Sでは444%と大きな値で、一般的な変形増大係数である木はりの2より大きく、RC床版の16より小さい結果となった。初期たわみが1/5程度になる可能性があることを考慮し、クリープ変形が700%とすると、50年後の変形は木はりのみに対し20%の増加にとどまり、木はりの100~200%の変形よりは小さいと予想される。また、この推定結果からも鋼板を挿入することでクリープが小さくなる結果となった。しかし、試験体数が少ないため定性的な結論を下すことは危険であり、今後実験的な研究に加え、解析的な面からも検討が必要と考えられる。

6. まとめ

木はり と RC 床版を用いた合成ばり構法の鉛直荷重支持能力の検討として、合成ばりの曲げ実験、クリープ実験、ならびに木-RC接合部のせん断実験についての結果を論じた。得られた結論をまとめると以下のとおりである。

- 合成ばりの構造設計指針・同解説¹⁰⁾に基づいて木はり と RC 床版のスタッドの本数を決定し合成ばりの曲げ実験を実施した。载荷の初期段階では、歪分布が境界面で連続しており一体化とみなしてよいが、破壊荷重直前は一体化されておらず別々に抵抗している挙動に近かった。
- 破壊荷重直前は別々の挙動に近いものの曲げ強度は分離しているとして計算した値の1.5~2.7倍であった。初期剛性は木はり単体と比べ5~6倍を超える性能を呈した。
- 破壊直前の境界面のすべりは0.75~1.91mmであり、この変形量は木-RC接合部実験の降伏点に近かった。
- 接合部実験の降伏点は、計算により求めたスタッドの終局強度の50%程度であった。ユーロコードでは一端がRCに埋め込まれた場合のピン接合の許容耐力を2倍としてよいとしており、その基準と符合した。
- 提案されている木はり と RC 床版の剛性計算式で実験結果の追跡を試みたところ、RC床版の有効幅を木はりと同じとみなし計算した場合にはよい整合が見られた。RC床版の有効幅については今後検討を要する。また、境界面の接合程度が悪い場合には誤差が大きく注意が必要である。
- 合成ばりのクリープ実験の結果、経過日数200日程度で相対クリープが100%を超えており、これまで実施した集成材はり、接合部

図10 クリープたわみと温湿度

図11 相対クリープの経日変化

表7 集成材はりのクリープ実験概要

種別	呼び名	試験体寸法[mm]	応力比	荷重[kN]
中断面はり	中断面	120×300×6,400	0.33, 0.50	22.8, 35.3
	仕口材	150×300×5,940	0.33, 0.50	16.8, 25.2
大断面はり	大断面	150×600×10,000	0.36	44.1

図12 歪みの経日変化 図13 見かけの応力度の経日変化

図14 POWER則と実験値の比較

図15 長期的な相対クリープ

を持つ集成材はりの 30%に比べて格段に大きかった。

- ・50 年後のクリープ変形を POWER 則による回帰により求めた。その結果、木はり+RC 床版で 701%、木はり+RC 床版+挿入鋼板では 444%と、木造で考えている 100~200%に比べ大きな値を示した。RC 床版と組み合わせることによって初期変形は小さくなるが、クリープ変形が大きくなる点に注意が必要である。
- ・燃えどまり部材とするために挿入した鋼板によってクリープ変形が抑制される可能性がある。しかし、試験体数が少なく定性的な評価とするには早急すぎる。前述した RC 床版の有効幅、境界面の接合部の高剛性化、集成材の強度のばらつきを考慮した上でのスタッドの設計法や曲げ強度設計法確立など、本構法の普及に向けての課題は多く残されており、今後継続的な研究が必要である。

謝辞

本研究は信州大学工学部と齋藤木材工業株式会社の共同研究の一環として実施した。実験立案段階で有益な助言を笹川明信州大学名誉教授よりいただいた。信州大学大学院生山福若菜さん（当時）を始め、学生諸君に実験、データ分析に協力いただいた。また、既往の研究の整理に際し「木質複合建築構造技術の開発」で得られた成果を使わせていただいた。以上の関係諸氏に感謝します。

