円形孔を有する集成材梁の耐力に関する研究

FEM による対称異等級構成集成材の割裂耐力の推定

STUDY ON STRENGTH OF GLUED LAMINATED TIMBER BEAMS WITH ROUND HOLES

Estimation of splitting strength of glued laminated timber composed of heterogeneous grade by finite element analysis

岡本 滋史^{*1}, 荒木 康弘^{*2}, 秋山 信彦^{*3},
小谷 竜城^{*4}, 青木 謙治^{*5}, 稲山 正弘^{*6}Shigefumi OKAMOTO, Yasuhiro ARAKI, Nobuhiko AKIYAMA,
Ryuki ODANI, Kenji AOKI and Masahiro INAYAMA

At present, few strength evaluation methods have been established for timber beams containing round holes but several have been proposed in Japan and overseas. However, it is not clear whether the method can be applied to glued laminated timber composed of heterogeneous material grades mainly used for beams in Japan and elsewhere. In this paper, we experimentally verify that the proposed strength evaluation method can be applied to glulams. Moreover, we verify that the strengths of glulams that also contain round holes can be estimated using finite element analysis.

Keywords : Glued laminated timber, Beam, Round hole, Splitting, Finite element method

集成材, 梁, 円形孔, 割裂, 有限要素法

1. はじめに

建築を経済的に設計する場合には、建築物の高さや階高を抑えて天井高さを確保することが求められるが、梁せいが大きいと梁下部に設備配管等を配置できない場合があり、梁に孔を設けて対応する必要がある。鋼構造や鉄筋コンクリート造では、孔を設けた梁の補強方法や耐力評価法が確立されているが、木質構造では、I ビームの OSB 等のウェブ部分に孔を設けるものを除くと、文献 1)2)で仕様規定として製材や集成材の円形孔を設けた梁（以下、有孔梁とする。）の制限が記載されているが、有孔梁の耐力評価法は示されていない。

国外ではスウェーデンやドイツなどで有孔梁の耐力評価法が設計規準等に定められており、文献 3)4)に詳しくまとめられている。繊維直交方向に作用する引張（以下、横引張とする。）によって孔が割裂破壊するときの耐力を算定するもので、各耐力評価法の概要は以

下の通りである。

(1) テーパー梁と仮定した耐力評価法

Fig.1 に示すように孔の周りの応力分布をテーパー率 1/1 のテーパー梁とほぼ同じであると仮定し、テーパー梁の強度算定式に基づいた耐力評価法である。

Fig.1 Tapered beam model

(2) 横引張力による耐力評価法

Fig.2 に示すように 45° 部分に作用する横引張力 T_{90} を $(0.5 \times I_{t90})$

*¹ 大阪市立大学大学院生活科学研究科 講師・博士(工学)*² 国土技術政策総合研究所 主任研究官・博士(工学)*³ 国土技術政策総合研究所 研究官・博士(農学)*⁴ (株)エヌ・シー・エヌ 博士(農学)*⁵ 東京大学大学院農学生命科学研究科 准教授・博士(農学)*⁶ 東京大学大学院農学生命科学研究科 教授・博士(工学)

Lect., Grad. School of Human Life Sci., Osaka City Univ., Dr.Eng.

Senior Researcher, National Institute for Land and Infrastructure Management, Dr.Eng.

Researcher, National Institute for Land and Infrastructure Management, Dr.Agr. New Constructor's Network, Dr.Agr.

Assoc. Prof., Grad. School of Agric. and Life Sci., The Univ. of Tokyo, Dr.Agr.

Prof., Grad. School of Agric. and Life Sci., The Univ. of Tokyo, Dr.Eng.

×梁幅)で除して横引張応力度 σ_{t90} を算定し、それが横引張強さに到達する時点の負担荷重を耐力とする耐力評価法である。せん断力によって生じる横引張力は理論的に誘導され、モーメントによって生じる横引張力は実験式である。

Fig.2 Tension strength perpendicular to the grain

(3) 寸法効果を考慮した横引張力による耐力評価法

(2)の考え方と同様に横引張応力度が横引張強さに到達する時点の負担荷重を耐力とする耐力評価法であるが、横引張応力度 σ_{t90} は FEM を用いて誘導し、Fig.3 に示す Ω の部分に応力が作用しているとして寸法効果をワイブル最弱リンク理論による補正係数として定めている点が異なる。

Fig.3 Large stress area

国内でも文献 5)6)で耐力評価法が提案されており、こちらも同様に横引張によって孔が割裂破壊するときの耐力を算定するもので、各耐力算定方法の概要は以下の通りである。

(4) モード I の破壊エネルギー G_{Ic} を用いた耐力評価法

文献 5)では孔周りに作用する横引張力による割裂耐力を破壊エネルギーを用いて推定する方法を提案している。破壊エネルギーを用いることで寸法効果も評価できていることが示されている。

(5) 斜め引張による耐力評価法

文献 6)では、横引張だけではなく他の応力成分も破壊に影響しているとして、Fig.4 に示すように孔の接線方向に作用している最大主応力が斜め引張強度を超えないことを確認する耐力評価法を提案している。

Fig.4 Estimation of splitting strength by principal stress

このように国内外で有孔梁の耐力評価法はいくつか提案されており、これらの耐力評価法を用いて有孔梁の割裂耐力を設計することは可能である。しかし、(1)(2)(3)の耐力評価法のほとんどが材せいにわたって異なる等級ラミナで構成されるため材料定数を同等とみなせない対称異等級構成集成材で適用可能かが示されておらず、国内で一般的に用いられる集成材の梁に適用できるかがわからない。また、(4)(5)の耐力評価法は対称異等級構成集成材で検証されているが、(4)では梁せいが 300mm、200mm、60mm、(5)では梁せいが 330mm で検証されており、梁せいが大きい集成材に適用できるかがわからない。

