ガラス繊維強化ナイロン樹脂を用いた合理化軸組工法 (第1報) ドリフトピン接合の基本的な静的せん断特性*1

内迫貴幸*2, 徳田迪夫*2

Rational Timber Frame Structure Jointed with Glass Fiber Reinforced Nylon Plate I.

Basic shear properties of a drift-pin joint to static loads*1

Takayuki UCHISAKO*2 and Michio TOKUDA*2

In order to develop a rational joint system in traditionally joined timber frame structures, we designed a new drift-pin joint composed of a steel pipe drift-pin with a glass-fibre-reinforced nylon (GFRP) plate inserted into a slit of the timber. Lateral resistance tests of the joint with a single drift-pin were conducted to evaluate the effects of drift-pin shape on maximum and yield loads. These properties were compared with a common drift-pin joint with a steel plate. The joint with a nylon plate had 60% of the stiffness, 90% of the maximum load and 90% of the yield load as compared to a steel plate. Both nylon and steel plate joints with steel pipe drift-pins had 80% of the lateral strength of common drift-pins. Maximum and yield loads of nylon plate joints with steel pipe drift-pins under reversed cyclic loads were equivalent to those under monotonic loads, and no failure of nylon plate had occurred under reversed cyclic loads at the yield resistance level after 150 cycles.

Keywords: lateral resistance, nylon plate, steel pipe drift-pin.

木造軸組工法の接合部の合理化を目的として、ガラス繊維強化ナイロン樹脂を挿入型のプレートとして用いるドリフトピン接合を考案した。この接合部のせん断試験を行い、ドリフトピンの形状が最大荷重や降伏耐力におよぼす影響を検討するとともに、鋼板挿入型の接合部と比較した。ナイロンプレートを用いた接合部のせん断性能は、鋼板を用いた場合と比較すると、初期剛性は60%、最大荷重は90%、降伏点荷重は90%であった。ナイロンプレートあるいは鋼板を用いた接合部では、どちらの場合も鋼管製ドリフトピンを用いた場合の耐力は通常ドリフトピンを用いた場合の80%であった。ナイロンプレートと鋼管製ドリフトピンの組合せでは、正負繰り返し加力によっても単調加力と同等の最大荷重と降伏点荷重を示した。また、降伏点荷重レベルの正負繰り返し加力においてもナイロンプレートの破壊は認められなかった。

1. 緒 言

鉄製金物を接合部に用いた軸組工法の継手や仕口が、数多く開発されているが、新しい素材が現れてきているにもかかわらず、接合部に限って言えば、鉄以外はほとんど使われてこなかった。中には2階

建ての小規模住宅でも耐震性向上の名目でかなり大型の過剰設計とも思われる金物もしばしば見られる。軽微な住宅の接合や、仮設住宅の接合部には必ずしも重厚な鉄製の接合は必要ない。しかも2000年の建築基準法の改正で材料、構造等が仕様規定から性能規定へと大幅に変化し、所定の性能を満たせば、新材料や新工法が以前より積極的に利用可能となった。接合部の素材としてはFRP板^{1,2)}、強化LVL³⁻⁵⁾や圧縮木材⁶⁾を用いたものがあり、鉄製以外でも要求性能を満たせば十分に使用が可能である。

鉄は剛性、強度、粘りにおいて優れた性質を持っていて、接合に最適である。しかし一方で、重量が

*1 Received January 24, 2008; accepted October 1, 2008. 本研究の一部は第53回日本木材学会大会(2003年3月, 福岡)において発表した。

*2 三重大学大学院生物資源学研究所 Graduate School of Bioresources, Mie University, Tsu 514-8507, Japan

大きい、錆びやすい、火災に弱い、複雑な形状を作るにはコストがかかるなどの欠点も有している。本研究は施工が簡便で、コストが安く、かつ性能の優れた2階建て程度の住宅の接合部を対象として、ガラス繊維強化ナイロン樹脂の利用を考えた。これは電気・電子部品や自動車部品など、各種の機械部品として実績のあるもので、熱に弱いなどの欠点があるものの、軽くて強く、作業性が良い上、大量生産をすることにより低価格で生産できるという利点を有している⁷⁾。本研究では繊維強化ナイロン樹脂接合の実用化を目指して、まず手始めとして、ナイロン樹脂製のプレートとドリフトピンを用いたプレート挿入型接合部のせん断試験を行い、鉄製の接合具との比較を試みた⁸⁻¹¹⁾。

