



Title	釘着重ね柱の座屈強さ
Author(s)	沢田, 稔; SAWADA, Minoru
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 37(3), 747-758
Issue Date	1980-11
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/21040
Type	departmental bulletin paper
File Information	37(3)_P747-758.pdf



釘着重ね柱の座屈強さ*

沢田 稔**

Buckling Strength of Nailed Leyered Columns*

By

Minoru SAWADA**

目 次

緒 言	747
1. 理論式の誘導	748
1.1 釘着重ね梁の断面内応力分布	748
1.2 等価剪断弾性係数, G_0	749
1.3 弾性座屈に関する基礎微分方程式	751
1.4 弾性座屈応力と有効細長比	751
2. 理論式の適合性	752
2.1 RASSAM らの実験 (A)	752
2.2 中田の実験 (B)	754
3. 座屈応力の予測計算法	755
結 言	756
文 献	757
Summary	757

緒 言

単一材や集成材で作られる柱のばあい、その弾性領域および塑性領域での座屈に関する設計式が現行木構造設計規準⁷⁾に示されている。そして、その算定における細長比による座屈係数についても、実用的な意味で、ほぼ十分な合理性をもつものと思われる。

しかし、今後の木材事情からみて、小径材からの厚板を釘接合による重ね柱として利用するばあいも予想されるので、その一般的な設計基礎資料も必要となるであろう。

本研究では、全長にわたって一様釘着した重ね柱の弾性座屈応力を予測するための理論式を誘導したが、とくに、釘着材の層間じりによる曲げ剛性の低下と、そのための細長比の増大についても考察を加えた。

* 1980年2月29日受理 Received February 1980.

** 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.

さらに、この釘着重ね柱の有効細長比による予測座屈強さを、RASSAMら⁵⁾の3層重ね柱の実測値および中田⁶⁾の2層重ね柱の実測値と比較してみた。その結果、ほぼ妥当な適合性が認められたので、この種釘着重ね柱に対する設計計算法について一つの提案を試みることにした。なお、本研究は、昭和53・54年度文部省科学研究費補助金(一般-B)により実施したものである。

1. 理論式の誘導

一様間隔で釘着された重ね柱の軸圧縮荷重による弾性座屈挙動は、その層間を伴う釘着材の有効曲げ剛性の評価問題として取り扱うことができる。

1.1 釘着重ね梁の断面内応力分布

釘着重ね梁の曲げ変形に関して、菱田ら¹⁾の「多層重ね梁理論」を適用すると、つぎのようになる。すなわち、釘着重ね梁の曲げ変形は、その層間を伴う釘着材による各層単独の自由な変形と、層間を伴わない一体梁としての変形との合成値で表わされる。さらに、その層間変位を単一材での剪断変位に等価置換する考え方が含まれている。本研究においても、この考え方を採用することにした。

図-1に示すように、釘着重ね梁の任意断面内応力分布から、その曲げモーメントに関して、つぎのような関係が成立する。

すなわち、この断面に加えられる曲げモーメントを M_t 、各層単独の自由な曲げ変形に対応する曲げモーメントを m_i 、および、一体材としての曲げ変形に対応する曲げモーメントを M とすれば

$$M_t = M + \sum_i m_i \quad (1)$$

また、最終的に、各層の曲げ変形、すなわち、その曲率を近似的に同等と見做しうるものとすれば、これに対応する曲げモーメント m_{bi} については、

$$m_{bi} = m_i + m_{oi} = m_i + \frac{I_i}{J} M \quad (2)$$

ここに、 $I_i = i$ -層材の断面2次モーメント、 J = 一体材条件での断面2次モーメントである。したがって、 M_t 、 M および m_{bi} の間にはつぎの関係が成立することになる。

$$\sum_i m_{bi} = M_t - \left(1 - \frac{\sum I_i}{J}\right) M \quad (3)$$

さらに、このばあい、 i -層に作用する軸力 F_i は、言うまでもなく、層間を伴う釘着材を生ぜしめ

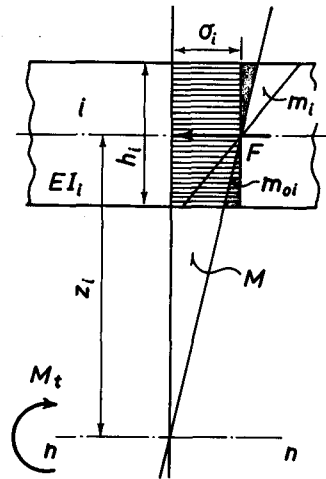


図-1 釘着重ね梁の断面内応力分布

Fig. 1. Stress distribution in the cross section of a nailed layered beam.

