HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	切り欠きを持つ木材梁の曲げ剛性と耐力：(第2報)等価切り欠き法の適用性について
Author(s)	平井, 卓郎; 沢田, 稔
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 36(3), 663-679
Issue Date	1979-11
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/21020
Type	bulletin (article)
File Information	36(3)_P663-679.pdf

Instructions for use

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

切り欠きを持つ木材梁の曲げ剛性と耐力

(第2報) 等価切り欠き法の適用性について*

平井卓郎** 沢田 稔**

Stiffness and Load Carrying Capacity of Square-notched Wood Beams 2

On the applicability of the equivalent notch method

By

Takuro HIRAI** and Minoru SAWADA**

目 次

1. 緒 言 …… 664
2. 計 算 方 法 …… 665
3. 実 験 方 法 …… 667
3.1 試験体グループ I …… 667
3.2 試験体グループ II …… 668
3.3 試験体グループ III …… 668
4. 結果と考察 …… 669
4.1 ヤング係数の取り扱いについて …… 669
4.2 等価切り欠き形数 α の適用性 …… 669
4.3 破壊試験結果 …… 671
4.4 中央集中荷重条件下での等価切り欠き法の適用性 …… 671
4.5 複数切り欠きを持つ梁への等価切り欠き法の適用性 …… 674
5. 等分布荷重条件下での有効曲げ剛性の推定について …… 675
5.1 切り欠きを持つ梁の最大撓み …… 675
5.2 切り欠きの位置による有効剛比の変化 …… 676
6. 結 言 …… 678
文 献 …… 678
Summary …… 678

* 1979年1月31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 and Wood Products Engineering, Dept. of Forest Products, Faculty of Agriculture, Hokkaido University.

1. 緒　　言

切り欠きを持つ木材梁では，その切り欠き深さと幅に依存して有効曲げ剛性が低下する。第1報[1]では，等価切り欠きの仮定による有効曲げ剛性の予測法について検討したが，その実際的な適用にあたっては，なおいくつかの問題点を残している。

まず第一に，等価切り欠きの拡がりを示す係数 α——以下，等価切り欠き形数（形状係数）と呼ぶ——が，これまでに扱った2樹種，アカエゾマツ，トドマツ以外の樹種に対しても適用出来るかどうかである。

一般に，部材断面の部分的変化によって生じる応力集中現象は，材料の内部構造に基づく力学的性質の影響を受け，巨視的な形状のみによって一律に扱うことは出来ない。この応力集中現象の材料特性による差異は，局部的に生じる最大応力の値だけではなく，その影響域の拡がりにも現れる。従って，固定端条件下で，切り欠きの存在によって生じる低歪エネルギー密度領域の広さに依存する等価切り欠き形数 α も，材料によって変化することが予想される。第1報で実験的に求めた α の値は，それゆえ，木材の構造特性に起因する固有値であると考えるべきであるが，木材は又，生物材料であるために，その組織構造に基づく力学的性質は樹種によりかなり異なっており，この場合の等価切り欠き形数も，すべての樹種を通して一律に定めることが出来るかどうかについては明らかではない。

又，これまでに行なった実験では，純曲げ区間に切り欠きを持つ場合のみを取り扱って来たが，等価切り欠き法の実際的な適用にあたっては，任意の位置に切り欠きを持つ梁が一様でない曲げモーメントを受ける場合に対しても，その適用性が検証される必要があろう。なぜなら，等価切り欠き法は近似計算法であるため，負荷条件が異なった場合にも誤差の程度に差を生じないとは言い切れないからである。

建築構造物の設計においては，積載荷重を等分布荷重とするのが通例であり，この場合にもそれと同様な荷重条件下での実験的検証を行なうことが望ましい。しかしながら，等分布荷重条件，もしくはこれに近い多点荷重条件により，安定した実験精度を得ることはなかなか難しい。これに対し，中央集中荷重条件は実験が容易であり，曲げモーメントの分布が直線的ではあるものの，スパンの各位置で変化すると言う点については等分布荷重条件と同等であると考えられる。そこで，本研究では後者についての実験的検証がなされれば，前者に対しても適用出来ると判断しても，実用上必らずしも不当ではないと考えた。

更に，複数の矩形切り欠きを持つ木材梁の有効曲げ剛性についても，その応力の流れを考慮することにより，同様の取り扱いを試みた。

本報では，これ等についての実験的検討に加え，応用例として等分布荷重条件下での例題計算を行なってみた。

本研究に際し，多くの示唆に富む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，実験にあたって御協力を得た大学院生，専攻生の各位に対し深く感謝の意を表する。

2. 計 算 方 法

矩形切り欠きを持つ梁の中央点撓み δ は，断面一様な梁の中央点撓みを δ_0 とすると，等価切り欠き法により次式で与えられる。

$$\delta = \delta_0 \cdot \frac{1}{k} \tag{1}$$

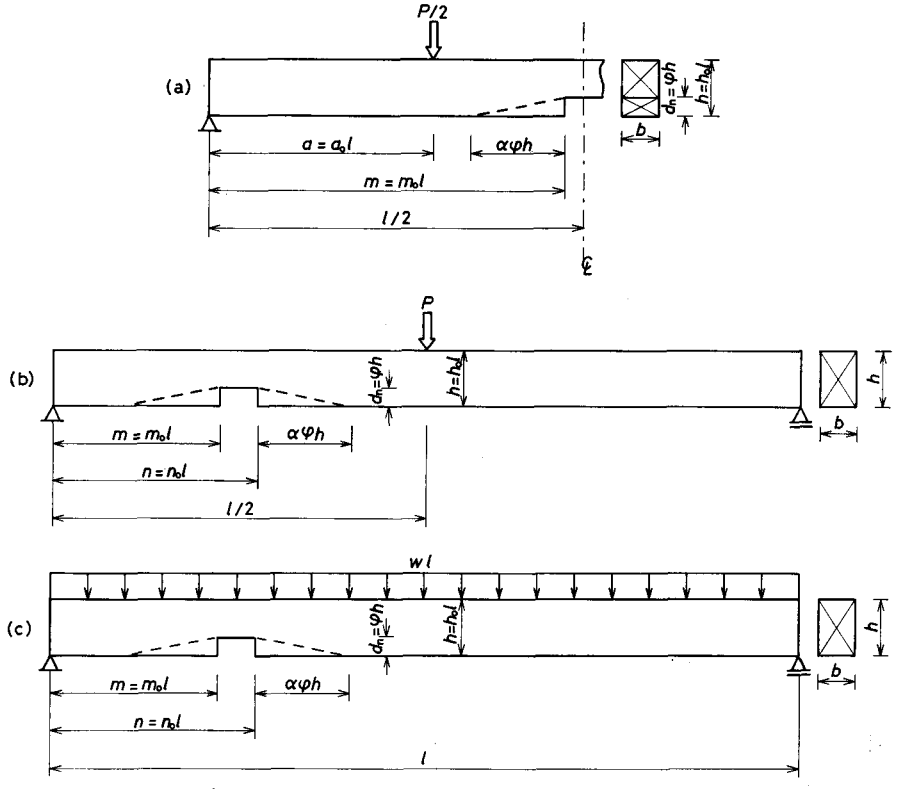
ここで，k＝有効剛比 (effective stiffness ratio)

