木質ラーメンにおける弾塑性挙動の簡易計算手法の提案

SIMPLE CALCULATION METHOD OF ELASTIC AND PLASTIC BEHAVIOR OF MOMENT RESISTANCE TIMBER FRAME

小谷竜城 ——— * 1 小宅智己 ——— * 2
村上雅英 ——— * 3

Ryuki ODANI ——— * 1 Tomoki OYAKE ——— * 2
Masahide MURAKAMI — * 3

キーワード：
木質ラーメン, モーメント抵抗接合, 弾塑性挙動, 簡易計算, 数値解析

Keywords:
Semi-rigid timber frame, Bending moment resisting joint, Elastic and plastic behavior, Simple calculation method, Numerical analysis

A simple calculation method is proposed for predicting the elastic and plastic behavior of moment resistance timber frames without using non-linear numerical analyses by wire frame modelling. The behavior of timber frames which have multiple stories and spans can be calculated by hand or spreadsheets based on flexural stiffness of members and spring behaviors of joints. The accuracy of the calculation method have been verified by comparing calculation results with results of experiments and non-linear numerical analyses under several different conditions. This calculation method can be used for estimating the structural behavior of timber frames as well as numerical analyses.

1. はじめに

木造住宅では、文献2)において、1層1スパンのラーメンフレーム(以下、フレームとする。)1門あたりの許容せん断耐力を用い、耐力壁と同様の扱いで壁量加算則に基づき許容応力度計算を行う方法が示されている。この場合、フレーム1門あたりの許容せん断耐力は、実験もしくは弾塑性増分解析で評価する方法が同文献に示されている。実験で評価する場合は、実建物における固定荷重と積載荷重に相当する鉛直荷重を載荷しながらの水平載荷試験が求められるため、実験可能な設備に限られる。また、同実験で得られたフレーム1門あたりの許容せん断耐力は、載荷した鉛直荷重の範囲内でのみ実建物で使用可能であり、設計の自由度が低いという課題がある。一方、弾塑性増分解析で評価する場合は、接合部実験もしくは文献3)に基づいて計算した接合部性能を回転バネに置換して弾塑性増分解析を行うため、設計の自由度は高いが弾塑性増分解析を行うためのプログラムが必要になる。一般的に、弾塑性増分解析が可能で回転バネが入力可能な数値解析プログラムは、応力解析プログラムと比較してコストが高く、導入の足枷となる場合が多い。合わせて、モデル化を行うための知識が必要となり、設計者の力量が求められる。そのため、限られた構造設計者のみがこの手法を用いて構造計算が可能である。

木質ラーメンは、鉄筋コンクリート造や鉄骨造のラーメン構造とは異なり、フレーム全体の変形に対して接合部の変形が占める割合が大きく、接合部を剛接合としてモデル化すると危険側の評価となる。また、接合部は、全強接合(保有耐力接合)が困難であり、接

合部のモーメント抵抗性能でフレーム全体の性能が決まるため、接合部に生じる応力と変形を適切に評価する必要がある。そのため、部材断面を決めただけではフレームとして負担できる水平力(せん断力)が決まらず、都度、数値解析を行いフレームの負担せん断力と接合部に生じる応力を確認する必要がある。なお、数値解析は、前述の通り、接合部を回転バネに置換して数値解析を行う手法が一般的(例えば文献2)である。

以上の通り、木質ラーメンを用いるには、実験費用やプログラムの導入コストが必要となる。また、構造設計者には、作業手間と一定以上の知識が必要となる。ゆえに、比較的簡易に木質ラーメンが設計可能な手法を提案することは、木質ラーメン構造の普及と設計の自由度向上に繋がると考えられる。そのため、簡易な構造計算手法は、以下の条件を満たす必要があると考えられる。

- ・ フレームの状態での実験を必要としないこと。
- ・ 接合部のモーメント抵抗性能から、フレームの弾塑性挙動が把握可能であること。
- ・ 弾塑性増分解析プログラムを用いず、表計算プログラムを用いる等の比較的簡易な手法でフレーム1門あたりの負担せん断力(許容せん断耐力)が求められること。

ゆえに本報では、これらの条件を満たす簡易な構造計算手法(以下、簡易計算とする。)を提案することを目的とする。

2. 弾塑性挙動の簡易計算法

簡易計算は、木質ラーメンのフレーム全体の変形の中で、接合部

本稿は既往文献1)に加筆・修正したものである。

¹⁾ ㈱エヌ・シー・エヌ 博士(農学)
(〒108-0075 東京都港区港南1-7-18)

²⁾ BX カネシン㈱ 修士(工学)

³⁾ 近畿大学建築学部建築学科 教授・工博

¹⁾ New Constructor's Network, Dr. Agr.