2. 実 験

2.1 ガラス繊維強化ナイロン樹脂プレートの物性

本試験で用いたナイロン樹脂は、ナイロン6樹脂ガラス繊維45%強化材（ナイロン樹脂（ポリアミド樹脂）“アミラン” CM1011G-45；東レ（株））である。これは、アミド基（-CONH-）結合を持つ熱可塑性エンジニアリングプラスチックで、ナイロン6にガラス繊維を重量比で45%添加したものである。ナイロン6はε-カプロラクタムの重合で製造され、融点は215~225℃であり、吸湿率（平衡吸湿率1.9%）は大きいが強靱で、物性と価格のバランスがよくとれた樹脂である。しかし、高強度、強靱性のナイロン樹脂でも、そのままでは接合部を構成する材料としては強度面で金属材料に及ばないので、ナイロン樹脂のもつ種々の特性を生かしながら、さらに金属材料に近い特性を付与するためにガラス繊維を混入した。ガラス繊維はナイロン樹脂と比べて比強度、ヤング率が10~20倍大きく、線膨張率はナイロン樹脂の約1/20で吸水率はほぼゼロであり、熱、薬品（アルカリを除く）に対する耐性が大きいという特徴がある。これをナイロン樹脂に配合することにより強度が向上し、金属代替用途に使用可能となる。しかし一方でガラス繊維の配合により破断伸びが小さくなり、ガラス繊維自身をもつ強い異方性により成形時に流動配向を起こし、成形品のそりが生じやすいなどの問題を抱えている⁷⁾。Table 1にナイロン樹脂プレートの主な物性値を示した。

2.2 実験の概要

実験はプレート挿入型のドリフトピン接合部を使って、静的2面せん断試験と両振り繰返し2面せん断試験の2種類を行った。前者は木材の繊維方向に平行加力（Fig. 1）と直交加力（Fig. 2）を、後者

Table 1. Material properties of GFRP at room temperature (23°C).

Properties	Condition	
	dry	1.9% wet
Glass content	45% by weight	
Density (g/cm ³)	1.5	
Melting point (°C)	225	
Tensile strength (MPa)	205	130
Bending strength (MPa)	340	210
Bending elastic modulus (GPa)	13.8	8.1
Yield strength in compression (MPa)	190	120
Shear strength (MPa)	95	75

Fig. 1. Lateral resistance tests of drift-pin joints in parallel to the grain loading.

Note: GFRP: Glass fiber reinforced plastic, t : 13 mm for 12 mm-thickness GFRP plate or 7 mm for 6 mm-thickness steel plate

は平行加力のみを行った。3点曲げ型の直交加力には接合部を一端に配置する方法^{12,13)}があるが、ここでは柱-土台接合に用いた場合を想定し、両端を単純支持した中央の接合部に加力した¹⁴⁾。主材は105×105 mmのスギ、ベイマツ、ベイマツ集成材（E120-F375）の3種類で（両振り試験はベイマツ集成材のみ）、側材プレートには12 mm厚のナイロン樹脂板と、6 mm厚の鋼板の2種類を使った。ドリフトピンは、直径12 mmの丸鋼（SS400）2種類（SP, DP）と中空の鋼管（STKM11A相当、肉厚2.2 mm, PP）で、SPとPPタイプには施工時の緩みを防止

Fig. 2. Lateral resistance tests of drift-pin joints in perpendicular to the grain loading.

Note: GFRP: Glass fiber reinforced plastic, t : 13 mm for 12 mm-thickness GFRP plate or 7 mm for 6 mm-thickness steel plate

するためのネジ加工が施されている (Fig. 3)。一般的なドリフトピンである DP タイプは、試作 SP タイプの数が不足したため、SP の代替として繰り返し試験に用いた。主材は木材の中央部にプレート厚 +1 mm のスリット加工を施し、ここに繊維強化ナイロン樹脂プレート、または鋼板を挿入してドリフトピン 1 本で接合した。なお試験体の縁距離、端距離等は木質構造設計規準に準拠した¹⁵⁾。

Fig. 3. Detail of three types of drift-pin.