参考文献

- 1)長村寛行、桐野康則、腰原幹雄：5 階建木質複合構造建築の実現に関する研究 その 1 建物概要・防火計画、日本建築学会学術講演梗概集、C-1 分冊、p.199-200、2005
- 2)Stefano Capretti and Ario Ceccotti, Service Behavior of Timber-Concrete Composite Beams: a 5-Year Monitoring and Testing Experience, International Wood Engineering Conference, p.3-443-3-449, 1996
- 3)Massimo Fragiaco and Ario Ceccotti : Long Term Behavior of Timber-Concrete Composite Beams, I: Finite Element Modeling and Validation, Journal of Structural Engineering, Volume132, Issue 1, p13-22, 2006
- 4)Hans Joachim Blas, Marina Schlager, : TRAG-UND VERFORMUNG-SVERHALTEN VON HOLTZ-BETON-VERBUND-KONSTRUKTIONEN Teil-1, Karlsruher Holzbauforschung, p.5-135-5-142, 1981-1995
- 5)Hartmut Werner : Holz-Beton-Verbunddecke mit einer neuartigen Fugenusbildung, Karlsruher Holzbauforschung, p.5-100-5-106, 1981-1995
- 6)日本建築防災協会：月刊誌建築防災特集木質ハイブリッド構造、No.329 2005
- 7)河合直人、岡部実：木質複合建築構造技術の開発 床システムの面内せん断性能、日本建築学会学術講演梗概集、C-1 分冊、p.327-328、2002
- 8)田中圭、井上正文、小松幸平、河合直人、江川豊宏：RC 部材とスギ集成材の Glued-in Rod 接合部の強度性能-（その 1）せん断実験、日本建築学会学術講演梗概集、C-1 分冊、p.121-122、2001
- 9)足達浩一、早川亜季、秋田智洋、田中圭、河合直人、井上正文：木質複合建築構造技術の開発 各種接合金物に対する仕口接合部の曲げ性能（その 1）RC 部材からの引き抜き性能、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-1 分冊、p.369-370、2004
- 10)日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説、丸善、2006
- 11)M. Reza Salari : Nonlinear Analysis of Composite Beams with Deformable Shear Connectors, Journal of Structural Engineering, Volume124, Issue10, p1148-1158, 1998
- 12)李利衡、関松太郎、岡田恒男、青山博之：スタッドのせん断ずれを考慮した合成梁の弾塑性解析、日本建築学会学術講演梗概集、p.1287-1288、1974
- 13)松本芳紀、山田孝一郎、上嶋賢治：鋼板補強木造ばりの挙動に関する理論的研究 その 1 鋼板補強木造ばりの弾性挙動、日本建築学会構造系論文集報告集、第 430 号、p.19-29、1991
- 14)後藤一雄：木造重ね梁計算法の一考察、日本建築学会論文報告集第 17 号、p.205-212、1941
- 15)高橋茂男、北村俊夫、森拓郎、笹川明、五十田博：大気下の集成材はり、接合部、建物のクリープ変形と季節変動、日本建築学会構造系論文集、第 551 号、p.87-94、2002.1
- 16)武田孝志、神戸渡、上田一郎、矢島賢一、橋爪丈夫、森拓郎、齋藤潔、笹川明：信州産カラマツ大断面集成材の曲げクリープ特性に関する実験的研究(その 1 載荷方法と実験経過)、日本建築学会学術講演梗概集、C-1 分冊、p.501-502、2003

付録 1：合成ばり接合部の設計

スタッド間隔の設計は、合成ばりの構造設計指針・同解説¹⁰⁾によった。必要なスタッドの本数は基本的に RC 床版の圧縮強度と鉄骨の引張短期許容応力度に基づいて算出されるそれぞれの部材のせん断力伝達能力に応じて設計される。木はり、RC 床版であってもこの式を準用するとした。なお、RC 床版については、合成構造で用いられている付 1)式をそのまま用いた。しかし、鉄骨はりは全塑性状態を想定し算出しているが、木はりに関しては、引張応力度に対して塑性化はほとんど起こらず脆性的に破壊すること、しかしながら中立軸位置が RC 床版内にあり、木はりとは RC 床版の境界面の木はり側が引張りになる可能性もあることを考慮して、安全側の値として全塑性状態に 2/3 を乗じた付 2)式を用いた。スタッドに必要とされる終局せん断力は Q_1 と Q_2 の小さい方の値とした。

