

# 高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた鋼木一体化接合部の端距離が割裂耐力に及ぼす影響

# INFLUENCE OF EDGE DISTANCE ON SPLITTING STRENGTH OF STEEL-TIMBER CONNECTIONS USING HIGH-STRENGTH BOLTS AND STEEL PIPES

松岡 舞 ——— \* 1 高木次郎 ——— \* 2  
遠藤俊貴 ——— \* 3

Mai MATSUOKA ——— \* 1 Jiro TAKAGI ——— \* 2  
Toshiki ENDO ——— \* 3

キーワード：  
木造, 実験, 割裂耐力, 端距離

Keywords:  
Timber structure, Experiment, Splitting strength, Edge distance

Splitting strength perpendicular to grain for timbers using connections composed of steel pipes and high-strength bolts was experimentally evaluated. Edge distances influence the splitting strength; however, equations, which evaluate the strength and were developed in Japan and Europe, do not take into account the diameters of the bolts or pipes, nor edge distance. Fracture parameters  $C_r$  obtained in the experiment agreed with an existing equation. Variation of the splitting strength is greater and deformation capacity of the connections is smaller with respect to smaller edge distances.

## 1. はじめに

本研究では、筆者らが提案した木部材の曲げ抵抗継手工法<sup>1)</sup>の接合部における割裂耐力を実験的に評価する。木質構造の接合部耐力は、ボルトやドリフトピンなどの接合金物(以下、「接合具」と呼ぶ)の曲げ降伏耐力や木材の支圧耐力、割裂耐力で決定される。本工法で使用される接合具は径が大きく、同部の曲げ降伏や木材の支圧降伏よりも木材の割裂破壊が支配的である。割裂耐力は端距離(接合具中心から部材端までの距離)に影響を受ける<sup>2)</sup>が、木質構造設計規準・同解説<sup>3)</sup>によると、接合部径の7倍以上の端距離確保を前提とするのみで、端距離の割裂耐力への影響については言及していない。また、同規準では直径12から24mm程度のドリフトピンやボルトを主対象としており、本工法のような太径接合具の端距離に応じた割裂耐力評価法は示されていない。本研究では、一般的な割裂耐力評価法を本工法に適用することの妥当性を評価する目的で、割裂耐力評価方法に関する既往研究調査を行う。そして、割裂耐力評価実験を行い、結果と既往評価方法との比較考察を行う。

## 2. 曲げ抵抗継手の構成

曲げ抵抗継手の構成を図1に示す。鋼板を木材で挟み、図2に示すボルトと鋼管の接合具(「一体化接合具」)を用いて鋼板と木材を一体化する。2種類の径の異なる一般構造用鋼管(STK400)とトルシア型高力ボルトを用い、径が43mmの鋼管(「外側鋼管」)の内側に径が34mmの鋼管(「内側鋼管」)を挿入し、大型座金と両鋼管を高力ボルトで締め付ける。ボルト張力は鋼管が負担し、木材には締め付け力が作用しない機構とする。外側鋼管は内側鋼管よりも1mm材軸方向に長く、ボルト張力導入時には外側鋼管のみが塑性座屈し、直径方向に拡大することで木材との隙間を埋めてガタを解消する。外

側鋼管は座屈後も圧縮力を負担しつつ材軸方向に短くなる。変形が1mm進んだ時点で、内側鋼管に座金が接触して、両鋼管の圧縮力がボルト張力に釣り合う。このような挙動は既往研究<sup>1)</sup>で評価している。また、鋼管による木材接触面への圧力は割裂耐力の約2%であることを確認している<sup>1)</sup>。鋼板が強軸まわりに曲げモーメントを受けた際の局部座屈および横座屈を木材が拘束する。木部材の材端に生じる曲げモーメントは一体化接合部に作用する木材繊維直交方向せん断力として木材から鋼板、鋼板から直列に接続される木材へと伝達される(図1)。本継手工法では鋼板の降伏が先行するように鋼板の板厚を決定することとする。既往研究<sup>1)</sup>においてそれが可能であ