2.3 静的 2 面せん断試験

Table 2 に試験体の種類を示した。平行加力は、主材を試験機の治具に固定し、プレートを上方に引っ張った。一方直交加力は主材をスパン 240 mm で支持し、プレート上端に圧縮力を加えた。いずれも試験機のクロスヘッドスピードを 2~5 mm/min と

Table 2. Specification of test specimens under monotonic loading.

Test specimen	Joint type		Species of timber	Density (g/cm ³)	MC (%)	Loading direction	Number of specimens
	Plate	Drift-pin					
N-SP-SU- $\nearrow$	GFRP	SP	Sugi ^{a)}	0.43	16.3	Parallel to the grain	6
N-PP-SU- $\nearrow$		PP		0.43	15.8		
N-SP-DF- $\nearrow$		SP	Douglas fir ^{b)}	0.55	21.7		
N-PP-DF- $\nearrow$		PP		0.55	22.7		
N-SP-GL- $\nearrow$		SP	Glulam (Douglas fir)	0.64	21.8		
N-PP-GL- $\nearrow$		PP		0.58	19.8		
S-SP-GL- $\nearrow$	Steel	SP	Glulam (Douglas fir)	0.61	21.0	Perpendicular to the grain	6
S-PP-GL- $\nearrow$		PP		0.61	21.3		
N-SP-SU- $\perp$	GFRP	SP	Sugi ^{a)}	0.46	17.7		
N-PP-SU- $\perp$		PP		0.43	16.0		
N-SP-DF- $\perp$		SP	Douglas fir ^{b)}	0.52	18.5		
N-PP-DF- $\perp$		PP		0.55	20.0		
N-SP-GL- $\perp$		SP	Glulam (Douglas fir)	0.54	17.2		
N-PP-GL- $\perp$		PP		0.63	23.8		
S-SP-GL- $\perp$	Steel	SP	Glulam (Douglas fir)	0.56	18.2		
S-PP-GL- $\perp$		PP		0.59	19.8		

Legend: MC: Moisture content, GFRP: Glass fiber reinforced plastic

a): *Cryptomeria japonica*, b): *Pseudotsuga menziesii*

し、主材-プレート間の相対変位を測定した。試験は破壊まで行った。

2.4 両振り繰り返し2面せん断試験

Table 3 に試験体の種類を示す。加力方法は単純繰り返し（試験1）と繰り返し疲労（試験2）の2種類があり、静的2面せん断試験の平行加力で求めた降伏点（ P_{y0} , δ_{y0} ）を基準として、以下のように加力スケジュールを設定した。

1) 試験1（単純繰り返し試験）：加力は変位制御とし、折り返しの変形レベルを徐々に上げながら正負の繰り返しを各1回ずつ行い、繰り返しによる剛性や残存耐力の低下を調べた。すなわち δ_{y0} を目標降伏点変位とし、 $0 \rightarrow \pm \delta_{y0}/4 \rightarrow \pm \delta_{y0}/2 \rightarrow \pm \delta_{y0} \rightarrow \pm 2\delta_{y0} \rightarrow \pm 4\delta_{y0} \rightarrow \pm 8\delta_{y0}$ として順次変形レベルを上げながら各1回ずつ折り返し、最後に正方向（引張り）で破壊または $16\delta_{y0}$ に達するまで加力を続けた。本試験の場合、各試験体の δ_{y0} は、Table 3 に示した呼称で N-PP=2.11 mm, N-DP=1.88 mm, S-PP=1.40 mm, S-DP=1.26 mm とした。

2) 試験2（繰り返し疲労試験）：加力は荷重制御で行い、目標降伏点荷重 P_{y0} を正負多数回負荷した場合の接合部の疲労特性を調べた。加力スケジュールは2種類で、荷重レベル P_{y0} で正負50回の繰り返し、または $P_{y0}/3$, $2P_{y0}/3$, P_{y0} の3段階で荷重レベルを上げながら正負各50回ずつ計150回繰り返した。いずれも加力スケジュールの終了後に正方向（引張り）加力で破壊し、残存耐力を求めた。なお目標降伏点荷重は、同一等級のペイマツ集成材を用いた1方向せん断試験の結果の内、降伏点荷重の最も小さかった試験体に統一し、 $P_{y0}=14.7$ kN（1500 kgf）とした。

