



Title	切り欠きを持つ木材梁の曲げ剛性と耐力：(第3報)最大破損モーメントについて
Author(s)	平井, 卓郎; HIRAI, Takuro; 沢田, 稔 他
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 37(3), 759-787
Issue Date	1980-11
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/21041
Type	departmental bulletin paper
File Information	37(3)_P759-787.pdf



切り欠きを持つ木材梁の曲げ剛性と耐力

(第3報) 最大破損モーメントについて*

平井卓郎** 沢田 稔**

Stiffness and Load Carrying Capacity of Square-notched Wood Beams 3

On the maximum failure moments

By

Takuro HIRAI** and Minoru SAWADA**

目 次

1. 緒 言	759
2. 実 験	762
3. 結果と考察	763
3.1 基礎材質及び剛性試験結果	763
3.2 破壊試験結果	763
3.2(a) 材せい効果	767
3.2(b) 材幅効果	768
3.2(c) 最大破損モーメント算定式	771
4. 結 言	781
文 献	781
Summary	782
Appendix	786

1. 緒 言

矩形切り欠きを持つ木材梁では、切り欠き部正味断面における公称曲げ応力とその限界値に達するよりもはるかに低い応力レベルで、切り欠き隅角部から割れが発生する。この初期破損が生じた後、梁が完全に破壊するまでに更にどの程度の負荷に耐えることが出来るかは、主にその材の繊維走向に関係し、個々の条件により全く異なる。一般に繊維通直な材では、割れは材軸と平行に進み、初期破損が生じたよりもかなり高い応力レベルで梁の破壊が起こる。一

* 1980年2月29日受理

** 北海道大学農学部林産学科木材加工学教室

** Laboratory of Wood Products Engineering, Dept. of Forest Products, Faculty of Agriculture, Hokkaido University.

方、繊維走向性の悪い材—特に広葉樹材—の場合には、初期破損がそのまま梁の破壊につながる場合が多い^{2),9)}。従って、切り欠きを持つ木材梁の耐力を適確に予測するためには、実際に使用されている構造用材の繊維傾斜がどの程度の範囲に分布しているかを把握する必要があると言えよう。しかしながら、材全体としてほぼ繊維通直なものであっても、部分的な繊維傾斜はさけられないことが多く、その様な取り扱いをすることは現実的にはなかなか困難であろう。もちろん、初期破損を一応の下限とし、個々の材の実際的な耐力—初期破損を生じた後、更にどの程度の負荷に耐えられるか—を確率論的にとらえることにより、“付加的耐力”と言った様なものを考慮することは可能であろうが、そのためには、切り欠きを持つ曲げ部材を含む構造系全体としての耐力をどの様に考えて行くかと言う問題を含め、今後多くの点について検討を加えて行く必要がある様に思われる。それゆえ、ここでは初期破損を生じさせる最大曲げモーメント（最大破損モーメント）のみに注目することにした。

さて、切り欠きを持つ木材梁が脆性的に破損するとすれば、その破損条件は一般に次のいずれかを用いて表現されることが多い。1つは応力集中係数に基づく弾性論的破損条件であり^{1),2)}、他の1つは応力拡大係数、歪エネルギー解放率等に基づく破壊力学的破損条件である^{3)~8)}。これまでに多く述べられている様に、切り欠き部に生じる破損は横引張応力と剪断応力とにより引き起こされるので^{1),2),7),8),9),11),12)}、これらの条件は次の様に示すことが出来る。

弾性論的破損条件

$$f\left(\frac{\sigma_{y \max}}{\sigma_{yc}}, \frac{\tau_{\max}}{\tau_c}\right) = 1 \quad (1)$$

ここで、 $\sigma_{y \max}$ = 切り欠き近傍に生じる最大横引張応力

σ_{yc} = 横引張強さ

τ_{\max} = 切り欠き近傍に生じる最大剪断応力

τ_c = 剪断強さ

梁の全断面（切り欠かれていない断面）に関する公称曲げ応力を σ_0 、切り欠き率（切り欠き深さの材せいに対する比）を φ とし $\sigma_{y \max}$ 、 τ_{\max} を次の様に表現すると

$$\sigma_{y \max} = \sigma_0 f_1(\varphi), \quad \tau_{\max} = \sigma_0 f_2(\varphi) \quad (2)$$

破損条件は

$$f\left(\frac{\sigma_0 f_1(\varphi)}{\sigma_{yc}}, \frac{\sigma_0 f_2(\varphi)}{\tau_c}\right) = 1 \quad (3)$$

破壊力学的破損条件（応力拡大係数を用いる場合）

$$f\left(\frac{K_A}{K_{AC}}, \frac{K_B}{K_{BC}}\right) = 1 \quad (4)$$

ここで、 K_A = Mode I（へき開型）の応力拡大係数

K_{AC} = Mode I の限界応力拡大係数（破壊靱性）

K_B = Mode II (面内剪断型) の応力拡大係数

K_{BC} = Mode II の限界応力拡大係数 (破壊靱性)

切り欠き深さを d_n とし K_A , K_B を次の様に表現すると

$$K_A = \alpha \sigma_0 d_n^{t_1} F(\varphi), \quad K_B = \beta \sigma_0 d_n^{t_2} F(\varphi) \quad (5)$$

破損条件は

$$f\left(\frac{\alpha \sigma_0 d_n^{t_1} F(\varphi)}{K_{AC}}, \frac{\beta \sigma_0 d_n^{t_2} F(\varphi)}{K_{BC}}\right) = 1 \quad (6)$$

ここで, α, β = 定数

t_1, t_2 = 材料定数, 切り欠き角度等によって決まる固有値⁹⁾

$F(\varphi) = \varphi$ の関数として与えられる形状係数^{14), 20)}

通常の均質連続体では, 切り欠き底が十分な曲率半径を持つ場合には弾性論的破損条件が, 又, するどい切り欠きに対しては破壊力学的破損条件が適用される。ここで重要なことは, これら2つの条件においてそれぞれ相似則が異なっている点にある¹⁴⁾。弾性論的相似則に従う梁では, 切り欠き率が一定のとき, 材せいが n 倍になれば最大破損モーメントは n^2 倍となる。これに対し, 破壊力学的相似則に従う梁では切り欠き深さの絶対値の影響を受け, 固有値 t_1, t_2 によって与えられる見掛けの切り欠き深さ効果を d_n^* とすると, 最大破損モーメントは n^{2-t} 倍にしか増加しない。それゆえ, 設計計算式の誘導にあたっては, 実際に使用される切り欠き梁がどのような相似則に従うかを正しく把握することが必要となる。

本研究で扱われている様な矩形切り欠きの隅角部は巨視的にするどいと思われ, 基本的には破壊力学的相似則に従うと考えるのが妥当であろう。又, これまでにもクラックあるいは木材接着系に対してはいくつかの実験的検討がなされて来ている^{5), 7), 13)}。しかしながら木材の様にガラスや金属に比べてはるかに大きな構造単位によって不均質に構成され, しかも多くの内部空隙を含む構造体——すなわち本質的に連続体ではない材料——にノコ挽きによる切り欠きを作った様な場合にも, 現在の破壊力学理論をそのままの形で適用出来るかどうかには検討の余地がある。これは弾性論的な扱いをする場合にも同様であり, 木材の構造特性に対する十分な考慮が必要となることがしばしばある様に思われる。

又, これらの確定論的な条件に加え確率現象としての寸法効果も生じ^{15), 16), 17)}, この点についても考慮する必要がある。

著者らは既報⁹⁾でアカエゾマツ及びトドマツを用いて矩形切り欠き試験体の破壊試験を行なったが, その結果, 最大破損モーメントが弾性論的相似則に従わないことが認められた。現行の設計規準^{18), 19)}では, 制限切り欠き深さを切り欠き率のみによって与えているが, これは上記の様に, 切り欠きを持つ木材梁が弾性論的相似則に従う場合にのみ有効であり, 著者らの実験結果から見てもあまり妥当性はない様に思われる。しかしながら同時に又, 破壊試験結果

の示す傾向は、2次元弾性論に基づく破壊力学的相似則にも従わない様に思われた。最も大きな相違点は、試験体の寸法が変化するに従い、最大破損モーメントの切り欠き率 ϕ に対する依存性が異なってくるというところにあった。すなわち、断面寸法の大きな試験体グループでは、切り欠き率が減少するにつれ最大破損モーメントが比較的ゆるやかに増加するのに対し、断面寸法の小さな試験体グループではより急激に増加する傾向が見られたのである。この傾向がどの寸法要素に依存し、どのような理由によって生じるものであるのか、あるいは何らかの測定上の問題点によるものであるのかを、これまでの実験で明らかにすることは出来なかった。これらのことから、本研究では矩形切り欠きを持つ木材梁がどのような傾向に従って破損するかを明らかにするため、更に実験的検討を加えることとした。

本研究を行なうにあたり、数々の有意義な御助言をいただいた宮島助教授をはじめ木材加工学教室の教官各位に対し、又、試験体作製に際し御助力いただいた村木技官をはじめ大学院生、専攻生各位に対し深く感謝の意を表す。

2. 実 験

本報では最大破損モーメントの断面寸法依存性について検討を加えるため、試験体の材せい及び材幅をそれぞれ3段階に変化させ、図-1に示される様な5つの試験体グループについて試験を行なった。スパン梁せい比はJIS Z 2113に準じ一律に14倍としたが、この数値は最大破損モーメントに影響を与えないだけ十分に大きいものであると思われる^{6),14),20)}。材料は北海道大学雨竜地方演習林産のアカエゾマツ (*Picea glehnii*) を用い、試験体グループの表記は既報⁹⁾からの続き番号で示した。これまでの実験と同様に、3分点2点荷重方式により曲げヤング係数を測定後、各試験体のスパン中央部に丸ノコを用いて幅約3mmの矩形切り欠きを作製した。切り欠き幅の変化による影響は、クラックに近い様な極端に狭いものを除いてほとんどないと考えられるので1種類のみとした⁹⁾。切り欠き率は材せいの10, 20, 30, 40, 50%の5段階とし、各切り欠き率毎に3体ずつ、計 $3 \times 5 \times 5 = 75$ 体の試験体を準備した。既報^{9),10)}と同様に剛性試験を行なった後、切り欠きを梁の引張側に置いて破壊試験を行なった。負荷にはグループG5Cではオルゼン型万能試験機(能力2t)を、他のグループではオートグラフ(能力1t)を用いた。試験方法の概

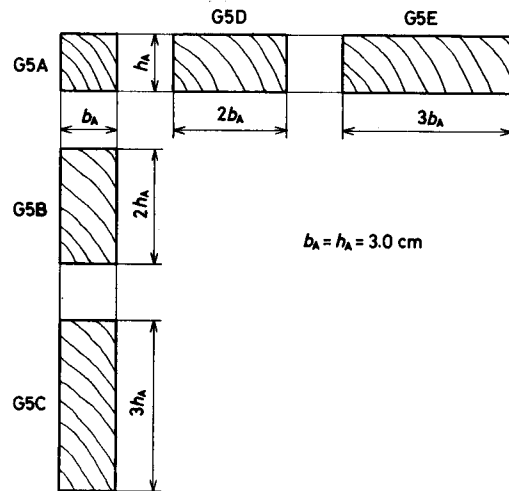


図-1 各グループの断面形状

Fig. 1. Cross section of each test group.