$$Q_1 = 0.85_c a \cdot F_c \quad \text{付 1)}$$

$$Q_2 = w a \cdot F_t / 2.3 \quad \text{付 2)}$$

a : スタッドの軸部断面積、 F_c : コンクリートの基準強度

$w a$: 木はりの断面積、 F_t : 木はりの引張基準強度

スタッドの 1 本あたりのせん断耐力は、RC 床版、木はり、スタッドの母材に対し、それぞれの設計基準から得られる付 3)式、付 4)式、付 5)式を用いた。

$$Q_{RC} = 0.5_c a \sqrt{F_c E_c} \quad \text{付 3)}$$

$$Q_w = 2 \cdot r_u \cdot P_y \quad \text{付 4)}$$

$$Q_s = \frac{3}{4} \cdot \pi r^2 \cdot \frac{F}{\sqrt{3}} \quad \text{付 5)}$$

E_c : RC 床版ヤング係数 ($3.35 \times 10^4 \times (\gamma/24)^2 \times (F_c/60)^{1/3}$)

P_y : スタッド降伏せん断耐力

r_u : 終局強度比 (=1)、 F : 鋼材の基準強度 (=235)

本試験条件ではスタッドのせん断耐力によって決まり、その数値は 419.6mm であった。ユーロコードなどでは RC 床版に打たれた接合部の許容値を 2 倍しているが、ここでは考慮せず、スタッドの終局せん断耐力が付 4)式よりも大きいと考えられることから、419.6mm を満足する 300mm に加えて 600mm で試験体を設計した。

また、鋼材と木はりの接合に用いているドリフトピンは、現在の挿入方法では燃えどまり部材としては有効であるものの鋼材がほとんど曲げ耐力には寄与しないことを考え、スタッドと同じ 300mm と 600mm とした。なお、間隔 300mm はスタッドと同じ考えで引張りに抵抗する断面を考えた場合、スタッドと同じ考えで引張りを伝達できる力として満足する間隔である。

付録 2：RC 床版の幅の決定方法

本試験体の有効幅は、鉄筋コンクリート構造設計規準で定めている有効幅の算出方法を適用して算出した。合成ばりの RC 床版の有効幅 B は、集成材幅 b に両側の床版の協力幅 b_a を加えたものとする。 b_a の算出方法を以下に示す。

単純ばりの場合、以下の条件によって算出する。ただし、合成ばりのスパン S は曲げ実験における試験機の幅の制限より 500mm と仮定している。

$$b_{a1} = (0.5 - 0.3a/l_0) a \quad : a < l_0 \quad \text{付 6)}$$

$$b_{a2} = 0.2l_0 \quad : a \geq l_0 \quad \text{付 7)}$$

a : 側面から相隣る材の側面までの距離

$$=S-b=500-120=380\text{mm}$$

l_0 : スパンの長さ=6000mm

よって、付 6) 式より

$$b_a=(0.5-0.3 \times 380/6000) \times 380=182.8\text{mm}$$

上記より算出した床版の協力幅 b_a より

$$B=2b_a+b=485.6\text{mm}$$

付図 1 RC 床版の有効幅

付録 3: 現場施工方法

本構法の実際の施工方法を示す。試験体は製作の都合上 PC (プレキャスト) 床版としたが、実際の施工は現場打ちを考えている。なお、木はりとはコンクリートのせん断力の伝達はスタッドで行い、木はりとはコンクリート付着は期待していない。

- ① スタッドをレンチではりに打ち込む
 - ①' 鋼板を切開部分に設置し、ドリフトピンをハンマーで打ち込む
 - ② はりを骨組みに架け渡す
 - ③ サポート (支柱) をはり下に設置
 - ④ 所定の間隔で根太を設置
 - ⑤ 下地用構造用合板を設置 (目地部分にコンクリートが漏れぬようコーキング)
 - ⑥ RC 床版の配筋
 - ⑦ コンクリートの打設
 - ⑧ コンクリートの十分な養生期間後、サポート (支柱) を撤去
- なお、④の根太と⑤の合板は RC 床版の型枠であり、構造的には期待していない。

付図 2 施工概念図

付録 4: コンクリートのヤング係数

コンクリートのヤング係数は以下の式を用いて計算した。

$$E_c=3.35 \times 10^4 \times (\gamma/24)^2 \times (F_c/60)^{1/3} \quad \text{付 8)}$$