3. 結果と考察

3.1 繊維方向2面せん断試験

繊維平行方向加力試験体の荷重-相対変位の関係を Fig. 4 に、これを完全断塑性モデル化して求めた特性値の計算結果を Table 4 に示した。なお完全断塑性モデルの誘導は、最大荷重の10, 40, 90%の荷重値を基準にとる方法に従った¹⁶⁾。いずれの試験体も破壊はドリフトピン差し込み穴から材端に達する主材の割裂で、ナイロン樹脂の破断は見られなかった。履歴曲線の形状は、プレートの種類によらずほぼバイリニアに近く、鋼管（PP）の場合、降伏後の荷重増加率は小さいが、変形能が大きい。特に主材密度の小さいスギでは、ドリフトピン（鋼管）が曲げ降伏とともに主材中にめり込み、割裂破壊を生じにくかったと考えられる。全ての試験体について、主材密度と降伏点荷重（ P_y ）の関係を見ると（Fig. 5）、ナイロン樹脂を用いた場合、降伏点荷重（ P_y ）は主材密度にほぼ比例し、ドリフトピンの種類によらず傾きはほぼ一定であった。すなわち、いずれのドリフトピンを用いても主材密度から降伏点荷重を推定することが可能である。なお、主材が集成材の場合について荷重特性値（平均値）を比較すると、ドリフトピンの種類によらず、ナイロン樹脂プレート（12 mm 厚）は鋼板（6 mm 厚）より、最大荷重（ P_{max} ）、降伏点荷重（ P_y ）ともに約10%程度低下し、初期剛性（ K ）は約60%にとどまった（Fig. 6）。また、鋼管（PP）は丸鋼（SP）に比べ最大荷重で約20%、初期剛性では10~15%程度小さい。ドリフトピンはボルトと比較してローブ効果が期待できないため、最大荷重は降伏耐力とほぼ同じになるが¹⁵⁾、本試験の場

Table 3. Specification of test specimens under reversed cyclic loading.

Test specimen (Glulam)	Joint type		Load type		Number of specimens	Density (g/cm ³)	MC (%)
	Plate	Drift-pin	Number of cycles	Control			
N-DP-C6	GFRP	DP	6	Yield displacement ^{a)}	6	0.59	14.3
N-PP-C6		PP	6		6	0.60	14.9
N-PP-C50			50	Yield load ^{b)}	1	0.58	21.0
N-PP-C150			150	Yield load ^{c)}	1	0.55	11.5
S-DP-C6	Steel	DP	6	Yield displacement ^{a)}	3	0.61	13.7
S-PP-C6		PP	6		3	0.60	14.2
S-PP-C50			50	Yield load ^{b)}	1	0.56	16.0
S-PP-C150			150	Yield load ^{c)}	1	0.56	14.0

Legend : MC : Moisture content, GFRP : Glass fiber reinforced plastic

Note : a) : Displacement-controlled loads at six displacement levels ($\pm 1/4\delta_{y0}$, $\pm 1/2\delta_{y0}$, $\pm \delta_{y0}$, $\pm 2\delta_{y0}$, $\pm 4\delta_{y0}$, $\pm 8\delta_{y0}$) were applied, where δ_{y0} is yield displacement obtained in the monotonic loading test.

b) : 50 sets of cyclic loads at yield resistance level obtained in the monotonic loading test were applied.

c) : 150 sets of cyclic loads at yield resistance level obtained in the monotonic loading test were applied.

Fig. 4. Load-slip curves of drift-pin joints in parallel to the grain loading (monotonic).