試験方法の概

略を図-2に示す。破壊試験終了後、各試験体の非破壊部分からJIS Z 2114に準じて8体ずつのブロック剪断試験体を、又、グループG5Bの各試験体からJIS Z 2113に準じて1体ずつの曲げ試験体を切り取り基礎材質試験を行なった。JIS型の曲げ破壊試験をG5Bのみについてしか行なわなかったのは、G5A, G5D, G5Eの試験体寸法が小さく、必要な曲げ試験体を切り取ることが出来なかったためである。

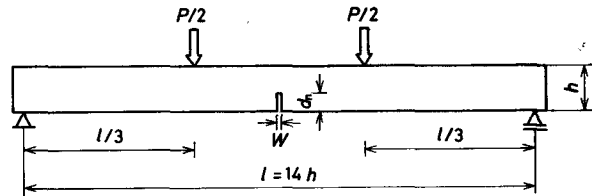


図-2 試験方法

Fig. 2. Testing method— W =simple saw cut about 3.0 mm and $d_n=10, 20, 30, 40$ and 50 per cent to h .

3. 結果と考察

3.1 基礎材質及び剛性試験結果

各試験体の基礎材質を表-1に示す。全試験体についての曲げヤング係数の平均値と変動係数はそれぞれ 110 t/cm^2 , $\pm 8.9\%$, 同様に剪断強さは 81 kg/cm^2 , $\pm 9.5\%$ であった。グループG5Bを用いて得られた曲げ強さは $792 \text{ kg/cm}^2 \pm 7.9\%$ であったが、全試験体についての曲げヤング係数と剪断強さの変動係数がともに10%以内であることから、各試験体グループ相互間の材質差は比較的少ないと考えられ、他のグループの曲げ強さもほぼ同程度であるものと思われる。

又、既報^{9),10)}と同様に、切り欠き後の実測撓みと等価切り欠き法による計算撓みとの比較を行なったが、計算撓みの実測撓みに対する比の平均値と変動係数はそれぞれ 0.99 , $\pm 9.7\%$ となった。詳しい剛性試験結果は Appendix に示す。

3.2 破壊試験結果

各試験体の実測最大破損モーメントを表-2に M_{fe} として示す。得られた実測値を同一のレベルで比較するため、本報では個々の値を次の様な方法で換算した。

最初に、各試験体間の強さのバラツキを補正するため、JIS Z 2114に従って得られるブロック剪断強さを媒介として $M_{fe} = M_{fe} (\bar{\tau}_f / \tau_f)$ を求めた。ここで、 τ_f は各試験体の実測ブロック剪断強さ、 $\bar{\tau}_f$ は木材工業ハンドブック²¹⁾に示されているアカエゾマツの平均ブロック剪断強さ 85 kg/cm^2 (板目面) である。強さの基準としてブロック剪断強さを用いたのは、その応力分布と矩形切り欠き周辺の応力分布が似かよっており、JISで定められた基礎材質試験方法のなかでもっとも妥当なものであると考えたためである。もちろん、JIS Z 2114によって定められた剪断強さは単位剪断面積あたりの最大荷重として与えられるものであり、その弾性論的な意味づけには乏しい。しかしながら、破損あるいは破壊が横引張応力と剪断応力の複合作用によって生じる様な場合に対する見掛けの評価基準としてブロック剪断強さを定義する限りにおいて

表-1 試験体の基礎材質

Table 1. Basic properties of test specimens

(a) G5A					(b) G5B				
Specimen	r_u	u (%)	E_b (t/cm ²)	τ_f (kg/cm ²)	Specimen	r_u	u (%)	E_b (t/cm ²)	τ_f (kg/cm ²)
G5A-10-1	0.43	13.2	125	76	G5B-10-1	0.48	13.8	117	77
2	0.41	12.9	112	77	2	0.42	13.2	103	82
3	0.42	13.4	111	78	3	0.50	13.4	101	86
20-1	0.50	13.2	123	99	20-1	0.42	13.1	117	69
2	0.44	13.0	112	82	2	0.41	13.9	105	75
3	0.43	12.8	110	80	3	0.41	13.4	100	76
30-1	0.41	13.5	122	74	30-1	0.50	13.0	114	94
2	0.41	12.6	115	79	2	0.42	13.0	106	77
3	0.42	13.3	108	80	3	0.42	13.2	91	77
40-1	0.43	12.9	121	76	40-1	0.44	13.0	110	90
2	0.43	13.3	115	78	2	0.42	13.6	107	72
3	0.42	12.2	104	82	3	0.43	13.0	90	80
50-1	0.43	12.6	119	76	50-1	0.48	13.4	110	85
2	0.43	12.4	115	82	2	0.43	13.8	109	78
3	0.43	12.3	102	84	3	0.50	13.4	89	100
Avg.	0.43	12.9	114	80	Avg.	0.45	13.3	105	81

(c) G5C					(d) G5D				
Specimen	r_u	u (%)	E_b (t/cm ²)	τ_f (kg/cm ²)	Specimen	r_u	u (%)	E_b (t/cm ²)	τ_f (kg/cm ²)
G5C-10-1	0.46	15.1	128	82	G5D-10-1	0.42	13.1	121	77
2	0.42	13.8	110	81	2	0.43	13.4	108	76
3	0.43	14.1	110	83	3	0.43	13.3	105	82
20-1	0.42	13.7	121	74	20-1	0.43	12.7	119	85
2	0.42	14.3	113	70	2	0.43	13.3	109	83
3	0.45	15.3	102	73	3	0.43	13.7	103	77
30-1	0.49	13.3	121	87	30-1	0.43	13.4	117	76
2	0.43	13.5	114	89	2	0.42	13.0	110	79
3	0.41	13.5	95	88	3	0.40	13.3	102	66
40-1	0.45	15.1	120	78	40-1	0.42	13.2	116	76
2	0.42	14.2	116	80	2	0.45	13.5	112	95
3	0.40	13.4	92	78	3	0.43	13.6	95	68
50-1	0.42	12.9	117	74	50-1	0.53	13.1	114	111
2	0.43	13.2	116	80	2	0.43	13.4	113	83
3	0.46	13.9	91	88	3	0.47	13.4	93	92
Avg.	0.44	14.0	111	80	Avg.	0.44	13.3	109	82

Table 1. Continued

(e) G5E

Specimen	r_u	u (%)	E_b (t/cm ²)	τ_f (kg/cm ²)
G5E-10-1	0.47	14.5	128	75
2	0.41	12.7	105	98
3	0.46	13.0	101	78
20-1	0.45	14.6	125	79
2	0.42	13.3	107	88
3	0.40	13.5	98	87
30-1	0.46	14.9	124	82
2	0.43	12.8	109	79
3	0.40	13.9	97	90
40-1	0.48	14.8	119	89
2	0.42	13.7	109	81
3	0.47	15.2	96	83
50-1	0.45	13.2	117	89
2	0.43	13.5	111	75
3	0.44	13.8	93	79
Avg.	0.44	13.8	109	83

(Remarks) r_u ; Specific gravity, u ; Moisture content, E_b ; Young's modulus by bending test and τ_f ; Block shear strength.

(b) G5B

Specimen	φ	M_{fe} (kg·m)	M'_{fe} (kg·m)	σ_{of} (kg/cm ²)
G5B-10-1	0.098	52.78	58.06	298
2	0.098	46.48	48.34	252
3	0.088	58.52	57.93	295
20-1	0.197	34.72	43.05	232
2	0.195	38.50	43.51	226
3	0.198	29.32	32.84	172
30-1	0.305	25.76	23.44	120
2	0.304	28.00	31.08	159
3	0.306	21.42	23.78	127
40-1	0.405	19.74	18.56	96
2	0.406	15.12	17.99	96
3	0.401	19.46	20.63	107
50-1	0.505	16.10	16.10	86
2	0.496	12.04	13.12	67
3	0.498	12.04	10.23	53

表-2 最大破損モーメント

Table 2. Maximum failure moments of test beams

(a) G5A

Specimen	φ	M_{fe} (kg·m)	M'_{fe} (kg·m)	σ_{of} (kg/cm ²)
G5A-10-1	0.100	19.88	22.27	430
2	0.105	16.66	18.49	374
3	0.101	16.73	18.24	356
20-1	0.181	14.84	12.76	273
2	0.173	15.82	16.45	312
3	0.177	13.02	13.93	273
30-1	0.321	7.49	8.61	184
2	0.315	7.70	8.32	176
3	0.297	9.66	10.34	199
40-1	0.409	7.14	7.93	154
2	0.404	6.44	7.02	134
3	0.413	4.69	4.88	100
50-1	0.520	4.76	5.33	116
2	0.503	3.92	4.08	79
3	0.497	3.57	3.64	74

(c) G5C

Specimen	φ	M_{fe} (kg·m)	M'_{fe} (kg·m)	σ_{of} (kg/cm ²)
G5C-10-1	0.102	107.10	111.38	272
2	0.102	100.80	106.85	242
3	0.102	83.16	85.65	198
20-1	0.197	70.35	80.90	185
2	0.196	62.37	76.09	173
3	0.200	42.00	48.72	115
30-1	0.300	48.30	46.85	107
2	0.300	48.30	45.89	104
3	0.295	44.10	42.34	96
40-1	0.409	31.50	34.34	84
2	0.395	43.05	46.06	105
2	0.397	28.98	31.30	71
50-1	0.501	28.35	32.60	74
2	0.502	27.30	28.94	66
3	0.502	28.35	27.22	62

(d) G5D

Specimen	φ	M_{fe} (kg·m)	M'_{fe} (kg·m)	σ_{of} (kg/cm ²)
G5D-10-1	0.096	33.32	36.99	391
2	0.093	28.98	32.17	340
3	0.096	25.76	26.53	280
20-1	0.194	27.02	27.02	286
2	0.200	23.80	24.28	258
3	0.191	22.61	24.87	264
30-1	0.303	16.03	17.95	189
2	0.302	14.14	15.27	161
3	0.301	13.79	17.65	186
40-1	0.393	11.06	12.39	130
2	0.393	9.80	8.72	92
3	0.392	10.99	13.85	148
50-1	0.503	8.33	6.41	68
2	0.501	10.15	10.45	111
3	0.503	8.19	7.62	81

(e) G5E

Specimen	φ	M_{fe} (kg·m)	M'_{fe} (kg·m)	σ_{of} (kg/cm ²)
G5E-10-1	0.115	44.52	50.31	357
2	0.110	43.40	37.76	256
3	0.112	36.26	39.89	295
20-1	0.215	35.49	38.33	264
2	0.206	36.61	35.51	240
3	0.208	33.74	33.07	224
30-1	0.295	25.06	26.06	183
2	0.305	25.27	27.04	200
3	0.301	28.35	26.65	181
40-1	0.404	18.90	17.96	125
2	0.397	21.42	22.49	154
3	0.398	22.26	22.71	159
50-1	0.493	15.61	14.83	102
2	0.512	11.97	13.53	102
3	0.500	14.14	15.27	107

(Remarks) φ ; Actual notch depth ratio of each specimen, M_{fe} ; Observed maximum failure moment, M'_{fe} ; Modified value of M_{fe} given by $M_{fe} \cdot (\bar{\tau}_f / \tau_p)$, where $\bar{\tau}_f$ = average block shear strength 85 kg/cm² of Akaezomatsu listed in Japanese handbook of wood industry²¹⁾ and σ_{of} ; Maximum nominal bending stress given by M'_{fe}/Z , where Z = actual section modulus of each test beam.

