接合面に山形加工を施した集成材モーメント抵抗接合部の力学特性評価 MECHANICAL PROPERTY EVALUATION OF WOODEN MOMENT RESISTING JOINTS WITH SERRATED SURFACE

井戸田 秀樹*
Hideki IDOTA

The purpose of this paper is to evaluate the mechanical properties of wooden moment resisting joints with serrated surface. In order to evaluate the basic characteristics of the joints with serrated surface, this paper proposes the mechanical models which can describe stiffness, yield strength, maximum strength and maximum deformations for shearing behavior of the serrated surface joints. The proposed model is verified with the shearing test results considering the pitch and slope angle of serration. Based on the proposed mechanical model, the load-deformation relationship of the proposed moment resisting joints with serrated surface is presented and verified with the test results. The results obtained in this paper are as follows:

- 1) Stiffness, yield strength and maximum strength of shearing joints with serrated surface can be evaluated by Eq.(8), (9) and (13).
- 2) Load-deformation relationship of the moment resisting joints with serrated surface can be described with Eq.(21).
- 3) The results evaluated by the proposed mechanical models agree well with the test results.

Keywords : glue laminated wood, moment resisting joint, serrated surface, moment resisting frame

集成材, モーメント抵抗接合, 山形加工, 木質ラーメン

1. 序

高い施工性を兼ね備えた高性能モーメント抵抗接合部として、筆者は接合面に山形加工を施した集成材の柱はり接合部（以降、山形モーメント抵抗接合部と呼ぶ）を提案した⁵⁾。この接合部は、図1に示すように、柱はりともに接合せん断面に連続した山形加工を施し、それらの山がお互いに噛み合うように合わせたのち、ボルトにて柱はりを締め付けるものである。接合面に生じたせん断力は山の側面を介して広い面積で伝達されるため高い耐力が期待でき、またボルトやシアコネクタのようにクリアランスによる初期の剛性低下が全くないのが特徴である。組み立ては接合面に山形加工を施した部材をボルトで締め付けるだけであり、従来のボルト接合と同様の極めて簡単な施工でモーメント抵抗接合部が形成できる。

図1 山形加工モーメント抵抗接合部

本論文は、提案する接合部のモーメント抵抗メカニズムを把握するとともに、その力学的モデルを提案し、それに基づいてモーメント抵抗接合部の荷重変形関係の評価法を提示するものである。

2. 山形接合部の2面せん断実験

山形モーメント抵抗接合部では、噛み合った山斜面どうしの支圧によって応力を伝達する。また、山斜面に生じた反力は柱とはりの接合面を開く作用を生じさせ、締め付けているボルトの軸力と釣り合う。したがって、本接合部の力学的な挙動を把握するためには、まず接合面に対するせん断実験を行い、その挙動を説明する必要がある。そこで本研究では、山形モーメント抵抗接合部に対する基礎実験として、まず山形加工を施した接合部の2面せん断実験を行い、そのせん断挙動の定量的評価を行った。

2.1 2面せん断実験の概要

試験体の一覧および試験体形状を表1および図2に示す。試験体は、主材を2枚の側材で挟み、径12mmのボルト1本を接合面内に配置した2面せん断型の試験体である。主材および側材にはラミナ厚32mm、曲げヤング係数11.2～12.2kN/mm² (110.0～124.8t/cm²)の同一等級ベイマツ集成材を用いた。また、側材の足元には、載荷時に側材の開きを拘束する径12mmのボルト2本を配置した。

実験パラメータは、山形加工の有無、山斜面の角度 θ 、山ピッチ p 、ボルトの座金径 d である。山加工形状を図3に示す。山形加工のないFシリーズ試験体は比較のために用意した基本試験体であり、座

本論文の一部は、文献1)～4)で発表している。

* 名古屋工業大学大学院社会工学専攻 准教授・工博

Assoc. Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr. Eng.

