

# 富山県農林水産総合技術センター 木材研究所研究報告

2011.3.No.3

- |   |                         |    |
|---|-------------------------|----|
| ラグスクリューボルトを用いた高靱性ラーメン接合部の開発<br>－実大ラーメンの加力試験－  | 若島嘉朗、大倉憲峰               | 1  |
| スギ間伐材を原料とした木粉の製造（第1報）<br>－スギ木粉の品質に及ぼす原料性状の影響－ | 藤澤泰士、鈴木聡、<br>長谷川益夫、高橋理平 | 25 |

富山県農林水産総合技術センター 木材研究所

<http://www.pref.toyama.jp/branches/1661/mokuzai/index.html>

# ラグスクリューボルトを用いた高靱性ラーメン接合部の開発

## —実大ラーメンの加力試験—

若島嘉朗、大倉憲峰\*<sup>1</sup>

### Development of Ductile Semi-Rigid Joints with Lagscrewbolts -Full Scale Tests of Portal Frames-

Yoshiaki WAKASHIMA, Kenho OKURA\*<sup>1</sup>

ラグスクリューボルトを接合具に用いたラーメン用の柱梁接合部・柱脚接合部を開発し、その評価式の開発および実大試験による検証を行った。開発した接合部は、基本的に接合用のボルト、または、アンカーボルトの塑性変形能によって接合部の靱性を確保するものである。これら接合部の評価式をモーメントと力の釣合いから導き、接合部試験の結果と比較した。その結果、計算値と実験値は良く一致した。また、開発した接合部を用いて、3P (2730mm) と8P (7280mm) 幅で1層および2層の実大サイズのラーメンの加力試験を行った。その結果、8P試験体では、比較的小さな変形角で柱脚接合部の損傷が見られたが、柱梁接合部の大きな変形能により、全ての試験体で大きな層間変形が得られた。

#### 1. はじめに

ラグスクリューボルトなどの軸方向接合具の引抜性能は、特に配慮をしない限り脆性的な性質を示す傾向にある<sup>1)</sup>。そのため、繊維平行方向に接合具を挿入したラーメン用柱脚接合部などでも脆性的な性質を示すことになる。同様に、ラーメン用柱梁接合部の柱側のように、繊維直行方向に接合具を挿入した場合は、接合部パネルのせん断破壊により脆性的な性質を示す。以上のようなことから、耐震性能を考えた場合に特に重要となる、接合部の変形能を確保するためには、この様な脆性的破壊を避けるために接合具の引抜性能を制御する必要があると考えられる。筆者はこれまでに、特殊な接合金物を用いて鋼棒挿入接着接合法による柱梁接合部の開発を行った<sup>2)</sup>。この接合部では、接合金物の降伏耐力を鋼棒挿入接着接合部や接合部パネルの耐力よりも低く設定しているため、接合部の損傷は接合金物に集中させることができ、接合金物の塑性変形によって接合

部に変形能を付与することができる。しかし、この接合金物は比較的大きいため、金物があらかし状態となり、設計意匠などで問題があった。

以上から、これまでに本研究では金物等がなるべくあらかし状態にならないように配慮した、ラグスクリューボルトを用いた高靱性ラーメン接合部の開発を進めてきた。本報では、開発した接合部の概要、その評価法及び開発した接合部を用いたラーメンの加力試験の結果について報告する。

#### 2. 接合部の概要

開発した接合部の詳細を図1, 2に示す。柱梁接合部は図1あるように2種類の接合形式を開発した。図1-(a)は柱に埋め込まれたラグスクリューボルトの芯に接合用のボルトを貫通させ、梁側のラグスクリューボルトと接合するものとし、接合用ボルトの塑性変形によって接合部の変形能を確保するものとした。図1-(b)も同様に接合ボルトの塑性変形によ

\*<sup>1</sup>株式会社 グランドワークス

て接合部の変形能を確保するものとした。図1-(b)も同様に接合ボルトの塑性変形によって接合部の変形能を確保するもので、このボルトは金物を介して梁側のLSBに挿入接合される。この金物と、柱側の金物をドリフトピンで結合することによって柱梁接合部が形成される構造となっている。

図2に示す柱脚接合部は、アンカーボルトの塑性変形に期待したものとした。

柱梁接合部では、接合用ボルトの径はボルトの引張強度が接合部パネルの強度を下回るように設定しており、柱脚接合部では、アンカーボルトの径はアンカーボルトの引張強度がラグスクリューボルトの引抜強度を下回るように設定した。各接合部は表1に示す105×300(C300,B300,I300)と105×450(C450,B450,I450)の部材断面に対応しており、それぞれの断面に対応した接合ボルト、アンカーボルトの詳細を表1中に示す。接合用ボルト及びアンカーボルトには何れも大きな塑性変形能力が保証された転造ねじ (ABR490) を用いた。

開発した柱梁接合部の接合剛性を求めるため、図3に示す力学モデルについて考える。ここで、接合部内における部材の曲げは無視できるものとする。

柱両端に力 $P_1, P_2$ が作用するとき、接合部内に生じる圧縮力 $C$ 及び引張力 $T$ は次式で表すことができる。

$$C = K_w \frac{b\lambda}{2} \delta_c + K_{fc} \frac{(\lambda - g)}{\lambda} \delta_c \tag{1}$$

$$T = K_{ft} \frac{(h - \lambda)}{\lambda} \delta_c \tag{2}$$

$K_w$ ：木材の面圧係数、 $K_{fc}$ ：接合具の圧縮剛性、 $K_{ft}$ ：接合具の引張剛性、 $b$ ：柱への梁又は金物のめり込み幅。モーメントの釣合いより次式が求められる。

### 3. 理論

#### 3.1 柱梁接合部の接合剛性

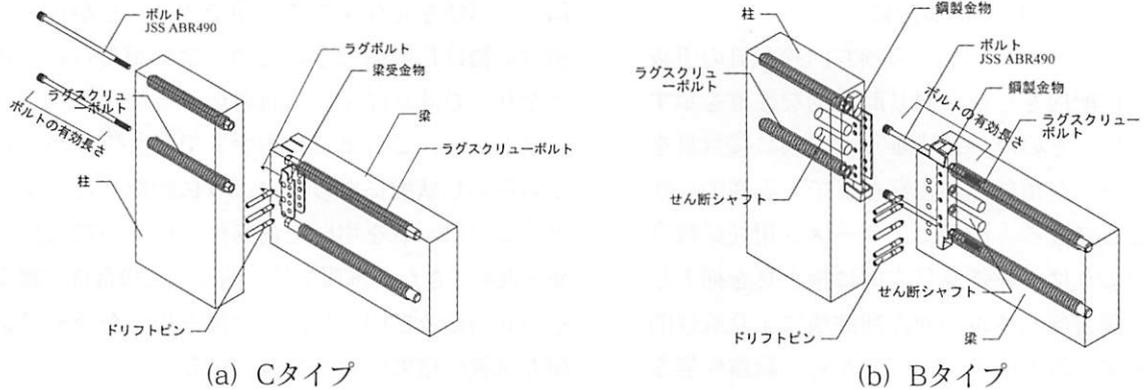


図1 柱梁接合部樹皮

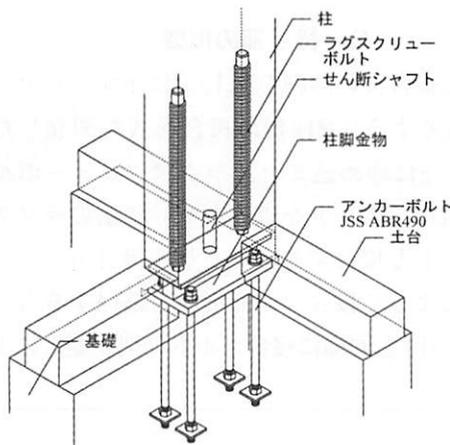


図2 柱脚接合部 (Iタイプ)

表1 各接合部に用いたボルト

接合部位	接合部名	ボルト	ボルトサイズ		ボルトの有効長さ (mm)	LSBの内穴径
			(Lタイプ)	(Tタイプ)		
柱梁接合部	C300	JSS ABR490	M16	M18	279.5	φ18
	C450	JSS ABR490	M18	M18	429.5	φ18.5
	B300	JSS ABR490	M16	M16	191.5	φ17.5
	B450	JSS ABR490	M18	M18	192	φ18.5
柱脚接合部	I300	JSS ABR490	M14		385	
	I450	JSS ABR490	M16		385	

$$M = -K_w \frac{b\lambda}{2} \delta_c \left( La + h - \lambda + \frac{2}{3}\lambda \right) - K_f \frac{(\lambda - g)}{\lambda} \delta_c (L_1 + h - g) + K_f \frac{(h - \lambda)}{\lambda} \delta_c L_1 + P_2 (L_1 + L_2 + h - g) \quad (3)$$

上式は  $\lambda$  に関する3次式となる。ここで、 $b0$ ,  $c0$ ,  $d0$  を下記のように定める。

$$b0 = -\frac{3((L_1 + h)P_1 + (-L_1 + g)P_2)}{P_1 + P_2} \quad (4)$$

$$c0 = \frac{6}{bK_w(P_1 + P_2)} \left( - (hK_{fc} + (K_{fc} + K_f)L_1)P_1 + (hK_f + (K_{fc} + K_f)L_2)P_2 + g(K_{fc}P_1 - K_fP_2) \right) \quad (5)$$

$$d0 = -\frac{6}{bK_w(P_1 + P_2)} \left( g^2 K_{fc} P_1 + hK_f (-L_1 P_1 + (L_2 + h)P_2) - g((L_1 + h)K_{fc} P_1 + (hK_f - L_2 K_{fc})P_2) \right) \quad (6)$$

$b0$ ,  $c0$ ,  $d0$ により式は下記のようになる。

$$\lambda^3 + b0\lambda^2 + c0\lambda + d0 = 0 \quad (7)$$

ここで、

$$\lambda = x - \frac{b0}{3} \quad (8)$$

によって変数変換を行うと、二次の項が消えた次式が得られる。

$$x^3 + px + q = 0 \quad (9)$$

ただし、

$$p = \left( -\frac{b0^2}{3} + c0 \right), \quad q = \frac{2b0^3}{27} - \frac{b0c0}{3} + d0 \quad (10)$$