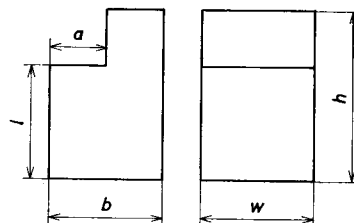


図-3 ブロック剪断試験体

Fig. 3. Block shear specimen.

は、その実験の容易さから言っても、現在のところもっとも扱いやすい基準であると言える様に思われる。ただし、局部応力によって生じる破壊現象を一様応力条件で評価する以上、試験体寸法が厳密に守られなければならないことは言うまでもない。ここで言う試験体寸法とは特に図-3に a で示される切り欠き深さ、 a/b で示される切り欠き率、 l で示される剪断長さである。又、以上のことは弾性応力分布について考えた場合であるが、もし矩形切り欠きの隅角部が実質的にするどく、数学的に最大応力値を求めることが出来ないとすれば、切り欠きの加工精度が同程度であるブロック剪断試験体についても同じことが言えるものと思われる。従って、矩形切り欠きを持つ木材梁に対して破壊力学的破損条件を適用出来るとすれば、荷重面が荷重ブロックによって拘束されていると言う差異があったにしても、本質的には同様な破壊条件を、ブロック剪断試験体に対しても適用することが出来るであろう。それゆえ、この様な扱いをした場合にも、見掛けの破壊力学的限界値の評価基準としてブロック剪断強さを定義することが出来る様に思われる。もちろん、先に述べた様に弾性論的相似則と破壊力学的相似則は

異なっているため、JIS型ブロック剪断強さと見掛けの破壊力学的限界値の間に便宜上の相関性を与えようとする場合には、弾性論的破壊条件を仮定する場合以上に厳密な試験体寸法が要求されよう。

次にこの M_{fe} を用いて、 $\sigma_{of} = M_{fe}/Z$ から見掛けの最大公称曲げ応力 σ_{of} を求めた。ここで、 Z は各試験体の全断面に関する断面係数 ($bh^2/6$) である。一般に公称曲げ応力を計算するときには、梁の全断面に関する断面係数 Z と切り欠き部正味断面に関する断面係数 Z_n が適宜使い分けられ、弾性応力集中係数を問題にする場合には Z_n が、応力拡大係数を問題にする場合には Z が用いられるのが普通である。梁の耐力が正味断面係数 Z_n に比例すると予想される場合にはこれを用いるのが便利であるが、それ以外のときにはかえって扱いを複雑にすることになると思われるのでここでは Z を用いた。 M_{fe} 及び σ_{of} を表-2 に併記する。

3.2(a) 材せい効果

試験体の材せいが σ_{of} に与える影響について検討するため、材幅を一定にした3つの試験体グループ G5A, G5B, G5C に含まれる各試験体の σ_{of} を切り欠き率 φ に対し図-4 にプロットした。図に見られる様に、材せい増加にともない——すなわち切り欠き深さの絶対値の増加にともない——全体的に最大公称曲げ応力が減少し、破壊力学的寸法効果が生じていることがわかる。試験結果の示す傾向を概観するため、 K_A , K_B の複合作用を簡単に1つの見掛け上の指標 K^* によって次の様に表現すると

$$K^* = \gamma \sigma_0 d_n^* F^*(\varphi) \quad (7)$$

最大公称曲げ応力 σ_{of} は

$$\sigma_{of} = \frac{K_c^*}{\gamma d_n^* F^*(\varphi)} \quad (8)$$

ここで、 K_c^* = 見掛けの限界応力拡大係数 (破壊靱性)

t^* = 見掛けの固有値

$F^*(\varphi)$ = 見掛けの形状係数

(8)式で寸法効果を与えるのは d_n^* のみであるから、試験結果から t^* を概算すると、この場合 $t^* = 0.4356$ 程度となる。小松*の計算によれば、平均的材質のアカエゾマツの場合、Mode I の固有値 t_1 及び Mode II の固有値 t_2 はそれぞれ 0.4487, 0.1059 程度となることから、ここで得られた結果は、矩形切り欠きの様な 90° 切り欠きの破損に対しては Mode I が支配力を持ち、Mode II が付加的に作用すると言う説明が基本的に正しいことを示していると言えよう⁷⁾。この結果は又、実用的には次の様な意味を持つ。いま例として材幅 3.0 cm の断面一様な、あるいは十分にゆるやかな断面変化をする木材梁を考えると、材せいが2倍になることにより最大曲げモーメントは4倍となる。これに対し矩形切り欠きを持つ木材梁の場合には、切り欠き率

* 小松幸平：北海道立林産試験場複合材試験科

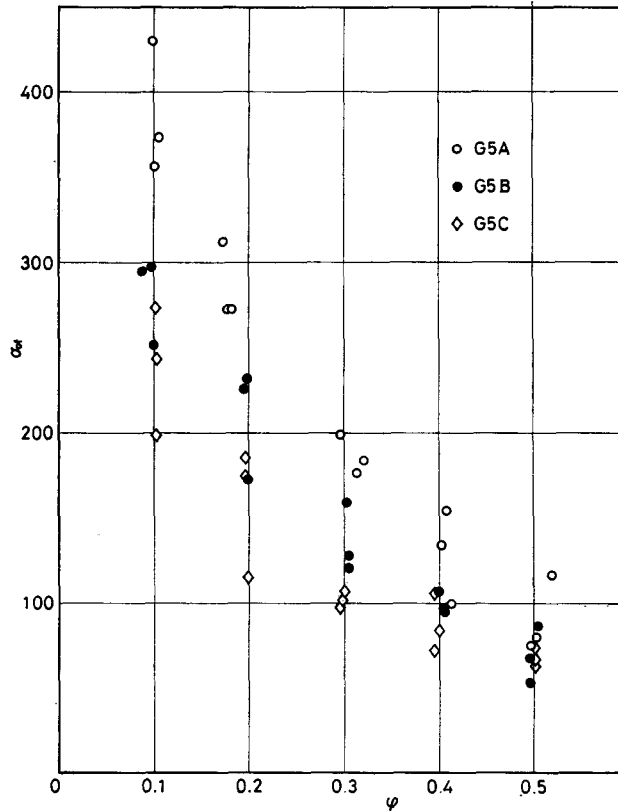


図-4 G5A, G5B, G5C の最大公称曲げ応力

Fig. 4. Maximum nominal bending stresses of G5A, G5B and G5C.

が一定であっても、材せいが2倍になることによりその最大破損モーメントは約3倍程度にし
か増加しない(この見掛け上の値は材せいによって多少変化する)。従って、梁の断面係数の増
加をそのまま用いて計算するとかなり危険側の評価を下すことになると言えよう。

3.2(b) 材幅効果

同様に、材幅による σ_{of} の変化について検討するため、材せいを一定にした3つの試験体
グループ G5A, G5D, G5E に含まれる各試験体の σ_{of} を図-5 にプロットして比較した。これ
らの結果が示す様に、切り欠き率 $\varphi=0.3$ 以上の深い切り欠きでは、材幅に対する有意な依存
性は見られないが、浅い切り欠きでは、材幅が増加するにともない最大公称曲げ応力が減少す
る傾向が見られる。この現象はいくつかの要素が複雑にからみあって生じるものと思われ、こ
れを定量的に解析することはなかなか難しいが、ここで得られた傾向についておおまかに検討
して行くことにしたい。

まず初めに、なぜ浅い切り欠きと深い切り欠きでは異なった傾向を示すのであろうか。こ
れは次の様に説明されよう。いま、(5)式の d_n を φh で置き換えると

$$K_A = \alpha \sigma_0 h^3 \varphi^2 F(\varphi), \quad K_B = \beta \sigma_0 h^2 \varphi^2 F(\varphi) \quad (9)$$

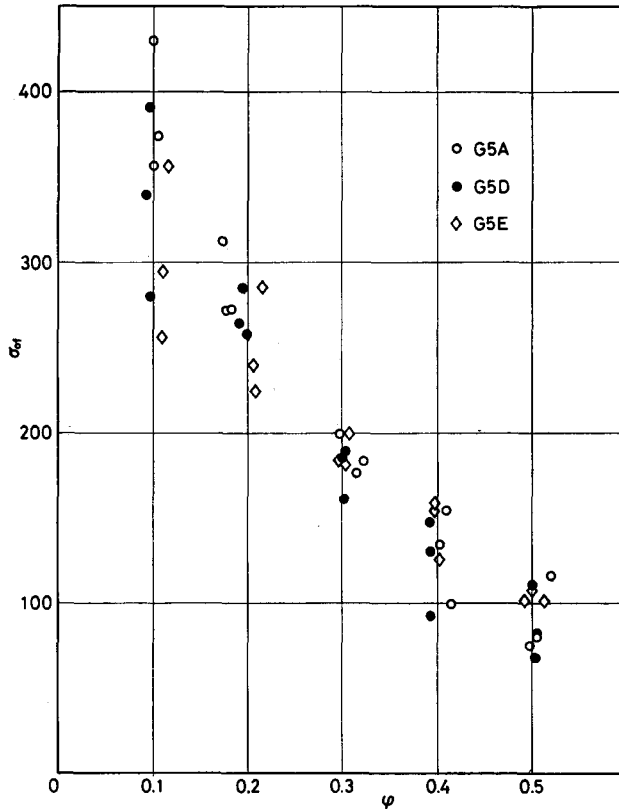


図-5 G5A, G5D, G5C の最大公称曲げ応力

Fig. 5. Maximum nominal bending stresses of G5A, G5D and G5E.

ここで、 α, β は定数であり、 h が一定である限り、 h^{t_1}, h^{t_2} も又定数である。 $F(\varphi)$ は両式で同型であるから、 K_A, K_B の φ に対する依存性に差異を生じさせるのは $\varphi^{t_1}, \varphi^{t_2}$ のみとなる。 $t_1 = 0.4487, t_2 = 0.1059$ とすると、 $\varphi^{0.4487}$ 及び $\varphi^{0.1059}$ はそれぞれ図-6 に示される様な曲線を描き、 $\varphi^{0.1059}$ は φ の小さな領域で急激に上昇し、ある程度以上 φ が大きくなるとそれ以降の変化は比較的少ないが、 $\varphi^{0.4487}$ は φ の広い領域にわたって上昇を続ける。(図-6 に示されている曲線は K_A と K_B の比を示すものではない。なぜなら、(9) 式で、 $\beta < \alpha, h^{t_2} < h^{t_1}$ であるので、 φ のごく小さな領域を除いては $K_B < K_A$ となるからである。) それゆえ、 φ がある限度を越えると K_A が破損を支配するのに対し、 K_A が十分に増大しない浅い領域では、

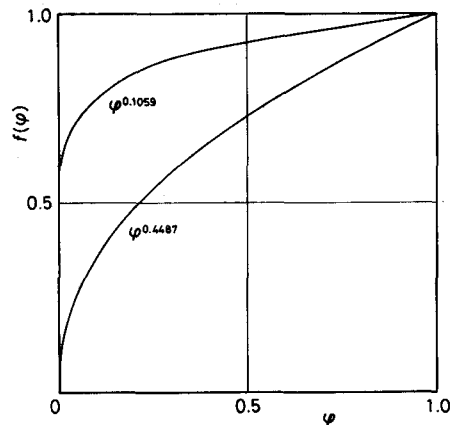


図-6 φ^t 曲線

Fig. 6. Curves of φ^t .