そこで、本研究では対称異等級構成集成材を対象として、梁せいと孔径を実験変数とした曲げせん断試験を行い、提案されている耐力評価法が適用可能であるかを報告する。また、孔周りに作用する応力がわかっていれば割裂耐力を精度良く推定できるかを検討するため、FEM による割裂耐力の推定方法の提案と検証を行った。

2. 曲げせん断実験

2. 1 実験概要

有孔梁の耐力評価法は主に、せん断強さから算定するものと横引張強さから算定するものがある。そこで、梁の樹種はせん断強さが高く横引張強さが低いカラマツとせん断強さが低く横引張強さが高いオウシュウアカマツの 2 種類とし、強度等級は同じ対称異等級構成集成材 E105-F300 とした。試験体及び仕様を Fig.5 に示す。試験体を曲げ破壊させることなく孔の割裂により破壊させるための形状を(1)～(5)の耐力評価法で試設計し、a, b, d の寸法を定めた。孔は加力点からの距離が短い支点側の梁せいの中央に設けた。孔径は基本的に梁せいに対する比率で 4/5～1/5 の大きさと梁せいに関わらず 30mm とする 5 種類とした。比較のため孔を設けないものを用意した。150mm、300mm、450mm の 3 種類とし、これに加えてオウシュウアカマツのみ 750mm を用意した。オウシュウアカマツの梁せい 750mm の孔径は 1/3 のみとした。試験体は仕様によって 3 体又は 2 体ずつである。

加力は 1 方向単調載荷とし、変位は加力点位置及び支点位置に変位計を設置して加力点位置の梁のたわみを計測した。

Fig.5 Test specimens and specifications

2. 2 実験結果

孔を設けていないすべての試験体、梁せい 450mm に 30mm の孔を設けたすべての試験体、梁せい 300mm に 30mm の孔を設けたオウシュウアカマツ試験体 1 体が孔に亀裂が生じずに曲げ破壊したが、その他の試験体では Photo1 のように孔に亀裂が生じて破壊した。孔に亀裂が生じた試験体は、多くの場合、最初に加力側上部に短い

亀裂が生じ、その後亀裂がある程度の長さまで進展した後に支点側下部に亀裂が生じ、その亀裂が木口まで進展して耐力が低下した。一方で、このように段階的に亀裂が生じて破壊せずに、すべての亀裂が同時に生じて破壊する試験体も見られた。

Photo1 Typical destruction

Fig.6 Load displacement relations at the loading point

荷重－変位関係を Fig.6 に示す。縦軸は加力点の荷重で、横軸は加力点の変位である。すべて曲げ破壊した梁せい 450mm で孔径が 30mm の試験体を除くと、孔が大きくなるにつれて耐力が低下する傾向が見られたが、孔径が梁せいの 1/5 以下では曲げ破壊した試験体と同程度の耐力となり、孔径が梁せいの 1/3 であっても同程度か

耐力が若干低い程度の結果となった。文献 3)には 2002 年の Eurocode 5 最終案の内容が記載されており、「孔径が 50mm 未満で梁せいの 0.1 未満の場合は無視できる」とある。曲げ破壊した試験体は孔径が 30mm で梁せいの 1/15 と 1/10 の一部の試験体であり、孔を無視できるとされているものが、耐力低下もなければ Eurocode の適用範囲に符合する結果となっていると言える。

孔に亀裂が生じて破壊したオウシュウアカマツとカラマツの最大耐力を比較してみると、梁せい 150mm では $D=H \times 2/3$ 以上の場合はオウシュウアカマツの方が高く、梁せい 300mm では $D=H \times 2/3$ 以外はオウシュウアカマツの方が高く、梁せい 450mm では $D=H \times 2/3$ 以下ではオウシュウアカマツの方が高い結果となった。

2. 3 初期クラック荷重

初期クラックが表面に全て現れて目視で確認できるわけではないため、ここでは目視で確認できた試験体から、初期クラックの出現する変位を評価し、その評価基準変位から全ての試験体について初期クラック荷重を定義することとした。曲げ破壊した試験体は除き、孔に亀裂が生じて破壊に至った試験体は 67 体で、耐力が低下せずに加力側上部の短い亀裂を目視で確認できた試験体が 36 体である。荷重－変位関係の 0.1Pmax と 0.4Pmax を結ぶ直線の傾きを剛性として、その直線を 0.1mm ずつオフセットして、荷重－変位関係との交点の荷重を求め、その荷重が目視で亀裂が確認できたときの荷重と一致するときの変位のオフセット値を評価した。亀裂発生時の変位のオフセット値の出現率を Fig.7 に示す。変位が 0.2mm オフセットした時で 33%、0.2mm 以上では 97%となった。よって、すべての亀裂が同時に生じた試験体や表面に亀裂が生じずに目視で確

Fig.7 Initial crack offset displacement

Table1 Maximum load and initial crack load

H (mm)	D (mm)	Scots pine				Larch			
		Maximum load (kN)				Maximum load (kN)			
		No.1	No.2	No.3	Mean	No.1	No.2	No.3	Mean
150	0 (No hole)	118.2	123.7	116.7	119.5	99.8	99.6	115.4	104.9
	30 (H×1/5)	97.2	104.5	102.1	101.3	73.3	72.2	66.8	70.8
	50 (H×1/3)	84.0	79.1	76.7	80.0	73.1	68.4	72.9	71.4
	100 (H×2/3)	48.7	45.2		46.9	48.7	37.6		43.1
	120 (H×4/5)	29.9	27.8		28.9	24.5	22.1		23.3
300	0 (No hole)	163.2	142.8	162.8	156.3				
	30 (H×1/10)	186.3	160.0	169.8	172.0	123.7	117.2	125.6	122.2
	60 (H×1/5)	148.9	164.0	163.0	158.6	122.1	125.0	115.0	120.7
	100 (H×1/3)	135.2	145.8	152.6	144.6	122.1	115.1	121.1	119.4
	200 (H×2/3)	59.7	67.7		63.7	53.5	58.1		55.8
	240 (H×4/5)	46.3	43.1		44.7	34.0	36.6		35.3
450	0 (No hole)	205.7	191.2		198.5				
	30 (H×1/15)	199.8	229.6	214.5	214.6	154.6	152.8	163.7	157.0
	90 (H×1/5)	245.6	253.2	207.5	235.4	160.6	180.7	156.1	165.8
	150 (H×1/3)	197.3	179.9	203.6	193.6	138.9	167.0	159.4	155.1
	300 (H×2/3)	68.4	94.1		81.3	68.4	77.4		72.9
	360 (H×4/5)	54.4	56.1		55.2	52.0	38.3		45.1
750	0 (No hole)	246.6	282.6		264.6	189.4	177.7		183.5
	250 (H×1/3)	253.5	218.4	226.0	232.7	198.2	178.5	178.3	