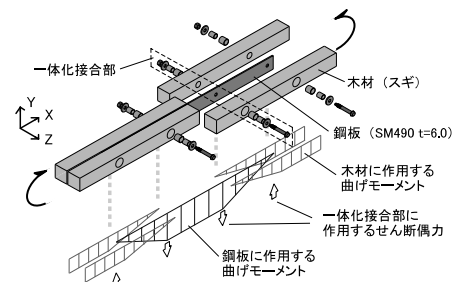


図1 継手構成と曲げモーメント伝達機構

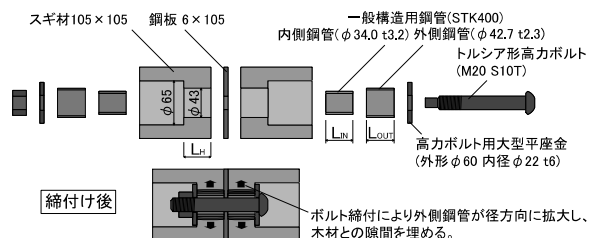


図2 一体化接合部の構成

<sup>1)</sup> オーヴ・アラップ・アンド・パートナーズ・ジャパン・リミテッド 構造エンジニア・修士(工学) (〒150-0031 東京都渋谷区桜丘町24-4 東武富士ビル3F)  
<sup>2)</sup> 首都大学東京都市環境科学研究科 准教授・Ph. D.  
<sup>3)</sup> EQSD 一級建築士事務所 博士(工学)

<sup>1)</sup> Structure Engineer, Ove Arup and Partners Japan Limited, M. Eng.  
<sup>2)</sup> Assoc. Prof., Div. of Architecture and Urban Studies, Tokyo Metropolitan Univ., Ph.D.  
<sup>3)</sup> EQSD Structural Consultants, Dr. Eng.

る事を確認している。しかしながら、鋼板降伏の次に支配的な崩壊形は、木材の割裂破壊であり、脆性的な割裂破壊を回避する上でも同耐力の定量的な評価が重要である。

### 3. 割裂耐力評価に関する既往研究

#### 3.1. 割裂耐力評価式

我国では、木材の割裂耐力算出に「木質構造設計規準・同解説<sup>3)</sup>」(以下、「木規準」)の以下の割裂耐力算出式(以下、「AIJ式」)が用いられることが多い。

$$P_v = 2C_r h_p \sqrt{\frac{h_e}{1-h_e/h}} \quad (1)$$

ここで、 $P_v$ は割裂耐力(N)、 $h_p$ は有効木材幅、 $h_e$ は縁距離、 $h$ は梁せい(mm)、 $C_r$ は割裂破壊パラメータ(N/mm<sup>1.5</sup>)である。AIJ式ではVan der Putら<sup>4)</sup>により提案された破壊力学モデルに基づいた割裂破壊荷重推定式(以下、「EC式」)から割裂破壊パラメータ $C_r$ の算出方法が修正された。EC式ではエネルギー解放率 $G_c$ とせん断弾性係数 $G$ を用いて(2)式より $C_r$ を算出するのに対し、AIJ式では(3)式より密度のみを用いる。EC式で用いられているエネルギー解放率 $G_c$ は材料の原子間の結合力に関する材料定数であるが、導出のための標準的な実験方法や、評価方法が確立されていないことが田中ら<sup>5)</sup>により指摘されている。

$$C_r = \sqrt{GG_c/0.6} \quad (2)$$

$$C_r = 0.03959\rho - 4.438 \quad (3)$$

一方、AIJ式では、安村ら<sup>6,7)</sup>による実験割裂耐力の平均値の評価式(以下、「 $C_r$ 算出式」)が採用されている。従って、 $C_r$ 算出式による $C_r$ を用いて算出する割裂耐力は、耐力下限値ではなく平均値である。ここでは、木材密度 $\rho$ (kg/m<sup>3</sup>)を用いて簡易に割裂破壊パラメータ $C_r$ を算出することが可能であるが、端距離が短い場合への適用可否に関して不明な点が多い。

#### 3.2. 端距離と割裂耐力

割裂耐力は端距離の影響を受けるが、EC式とAIJ式は、端距離や接合具径の関数ではない。木規準<sup>3)</sup>では端距離を接合具径の7倍以上としている。これは、ボルト接合部の耐力評価方法に、ヨーロッパ型降伏理論(以下、「EYT」)に基づく降伏耐力算定式<sup>3)</sup>を用いた場合に、接合部の降伏が先行するための条件である。EYTは接合形式ごとに降伏せん断耐力を規定しており、木材の支圧降伏や接合具の曲げ降伏など各降伏モードにおけるせん断耐力の最小値としている。ただし、端距離と割裂耐力の関係性については言及していない。