ここで

$$D = -\left\{ \left( \frac{q}{2} \right)^2 + \left( \frac{p}{3} \right)^3 \right\} \quad (11)$$

とすると

(a)  $D > 0$  のとき (このとき  $p < 0$  である)

$$r = \sqrt{-\frac{4p}{3}}$$

$$x = r \cos\left(\frac{1}{3} \arccos\left[\frac{3q}{pr}\right]\right).$$

$$x = r \cos\left(\frac{2\pi}{3} \pm \frac{1}{3} \arccos\left[\frac{3q}{pr}\right]\right)$$

(b)  $D = 0$  のとき (このとき  $p \leq 0$  である)

(i)  $p = 0$  のとき、 $q = 0$  となり、 $x = 0$

(ii)  $p = 0$  のとき、

$$x = r, r \cos \frac{2\pi}{3} \text{ 或いは } x = -r, r \cos \frac{\pi}{3}$$

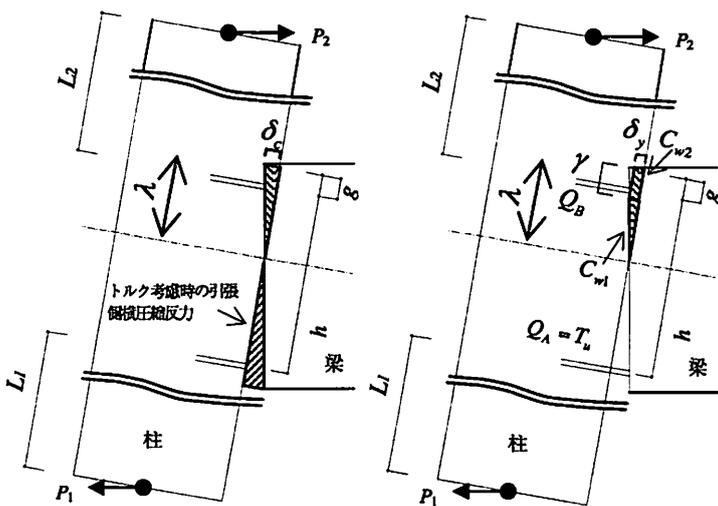
(c)  $D < 0, p < 0$  のとき (このとき  $q \neq 0$  である)

$$r = \pm \sqrt{-\frac{4p}{3}}$$

$$x = r \cosh \left[ \frac{1}{3} \log \left\{ \frac{3q}{pr} + \sqrt{\left( \frac{3q}{pr} \right)^2 - 1} \right\} \right]$$

(d)  $p > 0$  のとき、 $D < 0$  である。

$$r = \sqrt{\frac{4p}{3}}$$



(a) 弾性範囲

(b) 終局状態

図3 柱梁接合部の力学モデル

$\lambda$ : 圧縮側端から中立軸の距離,  $\gamma$ : 圧縮端から降伏域の距離,  $\delta_c$ : 圧縮側端の圧縮変位,  $\delta_y$ : 降伏変位,  $T_u$ : ボルトの破断耐力,  $C_{w1}$ : 弾性域の横圧縮反力,  $C_{w2}$ : 降伏域の横圧縮反力

$$x = r \sinh \left[ \frac{1}{3} \log \left\{ -\frac{3q}{pr} + \sqrt{\left( \frac{3q}{pr} \right)^2 + 1} \right\} \right]$$

力の釣り合いから次式が求められる。

$$-C + T + P_1 + P_2 = 0 \quad (12)$$

上式より、変位 $\delta_c$ は $\lambda$ を用いて次式となる。

$$\delta_c = \frac{2(P_1 + P_2)\lambda}{-2gK_{fc} - 2hK_{fs} + (2K_{fc} + 2K_{fs} + bK_w)\lambda} \quad (13)$$

接合部モーメント $M_{joint}$ は

$$M_{joint} = -(L_1 + h_1 - \lambda)P_1 + (L_2 - g + \lambda)P_2 \quad (14)$$

接合部剛性 $K_{joint}$ は

$$K_{joint} = \frac{M_{joint}}{(\delta_c / \lambda)} \quad (15)$$

接合部パネルのせん断変形 $\gamma$ は

$$\gamma = \alpha F / (G_w A_w) \quad (16)$$

$G_w$ ：柱のせん断弾性係数， $A_w$ ：柱の断面積， $\alpha$ ：せん断係数。

接合部パネルのせん断変形を含んだ接合部剛性 $K_{joint,s}$ は次式となる。

$$K_{joint,s} = \frac{M_{joint}}{(\delta_c / \lambda + \gamma)} \quad (17)$$

しかし、本接合部は柱と梁をLSBを介し、ボルトを締め付けて接合するため、ボルトの締め付けトルクの影響が考えられる。そこで、柱側面に梁部材がめり込み、引張側にも柱の横圧縮反力が生じる状態の場合についても考察した(図3-(a))。この時、モーメントの釣合は次式となる。

$$\begin{aligned} M = & -K_w \frac{b\lambda}{2} \delta_c \left( L_1 + h - \lambda + \frac{2\lambda}{3} \right) - K_{fc} \frac{(\lambda - g)}{\lambda} \delta_c (L_1 + h - g) \\ & + K_{fs} \frac{(h - \lambda)}{\lambda} \delta_c L_1 + K_w \frac{b(h + g - \lambda)}{\lambda} \delta_c \left( L_1 - g + \frac{h + g - \lambda}{3} \right) \\ & + P_2 (L_1 + L_2 + h - g) \end{aligned} \quad (18)$$

$M=0$ および(12)式より、

$$\begin{aligned} \lambda = & \left( 3((g - h)(2K_{fc} + bhK_w) - 2DL_1)P_1 \right. \\ & \left. - 3((g - h)(2K_{fs} + bgK_w + bhK_w) - 2DL_2)P_2 \right)^{1/3} \\ & (A - 3CL_1)P_1 - (B - 3CL_2)P_2 \end{aligned} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} \delta_c = & \left( 12(g - h)^2 K_{fc} K_{fs} + 4b(g^3 + h^3)(K_{fc} + K_{fs})K_w \right. \\ & \left. + b^2(g + h)^2 K_w^2 \right)^{1/3} (2(A - 3CL_1)P_1 - 2(B - 3CL_2)P_2) \end{aligned} \quad (20)$$

ただし、

$$A = 6g(g - h)K_{fc} + b(2g - h)(g + h)^2 K_w$$

$$B = 6(g - h)hK_{fs} + b(g - 2h)(g + h)^2 K_w$$

$$C = 2(gk_{fc} + hk_{fs}) + b(g + h)^2 K_w$$

$$D = K_{fc} + K_{fs} + b(g + h)K_w$$

次に、図3-(b)のように引張側のボルトの破断により接合部が破壊するものと仮定すると、

$$Q_A = T_u, \quad Q_B = \frac{(\lambda - g)}{(h - \lambda)} K_{fc} \delta_{fy}$$

$P_2$ の $P_1$ に対する比を $\alpha$ とすると、

$$P_2 = \alpha P_1$$

柱の横圧縮反力 $C_{w1}$ 、 $C_{w2}$ は、

$$C_{w1} = \frac{b(\lambda - \gamma)}{2} \delta_{wy} K_w$$

$$C_{w2} = b\lambda K_w \delta_{wy}$$

また、木材の横圧縮降伏変位 $\delta_{wy}$ は次式となる。

$$\delta_{wy} = \frac{(\lambda - \gamma)}{(h - \lambda)} \delta_{fy}$$

力の釣合いより

$$Q_A - Q_B - C_{w1} - C_{w2} + P_1 + P_2 = 0 \quad (21)$$

(21)式を解くと、 $P_1$ は次のように表される。

$$P_1 = -\frac{1}{2(1+\alpha)\delta_{fy}(h-\lambda)} \left( 2\delta\alpha(hT_u + gK_{fc}\delta_{fy}) + bh^2K_w\delta_{wy}^2 \right. \\ \left. - 2(\delta_{fy}(T_u + K_{fc}\delta_{fy}) + bhK_w\delta_{fy}\delta_{wy})\lambda + bK_w\delta_{fy}(2\delta_{fy} + \delta_{wy})\lambda^2 \right) \quad (22)$$

一方、モーメントの釣合いより次式が得られる。

$$M = Q_a L_1 - Q_b(L_1 + h - g) - C_w \left( L_1 + h - \lambda + \frac{2(\lambda - \gamma)}{3} \right) \\ - C_w \left( L_1 + h - \frac{\gamma}{2} \right) + P_2(L_1 + L_2 + h - g) \quad (23)$$

(23) 式に(22)式を代入し、 $b_0$ ,  $c_0$ ,  $d_0$ を次のように定める。

$$b_0 = -\frac{1}{F(1+\alpha)} \left( 3(3h + 2L_1 + (2g + h - 2L_2)\alpha)\delta_{fy}^2 \right. \\ \left. + 3(3h + L_1 + (g + 2h - L_2)\alpha)\delta_{fy}\delta_{wy} + 3h(1+\alpha)\delta_{wy}^2 \right) \quad (24)$$

$$c_0 = \frac{1}{bFK_w(1+\alpha)\delta_{wy}} \left( 6\delta_{fy}^2(AT_u + BK_{fc}\delta_{fy}) + 6bChK_w\delta_{fy}^2 \right. \\ \left. + 3bDhK_w\delta_{fy}\delta_{wy}^2 + 3bh^2K_w(1+\alpha)\delta_{wy}^3 \right) \quad (25)$$

$$d_0 = \frac{1}{bFK_w(1+\alpha)\delta_{wy}} \left( -6\delta_{fy}^2(AhT_u + BgK_{fc}\delta_{fy}) \right. \\ \left. - 3bCh^2K_w\delta_{fy}\delta_{wy}^2 - bh^3K_w(1+\alpha)\delta_{wy}^3 \right) \quad (26)$$