Note: Initial crack load is the 0.2mm offset load. No crack

認できなかった試験体を含め、ここでは変位が 0.2mm オフセット

した時の荷重を初期クラック荷重として定義する。すべての試験体の最大荷重と初期クラック荷重は Table1 の通りである。

3. 材料特性

4 章と 5 章で必要な材料特性（せん断強さ、繊維方向引張強さ、横引張強さ、モード I の破壊エネルギー）を調べるための要素実験を行った。要素実験を無欠点の小試験片で行うと材料強度が高くなる可能性があるため、材幅は試験装置の都合を除き基本的に曲げせん断試験体と同じ 105mm とした。また、孔が大きいものを除きほとんどの試験体が L80 の内層ラミナの部分で亀裂が生じて破壊しているため、オウシュウアカマツとカラマツの L80 の材料特性のみを調べることにした。

せん断強さを調べる試験は、JIS Z 2101 に従ったせん断断面が 30mm×30mm のいす型せん断試験とし、破壊した位置の強度を知るために曲げせん断実験に用いた試験体から Fig.8 のように切り出して各樹種で 20 体の実験を行った。文献 7)によるとせん断断面の幅が大きくなってもせん断強さは低下しないことが示されており、また試験装置の都合で 105mm 幅のせん断試験を行うことが難しかったため、せん断試験のみ材幅が 30mm のものとした。

Fig.8 Specimens cut from full-scale test

繊維方向引張強さを調べる試験は、曲げせん断実験に用いた試験体を製造した工場と同仕様の L80 のラミナから断面が 105mm×25mm で長さが 1000mm の試験片を作製した。引張試験は、材端を 200mm ずつチャックで固定し、一方向の単調加力試験とした。試験体にはくびれを設けずに断面を一樣としたため、材端のチャック部分で破壊したものは試験体数にはカウントせずに除外し、各樹種で 20 体の実験を行った。

横引張強さを調べる試験は、文献 8)によると JIS Z 2101 に従った試験では試験片中央で破壊しないことが多いと報告されており、曲げ試験によって横引張り強さを求める試験方法が提案されている。そこで、本研究でも Fig.9 に示す曲げ試験により横引張強さを求めることにした。曲げ試験によって横引張り強さを求める試験方法は ISO 13910 でも示されており、こちらでは最大曲げモーメント M_{max} を断面係数 Z で除した平面保持を仮定した最大曲げ応力度に最弱リンク理論に基づく低減係数を乗じている。

このことから、寸法効果を考慮する必要があることがうかがえ、材せいに応じて M_{max}/Z から求められる横引張強さが変化することが想定できる。コンクリートの曲げ強度の寸法効果に関しては、文献 9)の 4.2.2 で仮想ひびわれモデルを用いた FEM による解析結果

が報告されており、材せいが大きくなるにつれて M_{max}/Z で求められる曲げ強さが低下し、引張強さに漸近することが示されている。これは引張縁が塑性化したあとの引張軟化特性の影響で、平面保持の仮定が成り立っていないためである。コンクリートの引張軟化特性は文献 9)などの様々な文献に記載されており、木材の横引張の引張軟化特性は文献 10)などに記載されているが、コンクリートと木材の横引張を比較するとおおそ似たような引張軟化特性となっている。そこで、木材の横引張もコンクリートと同様の結果になるとの予想のもと、寸法効果の影響を受けない範囲で直接的に横引張強さを調べるのできる適切な材せい H を検討することを目的に、事前検討として、ラミナをすべてオウシュウアカマツ L80 とした集成材で材せい H を変数とした Fig.9 の実験を行った。試験体仕様とその結果を Fig10 に示す。実験結果から材せいが 150mm と 300mm では M_{max}/Z で求められる曲げ強さがほぼ等しい値となり横引張強さに近い値が求められていると考えられる。そこで、横引張強さを求める試験体は材幅 $B=105mm$ 、材せい $H=150mm$ 、支点間距離 $L=500mm$ の曲げ試験とし、ラミナをすべてオウシュウアカマツ L80 としたものが 6 体、ラミナをすべてカラマツ L80 としたものが 3 体の実験を行った。

Fig.9 Test for tension strength perpendicular to grain

Fig.10 Test results for tension strength perpendicular to grain

モード I の破壊エネルギー G_{Ic} は、文献 11)と同様の SENB の試験方法とした。 G_{Ic} の算定式はここでは割愛する。試験体は切り欠き部分と支点部分の木材を接着するものではなく、ラミナをすべて L80 とした集成材から切り出した Fig.11 に示す試験体で、オウシュウアカマツは 10 体、カラマツは 6 体の実験を行った。