(a)　２点荷重条件

図-1 (a) に示される様に，スパン中央に矩形切り欠きを持つ梁が２点荷重を受ける場合の中央点撓み δ_1 は，断面一様な梁の中央点撓み δ_{01} と有効剛比 k_1 とにより

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

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



図—1　荷 重 方 式

Fig. 1.　Types of loading.

$$\frac{1}{k_1} = \frac{4}{3-4a_0^2}\left\{3(m_0-\alpha\varphi h_0)^2-a_0^2+\frac{3(1-4m_0^2)}{4(1-\varphi)^3}\right.$$
$$\left.+\frac{3\beta_0\varphi(2-\varphi)\alpha h_0}{(1-\varphi)^2}-\frac{6\varphi(\alpha h_0)^2}{1-\varphi}\right\}$$

ここで，$\varphi=d_n/h$, $a_0=a/l$, $m_0=m/l$, $h_0=h/l$, $\beta_0=m_0+(1-\varphi)\alpha h_0$

(b) 中央集中荷重条件

図-1(b)に示される様に，スパンの任意の位置に矩形切り欠きを持つ梁が中央集中荷重を受ける場合の δ_2 は，同様に δ_{02} と k_2 とにより（ただし，$0\leqq m-\alpha d_n$, $n+\alpha d_n\leqq l/2$）

$$\delta_2 = \delta_{02}\cdot\frac{1}{k_2} \tag{1-b}$$

$$\delta_{02} = \frac{Pl^3}{48EI}$$

$$\frac{1}{k_2} = 1+4\left\{(m_0-\alpha\varphi h_0)^3-(n_0+\alpha\varphi h_0)^3\right\}+\frac{4}{(1-\varphi)^3}(n_0^3-m_0^3)$$
$$+\frac{6\varphi(2-\varphi)\alpha h_0}{(1-\varphi)^2}(\beta_0^2+\gamma_0^2)-\frac{24\varphi(\alpha h_0)^2}{1-\varphi}(\beta_0+\gamma_0)-24(\alpha h_0)^3\ln(1-\varphi)$$

ここで，$n_0=n/l$, $\gamma_0=(1-\varphi)\alpha h_0-n_0$

(c) 等分布荷重条件

図-1(c)に示される様に，スパンの任意の位置に矩形切り欠きを持つ梁が等分布荷重を受ける場合の δ_3 は，同様に δ_{03} と k_3 とにより（ただし，$0\leqq m-\alpha d_n$, $n+\alpha d_n\leqq l/2$）

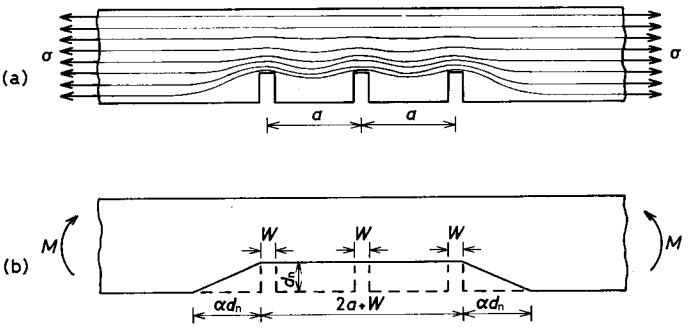
$$\delta_3 = \delta_{03}\cdot\frac{1}{k_3} \tag{1-c}$$

$$\delta_{03} = \frac{5wl^4}{384EI}$$

$$\frac{1}{k_3} = 1+\frac{8}{5}\left\{m_0-\alpha\varphi h_0)^3(4-3m_0+3\alpha\varphi h_0)-(n_0+\alpha\varphi h_0)^3(4-3n_0-3\alpha\varphi h_0\right\}$$
$$+\frac{8}{5(1-\varphi)^3}\left\{n_0^3(4-3n_0)-m_0^3(4-3m_0)\right\}$$
$$+\frac{48\varphi(2-\varphi)\alpha h_0}{5(1-\varphi)^2}\left\{\beta_0^2(1-\beta_0)+\gamma_0^2(1+\gamma_0)\right\}$$
$$-\frac{96\varphi(\alpha h_0)^2}{5(1-\varphi)}\left\{\beta_0(2-3\beta_0)+\gamma_0(2+3\gamma_0)\right\}$$
$$-\frac{96(\alpha h_0)^3}{5}\left\{2-3(m_0+n_0)\right\}\ln(1-\varphi)$$

(d) 複数切り欠きへの適用

単一の矩形切り欠きと同様に，形状が等しく，等間隔に並んだ複数の切り欠きを持つ帯板が，一様引張 σ を受ける時の力線図は図-2(a)で与えられる[2]。図に見られる応力の流れは切り欠き相互の間隔 a によって左右されるが，“比較的近い距離”で切り欠きが並んでいる場合を考えると，切り欠きにはさまれた部分には，わずかの弾性歪エネルギーしか蓄えられない。



図—2　(a) 複数切り欠きを持つ帯板の力線図 (b) 等価切り欠き形状

Fig. 2.　(a) Stress flow in a finite-width plate with multiple notches and (b) equivalent notch geometry.

