－研究（Original Article）－

道産材を用いたI形梁の実用化（第3報）

－曲げ性能（最大耐力）の評価－

大橋　義德　　佐藤　　司[*1]　　戸田　正彦[*2]
前田　典昭[*3]　　田口　　崇[*4]　　古田　直之[*5]

Practical Application of I-beams with Wooden Materials Made in Hokkaido (III)

- Evaluation of the bending properties (ultimate bearing force) -

Yoshinori OHASHI　　Tsukasa SATO　　Masahiko TODA
Noriaki MAEDA　　Takashi TAGUCHI　　Naoyuki FURUTA

In this study, bending tests of domestic I-beams were carried out to evaluate the ultimate bearing force. The following results were obtained.

1) Failure modes were divided into following four types: tensile failure in the flange (TF), compression buckling failure in the flange (CF), shear failure in the junction (JF), and shear failure in the web (WF). Differences in ultimate loads between the specimens showed JF and WF were slight, although shear failure modes were divided into two types by layout of the web joint in the shear section.
2) The ultimate loads for the specimens showed JF calculated by each strength of the components were larger than the measured values, although the calculated values for the specimens showed TF, CF, and WF agreed approximately with the measured ones.
3) The bending bearing force were equal or larger than those of dimension lumber and imported I-beams, although the shear bearing force were smaller. Therefore, it was confirmed that an optimal type of domestic I-beams in compliance with practical condition would enable construction of a tough and stiff floor framing.

Key words: wood frame construction, I-beam, bending test, ultimate bearing force
枠組壁工法，Ｉ形梁，曲げ試験，最大耐力

本報では,試験製造した道産Ｉ形梁の最大耐力を検証するために実大曲げ試験を行い,以下の結果を得た。

1）破壊形態は，フランジでの引張破壊（TF），横座屈破壊（CF），接合部でのせん断破壊（JF），ウェブでのせん断破壊（WF）の4種類に分類された。せん断破壊の形態は，せん断区間のウェブ継ぎ手の有無により二分されたが,両者の最大荷重に顕著な差は認められなかった。
2）構成要素試験の強度から計算した最大荷重は，TF, CF, WFでは実測値と概ね一致したが，JFでは実測値より大きかった。
3）道産Ｉ形梁は,枠組壁工法用製材や輸入Ｉ形梁に比べてせん断耐力は低いものの,曲げ耐力は同等以上であり,実用条件に応じて最適な種類を選択することで強度と剛性の高い床組を構築できることが確かめられた。

1. はじめに

これまで，枠組壁工法の床性能の向上と構造部材の総合的かつ安定的な供給を目的として，道産材を用いたＩ形梁の実用化研究を行ってきた[1,2]。前報[2]では，最適条件により試験製造した道産Ｉ形梁について実大曲げ試験を行い，曲げ性能のうち曲げ剛性とたわみ性状についての検討結果を報告した。本報では，曲げ性能のうち最大耐力とその予測の可能性，制限スパンなどについて検討した。

2. 試験体および試験方法

2.1 実大曲げ試験

道産Ｉ形梁6種類の実大曲げ試験体（各10体）は前報と同じ試験体（Ａタイプ）である。これらのほかに，ウェブ継ぎ手の有無がせん断耐力に与える影響を調べるために，せん断区間にウェブ継ぎ手を配置しないタイプ（Ｂタイプ）の4種類各5～8体も併せて検証することとした。両タイプを合わせた曲げ試験体の概要を**第1表**に，ウェブ継ぎ手の配置を**第1図**に示す。Ｂタイプの試験体は，ウェブ継ぎ手に接着剤を塗布していないことなどを除きＡタイプと同じ材料で同様に製造したものである。Ｂタイプのフランジ用製材（試料数26）の材質は，気乾比重が0.36，含水率が9.0%，長さ2.5mにたて継ぎした段階での動的ヤング係数が寸法形式203で9.8×10^3N/mm^2（試料数60），寸法形式204で10.3×10^3N/mm^2（試料数70）であり，Ａタイプと比べて含水率が低く，ヤング係数はやや高かった。ウェブ用合板の気乾比重は0.51（試料数13）でＡタイプよりやや大きかった。

試験方法は前報と同じであり，加力方式は4等分点2点荷重方式，試験スパンは3185～4550mm，余長は200mm，倒れ止めは2か所とした。試験体は，上下フランジのたて継ぎ部が最大モーメント区間（荷重点間）に配置されるように作製した。

2.2 構成要素の強度試験

実大曲げ試験の最大耐力を検証するため，Ｉ形梁の構成要素（フランジ，ウェブ，接合部）の強度試験を行った。

2.2.1 フランジ用たて継ぎ材の引張試験

試験体は，前報の実大曲げ試験の製造と同様に，たて継ぎした製材とたて継ぎしない製材を各10体用意し，試験体寸法は幅56×厚さ20×長さ2000mmとした。材質は，気乾比重の平均値が0.36，含水率の平均値が9.6%であった。

試験は，引張試験機（岩崎製，最大容量980kN）を用いて行った。チャック間距離は310mmとし，加力スピードは破壊するまでに要する時間が1分以上となるように調整した。なお，チャック内で破壊した試験データは取り除いた。

2.2.2 ウェブ材の面内せん断試験

試験体は，カラマツ構造用合板（厚さ12.5mm）20枚から20体切り出し，寸法は幅85×長さ255mmとした。気乾比重は0.54であった。

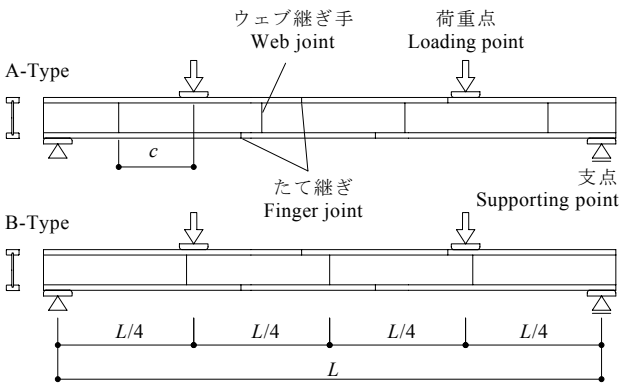
試験は，インストロン型強度試験機（島津製作所製，容量98kN）を用いて，構造用合板の日本農林規格（JAS）[3]に規定される面内せん断試験方法（エッジワイズシア法）に準じて行った。

第1表　試験体の概要

Table 1. Outline of the specimens.