Fig.11 Schematic diagram of single-edge-notched bending (SENB) test

各要素実験から得られた材料特性を Table2 に示す。横引張強さは、曲げせん断実験に用いた試験体から Fig.8 のように切り出して、

材端を 100mm ずつチャックで固定して引張った試験も行ったのでその結果も参考値として示している。

Table2 Element test results

		Tree species	AVE.	MAX.	MIN.	C.V.
Shear strength parallel to the grain	$F_s(\text{N/mm}^2)$	Scots pine	7.17	8.38	6.12	0.079
		Larch	8.72	10.09	7.52	0.079
Tension strength parallel to the grain	$F_t(\text{N/mm}^2)$	Scots pine	22.30	28.58	16.23	0.168
		Larch	20.31	26.16	16.34	0.126
Tension strength perpendicular to the grain	$F_{190}(\text{N/mm}^2)$	Scots pine	2.15	2.46	1.88	0.094
		Larch	1.98	2.01	1.94	0.019
Tension strength perpendicular to the grain (Reference values) *	$F_{190}(\text{N/mm}^2)$	Scots pine	1.40	2.23	0.75	0.288
		Larch	1.11	1.82	0.45	0.397
Fracture energy (Mode I)	$G_{Ic}(\text{N}\cdot\text{m/m}^2)$	Scots pine	375	475	243	0.238
		Larch	280	314	223	0.127

Note; * Fig.8 test results, Strength grade : L80

4. 既往の耐力評価法による割裂耐力の推定

Table2 の平均値を用いて 1 章の(1)~(5)の耐力算定方法で 2 章の曲げせん断実験の耐力を求めた。実験値と計算値の比較を Fig.12 に示す。計算値は、 $H=38\text{mm}$ から 75mm 毎に計算してその計算結果を直線で結んだものになる。(1)~(4)では最大耐力よりも過大に評価され、(5)では初期クラック時の耐力よりも安全側に評価する結果となった。実験値では、梁せいが大きくなるにつれて耐力が増加しにくくなっているが、寸法効果を考慮している(3)と(4)でも同じような傾向が見られ、耐力算定には寸法効果を適切に評価する必要があることがわかった。

(1)~(3)の耐力算定方法は、文献 3)4)でも様々な研究で行われた有孔梁の曲げせん断実験の初期クラック時の耐力と比較がされており、こちらでは概ね計算値が安全側に評価できていることが示されている。計算に用いられた材料強度は実験値ではない設計に用いられる値であり、(1)では $F_s = 3.8\text{N/mm}^2$ 、(2)(3)では $F_{t90} = 0.5\text{N/mm}^2$ である。これらの値を用いた計算値も Fig.12 に示しているが、(1)は精度良く初期クラック時の耐力を推定しているが、(2)(3)はかなり安全側の推定結果となった。オウシュウアカマツとカラマツでは基準強度が異なり、海外の基準強度とも異なるため、これらの設計式で安全側に評価するためには適切に低減された設計強度を用いる必要がある。(4)の耐力算定方法は、文献 5)で初期クラック時の耐力の大きな傾向は捉えられているものの安全側の評価にはなっていないとされているので、今回の検証も概ね同じような結果が得られている。(5)の耐力算定方法は、文献 6)で小試験片の要素試験結果から得られた材料強度を用いて、最大耐力を安全側に評価できると検証されているが、本研究とは材料強度を得るための試験方法が異なるため、かなり過小に評価される結果となった。

これらのことから、耐力算定方法によって材料強度の定め方が異なるため、設計に用いる場合には耐力算定方法に応じて適切に設定された設計強度を用いる必要があることが分かった。

5. FEM による割裂耐力の推定

木材の横引張の引張軟化特性の影響で、材せいによって曲げ強さが異なることを Fig10 で示した。これは応力勾配がある場合の寸法効果として文献 12)では、材料の一点における応力状態ではなく、一定長さの平均応力として考えることが示されている。有孔梁でも平均応力を用いた割裂耐力の推定方法が文献 13)で提案されており、Fig.13 に示すように破壊する位置の横引張とせん断の応力度分布

を FEM により求め、潜在的な破壊領域の一定長さ a_{ms} の平均応力

Fig.12 Experimental and calculated values

を用いて割裂耐力を推定するものである。しかし、この方法は孔径が大きい場合には精度良く推定できるが、孔径が小さい場合は割裂耐力を高め推定するとい

う問題点があると文献 13)で指摘されている。そこで、この問題点の解決方法を提案し、梁せいや孔径が小さいものから大きいものまで対応可能な FEM による割裂耐力

Fig.13 Mean stress

の推定方法の提案及び検証を行う。

5. 1 割裂破壊する位置の特定

割裂破壊する位置は、有孔梁の孔周りに作用する横引張応力度が最大となる位置であると仮定する。孔周りに作用する応力度は ANSYS 14.5 を用いて 2 次元の有限要素解析により求めた。解析モデルは、Fig.14 のように孔の部分が曲げせん断実験と同様の応力状態となるように設定した。木材を 4 節点平面要素とし、要素分割は 1 辺を 10mm、孔周りは節点が 1 度以下の配置になるように 10mm 程度の範囲のみ細かく分割した。要素の 1 辺を 1/2 とした場合の解析結果と比較しても Fig.16, Fig.17 の応力度が 1%以下の誤差であったため、Fig.14 の解析モデルでも最適の解が得られていると判断した。また、実験では孔周りの応力状態に影響を与えるような Fig.3 にあるような載荷板を設けているが、載荷板と両端の支点を考慮した Fig.14 と同じメッシュサイズの解析を行ったところ、割裂破壊する繊維直交方向の引張応力が作用する部分は、応力が最大のところでも 5%程度の誤差であったため、Fig.14 の解析モデルでも実験との適合性を調べることができると判断した。曲げせん断実験に用いた梁は対称異等級構成集成材 E105-F300 であるので、要素の材料定数はラミナ毎に定めた。ラミナは厚さ 30mm として集成材の日本農林規格に基づいて配置した。要素の材料定数は、繊維方向のヤング係数 E_x を集成材の日本農林規格に示されているラミナの曲げヤング係数とし、繊維直交方向のヤング係数 E_y 、せん断弾性係数 G 、ポアソン比 ν_{xy} を文献 14)15)を参考にして、 $G = E_x / 15$ 、 $\nu_{xy} = 0.4$ と定めた。 E_x / E_y は木質構造の書籍によって 25 や 50 などととされているが、3. の繊維方向引張強さを求めた試験と参考値として横引張強さを求めた Fig.8 の試験で得られたヤング係数を比較した結果 (Fig.15)、概ね $E_x / E_y = 1/25$ となったため、 $E_y = E_x / 25$ と定めた。解析は孔が割裂破壊した仕様のみ行った。