ただし、

$$A = L_1 + (g - h - L_2)\alpha$$

$$B = -g + h + L_1 - L_2\alpha$$

$$C = h + L_1 + (g - L_2)\alpha$$

$$F = 3\delta_{fy}^2 + 3\delta_{fy}\delta_{wy} + \delta_{wy}^2$$

以上より、(7)式と同じ $\lambda$ に関する3次方程式が得られる。

図3-(b)において、 $P_1=0$ の場合は、

$$P_2 = \frac{1}{2\delta_{fy}(h-\lambda)} \left( -2\delta_{fy}(hT_u + gK_{fc}\delta_{fy}) - bh^2K_w\delta_{wy}^2 \right. \\ \left. + 2(\delta_{fy}(T_u + K_{fc}\delta_{fy}) + bhK_w\delta_{fy}\delta_{wy} + bhK_w\delta_{wy}^2)\lambda \right. \\ \left. - bK_w\delta_{wy}(2\delta_{fy} + \delta_{wy})\lambda^2 \right) \quad (27)$$

(23)式に(27)式を代入し、 $b_0$ ,  $c_0$ ,  $d_0$ を次のように定める。

$$b_0 = -\frac{3(A\delta_{fy}^2 + (g + 2h - L_2)\delta_{fy}\delta_{wy} + h\delta_{wy}^2)}{F} \quad (28)$$

$$c_0 = \frac{3}{bFK_w\delta_{wy}} \left( -2\delta\alpha^2(BTu + KsbLa2\delta\alpha) \right. \\ \left. - 2bhK_w(-g + La2)\delta\alpha^2\delta_{wy} + AbhK_w\delta\alpha\delta_{wy}^2 \right. \\ \left. + bh^2K_w\delta_{wy}^3 \right) \quad (29)$$

$$d_0 = \frac{1}{bFK_w\delta_{wy}} \left( 6\delta\alpha^2(BhTu + gKbsLa2\delta\alpha) \right. \\ \left. - 3bh^2K_w(g - La2)\delta\alpha\delta_{wy}^2 - bh^3K_w\delta_{wy}^3 \right) \quad (30)$$

ただし、

$$A = 2g + h - 2L_2$$

$$B = -g + h + L_2$$

である。以上より、(7)式と同じ $\lambda$ に関する3次方程式が得られる。

### 3.2 柱脚接合部の接合剛性

柱脚接合部の接合剛性を求めるため、図4の力学モデルについて考える。まず、柱脚金物と柱部材間に生じる圧縮力 $C$ と引張力 $T$ は、図4-(a)から次式のようになる。

$$C = K_w \frac{b\lambda\delta_c}{2} + K_f \frac{(\lambda - g)\delta_c}{\lambda} \quad (31)$$

$$T = K_f \frac{(h - \lambda)\delta_c}{\lambda} \quad (32)$$

$K_w$ ：木材の縦圧縮剛性、 $K_f$ ：繊維平行方向の接合具の引張剛性、 $b$ ：柱への柱脚金物のめり込み幅。

$C=T$ より中立軸 $\lambda$ は次式のように決定できる。

$$\lambda = \frac{-2K_f \pm \sqrt{2K_f(2K_f + b(g+h)K_w)}}{bK_w} \quad (33)$$

接合部中立軸に関するモーメントは次式となる。

$$M = K_w \frac{b\lambda\delta_c}{2} \frac{2\lambda}{3} + K_f \frac{(\lambda-g)\delta_c}{\lambda} (\lambda-g) + K_f \frac{(h-\lambda)\delta_c}{\lambda} (h-\lambda) \quad (34)$$

接合部の回転角を $\theta = \delta_c/\lambda$ とすると、接合部剛性 $K_{cj}$ は次式となる。

$$K_{cj} = K_f (g^2 + h^2 - 2g\lambda - 2h\lambda + 2\lambda^2) + K_w \frac{1}{3} b\lambda^2 \quad (35)$$

柱脚金物と基礎の間の回転剛性は、露出形式柱脚であることから、鋼構造の露出柱脚の弾性剛性<sup>3)</sup>を参考にすべきと思われる。しかし、本接合部の柱脚金物の形状および実験においてH形鋼を基礎としたことから、弾性変形を引張側のアンカーボルトの伸び変形のみと仮定し、また回転中心を柱脚金物圧縮側外縁と仮定し、次式の弾性剛性 $K_{bj}$ を得た。

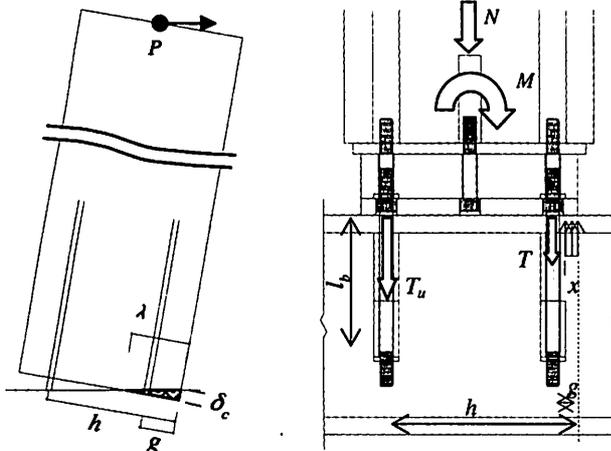
$$K_{bj} = \frac{E_s n_t A_b h^2}{l_b} \quad (36)$$

$E_s$ : アンカーボルトのヤング係数

$n_t$ : 引張側アンカーボルトの本数

$A_b$ : アンカーボルト軸部の断面積

$h$ : 柱脚金物圧縮側外縁より引張側アンカーボルト群図芯までの距離(図4-(b)参照)



(a) 柱 - 柱脚金物間

(b) 柱脚金物 - 基礎間

図4 柱脚接合部の力学モデル

$\lambda, x$ : 圧縮側端から中立軸の距離,  $\delta_c$ : 圧縮側端の圧縮変位,  $T_u$ : アンカーボルトの破断耐力,  $T$ : 圧縮側アンカーボルトの引張力,  $l_b$ : アンカーボルトの長さ

$l_b$ : アンカーボルトの長さ (図4-(b)参照)

鋼構造における露出柱脚の剛性は、ねじ部の局部変形などによる見かけのヤング係数の低下、ベースプレートの曲げ変形およびコンクリートの圧縮変形などの影響で、その剛性は(36)式の半分としているが、本報ではベースプレートが十分な剛性を有していること、試験ではコンクリート基礎の代わりにH型鋼を用いることから、柱脚金物の回転剛性は(36)式とした。以上より、柱脚接合部の回転剛性 $K_{cbj}$ は次式となる。

$$K_{cbj} = \frac{K_{cj} K_{bj}}{K_{cj} + K_{bj}} \quad (37)$$

柱脚接合部の降伏耐力 $M_y$ は軸力 $N$ を考慮し、図4より次式となる。

$$M_y = \frac{E_s n_t A_b (g^2 + h^2) \epsilon_y}{h} + \frac{1}{2} (g+h) N \quad (38)$$

$\epsilon_y$ : アンカーボルトの降伏ひずみ

柱脚接合部の最大曲げ耐力についても、鋼構造の露出形式柱脚の最大曲げ耐力<sup>4)</sup>を参考にすべきであるが、本実験では支圧強度の大きなH形鋼を基礎としたことから、図4-(b)のような終局状態を仮定した。図より力の釣合いは次式となる。

$$Tu + T + N = C \quad (39)$$

ここで、

$$C = BF_s x \quad (40)$$

$B$ : 柱脚金物の幅

$F_s$ : H形鋼の支圧強度

$T$ は降伏耐力とみなした。

$$T = T_y \quad (41)$$

(39)~(41)式より中立軸までの距離 $x$ は次式となる。

$$x = \frac{T_u + T_y + N}{BF_s} \quad (42)$$

最大曲げ耐力 $M_u$ は支圧応力中心でのモーメントの釣合いから、 $x$ を用いて次式で表される。

$$M_u = \frac{1}{2} (g(N+2T) + h(N+2T_u) - x(N+T+T_u)) \quad (43)$$

### 3.3 理論値と実験値の比較

図5~7に示す接合部の実験値<sup>5,6,7)</sup>と計算値の比較を図に示す。計算に用いた材料定数は表2に示す。LSBのすべり係数、木材の面圧係数および横圧縮降伏変位は、別に行ったLSBの引張試験<sup>8)</sup>および木材のめり込み試験<sup>9)</sup>より求めた。鋼材の材質についても別に行ったアンカーボルトの引張試験の結果<sup>10)</sup>を参考にした。引張剛性 $K_H$ はすべり係数にボルトの剛性を直列結合した剛性である。

図8に示すCタイプの柱梁接合部では、降伏耐力の計算値は実験値と良く一致したが、特にC300で剛性が過小評価となった。最大耐力については概ね一致したが、最大変形角はやや過大評価となった。

図9に示すBタイプの柱梁接合部では、剛性と降伏耐力の計算値は実験値と良く一致した。最大耐力はB300でやや過小評価となったが、最大変形角は実験値と良く一致した。

柱脚接合部は、図10に示すとおり剛性と降伏耐力の計算値は実験値と良く一致した。最大耐力も概ね一致したが、最大変形角はI300で過大評価に、I450で過小評価となった。

### 4. ラーメンの加力試験

#### 4.3 試験体と試験方法

開発した接合部を用いて、表3に示す1層および2層ラーメンの加力試験を行った。試験に用いた部材の基礎材質を表4,5に示す。部材のヤング係数とせん断弾性係数は、縦振動法、曲げたわみ振動法、TGH法にて測定した。ヤング係数は概ねTGH法による測定結果が最も大きな値を示した。せん断弾性係数もTGH法が高い値を示す傾向にあった。断面105×300では測定長さ4000mm、断面105×450では測定長さ7000mmにおいてTGHによるヤング係数が大きくなる傾向にあった。これらは1次の曲げとねじれの振動数が近いため、測定に問題があった可能性も考えられる。

各試験体の図面および変位とひずみの測定位置を図11~14に示す。柱脚は図15のように基礎ジグ(H形鋼)に固定し、各層の梁に取り付けた加力アームで押し引きを行った(図16,17)。加力方法は、1層の変形角が1/450, 1/300, 1/200, 1/100, 1/75, 1/50, 1/40, 1/30rad.の正負変形時で各3回繰り返し、試験体が破壊もしくはアクチュエータのストローク