る剪断力となるものであるが、その値は、次式で表わされる。

$$F_i = \sigma_i A_i = \frac{M}{J} z_i \cdot A_i \quad (4)$$

1.2 等価剪断弾性係数, G_0

釘着重ね材の層間じりによる変形を、一体材での剪断応力による変形に等価置換するためにつぎのように考える。

図-2(a)に示すように、剪断力 Q による撓み増分 dy_s との間の仕事増分を dU_s とすれば、

$$dU_s = \frac{1}{2} Q \cdot dy_s = \frac{1}{2} Q y'_s dx \quad (5)$$

これに、一体材での剪断歪エネルギー増分を対応せしめると、

$$\frac{1}{2} Q y'_s dx = \frac{\kappa Q^2}{2GA} dx \quad (6)$$

ここに、 $\kappa=6/5$ (矩形断面)、 $10/9$ (円形断面)、 G =一体材の剪断弾性係数、 A =同断面積である。

したがって、

$$y'_s = \frac{\kappa Q}{GA}; \quad y''_s = \frac{\kappa}{GA} \cdot \frac{d^2 M}{dx^2} \quad (7)$$

さて、釘着重ね梁での見かけの剪断弾性係数については、つぎのように考えることができる。

すなわち、図-2(b)において、 q を単位材長当りの剪断応力とすると、

$$G_0 = \frac{q}{\gamma} \quad (8)$$

$$\gamma = \frac{e_s}{H} = \frac{e_s}{nh} = \frac{\delta_s}{h} \quad (9)$$

ここに、 γ =剪断歪、 e_s =全体じり量、 δ_s =隣接2層間の平均じり量、 h =各層の材せい、 n =積層数である。

以上のことから、一体材 (単一材) での剪断剛性 GA は、釘着重ね梁では、 $G_0 H$ に置き換えられるわけで、

$$y''_s = \frac{\kappa}{GA} \frac{d^2 M}{dx^2} = \frac{\kappa}{G_0 H} \frac{d^2 M}{dx^2} \quad (10)$$

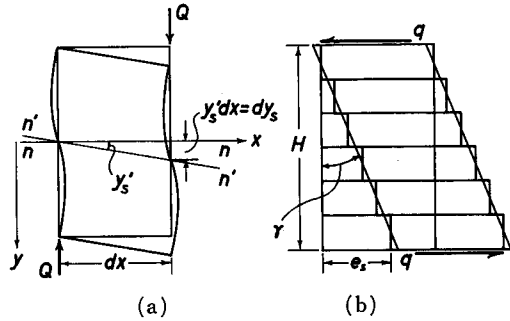


図-2 単一梁の剪断変形 (a) と釘着重ね梁のじり変形 (b)

Fig. 2. Shear deformation of a solid beam (a) and slip deformation of a layered beam connected with nails (b).

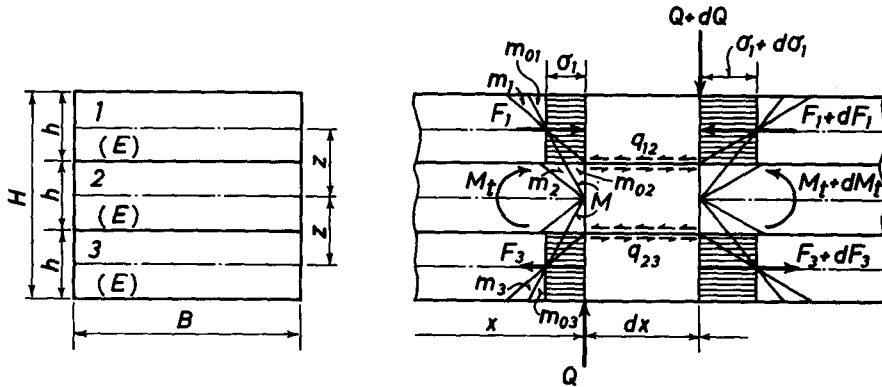


図-3 3層重ね梁の等価剪断弾性係数 (G_0)