J.L. Jensenら<sup>8,9)</sup>は端距離と接合部間距離をパラメータとした割裂耐力評価実験を行い、端距離の増大に伴い割裂耐力がEC式による算出値よりも大きくなる傾向を示した。

神戸ら<sup>10)</sup>は端距離による破壊形式の変化を報告した。端距離が大きい場合はき裂の進展が遅く、小さい場合は速い傾向を示した。EC式とAIJ式による割裂耐力評価では破壊形式の記述はないが端距離を十分に確保することで延性的な破壊を推奨する姿勢が理解できる。

野口ら<sup>2)</sup>は端距離の関数として割裂耐力評価式を提案した。提案式と実験結果の整合性を評価しているが、端距離と縁距離の各パラメータについて試験体2体ずつの実験であり、評価の精度に課題が

ある。また、提案式の適用対象接合具がM16ボルトに限定されており、本一体化接合部の耐力評価に適さない。

澤田・安村ら<sup>11)</sup>は端距離が割裂耐力に及ぼす影響を実験と解析により評価した。端距離に着目した繊維方向のボルト接合部せん断試験と有限要素法を用いた解析を比較し、両者が概ね一致することを確認した。

#### 3.3. 太径接合具を用いた既往接合方法

本一体化接合の接合具径は43mmであり、木質構造で一般的に使用されるボルトやドリフトピンの径に比べ大きい。太径接合具が割裂耐力に与える影響に関する既往研究は少ない。坂田ら<sup>12,13)</sup>は太径接合具の摩擦接合型コネクタを用いたせん断実験を行った。接合具径 $d$ は50mmで、端距離が3dと7dの場合のせん断実験を各3体行った。端距離増大に伴う最大耐力の増大が確認されており、端距離7dでは3dの1.5倍の割裂耐力となった。また、実験より得られた最大耐力はAIJ式で算出した割裂耐力の約1.1から1.4倍であった。

### 4. せん断実験

本一体化接合具の割裂耐力評価に既往耐力評価式を適用する妥当性を確認する目的で、2種類の2面せん断実験を行った。せん断実験その1では割裂破壊パラメータ(以下、 $C_r$ )の傾向を評価し、せん断実験その2では端距離が割裂耐力に与える影響を分析する。実験結果と既往評価式による $C_r$ と割裂耐力を比較する。

#### 4.1. せん断実験その1

##### 4.1.1. 実験概要

安村ら<sup>6,7)</sup>による $C_r$ 算出式((3)式)では、対象接合具径が12から24mmであり、また、同式は端距離15d以上の実験結果<sup>6,7)</sup>に基づく。本研究では、端距離が小さい場合の $C_r$ を評価する。せん断実験その1では、本一体化接合部の $C_r$ を実験より算出し、 $C_r$ 算出式との整合性を評価する。また、端距離を実験の比較変数とし、端距離が $C_r$ に与える影響を分析する。せん断実験その1の試験体形状と寸法を図3に示す。鋼板を木材で挟んだ2面せん断実験である。木材は無等級スギ材とし、鋼板はSS400級鋼材( $t=6\text{mm}$ )を用いた。縁距離は105角木材の中心から縁までの距離を想定し、木材の上端から52.5mmとした。木材下部は6mm厚の鋼板に5本のM12通しボルトで固定した。下側の鋼板と木材の接合部は一体化接合部に比べて耐力が大きくなるように構造用合板を木質床材用接着剤で接着し補強した。油圧式サーボ試験機を用いて、加力速度1.0mm/minで目視により試験体に破壊が確認されるまで繊維直交方向に単調引張載荷した。上側の治具から試験体両側の補強合板の上端までの距離(図3中H1とH2)を測定し、変位の平均を木材と鋼板のずれとした。また、試験機荷重の1/2を接合部1面あたりのせん断力とした。試験体の含水率は10から20%である。端距離を実験変数として、一体化接合部の外側鋼管径 $d$ ( $=43\text{mm}$ )を基準とし、4d、5.5d、7d、8.5dの4種類とした。試験体数は各3体の計12体である。