解析から得られた孔周りに作用する横引張応力度 σ を Fig.16 に示す。 σ は孔に作用するせん断力 $Q(N)$ =梁幅 $B(mm)$ ×梁せい $H(mm)$ ×単位せん断応力度 $\tau_1=1(N/mm^2)$ としたときの値である。解析結果から、対称異等級構成集成材であっても作用するせん断力が $Q=BH\tau_1$ で、孔径比 D/H が同じ場合は、 σ の分布がほぼ同じになることがわかった。 σ の最大値は、 $D=H \times 4/5$ では $\theta=40^\circ$ 、その他はすべて $\theta=45^\circ$ であり、この位置から繊維方向 (X 方向) に割裂破壊すると仮定する。これは、曲げせん断実験で最初に亀裂が発生した位置と概ね一致する。また、すべてのラミナのヤング係数を $E_x = 10500 N/mm^2$ とした解析も行った。Fig.16 の $D=H \times 1/3$ のみ $H=450mm$ の同一等

Fig.14 Analysis model

Fig.15 Modulus of elasticity parallel and perpendicular to grain

Fig.16 Tension stress perpendicular to grain around the hole

級構成の解析結果 ($H=450mm$ Homo.) を示しているが、 σ の最大値は対称異等級構成の方が 0.85 程度低い結果となった。対称異等級構成と同一等級構成の構造性能の違いについては次報で詳しく報告する。

5. 2 割裂破壊位置の応力度分布と平均応力度

$D=H \times 1/3$ の割裂破壊すると仮定した位置の横引張とせん断の応力度分布を Fig.17 に示す。応力度は Fig.14 の解析で得られたもので、孔周りの割裂破壊する位置を $x=0$ として、横軸を x/D 、縦軸を Fig.16 と同様にせん断力が $Q = B \times H \times \tau_1$ 作用したときの応力度としている。また、孔周りは非常に細かく要素を分割しているため、解析結果は代表的な位置の値のみとしている。解析結果から、横軸を x/D とすると梁せい H が異なってもほぼ同様の応力度分布となることがわかる。また、 $H=450mm$ の 6 次の多項式近似曲線を示しているが、近似曲線で数式化できる応力度分布であることもわかった。そこで、他の仕様についても解析結果から近似曲線を求めた。割裂

破壊すると仮定した位置の横引張とせん断の応力度分布の近似曲線を Fig.18 に示す。D=H×1/10 のみ H=300mm の解析結果から、その他はすべて H=450mm の解析結果からで、D=H×4/5 と D=H×2/3 は x/D=0.5 まで、その他は x/D=1 までの解析結果から得られた近似曲線である。こちらも孔周りの応力度分布と同様に、D=H×1/3 以下は孔径比が異なっても横引張、せん断共に応力度分布がほぼ同じとなった。そして、平均応力度であるが Fig.18 の各項の係数を用いて、式(1)で長さ a_{ms}/D の平均応力度を求めることができる。

Fig.17 Stress at split fracture location (D=H×1/3)

$$\sigma, \tau = a_6 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^6 + a_5 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^5 + a_4 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^4 + a_3 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^3 + a_2 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^2 + a_1 \cdot \left(\frac{x}{D}\right) + a_0$$

	a ₆	a ₅	a ₄	a ₃	a ₂	a ₁	a ₀	R ²	Range
σ									
D=H×4/5	0.000	-148.780	255.520	-192.590	92.433	-31.520	5.105	0.9999	0 ≤ x/D ≤ 0.5
D=H×2/3	0.000	-79.562	151.110	-117.100	53.238	-18.175	3.482	0.9999	0 ≤ x/D ≤ 0.5
D=H×1/3	0.000	-3.694	12.699	-18.045	14.386	-7.254	1.848	1.0000	0 ≤ x/D ≤ 1.0
D=H×1/5	0.000	-3.245	11.195	-16.096	13.040	-6.666	1.777	1.0000	0 ≤ x/D ≤ 1.0
D=H×1/10	0.000	-1.009	5.064	-10.062	10.359	-6.030	1.710	0.9999	0 ≤ x/D ≤ 1.0
τ									
D=H×4/5	1296.100	-2165.000	1426.800	-486.070	106.660	-23.168	5.183	1.0000	0 ≤ x/D ≤ 0.5
D=H×2/3	-13.342	-42.255	118.360	-107.540	50.834	-14.401	3.388	0.9991	0 ≤ x/D ≤ 0.5
D=H×1/3	8.112	-30.928	48.878	-42.106	21.532	-6.246	1.812	0.9999	0 ≤ x/D ≤ 1.0
D=H×1/5	6.695	-26.198	42.397	-37.239	19.373	-5.640	1.743	0.9998	0 ≤ x/D ≤ 1.0
D=H×1/10	1.353	-7.742	17.771	-21.103	13.819	-4.610	1.682	0.9999	0 ≤ x/D ≤ 1.0

Fig.18 Fitted curve of stress at split fracture location

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}, \bar{\tau} = & \frac{a_6}{7} \cdot \left(\frac{a_{ms}}{D}\right)^6 + \frac{a_5}{6} \cdot \left(\frac{a_{ms}}{D}\right)^5 + \frac{a_4}{5} \cdot \left(\frac{a_{ms}}{D}\right)^4 \\ & + \frac{a_3}{4} \cdot \left(\frac{a_{ms}}{D}\right)^3 + \frac{a_2}{3} \cdot \left(\frac{a_{ms}}{D}\right)^2 + \frac{a_1}{2} \cdot \left(\frac{a_{ms}}{D}\right) + a_0 \end{aligned} \quad (1)$$