合, 主材樹種や接合方法によらずおよそ1.5倍程度であった。

3.2 繊維直交方向2面せん断試験

主材の繊維直交方向加力による荷重-相対変位曲線を Fig. 7 に示した。これを見ると, 繊維平行方向加力と比べ降伏点荷重が不明瞭であるが, 同一の接合方法では, 主材がスギの場合を除き繊維方向加力と最大耐力に大きな差は認められない (Table 4)。スギの場合直交方向は繊維平行加力の約1.2倍となり, 主材密度の違いによる耐力差に比べ, プレートやドリフトピンの違いによる差は極めて小さかった。特にドリフトピンに鋼管 (PP) を用いた場合, ナイロン樹脂プレートは鋼板と同等の性能を示した (Fig. 6)。破壊はいずれの試験体もドリフトピン差し込み穴で主材が割裂し, ナイロン樹脂の破損は見られなかった。加力方向の違いによる強度特性値の

大小関係を Fig. 8 に示す。鋼板に比べナイロン樹脂プレートを用いた場合, 加力方向の違いによる差が小さい。なお, 繊維直交加力の場合, 最大荷重は降伏耐力の約1.7~1.8倍であった。

3.3 両振り繰り返し2面せん断試験

Fig. 9 に繊維平行方向加力における正負繰り返し試験の荷重-相対変位関係を示した。単純繰り返し試験においては, 試験結果の包絡線を3または6体について同一グラフ上に示してある。単純繰り返し加力 (試験1) における接合部の破壊は, ①木材の割れ (ドリフトピン孔の割れ裂き), ②ドリフトピン中央の破断, ③プレートのピン差し込み孔端部の破断, およびこれらが複合した破壊形態を示した。複合破壊を+記号で表した場合, それぞれの試験体数は, N-DP (①3体, ②1体, ③2体), N-PP (①+②6体), S-DP (①2体, ①+②1体), S-PP (①+②1体, ②2体) となる。ナイロン樹脂プレートは丸鋼との組み合わせ (N-DP) で2体破損し (内1体は加力治具側の取付け孔) たが, その他はドリフトピン差し込み孔が数mm程度広がるにとどまった。また, ドリフトピンは丸鋼 (DP) で4体, 鋼管 (PP) では全ての試験体で破断が見られた。鋼管ドリフトピンの場合, ピンの変形は曲げと同時にプレート接触部での断面の扁平化が起こるため, 繰り返しにより丸鋼より破断し易いと考えられる。全ての試験体について破壊したループの正方向加力 (引張り) から包絡線を描き, これを完全弾塑性モデル化した特性値を Table 5 にまとめて示す。ナイロン樹脂プレートは丸鋼 (DP) を使用した場合, 鋼板に最大荷重, 降伏点荷重, 初期剛性ともに及ばないが, 鋼管を使用した場合, 両プレートは最大荷重や降伏点荷重では同程度の値が得られる。一方鋼管 (PP) は, プレートの種類によらず丸鋼の70~90%の耐力しか示さないが, 初期剛性では上回った。単調加力におけるドリフトピンには, いずれも端部に同じネジ加工 (SP, PP) が施され, 繰り返し試験に用いた丸鋼 (DP) は加工されていないことを考えると, ネジ加工が加力初期にボルト接合における締付けに似た効果を及ぼしたことが考えられる。丸鋼 (DP) を用いた試験体でナイロン樹脂自身の破損が認められたことから, ナイロン樹脂プレートには鋼管 (PP) を用いた方が有利と考えられた。そこでベイマツ集成材 (E120-F375) を用いて, 種々の組み合わせで降伏点荷重レベルで50サイクル, または降伏点荷重の1/3, 2/3, 1レベルで各50回ずつ計150サイクルの加力を繰り返した (繰り返し疲労試験)。試験体はその後破壊し, 残存耐力を鋼板の

Table 4. Characteristic values defined by the perfect bilinear assumption in the lateral resistance test under monotonic loading.