Fig. 3. Equivalent shear modulus (G_0) of the three layered beam.

$$G_0 = \frac{q}{\gamma}; \quad q = \frac{r\bar{Q}}{s} = \frac{dF}{dx}; \quad \gamma = \frac{\delta_s}{h}; \quad K_s = \frac{\bar{Q}}{\delta_s}$$

さて、この G_0H について、図-3 に例示した等厚 3 層構成の釘着重ね梁で考えてみる。このばあいの釘着間隔を s として、

剪断応力:

$$q_{12} = \frac{dF_1}{dx} = q_{23} = \frac{dF_3}{dx} = q = \frac{F}{s} \tag{11}$$

剪断歪:

$$\gamma_{12} = \frac{y_{12}}{h} = \gamma_{23} = \frac{y_{23}}{h} = \gamma = \frac{y_s}{h} \tag{12}$$

いま、

$$F = r\bar{Q}; \quad r = \text{釘着部位での釘数}$$

$$K_s = \frac{\bar{Q}}{y_s} \text{ (平均じり係数)} \tag{13}$$

(11), (12) および (13) から

$$G_0 = \frac{q}{\gamma} = \frac{rh}{s} K_s \tag{14}$$

ここで、 $H=nh$ であるから

$$G_0H = \frac{nrh^2}{s} K_s \tag{15}$$

(15) を (10) に代入すれば、

$$\underline{y_s'' = \frac{\kappa \cdot s}{nrh^2 K_s} \frac{d^2 M}{dx^2}} \tag{16}$$

1.3 弾性座屈に関する基礎微分方程式

釘着重ね柱の曲げ変形に関して、つぎの関係が成立する。

$$y'' = y_b'' + y_s'' \tag{17}$$

ここに、 E =構成層の平均ヤング係数、 $\Sigma I_i = \alpha J$ として、

$$y'' = -\frac{\Sigma m_{bi}}{E \Sigma I_i} = -\frac{\Sigma m_{bi}}{\alpha EJ} \tag{18}$$

$$y_b'' = -\frac{M}{EJ} \tag{19}$$

よって、(16)、(18)および(19)を(17)に代入して、図-4に示す柱の端末条件における基礎微分方程式を求めると

$$\frac{d^4 y}{dx^4} + (\varphi^2 - \beta^2) \frac{dy^2}{dx^2} - \alpha \beta^2 \varphi^2 \cdot y = 0 \tag{20}$$

ここに

$$\varphi^2 = \frac{P}{\alpha EJ}; \quad \beta^2 = \frac{G_0 H}{\kappa \alpha EJ} = \frac{10rK_s}{sEA} \tag{21}$$

A =各層の断面積、 $\kappa=6/5$ (矩形断面)とする。

1.4 弾性座屈応力と有効細長比

図-4の柱の両端末ピン条件で(20)式を解きその φ^2 値を求めると、つぎようになる。

$$\varphi^2 = \frac{P}{\alpha EJ} = \frac{n^2 \pi^2}{\alpha L^2} \cdot \frac{1 + n^2 \pi^2 / \beta^2 L^2}{1 + n^2 \pi^2 / \alpha \beta^2 L^2} \tag{22}$$

$(n = 1, 2, 3, \dots)$

なお、このばあい、 $\varphi^2 - \beta^2 > 0$ と仮定した。

さらに

$$\left. \begin{aligned} \phi_n &= \frac{n^2 \pi^2}{\alpha \beta^2 L^2} \text{ として} \\ \varphi^2 &= \frac{n^2 \pi^2}{\alpha L^2} \cdot \frac{(1 + \alpha \phi_n)}{(1 + \phi_n)} \end{aligned} \right\} \tag{23}$$

$n=1$ での座屈荷重を P_{cr} 、 $\phi = \pi^2 / \alpha \beta^2 L^2$ とおくと

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EJ}{L^2} \cdot \frac{(1 + \alpha \phi)}{(1 + \phi)} = \frac{\pi^2 EJ}{L^2} \cdot \phi \tag{24}$$