5. 3 平均応力による割裂耐力の推定方法と検証

文献 13)の平均応力による検定式を式(2)、a_{ms}の算定式を式(3)に示す。式(3)は横引張のみ作用したときのものであり横引張とせん断が複合で作用する場合は煩雑な式となる。τ/σが大きくなるほど a_{ms}の値も大きくなっていくが、τ/σが 2 までであれば式(3)とほぼ同じ値であり、4 を超えたあたりから急激に a_{ms}が大きくなるのが文献 13)に示されている。ここでは、τ/σは 2 以下であるので、簡易な式(3)で a_{ms}を求めることにした。F_{t90}, G_{Ic}は Table2 の値、E_x, E_y, G_{xy}, v_{xy}は Fig.13 の L80 の値を用いて a_{ms}を求めると、オウシュウアカマツでは 33.5mm、カラマツでは 29.6mm となる。

$$(\bar{\sigma}/F_{t90})^2 + (\bar{\tau}/F_s)^2 \leq 1.0 \quad (2)$$

$$a_{ms} = \frac{2 E_I \cdot G_{Ic}}{\pi F_{t90}^2} \quad (3)$$

ここで σ̄ : 平均横引張応力度 τ̄ : 平均せん断応力度

a_{ms} : 潜在的な破壊領域の一定長さ

$$E_I = \sqrt{\frac{2 \cdot E_x \cdot E_y}{\frac{E_x}{E_y} + \frac{E_y}{2 \cdot G_{xy}} - v_{xy}}}$$

式(1),(2),(3)で有孔梁の割裂耐力を推定すると、孔径が小さい場合には割裂耐力を高めに推定してしまうので、この点の補正方法を考える。亀裂のないコンクリートの曲げ性能について文献 16)で詳しくまとめられており、Fig.19 のように H が非常に大きいときの曲げ強さ σ_{b(H=∞)}と H が小さいときの曲げ強さ σ_bとの関係は、最大荷重時の亀裂長さを H_b/2 として(a)となることが理論的に導かれている。H_b/2 は材料によって異なり、H の値にかかわらず一定の値である。(b)は長さ H_bの部分の平均応力を求める式であり、H が H_bに対して非常に大きくなると(a)と(b)はほぼ同じ値となる。(a)の r は 1~2 の定数であり、文献 16)ではコンクリートの場合 1.47 が最適であるとされている。木材の横引張もコンクリートと同様と仮定して r=1.47 が最適であるとすると、今回の実験仕様で最終的な割裂耐力を r=1 と r=1.47 で求めた場合に 0~3%程度の差しかなかったので、式の簡便化を考えてここでは r=1 であると仮定する。H が小さくても対応可能な平均応力を求めるための一定長さを a_m'は、(a)において r=1、H_b=a_{ms}、(b)において H_b=a_{ms}'、(a)=(b)とすると式(4)で表すことができる。

Fig.19 Stress redistribution of distributed cracking and its approximations

$$a_{ms}' = \frac{a_{ms}}{1 + \frac{a_{ms}}{H}} \quad (4)$$

有孔梁の場合は横引張の応力度分布が直線ではないので、Fig.20 のように σ_{max} と σ_{max}/4 を結んだ直線として応力度分布を考え、σ = 0 のときの値の 2 倍を式(4)の H であるとして式(5)に置換する。実験仕様の有孔梁では、式(5)で a_{ms}を補正することで孔径が小さい場合にも対応できるようになる。

$$a_{ms}' = \frac{a_{ms}}{1 + \frac{a_{ms}}{\alpha \cdot D}} \quad (5)$$

ここで D : 有孔梁の孔径

$\alpha : D=H \times 4/5$ の場合 0.55

$D=H \times 2/3$ の場合 0.7

$D=H \times 1/3$ 以下の場合 1.0

Fig.20 Linear approximation of tension stress perpendicular to grain

次に、寸法効果について考える。Fig.3の耐力評価法では応力範囲を仮定することで寸法効果を考慮しているが、ここでは繊維方向と繊維直交方向の寸法効果をそれぞれ別に設定する。繊維方向の寸法効果に関しては、Fig.10の実験結果からもわかるように、潜在的な破壊領域の一定長さの平均応力によって割裂破壊時の応力を求めることが寸法効果を考慮していることになる。繊維直交方向の寸法効果に関しては、割裂破壊すると考えられる大きさの応力が作用している繊維直交方向長さを考え、ワイブル最弱リンク理論による補正係数として寸法効果を考慮する。Fig.16の横引張応力度分布の $\theta=0^\circ \sim 90^\circ$ の範囲で最大応力度の80%以上が作用している区間はおよそ $\theta=30^\circ \sim 60^\circ$ 、最大応力度の70%以上が作用している区間はおよそ $\theta=27^\circ \sim 63^\circ$ であり、繊維直交方向の長さにするると0.18D、0.23Dとなる。よって、最大応力度の70%~80%以上の部分で破壊すると仮定し、繊維直交方向の割裂破壊する範囲はFig.21に示すように0.2Dとする。木材は未成熟材の部分の強度が弱く、集成材ではラミナが芯持ちだと芯の部分でラミナが芯去りだと木裏側が弱くなることを考えると、ラミナの厚さである30mm毎に強度が弱い部分が存在するので、基準とする長さを30mmとする。係数kは文献17)の半径方向の値として $k=0.14$ とする。せん断に関しては、文献18)の曲げ試験から求めたもので $k=0.18$ 、文献17)のねじり試験から求めたもので $k=0.09 \sim 0.10$ が得られているが、Fig.21の0.2Dのような範囲で作用する応力に対するものに関してはわからない。そこで、せん断よりも横引張の方が割裂破壊に寄与する割合が非常に大きいことを考慮し、ここでは横引張と同じ低減であると仮定する。以上のことから、式(2)を寸法効果による低減を考慮した形にすると式(6)となる。