Joint type	P_{max} (kN)		K (kN/mm)		P_y (kN)		P_u (kN)		μ		P_t (kN)
	ave.	C.V. (%)	ave.	C.V. (%)	ave.	C.V. (%)	ave.	C.V. (%)	ave.	C.V. (%)	
N-SP-SU- $\sim$	18.92	6.7	7.08	22.0	12.46	5.5	18.45	5.4	7.30	30.6	10.86
N-PP-SU- $\sim$	15.07	7.2	6.87	21.8	10.48	15.4	14.67	8.7	12.16	18.7	8.35
N-SP-DF- $\sim$	24.67	4.3	9.01	18.4	15.83	6.1	23.94	4.6	8.28	24.7	13.59
N-PP-DF- $\sim$	20.33	6.6	8.28	10.0	13.37	13.2	19.14	8.0	11.50	25.0	9.26
N-SP-GL- $\sim$	28.94	7.6	8.74	20.7	18.05	12.0	27.33	6.1	5.90	22.4	12.97
N-PP-GL- $\sim$	22.81	5.7	8.11	15.7	15.01	11.3	21.36	5.4	8.51	31.4	11.06
S-SP-GL- $\sim$	31.17	9.3	15.24	24.3	19.96	16.1	29.48	8.0	9.51	36.8	12.43
S-PP-GL- $\sim$	24.43	8.0	12.91	21.6	15.53	13.5	22.92	9.2	13.24	26.7	10.62
N-SP-SU- $\perp$	22.39	7.4	4.83	22.6	12.57	7.4	19.53	6.3	3.46	23.2	10.40
N-PP-SU- $\perp$	18.41	5.5	4.18	22.5	10.87	5.3	16.38	6.2	7.53	17.0	9.54
N-SP-DF- $\perp$	23.72	5.5	6.35	26.3	12.96	6.8	20.63	5.9	4.45	24.3	10.90
N-PP-DF- $\perp$	19.78	3.6	4.85	19.3	10.72	13.3	17.64	3.9	7.59	22.6	7.40
N-SP-GL- $\perp$	29.10	2.6	7.24	26.3	16.64	2.8	25.05	4.8	6.20	28.4	15.54
N-PP-GL- $\perp$	25.19	6.5	7.43	13.6	14.72	3.3	22.23	5.3	9.46	21.1	13.57
S-SP-GL- $\perp$	30.53	4.4	10.79	16.2	17.85	5.9	26.58	5.0	7.13	13.6	15.38
S-PP-GL- $\perp$	25.43	7.9	7.00	24.2	14.62	7.1	22.34	6.4	7.64	29.5	12.20

Legend : P_{max} : Maximum load, K : Stiffness, P_y : Yield strength, P_u : Ultimate strength, μ : Ductility factor, P_t : Allowable strength

Fig. 5. Relationship between density of wood and yield strength (P_y) in lateral resistance tests parallel to the grain.

場合と比較した。Fig. 10に繰り返し回数とスリップの関係を示した。なお相対スリップ量は、いずれも同一ループにおける正負スリップ量の平均値で表し、降伏点荷重は試験体によらず一定 ($P_{y0}=14.7$ kN) とした。繰り返し過程における変形履歴を比べると、降伏点荷重レベルで50回程度の繰り返しでは変形の増加率に大きな差は認められなかった。ただし予め4.9 kN ($P_{y0}/3$), 9.8 kN ($2 \cdot P_{y0}/3$) レベルで

Fig. 6. Ratio of yield strength (P_y), maximum load (P_{max}) and stiffness (K) in lateral resistance tests between nylon and steel plate with glulam.

各50回の繰り返しを経た場合、ナイロン樹脂プレートの変形増加率は鋼板より大きくなった。繰り返し加力後の荷重-変形の履歴を完全弾塑性モデル化し、強度特性値を求めた結果 (Table 5) を見ると、最大荷重や降伏点荷重に繰り返しの影響はほとんど見られない。最大荷重は繰り返し回数によらず降伏耐力の約1.5倍で、鋼板と鋼管製ドリフトピンを用いた組み合わせのみ約1.2倍にとどまった。すなわちナイロン樹脂プレートを用いた接合部は、降伏点荷重

Fig. 7. Load-slip curves of drift-pin joints in perpendicular to the grain loading (monotonic).