したがって、このときの弾性座屈応力を σ_{cr} とすれば、

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_e^2} \tag{25}$$

この λ_e が、有効細長比である。

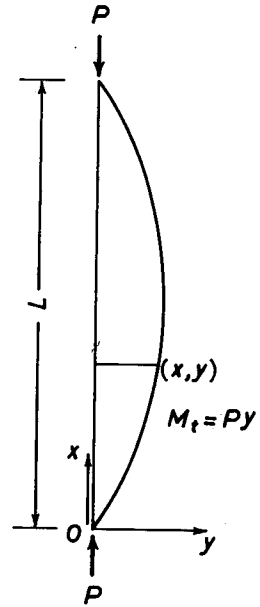


図-4 両端回転端条件の長柱の座屈

Fig. 4. Buckling of a pinned-ends long column.

$$\lambda_e = \frac{\lambda}{\sqrt{\phi}}; \quad \lambda = L/\sqrt{I/nA} \quad (26)$$

さらに、この有効細長比 λ_e を用いて、木構造設計規準⁷⁾ の設計計算法を準用することを提案したいと思う。

すなわち

$$\lambda_e \geq 100; \quad \sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_e^2} \doteq \frac{3000}{\lambda_e^2} \sigma_c \quad (27)$$

$$\lambda_e \leq 100; \quad \sigma_{cr} = (1 - 0.007 \lambda_e) \sigma_c \quad (28)$$

ここに、 $\sigma_c \doteq 0.0033 E$ とする。

2. 理論式の適合性

上に述べた弾性座屈応力の理論計算において、最も重要な有効細長比、 λ_e の決定のための基礎定数となるのは、言うまでもなく釘着材のり係数、 K_s である。

この K_s 値の算定については、既報³⁾ において、つぎの理論近似式を得ている。

$$K_s = 1.1266 k_0^{0.75} \cdot d^{1.75} \quad (29)$$

これは、原田²⁾ の「弾性床理論」から導いたものであるが、条件としては、鉄丸釘のヤング係数を、2100 t/cm² とし、かつ、釘着材の側材厚および釘の主材への打込み深さが充分で、木構造設計規準の規定以上であることが求められる。

また、(29) 式の k_0 は、elastic bearing constant と呼ばれている釘軸側面の木材木口面へのめり込み特性値である。これについては、中谷⁴⁾ が、エゾマツおよびトドマツ材に関しておこなった実験から、針葉樹材に対して、つぎの式を与えている。

$$k_0 = \frac{E}{5.67d + 1.14} \quad (30)$$

ここに、 d は釘径 (cm) である。

これらを用いて、RARRAM らの実験および中田の実験について、本研究で誘導した理論式の適合性を検討する。

2.1 RASSAM らの実験⁵⁾ (A)

Engelmann spruce を用いておこなった釘着 3 層重ね柱の実験である。4 in. 幅で 0.75 in. の等厚 3 層構成で、柱の長さは 54 in. となっている。

使用釘は、6d 普通丸釘、試験柱 5 体のヤング係数や実測り係数などの基礎材質および接合条件は一括して表-1 に転載した。

そこで、表示の E 値と使用釘径 ($d=0.113$ in. = 0.287 cm) とから、(30) 式により k_0 をもとめ、ついで、(29) 式から計算り係数 K_s を決定した。

表-1 試験柱の材質と接合条件 (RASSAM らの実験)⁵⁾ (A)Table 1. Layer and connector properties of sample columns (RASSAM & GOODMAN's result)⁵⁾ (A)

wood species: Engelmann spruce

No.	E 10 ³ Ksi	r	s in.	K_s Kips/in.	b in.	h in.	d in.
1	1.44	2.5	1.25	11.7	4	0.75	0.113
2	1.47	2.5	2.5	21.3	4	0.75	0.113
3	1.44	2.0	2.5	13.2	4	0.75	0.113
4	1.54	2.5	2.5	17.4	4	0.75	0.113
5	1.49	2.5	2.5	20.9	4	0.75	0.113

 E =average $M. O. E.$, r =average number of nails per row. s =spacing between rows, K_s =average slip modulus (observed), b =width of layer, h =depth of each layer, d =nail diameter.表-2 有効細長比 (λ_e) と座屈強さ (σ_{cr-s}) の計算値 (A)Table 2. Calculated values of effective slenderness ratio (λ_e) and buckling strength (σ_{cr-s}). (A)