Type	n	B (mm)	H (mm)	L (mm)	c (mm)
235-44A	10	44	235	3185	324
235-64A	10	64	235	3640	210
235-89A	10	89	235	4550	543
286-44A	10	44	286	3640	210
286-64A	10	64	286	4550	543
286-89A	10	89	286	4550	543
235-64B	8	64	235	3800	50
235-89B	8	89	235	3800	50
286-64B	5	64	286	3800	50
286-89B	5	89	286	3800	50

凡例）n：試験体数，B：梁幅，H：梁せい，L：試験スパン，c：せん断区間にあるウェブ継ぎ手と荷重点間の距離
Legend) n: Number of specimens, B: Breadth of the beam, H: Height of the beam, L: Test span, c: Distance between the web joint in the shear section and the loading point.



第1図　ウェブ継ぎ手の配置

Fig. 1. Layout of the web joints in the specimens.

凡例）L，c：第1表参照
Legend) L, c: See Table 1.

2.2.3　接合部の材軸方向せん断試験

試験体は，235-89 タイプのＩ形梁から切り出した長さ 360mm の試験片 2 個を**第 2 図**に示すように鋼板およびボルトで一体化させたものであり，試験体数は 10 組とした。1 組を構成する試験片のいずれかにウェブ継ぎ手が含まれるようにした。

試験は，インストロン型強度試験機（島津製作所製，容量 98kN）を用いて行い，フランジとウェブの接合部に材軸方向と平行となるようにせん断力を加えた。接合部の材軸方向せん断強さは，せん断力が接合部の有効接着面（有効接着深さ 15mm の接着層 2 面）により負担されると考え，破壊荷重から次式により求めた。

$$F_{\mathrm{jp}} = \frac{Q_{\mathrm{jp}}}{A_{\mathrm{e}}} = \frac{P_{\mathrm{jp}}/2}{2dL_{\mathrm{jp}}}$$

ここで，

F_{jp}：接合部の材軸方向せん断強さ（N/mm^2）

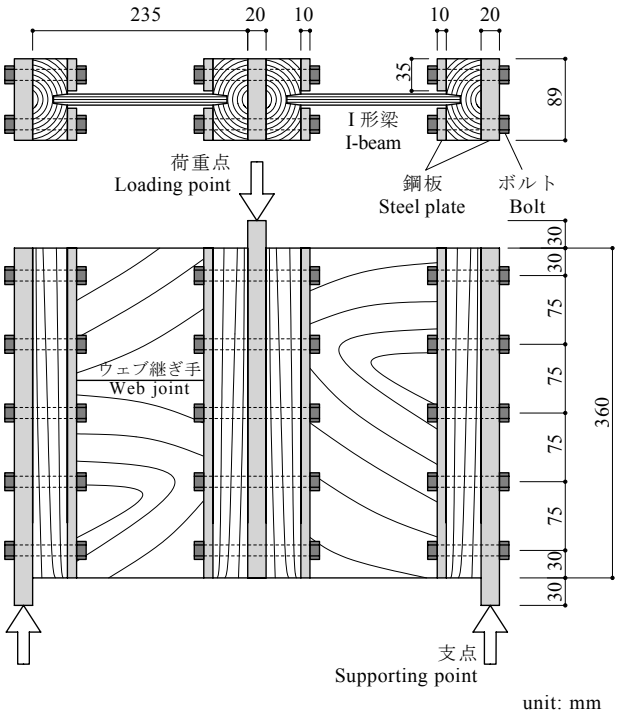
Q_{jp}：最大せん断力（N）

A_{e}：有効接着面積（mm^2）

P_{jp}：破壊荷重（N）

d：有効接着深さ（mm）

L_{jp}：試験体長さ（mm）



第 2 図　材軸方向せん断試験の方法
Fig. 2. Method of shear test parallel to the axis.