²⁾ BX Kaneshin Co., Ltd., M. Eng.

³⁾ Prof., Faculty of Architecture, Dept. of Architecture, KINDAI Univ., Dr. Eng.

図1 簡易計算法の考え方

の回転変形が占める割合が部材の変形よりも大きいことに着目した手法である。そのため、通し柱構法に限定すると、図1に示す通り、部材剛体モデルと剛接合モデルが直列の関係にあると仮定し、以下の手順でフレーム全体の弾塑性挙動を求める。

① 部材剛体モデルを用いてフレームの負担せん断力を求める

フレームの負担せん断力は、上記の通りフレーム全体の变形に対して接合部の回転変形が占める割合が大きいことから、通し柱構法の場合、各接合部の回転変形 θ が層間変形角 R_i に等しいと仮定し、部材を剛、接合部を回転バネとした部材剛体モデルから算出する。

$$\Sigma(Q_i \cdot h_i) = \Sigma(P_i \cdot H_i) = \Sigma M_j \quad \cdots (1)$$

$$\delta_{ji} = R_j \cdot h_i \quad \cdots (2)$$

ここで、 M_j ：接合部 j の回転角 θ =層間変形角 R_i における曲げ抵抗モーメント、 P_i ： i 層に作用する水平力、 h_i ： i 層のモデル高さ、 H_i ：構造モデルの柱脚接合部の回転中心から i 層モデル芯までの高さ、 δ_{ji} ：部材剛体モデルにおける i 層の層間変位

② 剛接合モデルを用いて部材の变形を求める

部材剛体モデルでは、部材の变形が考慮されていない。そこで、部材の断面性能を考慮した線材を剛接合した骨組に部材剛体モデルで用いた P_i の比率で水平力を作用させ、たわみ角法等の方法で弾性

解析を行い、部材が变形することで生じる i 層の層間変形角 R_{Ei} を算出する。

③ フレーム全体の層せん断力 Q_i -層間変形角 R_i 関係を求める

層間変形角 R_i は、部材剛体モデルと剛接合モデルが直列の関係であると仮定すると、同じ層せん断力 Q_i 時の各層の δ_{ji} と δ_{Ei} から下式で求める。

$$R_i = (\delta_{ji} + \delta_{Ei}) / h_i \quad \cdots (3)$$

$$\delta_{Ei} = R_{Ei} \cdot h_i \quad \cdots (4)$$

ここで、 δ_{Ei} ：剛接合モデルにおける i 層の層間変位

なお、文献2においては、剛域を設ける等の接合部形式に応じたモデル化の必要性が示されているが、本報では、モデル化の厳密性よりもフレーム全体の挙動を簡易に求めることを目的としていることから剛域は考慮しない。ただしこの場合、接合部の曲げモーメント M -回転角 θ 関係は、剛域を考慮しないモデル化に応じた位置で評価を行う必要がある。

3. 簡易計算法の妥当性の検証

3. 1 実験的検証

本節では、簡易計算法の妥当性を、1層1スパン試験体を用いた静的加力実験結果との比較で検証する。

(1) 静的加力実験

試験体は、図2に示す1層1スパン試験体で、鉛直荷重 V の大きさを変数として文献2に基づき静的加力実験を実施した。鉛直荷重 V は、鉛直方向に常時一定の荷重を載荷し、その大きさは、試験体No.1が $V=0\text{kN}$ （鉛直荷重無し）、No.2が $V=38\text{kN}$ 、No.3が $V=50\text{kN}$ とした。なお、鉛直荷重 V の大きさは、フレームの梁端の曲