付近の極めて大きな両振り繰り返し荷重を受けても、耐力的には大きな問題はないと考えられる。

3.4 ヨーロッパ型降伏理論による降伏耐力の検討

木質構造設計規準によれば鋼板挿入型ドリフトピン接合の降伏耐力（以下 EYT 式）は、接合具を完全弾塑性体とみなし、幾何学的な降伏点の数に応じて以下の式で表される P_y の内、最小値が採用される。

$$P_y = l \cdot d \cdot F_e \quad (\text{Type-I})$$

$$P_y = l \cdot d \cdot F_e \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{16M_y}{l^2 \cdot d \cdot F_e}} - 1 \right] \quad (\text{Type-II})$$

$$P_y = d^2 \cdot F_e \cdot \sqrt{\frac{16M_y}{d^3 \cdot F_e}} \quad (\text{Type-III})$$

ここで、 P_y は接合部の降伏耐力、 M_y はドリフト

Fig. 8. Ratio of yield strength (P_y), maximum load ($P_{\max}$) and stiffness (K) in lateral resistance tests between parallel (//) and perpendicular (⊥) to the grain.

ピンの降伏モーメント、 F_e は主材（木材）の支圧強度、 l は主材厚、 d はドリフトピンの直径である。また降伏モーメント M_y は、鋼材の基準強度 F ($= 235 \text{ N/mm}^2$) と塑性断面係数 Z_p (丸鋼)、 Z_p' (鋼管) から以下の式で求めた¹⁷⁾。

$$M_y = F \cdot Z_p$$

$$Z_p = \frac{d^3}{6} \quad (\text{丸鋼}),$$

$$Z_p' = Z_p \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{2t}{d} \right)^3 \right] \quad (\text{鋼管}; t \text{ 肉厚})$$

本試験の場合、主材の支圧強度をスギ17.7 (N/mm^2)、ベイマツ22.2 (N/mm^2)、ベイマツ集成材30 (N/mm^2)^{18, 19)}として降伏耐力を求めると、全ての試験体で TYPE-II の降伏モードであった。なおナイロン樹脂は木材の2倍以上の圧縮強さを持つため、計算には鋼板同様プレート自身の変形を無視した。Fig. 11に実験結果と計算結果の比の値を示す。これを見ると、完全断塑性モデルにより求めた降伏点荷重は、降伏理論に基づく EYT 式によって求めた降伏耐力とよく一致することがわかる。特にナイロン樹脂を用いた場合、繰り返しの有無によらず、実験結果は計算結果とほぼ一致した。鋼板と鋼管製ドリフトピンの組み合わせで一部の計算値が実験結果を少し上回ったが、いずれも最大荷重は降伏耐力の1.3倍以上が得られた。木質構造限界状態設計指針(案)・同解説²⁰⁾によれば、終局限界耐力と降伏耐力の比である耐力割増し係数 K_w は、鋼板挿入型の場合、ボルト接合で $K_w = 1.2$ 、ドリフトピン接合で $K_w = 1.0$ であることを考えると、ナイロン樹脂

Fig. 9. Load-slip curves of drift-pin joints in parallel to the grain loading (cyclic).

Fig. 10. Variations of slip with respect to the number of loading cycles.

Table 5. Characteristic values defined by the perfect bilinear assumption in the lateral resistance test under cyclic loading.

Joint type	$P_{\max}$ (kN)		K (kN/mm)		P_y (kN)		P_u (kN)		μ		P_l (kN)
	ave.	C.V. (%)	ave.	C.V. (%)	ave.	C.V. (%)	ave.	C.V. (%)	ave.	C.V. (%)	
N-DP-C6	28.44	5.7	5.46	22.5	17.68	7.4	25.98	6.0	4.19	29.0	14.63
N-PP-C6	25.31	6.2	7.33	26.3	16.40	7.7	23.53	5.4	4.87	21.7	13.44
N-PP-C50	27.89	—	5.07	—	16.82	—	25.86	—	7.60	—	—
N-PP-C150	27.43	—	5.25	—	17.24	—	26.29	—	5.57	—	—
S-DP-C6	32.30	2.7	7.34	9.6	21.38	16.6	28.77	3.9	3.31	18.5	13.08
S-PP-C6	23.55	3.6	8.87	16.7	14.75	10.6	21.83	4.5	4.93	8.0	11.11
S-PP-C50	25.59	—	9.11	—	19.85	—	23.15	—	2.47	—	—
S-PP-C150	28.66	—	7.14	—	17.42	—	26.97	—	5.21	—	—

Legend: $P_{\max}$: Maximum load, K : Stiffness, P_y : Yield strength, P_u : Ultimate strength, μ : Ductility factor, P_l : Allowable strength, The values were defined by the monotonic loading test conducted after the end of the last series of cycles.