そこで等価切り欠きを 図-2(b) に示される様に仮定すると，多少安全側の評価を与えることになるものと思われる。等価切り欠きの形状をこの様に仮定すると，スパン方向の幅 $2a+W$ を持つ単一の矩形切り欠きとみなし，それぞれの荷重条件に応じて，撓みの予測計算をすることが可能となる。

3. 実験方法

3.1 試験体グループ I

このグループではこれまでに行なった実験に準じ，数樹種について2点荷重方式による剛性試験を行ない，等価切り欠き形数 $\alpha=5.0$ とした時の予測計算値と実測値とを比較した。

実験には次の7樹種を用いた。

針葉樹 I 類　カラマツ (*Larix kaempferi*——北海道後志地方産)

ヒバ (*Thujopsis dolabrata* var. *hondae* MAKINO——青森県産)

針葉樹 II 類　ヘムロック (カナダ産)

広葉樹 II 類*　ヤチダモ (*Fraxinus mandshurica* var. *japonica* MAXIM.——北海道日高地方産)

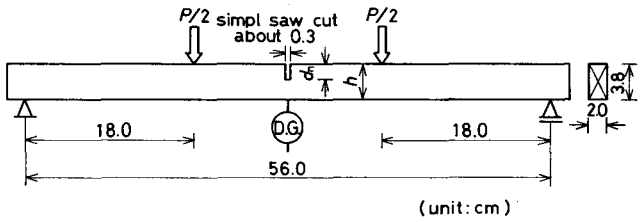
ダケカンバ (*Betula ermanii*——北海道大学雨竜地方演習林産)

ミズナラ (*Quercus mongolica* var. *grosseserrata* (BLUME) MIQ.——北海道大学中川地方演習林産)

広葉樹 III 類　ラワン (カリマンタン産)

これ等の各樹種について，図-3に示される様な切り欠き試験体を作製し，オルゼン型万能試験機 (能力2t) を用いて負荷した。撓みはダイアルゲージ (10^{-3} cm, 10 mm ストローク) によって測定した。切り欠き深さは材せいの 10, 30, 50% の3段階とし，各樹種毎に各切り欠き深さについて3体，計9体の剛性試験を行なった。撓みの予測計算に用いたヤング係数は，切

* 集成材ラミナ類別から，広葉樹 II 類相当とみなした。



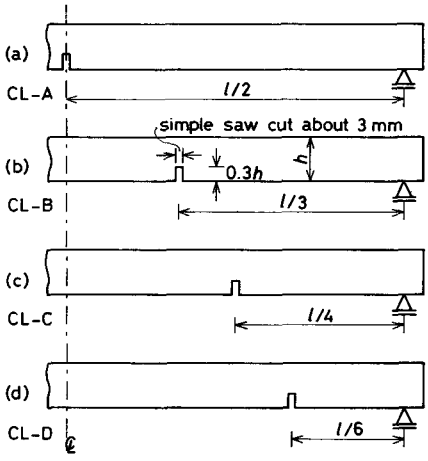
図—3　グループ I の試験体形状と荷重方法

Fig. 3.　Specimen geometry and loading method of test group I.

り欠き作製以前に同一の荷重条件によって測定し，剪断付加撓みは考慮しなかった。剛性試験終了後，切り欠きを引張側に置いて破壊試験を行ない，その非破損部分から JIS Z 2113, 2114 に準じて小試験体を切り取り，曲げ破壊試験，ブロック剪断試験を行なった。

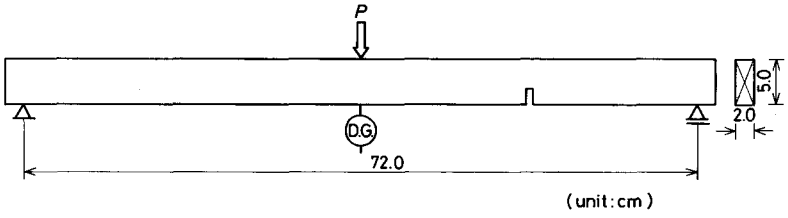
3.2　試験体グループ II

このグループでは北海道大学雨竜地方演習林産のトドマツ (*Abies sachalinensis*) を用い，図-4 に示される様な4種類の切り欠き試験体 (CL-A～D) を，それぞれにつき3体，計12体作製し，図-5 に示される様な中央集中荷重方式により剛性試験を行なった。実験にはオルゼン型万能試験機を用い，ダイアルゲージによって撓みを測定した。撓みの予測計算に用いたヤング係数はこれと同一の荷重条件によって測定し，剪断付加撓みは考慮しなかった。剛性試験終了後，JIS Z 2113, 2114 に準じて曲げ破壊試験，ブロック剪断試験を行なった。



図—4　グループ II の試験体形状

Fig. 4.　Specimens geometries of test group II.



図—5　グループ II の荷重方法

Fig. 5.　Loading method of test group II.

3.3　試験体グループ III

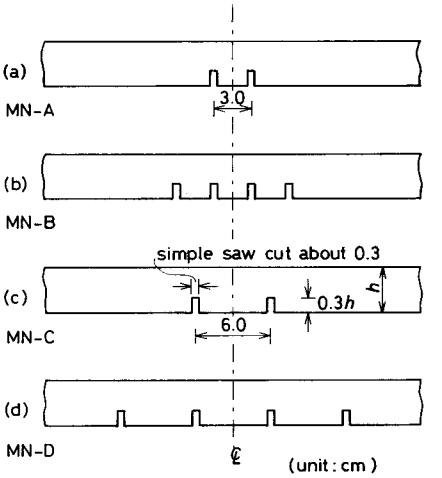
このグループではカナダ産のヘムロックを用い，図-6 に示される様な4種類の切り欠き試験体 (MN-A～D) を，それぞれにつき3体，計12体作製し，図-7 に示される様な4分点2点荷重方式により剛性試験を行なった。撓みの予測計算に用いたヤング係数はこれと同一の荷重