3.　結果と考察

3.1　実大曲げ試験の破壊形態

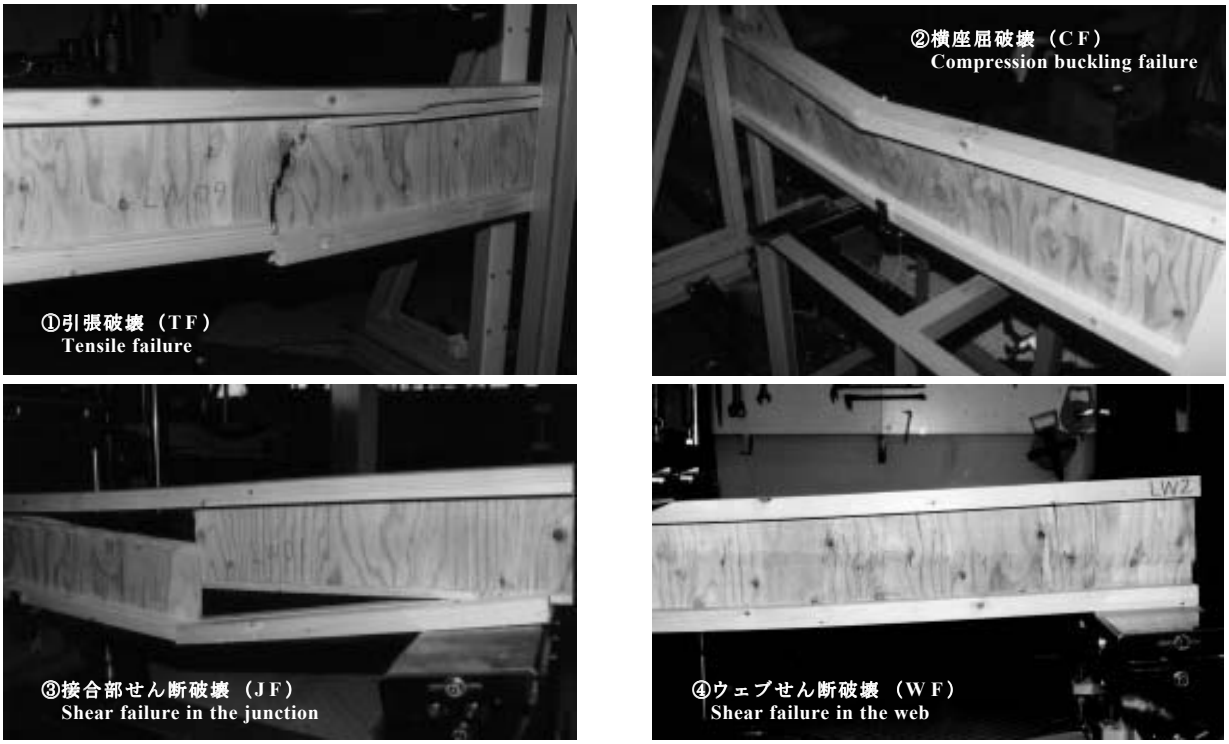
実大曲げ試験で出現した破壊形態は，曲げ破壊とせん断破壊の 2 種類に大別されるが，さらに構成要素に着目して，①荷重点間における下側フランジの引張破壊（TF），②荷重点間における上側フランジの横座屈破壊（CF），③せん断区間における接合部せん断破壊（JF），④せん断区間におけるウェブせん断破壊（WF）の 4 種類に分類した（**第 3 図**）。これらの破壊形態に該当する試験体数をタイプごとに**第 2 表**に示す。

せん断区間にウェブ継ぎ手のある A タイプのうち，44 および 64 タイプでは TF と CF がほとんどであった。それらの破壊要因は，表中に示すとおり大半がたて継ぎ部であり，235-44A と 235-64A の各 2 ～ 3 体で若干の接着不良が観察されたが，そのほかでは良好な接着であった。一方，89 タイプでは，TF と JF がほぼ半々であった。これはフランジ幅が広くなることで横座屈が生じづらくなるとともに，フランジに生じる曲げ応力と接合部に生じるせん断応力の各破壊強度に対する割合が均衡したためである。なお，JF において接合部やウェブ継ぎ手（接着に有効な表板）での接着不良は観察されなかった。

一方，せん断区間にウェブ継ぎ手のない B タイプでは，ほとんどが WF となった。このようにせん断区間のウェブ継ぎ手の有無によって破壊形態が異なることは既往の研究[4,5]でも報告されている。

次に，実大曲げ試験で得られた最大荷重の実測値の結果を第 2 表に併せて示す。ここでは，各破壊形態に該当する試験体の平均値（該当数が 1 体のときは該当値そのもの）と変動係数（該当数が 3 体以上のとき）を示している。その結果，TF の最大荷重が CF や JF よりもやや低くなる傾向が見られた。前述したたて継ぎ不良の試験体の最大荷重は当然ながら低く，適切な欠点除去とたて継ぎ作業が強度信頼性の面で重要であることが確かめられた。

JF の最大荷重は WF と比べても遜色のない値であった。このことは，有効に補強されているウェブ継ぎ手であれば，その有無は破壊形態を左右するものの，梁の耐力や剛性に与える影響は大きくないという従来の知見[6]と一致した。また，接着されていない



第 3 図　各破壊形態の代表例
Fig. 3. Typical examples of each failure mode.

第 2 表　各破壊形態の該当数とそれぞれの最大荷重
Table 2. Number of specimens corresponding to each failure mode, and their ultimate loads.

Type	*n*	*FN*				P_{max} (10^3N)				
		TF	CF	JF	WF	Total	TF	CF	JF	WF
235-44A	10	6 (6)	4 (2)			18.3 (17.1)	16.8 (17.6)	20.5 (9.1)		
235-64A	10	9 (8)		1		21.7 (11.8)	21.6 (12.5)		22.6 (-)	
235-89A	10	5 (2)		5		23.0 (8.3)	22.1 (10.9)		23.9 (2.4)	
286-44A	10	8 (8)	2 (2)			17.4 (9.7)	17.1 (10.6)	18.4 (-)		
286-64A	10	6 (6)	4 (3)			22.0 (4.2)	21.6 (3.1)	22.5 (4.9)		
286-89A	10	4 (4)		6		27.6 (5.9)	28.3 (2.9)		27.1 (7.0)	
235-64B	8	1 (1)			7	21.1 (7.2)	23.0 (-)			20.8 (6.8)
235-89B	8				8	23.5 (5.9)				23.5 (5.9)
286-64B	5	1 (0)			4	26.9 (6.3)	29.1 (-)			26.4 (5.2)
286-89B	5				5	29.2 (6.2)				29.2 (6.2)

凡例）*n*：第 1 表参照，*FN*：各破壊形態に該当する試験体数（カッコ内はたて継ぎ部で破壊した試験体数），TF：フランジ引張破壊，CF：フランジ横座屈破壊，JF：接合部せん断破壊，WF：ウェブせん断破壊，P_{max}：最大荷重の実測値の平均値（カッコ内は該当数 3 体以上の変動係数で単位は％）
Legend) *n*: See Table 1, *FN*: Number of specimens corresponding to each failure mode (parenthetic number means the specimens failed at the finger joint in the flange.), TF: Tensile failure in the flange, CF: Compression buckling failure in the flange, JF: Shear failure in the junction, WF: Shear failure in the web, P_{max}: Average of measured ultimate loads (parenthetic value means coefficient of variation of plus-three corresponding specimens by percent).