金径 d が 25mm, 36mm, 48mm の 3 タイプのボルトを用いた。座金の厚さはすべて 2.0mm である。山形加工を施した S シリーズ試験体は、山斜面の角度 θ について 30°, 45° の 2 タイプ、山ピッチ p について 12.5mm, 20mm, 25mm の 3 タイプ、ボルト座金径 d について 25mm, 36mm, 48mm の 3 タイプを計画した。試験体数は原則として各パラメータに対して 3 体ずつである。

载荷は、試験体を圧縮試験機上に設置し、主材の上部を試験機で直接押すことにより行った。変位は試験体の主材・側材のボルト高さ側面両側に取り付けた変位計によりそれぞれの鉛直方向変位を測定し、主材の平均変位から側材の平均変位を差し引いたものを主材と側材間の相対変位とした。

2.2 2面せん断実験の結果および考察

各試験体の荷重 - 変形関係を図 4 に示す。通常のボルト接合部である F シリーズの試験体では、ボルト穴のクリアランスによるわずかな滑りが生じた後、剛性を低下させながら緩やかな耐力上昇が続いた。一方、接合表面に山形加工を施した接合部である S シリーズでは、ボルト接合部に比べると初期滑りはなく、高い初期剛性と最大耐力を示した。山斜面の角度 θ が 30° の試験体 (S12-30, S20-30, S25-30 の各シリーズ) では、主材と側材の相対変位 δ が山ピッチ p の半分弱のときに耐力の極大値が観測され、その後一旦耐力は低下するが再び上昇し、最初に観測された耐力の極大値を上回った。これは、すべり変形によって山の頂点どうしが揃う直前付近で一度極大値が発生し、その後頂点を超えると耐力は減少するが、次に隣の山斜面と再び接触することで再度せん断抵抗が生ずるためである。一方、 $\theta=45^\circ$ の試験体では山のすべりが少なく、主材と側材の山の頂上どうしが揃う前に最大耐力が発生し、その後側材が面外曲げ変形を伴って主材から離れ始め、耐力が急激に減少した。

3. 山形接合部のせん断剛性およびせん断耐力評価

3.1 山形接合面の耐力特性

本試験体のせん断耐力は、噛み合った山斜面の支圧抵抗と、側材を挟むためのボルトの 2 面せん断抵抗の両方が足し合わされたものと考えることができる。そこで、山斜面の支圧抵抗だけを検討するため、図 5 に示すように山形試験体 S シリーズの耐力から従来型のボルト接合 F シリーズの耐力を差し引いた山形接合部分の負担耐力のみを対象に評価を行う。F シリーズの耐力は、各座金径の荷重変形曲線をトリリニアモデルに置換し、それを 3 体ごとに平均することで求めた。F シリーズ試験体のトリリニアモデルのパラメータである初期剛性 K_1 、降伏耐力 P_y 、降伏変位 δ_y 、二次剛性 K_2 、終局耐力 P_u 、終局耐力到達時の変形量 δ_{u2} は表 2 に示す通りである。

このパラメータに基づいたボルト分の負担荷重を実験結果から差し引いたときの荷重変形関係の一例を図 6 に示す。最大耐力近傍までの荷重変形関係を見ると、比較的明瞭な弾性範囲があり、その後塑性化とともに剛性が低下して最大耐力を迎え、以降大きな塑性変形とともに耐力が低下していった。本研究では、この山形加工部分のみのせん断挙動について力学的な特性の評価を行う。

評価にあたっては荷重変形関係の特徴を考慮し、図 7 に示すように、ボルトの負担耐力を減じた荷重変形曲線から降伏点 (降伏耐力 P_y 、降伏変位 δ_y)、最大耐力点 (最大耐力 P_{max} 、最大耐力時の変位 δ_{max}) の 2 点を、それぞれの点を結んだ直線が荷重変形曲線と対応す

表 1 2面せん断試験体一覧

試験体名	山形加工の有無	噛み合わせる山の数 n	山ピッチ p (mm)	山角度 θ (deg)	座金径 d (mm)	試験体数
F-W25 F-W36 F-W48	×	-	-	-	25 36 48	3
S12-30-W25 S12-30-W36 S12-30-W48	○	4	12.5	30	25 36 48	
S20-30-W25 S20-30-W36 S20-30-W48			20.0		25 36 48	
S25-30-W25 S25-30-W36 S25-30-W48			25.0		25 36 48	
S12-45-W25 S12-45-W36 S12-45-W48			12.5	45	25 36 48	
S25-45-W25 S25-45-W36 S25-45-W48			25.0		25 36 48