##### 4.1.2. 実験結果と考察

全ての試験体において、接合部両脇からのき裂進展による破壊を確認した(図4)。端距離4dではき裂発生後に耐力が急激に低下したのに対し、5.5d以上ではき裂発生後材端方向へ徐々にき裂が進展した。実験より得られた最大耐力 $F_u$ 、割裂破壊パラメータ $C_r$ 、試験体密度 $\rho$ を表1に示す。実験より得られた最大耐力から岩崎ら<sup>7)</sup>の提

案による(4)式を用いて  $C_r$  を算出した。

$$C_r = \frac{F_u}{2h_p\sqrt{h_e}} \quad (4)$$

ここで、 $F_u$ は最大割裂耐力(N)、 $h_p$ は有効木材幅、 $h_e$ は縁距離(mm)である。本実験と岩崎らの実験結果より(4)式を用いて算出した  $C_r$  (「 $C_r$  実験値」)と、(3)式を用いて算出した  $C_r$  (「 $C_r$  計算値」)の比較を図5に示す。本実験より得られた  $C_r$  実験値は岩崎らの実験結果と概ね一致した。 $C_r$  実験値は  $C_r$  計算値の1.0から1.7倍であり、算出式は安全側の評価となった。

端距離と  $C_r$  の関係を図6に示す。横軸は端距離、縦軸は  $C_r$  実験値の  $C_r$  計算値に対する比である。端距離5.5dから8.5dでは端距離の増大に伴い  $C_r$  も増大するが、端距離4dでは端距離5.5dと7dより  $C_r$  が大きく、端距離と  $C_r$  の明確な相関は得られなかった。

## 4.2. せん断実験その2

### 4.2.1. 実験概要

せん断実験その2の実験概要を図7に示す。木材はE70級相当のスギ材(105角)で、鋼板はSS400級鋼材( $t=6\text{mm}$ )である。油圧式サーボ試験機を用い、加力速度0.6mm/minで繊維直交方向に単調载荷した。縁距離は木材の上端から52.5mmとした。治具下部から接合部下側までの変位(H1)と、治具下部から鋼板下部までの変位(H2)を測定し、H1とH2の差の平均を接合具の変位とした。試験機荷重の1/2を一体化接合部1面あたりのせん断力とした。载荷は最大耐力の約30%以上耐力が低下するまで行った。実験変数である端距離は一体化接合部径  $d(=43\text{mm})$  を基準とし、2d, 3d, 4.5d, 7d, 9dの5種で、試験体数は各種6体の計30体とした。試験体の含水率は10から25%である。载荷中は目視によりひび割れ進展の様子を確認した。また、使用した木材の材料試験をJISZ2101に準じて行い、縦圧縮強度、横圧縮強度、板目面せん断強度、柃目面せん断強度を確認した。

### 4.2.2. 実験結果と考察

全ての試験体で加力点と反対側の材端方向へき裂が進展する割裂破壊を確認した(図8)。端距離2d, 7d, 9dの一部試験体については変位の測定に不備があったため耐力の情報のみ有効とした。また、3dと4.5dの試験体中の1体は载荷方法に不備があったため無効とした。実験より得られた最大耐力  $P_{max}$ 、試験体密度  $\rho$ 、および割裂耐力への影響が大きいと考えられる板目面せん断強度の平均値  $\tau_{II}$  を表2に示す。

最大耐力  $P_{max}$  と端距離の関係を図9に示す。密度の耐力への影響を評価する目的で、実験で得られた  $P_{max}$  を、(1)式より試験体密度を用いて算出したAIJ式値  $P_v$  で除した値を縦軸とし、端距離を横軸とした。端距離2dから7dで端距離の増加に伴い、割裂耐力が上昇する傾向を確認した。端距離7dと9dでは耐力が概ね一致し、端距離7d以上の場合では耐力が一定値に収束すると推測できる。 $P_{max}$  は、端距離2dでは  $P_v$  の0.8倍であったが、3dで  $P_v$  と概ね一致し、4.5dで  $P_v$  の約1.2倍、7d, 9dで約1.5倍となった。試験体数は十分とは言えないが、ばらつきの評価を試みる。 $P_{max}$  の5%下限値  $P_{u5\%}$  を木規準<sup>3)</sup>に準拠して算出した(表2)。5%下限値は、実験結果を正規分布と仮定した場合の信頼性水準75%における95%下側許容限界値である。算出した  $P_{u5\%}$  を各端距離の最大耐力の平均値  $P_{ave}$  を除した値 ( $P_{u5\%}/P_{ave}$ ) は、端距離3d以上では0.65から0.74であったのに対し、2dでは0.44であり、端距離が小さい方が耐力のばらつきが大きい。