No.	k_0 t/cm ³	K_s t/cm	β^2_{-3} $\cdot 10$	ϕ	ψ	λ_e	σ_{cr-s} psi.
1	36.6	1.89	7.60	0.621	0.659	102.4	1356
2	37.3	1.91	3.76	1.255	0.505	117.0	1060
3	36.6	1.89	3.04	1.554	0.459	122.7	944
4	39.1	1.98	3.72	1.270	0.503	117.2	1106
5	37.8	1.93	3.75	1.259	0.505	117.0	1074

 $\lambda=83.1$, k_0 =elastic bearing constant (calculated) K_s =slip modulus (calculated)

この K_s 値により、前述の計算手続きにより有効細長比、 λ_e と、これによる弾性座屈応力、 σ_{cr-s} をもとめたわけである。これらを表-2 に示した。

つぎに、座屈荷重、 P_{cr} について、その計算値と実測値および RASSAM らの計算値と比較したものが表-3 である。ただし、この実測値については、同論文の Fig. 9 に図示されているものから読み取ったので、精確値ではない。

なお、RASSAM らの誘導した理論式は

$$P_{cr} = \frac{3EI\pi^2}{L^2} \psi;$$

$$\psi = \frac{\pi^2 + 9L^2 \frac{rK_s}{sEA}}{\pi^2 + L^2 \frac{rK_s}{sEA}} \quad (31)$$

この (31) 式の K_s 値に、表-1 の実測値を用いて計算したのが、表-3 の P_{cr-R} である。

表-3に示されているとおり、本研究での計算値と RASSAM らの実測値および計算値とは、実用上、十分な一致とみて良く（若干安全側の誤差を伴うけれども）適合性あるものと判断した。

表-3 座屈荷重の計算値と実測値⁵⁾ (A)
Table 3. Calculated and observed buckling loads.⁵⁾ (A)

No.	P_{cr-s} lbs. (1)	P_{cr-R} lbs. (2)	P_{cr-o} lbs. (3)	$\frac{(2)}{(1)}$	$\frac{(3)}{(1)}$
1	12204	12180	(13000)	0.998	1.065
2	9540	11972	(10300)	1.255	1.080
3	8496	8954	(7700)	1.054	0.906
4	9954	11464	(11300)	1.152	1.135
5	9666	12001	(11000)	1.242	1.138
Av.	—	—	—	1.140	1.065

P_{cr-s} =calculated buckling load by the expression developed in this study.

P_{cr-R} =calculated buckling load by RASSAM-GOODMAN's expression.

P_{cr-o} =observed buckling load (from PASSAM & GOODMAN's result; Figure 9)⁵⁾

2.2 中田の実験⁶⁾ (B)

エゾマツとトドマツの204材をCN90釘を使って2層釘着した重ね柱である。その試料の基礎材質と接合条件は、一括して表-4に示した。この試験柱は、材長160cmで両端ピン条件で試験された。

さて、このばあいも、各試験柱の各層の平均ヤング係数と使用釘径(0.41cm)とから、(30)式により k_0 を、また、この k_0 値と釘径とから、(29)式により K_s を計算し、続いて一連の計算手順により有効細長比、 λ_e を決定、座屈強さ σ_{cr} を求めた。これら計算結果は、表-5に示したとおりである。

表-4 試験柱の材質と接合条件⁶⁾ (B)
Table 4. Layer and connector properties of sample columns⁶⁾ (B)
CN 90; d (nail diameter)=0.41 cm. wood species=Yezomatsu & Todomatsu

No.	b cm	h cm	E t/cm ²	r	s cm	k_0 t/cm ³	K_s t/cm
1	8.87	3.71	120.0	2	20	34.6	3.38
2	8.88	3.73	107.5	2	20	31.0	3.11
3	8.88	3.71	100.0	2	20	28.9	2.95
4	8.88	3.74	135.5	2	20	39.1	3.70
5	8.85	3.73	103.0	2	20	29.7	3.01

b =width of layer; h =depth of layer; E =M. O. E.; r =number of nails per row.

s =spacing between rows; k_0 =bearing constant (calculated)