図2 1層1スパン試験体

(a) 接合部の $M-\theta$ 関係

(b) 柱脚接合部

(c) 柱梁接合部

図3 接合部実験

げモーメントが、図3の(c)に示す別途実施した柱梁接合部の面内曲げせん断実験結果から評価した長期許容曲げモーメントの1/2となる $V=38\text{kN}$ 、2/3となる $V=50\text{kN}$ である。

(2) 簡易計算の方法

簡易計算モデルは、部材芯でモデル化し、計算に用いる接合部の曲げモーメント M —回転角 θ 関係は、図3に示す別途実施した接合部実験結果を用いる。この時、接合部の曲げモーメント M —回転角 θ 関係は、簡易計算モデルのモデル化と一致するように剛域は考慮せず、図3に示すせん断スパン位置で評価を行った。なお、接合部実験は、試験体数3体とし、計算に用いる値は試験体数3体の相平均値とした。また、柱梁接合部は、加力方向毎にモーメント抵抗性能が異なるため、加力方向を考慮して簡易計算を行う。なお、フレームの実験で得られた水平力 Q には、鉛直荷重 V によって生じる P — Δ 効果の影響が含まれている。そこで、簡易計算結果に以下の方法で P — Δ 効果の影響を考慮する。

$$P-\Delta\text{効果を考慮した水平力}Q'=Q-(V\cdot\delta/H) \quad \cdots(5)$$

ここで、 V ：鉛直荷重で下方向を正とする、 δ ：層間変位、 H ：試験装置架台天端から加力芯までの距離

本報では、簡易にフレームの弾塑性挙動を把握することを目的としていることから、1層1スパン程度の規模であれば電卓を用いて計算できるレベルであることが望ましいと考えられる。そこで、本節の簡易計算で剛接合モデルを用いて計算する部材の変形は、基礎的な解析手法であるたわみ角法等を用いることを想定して曲げ変形のみとし、軸方向変形やせん断変形は考慮しない。

(3) 実験結果との比較

図4及び表1に簡易計算と実験の結果の比較を示す。参考としてNo.1のみ剛接合モデルの剛性を併記する。ここで、表1に示す値は、文献2に基づき完全弾塑性モデルへ置換して評価した。この時、終局変形角が1/15rad.を超える場合は、1/15rad.で打ち切って評価を行い、これ以降の検証においても同様とした。同図及び同表から、計算結果は、実験結果の初期剛性 K を過小評価しているが耐力は概ね一致している。また、計算結果は、鉛直荷重の有無によら

ず終局状態まで概ね追えており、簡易計算法は妥当であると判断する。なお、初期剛性 K を過小評価している点について、フレーム実験では、部材自重や鉛直荷重によって摩擦抵抗が生じるため、結果として初期滑りが抑えられ接合部剛性が大きくなり、摩擦抵抗の影響が小さい接合部実験結果を用いた簡易計算結果と比較して、フレーム実験結果の初期剛性 K が上昇したと考えられる。これは、本報と類似の実験を行っている文献4でも、鉛直荷重によって梁端部の剛性が上昇したと考察しており、本報の結果と一致している。また、鉛直荷重を載荷することで柱脚接合部の中立軸が移動し回転剛性が増減することも考えられるが、本報の実験は住宅用ラーメンを想定しているため部材せいが小さく、また、載荷した鉛直荷重程度であれば、柱脚接合部の中立軸が移動したとしてもフレーム全体に与える影響は小さいと考えられる。

3. 2 1層1スパンモデルを用いた解析的検証

前節では、1層1スパン試験体を用いた実験結果と比較することで簡易計算法の妥当性を検証した。本節では、増分解析結果を正解として簡易計算結果と比較することで、様々な状況下での簡易計算法の妥当性を検証する。

(1) 解析変数

検証モデルを図5に示す。検証モデルは、スパン、階高、柱と梁部材の断面性能を一定とし、接合部のモーメント抵抗性能と鉛直荷重の有無を変数とした。接合部のモーメント抵抗性能は、図3に示す接合部実験結果のうち、柱梁接合部の閉じる側を負勾配を含む4折れ線モデルに置換した接合部Aをベースとし、以下に示す5通りの仮想接合部を作成した。ここで、図5(b)に示す接合部効率とは、ベースとした接合部実験結果の柱の強軸方向の短期許容曲げモーメント $36\text{kN}\cdot\text{m}$ に対する接合部の降伏モーメント M_y (図5(b)の第1折れ点) の比を示す。