Fig. 11. Ratio of yield strength of calculated result ($P_y(\text{cal})$) to experimental resistance ($P_y(\text{exp})$) in lateral resistance tests parallel to the grain.

プレート, 鋼管製ドリフトピンともに実用に十分な耐力を有することがわかった。

4. 結 論

繊維強化ナイロン樹脂プレートおよび鋼板を, 丸鋼や鋼管製のドリフトピンと組み合わせたプレート挿入型接合部のせん断試験を行い, 以下の結論が得られた。

1. ナイロン樹脂プレートを用いた接合部のせん断性能は, 鋼板を用いた接合部と比較すると, 初期剛性で60%, 最大荷重, 降伏点荷重は90%あり, 接合部として実用十分な耐力を有する。
2. ナイロン樹脂プレートまたは鋼板を用いた接合部に, 鋼管製のドリフトピンを用いた場合の耐力は, いずれも通常のドリフトピンを用いた場合の80%であった。
3. ナイロン樹脂プレートと鋼管製ドリフトピンの組合せでは, 正負繰り返し加力によっても単調加力と同等の最大荷重と降伏点荷重を示した。また, 降伏点荷重レベルでの正負繰り返し加力においてもナイロン樹脂プレートの破壊は認められなかった。鋼板と丸鋼の組み合わせよりも強度がやや劣るが, 粘り強い接合部を作ることが可能であった。

5. 謝 辞

本研究を進めるに当たり, サンケンホーム(株)の辻孝年氏および東レ(株)のご協力を得ました。ここに記し

て謝意を表します。

文 献

- 1) 原田寿郎, 宮武 敦, 上杉三郎, 藤井 毅: 木材学会誌 **40**(4), 372-379 (1994).
- 2) 宮武 敦, 藤井 毅: 木材学会誌 **41**(4), 380-386 (1995).
- 3) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一: 木材学会誌 **43**(1), 39-45 (1997).
- 4) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一: 木材学会誌 **44**(4), 247-254 (1998).
- 5) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一: 木材学会誌 **46**(1), 37-46 (2000).
- 6) 中田欣作, 小松幸平: 木材学会誌 **53**(6), 313-319 (2007).
- 7) “ポリアミド樹脂ハンドブック”, 福本 修編, 日刊工業新聞社, 東京, 1988, pp. 89-122, 199-204.
- 8) 徳田迪夫, 内迫貴幸: 日本建築学会大会学術梗概集, 関東, 2001, pp. 131-132.
- 9) 徳田迪夫: 第52回日本木材学会大会研究発表要旨集, 岐阜, 2002, p. 237.
- 10) 徳田迪夫, 内迫貴幸: 木材工業 **58**(7), 318-321 (2003).
- 11) 徳田迪夫: 平成13年度科学研究費補助金(基盤研究(C))研究成果報告書, 2003, pp. 1-29.
- 12) 川元紀雄, 小松幸平, 金谷紀行: 木材学会誌 **38**(1), 37-45 (1992).
- 13) Awaludin, A., Smittakorn, W., Hirai, T., Hayashikawa, T.: *J. Wood Sci.* **53**(3), 204-210 (2007).
- 14) 徳田迪夫, 平嶋義彦, 宮越光豊: 木材学会誌 **35**(6), 482-488 (1989).
- 15) 日本建築学会: “木質構造設計規準・同解説”, 日本建築学会編, 丸善, 東京, 1995, pp. 266-271.
- 16) 枠組壁工法建築物設計の手引・構造計算指針編集委員会: “枠組壁工法構造計算指針”, 枠組壁工法建築物設計の手引・構造計算指針編集委員会編, 日本ツーバイフォー建築協会, 東京, 1998, pp. 216-218.
- 17) 黄 権煥, 小松幸平: 木材学会誌 **49**(4), 275-286 (2003).
- 18) 国土交通省: “告示第1024号”, 2001.
- 19) 国土交通省: “告示第1452号”, 2000.
- 20) 日本建築学会: “木質構造限界状態設計指針(案)・同解説”, 日本建築学会編, 丸善, 東京, 2003, pp. 256-261.