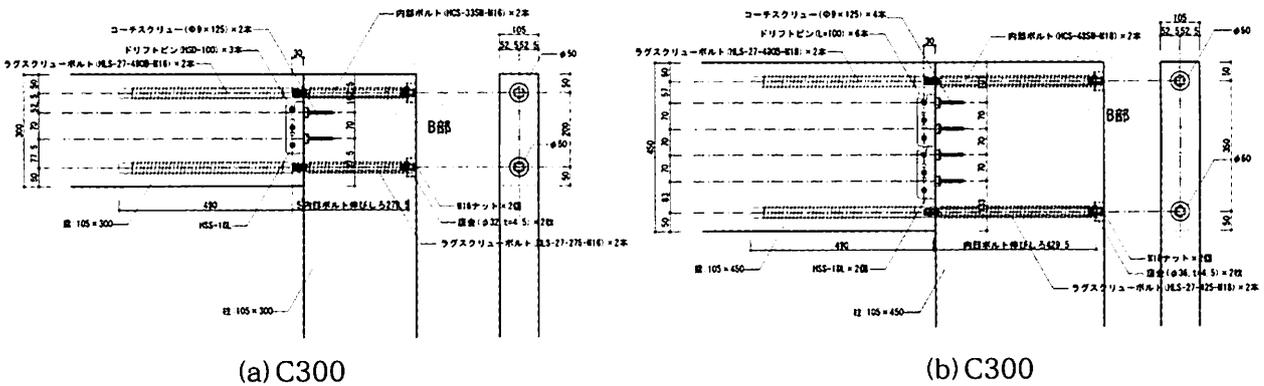


図5 Cタイプ柱梁接合部

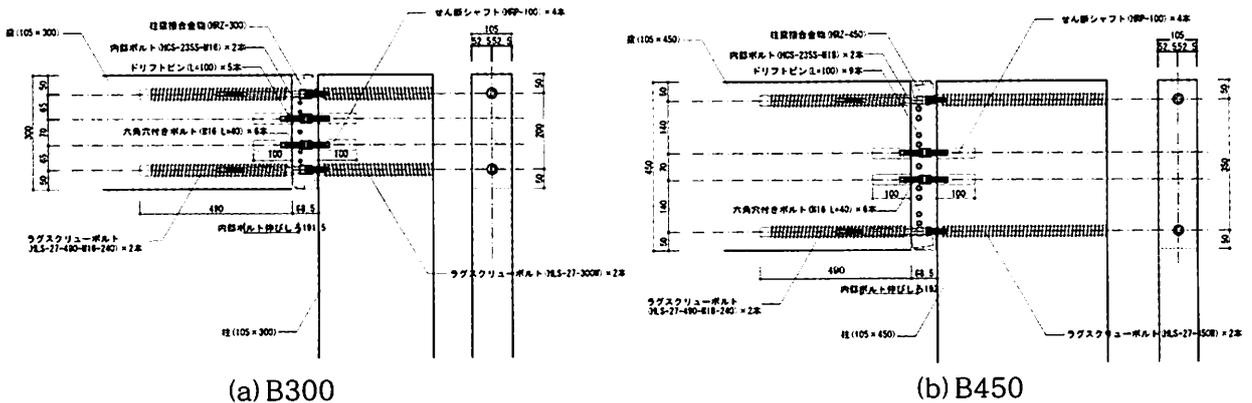


図6 Bタイプ柱梁接合部

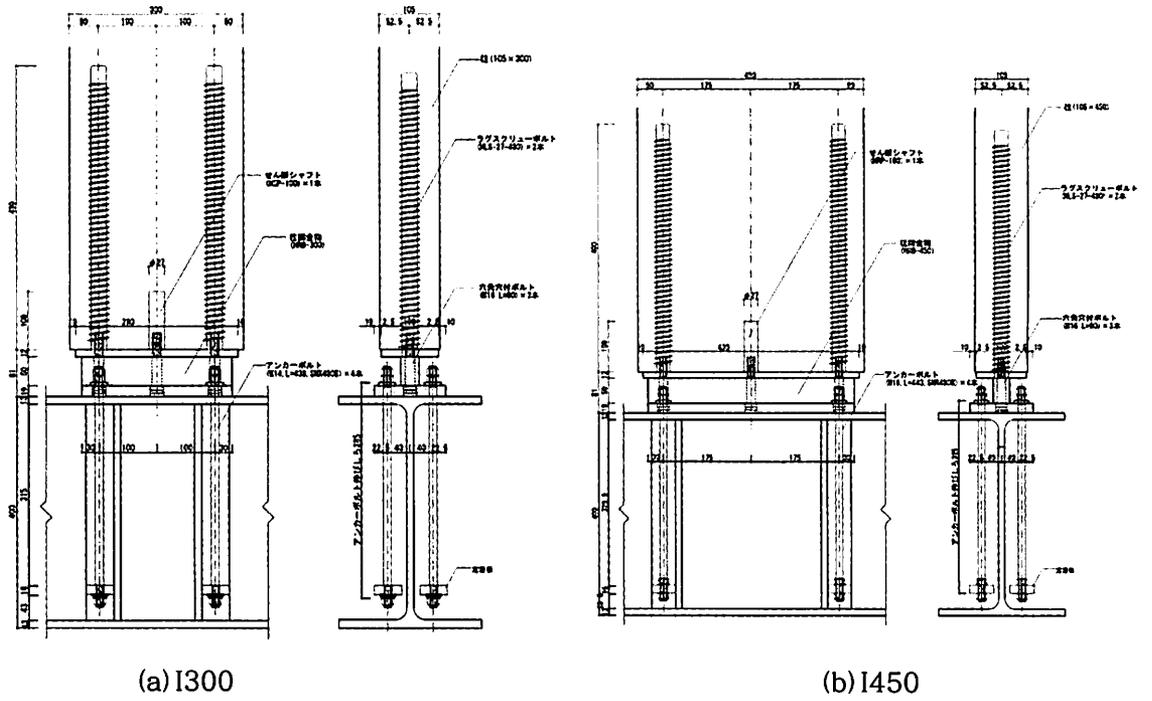
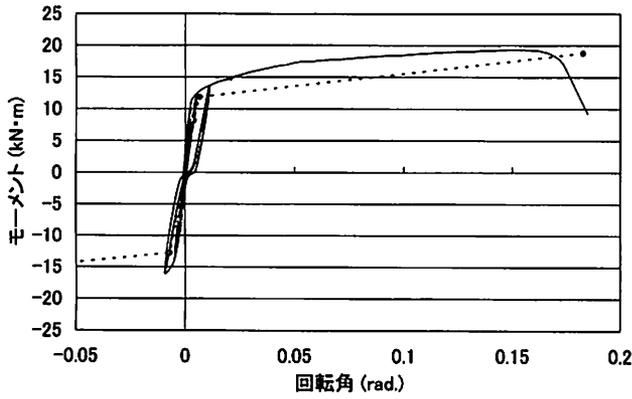
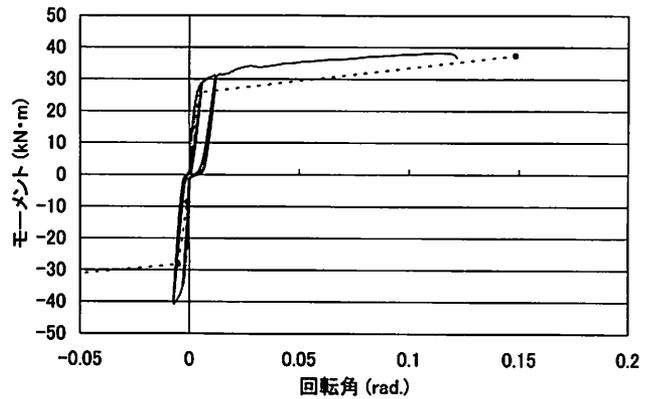