F_c はコアの圧縮強度試験結果の値を用い、 γ は 24kN/m^3 とした。

付録 5: 合成ばりが一体化している場合の中立軸と耐力の算出

耐力は、平面保持の仮定が成り立ち、RC 床版内の鉄筋は考慮しないとして算出した。RC+W と RC+W+S は、集成材と RC が基準強度に達し、中立軸が床版下端にある時を想定して圧縮合力と引張合力の大小関係より中立軸の位置を把握した。なお、鋼板の応力状態は、集成材が基準強度に達した時の鋼板下端の応力度より塑性状態を仮定した。その結果、圧縮合力が大きくなったため、中立軸は RC 床版内にあるとした。次いで、断面内の圧縮合力と引張合力が相等しくなることを用い、中立軸を算出した。なお、RC の応力状態は弾性状態としている。これは、中立軸が床版下端にあり RC の圧縮縁が基準強度、弾性状態と仮定した時に引張合力と釣り合う RC の

幅を求めたところ本試験体の RC 床版の幅が大きかったためである。そして、外力と断面応力の釣り合いより破壊モーメント M_u を算出した。RC+W、RC+W+S の断面応力図を付図 3、4 に、中立軸をそれぞれ付 9)、付 11) 式に、 M_u をそれぞれ付 10)、付 12) 式に示す。W0+S の中立軸は、一体化されていると仮定し塑性性を考慮せずに等価断面の図心として算出した。そして、集成材下端が破壊するとして破壊モーメント M_u を算出した。なお、集成材上端、鋼板の応力状態は、集成材上端と鋼板上端は塑性状態、鋼板下端は弾性状態と仮定した。断面応力図を付図 5 に、中立軸を付 13) 式に、 M_u を付 14) 式に示す。なお、算出式は、本試験体と同様な断面応力の釣り合い時に成立つ。

$$x_n = (-n_1 b d + \sqrt{(n_1 b d)^2 + B n_1 b d (t + D)}) / B \quad \text{付 9)}$$

$$M_u = \frac{w \sigma_t B x_n^3}{3 n_1 (D - x_n)} + \frac{w \sigma_t b \{ (D - x_n)^3 - (t - x_n)^3 \}}{3 (D - x_n)} \quad \text{付 10)}$$

$$x_n = \frac{(-n_1 (f_s b_s h + w \sigma_t (b d - b' d')) + \sqrt{\{n_1 (f_s b_s h + w \sigma_t (b d - b' d'))\}^2 - w \sigma_t B n_1 (2 f_s b_s h D + w \sigma_t (b d - b' d') (t + D))}) / B}{\quad} \quad \text{付 11)}$$

$$M_u = \frac{w \sigma_t B x_n^3}{3 n_1 (D - x_n)} + f_s b_s h (t - x_n + \frac{h}{2}) + \frac{w \sigma_t (b d - b' d' + b (t - x_n)) (D - x_n)}{3} - \frac{w \sigma_t b (t - x_n)^3}{3 (D - x_n)} \quad \text{付 12)}$$

$$x_n = \frac{b d^2 + (n_2 b_s h - b) h^2}{2 (b d^2 + (n_2 b_s h - b) h)} \quad \text{付 13)}$$

$$M_u = \frac{F_{cw} (b - b') x_n^2}{2} + \frac{f_s b_s x_n^2}{2} + \frac{n_2 w \sigma_t b_s (h - x_n)^3}{3 (d - x_n)} + \frac{w \sigma_t (d - x_n) (b (d - x_n) - b' (d' - x_n))}{3} \quad \text{付 14)}$$

ここで、 n_1 は集成材のヤング係数 E_w とコンクリートのヤング係数 E_c の比 (E_w/E_c)、 n_2 は鋼板のヤング係数 E_s と集成材のヤング係数比 (E_s/E_w)、 $w \sigma_t$ は集成材の曲げ強度、 f_s は鋼板の降伏応力度、 F_{cw} は集成材の曲げ強度を表す。また、合成ばりが分離している場合の破壊荷重 P_0 を、構成要素の破壊荷重の加算値として同様に算出した。その際、RC はコンクリートが破壊する場合と鉄筋が破壊する場合を算出し、小さい方を破壊荷重とした。

付図 3 RC+W の断面応力図

付図 4 RC+W+S の断面応力図

付図 5 W0+S の断面応力図