条件によって測定した。用いた試験機，基礎材質試験方法等は他のグループと同様である。

4. 結果と考察

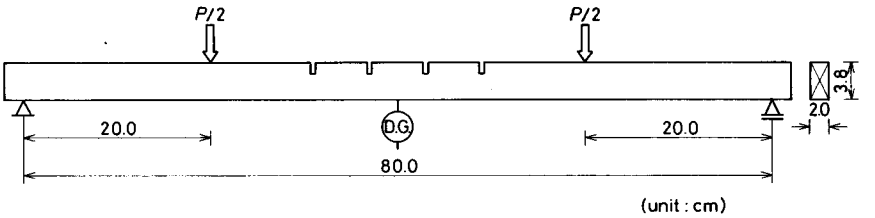
4.1 ヤング係数の取り扱いについて

本研究では，切り欠き作製以前の剛性試験において剪断付加撓みを考慮せず，それぞれの荷重条件下における中央点撓みをすべて曲げ撓みとみなして曲げヤング係数を算出した。これは本研究の目的が，梁の一部を切り欠いたことによる有効曲げ剛性の変化を知ることにあり，撓みの測定が切り欠き作製の前後で同一の荷重条件下で行なわれた場合には，その様な扱いによって生じる誤差は大きなものとはならないであろうと推測したためである。従って，異なった荷重条件下で測定された各試験体グループの曲げヤング係数（見掛けの曲げヤング係数）の値を同じレベルで比較することは出来ない。



図—6　グループ III の試験体形状

Fig. 6. Specimens geometries of test group III.



図—7　グループ III の荷重方法

Fig. 7. Loading method of test group III.

4.2 等価切り欠き形数 α の適用性

実験に用いた各樹種の平均的な基礎材質を表-1 に示す。これ等のうち，ミズナラ材には成長の悪い，いわゆるヌカ目材が含まれていたので，各試験体の材質は大きくバラついており，ヤング係数は 43～132 t/cm^2 の範囲となっていた。又，ヤチダモは特に高品質材であった[3]。

第１報で求めた等価切り欠き形数 $\alpha=5.0$ を式 (1-a) に代入して計算した中央点撓み δ_c と実測撓み δ_e との比較を表-2 (a)～(g) に示す。$\alpha=5.0$ を用いると，第１報で扱ったアカエゾマツ，トドマツ及び本報で扱ったヘムロック（いずれも針葉樹 II 類）では，δ_c/δ_e の平均値が１より小でやや危険側となっているのに対し，ダケカンバ，ミズナラ（いずれも広葉樹 II 類相当）では，やや安全側となっている様に思われる。しかしながら，これ等の数値は実験誤差の範囲を大きく越えるものではないと考えられるので，等価切り欠き形数 α が，各樹種の力学的特性に依存して有意な変動を示すかどうかについては明らかではない。

表—1 各樹種の基礎材質

Table 1. Average basic properties of each species of test group I

Species	r_u	u (%)	E_b (t/cm²)	σ_b (kg/cm²)	τ (kg/cm²)
Karamatsu	0.63 (0.60–0.71)	12.2 (11.7–12.7)	138 (124–154)	1091 (913–1302)	101 (96–108)
Hiba	0.43 (0.41–0.45)	11.5 (10.9–12.3)	100 (93–107)	709 (550– 795)	80 (67– 91)
Hemlock	0.50 (0.40–0.56)	12.4 (11.4–13.4)	114 (98–130)	839 (574–1065)	88 (61–107)
Yachidamo	0.73 (0.72–0.75)	12.5 (12.3–12.7)	160 (145–171)	1209 (1037–1297)	126 (99–161)
Dakekanba	0.73 (0.68–0.78)	9.4 (8.9– 9.7)	131 (120–140)	1054 (924–1180)	150 (136–186)
Mizunara	0.64 (0.54–0.73)	10.3 (9.7–11.4)	90 (43–132)	924 (531–1226)	148 (107–176)
Lauan	0.43 (0.34–0.55)	13.0 (10.8–15.7)	104 (86–131)	620 (390– 815)	60 (36– 92)

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

表—2 撓みの計算値と実測値の比較

Table 2. Comparison of calculated with observed deflections of test group I

(a) Karamatsu

Specimen	E_b (t/cm²)	δ_c ($\times 10^{-2}$ cm)	δ_e ($\times 10^{-2}$ cm)	δ_c/δ_e
K-10-1	154	2.51	2.55	0.99
2	132	2.86	2.88	0.99
3	130	2.96	3.00	0.99
30-1	151	3.65	3.75	0.98
2	139	3.76	3.71	1.01
3	127	4.09	4.29	0.95
50-1	142	6.56	6.25	1.05
2	141	6.73	6.88	0.98
3	124	7.53	7.06	1.07
Mean				1.00
C.V.				±3.7%

(b) Hiba

Specimen	E_b (t/cm²)	δ_c ($\times 10^{-2}$ cm)	δ_e ($\times 10^{-2}$ cm)	δ_c/δ_e
Hi-10-1	107	2.68	2.78	0.97
2	98	2.87	3.05	0.94
3	98	2.98	3.15	0.95
30-1	103	3.71	3.83	0.97
2	99	3.92	4.00	0.98
3	96	3.66	3.71	0.99
51-1	102	7.06	6.56	1.08
2	100	7.24	6.88	1.05
3	93	7.47	6.88	1.09
Mean				1.00
C.V.				±5.6%

(Remarks) δ_c; Calculated deflection by equivalent notch method and δ_e; Observed deflection. Deflections are given per 10 kg load.

いずれにせよ，δ_c/δ_e の変動幅は狭く，ここで扱った全試験体についてのその平均値と変動係数は，それぞれ 1.01±7.7% となっていることから，実用的な意味においては，通常木構造部材として使用される樹種すべてに対し，等価切り欠き形数 $\alpha=5.0$ を与えてさしつかえないも

(c) Hemlock

Specimen	E_b (t/cm²)	δ_c (×10⁻² cm)	δ_e (×10⁻² cm)	δ_c/δ_e
He-10-1	130	2.97	3.28	0.91
2	109	3.46	3.70	0.94
3	109	3.26	3.40	0.96
30-1	129	4.12	4.29	0.96
2	114	4.49	4.33	1.04
3	107	4.64	4.42	1.05
50-1	119	6.58	6.44	1.02
2	116	6.88	7.13	0.97
3	98	9.23	9.69	0.95
Mean				0.98
C.V.				±4.9%