図11に端距離3dと9dの試験体の接合部発生せん断力-変位関係を示す。同図中に、き裂発生時の変位  $\delta_s$  と終局変位  $\delta_u$  を示した。 $\delta_u$  は最大荷重の80%に対応する最大荷重後の変位<sup>14)</sup>である。図10に端距離と  $\delta_u/\delta_s$  の関係を示す。端距離3dの試験体では  $\delta_u/\delta_s$  は

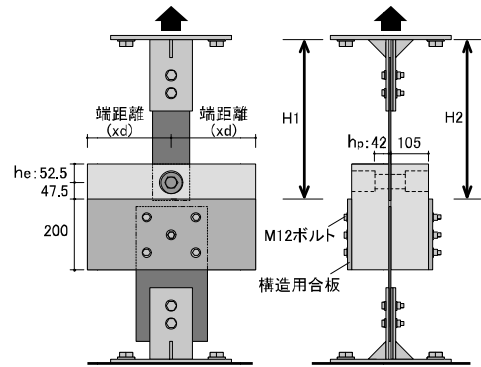


図3 2面せん断実験試験体図

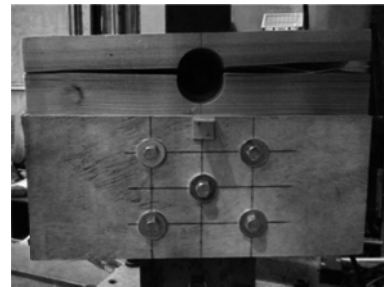


図4 破壊状況(試験体5.5d-b)

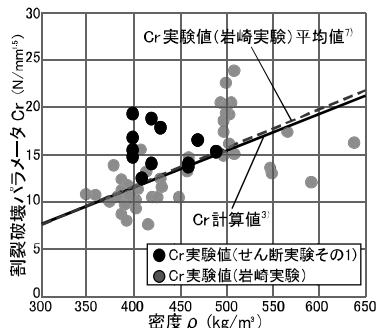


図5 割裂破壊パラメータの比較

試験体	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$F_u$ kN	$C_r$ N/mm <sup>1.5</sup>
4d	a 420	8.6	14.0
	b 400	10.3	16.8
	c 410	7.6	12.5
5.5d	a 400	9.0	14.8
	b 460	8.6	14.0
	c 460	8.4	13.7
7d	a 400	9.5	15.5
	b 490	9.4	15.4
	c 470	10.1	16.6
8.5d	a 420	11.5	18.9
	b 430	10.9	17.9
	c 400	11.8	19.4

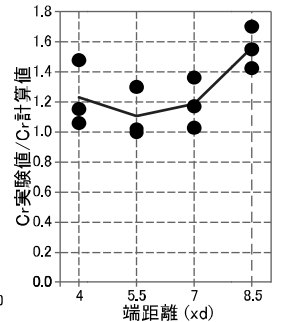


図6 端距離-Cr関係

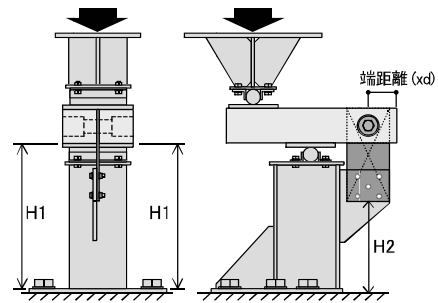


図7 曲げ実験試験体図



図8 破壊状況(試験体4.5d-d)



約 1.7 であったのに対し、端距離 4.5d と 9d ではそれぞれ約 2.3 と約 2.6 となり、端距離の増大に伴いき裂発生後の変形能力が高くなる傾向が確認できた。目視による試験体ひび割れの観察においても、端距離 3d の試験体ではひび割れ発生とほぼ同時に材端までひび割れが進展する脆性的な破壊を確認したのに対し、端距離 4.5d 以上では、接合部まわりのひび割れ発生後の急激な耐力低下を伴わず加力点と反対の材端方向へ延性的にき裂が進展する様子を確認した。