図7 柱脚接合部



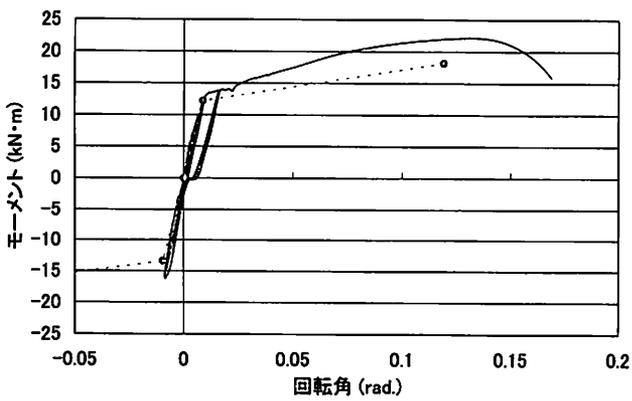
(a) C300



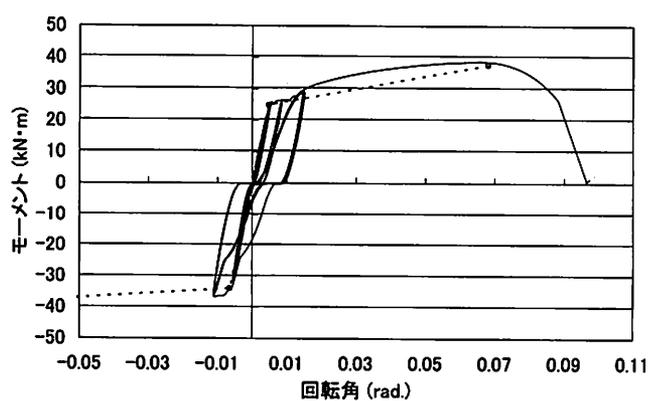
(b) C450

図8 Cタイプ柱梁接合部のモーメント-回転角関係

—: 実験値, ---: 計算値



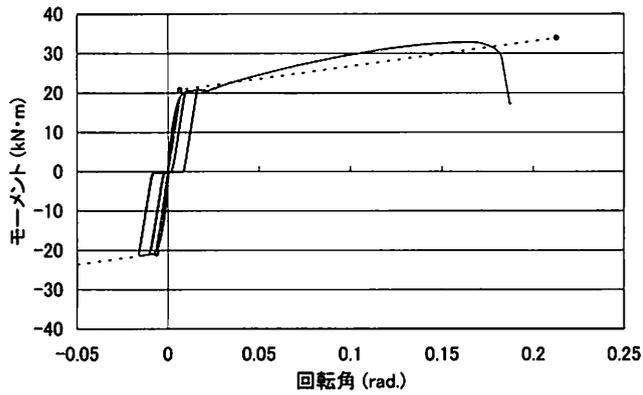
(a) B300



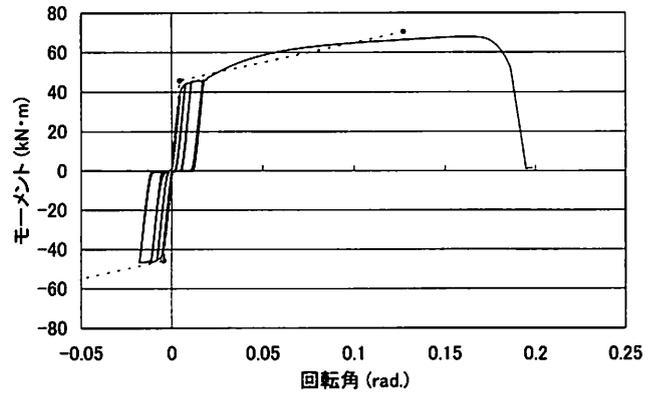
(b) B450

図9 Bタイプ柱梁接合部のモーメント-回転角関係

—: 実験値, ---: 計算値



(a) I300



(b) I450

図10 柱脚接合部のモーメントー回転角関係

— : 実験値, - - - : 計算値

表2 計算に用いた材料定数

LSBのすべり係数	繊維直方向	梁せい300	131,500 (N/mm)
		梁せい450	166,000 (N/mm)
	繊維平行方向		210,000 (N/mm)
木材の面圧係数	横圧縮	梁せい300	3.80 (N/mm <sup>3</sup> )
		梁せい450	6.23 (N/mm <sup>3</sup> )
	縦圧縮		32.51 (N/mm <sup>3</sup> )
木材の横圧縮降伏変位		梁せい300	1.82 (mm)
		梁せい450	1.43 (mm)
鋼材の材質	ヤング係数		205,000 (N/mm <sup>2</sup> )
	降伏応力		360 (N/mm <sup>2</sup> )
	終局応力		540 (N/mm <sup>2</sup> )
	終局ひずみ		12 %
	支圧応力		213.6 (N/mm <sup>2</sup> )

限界まで加力するものである。2層試験ではA<sub>i</sub>分布に基づいて加力した。加力条件を表6に示す。

#### 4.2 試験結果

各試験体の破壊形態は表7に示すとおりである。3P-B2Fと3P-C2F試験では、特に大きな損傷は確認されず、アクチュエータの変位限界で試験を終了した。また、8Pの試験体では柱脚接合部の多くにLSBの引抜けが確認された。

各試験体の層せん断力ー層間変形関係と、各接合部のモーメントー回転角関係を計算値と共に、図18~33に示す。モーメントは部材に取り付けたひずみゲージから曲げひずみと中立軸を求め、部材のヤング係数(TGH法、曲げたわみ振動法)を用いて接合部モーメントを求めた。

3P-B1Fでは40cm程度の大きな層間変位を示し、両側の柱梁接合部のボルト破断により層せん断力が低下した。接合部の計算値は、剛性・耐力ともによく実験値と一致した。

3P-B2Fでは1層2層ともに層間変位が30cm前後

の値をとり、2層に取り付けたアクチュエータがリミットに達して試験を終了した。各接合部には大きな損傷は見られず、層せん断力も試験の範囲では低下しなかった。

3P-C1Fでは40cm程度の大きな層間変位を示し、2F左の柱梁接合部において柱部材が割裂して層せん断力が低下した。計算値は柱梁接合部において剛性・耐力ともにやや低く計算された。

3P-C2Fでは1層2層ともに最大で30cm前後の層間変位となり、2層に取り付けたアクチュエータがリミットに達したため試験を終了した。各接合部には大きな損傷は見られず、層せん断力も試験の範囲では低下しなかった。計算値は柱梁接合部において剛性・耐力ともに実験値より低くなった。

8P-B1Fでは最大層間変位は20cm程度で、柱脚左側のLSBが引抜けて層せん断力が低下した。接合部の計算値は剛性・耐力ともに実験値より低くなった。

8P-B1Fでは、両柱脚のLSBの引抜けにより1層で10cm程度、2層で8.5cm程度の層間変位で耐力が低下した。各接合部の計算値は概ね実験値と一致した。

8P-C1Fでは柱脚接合部右側のLSBの引抜けにより、17cm程度の層間変位で耐力が低下したが、ある程度の耐力を維持したまま、33cm程度の層間変位で柱脚接合部左側のLSBの引抜けで試験を終了した。接合部の計算値は、柱梁接合部左において実験値を大きく下回る結果となった。

8P-B2Fでは柱脚接合部左側のLSBの引抜けにより、各層の層せん断力が低下したが、その後耐力を回復し、1層で29cm程度、2層で26cm程度の層間変位で、柱脚接合部右側のLSBが引抜けて試験を終了した。接合部の計算値は、柱梁接合部で実験値を

表3 試験体基礎材質 (部材断面105×300)

試験体名	スパン (mm)	高さ (mm)	部材(オウシュウアカマツ) (mm)	柱脚接合部	柱梁接合部
3P-C1F	2730	1F:2777	105 x 300 JAS-grade:E105-F300	LC300	C300
3P-C2F	2730	1F:2777 2F:2730	105 x 300 JAS-grade:E105-F300	LC300	C300
8P-C1F	7280	1F:2777	105 x 300 JAS-grade:E105-F300	LC300	C300
8P-C2F	7280	1F:2777 2F:2730	105 x 300 JAS-grade:E105-F300	LC300	C300
3P-B1F	2730	1F:2777	105 x 450 JAS-grade:E105-F300	LC450	B450
3P-B2F	2730	1F:2777 2F:2730	105 x 450 JAS-grade:E105-F300	LC450	B450
8P-B1F	7280	1F:2777	105 x 450 JAS-grade:E105-F300	LC450	B450
8P-B2F	7280	1F:2777 2F:2730	105 x 450 JAS-grade:E105-F300	LC450	B450

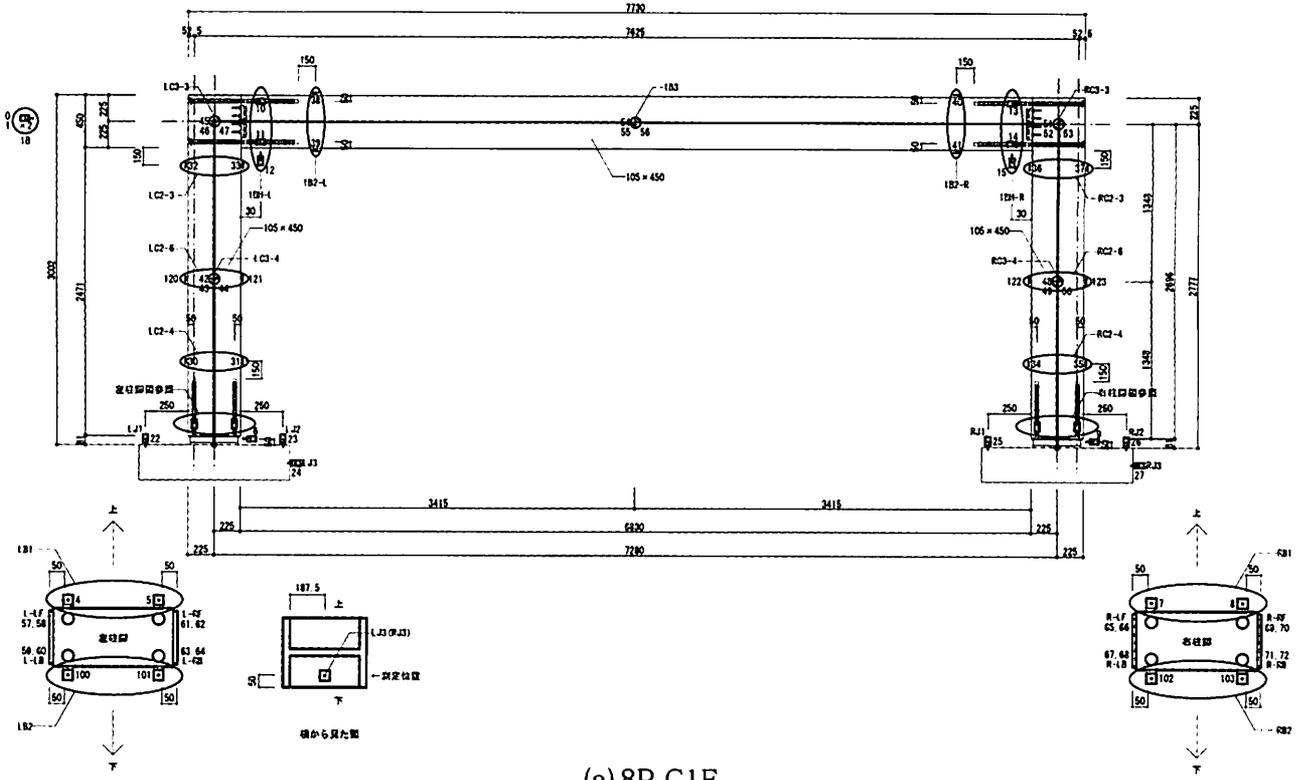
表4 試験体基礎材質 (部材断面105×300)

試験体名	部材	位置	縦振動 E kN/mm <sup>2</sup>	曲げ振動 E kN/mm <sup>2</sup>	ねじれ振動 G kN/mm <sup>2</sup>	TGH E kN/mm <sup>2</sup>	TGH G kN/mm <sup>2</sup>	密度 g/cm <sup>3</sup>	測定長さ mm
C1F	柱	左	11.73	12.66	0.712	14.13	0.895	0.521	4,002
		右	11.91	12.42	0.743	14.26	0.890	0.516	4,003
	梁	1F	12.31	12.77	0.775	14.43	0.899	0.521	4,002
B1F	柱	左	11.43	11.66	0.732	13.29	0.895	0.513	4,001
		右	12.79	12.58	0.810	14.52	0.904	0.523	4,002
	梁	1F	11.23	10.38	0.743	11.80	0.855	0.504	4,001
C2F	柱	左	10.47	9.66	0.833	10.89	0.766	0.503	6,003
		右	9.98	9.58	0.760	9.89	1.071	0.499	6,004
	梁	1F	11.56	11.33	0.726	13.17	0.872	0.506	4,000
		2F	12.49	11.98	0.832	14.22	0.899	0.503	4,000
B2F	柱	左	11.08	10.42	0.872	11.63	0.830	0.508	6,004
		右	10.21	10.26	0.803	11.28	0.751	0.501	6,003
	梁	1F	12.17	11.21	0.788	14.18	0.888	0.515	4,001
		2F	12.81	12.53	0.788	15.15	0.848	0.516	4,000