- ・接合部A：接合部実験そのまま
- ・接合部B：接合部Aの縦軸（曲げモーメント M ）を1/3倍
- ・接合部C：接合部Aの縦軸（曲げモーメント M ）を1.5倍

図4 簡易計算結果と実験結果の比較

表1 簡易計算結果と実験結果の比較

試験体名		初期剛性 K [kN/rad.]	降伏耐力 Q_y [kN]	終局耐力 Q_u [kN]	最大耐力 Q_{max} [kN]	塑性率 μ
No.1	実験値	1473	21.8	32.9	35.9	2.99
	計算値	1199	21.0	32.4	35.1	2.47
	計算／実験	0.81	0.97	0.99	0.98	0.83
No.2	実験値	1392	21.3	32.0	35.5	2.91
	計算値	1193	19.3	30.4	32.7	2.62
	計算／実験	0.86	0.91	0.95	0.92	0.90
No.3	実験値	1729	20.1	31.6	33.8	3.65
	計算値	1182	19.1	29.8	32.0	2.64
	計算／実験	0.68	0.95	0.94	0.95	0.72

※計算値は P — Δ 効果を考慮した値を示す

(a) 検証モデル

接合部	A	B	C	D	E*
接合部効率	35%	12%	53%	35%	88%

※簡易計算の妥当性を検証することを目的としているため、部材の破壊に対する検証は対象としない。

(b) 接合部のモーメント抵抗性能

図5 1層1スパン検証モデル

図6 鉛直荷重無しの場合の1層1スパンモデルを用いた増分解析と簡易計算の結果の比較

図7 鉛直荷重無しの場合の代表的な層せん断力 Q —層間変形角 R 関係

- ・ 接合部D: 接合部Aの横軸 (回転角 θ) を1.5倍
- ・ 接合部E: 接合部Aの縦軸 (曲げモーメント M) を2.5倍、横軸 (回転角 θ) を1/2倍

本検証では、接合部A～Eの特性を用いて、等分布荷重の有無: 3通り、柱脚接合部: 5通り、柱梁接合部: 5通りの合計75通りについて簡易計算と増分解析の結果の比較を行う。なお、増分解析は、一方向の静的増分解析とし、解析には任意形状立体フレームの弾塑性解析プログラムSNAP (株式会社構造成システム, Ver.7.0.1.5) を用いた。

(2) 増分解析結果との比較・鉛直荷重無しの場合

これ以降の検証では、2種類の降伏耐力を用い、降伏耐力を文献2に基づき完全弾塑性モデルへ置換し評価した場合を Q_{y-B} 、いずれかの接合部が降伏曲げモーメント M_y (図5(b)の第1折れ点) に達した時点のフレームの負担せん断力を Q_{y-J} と表記する。また、初期剛性 K 、終局耐力 Q_u 、最大耐力 Q_{max} 、並びに塑性率 μ は、降伏耐力 Q_{y-B} と同様に、文献2に基づき完全弾塑性モデルへ置換し評価した値とする。なお、この時の層せん断力 Q —層間変形角 R 関係は、層間変形角 R が1/15rad.以下の範囲を評価の対象とした。

図6に鉛直荷重無しの場合の増分解析と簡易計算の結果の比較を、図7に鉛直荷重無しの場合で増分解析と簡易計算の結果が概ね一致する場合と一致しない場合の代表的な層せん断力 Q —層間変形角 R 関係を示す。同図より、簡易計算結果は、増分解析結果に対して耐力は概ね一致している。ただし、降伏耐力については、いずれかの接合部が降伏曲げモーメント M_y に達した時点以降を降伏耐力 Q_{y-J} とした場合、簡易計算と増分解析で結果が一致していない。これは簡易計算では、部材剛体モデルを用いて、層間変形角=接合部の回転角として計算しているが、実際には部材の曲げ変形の影響や部材端部の固定度 (接合部の回転剛性) の影響を受け、接合部が降伏するタイミングが部材剛体モデルと比較して前後するため、降伏耐力 Q_{y-J} が一致しない。一方、降伏耐力を完全弾塑性モデルへ置換し評価した降伏耐力 Q_{y-B} とした場合は、簡易計算と増分解析で結果が概ね一致している。この結果の違いは、評価方法の違いによるものであり、いずれかの接合部が降伏したとしても急激な剛性低下が生じなければフレーム全体に与える影響は小さいと考えられ、一般的に木質構造の降伏耐力の評価に用いる完全弾塑性モデルへ置換し評価する方法であれば、提案する簡易計算法は概ね妥当であると判断できる。また、変形に関しては、幾つかの結果が変形を過小評価、即ち、剛性を過大評価する傾向が見られる。ここで、増分解析結果は、曲げ変形だけでなく、軸方向変形やせん断変形も含む全ての変形を考慮した結果であるため、簡易計算結果も曲げ変形だけでなく、全ての変形を考慮した方が増分解析結果に近い結果となるが、その差は僅かである。