図 2 2面せん断試験体

図 3 山加工詳細

(a) F シリーズ

(b) S12-30 シリーズ

(c) S20-30 シリーズ

(d) S25-30 シリーズ

(e) S12-45 シリーズ

(f) S25-45 シリーズ

図 4 2面せん断実験の荷重変形関係

るように読み取った。また、この2点を用い、原点と降伏点を結ぶ直線の傾きを一次剛性 K_1 、降伏点と最大耐力点を結ぶ直線の傾きを二次剛性 K_2 と定義した。

こうして定義した各特性値を試験体ごとに表3に示す。 P_y 、 K_1 の各特性は、座金径 d および山斜面の角度 θ が大きいほど高い値を示したが、山ピッチ p の影響は観察されなかった。また、 K_2 は p と θ の影響を大きく受けるが、 d との強い相関は見られなかった。一方、 P_{max} は p 、 d 、 θ いずれに対しても比例関係が認められた。

3.2 山形接合面の力学モデル

前節で観察した特性を説明するため、山形接合部の力学モデルについて考える。図8に示すように、山形接合面がせん断力を受けた場合、山斜面に沿った滑りおよび支圧による山斜面のめり込みが生じる。山斜面に沿った滑りにより生ずる摩擦力、および山斜面のめり込み反力は、側材の開きを拘束するボルト座金の側材へのめり込み力と釣り合うことになる。そこで、図9に示すように片側の山斜面における力の釣り合いをボルト座金のめり込み反力 R_b と山斜面のめり込み反力の合力 R_s を用いて考える。このとき、側材に作用する x 、 y 各方向の力の釣り合いは、

$$R_b - nR_s \cos \theta + \mu nR_s \sin \theta = 0 \quad (1)$$

$$-nR_s \sin \theta - \mu nR_s \cos \theta + Q = 0 \quad (2)$$

となる。ここに、 μ : 木材どうしの摩擦係数、 n : 噛み合っている山の数、 θ : 山の傾斜角、 Q : 1つのせん断面に作用するせん断力であり、2章の2面せん断実験の荷重 P との関係は $Q = P/2$ である。いま、主材と側材の x 、 y 方向相対変位を δ_x 、 δ_y 、山斜面方向および垂直方向の変位を δ_s 、 δ_t とすると、変形の適合条件から、

$$\delta_x = \delta_s \sin \theta - \delta_t \cos \theta \quad (3)$$

$$\delta_y = \delta_s \cos \theta + \delta_t \sin \theta \quad (4)$$

が成り立つ。また、 R_b と R_s はボルト座金のめり込み一次剛性 k_{b1} 、および山斜面のめり込み一次剛性 k_{s1} を用いて、

$$R_b = k_{b1} \delta_x \quad (5)$$

$$R_s = k_{s1} \delta_t \quad (6)$$

と表すことができる。(1)～(6)式から Q と δ_y の関係を導くと、

$$Q = K_1 \delta_y \quad (7)$$

$$K_1 = \frac{nk_{b1}k_{s1}\sin\theta(\sin\theta + \mu\cos\theta)}{k_{b1} - nk_{s1}\cos\theta(\mu\sin\theta - \cos\theta)} \quad (8)$$

となる。ここに K_1 は山形接合面のせん断挙動に対する一次剛性である。

ボルトが一般的な形状だとすれば、接合部の降伏は、 R_b あるいは R_s のいずれかが降伏強度に達したときに生ずる。従って、接合部の

図5 山形部分耐力の評価方法

表2 Fシリーズ試験体のトリリニアモデルパラメータ

Specimen	F-W25	F-W36	F-W48
K_1 (kN/mm)	1.99	1.88	2.69
P_y (kN)	11.4	14.1	15.0
δ_y (mm)	5.72	7.56	5.58
K_2 (kN/mm)	0.80	0.89	0.88
P_u (kN)	25.1	29.9	28.5
δ_{y2} (mm)	22.8	25.3	20.8