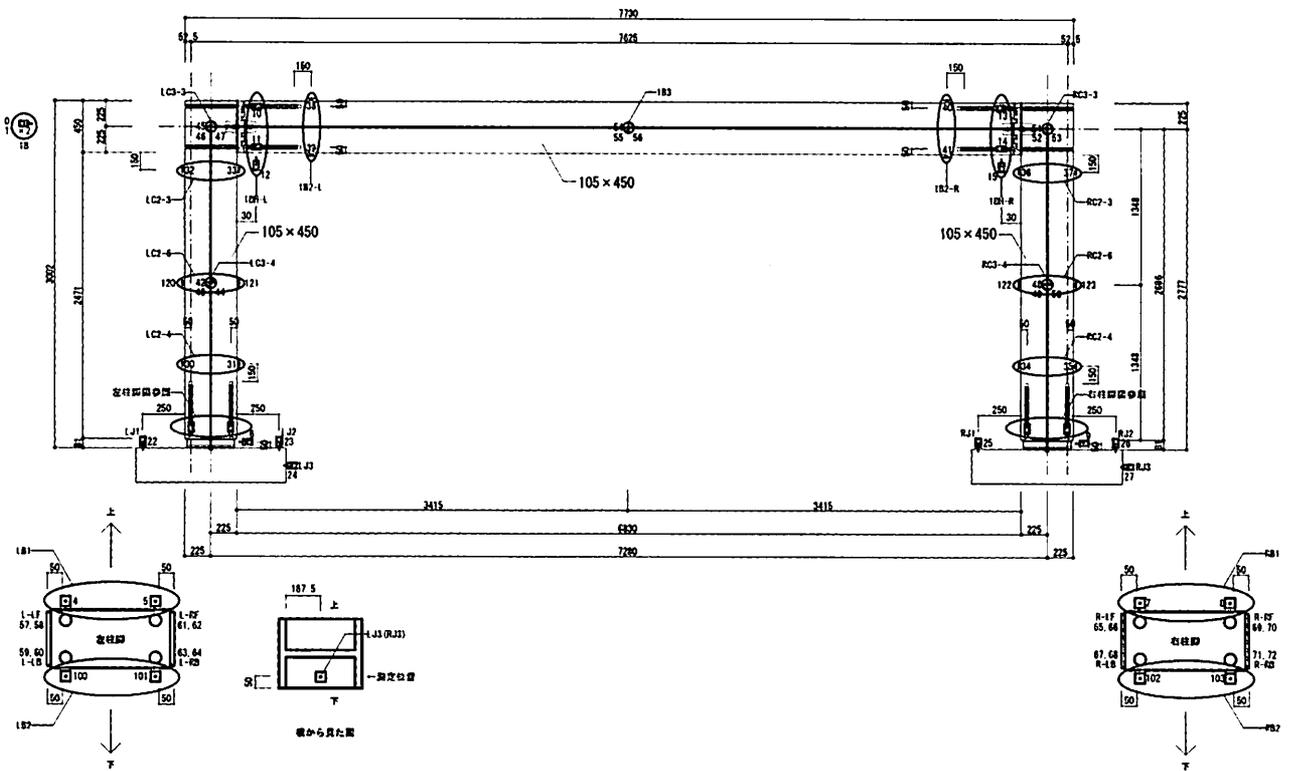
表4 試験体基礎材質 (部材断面105×300)

試験体名	部材	位置	縦振動 E kN/mm <sup>2</sup>	曲げ振動 E kN/mm <sup>2</sup>	ねじれ振動 G kN/mm <sup>2</sup>	TGH E kN/mm <sup>2</sup>	TGH G kN/mm <sup>2</sup>	密度 g/cm <sup>3</sup>	測定長さ mm
C1F	柱	左右	11.34	9.84	0.797	11.05	0.884	0.492	6,001
	梁	1F	10.85	11.55	0.734	12.83	0.818	0.486	7,003
B1F	柱	左右	12.14	10.60	0.857	11.89	0.887	0.498	6,001
	梁	1F	10.54	10.58	0.809	11.58	0.895	0.497	7,002
C2F	柱	左	11.95	10.46	0.839	11.93	0.883	0.509	6,001
		右	11.91	11.01	0.875	11.89	0.864	0.509	6,000
	梁	1F	11.85	12.29	0.793	13.64	0.879	0.511	7,002
		2F	11.69	12.59	0.778	13.92	0.834	0.501	7,002
B2F	柱	左	11.97	10.31	0.810	11.02	0.834	0.509	6,001
		右	12.02	11.00	0.808	12.36	0.854	0.522	6,000
	梁	1F	11.28	11.38	0.779	12.44	0.870	0.494	7,002
		2F	11.39	12.07	0.749	13.23	0.848	0.502	7,002





(a) 8P-C1F



(b) 8P-B1F

図13 8P1層試験体



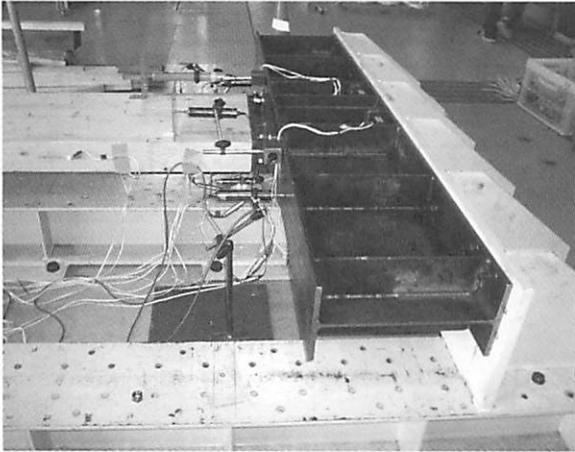


図15 柱脚のH形鋼ジグへの設置

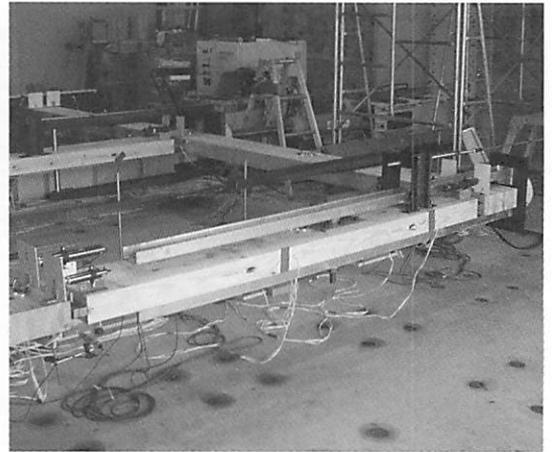


図16 加力アームの取り付け

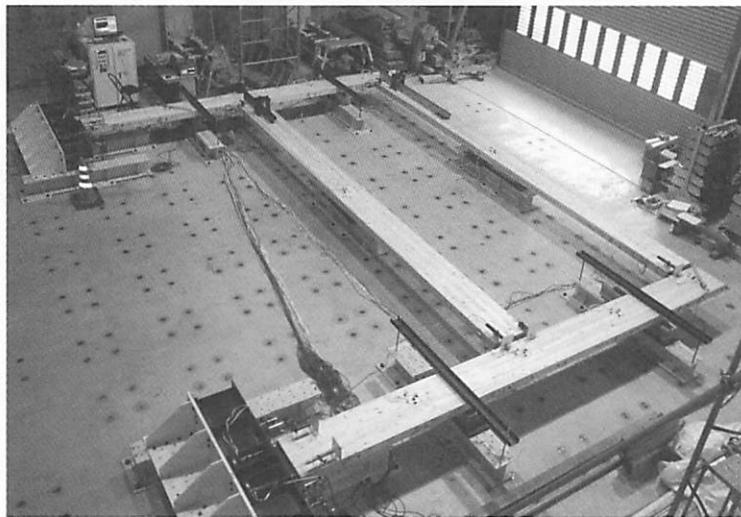


図17 8P-B2F試験体の全景

表6 加力条件

試験体幅	試験体名	2F (kN)	1F (kN)	$T$ (sec)	$A_i$
3P	B2F	19.3	30.1	0.580	1.51
	C2F	19.3	30.1	0.510	1.49
8P	B2F	35.8	62.1	0.525	1.53
	C2F	35.8	62.1	0.488	1.51

表7 各試験体の破壊形態

試験体幅	試験体名			1F		2F		備考
		柱脚左	柱梁左	柱梁左	柱脚右	柱梁左	柱脚右	
3P	C1F	AB1本破断		割裂				
	C2F							アクチュエータリミット
	B1F		LSB引抜け	ボルト破断	ボルト破断			
	B2F							アクチュエータリミット
8P	C1F	LSB引抜け	LSB引抜け	割れ	割れ			
	C2F	LSB引抜け	LSB引抜け			割裂		
	B1F	LSB引抜け		割れ				
	B2F	LSB引抜け	LSB引抜け			割れ		