簡易計算結果が増分解析結果に対して変形を大幅に過小評価する場合を調べたところ、接合部の組合せが接合部Aと接合部B、接合部Bと接合部E、接合部Cと接合部B、もしくは、接合部Dと接合部Eであった。これらは、接合部の接合部効率が大きく異なる組合せである。そのため、柱脚接合部と柱梁接合部の回転剛性を比較すると、一方が相対的にピン接合に近い状態となっており、柱梁接合部の回転剛性 K_{ot} に対する柱脚接合部の回転剛性 K_{ob} の比 K_{ob}/K_{ot} は0.22以下もしくは4.5以上であった。なお、接合部効率が最も高い接合部Eや最も低い接合部Bであったとしても、柱脚接合部と柱梁接合部が同じ組み合わせであれば、フレーム全体の変形に対する部材と接合部の変形割合によらず、簡易計算結果と増分解析結果は概ね一致している。変形を過小評価する場合について、図8に示す通り、回転剛性が低い側の接合部をピン接合として層間変位を計算し、図1の剛接合モデルで計算した層間変形角 δ_E と置き換えて簡易計算の層間変形角を再度計算した。図9に回転剛性が低い側の接合部をピン接合として層間変形を計算した簡易計算結果と増分解析結果の比較を示す。同図より、簡易計算結果は増分解析結果に対して概ね一致かもしくは、変形を過大評価する傾向が見られる。

以上の検討より、フレーム単位で許容応力度計算を行う手法²⁾で

回転剛性が低い側をピン接合として部材の変形を計算

図8 回転剛性の差が大きい場合の変形の計算方法

※上記の図には変形を過小評価する場合のみを記載

● 剛接合モデルで変形を計算 ● 回転剛性が低い側をピン接合として計算

(a) 簡易計算と増分解析の結果の比較

(b) 代表的な層せん断力 Q —層間変形角 R 関係

図9 層間変位の計算方法を変更した場合の結果の比較

あれば、回転剛性が低い側の接合部をピン接合としてモデル化する方法は、特定変形角時の耐力と $0.2 \times \text{終局耐力} \times \sqrt{2\mu - 1}$ が安全側の評価となるため、接合部の接合部効率が大きく異なる場合の対応策の1つとして有効である。なお、フレーム全体の耐力評価は、図6より、降伏耐力 Q_{y-B} 、終局耐力 Q_u 、並びに最大耐力 Q_{max} の結果が簡易計算と増分解析で概ね一致しており、柱脚接合部と柱梁接合部の接合部効率が大きく異なる場合の影響は僅かである。

(3) 増分解析結果との比較・鉛直荷重有りの場合

フレームに鉛直荷重が作用する場合、梁端部に鉛直荷重分の曲げモーメントが付加されることで、水平力作用時に梁端部が負担できる曲げモーメントが減少する。そのため、鉛直荷重の大きさによっては僅かな水平力で梁端部接合部が降伏し、水平力に対してのみの設計では降伏耐力の評価が危険側となる。ただし、図10のように等分布荷重によって梁端部に生じる曲げモーメントは、梁の左右で打ち消し合う方向に作用するため、フレーム全体で見た場合、降伏耐力への影響は極めて小さい。一方、いずれかの接合部が最初に降伏した時点の水平力 Q_{y-J} は、上記の通り、鉛直荷重によって生じる曲げモーメントが水平力によって生じる曲げモーメントに付加されるため、鉛直荷重の影響を考慮する必要がある。そこで、図10に示す両端固定で部材端部に回転バネを配置したモデルを用いて鉛直荷重によって生じる梁端部の固定端曲げモーメント M_B を求め、接合部の降伏モーメント M_y との比でフレームに生じる水平力（降伏耐力）を低減し、簡易に鉛直荷重の影響を式(10)で求める。