ウェブ継ぎ手がせん断区間にあると，せん断破壊荷重が著しく低下することが本研究の予備検討や徳田[4]の実験により明らかとなっていることからも，ウェブ継ぎ手の接着性能が少なからず強度に貢献するものであり，接合部のみならずウェブ継ぎ手にも適切な接着作業が求められることが確かめられた。

最大荷重の変動係数は，たて継ぎ不良が見られたタイプで相対的にやや大きかったものの，そのほかでは10%以内と良好な結果であった。枠組壁工法製材の変動係数は，Doyleら[7]の曲げ実験（サザンパイン210材，No.2 glade，*n*=99）で38%，Aplinら[8]の曲げ実験（ダグラスファー208材，No.2 glade，*n*=107）では46%と報告されている。それらに比べると今回は試験体数が少ないが，変動係数は全体に小さく，適切な接着作業によって製材よりも強度の信頼性が高い構造材料を製造できることが示された。

3.2　最大荷重の予測可能性の検討

3.2.1　梁に加わる力と各部に生じる応力の関係

Ｉ形梁を含む木質複合梁では，**第４図**のように梁に加わる力によって生じる曲げ応力の多くをフランジが，せん断応力のほとんどをウェブが負担するというように役割分担が明確であり，各部の材料の選択や断面形状の設定によって，梁の剛性や耐力を自由に設計することが可能である。木質複合梁に生じる応力についてはいくつか報告[9-16]されているが，今回の道産Ｉ形梁の構成条件（フランジとウェブの接合形式，ウェブ継ぎ手の接合形式）と合致する研究例[4,17]は少ない。そこで，実大曲げ試験で得られる最大荷重が予測可能であるか検討するために，上下フランジが対称構成であると仮定し，梁に加わる力と各部に生じる応力の関係式を以下に整理する。

まず，本試験条件における最外縁に生じる最大曲げ応力については，既往の研究から二つの式を採用した。一つは，等価断面法による次式である[11,13,14]。

$$\sigma_{\mathrm{f-max}} = \frac{MHE_{\mathrm{f}}}{2\left(E_{\mathrm{f}}I_{\mathrm{f}} + E_{\mathrm{w}}I_{\mathrm{w}}\right)} \qquad (1)$$

ここで，

$\sigma_{\mathrm{f\text{-}max}}$：フランジに生じる最大曲げ応力

M：梁に加わる曲げモーメント（＝$PL/8$）

H：梁せい

E_{f}：フランジの曲げヤング係数

E_{w}：ウェブ（全厚さ）の曲げヤング係数

I_{f}：中立軸に関するフランジの断面二次モーメント

I_{w}：中立軸に関するウェブ（全厚さ）の断面二次モーメント

P：梁に加わる荷重

L：曲げスパン

二つめは，梁せいの寸法効果による曲げ強さの減少を考慮して形状係数F_{u}[18]を用いた次式である[10,12]。

$$\sigma_{\mathrm{f-max}} = \frac{MH}{2I_{\mathrm{f}}F_{\mathrm{u}}} \qquad (2)$$

次に，ウェブの中立軸付近に生じる最大せん断応力については，次式で示される[11,13]。

$$\tau_{\mathrm{w-max}} = \frac{Q\left(E_{\mathrm{f}}S_{\mathrm{f}} + E_{\mathrm{w}}S_{\mathrm{w}}\right)}{b\left(E_{\mathrm{f}}I_{\mathrm{f}} + E_{\mathrm{w}}I_{\mathrm{w}}\right)} \qquad (3)$$

ここで，

$\tau_{\mathrm{w\text{-}max}}$：ウェブに生じる最大せん断応力

Q：梁に加わるせん断力（＝$P/2$）

b：ウェブ幅

S_{f}：片側のフランジの中立軸に関する断面一次モーメント

S_{w}：中立軸から外側にあるウェブ（全厚さ）の中立軸に関する断面一次モーメント

次に，フランジとウェブの接着接合部に生じるせん断応力については，今回のような溝形式の場合，ウェブに生じる最小せん断応力が２面の接着層で負担されるものと考えて次式により求めた。

$$\tau_{\mathrm{w-min}} = \frac{Q\,E_{\mathrm{f}}S_{\mathrm{f}}}{b\left(E_{\mathrm{f}}I_{\mathrm{f}} + E_{\mathrm{w}}I_{\mathrm{w}}\right)} \quad , \quad \tau_{\mathrm{w\text{-}min}} \times b = \tau_{\mathrm{j}} \times 2d \quad \text{より}$$

$$\tau_{\mathrm{j}} = \frac{Q\,E_{\mathrm{f}}S_{\mathrm{f}}}{2d\left(E_{\mathrm{f}}I_{\mathrm{f}} + E_{\mathrm{w}}I_{\mathrm{w}}\right)} \qquad (4)$$