(d) Yachidamo

Specimen	E_b (t/cm²)	δ_c (×10⁻² cm)	δ_e (×10⁻² cm)	δ_c/δ_e
Y-10-1	171	1.98	2.08	0.95
2	158	2.03	2.08	0.98
3	154	2.13	2.15	0.99
30-1	171	2.59	3.04	0.85
2	161	2.71	2.75	0.98
3	150	2.95	3.21	0.92
50-1	165	4.85	4.38	1.11
2	164	5.75	5.38	1.07
3	145	5.89	5.13	1.15
Mean				1.00
C.V.				±9.5%

(e) Dakekanba

Specimen	E_b (t/cm²)	δ_c (×10⁻² cm)	δ_e (×10⁻² cm)	δ_c/δ_e
D-10-1	140	2.32	2.43	0.96
2	132	2.48	2.55	0.97
3	124	2.61	2.85	0.92
30-1	138	3.12	3.04	1.03
2	133	3.29	3.33	0.99
3	123	3.52	3.63	0.97
50-1	137	6.12	5.50	1.11
2	135	6.28	5.25	1.20
3	120	7.09	5.63	1.26
Mean				1.05
C.V.				±11.3%

(f) Mizunara

Specimen	E_b (t/cm²)	δ_c (×10⁻² cm)	δ_e (×10⁻² cm)	δ_c/δ_e
M-10-1	132	2.49	2.75	0.91
2	65	5.05	4.93	1.03
3	59	5.59	5.60	1.00
30-1	123	3.54	3.58	0.99
2	109	3.96	4.04	0.98
3	50	8.68	8.38	1.04
50-1	120	7.22	6.38	1.13
2	112	7.52	7.31	1.03
3	43	19.24	15.25	1.26
Mean				1.04
C.V.				±9.7%

のと判断出来よう。

4.3 破壊試験結果

試験体グループIについての破壊試験結果を表-3(a)～(g)に示す。ヤチダモを除く広葉樹材は繊維性が悪く，切り欠き隅角部に生じた初期破損がそのまま梁の破壊に結びつく場合が多く見られた。

4.4 中央集中荷重条件下での等価切り欠き法の適用性

試験体の平均的な基礎材質を表-4に，又式(1-b)による計算撓み δ_c と実測撓み δ_e との比較を表-5に示す。表-5に見られる様に切り欠きがスパン中央に位置する場合には多少危険側の評価となっているが，切り欠きが支点に近づくにつれ，この度合いが減じて行くのがわか

Table 2. continued

(g) Lauan

Specimen	E_b (t/cm²)	δ_c (×10⁻² cm)	δ_e	δ_c/δ_e
L-10-1	140	2.55	2.58	0.99
2	98	3.40	3.33	1.02
3	96	3.45	3.63	0.95
30-1	128	3.38	3.46	0.98
2	101	4.27	4.72	0.90
3	92	4.72	4.50	1.05
50-1	107	7.87	7.38	1.07
2	102	8.35	8.00	1.04
3	86	9.86	9.31	1.06
Mean				1.01
C.V.				±5.6%

表—3 破壊試験結果

Table 3. Maximum failure moments of test group I

(a) Karamatsu

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc}	M_{fe}/M_{fc}
K-10-1	21.74	17.54	1.24
2	18.23	17.99	1.01
2	19.80	17.66	1.12
30-1	10.08	9.73	1.04
2	8.37	10.36	0.81
3	9.18	10.32	0.89
50-1	4.82	5.57	0.87
2	5.40	5.47	0.99
3	5.20	5.59	0.93

(b) Hiba

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc}	M_{fe}/M_{fc}
Hi-10-1	23.40	13.58	1.72
2	23.13	14.31	1.62
3	23.67	13.62	1.74
30-1	6.84	8.49	0.81
2	7.92	8.41	0.94
3	7.65	9.05	0.85
50-1	3.69	4.42	0.84
2	3.96	4.42	0.90
3	3.78	4.59	0.82

(c) Hemlock

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc}	M_{fe}/M_{fc}
He-10-1	17.10	13.46	1.27
2	14.40	13.96	1.03
3	13.73	14.46	0.95
30-1	7.92	7.85	1.01
2	6.75	8.11	0.83
3	7.38	8.10	0.91
50-1	4.05	5.01	0.81
2	4.23	4.92	0.86
3	3.83	4.41	0.87

(d) Yachidamo

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc}	$M_{fe}M/_{fc}$
Y-10-1	34.88	21.56	1.62
2	33.03	22.15	1.49
3	30.56	21.99	1.39
30-1	18.86	13.22	1.43
2	19.67	13.32	1.48
3	9.95	13.27	0.75
50-1	8.91	6.99	1.28
2	7.71	6.06	1.27
3	9.45	6.61	1.43

(e) Dakekanba

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc}	M_{fe}/M_{fc}
D-10-1	20.25	19.61	1.03
2	27.86	19.23	1.45
3	18.36	19.38	0.95
30-1	11.34	11.74	0.97
2	8.55	11.57	0.74
3	8.64	11.74	0.74
50-1	5.90	5.84	1.01
2	6.89	5.78	1.19
3	5.76	5.77	1.00

(f) Mizunara

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
M-10-1	31.41	16.93	1.86
2	15.93	16.69	0.96
3	13.86	16.77	0.83
30-1	10.98	10.14	1.08
2	12.24	10.32	1.19
3	6.44	10.23	0.63
50-1	5.56	4.96	1.12
2	3.53	5.09	0.69
3	2.57	5.16	0.50

(g) Lauan

Specimen	M_{fe} (kg·m)	M_{fc} (kg·m)	M_{fe}/M_{fc}
L-10-1	22.73	11.10	2.05
2	8.01	11.07	0.72
3	18.90	11.14	1.70
30-1	8.10	6.72	1.21
2	4.77	6.75	0.71
3	5.85	6.73	0.87
50-1	5.49	3.33	1.65
2	3.68	3.29	1.12
3	3.02	3.30	0.92

(Remarks) M_{fe}; Observed maximum failure moment and M_{fc}; Calculated maximum failure moment by the following equation[5];

$$M_{fc} = 0.45\,\sigma_b Z_n$$

where; σ_b = bending strength

Z_n = net section modulus at the noted cross section

表—4　材料の基礎材質

Table 4. Average basic properties of test group II

r_u	u (%)	E_b (t/cm²)	σ_b (kg/cm²)	τ (kg/cm²)
0.38	12.9	90	687	68
(0.34-0.42)	(12.2-13.7)	(63-101)	(519-848)	(58-85)