K_s =slip modulus (calculated)

表—5 有効細長比 (λ_e) と座屈強さ (σ_{cr-s}) の計算値 (B)
Table 5. Calculated values of effective slenderness ratio (λ_e)
 and buckling strength (σ_{cr-s}) (B)

No.	β^2 ·10 ⁻⁴	ϕ	ψ	λ	λ_e	σ_{cr-s} kg/cm ²
1	8.57	1.756	0.522	75.7	104.8	108
2	8.74	1.722	0.526	75.2	103.8	99
3	8.95	1.682	0.530	75.6	103.9	92
4	8.22	1.829	0.515	75.0	104.5	122
5	8.86	1.697	0.528	75.2	103.5	95

表—6 座屈荷重の計算値と実測値 (B)
Table 6. Calculated and observed buckling loads (B)

No.	P_{cr-s} kg (1)	P_{cr-o} kg (2)	$\frac{(2)}{(1)}$
1	7087	9558	1.35
2	6528	7417	1.14
3	6022	6897	1.15
4	8129	8590	1.06
5	6263	7805	1.25
Av.	—	—	1.19

P_{cr-s} =calculated buckling load by the expression developed in this study.

P_{cr-o} =observed buckling load by NAKATA's experiment.

さらに、座屈荷重の計算値と実測値の比較を表-6に示したが、これによると、計算値は実測値の平均80%程度となった。やや安全に過ぎる評価のようではあるが、設計計算としては、ほぼ妥当なものと言えよう。

以上2種の釘着重ね柱に関する実験結果との比較から、本研究で求めた弾性座屈応力の理論計算式は、実用上十分な適用性を有するものと思われる。

3. 座屈応力の予測計算法

釘着重ね柱の座屈応力に関する予測計算法として、つぎの計算手順を提案する。

ただし、針葉樹乾燥材で、実用上無欠点材と見られるばあいに限る。また、使用釘は普通の鉄丸釘で、そのヤング係数を2100 t/cm²と仮定し、釘着柱の構成層は、十分な厚さを有し、少なくとも、その側材厚および釘の主材への打込み深さは、木構造設計規準の規定以上であることを前提とする。

- 1) 釘面圧定数,
- k_0
- :

$$k_0 = \frac{E}{5.67d + 1.14} ;$$

d = 釘径 (cm), E = 平均ヤング係数 (t/cm²)

- 2) 平均亡り係数,
- K_s
- ,

$$K_s = 1.1266 k_0^{0.75} \cdot d^{1.75}$$

- 3) 特性係数,
- β^2

$$\beta^2 = \frac{10rK_s}{sEA}$$

s = 釘着間隔 (cm), A = 構成層の平均断面積 (cm²),

r = 1 釘着部の平均釘数, E = 平均ヤング係数 (t/cm²)

- 4)
- ϕ
- 値 (等厚材について)

$$\phi = \frac{\pi^2}{\alpha\beta^2L^2} = \frac{n^2\pi^2}{\beta^2L^2} ;$$

L = 有効柱長 (cm), n = 積層数, $\alpha = nI/J$

- 5)
- ψ
- 値

$$\psi = \frac{1 + \alpha\phi}{1 + \phi}$$

- 6) 有効細長比,
- λ_e

$$\lambda_e = \frac{\lambda}{\sqrt{\psi}} ;$$

$\lambda = \sqrt{12} L/nh$ (一体材条件での細長比)

- 7) 座屈応力,
- σ_{cr}

- (i)
- $\lambda_e \geq 100$
- :

$$\sigma_{cr} = \frac{3000}{\lambda_e^2} \sigma_c$$

σ_c (圧縮強さ) = 0.0033 E

- (ii)
- $\lambda_e \leq 100$
- :

$$\sigma_{cr} = (1 - 0.007 \lambda_e) \sigma_c$$

結 言

釘着重ね柱の弾性座屈について、構成材のヤング係数と使用釘径とから、釘面圧定数 k_0 (elastic bearing constant) を計算、さらに、この k_0 と釘径から亡り係数 K_s (slip modulus) を決定した。この計算に用いた式は、 k_0 については中谷の針葉樹材に対する実験式⁴⁾、 K_s に