K_B がかなりの影響を与えるものと思われる。言いかえれば、深い切り欠きでは主に割裂型の破損が生じるものと考えられるが、浅い切り欠きでは割裂型+剪断型の破損が生じるものと考えられるわけである。このため、ある中間領域を境として、 K_B がどの程度の影響力を持つかによって試験結果の示す傾向に差異が生じるものと思われる。

それでは、なぜ K_B が重要な役割をはたす浅い領域では材幅の効果が現われ、そうでない領域では現われないのであろうか。この現象は、破損にかかわる2つの限界応力拡大係数 K_{AC} と K_{BC} が材幅によってどのように変化するかを考えることにより理解されよう。一般に金属材料のへき開破壊靱性測定に際しては板厚が非常に重要視される²²⁾。なぜなら、破壊が平面応力場での傾斜破壊に支配されるか、平面歪場での直角破壊に支配されるかによってその数値が大きく変化し、實際上傾斜破壊の影響が無視出来るだけの十分に大きな板厚を持たない場合には安定した結果を得ることが出来ないからである。(すなわち、強度基準値として信頼出来るのは平面歪破壊靱性に限られる。) 傾斜破壊と直角破壊が混在する領域においては、破壊は面内変形によって進展し、厚さが増すにつれ平面歪場の占める割合が増加することにより、破壊靱性値が低下し徐々に平面歪破壊靱性値に収束して行く。これに対し、全断面が平面応力場とみなされる様な薄い試験体では、傾斜破壊により必然的に面外変形をとめない、Mode I の応力場だけではなく Mode III の応力場の影響をも同時に受けるものと考えられる。すなわち、試験体はへき開破壊すると同時に面外剪断破壊するのである。この第2の破壊機構は試験体の面外剛性によって左右されるため、板厚が増すにつれ破壊じん性値が増大し、ある最大値に達すると、それ以降は直角破壊が混在してくることにより上記の様な減少傾向をたどることになる。木材では、破壊が平面応力条件で起こっているか平面歪条件で起こっているかはそれ程問題とされないが、それらの要素も多少は影響するかも知れないし、又それ以上に、木材の構造特性に起因する強い強度異方性と不均質性により、結果的に平面応力型と同様な傾斜破壊形態をとることが多い。そのため、金属に比べはるかに厚い試験体であっても面外応力場が大きく作用し、材幅の増加にともなってへき開破壊靱性値が上昇する傾向が見られる¹³⁾。これに対し、Mode II の変形機構は材質むらによる影響を除いて付随的な面外応力場を生じさせないので、 K_{BC} がこの理由によって材幅効果を受けることはない。

次に、 K_B がかなり寄与すると考えられる浅い切り欠きで、なぜ最大公称曲げ応力が材幅増加につれ減少して行くのかを説明する必要がある。この理由については現在のところ明らかではないが、1つには、 K_{AC} 、 K_{BC} は材料固有の限界値であるから、それらの値は当然確率分布すると考えられ、最弱リンク説に従えば、試験体寸法の増加とともに確率論的寸法効果を受けることが予想されよう。切り欠き近傍の特異応力場は狭い範囲に限られるため、この場合の寸法要素は材幅 b のみである様に思われる。図-5に見られる様に、 $\varphi=0.1$ 及び 0.2 の各試験体グループの結果には重なりあった部分も多く、この寸法効果を示している様にも考えられるが、各グループの最大公称曲げ応力 σ_{of} の平均値を相互に比較すると、確率論的寸法効果のみによ

るにしては減少の割合が大きすぎる様に思われる。従って、ここで観察された傾向を合理的に説明することは出来ないが、何らかの理由によって K_{BC} が材幅増加とともに大きく減少すると仮定すれば、この傾向を次の様にして理解することが可能となろう。すなわち、 K_{BC} は材幅の増加につれ大きく減少するが、 K_{AC} は材幅の増加につれ面外剛性が増すことによって生じる増分が確率的寸法効果により多少軽減され、その結果やや増加する傾向を持つ。そのため、 K_B がかなりの影響力を持つ浅い切り欠きでは、 K_{BC} の減少分が K_{AC} の増加分を上まわり、材幅が増すにつれ、最大公称曲げ応力は減少する傾向を示す。一方、 K_A が破損を支配する深い切り欠きでは、 K_B の与える影響がもともと少ないため、両者の増減が相殺され、見掛け上、材幅依存性を示さない。(ここで扱われた試験体の幅は 3.0 cm~9.0 cm の範囲であったので、より薄い試験体で生じる程の K_{AC} の顕著な面外剛性に対する依存性は現われないものと思われる。) この結果は又、ここで扱われている様な範囲の試験体寸法では、材幅によって K_{AC} と K_{BC} の比が変化し、一定値を与えることが出来ないことを意味している様に思われる。

3.2(c) 最大破損モーメント算定式

観察された結果を表現するため、次の様な方法によって実験式を求めた。いま(4)式の破損条件に対し、もっとも簡単な関数型として(10)式を仮定すると、(6)式は(11)式の様に書きかえられる。

$$\frac{K_A}{K_{AC}} + \frac{K_B}{K_{BC}} = 1 \quad (10)$$

$$\frac{\alpha \sigma_0 d_n^{l_1} F(\varphi)}{K_{AC}} + \frac{\beta \sigma_0 d_n^{l_2} F(\varphi)}{K_{BC}} = 1 \quad (11)$$

整理すると

$$\alpha \sigma_0 F(\varphi) \left(\frac{K_{AC}}{d_n^{l_1}} + \frac{\beta}{\alpha} \frac{d_n^{l_2}}{K_{BC}} \right) = 1 \quad (12)$$

ここで、kg・cm 単位系において、便宜上 $\frac{\alpha}{\beta} K_{BC} = \lambda K_{AC}$ と置くと

$$\frac{\alpha \sigma_0 F(\varphi)}{K_{AC}} \left(d_n^{l_1} + \frac{1}{\lambda} d_n^{l_2} \right) = 1 \quad (13)$$

σ_0 を σ_{of} と書きかえてこれについて解くと

$$\sigma_{of} = \frac{K_{AC}}{\alpha F(\varphi) \left(d_n^{l_1} + \frac{1}{\lambda} d_n^{l_2} \right)} \quad (14)$$

(14)式から最大公称曲げ応力 σ_{of} を求めるためには、 K_{AC} 及び K_{BC} (K_{BC} の K_{AC} に対する比) が与えられる必要があるが、これまでにアカエゾマツについての測定例は見られない。又、これらの数値を安定的に得るためには、試験体寸法についての十分な検討により規格試験法が確立されなければならないが、現在のところ木材におけるこの問題は試行錯誤の段階にある様に思われる。加えて K_{BC} を独立に測定することはかなり困難である¹³⁾。これらのことから、こ

表-3 実測最大破損モーメントと
計算値との比較

Table 3. Comparison of calculated
maximum failure moments
with observed ones

(a) G5A				(b) G5B			
Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}	Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G5A-10-1	19.88	17.61	1.13	G5B-10-1	52.78	51.96	1.02
2	16.66	16.84	0.99	2	46.48	54.52	0.85
3	16.73	17.73	0.94	3	58.52	61.73	0.95
20-1	14.84	14.84	1.00	20-1	34.72	29.22	1.19
2	15.82	13.99	1.13	2	38.50	33.05	1.16
3	13.02	13.16	0.99	3	29.32	32.95	0.89
30-1	7.49	6.99	1.07	30-1	25.76	29.17	0.88
2	7.70	7.66	1.01	2	28.00	23.97	1.17
3	9.66	8.92	1.08	3	21.42	21.46	1.00
40-1	7.14	5.94	1.20	40-1	19.74	20.19	0.98
2	6.44	6.27	1.03	2	15.12	15.69	0.96
3	4.69	6.05	0.78	3	19.46	18.24	1.07
50-1	4.76	3.72	1.28	50-1	16.10	13.30	1.21
2	3.92	4.69	0.84	2	12.04	13.09	0.92
3	3.57	4.69	0.76	3	12.04	16.56	0.73
Avg.			1.02	Avg.			1.00
C. V.			±14.3%	C. V.			±14.0%

(c) G5C				(d) G5D			
Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}	Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G5C-10-1	107.10	97.60	1.10	G5D-10-1	33.32	29.90	1.11
2	100.80	102.29	0.99	2	28.98	30.00	0.97
3	83.16	103.28	0.81	3	25.76	31.90	0.81
20-1	70.35	62.07	1.13	20-1	27.02	22.78	1.19
2	62.37	58.78	1.06	2	23.80	21.74	1.09
3	42.00	58.88	0.71	3	22.61	20.77	1.09
30-1	48.30	51.73	0.93	30-1	16.03	14.71	1.09
2	48.30	53.28	0.91	2	14.14	15.32	0.92
3	44.10	53.29	0.83	3	13.79	12.87	1.07
40-1	31.50	31.35	1.00	40-1	11.06	11.34	0.98
2	43.05	35.49	1.21	2	9.80	14.09	0.70
3	28.98	34.46	0.84	3	10.99	9.99	1.10
50-1	28.35	23.12	1.23	50-1	8.33	11.55	0.72
2	27.30	24.65	1.11	2	10.15	8.69	1.17
3	28.35	27.34	1.04	3	8.19	9.60	0.85
Avg.			0.99	Avg.			0.99
C. V.			±15.4%	C. V.			±16.0%

(e) G5E

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G5E-10-1	44.52	38.33	1.16
2	43.40	53.36	0.81
3	36.26	38.98	0.93
20-1	35.49	30.42	1.17
2	36.61	35.38	1.03
3	33.74	34.65	0.97
30-1	25.06	24.87	1.01
2	25.27	22.37	1.13
3	28.35	27.74	1.02
40-1	18.90	20.15	0.94
2	21.42	19.00	1.13
3	22.26	19.04	1.17
50-1	15.61	15.65	1.00
2	11.97	11.41	1.05
3	14.14	13.26	1.07
Avg.			1.04
C. V.			±9.9%

(Remarks) M_{fc} ; Maximum failure moments calculated by eq. (25).