表 2 実験結果

試験体	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$\tau_{LT}$ kN/mm <sup>2</sup>	$P_V$ kN	$P_{max}$ kN	$P_{u5\%}$ kN	$\delta_s$ mm	$\delta_u$ mm
2d	a	540	8.6	14.6	9.1	-	-
	b	540	8.6	14.6	10.9	-	-
	c	440	7.2	11.2	14.1	4.8	-
	d	440	7.2	11.2	14.7	-	-
	e	420	6.4	10.5	9.2	-	-
	f	420	6.4	10.5	7.6	-	-
3d	a	420	6.7	10.5	11.2	0.51	1.10
	b	410	6.7	10.2	12.5	0.80	1.10
	c	430	6.6	10.8	14.6	0.42	0.83
	d	430	6.6	10.8	11.5	0.59	1.02
	e	480	8.5	12.5	11.8	0.44	0.48
	f	460	7.7	12.9	14.5	0.38	1.18
4.5d	a	450	7.7	11.9	16.1	1.04	1.74
	b	400	5.9	11.5	13.0	0.73	1.09
	c	400	5.9	9.8	12.0	0.70	1.45
	d	460	8.1	9.8	15.8	1.11	1.83
	e	510	8.0	11.9	24.2	-	-
	f	470	7.8	13.6	22.1	-	-
7d	a	540	8.5	12.2	18.2	-	-
	b	500	8.1	14.6	21.5	-	-
	c	470	5.9	13.2	20.3	-	-
	d	400	6.6	12.2	14.8	-	-
	e	370	6.3	9.8	14.4	1.22	2.08
	f	430	8.3	8.8	18.8	-	-
9d	a	420	5.8	10.8	13.9	0.73	1.48
	b	380	7.0	10.5	14.4	0.97	2.50
	c	460	5.9	9.1	16.7	-	-
	d	390	6.0	11.9	16.8	-	-
	e	-	-	-	-	-	-
	f	-	-	-	-	-	-

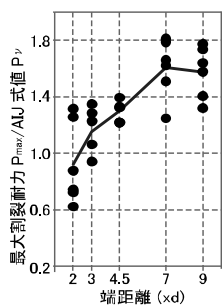


図 9 耐力 - 端距離関係

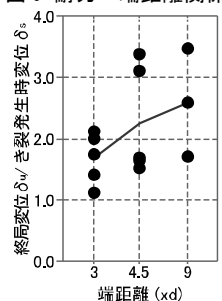


図 10  $\delta_u$  - 端距離関係

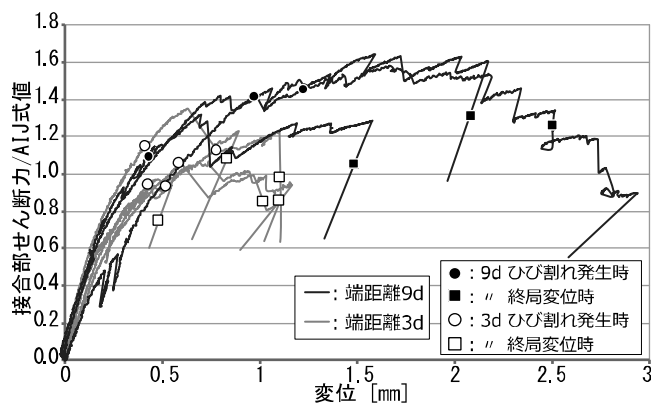


図 11 荷重 - 変位関係

## 5. 結論

本研究では、鋼板を木材で挟み、一般構造用鋼管を木材に挿入し高力ボルトで締め付ける接合法（「一体化接合」）の割裂耐力を実験により評価した。本一体化接合で用いる鋼管は一般的な木造接合の接合具であるボルトやドリフトピンに比べ、径が 43 mm と大きい。本一体化接合への既往割裂耐力評価法の適用の妥当性を評価した。木質構造の接合部における割裂耐力評価に関する既往研究の調査を行い、一体化接合の繊維直交方向せん断力に対する実験を行った。これにより得られた知見は以下の通りである。

(1) 木質構造設計規準・同解説（「木規準」）では端距離を接合金物（「接合具」）径  $d$  の 7 倍（7d）以上確保することを規定している。これは、割裂耐力によって規定されているものではなく、ヨーロッパ