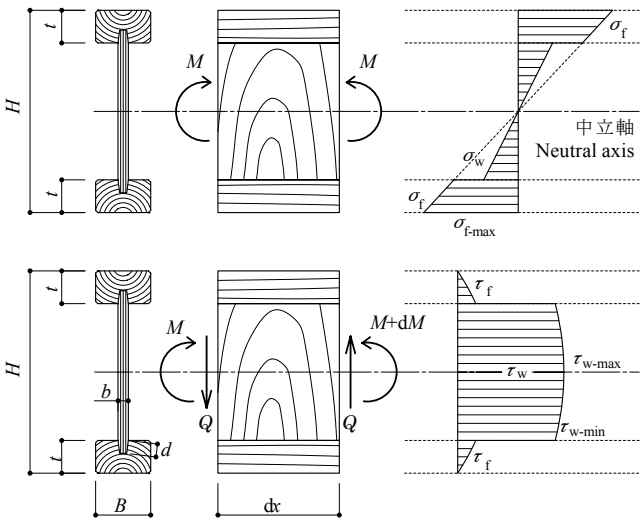
ここで，

$\tau_{\mathrm{w\text{-}min}}$：ウェブに生じる最小せん断応力

τ_{j}：接合部に生じるせん断応力

d：有効接着深さ

これは，フランジをウェブの両側面に張り合わせる形式の計算方法と一致している[11,13]。



第４図　Ｉ形梁の断面における応力分布

Fig. 4. Stress distribution in the I-beam cross-section.

凡例）H：梁せい，t：フランジせい，B：梁幅，d：溝深さ，M：曲げモーメント，dx：微小区間，dM：dx 区間の M の増加量，Q：せん断力，σ_{f}：フランジの曲げ応力，$\sigma_{\mathrm{f\text{-}max}}$：$\sigma_{\mathrm{f}}$の最大値，$\sigma_{\mathrm{w}}$：ウェブの曲げ応力，$\tau_{\mathrm{f}}$：フランジのせん断応力，$\tau_{\mathrm{w}}$：ウェブのせん断応力，$\tau_{\mathrm{w\text{-}max}}$：$\tau_{\mathrm{w}}$の最大値，$\tau_{\mathrm{w\text{-}min}}$：$\tau_{\mathrm{w}}$の最小値

Legend) H: Height of the beam, t: Height of the flange, B: Breadth of the beam, d: Depth of the groove, M: Bending moment, dx: Minute section, dM: Increasing amount of M in dx, Q: Shear force, σ_{f}: Bending stress in the flange, $\sigma_{\mathrm{f\text{-}max}}$: Maximum value of σ_{f}, σ_{w}: Bending stress in the web, τ_{f}: Shear stress in the flange, τ_{w}: Shear stress in the web, $\tau_{\mathrm{w\text{-}max}}$: Maximum value of τ_{w}, $\tau_{\mathrm{w\text{-}min}}$: Minimum value of τ_{w}.

3.2.2　構成要素の強度試験

構成要素の試験結果をまとめて**第 3 表**に示す。

フランジ用たて継ぎ材の引張試験では，チャック内で破壊した 2 体を除き，たて継ぎ部で破壊した試験体は 8 体であった。一方，たて継ぎしない製材では，10 体のうち半数が節で破壊した。

試験体の条件は異なるが，石井ら[19]が行ったたて継ぎ材の引張試験（エゾマツ・トドマツの水平方向たて継ぎ材，91 体，レゾルシノール樹脂接着剤，幅 150 ×厚さ 35mm）では，たて継ぎ部で破壊した 58 体の引張強さは平均値が 34.3N/mm^2，たて継ぎ部以外で破壊した 33 体の平均値が 31.1N/mm^2 であった。なお，JAS に適合する枠組壁工法構造用たて継ぎ材の引張強さの基準強度[20]は甲種 SPF2 級で 11.4N/mm^2 と定められている。

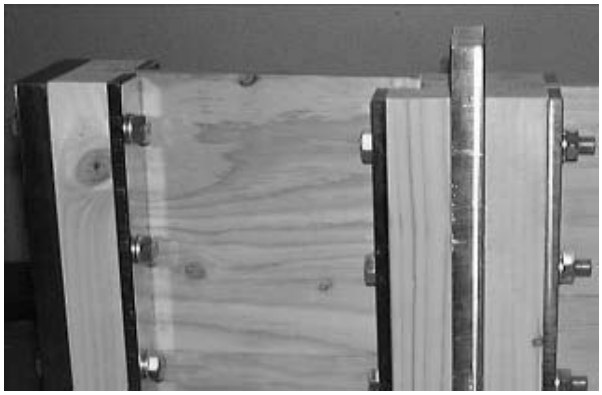
カラマツ合板の面内せん断試験では，平均値が 5.05N/mm^2 であった。試験体の条件は異なるが，渋沢ら[21]が行った構造用面材の面内せん断試験（北洋カラマツ合板のJAS特類2級，等厚3層構成，厚さ9mm，エッジワイズシア法，10 体）の平均値 5.00N/mm^2 と同等であった。なお，JAS に適合する構造用合板の面内せん断強さの基準強度[22]は事故的な水掛かりなどを考慮しなければ 3.1N/mm^2 と定められている。

接合部の材軸方向せん断試験では，平均値が 1.37N/mm^2 であった。主な破壊形態は**第 5 図**のようなウェブが材軸方向にずれるせん断破壊であったが，破断した接着面を観察すると，ウェブの表層単板がローリングシア破壊した部分とフランジが木部破壊した部分が混在しており，主たる破壊要因が合板のローリングシア破壊であることを明確には確認できなかった。なお，JAS に適合する構造用合板の層内せん断強さの基準強度[22]は 1.2N/mm^2 と定められている。

第 3 表　各部要素試験の結果
Table 3. Results of strength test for each element.