ここで便宜的に JIS Z 2114 の規格ブロック剪断試験に対し, kg·cm 単位系において $K_{AC}=k\tau_f$ と置くと

$$\sigma_{of} = \frac{k\tau_f}{\alpha F(\varphi) \left(d_n^{t_1} + \frac{1}{\lambda} d_n^{t_2} \right)} \quad (15)$$

ここで与えられた係数 k は樹種により異なることが予想され, 将来的には直接的な破壊靱性値の測定が望まれるが, 本報では破壊試験結果から各係数を決定して行くことにしたい。

まず初めに, 材幅要素を除外出来る3つの試験体グループ G5A, G5B, G5C の結果を比較することにより λ を求めよう。(15)式で, $F(\varphi)$ は切り欠き率 φ のみの関数であり材せいに対して独立であるから, 各試験体グループで同じ関数型とならねばならない。一方 $(d_n^{t_1} + d_n^{t_2}/\lambda)$ は切り欠き深さの絶対値によ

る寸法効果を与え, 3.2(a) で示された見掛け上の切り欠き深さ効果 (材せい効果) d_n^* を決める因子は λ のみであるから, 同じ切り欠き率を持ち材せいの異なる各試験体の σ_{of} を比較することにより, 観察された d_n^* の効果を現わし, 各グループの $F(\varphi)$ を一致させる様な λ の値を決定することが出来るであろう。(15)式の t_1, t_2 に前出の値 0.4487, 0.1059 を代入すると

$$\sigma_{of} = \frac{k\tau_f}{\alpha F(\varphi) \left(d_n^{0.4487} + \frac{1}{\lambda} d_n^{0.1059} \right)} \quad (16)$$

(16)式の λ に定数値を代入することにより試験結果との比較を行なうと, $\lambda=10.0$ 程度としたときに比較的良い一致が得られる。この λ をより直接的に求めるには次の様な方法がある。いま, 材せい $h=h_a$, 切り欠き率 $\varphi=\varphi_a$ 切り欠き深さ $d_n=\varphi_a h_a=d_{na}$ である様な試験体の σ_{of} を σ_{of-a} , 同様に, $h=h_b$, $\varphi=\varphi_b$, $d_n=d_{nb}$ である様な試験体の σ_{of} を σ_{of-b} とすると, (15)式から

$$\frac{\sigma_{of-b}}{\sigma_{of-a}} = \frac{F(\varphi_a) \left(d_{na}^{t_1} + \frac{1}{\lambda} d_{na}^{t_2} \right)}{F(\varphi_b) \left(d_{nb}^{t_1} + \frac{1}{\lambda} d_{nb}^{t_2} \right)} \quad (17)$$

$\varphi_a=\varphi_b$ のとき, $F(\varphi_a)=F(\varphi_b)$ となるから, $\sigma_{of-b}/\sigma_{of-a}=\eta$ と置くと

$$\eta = \frac{d_{na}^{i_2} + \frac{1}{\lambda} d_{na}^{i_1}}{d_{nb}^{i_2} + \frac{1}{\lambda} d_{nb}^{i_1}} \quad (18)$$

λ について解くと

$$\lambda = - \frac{d_{na}^{i_2} - \eta d_{nb}^{i_2}}{d_{na}^{i_1} - \eta d_{nb}^{i_1}} \quad (19)$$

あるいは $\varphi_a = \varphi_b$ から

$$\lambda = - \frac{\varphi_a^{i_2}(h_a^{i_2} - \eta h_b^{i_2})}{\varphi_a^{i_1}(h_a^{i_1} - \eta h_b^{i_1})} \quad (19')$$

原理的には(19)式により λ を求めるのが良いものと考えられるが、この式は η の変化に敏感で、ここで得られた試験結果からは決定が困難であった。試験条件設定の改良による今後の検討が望まれよう。

次に $\lambda=10.0$ と置いて、試験結果から $k/\alpha F(\varphi)$ に実験曲線を当てはめると、 $k/\alpha F(\varphi)=3.49-3.98 \varphi$ の直線型が良い一致を示した。この実験式で k 及び α は樹種による固有値であるから、直線の傾きは φ のみによって与えられるが、この結果は、一般の等方性連続体で梁せいが有限であることを考慮して誘導される形状係数に比べ、 φ の増減に依存して大きく変化する傾向を示していると言えよう。これは主に木材の構造に起因する応力分布特性によるものと思われる。すなわち、切り欠き近傍の応力特異場が自由境界の影響を受けないためには、金属等に比べてはるかに大きな試験体寸法を必要とし、ここで用いられている様な試験体寸法ではこの条件を満たせないためであると考えられよう。この限界寸法がどの程度のものであるかは明らかではないが、普通に構造部材として使用されている範囲の寸法に対しても、その影響を無視出来ない場合も十分に予想されよう。

さて、一定材幅を持つ各グループの示す傾向は表現出来たわけだが、(16)式の k 及び λ の値が材幅によって変化することが認められているので、材せい一定の試験体グループ G5A, G5D, G5E の結果から、この点について検討して行くことにしよう。 k 及び λ が面外剛性に依存するものとするれば、これに影響を与える因子は材幅、材せい及び各試験体の材料定数であるが、それぞれの因子の与える効果を考え、材幅のみによるものと仮定して単純化することにした。ここで言う材せいは実際には切り欠き深さである。なぜなら、梁の切り欠かれていない部分はスパン方向に連続であり、横倒れ座屈の挙動を除いて面外応力場が生じないが、切り欠かれている部分は、切り欠き面においてスパン方向に不連続となるからである。) 材幅を b とし $1/\lambda = g_2(b)$ と置くと(16)式は

$$\sigma_{of} = \frac{k \tau_f}{\alpha F(\varphi) (d_n^{0.4487} + g_2(b) d_n^{0.1069})} \quad (20)$$

いまそれぞれのグループ内において、 φ の増減により σ_{of} がどの様に变化するかをとらえ

るため、材幅及び材せいが一定で $\varphi = \varphi_1$, $d_n = d_{n1}$ のときの σ_{of} を σ_{of1} , $\varphi = \varphi_2$, $d_n = d_{n2}$ のときの σ_{of} を σ_{of2} とすると

$$\frac{\sigma_{of2}}{\sigma_{of1}} = \frac{F(\varphi_1)(d_{n1}^{0.4487} + g_2(b) d_{n1}^{0.1059})}{F(\varphi_2)(d_{n2}^{0.4487} + g_2(b) d_{n2}^{0.1059})} \quad (21)$$

$\frac{\sigma_{of2}}{\sigma_{of1}} = \psi$ と置いて $g_2(b)$ について解くと

$$g_2(b) = -\frac{d_{n1}^{0.4487} F(\varphi_1) - \psi d_{n2}^{0.4487} F(\varphi_2)}{d_{n1}^{0.1059} F(\varphi_1) - \psi d_{n2}^{0.1059} F(\varphi_2)} \quad (22)$$

先に求めた φ に関する実験式は k 及び α を含んでいるが、 α は樹種定数であり、 k は材幅のみの関数であるから、同一グループ内においてはそれぞれ1次比例定数となる。従って $F(\varphi_1)$ と $F(\varphi_2)$ の比は単に φ のみによって与えられるため、 $F(\varphi)$ に $(k/\alpha F(\varphi))^{-1}$ の値を用いても結果には差が生じない。各グループの結果から $g_2(b)$ を求めると、G5A, G5D, G5Eそれぞれに対し0.10, 0.35, 0.84程度となる。 $g_2(b)$ は正の値をとり、材幅が非常に狭い領域では K_{AC} が K_{BC} に比べはるかに小さく見掛け上 λ の効果がほとんど現われず、中間領域では大きく影響し、又ある限度以上材幅が広くなった場合には面外変形がほぼ完全に拘束され、 K_{AC} と K_{BC} の比が一定値に収束して行くものと思われる。このような曲線特性を示す関数として、 $g_2(b) = Ae^{sb} + B$ を仮定することにより、 $g_2(b) = 0.168e^{0.2b} - 0.190$ が得られた。

次に(20)式の k も又 b の関数であることから、 $k/\alpha F(\varphi) = F'(\varphi) g_1(b)$ と置き換えると

$$\sigma_{of} = \frac{\tau_f F'(\varphi) g_1(b)}{d_n^{0.4487} + d_n^{0.1059} g_2(b)} \quad (23)$$

ここで、 $F'(\varphi) g_1(b)$ は一方を n 倍しても他方を $1/n$ 倍すれば値が等しくなり個々に分離出来ないので、便宜上、材幅 $b = 3.0$ cm のとき、 $g_1(3.0) = 1.0$ と置き、 $F'(\varphi) = 3.49 - 3.98(\varphi)$ とし、材幅が変化した場合に生じる誤差を $g_1(b)$ によって補正することにした。 $g_1(b)$ に対し $g_2(b)$ と同様な関数型を想定し、G5D, G5Eの試験結果と比較することにより、 $g_2(b) = 0.050e^{0.3b} + 0.888$ が得られた。

最大破損モーメント M_f は $\sigma_{of} Z$ で与えられるから

$$M_f = \frac{\tau_f Z F'(\varphi) g_1(b)}{d_n^{0.4487} + d_n^{0.1059} g_2(b)} \quad (24)$$

$$F'(\varphi) = 3.49 - 3.98\varphi, \quad g_1(b) = 0.050e^{0.3b} + 0.888, \quad g_2(b) = 0.168e^{0.2b} - 0.190$$

(24)式は左辺と右辺の単位が一致しておらず、物理的には誤りである。従って、式中の b 及び d_n は単位長さ (1 cm) に対するそれぞれの比で与えられる無次元数としての意味を持つものであり、kg·cm 単位系においてのみ有効である。固有値 0.4487, 0.1059 はアカエゾマツ材に対する値であるが、これらの数値は各樹種の材料定数により多少変化するものの、木材全体を通しほぼ 0.45, 0.10 前後の値をとると見てさしつかえない。これらの数値を用いて(24)式を書き変えると

$$M_f = \frac{\tau_f Z F'(\varphi) g_1(b)}{d_n^{0.45} + d_n^{0.10} g_2(b)} \quad (25)$$

式中の $F'(\varphi) g_1(b)$ に含まれる k は τ_f と K_{AC} の比を示すものであり、 $g_2(b)$ で与えられる λ は K_{AC} と K_{BC} の比、及び α と β の比に依存するものであるから、これらは樹種により変化することが予想される。従って他の樹種に対しては個々に実験的検討を加える必要があるものと考えられる。

ここで、改めて実測最大破損モーメント M_{fe} と (25) 式で与えられる計算値 M_{fc} との比較を行なうと表-3 の様な結果となり、各試験体グループ毎の平均値は 0.99~1.04、変動係数は最大 ±16.0% となることから、(25) 式は試験結果の示す傾向を比較的良く表現していると言える様に思われる。G5A~E まで5つのグループを通しての平均値は 1.01、変動係数は ±13.7% となった。

次に第1報⁹⁾で行なった破壊試験の結果に (25) 式を適用してみることにする。試験材料にはアカエゾマツの他にトドマツ (*Abies sachalinensis*) が含まれていたが、この樹種はアカエゾマツと比べ材料定数に多少差があるものの、基本的な性質が類似しているため、本報で得られた実験式を適用しても大きな誤まりはない様に思われる。試験体の断面寸法を表-4 に、実測最大破損モーメントと計算値との比較を表-5 に示す。全体にやや過小評価となっているのが見られるが、G2を除いては、切り欠き率10%の浅い切り欠きで大きく安全側に片寄った数値がいくつか見られ、1つのグループに含まれている試験体数が少ないことから、これらの数値が影響を与えているものと考えられる。極端に大きな数値の見られないG3B、G4では変動係数も比較的小さく良い一致を示しているものと言えよう。G2の比較結果は大きく安全側に片寄っているが、これは予想された程の材せい効果が生じていないことを示している。しかしながら、このグループと比べ試験体寸法にそれ程差のないG5Cでは大きな材せい効果が見られたことから、安全側の評価を与えようとする立場上、本報の結果を採用せざるを得ない。これ

表-4 グループG1~G4の試験体寸法

Table 4. Specimen sizes of group G1~G4 tested in the previous report⁹⁾

Test group	Species	W (cm)	b (cm)	h (cm)	h/b	l/h	φ
G1	Akaezomatsu (<i>Ficea glehnii</i>)	4.0	2.2	4.7	2.1	16.0	0.1, 0.2, 0.3, 0.4 and 0.5
G2	"	8.0	3.8	10.0	2.6	15.0	"
G3A	Todomatsu (<i>Abies sachalinensis</i>)	0.3	2.0	5.0	2.5	15.0	0.1, 0.3 and 0.5
G3B	"	1.0	2.0	5.0	2.5	15.0	"
G3C	"	2.0	2.0	5.0	2.5	15.0	"
G4	"	0.3	2.0	3.0	1.5	16.0	"

(Remarks) W; Notch width, b; Beam width, h; Beam depth and l; Beam span.