Fig.21 Large stress area

$$\sqrt{(\bar{\sigma}/F_{t90})^2 + (\bar{\tau}/F_s)^2} / \left(\frac{30}{\min(0.2D, 30)} \right)^k \leq 1.0 \quad (6)$$

ここで $k=0.14$

Table2の平均値を用いて平均応力により曲げせん断実験の割裂耐力を求めた。実験値と文献13)で提案されている平均応力による計算値(式(1),(2),(3))、 a_{ms} の補正を考慮した計算値(式(1),(3),(5))及び、 a_{ms} の補正と繊維直交方向の寸法効果を考慮した計算値(式(1),(3),(5),(6))の比較をFig.22に示す。平均応力による計算値では、孔が大きい場合は精度良く推定しているが、孔が小さい場合には初期クラック荷重を高めに推定する結果となった。しかし、式(5)で a_{ms} の補正を考慮した場合には、孔が小さい場合の初期クラック荷重を精度良く推定できることが確認できた。また、梁せいが非常に大きい試験体はオウシュウアカマツの $D=H \times 1/3$ しかないが、式(6)で繊維直交方向の寸法効果を考慮した場合には梁せいが非常に大きい場合の初期クラック荷重を精度良く推定できることが確認できた。繊維

Fig.22 Experimental and calculated values

縦直交方向の寸法効果を考慮しないと計算値は梁せいに概ね比例することになるため、梁せいが大きくても孔径が小さい場合にはあまり問題ないが、梁せいが大きくて孔径も大きい場合には、繊維直交方向の寸法効果を考慮する必要がある。

6. まとめ

梁せいに対して $1/15 \sim 4/5$ の孔径を設けた対称異等級構成集成材の曲げせん断試験を行い、割裂耐力の検討を行った結果、以下の知見を得た。

- ①対称異等級構成集成材の有孔梁に国内外で提案されている耐力算定方法をそのまま適用することは難しく、何らかの調整係数が必要であることがわかった。
- ②潜在的な破壊領域の一定長さ a_{ms} の平均応力を用いて割裂耐力を推定する方法¹¹⁾では、孔が小さい場合や大きい場合に、割裂耐力を高めに推定することがわかった。
- ③平均応力を用いて割裂耐力を推定する方法に、 a_{ms} を補正する式(5)と寸法効果を考慮した検定式(6)を用いることで、梁せいや孔の大きさ及び樹種の違いに関わらず初期クラック荷重を精度良く推定できることを示した。

本研究では、FEM を用いて対称異等級構成集成材の有孔梁の割裂耐力を推定できる方法を示した。このことから、孔の割裂破壊する位置の繊維方向に作用する横引張とせん断の応力度分布さえ定式化すれば、有孔梁の耐力評価法を提案できると考えられる。Fig.18 の横引張とせん断の応力度分布では、梁せいに対して $1/3$ 以下の孔径であればほぼ同じような応力度分布を示していることから、ある程度小さな孔径であれば簡単に定式化できる可能性があることがわかる。Fig.16 では対称異等級構成と同一等級構成で孔周りに作用する応力度が異なることを示しており、このことに関しても考慮する必要がある。そこで、対称異等級構成集成材と同一等級構成集成材の有孔梁の構造性能の違いについての検討や、孔周りに作用する横引張とせん断の応力度分布の定式化と有孔梁の耐力評価法の提案については続報にて示す予定である。

謝辞

本研究は、JSPS 科研費(18K13867)の助成を受けたものです。また、実験の一部は(国研)建築研究所研究課題「中高層木造建築物等の構造設計技術の開発」の一環により実施した。実験及び解析においては亀崎和海君(元島根大学学生)の協力を得ました。ここに感謝してお礼申し上げます。

参考文献

- 1) Japan 2x4 Home Builders Association: Design guide of 2x4 wood frame construction buildings for 2018, Maruzen, 2018. 11 (in Japanese)
日本ツーバイフォー建築協会: 2018 年枠組壁工法建築物設計の手引, 丸善, 2018. 11
- 2) Japanese Standards Association: JIS A 3301: 2015 Design standards for wooden construction of school buildings, 2015. 4 (in Japanese)
日本規格協会: JIS A 3301:2015 木造校舎の構造設計標準, 2015. 4
- 3) H. Danielsson: The strength of glulam beams with holes. A Survey of Tests and Calculation Methods, TVSM-3068, Lund University, 2007
- 4) H. Danielsson: The strength of glulam beams with holes. A Probabilistic Fracture Mechanics Method and Experimental Tests,