(a) S20-30 シリーズ試験体

(b) S12-45 シリーズ試験体

図6 山形部分のみの負担荷重と変形の関係

(a) S20-30-W48 の一例

(b) S12-45-W25 の一例

図7 荷重変形曲線と特性値

図8 山形加工部分の抵抗メカニズム

表3 荷重変形関係の特性値一覧

試験体名	P_y (kN)	δ_y (mm)	K_1 (kN/mm)	P_{max} (kN)	δ_{max} (mm)	K_2 (kN/mm)	K_2/K_1
S12-30-W25	10.7	0.75	14.3	15.4	4.07	1.42	0.10
S12-30-W36	16.9	0.90	18.8	22.0	3.69	1.83	0.10
S12-30-W48	17.8	0.83	21.4	22.5	3.30	1.90	0.09
S20-30-W25	8.8	0.66	13.3	22.1	6.87	2.14	0.16
S20-30-W36	18.2	1.14	16.0	30.4	5.80	2.62	0.16
S20-30-W48	19.3	0.87	22.2	28.7	5.60	1.99	0.09
S25-30-W25	10.0	0.78	12.9	27.0	7.30	2.61	0.20
S25-30-W36	16.7	0.92	18.1	32.4	7.61	2.35	0.13
S25-30-W48	17.9	0.90	20.0	33.2	7.48	2.32	0.12
S12-45-W25	25.1	0.87	29.0	31.0	1.90	5.71	0.20
S12-45-W36	28.0	0.87	32.1	33.1	1.40	9.49	0.30
S12-45-W48	30.2	0.79	38.2	34.2	1.38	6.44	0.17
S25-45-W25	24.0	0.85	28.3	34.0	4.00	3.17	0.11
S25-45-W36	32.0	0.87	36.8	48.2	3.20	6.87	0.19
S25-45-W48	37.5	0.89	41.9	52.1	2.80	7.61	0.18

降伏せん断耐力 Q_y を次式で定義する.

$$Q_y = \min(Q_b, Q_s) \quad (9)$$

ここに, $Q_b: R_b$ がボルト座金のめり込みの降伏耐力 R_{by} に達するときの作用せん断力, $Q_s: R_s$ が山斜面のめり込みの降伏耐力 R_{sy} に達するときの作用せん断力である. Q_b および Q_s は次式で表される.

$$Q_b = R_{by} \frac{\sin \theta + \mu \cos \theta}{\cos \theta - \mu \sin \theta} \quad (10)$$

$$Q_s = nR_{sy} (\sin \theta + \mu \cos \theta) \quad (11)$$

降伏後の剛性 K_2 は, 先に降伏した要素の二次剛性に依存すると考え, (8) 式を考慮し次式で求められるものとする.

$$K_2 = \begin{cases} \frac{nk_{b2}k_{s1}\sin\theta(\sin\theta + \mu\cos\theta)}{k_{b2} - nk_{s1}\cos\theta(\mu\sin\theta - \cos\theta)} & (Q_b < Q_s \text{ のとき}) \\ \frac{nk_{b1}k_{s2}\sin\theta(\sin\theta + \mu\cos\theta)}{k_{b1} - nk_{s2}\cos\theta(\mu\sin\theta - \cos\theta)} & (Q_b > Q_s \text{ のとき}) \end{cases} \quad (12)$$

ここに, k_{b2} : ボルト座金のめり込み二次剛性, k_{s2} : 山斜面のめり込み二次剛性である.

最大耐力 Q_{max} は, (8), (9) および (12) 式で求めた一次剛性 K_1 , 降伏耐力 Q_y , 二次剛性 K_2 を用い, 次式のように算出する.

$$Q_{max} = Q_y + K_2 \left(\delta_{max} - \frac{Q_y}{K_1} \right) \quad (13)$$

ここに, δ_{max} は最大耐力時のせん断変形量である. δ_{max} は山形接合部がせん断抵抗するしくみと山斜面の反力を考慮し, 以下のように考えて評価した.

まず, せん断力を受ける山形接合部は図9で示したように山斜面に沿った主材と側材のすべり, およびボルト座金と山斜面のめり込みによってせん断変形量が決まる. いま, 山斜面に生ずる反力 R_s によって山斜面はめり込んだりせず山形状は変化しないと仮定する. このとき, 最大耐力は主材と側材の山頂部が一致したとき, すなわち, せん断変形が $p/2$ のときに発生することになる. ところが実際には山斜面のめり込みやそれに伴う山頂のつぶれが生じるため, 変形が $p/2$ に達する前に耐力は低下する. そこで, 最大耐力発生時の変形量 δ_{max} は山斜面に生じる反力 R_s が大きいほど小さくなることを考慮し, δ_{max} と R_s の間に次式のような関係を仮定する.

$$\frac{\delta_{max}}{p/2} + \frac{R_s}{R_{s0}} = 1 \quad (14)$$

ここに, R_{s0} はせん断面がすべり変形を生じずに最大耐力を迎えると仮定したときの見かけ上の山斜面反力である. (11) 式および,

$$Q_{s0} = nR_{s0} (\sin \theta + \mu \cos \theta) \quad (15)$$

の関係をを用いることで, (14) 式は次式のように書ける.