表-5 グループ G1~G4 に対する実験式の適用

Table 5. Application of the empirical equation to the maximum failure moments of test groups G1~G4⁽¹⁰⁾

(a) G1			
Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G1-10-1	32.50	30.83	1.05
2	33.81	22.24	1.52
20-1	19.88	18.20	1.09
2	15.00	15.50	0.97
30-1	11.28	12.49	0.90
2	12.31	13.66	0.90
40-1	7.45	7.14	1.04
2	7.33	9.42	0.78
50-1	7.83	7.02	1.12
2	5.50	5.04	1.09
Avg.			1.05
C. V.			±18.9%

(b) G2			
Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G2-10-1	179.3	141.4	1.27
2	144.3	135.4	1.07
3	169.0	123.6	1.37
20-1	95.5	81.3	1.17
2	101.0	81.3	1.24
3	115.0	75.7	1.52
30-1	79.0	47.2	1.67
2	74.3	68.0	1.09
3	97.0	77.0	1.26
40-1	59.0	55.0	1.07
2	62.0	48.6	1.28
3	64.0	46.4	1.38
50-1	46.8	34.1	1.37
2	43.5	35.9	1.21
3	46.8	31.6	1.48
Avg.			1.30
C. V.			±13.3%

(c) G3A

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G3A-10-1	36.94	22.42	1.65
2	40.00	31.37	1.28
3	29.38	27.85	1.05
30-1	13.38	13.32	1.00
2	11.60	9.20	1.26
3	10.53	10.68	0.99
50-1	6.88	7.15	0.96
2	7.40	6.63	1.12
3	7.19	6.28	1.14
Avg.			1.16
C. V.			±18.6%

(d) G3B

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G3B-10-1	32.50	24.39	1.33
2	32.50	29.52	1.10
3	27.38	21.78	1.26
30-1	9.94	10.09	0.99
2	11.25	11.75	0.96
3	11.38	11.11	1.02
50-1	6.71	5.70	1.18
2	5.75	6.27	0.92
3	6.63	6.25	1.06
Avg.			1.09
C. V.			±12.8%

(e) G3C

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G3C-10-1	24.38	27.37	0.89
2	33.44	20.30	1.65
3	24.69	25.92	0.95
30-1	11.98	12.30	0.97
2	10.63	11.78	0.90
3	13.81	10.42	1.33
50-1	5.68	6.69	0.85
2	7.45	6.79	1.10
3	6.69	5.24	1.28
Avg.			1.10
C. V.			±24.3%

Table 5. Contined

(f) G4

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
G4-10-1	15.04	11.69	1.29
2	11.84	10.63	1.11
3	—	—	—
30-1	5.60	6.02	0.93
2	6.40	6.00	1.07
3	6.24	5.18	1.20
50-1	2.88	3.27	0.88
2	2.64	2.60	1.02
3	3.28	3.07	1.07
Avg.			1.07
C. V.			±12.5%

表-6 グループ GI に対する実験式の適用

Table 6. Application of the empirical equation to the maximum failure moments of test group GI

(a) Karamatsu (*Larix kaempferi*)

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
K-10-1	21.74	19.62	1.11
2	18.23	19.59	0.93
3	19.80	19.09	1.04
30-1	10.08	8.27	1.22
2	8.37	8.81	0.95
3	9.18	8.78	1.05
50-1	4.82	4.89	0.99
2	5.40	4.80	1.13
3	5.20	4.90	1.06
Avg.			1.05
C. V.			±8.7%

(Remarks) Group GI was consisted of three softwood species (Karamatsu, Hiba and Hemlock) and four hardwood species (Yachidamo, Dakekanba, Mizunara and Lauan) of 2.0 by 3.8 cm cross section.

The specimen had a 3.0 mm wide notch, and the notch depth ratios were 10, 30 and 50 per cent.

(b) Hiba (*Thujaopsis dolabrata* var.)

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
Hi-10-1	23.40	16.63	1.41
2	23.13	18.88	1.23
3	23.67	17.13	1.38
30-1	6.84	8.43	0.81
2	7.92	8.08	0.98
3	7.65	8.37	0.91
50-1	3.69	4.50	0.82
2	3.96	4.50	0.88
3	3.78	4.64	0.81
Avg.			1.03
C. V.			±24.1%

(c) Hemlock: imported from Canada

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
He-10-1	17.10	16.54	1.03
2	14.40	18.01	0.80
3	13.73	17.95	0.76
30-1	7.92	7.56	1.05
2	6.75	7.80	0.87
3	7.38	7.68	0.96
50-1	4.05	4.85	0.84
2	4.23	4.76	0.89
3	3.83	4.35	0.88
Avg.			0.90
C. V.			±11.0%

(d) Yachidamo (*Fraxinus mandshurica* var.)

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
Y-10-1	34.88	26.55	1.31
2	33.03	26.65	1.24
3	30.56	26.93	1.13
30-1	18.86	12.46	1.51
2	19.67	12.52	1.57
3	9.95	12.55	0.79
50-1	8.91	6.70	1.33
2	7.71	5.95	1.30
3	9.45	6.40	1.40
Avg.			1.30
C. V.			±18.2%

(e) Dakekanba (*Betula ermanii*)

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
D-10-1	20.25	33.36	0.61
2	27.86	32.04	0.87
3	18.36	32.26	0.57
30-1	11.34	15.05	0.75
2	8.55	14.84	0.58
3	8.64	15.09	0.57
50-1	5.90	7.71	0.77
2	6.89	7.63	0.90
3	5.76	7.61	0.76
Avg.			0.71
C. V.			±18.4%

(g) Lauan: imported from Kalimantan

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
L-10-1	22.73	12.80	1.78
2	8.01	12.64	0.63
3	18.90	12.76	1.48
30-1	8.10	5.86	1.38
2	4.77	5.88	0.81
3	5.85	5.86	1.00
50-1	5.49	2.98	1.84
2	3.68	2.95	1.25
3	3.02	2.96	1.02
Avg.			1.24
C. V.			±33.5%

(f) Mizunara (*Quercus mongolica* var.)

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
M-10-1	31.41	32.45	0.97
2	15.93	31.14	0.51
3	13.86	31.99	0.43
30-1	10.98	14.62	0.75
2	12.24	14.92	0.82
3	6.44	14.79	0.44
50-1	5.56	7.35	0.76
2	3.53	7.61	0.46
3	2.57	7.66	0.34
Avg.			0.61
C. V.			±35.9%

までも指摘されている様に、切り欠き隅角部に生じる破損は必ずしも明確な荷重減少をとまわず、主に視覚的な判断に頼らざるを得ない場合が多い^{2),9)}。そのため、観察者の熟練に応じて早期に破損を見出すことが出来る様になると言う測定上の問題も考えられよう。本報で得られた最大破損モーメントが、既報の結果に比べ低い値となったことは、この点とも無縁ではない様に思われる。G1~G4までの結果を総合すると、平均1.14、変動係数±18.1%となり、ほぼ妥当な評価を下していると考えて良いであろう。

(25)式は基本的にアカエゾマツ及びこれと性質の類似した樹種にのみ適用出来るものと考えるべきであるが、試みに第2報¹⁰⁾で行なった7樹種の破壊試験結果に適用してみることにしよう。試験体の断面寸法は材幅2.0cm、材せい3.8cmであった。実測最大破損モーメント M_{fe} と(25)式による計算値 M_{fc} との比較を表-6に示す。ただし、この試験体グループでは各試験体個々のブロック剪断強さ τ_f を測定していないので、各樹種毎に測定した τ_f の平均値を用いている。針葉樹材について見ると、カラマツでは良い一致を示しているが、ヒバ及びヘムロックでは全体に危険側の評価となっている。又、ヒバの浅い切り欠きでは(25)式による計算値に比べかなり安全側の結果となり、この樹種では切り欠きが浅くなるにつれ最大破損モーメントが大きく上昇する傾向を示している。そのため、変動係数も20%を超える大きなものとなった。この様に樹種によって多少の差異が見られるものの、木構造部材設計の立場からはあまりに細分化された設計規準は好ましくなく、表-5及び表-6に示されている程度の範囲であれば、

大まかに見て針葉樹材全体に対し一律の最大破損モーメント算定式を与え得る様に思われる。これに対し、広葉樹材では樹種によってかなり結果が異なっており、一括して扱うことは難しいと言えよう。

これらの結果を概観し、針葉樹材に対して次の様な安全側の最大破損モーメント算定式を与えることにしたい。これまでに破壊試験を行なったすべての針葉樹材試験体 162 体から得られた実測最大破損モーメント M_{fe} と (25) 式による計算値 M_{fc} との比 M_{fe}/M_{fc} は図-7 に示される様な分布をし、平均 1.06、変動係数 $\pm 17.4\%$ となる。図-7 に見られる様に、大きく安全側に片寄ったいくつかの結果を除くと、ほぼ正規分布をすると見て良い様に思われる。正規分布仮定から、99% レベルで下限値推定すると、(25) 式による予測計算値の約 0.507 倍程度となる。これを (25) 式中の $F'(\varphi)$ で表現すると

$$M_f = \frac{\tau_f Z F'(\varphi) g_1(b)}{d_n^{0.45} + d_n^{0.10} g_2(b)} \quad (26)$$

$$F'(\varphi) = 1.77 - 2.02 \varphi, \quad g_1(b) = 0.050 e^{0.3b} + 0.888, \quad g_2(b) = 0.168 e^{0.2b} - 0.190$$

特に公称 2 インチ幅のツーバイフォー用材に対しては、 g_1 、 g_2 はそれぞれ定数値として 1.04、0.17 で与えられるから、この場合の最大破損モーメントを $M_{f(FC)}$ で現わすと

$$M_{f(FC)} = \frac{\tau_f Z (1.84 - 2.10 \varphi)}{d_n^{0.45} + 0.17 d_n^{0.10}} \quad (27)$$

(26)、(27) 両式中の固有値 0.45、0.10 は数値的に多少複雑なので、実用的には $d_n^{0.45}$ を $\sqrt{d_n}$ 、 $d_n^{0.10}$ を $d_n^0 = 1$ と置き換え、改めて実験曲線を当てはめるのが良いものと思われる。又、式中の τ_f に現行の許容剪断応力度¹⁸⁾ を用いることは、これらの算定式が初期破損条件を示すものである以上、過小評価を与えすぎることになるものと考えられ、この点についても詳細な検討が要求されよう。最初に述べた様に、矩形切り欠きを持つ木材梁の終局耐力と初期破損の関係を明らかにすることはかなり困難であるが、構造部材として用いられる主要な樹種について多数の

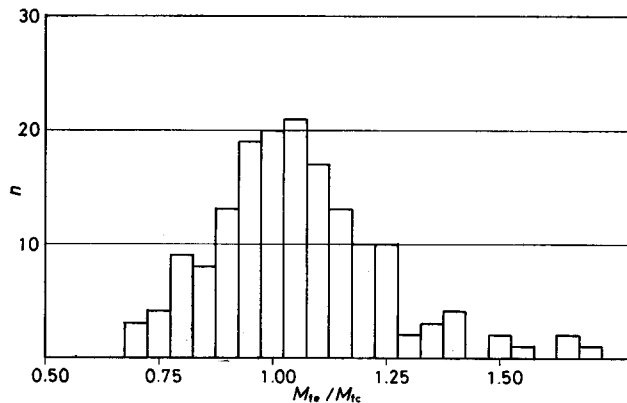


図-7 針葉樹試験体の M_{fe}/M_{fc} の分布

Fig. 7. Distribution of the ratios M_{fe}/M_{fc} of softwood specimens.