Type	n	av.	s.d.
$F_{t\text{-}FJ}$(N/mm^2)	8	40.5	3.6
$F_{t\text{-}NJ}$(N/mm^2)	10	31.9	7.3
F_{sw}(N/mm^2)	20	5.05	0.43
F_{sj}(N/mm^2)	10	1.37	0.11

凡例）$F_{t\text{-}FJ}$：たて継ぎ材の引張強さ，$F_{t\text{-}NJ}$：製材の引張強さ，F_{sw}：合板の面内せん断強さ，F_{sj}：接合部の材軸方向せん断強さ，n：試験体数，av.：平均値，s.d.：標準偏差
Legend) $F_{t\text{-}FJ}$: Tensile strength of the finger jointed lumber, $F_{t\text{-}NJ}$: Tensile strength of the lumber, F_{sw}: Panel shear strength of the plywood, F_{sj}: Shear strength of the junction in parallel to the axis, n: Number of specimens, av.: Average, s.d.: Standard deviation.



第 5 図　接合部で破壊した試験体の一例
Fig. 5. An example of specimens that failed at the junction.

3.2.3　最大荷重の実測値と計算値の比較

実大曲げ試験と構成要素試験の試験体の材質が同質であるとし，最大荷重の実測値と計算値を比較した。最大荷重の計算値は，構成要素試験で得られた強度の平均値を前述の応力計算式（1）～（4）に代入して求めた。その結果を**第 4 表**に示す。なお，最大荷重の実測値のうち，TF と CF は包括して曲げ破壊（BF）として表している。

計算値に対する実測値の比を見てみると，曲げ破壊では，(1) 式による計算値に対して 0.51～0.65 となり，かなりの過大評価となった。一方，(2) 式による計算値に対しては 0.85 ～ 1.04 となり，比較的よく一致した。なお，全体にやや危険側の評価となった要因の解明については，構成要素試験体と実大曲げ試験体の数量や材質の厳密なマッチング，フランジ応力の複雑な分布や複合応力を考慮した計算方法などのさらなる検討が必要である。

せん断破壊のうち，WF では 0.88 ～ 0.99 と比較的精度が高かった。一方，JF では 1.23 ～ 1.38 と精度が低く，さらに，B タイプの計算値では JF で破壊すべきであるが，実際にはすべて WF で破壊しており，今回の破壊形態を表現していなかった。JF の破壊形態が，従来の設計法で想定したように，ウェブが接合部の接着層で水平方向にローリングシア破壊するのではなく，せん断区間にある継ぎ手付近で上下にずれてせん断破壊していることから，その破壊形態を考慮した計算方法を新たに検討する必要がある。

第４表　実大曲げ試験における最大荷重の実測値と計算値の比較
Table 4. Comparisons between calculated and measured ultimate load in the bending test.

Type	P_{max}(10^3N)			P_{cal}(10^3N)				P_{max}/P_{cal}			
	BF	JF	WF	BF(1)	BF(2)	JF	WF	BF(1)	BF(2)	JF	WF
235-44A	18.3			29.4	18.6	18.4	23.9	0.62	0.98		
235-64A	21.6	22.6		37.3	22.9	17.8	24.2	0.58	0.94	1.27	
235-89A	22.1	23.9		41.0	25.0	17.3	24.5	0.54	0.88	1.38	
286-44A	17.4			34.2	20.5	23.7	29.6	0.51	0.85		
286-64A	22.0			39.4	23.1	22.9	30.0	0.56	0.95		
286-89A	28.3	27.1		53.8	31.4	22.0	30.5	0.53	0.90	1.23	
235-64B	23.0		20.8	35.6	22.1	17.7	23.7	0.65	1.04		0.88
235-89B			23.5	46.4	28.4	17.4	23.9				0.99
286-64B	29.1		26.4	48.0	28.9	20.0	26.7	0.61	1.01		0.99
286-89B			29.2	55.6	32.7	22.3	29.6				0.99

凡例）P_{max}：各破壊形態に該当する最大荷重の実測値の平均値，P_{cal}：最大荷重の計算値，BF：TF と CF を包括した曲げ破壊，JF および WF：第 2 表参照，BF(1)～(2):(1)～(2)式による計算値
Legend) P_{max}: Average of measured ultimate loads corresponding to each failure mode, P_{cal}: Calculated ultimate load, BF: Bending failure including TF and CF, JF and WF: See Table 2, BF(1)～(2): Calculated value by formula (1)～(2).

3.3　実用条件における許容スパンの検討

実大曲げ試験で得られた最大耐力等により制限される実用条件でのスパン（以下，制限スパン）を検討した。

まず, 最大耐力としての最大曲げモーメントと最大せん断力は, 曲げ破壊またはせん断破壊がそれぞれ支配的となるような試験条件で求めるべきであるが，ここではAタイプで最大荷重のときに生じた曲げモーメントとせん断力をそれぞれの最大耐力とみなして下限値（信頼水準75％の5％下側許容限界）を求めた。その結果を**第５表**に示す。なお，せん断破壊がほとんどなかった44および64タイプの最大せん断力は, 真の値より低く見積もられることになる。

次に，求めた下限値を用いて実用条件（等分布荷重）での制限スパンを次式により求めた。ここで，長期許容耐力は下限値の 1.1/3（荷重継続時間の調整係数を 1.1/2，安全係数を 2/3）[23] とし，最大曲げモーメントに関するシステム係数は考慮しないものとした。

$$M_{pl} \leqq {}_{L}M \quad より \quad \frac{WL_M^{\ 2}}{8} \leqq \frac{1.1M_{TL}}{3}$$

ここで,

M_{pl}：設計荷重による最大曲げモーメント（N・mm）

${}_{L}M$：長期許容曲げモーメント（N・mm）

M_{TL}：最大曲げモーメントの下限値（N・mm）

W：負担幅455mm の単位長さあたりの設計荷重（＝梁自重（前報[2] 参照）＋（固定荷重450 ＋積載荷重1800N/m^2）× 0.455m）

第５表　最大荷重時の耐力
Table 5. Bearing force at the ultimate load.