$$M_B = (wl^2/4)[(1+6\lambda)/(2+6\lambda)-1] \quad \dots(6)$$

$$\lambda = EK/K_{OB} \quad \dots(7)$$

$$K = I/l \quad \dots(8)$$

$$\text{低減係数} \gamma = (M_y - M_B)/M_y \quad \dots(9)$$

$$Q' = Q \cdot \gamma \quad \dots(10)$$

ここで、 E ：梁部材の曲げヤング係数、 K_{OB} ：梁端部の回転剛性、 I ：梁部材の断面二次モーメント、 Q ：低減前の水平力（降伏耐力）、 Q' ：低減後の水平力（降伏耐力）

図11に鉛直荷重有りの場合の簡易計算と増分解析の結果の比較を

図10 梁端部の曲げモーメント算出モデル

図11 鉛直荷重の影響を考慮した結果

示す。参考として、降伏耐力 Q_{y-B} の式(10)での低減の有無による結果の比較を合わせて示す。ここで、鉛直荷重有りの場合は、前節で示した実験結果との比較と同様に、鉛直荷重 V =等分布荷重 $w \times \text{スパン} l$ とした式(5)を用いて簡易計算結果と増分解析結果のどちらも、 P — Δ 効果の影響を考慮した。また、簡易計算で剛接合モデルを用いて計算する部材の変形は、曲げ変形のみを考慮した結果を用い、柱脚接合部と柱梁接合部で変形性能の差が大きい場合であっても層間変位の補正は行っていない。同図より降伏耐力 Q_{y-B} は、上記の通り低減の必要は無いため、低減を行わずとも簡易計算と増分解析の結果は概ね一致している。一方、いずれかの接合部が降伏した時点フレーム全体の降伏耐力 Q_{y-J} とした場合は、式(9)で示した低減係数 γ を考慮することで、簡易計算結果は増分解析結果に対して概ね安全側の評価となっているが、鉛直荷重が大きく、かつフレーム全体の降伏耐力 Q_{y-J} が高い場合は安全側過ぎる結果となっている。また同図の結果には、柱脚接合部が先行降伏する場合も含まれるが、概ね安全側の評価となっている。

3. 3 多層多スパンモデルを用いた解析的検証

(1) 解析変数

本節では、図12に示す多層多スパンモデルを用いた増分解析と簡易計算の結果を比較することで、簡易計算の妥当性を検証する。部材断面及び接合部の復元力特性は、前節の1層1スパンモデルを用いた解析的検証と同じとした。接合部の組み合わせは、表2に示す通り、モデル毎に3通りとした。モデルに作用させる水平力は、最上層は 600N/m^2 、それ以外の層を 1200N/m^2 とした固定荷重 DL +積載荷重 LL から求まる A_i 分布の比で作用させた。なお、本検証では鉛直荷重は考慮しない。

(2) 増分解析結果との比較

簡易計算と増分解析の1層部分の層せん断力 Q_I —層間変形角 R_I 関係の比較を図13に、2層2スパンモデルにおける接合部の降伏順の比較を表3に示す。ここで、簡易計算における層間変位の計算は、増分解析と同様の計算条件で比較するために曲げ変形だけでなく全ての変形を考慮した。同図より、多層多スパンであっても簡易計算は増分解析と結果が概ね一致しており、簡易計算法が妥当であることが確認された。ただし、表3に示す2層2スパンモデルを用いた場合の接合部の降伏順を見ると、簡易計算と増分解析で接合部の降伏順が一致していない。これは簡易計算では、部材剛体モデルを用い