実大試験が行なわれることによりこの問題についての検討がなされて行くことが望まれよう。特に繊維通直な材では、たとえ初期破損が生じて、クラック進展方向が材軸と平行であることにより、破損が梁断面を減少させる方向に進む場合に比べ、その進展に要する外部エネルギーはるかに大きい。そのため、クリープ、疲労といった現象に対してはむしろ鈍感であると言える。

以上の様に、矩形切り欠きを持つ木材梁の耐力予測にあたっては多くの未解決の問題が残されているが、ここで明らかなことは、部材設計条件として単に制限切り欠き率を定めるのみではなく、切り欠き深さそのものをも考慮する必要があるということである。

4. 結 言

本報では、矩形切り欠きを持つ木材梁の破壊試験を行ない、その最大破損モーメントについて検討を加えたが、その結果次の様なことが明らかになった。

1) 矩形切り欠きを持つ木材梁の最大破損モーメントは、切り欠き深さの絶対値に依存する破壊力学的材せい効果を受ける。

2) それゆえ、部材設計に際しては、制限切り欠き率を定めるのみではなく、切り欠き深さの絶対値にも制限を加える必要がある。

3) 最大破損モーメントは同時に又材幅効果をも受け、深い切り欠きでは見掛け上材幅に依存しないが、浅い切り欠きでは材幅が増すにつれ減少する傾向を示す。

4) これらのことを検討した結果、実験式(25)が得られた。

5) (25)式をこれまでの試験結果に適用した結果、針葉樹材に対しては、おおまかに見て一律の最大破損モーメント算定式を与えることが出来るものと思われる。

6) 広葉樹材の場合には樹種による変動が大きく、一括して扱うことは難しい。

7) 以上の結果を総合し、針葉樹材に対する安全側の最大破損モーメント算定式として(26)式を、又、特に公称2インチ幅のツーバイフォー用材に対し(27)式を提案する。

8) 実用的な扱いとしては、今後の実験的検討を含め、より簡略化した設計計算式を与えることが必要であるものと思われる。

文 献

- 1) STIEDA, C. K. A.: Stress Concentrations in Notched Timber Beams. Trans. Eng. Inst. Canada, 7-A 5, 1964.
- 2) STIEDA, C. K. A.: Stress Concentrations Around Holes and Notches and Their Effect on the Strength of Wood Beams. J. Materials, 1-3, 560-582, 1966.
- 3) ATTACK, D., MAY, W. D., MORRIS, E. L. and SPROULE, R. N.: The Energy of Tensile and Cleavage Fracture of Black Spruce. Tappi, 44-8, 555-567, 1961.
- 4) SCHNIEWIND, A. P., LYON, D. E.: A Fracture Mechanics approach to the Tensile Strength Perpendicular to Grain of Dimension Lumber. Wood Sci. and Tech., 7, 45-59, 1973.

- 5) WALSH, P. F.: Cleavage Fracture in Timber. Tech. Pap. Div. Forest Prod. CSIRO Australia No. 65., 1972.
- 6) WALSH, P. F.: Linear Fracture Mechanics in Orthotropic Materials. Eng. Fracture Mech., 4, 533-541, 1972.
- 7) WALSH, P. F., LEICESTER, R. H. and RYAN, A.: The Strength of Glued Lap Joints in Timber. Forest Prod. J., 23-5, 30-33, 1973.
- 8) LEICESTER, R. H.: Some Aspects of Stress Fields at Sharp Notches in Orthotropic Materials. I. Tech. Pap. Div. Forest Prod. CSIRO Australia No. 57, 1971.
- 9) 平井卓郎・沢田 稔: 切り欠きをもつ木材梁の曲げ剛性と耐力 (第1報). 北大演報, 36-2, 387-419, 1979.
- 10) 平井卓郎・沢田 稔: 切り欠きを持つ木材梁の曲げ剛性と耐力 (第2報). 北大演報, 36-3, 663-680, 1979.
- 11) 杉山英男: 引張側に欠き込みをもつ木質系のはりの曲げ耐力低下のメカニズムに関する若干の考察. 日本建築学会論文報告集, 201, 1-6, 1972.
- 12) 高谷政広・垣見嘉良・佐々木 光: 木材-エポキシ樹脂接着系の繰返し曲げ疲労強度. 日本接着協会誌, 14-10, 1978.
- 13) 小松幸平: 木材接着の破壊力学的研究. 京都大学学位論文, 1977.
- 14) 岡村弘之: 線形破壊力学入門. 培風館, 1976.
- 15) BOHANNAN, B.: Effect of Size on Bending Strength of Wood Members. U.S. Forest Serv. Re. Pap., FPL 56, 1966.
- 16) 大西欣一・石塚鎮夫・江上 登: 少数資料にする引張強さの統計的研究. 材料, 25-279, 1159-1164, 1976.
- 17) 大西欣一・石塚鎮夫・江上 登: 引張強さに及ぼす試片長さの影響. 材料, 27-296, 466-470, 1978.
- 18) 日本建築学会編: 木構造設計規準・同解説, 1973.
- 19) ツーバイフォー建築研究会編: 枠組壁工法技術基準・同解説一建設省告示及び公庫仕様書, 1977.
- 20) 石田 誠: き裂の弾性解析と応力拡大係数. 培風館, 1976.
- 21) 林業試験場編: 木材工業ハンドブック. 丸善, 1973.
- 22) KNOTT, J. F.: Fundamentals of Fracture Mechanics. Butterworth &, 1973. (宮本 博訳: 破壊力学の基礎. 培風館, 1977 による).

Summary

In this report, experimental study was carried out on the maximum failure moments of square-notched wood beams. Although the load carrying capacities of those beams are generally much more than the maximum bending moments which cause the initial notch failures, these initial failures will often cause the complete collapse in the case of cross-grained beams^{2), 9)}. For design of notched wood bending members, therefore, it is necessary to determine the maximum failure moments. Destructive tests were carried out on five specimen groups made of Akaezomatsu (*Picea glehnii*). Each group had the cross section as shown in Fig. 1, and loaded as shown in Fig. 2. Basic properties of the specimens are given in Table 1, and the observed maximum failure moments M_{fe} are given in Table 2. Block shear test method was selected to modify the variance of strength of each specimen, because the stress distribution of block shear test specimens was considered to be similar to the stress distribution of square-notched specimens. And the modified values M'_{fe} were calculated by $M'_{fe} = M_{fe} \cdot (\bar{\tau}_f / \tau_f)$, where τ_f = block shear strength of each specimen measured by the standard testing method JIS Z2114¹⁰⁾ and $\bar{\tau}_f$ = average block shear strength 85 kg/cm² of Akaezomatsu listed in Japanese handbook

of wood industry²¹). Using these modified values, maximum nominal bending stresses σ_{of} were calculated by $\sigma_{of} = M'_{fe}/Z$, where Z =section modulus of each beam. M'_{fe} and σ_{of} are also given in Table 2.

The results are summarized as follows;

1. Effect of beam depth

The maximum nominal bending stresses σ_{of} of three test groups (G5A, G5B and G5C) which had the same beam width were plotted versus to the notch depth ratio $\varphi = d_n/h$ in Fig. 4, where d_n =notch depth and h =beam depth. Fig. 4 seems to show a clear size effect due to the notch depth (it is not the ratio φ but the depth itself) which is explained by the theory of fracture mechanics.

2. Effect of beam width

σ_{of} of three test groups (G5A, G5D and G5E) which had the same beam depth were compared in the same way as shown in Fig. 5. When we assume two dimensional state of stresses, no size effect due to the beam width will be expected. Fig. 5, however, seems to show that the maximum nominal bending stresses tend to decrease due to the increase of the width for shallow notches, although no effect is represented for deep notches. This tendency may be explained by considering the dependencies of two stress intensity factors K_A and K_B which are concerned with the failure on notch depth ratio φ , and the variations of their critical values K_{AC} and K_{BC} . If we define K_A and K_B as follows

$$K_A = \alpha \sigma_0 d_n^{t_1} F(\varphi), \quad K_B = \beta \sigma_0 d_n^{t_2} F(\varphi) \quad (S1)$$

Then the ratio K_B/K_A is given by

$$\frac{K_B}{K_A} = \frac{\beta}{\alpha} \cdot \frac{h^{t_2}}{h^{t_1}} \cdot \frac{\varphi^{t_2}}{\varphi^{t_1}} \quad (S2)$$

where; α, β =constants, σ_0 =nominal bending stress, $F(\varphi)$ =form factor which is the function of φ only.

In eq. (S2), β/α is constant, and for the beam whose depth does not vary, h^{t_2}/h^{t_1} is also constant, consequently, only $\varphi^{t_2}/\varphi^{t_1}$ affects the ratio K_B/K_A . φ^{t_1} and φ^{t_2} are shown in Fig. 6, by substituting 0.4487 and 0.1059 into t_1 and t_2 , respectively. These eigenvalues are typical for Akaezomatsu (calculated by Komatsu; unpublished). In Fig. 6, $\varphi^{0.1059}$ tends to increase rapidly in the shallow range of φ and slightly in the deep range, on the other hand, $\varphi^{0.4487}$ represents comparatively a large increase in the deep range. Although K_A is the principle factor that dominates the failure because β is less than α and K_{BC} is considered to be larger than K_{AC} , Fig. 6 seems to show that K_B plays an important role in the shallow range of φ . Then if we can assume that K_{BC} decreases as the width increases and K_{AC} does not decrease in wide range of the width or somewhat increases as the width increases, observed tendency may be understood.

One of the reasons which are concerned with this tendency may be a size effect indicated by the statistical strength theory.