$$\frac{\delta_{max}}{p/2} + \frac{Q_y}{Q_{s0}} = 1 \quad (16)$$

Q_{s0} は山斜面に見かけ上の反力 R_{s0} が生じるときの作用せん断力である. 図10は, 降伏点および二次剛性から決まる荷重変形関係の座標上に (16) 式を併せて示したものである. (16) 式は, 最大耐力発生時のせん断変形量と作用せん断力との関係を示したものであるから, 荷重変形関係と (16) 式の交点の横軸上の座標が δ_{max} となる. したがって, δ_{max} は次式のように求められる.

$$\delta_{max} = \frac{p Q_y (K_2/K_1 - 1) + nR_{s0} p (\sin \theta + \mu \cos \theta)}{2nR_{s0} (\sin \theta + \mu \cos \theta) + K_2 p} \quad (17)$$

ただし, $\delta_{max} > \delta_y$ である. (14) 式の仮定の妥当性は3.4節で検証する.

図9 側材に作用する力の釣り合い

図10 最大耐力発生時の変形量 δ_{max} の求め方

3.3 k_b, k_s の評価

3.2で示した評価では, ボルト座金および山斜面のめり込みに関する情報を得ておく必要がある. そこで, 本節では実験に基づいてボルト座金のめり込み剛性 k_b , および山斜面のめり込み剛性 k_s の評価を行う.

まず, k_b については, 2章の2面せん断実験および後で比較するモーメント抵抗接合部の実験で用いたものと対応させ, 座金の大きさおよび形状の異なる4つの試験体に対し図11のような载荷装置を用いた実験を行った. 試験体数はいずれの試験体とも4体であり, 座金の鋼種はすべてSS400相当の軟鋼である. 各試験体のめり込み量と荷重の関係を図12に示す. 荷重変形関係は, 比較的明瞭な降伏点を持つバイリニア型で表せることから, 目視によって初期剛性 k_{b1} , 降伏荷重 P_{by} , 二次剛性 k_{b2} を求めた. k_{b1} , P_{by} , k_{b2} の平均値を試験体寸法とともに表4に示す.

次に, 山斜面のめり込み剛性 k_s の評価について述べる. せん断力作用時に山の片側斜面は噛み合わせた隣の山斜面から支圧力を受ける. 山斜面のすべりが生じていない初期状態では斜面全体が支圧力を受けるが, 山の片側斜面のみがせん断力を伴った支圧力を受けること, あるいはすべり変形が進むと噛み合わさった支圧面積が減少することなどから, 山斜面のめり込みを厳密に評価するのは難しい. そこで, ここでは図13に示すように, 山斜面の山頂側1/2 (AC部分) が支圧力を受け, 山頂から谷底までの深さ (AE) を持つ長方形部分 (ACDE) が山斜面支圧力により弾性変形すると仮定した. このとき, k_s は山斜面支圧力による弾性変形に対するヤング係数 E を用いて,

図 11 ボルト座金のめり込み実験

図 12 ボルト座金めり込み実験の荷重変形関係

図 13 有効深さの定義

次式で表される。

$$k_s = \frac{Eb \cos \theta}{2 \sin \theta} \quad (18)$$

ここに b : 山の稜線長さである。また、 E については、2面せん断試験体から採取した無欠点小試験体 ($B \times W \times H$: 30mm × 40mm × 60mm) の全面圧縮試験結果 (表 5) に基づき、山の稜線が繊維方向の場合には繊維直交方向加力のときの E を、また稜線が繊維直交方向の場合には便宜的に繊維方向加力のときの E を用いて評価した。なお、山斜面支圧力が繊維直交方向の場合、作用応力の方向が接線方向か半径方向の特定は困難であることから、圧縮試験は接線方向、半径方向、および 45° 方向の試験体 2 体ずつ計 6 体に対して実施し、その平均値を用いた。各値を表 5 に示す。

3.4 力学モデルと実験結果との対応

本節では、3.2 で提示した力学モデルに 3.3 の値を適用した場合の妥当性について検討する。図 14 は (8)、(9) および (12) 式で定義した一次剛性 K_1 、せん断耐力 Q_y および二次剛性 K_2 それぞれの評価値 (横軸) と実験値 (縦軸) との対応を示したものである。 K_1 (図 14(a))、 Q_y (図 14(b)) については、山斜面角度、山ピッチにかかわらず、すべての試験体について評価式と良い対応を示した。 K_2 (図 14(c)) は全体的には傾向を捉えているが、山斜面角度 $\theta=45^\circ$ の試験体 (●, ■) において実験値がやや評価値を下回る傾向が見られた。これは、 $\theta=45^\circ$ の試験体では降伏荷重 Q_y を迎えるやや手前あたりから側材が面外曲げ変形を始めたため、山斜面とボルトのめり込みのみで評価した (12) 式との差が現れたものと考えられる。