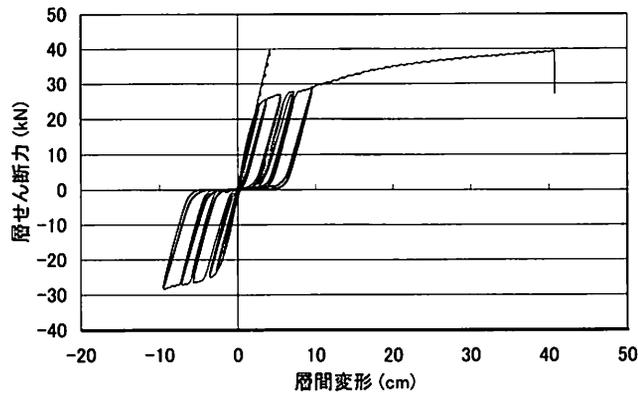
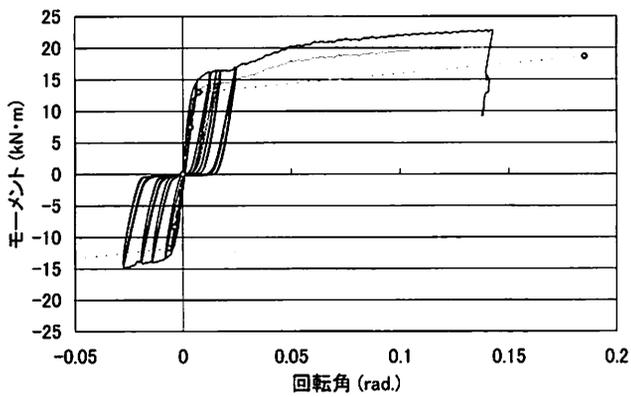
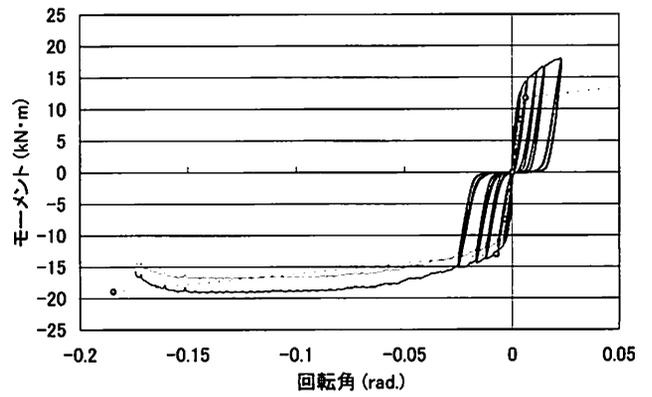


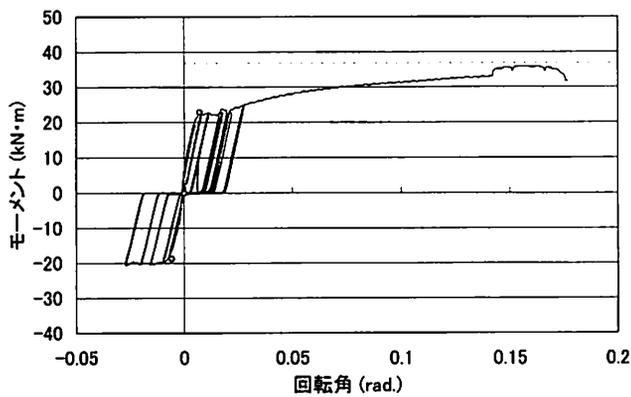
図18 層せん断力-層間変位関係 (3P-C1F)



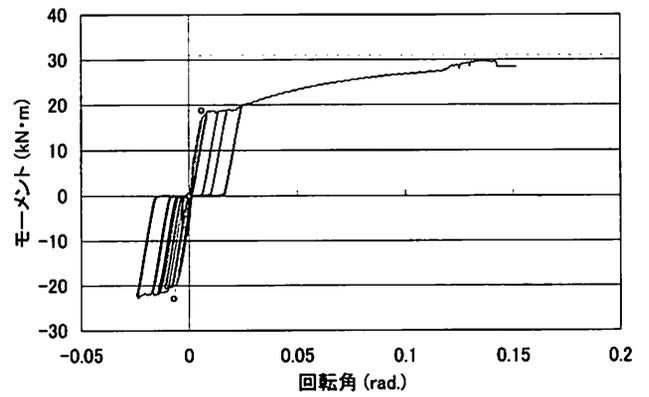
(a) 柱梁接合部 (左側)



(b) 柱梁接合部 (右側)



(c) 柱脚接合部 (左側)



(d) 柱脚接合部 (右側)

図19 接合部モーメント-回転角関係 (3P-C1F)

—: 実験値, - - -: 計算値

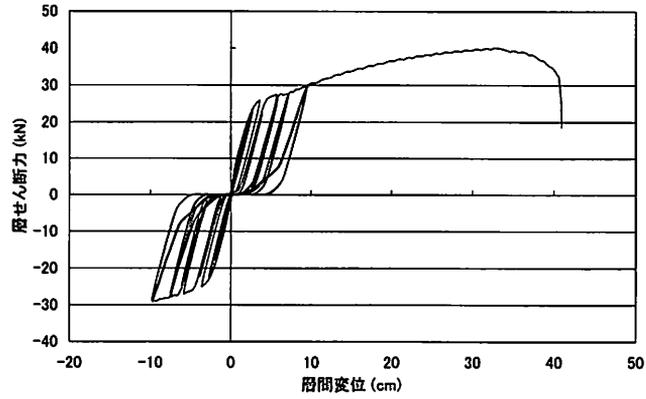
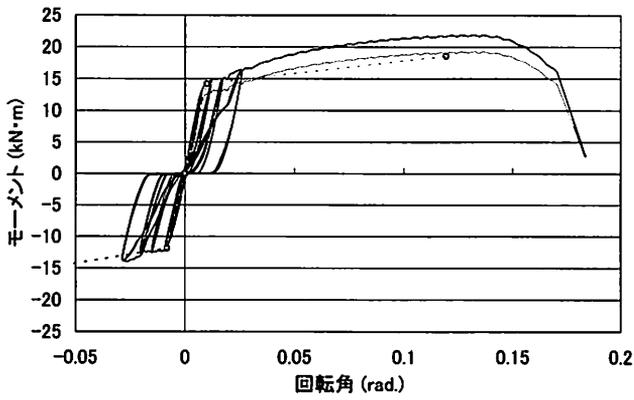
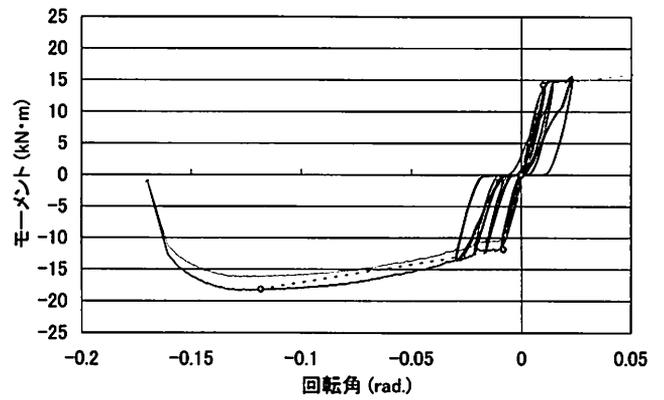


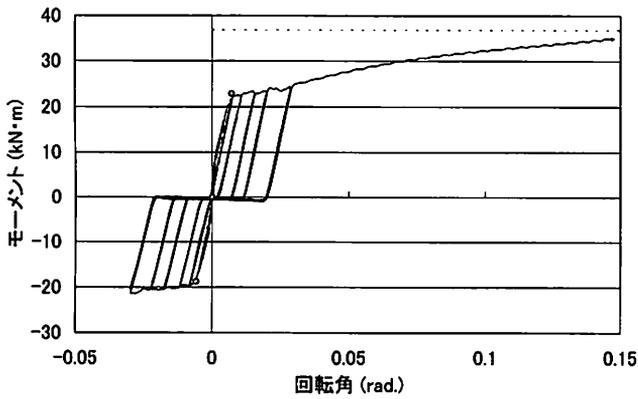
図20 層せん断力-層間変位関係 (3P-B1F)



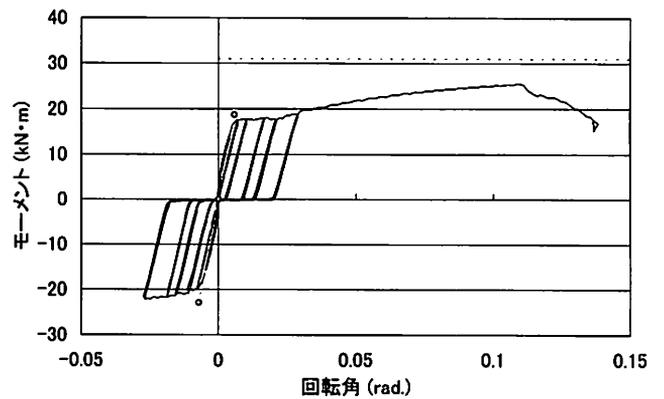
(a) 柱梁接合部 (左側)



(b) 柱梁接合部 (右側)



(c) 柱脚接合部 (左側)



(d) 柱脚接合部 (右側)

図21 接合部モーメント-回転角関係 (3P-B1F)

—: 実験値, ---: 計算値

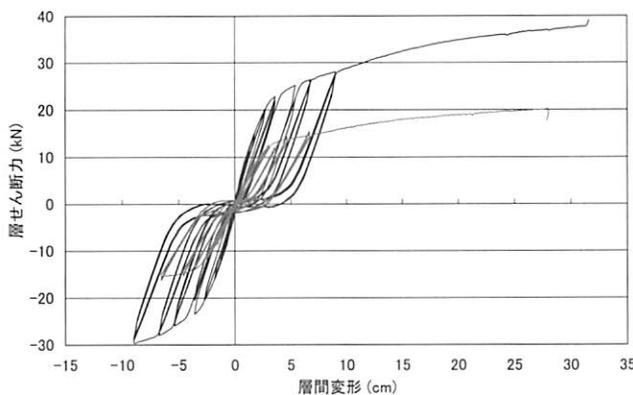
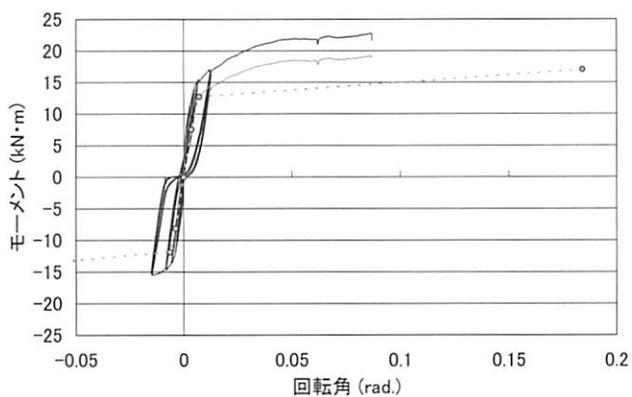
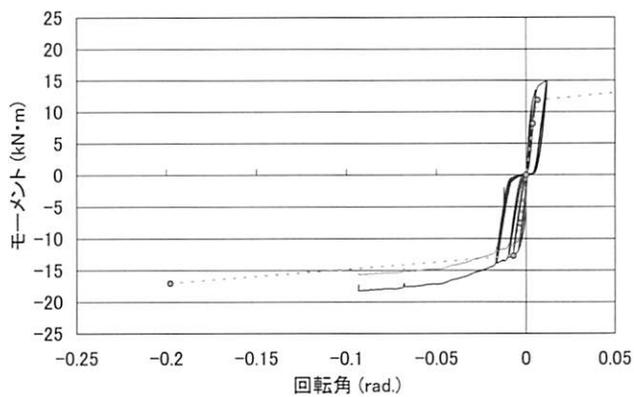