る。これは切り欠きの存在による歪エネルギー変化量の梁全体の歪エネルギーに占める割合が，切り欠きが支点に近づくにつれ減少して行くためだと考えられる。

全試験体についての変動係数は±5.9%となっており，この荷重条件下においても，等価切り欠き法による予測計算値が実測値と良い一致を示しているものと言えよう。これに対し，見掛けのヤング係数を用いる様な場合には，切り欠きがスパンのどの位置にあり，どれだけの深さと幅を持っているかによってその値を変化させる必要があるものと考えられる。

ただし，ここで行なった実験的検討はすべての範囲にわたるものではないので，例外も含んでいる。すなわち切り欠きがある限度以上支点に近づいた様な場合には，低歪エネルギー領域のとらえ方を変える必要が生じると考えられるので，それに応じた等価切り欠き形状を与えるべきであろう。ただ，その様な場合には，切り欠きの存在による梁の有効曲げ剛性の低下はわずかで，どの様な形状を仮定して予測計算を行なっても，実質的に大きな差を生じることはないものと考えられる。

表—5 撓みの計算値と実測値の比較

Table 5. Comparison of calculated with observed deflections of test group II

Specimen	L_n	E_b (t/cm²)	δ_c (×10⁻² cm)	δ_e (×10⁻² cm)	δ_c/δ_e
CL-A-1		101	4.78	5.91	0.81
2	$l/2$	86	6.07	6.40	0.95
3		86	5.79	6.25	0.93
B-1		101	4.29	4.47	0.96
2	$l/3$	88	4.72	4.84	0.98
3		80	5.36	5.22	1.03
C-1		101	3.87	3.93	0.99
2	$l/4$	93	4.17	4.25	0.98
3		79	4.92	4.93	1.00
D-1		101	3.52	3.54	1.00
2	$l/6$	95	3.85	3.86	1.00
3		63	5.80	5.72	1.01
Mean					0.97
C.V.					±5.9%

(Remrrks) L_n; Location of notch.
Deflections are given per 10 kg load.

表—6 材料の基礎材質

Table 6. Average basic properties of test group III

r_u	u (%)	E_b (t/cm²)	σ_b (kg/cm²)	τ (kg/cm²)
0.50	13.5	130	911	67
(0.37–0.60)	(12.6–14.5)	(101–156)	(613–1199)	(45–100)

4.5 複数切り欠きを持つ梁への等価切り欠き法の適用性

試験体の平均的な基礎材質を表-6に，又，式(1-a)による計算撓み δ_c と実測撓み δ_e との比較を表-7に示す。予想された様に全体に安全側に片寄った評価となっているのが見られるが，変動係数は±6.7%となっており，この様に複数の切り欠きを持つ梁に対しても，比較的安定した評価を与えることが可能であるものと思われる。ここでは切り欠き相互の間隔が切り欠き深さの約2.5倍及び約5倍の場合のみについて実験的検討を加えたが，切り欠きがある限度以上離れた場合には，それぞれ独立な切り欠きとして扱うべきであり，又，その中間領域においては，何等かの等価切り欠き形状の修正が必要となるであろう。

実験結果及び等価切り欠き法による計算結果に見られる様に，“比較的近い距離”で切り欠きが並んだ場合には，梁の有効曲げ剛性の低下が著しく，構造部材として極めて不利となることがわかる。

表—7 撓みの計算値と実測値の比較

Table 7. Comparison of calculated with observed deflections of test group III

Specimen	N_n	S_n (cm)	E_b (t/cm²)	δ_c (×10⁻² cm)	δ_e (×10⁻² cm)	δ_c/δ_e
MN-A-1			156	7.66	6.79	1.13
2	2	3.0	129	9.72	8.38	1.16
3			117	12.20	9.17	1.33
B-1			147	9.89	8.83	1.12
2	4	3.0	133	10.62	9.79	1.09
3			107	16.95	14.75	1.15
C-1			147	11.62	10.17	1.14
2	2	6.0	138	10.29	9.75	1.06
3			103	12.81	11.38	1.13
D-1			144	14.45	14.17	1.02
2	4	6.0	138	13.24	11.88	1.12
3			101	20.22	16.92	1.20
Mean						1.14
C.V.						±6.7%

(Remarks) N_n; Number of notches and S_n; Notch spacing.
Deflections are given per 10 kg load.

5. 等分布荷重条件下での有効曲げ剛性の推定について

第1報及び本報の前半において，等価切り欠き法の適用性が検証されたと考えられるので，ここではこの計算法により，等分布荷重条件下でのいくつかの例題計算を行ない，その有効曲げ剛性を推定してみることとした。

5.1 切り欠きを持つ梁の最大撓み

まず初めに，切り欠きを持つ梁が等分布荷重を受ける場合に生じる最大撓みと，同じ梁の中央点撓みとを比較してみることにしよう。梁の最大撓みの生じる位置は，その点の傾斜角 $\theta=0$ で与えられるから

$$\theta=\int_0^l \frac{M\bar{M}_0}{EI}\,ds=0 \tag{2}$$

図-1(c)に示される様な矩形切り欠きを持つ梁の最大撓みが支点から X の位置で生じるとして，等価切り欠き法により(2)式を充たす条件を求めると

$$4X_0^3-6X_0^2+\Big[1-(m_0-\alpha\varphi h_0)^3(4-3m_0+3\alpha\varphi h_0)$$
$$+(n_0+\alpha\varphi h_0)^3(4-3n_0-3\alpha\varphi h_0)-\frac{1}{(1-\varphi)^3}(4n_0^3-4m_0^3-3n_0^4+3m_0^4)$$

$$-12(\alpha h_0)^3\left\{\frac{\varphi(2-\varphi)}{2(1-\varphi)^2(\alpha h_0)^2}(\beta_0^2-\beta_0^3+\gamma_0^2+\gamma_0^3)\right.$$
$$\left.\left.-\frac{\varphi}{(1-\varphi)\alpha h_0}(2\beta_0-3\beta_0^2+2\gamma_0+3\gamma_0^2)-(2-3m_0-3n_0)\ln(1-\varphi)\right\}\right]=0$$