については、著者の理論近似式³⁾である。

つぎに、釘着梁のりり変形に関し、単一材の剪断応力による変形への等価置換法(菱田理論)¹⁾を用いて見かけの剪断剛性を求め、これにより両端ピン条件での釘着重ね柱の有効細長比 λ_e を導入して座屈応力を決定した。

これら一連の理論式の適合性を、RASSAM らの3層釘着重ね柱の実験⁵⁾、および中田の2層釘着重ね柱の実験⁶⁾によって検証した。その結果、やや安全側の評価となるものの、かなり良好な予測となることが確かめられた。したがって、本研究で示した針葉樹釘着重ね柱の予測計算法により、有効細長比をもとめ、これを木構造設計規準の木柱座屈設計式に適用することを一つの試案として提案したいと思う。

文 献

- 1) 菱田一郎・真能 創：木船縦強度の理論的研究(第1報)。造船協会論文集, 104号, 1959.
- 2) 原田正道：木船の縦強度。東大生産技術研究所報告, 2-3, 1951.
- 3) 沢田 稔：2層釘着梁の曲げ剛性と強度。北大演報, 33-1, 139-166, 1976.
- 4) 中谷 浩・沢田 稔：釘着材の剪断性能。北大演報, 37-3, 687-719, 1980.
- 5) RASSAM, H. Y. and I. R. GOODMAN: Buckling behavior of Layered wood columns, Wood Science, 2-4, 238-246, 1970.
- 6) 中田欣作：木造組立柱の座屈応力。北大林産学科卒業論文(未発表), 1980.
- 7) 日本建築学会：木構造設計規準・同解説, 1973.

Summary

The objective of this study was to develop a theory for the analysis of nailed layered wood columns which included the effects of interlayer slip. By use of Young's modulus (E) of layers and the nail diameter (d) used, the elastic bearing constant (k_0) for softwood species can be calculated from NAKATANI's empirical formula¹⁾. The slip modulus (K_s) can be calculated by the simplified theoretical expression developed in the previous paper³⁾. The slip deformation of a nailed layered beam was replaced by the shear deformation of an equivalent solid beam, according to the theory for multi-layered beams including the effect of interlayer slip, developed by HISHIDA and MANO¹⁾ as shown in Fig. 2.

In this study, the effective slenderness ratio, λ_e of nailed layered columns was introduced.

By using the effective slenderness ratio, the theoretical buckling strength of nailed columns for softwood species will be predicted.

Test results for the five three-layered columns in Table 1, obtained by RASSAM and GOODMAN⁵⁾, and for the five two-layered columns in Table 4, obtained by NAKATA⁶⁾, compared to theoretical values are shown in Tables 3 and 6, respectively. These test results on the average were in good agreement with the theory developed in this paper.

A rational procedure for predicting the buckling strength of nailed layered columns, proposed in this paper, is as follows:

for softwood species,

- 1) the elastic bearing constant, k_0 (t/cm^2)

$$k_0 = \frac{E}{5.67d + 1.14}$$

in which d = nail diameter (cm), E = modulus of elasticity (t/cm^2)

- 2) the slip modulus, K_s (t/cm)

$$K_s = 1.1266k^{0.75} \cdot d^{1.75}$$

- 3) the basic factor, β^2

$$\beta^2 = \frac{10rK_s}{sEA}$$

in which r = number of connectors per row, s = spacing between two adjacent rows of connectors (cm), A = cross sectional area of each individual layer (cm^2)

- 4) the effective slenderness ratio, λ_e

$$\lambda_e = \frac{\lambda}{\sqrt{\phi}}$$

$$\phi = \frac{1 + \frac{\pi^2}{\beta^2 L^2}}{1 + \frac{m^2 \pi^2}{\beta^2 L^2}}$$

in which λ = slenderness ratio of an equivalent solid column, m = number of equal layers, L = column length (cm)

- 5) the buckling strength of a nailed column, σ_{cr} (kg/cm^2)

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_e^2} \doteq \frac{3000}{\lambda_e^2} \sigma_c \quad (\lambda_e \geq 100)$$

in which the compressive strength, $\sigma_c = \varepsilon_{oc} E \doteq 0.0033 E$

$$\sigma_{cr} = (1 - 0.007 \lambda_e) \sigma_c \quad (\lambda_e \leq 100)$$