型降伏理論（EYT）に基づく耐力算定式の適用に際して規定されているものである。EYT では、接合具の曲げ降伏、もしくは木材のめり込み降伏が支配的となることを想定しており、割裂破壊は想定されていない。また、本一体化接合のような太径接合具の割裂耐力評価法は存在しない。

(2) 一体化接合具を用いた場合の割裂破壊パラメータ  $C_r$  の評価を目的として、端距離を実験変数とした 2 面せん断実験（せん断実験その 1）を行った。試験体は、端距離 4d, 5.5d, 7d, 8.5d の計 4 種、各 3 体とした。実験結果より導出された  $C_r$  は木規準による  $C_r$  算出式値と概ね一致した。端距離と  $C_r$  の明確な相関は確認できなかった。

(3) 端距離が割裂耐力に与える影響を評価する目的で、端距離を実験変数とした 2 面せん断実験（せん断実験その 2）を行った。端距離は 2d, 3d, 4.5d, 7d, 9d の計 5 種とし、各 6 体ずつ試験を行った。端距離 2d から 7d では端距離の増加に伴い割裂耐力が上昇した。端距離 7d と 9d では耐力が同程度となり、7d 以上で割裂耐力は一定値に収束すると推定できる。耐力のばらつきの評価を目的に、各端距離の最大耐力平均値  $P_{ave}$  の 5% 下限値  $P_{u5\%}$  を木規準<sup>3)</sup> に準拠して算出した。 $P_{u5\%}/P_{ave}$  は端距離 3d 以上では 0.65 から 0.74 となったのに対し、2d では 0.44 となり、端距離が短い方が耐力のばらつきが大きいことを確認した。また、端距離が小さいほどひび割れ発生から割裂破壊までの変形能力が小さい傾向を確認した。

## 謝辞

本研究に関して関東学院大学の神戸渡先生に貴重なご助言を頂いた。ここに記して謝意を表します。

## 参考文献

- 高木次郎他：高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた木造曲げ抵抗継手の性能評価実験，日本建築学会技術報告集，第 48 号，pp. 591-596, 2015. 6
- 野口昌宏他：材端に設置された木質鋼板単体ボルト接合の繊維直交方向荷重に対する強度算定方法の提案，日本建築学会構造系論文集，第 638 号，pp. 681-690, 2009. 6
- 木質構造設計規準・同解説，日本建築学会，2006
- TACM van der Put 他：Evaluation of perpendicular to grain failure of beams caused by concentrated load of joints, CIB-W18/33-7-7, 2000
- 田中圭他：集成材の繊維直交方向に挿入した GIR 接合部の割裂耐力推定法の提案，構造工学論文集，第 58B 号，pp. 265-270, 2012. 3
- M. Yasumura: Determination of fracture parameter for dowel-type joints loaded perpendicular to wooden grain and its application, Proceedings of the 33th CIB-W18, Kyoto, 2002
- 岩崎晃治他：繊維直交方向加力を受けるボルト接合部における割裂破壊荷重推定法-割裂破壊パラメータの提案，日本建築学会大会学術講演集 C-1, pp. 273-274, 2005
- J.L. Jensen: Splitting strength of beams loaded by connections, Proceedings of the 36th CIB-W18, Colorado, 2003
- J.L. Jensen 他：Splitting of timber beams loaded perpendicular to grain by connections, combined effect of edge and distance, Construction and Building Materials 3, pp. 289-293, 2012. 4
- 神戸渡他：繊維直交方向荷重を受けるボルト接合に対する支圧強度に関する実験的考察，日本建築学会構造系論文集，第 75 巻，第 657 号，2010. 11
- 澤田圭，安村基：線形破壊力学を用いた繊維平行方向加力を受ける木質構造ボルト接合部の破壊荷重の推定，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1, pp. 51-52, 2003
- 坂田弘安他：摩擦接合型コネクタを用いたスギ集成材と鋼板接合部のせん断性能に関する実験研究，日本建築学会構造系論文集，第 74 巻，第 643 号，pp. 1659-1664, 2009. 9
- 坂田弘安他：摩擦接合型コネクタを用いた集成材と鋼板によるハイブリット部材の力学的挙動に関する実験研究(その 1, 2, 3)，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1, 2012
- 木質構造接合部設計マニュアル，日本建築学会，2009

[2015 年 10 月 6 日原稿受理 2015 年 11 月 13 日採用決定]