次に、最大耐力時の変形量 δ_{max} および最大耐力について検討を行う。(17) 式で δ_{max} を評価するにあたっては、せん断面がすべり変形を生じずに最大耐力を迎えると仮定したときの見かけ上の山斜面反力 R_0 が必要となる。 R_0 は δ_{max} と R_s の間に反比例の関係があると仮定し、(14) 式で定義した値である。(14) 式を R_s について解くと、

図 14 初期剛性、降伏強度、二次剛性の評価精度

表 4 ボルト座金めり込み実験結果 (N=4)

試験体名	座金形状	座金寸法 (mm)	座金板厚 (mm)	k_{s1} (kN/mm)	P_{sy} (kN)	k_{s2} (kN/mm)
WC-25	円形	25φ	2.0	10.2	3.6	1.45
WC-36	円形	36φ	2.0	12.5	7.4	2.51
WC-48	円形	48φ	2.0	14.7	8.3	2.53
WR-40	正方形	40×40	4.5	15.1	14.2	2.30

表 5 素材圧縮試験結果 (N=6)

圧縮加力方向	弾性係数 E (kN/mm ²)	二次弾性係数 E_2 (kN/mm ²)	降伏ひずみ度 ϵ_y	降伏応力度 σ_y (kN/mm ²)
繊維方向	11.7	-	0.0046	0.0538
繊維直交方向	0.59	0.078	0.0061	0.0036

$$R_s = -R_{s0} \frac{\delta_{max}}{p/2} + R_{s0} \quad (19)$$

となる。図 15 は、2面せん断実験各試験体の $\delta_{max}/(p/2)$ と (19) 式の R_s の関係をプロットしたものである。(14) 式の仮定通り δ_{max} と R_s には反比例の傾向が見られ、(19) 式から縦軸の切片が R_{s0} に対応することから本実験における R_{s0} は山斜面角度 $\theta=30^\circ$ の試験体では 0.01 kN、 $\theta=45^\circ$ の試験体では 0.006 kN と設定した。図 16 は図 15 で定量化した R_{s0} を用い、(17) 式および (13) 式で求めた δ_{max} と Q_{max} の評価精度を示したものである。いずれの試験体でも高い精度で実験結果を説明できているといえる。

4. モーメント抵抗接合部の剛性および耐力評価

4.1 パネルゾーンを分割した接合部の耐力評価方法

前章までで示した山形接合面のせん断剛性および耐力の評価方法を応用し、本章ではモーメント抵抗接合部の耐力の評価を行う。

図 15 R_{s0} の評価

モーメント抵抗接合部の評価にあたっては、まず図 17 に示すように接合部パネルゾーンを N 個の正方形の領域（以下セルと呼ぶ）に分割する。次に図 18 に示すように接合部の中心にモーメントが作用したとき、接合部は ϕ 回転し i 番目のセルの中心が δ_i 移動したとする。このときの移動前後のセルの関係は、山稜線方向から ϕ_i の方向で距離 d_i のセルを例に示すと図 19 のようになり、このセルが負担する作用モーメント $M_i(\phi)$ は次式となる。

$$M_i(\phi) = Q_i(\phi) d_i \cos(\phi_i + \phi) \quad (20)$$

ここに $Q_i(\phi)$ は接合部が ϕ 回転したときに i 番目のセルに作用する山の稜線直交方向の反力である。最終的に、接合部が ϕ 回転したときの接合部の作用モーメント $M(\phi)$ は、各セルの負担モーメント $M_i(\phi)$ をモーメントを負担していると考えられる全セルについて足し合わせることで次式のように求められる。

$$M(\phi) = \sum_{i=1}^N M_i(\phi) \quad (21)$$

4.2 各セルの荷重変形関係の評価

前節での評価では、各セルに対する $Q_i(\phi)$ が必要である。接合部の回転角 ϕ が決まれば任意のセルのせん断変形量が決まることから、 $Q_i(\phi)$ を求めるには各セルに対して 3 章で述べた剛性 K_1 と K_2 、耐力 Q_y 、 Q_{max} を用いることができる。ただし、モーメント抵抗接合部の挙動に応用するためには、2 面せん断挙動では考慮していなかった次の 2 点を考慮に入れる必要がある。