K_{AC} and K_{BC} are the characteristic values of the material, and they may have a certain cumulative frequency distribution, therefore, they will decrease as the specimen sizes increase. Since the initial failure is extremely localized in the vicinities of the corners of the notch, size factor may only be the specimen width. K_{BC} , however, seems to be decreased by some

other reasons, because the observed reduction of σ_{of} in the shallow range of φ in which K_B is an important factor is considered to be much larger than expected by the statistical theory. On the other hand, K_{AC} tends to increase as the width increases at the same time. In most cases, the stress fields in wood members are hardly limited in plane because of their anisotropy and nonhomogeneity. And for notched or cracked specimens, it is difficult to avoid the Mode III stress field (out of plane shear), though we expect pure stress field of Mode I (cleavage)¹⁹⁾. This phenomenon is more remarkable for thin specimens, since it depends on the out of plane stiffness of the specimens. Critical stress intensity factor K_{AC} , therefore, may tend to increase due to the width. This tendency corresponds to the phenomenon observed in very thin range of the thickness of metal specimens²⁰⁾. Since the increase of K_{AC} due to the increase of the out of plane stiffness is considered to be larger than the decrease due to the statistical size effect, K_{AC} will somewhat increase as the width increases. Accordingly, when we assume that the decrease of K_{BC} is much more than the increase of K_{AC} , maximum nominal bending stresses may decrease as the width increases in the shallow range, and may not vary in the deep range because the decrease of K_{BC} can be canceled by the increase of K_{AC} .

3. Derivation of an empirical equation

When we assume a simple failure criterion as follows

$$\frac{K_A}{K_{AC}} + \frac{K_B}{K_{BC}} = 1 \quad (S3)$$

Substituting eqs. (S1) into eq. (S3), and if we let $(\alpha/\beta) \cdot K_{BC} = \lambda K_{AC}$, maximum nominal bending stress σ_{of} may be

$$\sigma_{of} = \frac{K_{AC}}{\alpha F(\varphi) \left(d_n^{t_1} + \frac{1}{\lambda} d_n^{t_2} \right)} \quad (S4)$$

Since K_{AC} of Akaezomatsu has never been measured and it is difficult to measure K_{BC} independently¹⁹⁾, let $K_{AC} = k\tau_f$ (kg, cm units) for convenience. This relationship is applicable only in the same units (kg, cm units, in this case), for τ_f measured by the standard method JIS Z2114, and the constant k may vary due to the mechanical properties of wood species.

Then eq. (S4) reduces to

$$\sigma_{of} = \frac{k\tau_f}{\alpha F(\varphi) \left(d_n^{t_1} + \frac{1}{\lambda} d_n^{t_2} \right)} \quad (S5)$$

Because k and λ are considered to depend on the beam width (strictly speaking, k may depend on the beam width, the notch depth and the material constants), Let $k/\alpha F(\varphi) = F'(\varphi)g_1(b)$ and $1/\lambda = g_2(b)$, and substituting 0.4487 and 0.1059 into t_1 and t_2 , respectively, eq. (S5) reduces to

$$\sigma_{of} = \frac{\tau_f F'(\varphi) g_1(b)}{d_n^{0.4487} + d_n^{0.1059} g_2(b)} \quad (S6)$$

From the test results, $F'(\varphi)$, $g_1(b)$ and $g_2(b)$ were determined as follows

$$F'(\varphi) = 3.49 - 3.98\varphi, \quad g_1(b) = 0.050 e^{0.3b} + 0.888, \quad g_2(b) = 0.168 e^{0.2b} - 0.190 \quad (S7)$$

Let $t_1 = 0.45$ and $t_2 = 0.10$ as the typical eigenvalues of wood, the maximum failure moments

of square-notched wood beams are given by

$$M_f = \frac{\tau_f Z F'(\varphi) g_1(b)}{d_n^{0.45} + d_n^{0.10} g_2(b)} \quad (\text{S } 8)$$

Details of derivation are shown by eqa. (10)~(25) in this paper.

In eq. (S 8), notch depth d_n and beam width b are given as the ratios to unit length (1 cm), and the functions in right side except τ_f and Z are non-dimensional functions. Consequently, eq. (S 8) is valid only in kg, cm units.

The observed maximum failure moments M_{fe} were compared with M_{fc} calculated by eq. (S 8) as given in Table 3. It may be said that eq. (S 8) represents the experimental results satisfactorily.

The empirical equation (S 8) was applied to the results of the destructive tests which had been carried out in Report 1⁹. Specimen sizes are given in Table 4 and the comparison of the observed maximum failure moments with calculated ones is given in Table 5. As shown in Table 5, group G 2 seems to be considerably underestimated, and it may indicate that the depth effect observed in this group is less than predicted by the empirical equation obtained here. However, the result of group G5C whose sizes were similar to those of G 2 showed a size effect to a major degree, therefore, eq. (S 8) can be considered to be reasonable for conservative estimation. For the other groups, eq. (S 8) seems to make an adequate estimation except the results of several specimens.

The empirical equation was also applied to the results of some wood species which had been tested in Report 2¹⁰. The comparison of the observed maximum failure moments with the calculated ones is given in Table 6. Roughly speaking, we may be able to deal with softwood species without variations. The comparison, however, seems to indicate that we can hardly predict the maximum failure moments of hardwood species by one equation.

The distribution of the ratios M_{fe}/M_{fc} is shown in Fig. 7 for all softwood specimens tested in Report 1, 2 and this. It may be said that we can assume a normal distribution, if we neglect several large values of M_{fe}/M_{fc} . Then, a conservative design formula on 99 per cent confidence limit level may be given by

$$M_f = \frac{\tau_f Z F'(\varphi) g_1(b)}{d_n^{0.45} + d_n^{0.10} g_2(b)} \quad (\text{S } 9)$$

$$F'(\varphi) = 1.77 - 2.02 \varphi, \quad g_1(b) = 0.050 e^{0.3b} + 0.888, \quad g_2(b) = 0.168 e^{0.2b} - 0.190$$

In particular, the maximum failure moment $M_{f(FE)}$ of nominal 2'' wide dimension lumber may be given by

$$M_{f(FE)} = \frac{\tau_f Z (1.84 - 2.10 \varphi)}{d_n^{0.45} + 0.17 d_n^{0.10}} \quad (\text{S } 10)$$

Appendix

スパン中央に矩形切り欠きを持つ木材梁が支点から a の位置で2点荷重を受ける場合の中央点撓み δ_1 は断面一樣な梁の中央点撓み δ_{01} と有効剛比 k_1 とにより次式で与えられる。

$$\delta_1 = \delta_{01} \cdot \frac{1}{k_1} \tag{A 1}$$

$$\delta_{01} = \frac{Pa(3l^2 - 4a^2)}{48EI}$$

$$\frac{1}{k_1} = \frac{4}{3 - 4a_0^2} \left\{ 3(m_0 - 5\varphi h_0)^2 - a_0^2 + \frac{3(1 - 4m_0^2)}{4(1 - \varphi)^3} + \frac{15\beta_0\varphi(2 - \varphi)h_0}{(1 - \varphi)^2} - \frac{150\varphi h_0^2}{1 - \varphi} \right\}$$

ここで、 $\varphi = d_n/h$, $a_0 = a/l$, $m_0 = m/l$, $m = \frac{l - W}{2}$

$$h_0 = h/l, \beta_0 = m_0 + 5(1 - \varphi)h_0$$

特に3分点2点荷重の場合、 $a = l/3$ となるから

$$\delta_1 = \frac{Pl^3}{12EI} \left\{ (m_0 - 5\varphi h_0)^2 - \frac{1}{27} + \frac{(1 - 4m_0^2)}{4(1 - \varphi)^3} + \frac{5\beta_0\varphi(2 - \varphi)h_0}{(1 - \varphi)^2} - \frac{30\varphi h_0^2}{1 - \varphi} \right\} \tag{A 2}$$

表-A 撓みの実測値と計算値の比較

(A 2) 式による予測撓み δ_c と実測撓み δ_e

Table A. Comparison of observed deflections with calculated ones

との比較を表-A に示す。

(a) G5A				(b) G5B			
Specimen	δ_c	δ_e	δ_c/δ_e	Specimen	δ_c	δ_e	δ_c/δ_e
	(×10 ⁻² cm)				(×10 ⁻² cm)		
G5A-10-1	12.45	13.67	0.91	G5B-10-1	15.57	17.75	0.88
2	16.20	16.67	0.97	2	17.90	19.00	0.94
3	15.14	17.00	0.89	3	17.59	18.25	0.96
20-1	17.86	16.80	1.06	20-1	18.26	19.33	0.94
2	15.57	17.20	0.91	2	19.26	20.00	0.96
3	16.71	18.00	0.93	3	20.48	21.50	0.95
30-1	22.18	25.00	0.89	30-1	21.44	22.40	0.96
2	22.94	25.00	0.92	2	22.93	24.80	0.92
3	20.45	21.67	0.94	3	28.01	28.33	0.99
40-1	25.83	26.00	0.99	40-1	29.67	28.40	1.04
2	25.94	25.33	1.02	2	31.78	31.20	1.02
3	31.37	30.83	1.02	3	35.67	33.60	1.06
50-1	46.19	39.17	1.18	50-1	45.06	35.50	1.27
2	39.02	36.67	1.06	2	41.62	37.00	1.12
3	45.11	36.67	1.23	3	51.60	42.00	1.23
Avg.			0.99	Avg.			1.02
C. V.			±10.4%	C. V.			±11.1%

(c) G5C				(d) G5D			
Specimen	δ_c	δ_e	δ_c/δ_e	Specimen	δ_c	δ_e	δ_c/δ_e
	($\times 10^{-2}$ cm)				($\times 10^{-2}$ cm)		
G5C-10-1	15.70	17.50	0.90	G5D-10-1	7.7	8.4	0.92
2	16.46	15.57	1.06	2	8.6	9.4	0.92
3	17.00	19.30	0.88	3	8.8	9.6	0.92
20-1	16.43	19.17	0.86	20-1	8.7	9.8	0.89
2	17.67	19.13	0.92	2	9.6	9.6	1.00
3	20.51	22.63	0.91	3	10.1	11.4	0.89
30-1	19.82	20.60	0.96	30-1	10.8	12.0	0.90
2	20.94	23.33	0.90	2	11.4	12.8	0.89
3	24.94	25.86	0.96	3	12.3	14.0	0.88
40-1	29.36	31.25	0.94	40-1	13.9	14.3	0.97
2	26.67	29.50	0.90	2	14.5	15.3	0.95
3	33.89	36.00	0.94	3	17.4	18.0	0.97
50-1	38.95	37.17	1.05	50-1	21.7	19.0	1.14
2	39.97	40.00	1.00	2	21.9	19.2	1.14
3	50.53	43.00	1.18	3	26.6	23.6	1.13
Avg.			0.96	Avg.			0.97
C. V.			$\pm 8.83\%$	C. V.			$\pm 9.7\%$

(e) G5E			
Specimen	δ_c	δ_e	δ_c/δ_e
	($\times 10^{-2}$ cm)		
G5E-10-1	4.96	5.20	0.95
2	5.69	6.20	0.92
3	6.68	7.00	0.95
20-1	5.51	6.20	0.89
2	6.19	6.40	0.97
3	6.82	7.50	0.91
30-1	6.68	7.50	0.89
2	8.28	8.25	1.00
3	8.27	8.50	0.97
40-1	9.30	9.00	1.03
2	9.74	9.00	1.08
3	11.32	10.67	1.06
50-1	13.01	12.40	1.05
2	16.61	14.67	1.13
3	17.46	15.33	1.14
Avg.			1.00
C. V.			$\pm 8.3\%$

(Remarks) δ_c ; Calculated deflection by equivalent notch method and δ_e ; Observed deflection.