Type	M_{max}(10^6N・mm)			Q_{max}(10^3N)		
	av.	s.d.	TL	av.	s.d.	TL
235-44A	7.3	1.2	4.7	9.1	1.6	5.9
235-64A	9.9	1.2	7.4	10.8	1.3	8.1
235-89A	13.1	1.1	10.8	11.5	1.0	9.5
286-44A	7.9	0.8	6.3	8.7	0.8	6.9
286-64A	12.5	0.5	11.4	11.0	0.5	10.0
286-89A	15.7	0.9	13.8	13.8	0.8	12.1

凡例）M_{max}：最大曲げモーメント，Q_{max}：最大せん断力，av.：平均値，s.d.：標準偏差，TL：下限値（信頼水準 75% の 5% 下側許容限界）
Legend) M_{max}: Maximum bending moment, Q_{max}: Maximum shear force, av.: Average, s.d.: Standard deviation, TL: Lower limit (5th percentile lower tolerance limit with confidence level of 75%)

L_M：M_{TL} による制限スパン（mm）

$$Q_{pl} \leqq {}_{L}Q \quad より \quad \frac{WL_Q}{2} \leqq \frac{1.1Q_{TL}}{3}$$

ここで,

Q_{pl}：設計荷重により生じる最大せん断力（N）

${}_{L}Q$：長期許容せん断力（N）

Q_{TL}：最大せん断力の下限値（N）

L_Q：Q_{TL} による制限スパン（mm）

比較として，輸入Ｉ形梁の制限スパンをカタログ値[24] から算出し，枠組壁工法用製材の制限スパンを次式で求めた各耐力の下限値から算出した。

$$M_{TL} = \frac{F_b BH^2}{6} \quad , \quad Q_{TL} = \frac{2F_s BH}{3}$$

ここで,

F_b：製材の曲げ基準強度（SPF 甲種２級の 210 材では 14.7N/mm^2，212 材では 13.6N/mm^2）

第 6 表　実用条件（等分布荷重，455mm 間隔）における制限スパン
Table 6. Span limit in practical conditions (uniformly distributed load, intervals of 455mm).

	Type	B (mm)	H (mm)	W_B (N/m)	M_{TL} (10^6N･mm)	Q_{TL} (10^3N)	L_M (mm)	L_Q (mm)	L_δ (mm)
道産 I 形梁 Domestic I-beams	235-44	44	235	22.0	4.7	5.9	**3616**	4105	3708
	235-64	64	235	27.2	7.4	8.1	4550	5687	**4041**
	235-89	89	235	34.9	10.8	9.5	5470	6576	**4558**
	286-44	44	286	24.9	6.3	6.9	**4192**	4828	4379
	286-64	64	286	30.0	11.4	10.0	5630	6966	**4768**
	286-89	89	286	37.5	13.8	12.1	6170	8366	**5380**
製材 Dimension Lumber	210	38	235	39.3	5.1	10.7	**3765**	7392	4061
	212	38	286	47.8	7.0	13.0	**4393**	8925	4928
輸入 I 形梁 Imported I-beams	235-44	44	235	30.5	11.6	12.2	5676	8493	**4345**
	286-44	44	286	35.4	14.9	12.2	6426	8454	**5103**

凡例）B，H：第1表参照，W_B：梁の自重，M_{TL}：最大曲げモーメントの下限値，Q_{TL}：最大せん断力の下限値，L_M：M_{TL}による制限スパン，L_Q：Q_{TL}による制限スパン，L_δ：たわみ制限スパン
注）太字は各タイプの最も小さな制限スパン（許容スパン）を示す。W_BおよびL_δの詳細は前報[2)] を参照。
Legend) B, H: See Table 1, W_B: Weight of the beam, M_{TL}: Lower limit of the maximum bending moment, Q_{TL}: Lower limit of the maximum shear force, L_M: Span limit by M_{TL}, L_Q: Span limit by Q_{TL}, L_δ: Span limit by deflection.
Note) Boldface means the minimum value of span limits, allowable span, in each type. See the previous report[2)] about the details of W_B and L_δ.

F_s：製材のせん断基準強度（SPF では 1.8N/mm^2）

以上の計算結果を**第6表**に示す。

最大耐力のうち，M_{TL} については，道産 I 形梁と同じ梁せいを持つ製材との比較では44タイプが1割程度小さかったが，64 タイプが約 1.5 倍，89 タイプが約 2 倍の耐力を有していた。輸入 I 形梁との比較では89タイプがほぼ同等の曲げ耐力を有していた。

一方，Q_{TL} については，製材との比較では 44 タイプが 5 割程度，64 タイプが 2 割程度，89 タイプが 1 割程度低かった。輸入 I 形梁との比較でも概ね製材と同様に低かった。道産 I 形梁は，前報でせん断剛性が低かったのと同様に，同じ梁せいの製材や輸入 I 形梁に比べてせん断耐力も低い傾向にあることから，短スパンで大きな鉛直荷重が集中するような特例的な使用条件では安全性を確認すべきである。

次に，L_M および L_Q，前報[2)] で求めたたわみ制限スパン L_δ（設計荷重時の中央たわみがスパンの 1/400以下となる値）のうち最も小さな値を許容スパンとし，表中の太字で示した。