ここで，$X_0=X/l$

例として，スパン360 cmの210材の支点から60 cm$=l/6$の位置に，幅10 cm，深さ8 cm$=0.34\,h\fallingdotseq h/3$の切り欠きがある場合を考えると，(3)式の各係数は

$$\alpha=5.0,\ \varphi=0.34,\ m_0=0.153,\ n_0=0.181,\ h_0=0.065,\ \beta_0=0.368,\ \gamma_0=0.034 \tag{4}$$

(4)の各係数を(3)式に代入すると

$$X_0^3-1.5\,X_0^2+0.2306=0 \qquad X_0=0.4741 \tag{5}$$

よって，この場合，最大撓みの生じる位置は支点から$0.4741\,l=170.7$ cmとなり，この点での撓みと断面一様な梁の中央点撓みとから有効剛比k_Xを求めると$k_X=0.886$となる。一方，同じ梁の中央点撓みに基づく有効剛比kは，(4)の各数値を(1-c)式に代入することによって与えられ，$k=0.889$となる。これ等両者を比較すると$k_X/k=0.997$となり，中央点撓みを最大撓みとみなした場合の誤差は1%に充たないことがわかる。この誤差の程度は切り欠きの位置，深さ，幅によって変化するが，この例題計算の結果からみて，いずれの場合にも，実用的には無視してさしつかえない様に思われる。

5.2　切り欠きの位置による有効剛比の変化

木構造設計規準[4]では，単一曲げ材について切り欠き深さを材せいの1/3以下，又，枠組壁工法に関する住宅金融公庫住宅工事標準仕様書[5]では，床枠組の根太について，支点位置からスパンの両端1/3以内の範囲で根太せいの1/6以内と規定している。ここでは，これ等2種類の限界深さ——1/3及び1/6——とそれ等に等しい幅を持つ正方形状の切り欠きについて，その位置による梁の有効剛比の変化を計算してみることにする。

深さ及び幅が材せいの1/3の切り欠きを持つ梁の有効剛比を$k_{(1/3)}$，同様に1/6の場合を$k_{(1/6)}$とすると，(1-c)式により

$$\begin{aligned}\frac{1}{k_{(1/3)}}=1&+\frac{8}{135}\left\{(3m_0-5h_0)^3(4-3m_0+5h_0)-27(m_0+2h_0)^3(4-3m_0-6h_0)\right\}\\&+\frac{1}{5}\left\{(3m_0+h_0)^3(4-3m_0-h_0)-27\,m_0^3(4-3m_0)\right\}\\&+\frac{20}{9}h_0\left\{(3m_0+10h_0)^2(3-3m_0-10h_0)+27(3h_0-m_0)^2(1+3h_0-m_0)\right\}\\&-80h_0^2\left\{(3m_0+10h_0)(2-3m_0-10h_0)+3(3h_0-m_0)(2+9h_0-3m_0)\right\}\\&+973.2h_0^3(2-6m_0-h_0)\end{aligned} \tag{6}$$

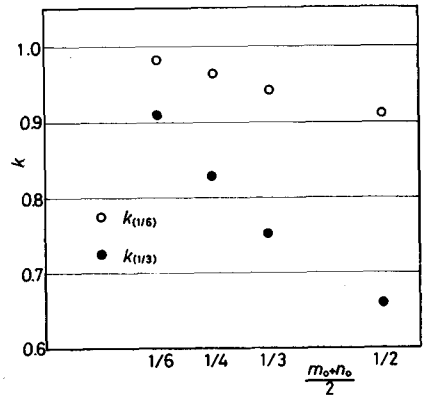
$$\frac{1}{k_{(1/6)}} = 1+\frac{1}{270}\left\{(6m_0-5h_0)^3(8-6m_0+5h_0)-432(m_0+h_0)^3(4-3m_0-3h_0)\right\}$$
$$+\frac{4}{625}\left\{(6m_0+h_0)^3(8-6m_0-h_0)-432m_0^3(4-3m_0)\right\}$$
$$+\frac{11}{225}h_0\left\{(6m_0+25h_0)^2(6-6m_0-25h_0)+216(4h_0-m_0)^2(1+4h_0-m_0)\right\}$$
$$-8h_0^2\left\{(6m_0+25h_0)(4-6m_0-25h_0)+12(4h_0-m_0)(2+12h_0-3m_0)\right\}$$
$$+218.9h_0^3(4-12m_0-h_0) \qquad (7)$$

例として，5.1 で扱ったスパン 360 cm の 210 材の床根太を考えると，$h_0=23.5/360=0.065$ となるので，$k_{(1/3)}$ 及び $k_{(1/6)}$ はそれぞれ

$$k_{(1/3)} = \frac{1}{0.9981+0.0728m_0+4.4982m_0^2-4.6499m_0^3} \qquad (8)$$

$$k_{(1/6)} = \frac{1}{1.0013+0.0045m_0+0.8139m_0^2-0.8274m_0^3} \qquad (9)$$

中央集中荷重条件下で実験的検討を行なったのと同様に，支点から切り欠きの中心線 $\left(\frac{m+n}{2}\right)$ までの距離が，それぞれ $l/6$, $l/4$, $l/3$, $l/2$ の場合について，(8), (9) 式により有効剛比を計算すると，図-8 の様になる。ただし，$l/2$ の場合については第1報 (A 4) 式[1] を用いて計算を行なった。図-8 に見られる様に，切り欠きの位置による有効剛比 k の変化は，多少の誤差を許せば直線近似が可能である様に思われる。この計算例では床根太を単一に扱ったが，この様な扱い方をした場合でも，切り欠き深さが根太せいの 1/6 以内であればその有効曲げ剛性の低下は 10% に充たない。



図—8　切り欠きの位置による有効剛比

Fig. 8. Effective stiffness ratios due to loations of notches.