- 1) パネルゾーンが剛体変形をすると仮定すると、回転中心から離れたセルほどせん断変形量が多い。山形接合部のせん断変形は側材の開きを伴うため、回転中心から遠い位置の側材が開くと回転中心に近い位置では側材と主材が離間し、応力伝達能力を失う。
- 2) ボルトから離れた位置のセルは側材の面外曲げ変形の影響で見かけ上のボルト座金のめり込み剛性 k_{b1} 、 k_{b2} が低下する。

1) については、山形接合面の応力伝達が主に山斜面を介して行われることを考慮し、図 20 に示すように分割したセルのうち山稜線方向最外縁のセル（網掛け部分のセル）のみが応力を伝達する有効セルと仮定した。また、2) については、同じく図 20 に示すようにボルト配置円からの側材の跳ね出し部分をスパン l の片持ちばりで見なし、その片持ちばり部分の面外曲げ剛性 k_c を考慮して側材の開きに対する i 番セル用のボルトの剛性 $k_{b1(i)}$ 、 $k_{b2(i)}$ を次式により求めた。

$$k_{b1(i)} = \alpha \beta_i \frac{N_b k_{b1}}{N_e}, \quad k_{b2(i)} = \alpha \beta_i \frac{N_b k_{b2}}{N_e} \quad (22)$$

ここに、 α : 有効セルとボルトの距離に応じたボルト剛性の低減係数、 β_i : i 番目のセルの応力分担割合であり、それぞれ次式で算出する。

$$\alpha = \frac{k_c}{k_c + N_b k_{b1}} \quad (23)$$

$$\beta_i = \frac{e_i^3}{\sum_{j=1}^{N_e} e_j^3} \quad (24)$$

ここに、

$$k_c = \frac{E a t_a^3}{4 l^3} \quad (25)$$

であり、 N_b : ボルト本数、 N_e : 有効セル数、 e_i : i 番目のセルの中心とボルト配置円との距離（図 20 参照）、 E : 側材の曲げヤング係数、 a : 側材の幅、 t_a : 側材の平均厚さである。セルの y 方向変位 δ_{iy} と ϕ との関係は、

$$\delta_{iy} = \delta_i \cos(\phi_i + \phi) = d_i \phi \cos(\phi_i + \phi) \quad (26)$$

図 16 最大耐力時変形量と最大耐力の評価精度

図 17 パネルゾーン内のセル分割 図 18 パネルゾーンの回転

図 19 セルの回転変形に伴う x, y 方向変位と ϕ の関係

で表されることから、上式で求めた δ_{iy} と、(8) 式の初期剛性 K_1 、(9) 式の降伏耐力 Q_y 、(12) 式の二次剛性 K_2 、(13) 式の最大耐力 Q_{max} 、および (17) 式の最大耐力時の変形量 δ_{max} に (22) 式の $k_{b1(i)}$ 、 $k_{b2(i)}$ を k_{b1} 、 k_{b2} の代わりに適用して表わされる i 番セルの荷重変形関係を使えば (20) 式中の $Q_i(\phi)$ を評価することができ、それを (21) 式に用いることで接合部の回転角と作用モーメントの関係を得ることができる。

4.3 モーメント抵抗接合部実験結果との対応

前節までで述べたモーメント抵抗接合部の荷重変形関係の評価方法と実験値との対応から妥当性の検証を行う。対象とする実験結果は、既報⁵⁾で報告している試験体のうち、表 6 に示す 6 体を対象とした。試験体の山形状はいずれも $p = 25\text{mm}$ 、 $\theta = 45^\circ$ である。A シリーズ試験体は主材、側材ともに $250\text{mm} \times 50\text{mm}$ の断面を有するモーメント抵抗接合部であり、パネルゾーンは 50mm サイズのセル 25 個に分割して評価した。また、B シリーズ試験体は主材が $550\text{mm} \times 96\text{mm}$ 、側材が $550\text{mm} \times 48\text{mm}$ の断面を有する接合部であり、パネルゾーンは A シリーズと同じ大きさの 50mm サイズの

セル 121 個に分割して評価した。同表には、有効セル数 N_e 、式 (23) の α の評価に必要な片持ちばりスパン l およびの α の値も併記した。また、試験体 A-S6 を例に、各セルの荷重変形関係評価に必要な (24) 式の係数 β_i および、各有効セルの荷重変形関係を図 20 中に示した。