図12 多層多スパン検証モデル

表2 接合部の組み合わせパターン

	柱脚 接合部	柱梁接合部	
		右記以外	最上階
①	接合部A	接合部C	接合部A
②	接合部E	接合部C	接合部A
③	接合部E	接合部A	接合部A

表3 2層2スパンモデルにおける接合部の降伏順

接合部パターン	①	②	③
降伏順	増分解析 簡易計算	増分解析 簡易計算	増分解析 簡易計算
↓	b	g	g
	c	d	d
	a	k	a, b, c
	g	h	f
	d	f	e
	f	b	k
	e	d, e, f, g, h, i, j, k	h
	k	e	b
	h	a	d, e, f, g, h, i, j, k
	j	j	a
	i	i	j

構造計算に使用可能と判断できる。なお、多層多スパンラーメンであっても結果の妥当性が確認されており、木造住宅に限らず、大空間を有する中大規模建築物においても適用可能である。

簡易計算法は、柱脚接合部と柱梁接合部の接合部効率が大きく異なる場合であっても、相対的に接合部剛性が低い側をピン接合として計算を行えば安全側に評価が可能である。

パネルゾーンの破壊が生じた場合、破壊が生じた時点でフレーム全体の水平力（負担せん断力）が頭打ちになることが筆者らの研究において実験⁵⁾⁶⁾で確認されており、パネルゾーンの破壊を制御しなければ提案した構造計算手法では終局性能評価が危険側の評価となる場合がある。現時点では、柱梁接合部のパネルゾーンの破壊の検定が簡易計算法では含まれていないが、別途考慮することは可能である。この点については、今後、パネルゾーンの破壊を制御するための設計法を提案予定である。

参考文献

- 1) 小宅智己, 小谷竜城, 林拓磨, 村上雅英: 木質ラーメンの構造設計手法に関する研究 その3 弾塑性挙動の簡易計算方法の提案, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.485-486, 2019.9
- 2) 日本住宅・木材技術センター編: 木造ラーメンの評価方法・構造設計の手引き (2016年版), 第1版, 2016.3
- 3) 日本建築学会編: 木質構造接合部設計マニュアル, 第1版, 2009.11
- 4) Kageyama, M., et al.: STUDY ON HORIZONTAL SHEAR BEHAVIOR OF MOMENT RESISTANCE TIMBER FRAME UNDER VERTICAL LOAD, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.76 No.661, pp.581-590, 2011.3 (in Japanese)
- 5) 景山誠, 村上雅英: 鉛直荷重の影響を受ける木質ラーメンの水平せん断挙動に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第76巻 第661号, pp.581-590, 2011.3
- 6) 小谷竜城, 林拓磨, 小宅智己, 村上雅英: 木質ラーメンの構造設計手法に関する研究 その1 静的加力実験と解析的検討, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.481-482, 2019.9
- 6) 林拓磨, 村上雅英, 小宅智己, 小谷竜城: 木質ラーメンの構造設計手法に関する研究 その2 柱-梁接合部のせん断設計に関する検討, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.483-484, 2019.9

[2020年5月6日原稿受理 2020年7月27日採用決定]

※いずれも1層部分の層せん断力 Q_j -層間変形角 R_j 関係を示す

図13 多層多スパンモデルを用いた検証結果

て層間変形角＝接合部の回転角として計算しているが、実際には部材の曲げ変形の影響や部材端部の固定度（接合部の回転剛性）の影響を受け、接合部が降伏するタイミングが部材剛体モデルと比較して前後するためである。そのため、簡易計算法を用いて接合部の降伏順を評価することは困難であるが、フレーム全体で見れば概ね層せん断力 Q -層間変形角 R 関係は再現できていることから、一般的な節点振り分け法と同様の位置付けで構造計算に利用可能であると考えられる。

4. まとめ

本報では、木質ラーメンの簡易な構造計算手法を提案し、実験結果や弾塑性増分解析結果と比較することでその妥当性を確認した。

本報で提案した簡易計算法は、弾塑性増分解析プログラムを用いず、表計算プログラム等でフレーム1門あたりの許容せん断耐力が評価可能である。また、接合部のモーメント抵抗性能からフレーム全体の面内せん断性能を算出しているため、フレームの面内せん断耐力には接合部の評価が含まれており、構造計画段階は勿論、構造計算においても提案した構造計算手法は有効である。そのため、簡易計算法は、一般的な節点振り分け法やD値法と同様の位置付けで