更に実際の床構造を考えた場合，特に枠組壁工法では，根太は床パネルの構成部材として複合的に挙動するため，かなりの拘束効果が期待される。従って，公庫仕様書に規定された範囲内の切り欠きについては，それによる撓み量の増加を特に考慮する必要はないものと考えてよいであろう。

一般に，断面一様な長スパンの曲げ材では，許容応力度よりも制限撓み量が支配的となることが多いのに対し，切り欠きを持つ曲げ材の場合には耐力低下が著しく，切り欠きが引張側に位置する場合はもちろん，圧縮側に位置する場合でも，曲げ変形における剛性損失は通常副次的であると考えられる。ただ，注意しなければならない点は，切り欠きが引張，圧縮いずれの側にあっても，その有効曲げ剛性は等しいこと，又，有効曲げ剛性は切り欠き幅によって大きく左右されることである。特に，切り欠きがとなりあった数本の根太にわたり，同じ床パネ

ルを構成する他の根太による拘束効果があまり期待出来ない様な場合，又，1本の根太に複数の切り欠きがある様な場合には，充分な配慮が必要となるであろう。

6. 結　　言

本研究では，等価切り欠き法の実際的な適用にあたってのいくつかの問題点について実験的検討を加え，更にこの方法を用いて有効剛比の試算を行なった。結果を要約すると次の様になる。

1) 実用的な範囲においては，等価切り欠き形数 α の樹種別変動を考慮する必要はない。

2) 等価切り欠き法は，曲げモーメントが一様でない荷重条件下においても，実用上充分な精度で適用出来る。

3) 等価切り欠き法は，複数の切り欠きを持つ木材梁に対しても適用出来る。

4) 等分布荷重条件下での，切り欠きの位置による有効剛比の変化に対しては，多少の誤差を許せば直線近似を当てはめることが出来る。

5) 枠組壁工法に関する公庫仕様書の規定の範囲内では，切り欠きによる有効曲げ剛性の低下を特に考慮する必要はないものと思われる。

文　　献

1) 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1報）．北大演報，**36**-2, 387-419, 1979.
2) PETERSON, R. E.: Stress Concentration Factors. John Wiley & Sons, 1974.
3) 宮島　寛：日高産アオダモ材の生長と材質．北大演報，**36**-2, 421-450, 1979.
4) 日本建築学会編：木構造設計基準・同解説，1973.
5) 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—建設省告示及び公庫仕様書，1977.

Summary

In report 1, the *equivalent notch method* was proposed to estimate the effective stiffness of square-notched wood beams. Some problems, however, have been remained to be proved.

At first, it may be required to investigate whether we can use the same value 5.0 determined in report 1, for the parameter α (defined as the *equivalent notch form factor*) on various wood species. Generally, stress concentration depending on the contour of a specimen is affected by the mechanical characteristics of the material. And they affect not only the maximum values of localized high stresses, but also the extent of stress-disturbed area. The *equivalent notch from factor*, therefore, may possibly vary due to the characteristics of each wood species.

It is also required to verify the applicability of the *equivalent notch method* under the loading conditions in which bending moment is not uniform.

Furthermore, how can we apply the calculating method to becams with multiple notches?

The purpose of this study was to investigate these problems experimentally and to take some examples under uniformly distributed load.

The experimental methods of three test groups and the results are summarized as follows;

1. Applicability of the *equivalent notch form factor.*

Stiffness tests of square-notched wood beams were carried out as shown in Fig. 3 with following seven species.

(a) Karamatsu (*Larix kaempferi*)
(b) Hiba (*Thujopsis dolabrata var. hondae* MAKINO)
(c) Hemlock : imported from Canada
(d) Yachidamo (*Fraxinus mandshurica var. japonica* MAXIM.)
(e) Dakekanba (*Betula ermanii*)
(f) Mizunara (*Quercus mongolica var. grosseserrata* (BLUME) MIQ.)
(g) Lauan : imported from Kalimantan

Average basic properties of each species are given in Table 1, and the center deflections δ_c calculated by substituting $\alpha=5.0$ into Eq. (1-a) —notations are shown in Fig. 1 (a)— as well as the observed ones δ_e are given in Table 2. For practical use, the results seemed to show that we can give the same value 5.0 for *equivalent notch form factor* through all wood species.

2. Applicability of the *equivalent notch method* under center loading.

Stiffness tests of four types of notched specimens as shown in Fig. 4 were carried out under center loading as shown in Fig. 5. Todomatsu (*Abies sachalinensis*) was selected for this study, and the average basic properties are given in Table 4. The center deflections δ_c calculated by substituting $\alpha=5.0$ into Eq. (1-b) —notations are shown in Fig. 1 (b)— as well the observed ones δ_e are given in Table 5. The results showed that the *equivalent notch method* was also applicable under this loading condition.

From the results obtained under two points loading and center loading, it may be said that we are able to apply the *equivalent notch method* to predict the effective stiffness of square-notched wood beams under design load, *i. e.*, uniformly distributed load.

3. Application of the *equivalent notch method* to beams with multiple notches.

Considering a finite-width plate with closely spaced multiple square notches under uniform tension, stress flow is described as shown in Fig. 2 (a)[2]. If we assume the equivalent notch geometry as shown in Fig. 1 (b), therefore, the effective stiffness of the actual beam may be estimated somewhat conservatively. The stress flow, however, is affected by notch spacing, consequently, the equivalent notch presented here may be limited its applicability only to "closely spaced notches".

Stiffness tests of four types of test specimens with multiple notches as shown in Fig. 6 were carried out under two points loading as shown in Fig. 7. Hemlock was selected for this study, and the average basic properties are given in Table 6. The center deflections δ_c calculated by substituting $\alpha=5.0$ into Eq. (1-a) as well as the observed ones δ_e are given in Table 7. The results showed that the calculated deflections were somewhat larger than the observed ones as expected.

4. Effective stiffness ratio due to notch location under uniformly distributed load.

Now considering a square-notched beam as shown in Fig. 1 (c), the center deflection is given by Eq. (1-c), where k is the effective stiffness ratio. For example, we deal with nominal $2'' \times 10''$ dimension lumber, of which beam span is 360 cm. If we assume regular square notches and substitute 1/3 and 1/6 into $\varphi=d_n/h$, the effective stiffness ratios $k_{(1/3)}$ and $k_{(1/6)}$ are given by Eqs. (8) and (9), respectively. Some examples calculated by these equations are shown in Fig. 8.