ところで、前節までの評価は山斜面の抵抗のみに関するものであるため、実験結果と対応させるためには山形加工のないボルトのみの接合部挙動と合算する必要がある。そこで、既報⁵⁾ で比較用に用いられているボルトのみの接合部の荷重変形関係を図 21 に示す直線で近似し、これと (21) 式の評価値とを足しあわせて実験結果と比較した。

図 22 はこうして得られた荷重変形関係とモーメント抵抗接合部の実験結果との対応を示したものである。最大耐力以降の挙動でやや誤差が認められるものの、全体的には初期剛性、降伏点、最大耐力点ともに実験結果をよく説明できていると言える。

5. 結論

本研究で得られた結論は、下記の通りである。

- 1) 山形接合部のせん断挙動に対し、側材を締め付けるボルト座金のめり込み、接触する山斜面の支圧および摩擦を考慮した力学モデルを提案した。
- 2) 山形接合部の 2 面せん断実験を行い、提案した力学モデルの妥当性を検証した。その結果として、初期剛性、降伏耐力、二次剛性、最大耐力、最大耐力時の変形はそれぞれ (8), (9), (12), (13), (17) 式で評価できることを示した。
- 3) 2 面せん断挙動の評価結果をモーメント抵抗接合部の挙動に応用し、モーメント抵抗接合部の荷重変形関係の評価方法を提示するとともに、既往の実験結果との対応からその妥当性を示した。

図 20 有効セルと各セルの δ_y - Q 関係 (試験体 A-S6)

表 6 検証のためのモーメント抵抗接合部試験体概要⁵⁾

試験体名	ボルト本数	ボルト種類	ボルト配置円の半径 (mm)	パネルゾーンサイズ (mm)	側材厚 (mm)	セル分割数	有効セル数 N_e	片持梁スパン l (mm)	α
A-S1	1	M12	0	250×250	50	5×5	10	125	0.87
A-S4	4	WC-25	41					84	0.85
A-S6	6		82					43	0.97
B-S1	1	M12	0	550×550	48	11×11	22	275	0.49
B-S9	9	WR-40	215					60	0.91
B-S25	25		130&215					60	0.79

(a) A シリーズ試験体

(b) B シリーズ試験体

図 21 山形加工無しの試験体の荷重変形関係⁵⁾

図 22 2 面せん断実験結果から評価したモーメント抵抗接合部の荷重変形関係と実験値⁵⁾ との対応

本報で提示した評価は今回の研究で対象とした試験体に限られたものである。今後、本モーメント抵抗接合部の実用化にあたっては、さらに山形状や樹種の影響等、一般性を持った評価を行っていく必要がある。

謝辞

実験の実施、および実験データの整理にあたっては、(有)ケーイングの塚本泰久氏、(株)JR 東海建設の岡田 真氏、および大成建設(株)の嶺岡慎悟氏の協力を得ました。また、本研究の実験の一部は、耐震実験施設の効率的運用による東海地域の地震災害軽減連携融合事業(Task 4: 耐震補強効果実証実験)による研究推進等経費によりました。ここに感謝の意を表します。

参考文献

1) 岡田 真, 井戸田秀樹, 塚本泰久: 接合面に山形加工を施した集成材モー

メント抵抗接合部の提案, その2 山形加工接合部の剛性および耐力評価, 日本建築学会東海支部研究報告集, 第42号, pp.293-296, 2004.2

2) 岡田 真, 井戸田秀樹: 接合面に山形加工を施した集成材モーメント抵抗接合部の提案, その2 山形加工接合部の剛性および耐力評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.333-334, 2004.8

3) 嶺岡慎悟, 井戸田秀樹: 接合面に山形加工を施した集成材モーメント抵抗接合部の提案, その3 モーメント抵抗接合部の耐力評価, 日本建築学会東海支部研究報告集, 第43号, pp.197-200, 2005.2

4) 嶺岡慎悟, 井戸田秀樹: 接合面に山形加工を施した集成材モーメント抵抗接合部の提案, その3 モーメント抵抗接合部の耐力評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.197-2000, 2005.9

5) 井戸田秀樹: 接合面に山形加工を施した集成材モーメント抵抗接合部の提案, 日本建築学会構造系論文集, 第598号, pp.117-123, 2005.12,

6) 軸組工法木造住宅の許容応力度設計, 日本住宅木材技術センター

(2007年10月10日原稿受理, 2008年2月14日採用決定)