- TVSM-3069, Lund University, 2009
- 5) Masahiro NOGUCHI, Takuro MORI, Kenji MIYAZAWA: A STRENGTH CALCULATION METHOD OF THE TIMBER WITH A CIRCULAR HOLE, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 74, No. 640, pp. 1121-1129, 2009. 6 (in Japanese)
野口昌宏, 森拓郎, 宮澤健二: せん断及び曲げモーメント複合応力下の木質有孔梁の強度算定式, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 640 号, pp. 1121-1129, 2009. 6
 - 6) Kazumi HIJIKATA, Hideki IDOTA, Kenta YAMAGISHI: PROPOSAL OF DESIGN STRENGTH FOR GLUE-LAMINATED TIMBER BEAMS WITH A CIRCULAR THROUGH-HOLE, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 77, No. 673, pp. 397-406, 2012. 3 (in Japanese)
土方和己, 井戸田秀樹, 山岸賢多: 有孔集成材梁の設計耐力式の提案, 日本建築学会構造系論文集, 第 77 巻, 第 673 号, pp. 397-406, 2012. 3
 - 7) Takahiko SUGINO, Hiro KAWAHARA, Yo OCHIAI, Kenji AOKI, Masahiro INAYAMA: Study on Shear Strength of Glued-Laminated Timber Varying Width and Height of Shear Area, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan, Structures III, pp. 333-334, 2018. 7 (in Japanese)
杉野貴彦, 河原大, 落合陽, 青木謙治, 稲山正弘: 木材のせん断強度におけるせん断面の幅と高さの影響についての研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp. 333-334, 2018. 7
 - 8) Hitoshi KUWAMURA: STUDY ON REINFORCEMENT OF SPLITTING TIMBER BY DRIVING WEDGE TEST -Study on steel-framed timber structures Part 2-, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 73, No. 632, pp. 1779-1786, 2008. 10 (in Japanese)
桑村仁: くさび押込み試験による木材の割裂補強の研究 -鉄骨木質構造の研究 その 2-, 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 632 号, pp. 1779-1786, 2008. 10
 - 9) P. J. Gustafsson: Fracture Mechanics Studies of Non-Yielding Materials Like Concrete -Modeling of Tensile Fracture and Applied Strength Analyses-, TVSM-1007, Lund University, 1985
 - 10) P. J. Gustafsson: Fracture Perpendicular to Grain - Structural Applications, Timber engineering, JOHN WILEY & SONS LTD, pp. 103-130, 2003
 - 11) H. J. Larsen, P. J. Gustafsson: The fracture energy of wood in tension perpendicular to the grain, CIB W18A, 23-19-2, 1990
 - 12) Takeo YOKOBORI: Strength and fracture of materials (2nd edition), Iwanami Zensho, pp. 301-302, 1974. 10 (in Japanese)
横堀武夫: 材料強度学(第 2 版), 岩波全書, pp. 301~302, 1974. 10
 - 13) SIMON AICHER: FRACTURE MECHANICS MODELS. FOR STRENGTH ANALYSIS OF TIMBER. BEAMS WITH A HOLE OR A NOTCH. - A Report of RILEM TC-133, LUND University, 2002
 - 14) Architectural Institute of Japan: Standard for Structural Design of Timber Structures, Maruzen, 2006. 12 (in Japanese)
日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説, 丸善, 2006. 12
 - 15) Forestry and Forest Products Research Institute: Wood industry handbook, Maruzen, 2004. 3 (in Japanese)
森林総合研究所: 木材工業ハンドブック, 丸善, 2004. 3
 - 16) Z. P. Bazant: Scaling of Structural Strength, Butterworth-Heinemann, 2005. 9
 - 17) Naoyuki Suzuki: Size effect on wood strength, Wood Industry, Vol. 52, No. 6, pp. 278-282, 1997. 6 (in Japanese)
鈴木直之: 木材強度の寸法効果, 木材工業, Vol. 52, No. 6, pp. 278-282, 1997. 6
 - 18) R. O. Foschi, J. D. Barrett: Longitudinal shear strength of Douglas-fir, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 3, No. 2, pp. 198-208, 1976

STUDY ON STRENGTH OF GLUED LAMINATED TIMBER BEAMS WITH ROUND HOLES

Estimation of splitting strength of glued laminated timber composed of heterogeneous grade by finite element analysis

Shigefumi OKAMOTO^{*1}, *Yasuhiro ARAKI*^{*2}, *Nobuhiko AKIYAMA*^{*3},
Ryuki ODANI^{*4}, *Kenji AOKI*^{*5} and *Masahiro INAYAMA*^{*6}

^{*1} Lect., Grad. School of Human Life Sci., Osaka City Univ., Dr.Eng.

^{*2} Senior Researcher, National Institute for Land and Infrastructure Management, Dr.Eng.

^{*3} Researcher, National Institute for Land and Infrastructure Management, Dr.Agr.

^{*4} New Constructor's Network, Dr.Agr.

^{*5} Assoc. Prof., Grad. School of Agric. and Life Sci., The Univ. of Tokyo, Dr.Agr.

^{*6} Prof., Grad. School of Agric. and Life Sci., The Univ. of Tokyo, Dr.Eng.

To economically design a building, the beams used may contain holes for placing piping. For steel structures and reinforced concrete structures, methods for evaluating the strength of beams with round holes have been established. However, for timber structures in Japan, a method for evaluating the strengths of beams with round holes has not yet been established.

Several strength evaluation methods have been proposed for the standards of overseas structural design in Japanese research papers. These methods calculate the beam strengths when a hole is split by a tensile force that is perpendicular to the grain. It is possible to determine the strengths of beams with round holes using the proposed strength evaluation method. However, the proposed strength evaluation method has only been verified for homogeneous timber and it is not clear whether this method can be applied to glulams that are glued and laminated timbers composed of heterogeneous grade materials and mainly used for beams in Japan.

The purpose of this study is to experimentally verify that the proposed strength evaluation method can be applied to glulams. An additional objective is to verify that the strengths of these glued and laminated timbers can be estimated by finite element analysis (FEA).

Chapter 1 introduces the proposed strength evaluation method. Chapter 2 introduces the shear bending experiments performed on glulams with round holes. Chapter 3 introduces the element experiments for examining shear and tension strength parallel to the grain, tension strength perpendicular to the grain, and mode I fracture energy. Chapter 4 presents the results of verification that the proposed capacity evaluation method is not applicable to glulams. Chapter 5 proposes a method for estimating the strength of glulams with round holes by FEA and shows the verification results.

The results of this study are as follows.

- 1) It was demonstrated that the strength evaluation method proposed for glulams cannot be applied as it currently exists.
- 2) The stress distributions around the round holes were obtained by FEA and the method of estimating the splitting strengths using the mean stresses acting across a potential fracture area shown in Reference 11 was verified. As a result, it was found that the splitting strengths were accurately estimated when the round holes were small or large.
- 3) By using Equation (5) for correcting a_{ms} and Equation (6) for considering the size effect in the mean stress method, it was shown that the splitting strengths can be accurately estimated even when the round holes are small or large.

(2020年3月2日原稿受理, 2020年5月26日採用決定)