その結果，道産 I 形梁の許容スパンは，44 タイプでは最大曲げモーメントにより決定し，そのほかではたわみ制限により決定した。このことは，道産 I 形梁のフランジの曲げ強度と曲げ剛性を高めれば，許容スパンをさらに増大できることを示している。また，許容スパンを同じ梁せいで比較すると，44 タイプが製材と同程度，64 タイプが製材と輸入I 形梁の中間，89 タイプが輸入I形梁と同程度となり，道産 I 形梁は種類によって製材や輸入 I 形梁と同等以上のスパンで使用可能であることが明らかとなった。

4. おわりに

本報では試験製造した道産I 形梁の実大曲げ試験を行い，破壊形態と最大耐力について以下の結果を得た。

1）観察された破壊形態は，フランジの引張破壊（TF），横座屈破壊（CF），接合部のせん断破壊（JF），ウェブのせん断破壊（WF）の4種類に分類された。せん断破壊の形態は，せん断区間のウェブ継ぎ手の有無により分かれたが，両者の最大荷重に顕著な差は認められなかった。

2）構成要素試験で得られた強度から計算した実大曲げ試験の最大荷重は，TF，CF，WF では実測値と概ね一致した。一方，JFでは過大評価となり，ウェブ継ぎ手を考慮したせん断応力計算法の誘導が課題となった。

3）道産 I 形梁のせん断耐力は，枠組壁工法用製材や輸入 I 形梁に比べて低かったが，曲げ耐力は同等以上であった。最大耐力から計算した制限スパンに前報のたわみ制限スパンを合わせて許容スパンを求めたところ，44タイプが製材と同程度，89 タイプが輸入 I 形梁と同程度となった。

本報と前報の結果から，道産 I 形梁は，枠組壁工法用製材や輸入 I 形梁に比べてせん断耐力やせん断

剛性が低いものの，床根太部材として重要な曲げ耐力や曲げ剛性は同等以上であり，実用条件に応じて最適な種類を選択することで強度と剛性の高い木造床組を構築できることが確かめられた。

文　　献

1) 大橋義徳ほか6名：林産試験場報，**18**（4），1-8（2004）.
2) 大橋義徳ほか5名：林産試験場報，**19**（2），1-8（2005）.
3) “合板の日本農林規格”，（社）日本農林規格協会（2003）.
4) 徳田迪夫：第35回日本木材学会大会研究発表要旨集，97（1985）.
5) Yeh, M. C. ; Lai, C. Y. : 第51回日本木材学会大会研究発表要旨集，582（2001）.
6) Leichti, R. J. ; Falk, R. H. ; Laufenberg, T. L. : *Wood and Fiber Science*, **22** (1), 62-79(1990).
7) Doyle, D. V. ; Markwardt, L. J. : *U. S. Forest Service Res. Pap. FPL,* **64**, 1-20(1966).
8) Aplin, E. N. ; Green, D. W. ; Evans, J. W. ; Barrett, J. D. : *U. S. Forest Service Res. Pap. FPL,* **475**, 1-16 (1986).
9) 杉山英男：“建築構造学大系22　木構造”，彰国社，東京，256-258（1971）.
10) （社）日本建築学会：“木質構造設計規準・同解説－許容応力度・許容耐力設計法－”，丸善，東京，194-199（2002）.
11) U. S. Forest Products Laboratory: “Wood handbook－Wood as an Engineerring Material－”, Agric. Handbook No.72, University Press of the Pacific, Hawaii, USA, 10-12 (ch.10) (2000).
12) 平嶋義彦：林業試験場研究報告，No.294，207-210（1977）.
13) 海老原徹：木材学会誌，**28**，216-224（1982）.
14) 上田恒司：日本木材学会北海道支部講演集，第14号，37-40（1982）.
15) 上田恒司，大島茂：第34回日本木材学会大会研究発表要旨集，291（1984）.
16) 宮島寛：日本木材学会北海道支部講演集，第3号，10-13（1971）.
17) 徳田迪夫：第34回日本木材学会大会研究発表要旨集，292（1984）.
18) 杉山英男：“建築構造学大系22　木構造”，彰国社，東京，191-192（1971）.
19) 石井誠ほか4名：林産試験場報，**2**（3），1-12（1988）.
20) 枠組壁工法建築物設計の手引・構造計算指針編集委員会：“2002年枠組壁工法建築物構造計算指針”，（社）日本ツーバイフォー建築協会，123-124（2002）.
21) 渋沢龍也ほか3名：2000年度日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1，239-240（2000）.
22) 枠組壁工法建築物設計の手引・構造計算指針編集委員会：“2002年枠組壁工法建築物構造計算指針”，（社）日本ツーバイフォー建築協会，136-137（2002）.
23) （社）日本建築学会：“木質構造設計規準・同解説－許容応力度・許容耐力設計法－”，丸善，東京，153-157（2002）.
24) ウェアハウザー・ジャパン株式会社：“標準設計施工仕様書”，1-28（2002）.

－企画指導部　企画課－
－*1：性能部　性能開発科－
－*2：性能部　構造性能科－
－*3：性能部　主任研究員－
－*4：技術部　製材乾燥科－
－*5：技術部　合板科－

（原稿受理：06.1.16）

19巻2号7ページの第4表に誤りがありました。以下のとおり訂正します。

輸入Ｉ形梁の値のうち

EI_{cal}：誤）434→正）500，誤）704→正）811

L_{lim}：誤）4156→正）4345，誤）4881→正）5103

$\delta_{cal(u)}$：誤）10.4→正）10.9，誤）12.2→正）12.8

$\delta_{s(u)}/\delta_{cal(u)}$：誤）0.09→正）0.10，誤）0.09→正）0.10