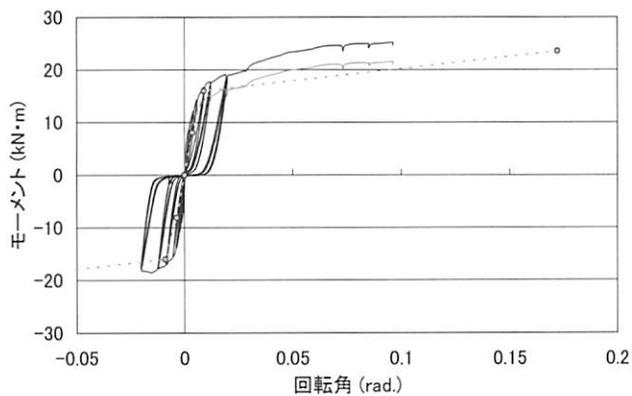
図22 層せん断力-層間変位関係 (3P-C2F) - : 1F, - : 2F



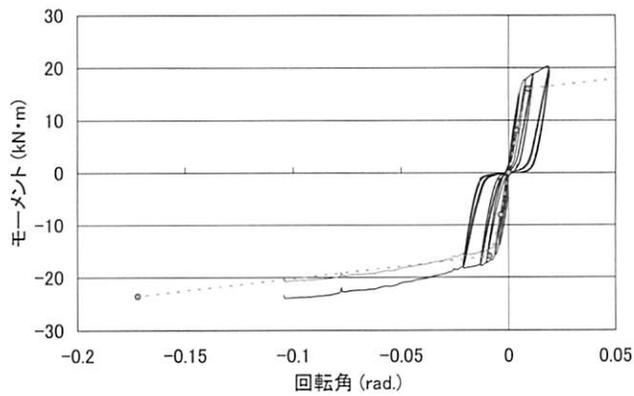
(a) 2F柱梁接合部 (左側)



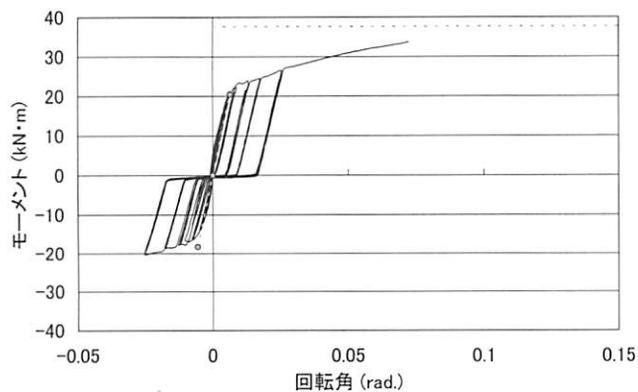
(b) 2F柱梁接合部 (右側)



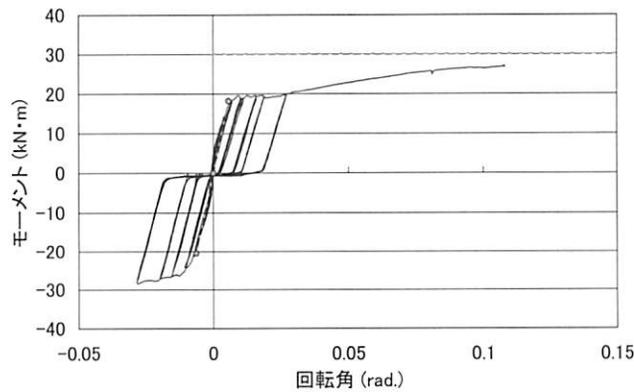
(c) 1F柱梁接合部 (左側)



(d) 1F柱梁接合部 (右側)



(e) 柱脚接合部 (左側)



(f) 柱脚接合部 (右側)

図23 接合部モーメント-回転角関係 (3P-C2F) — : 実験値, - - - : 計算値

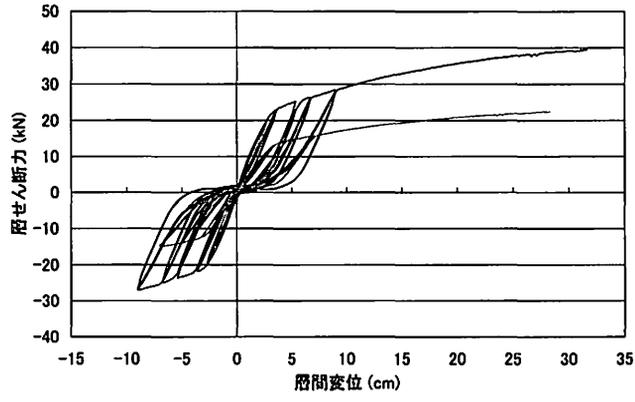
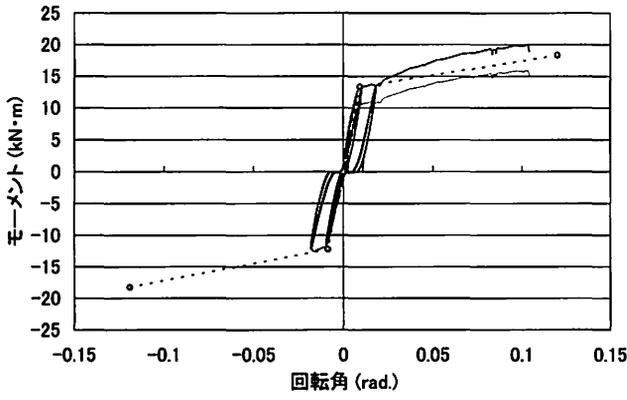
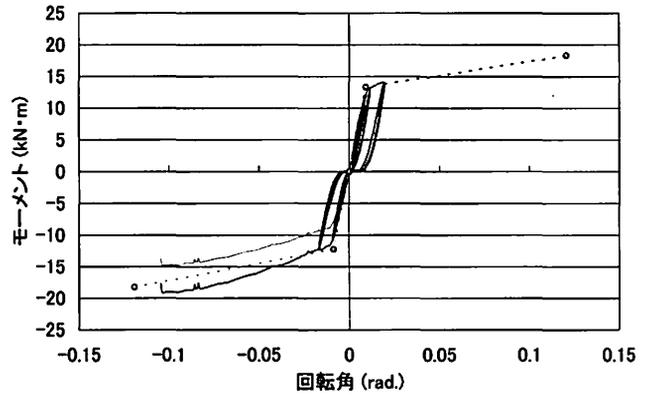


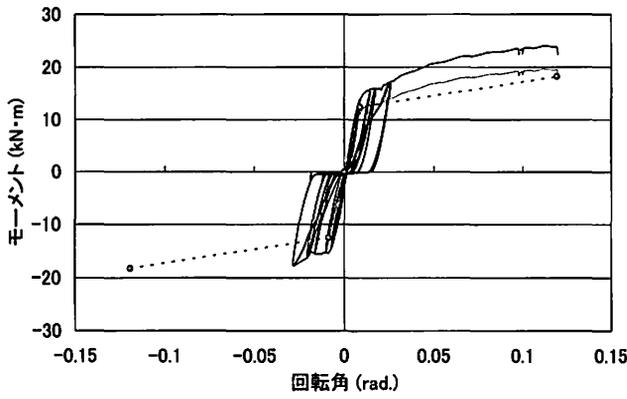
図24 層せん断力-層間変位関係 (3P-B2F) - : 1F, - : 2F



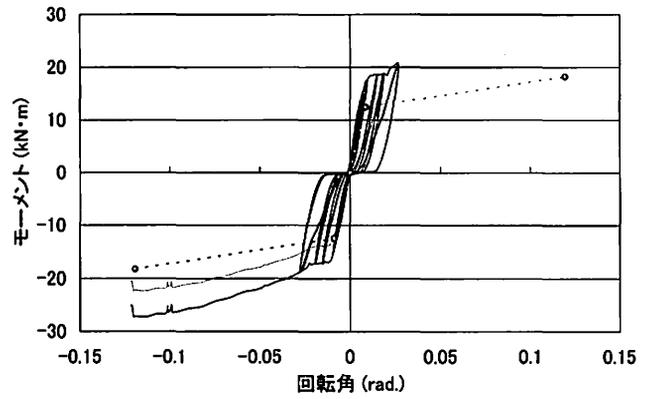
(a) 2F柱梁接合部 (左側)



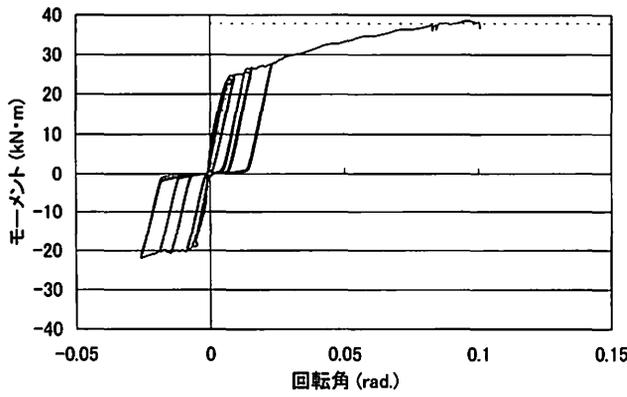
(b) 2F柱梁接合部 (右側)



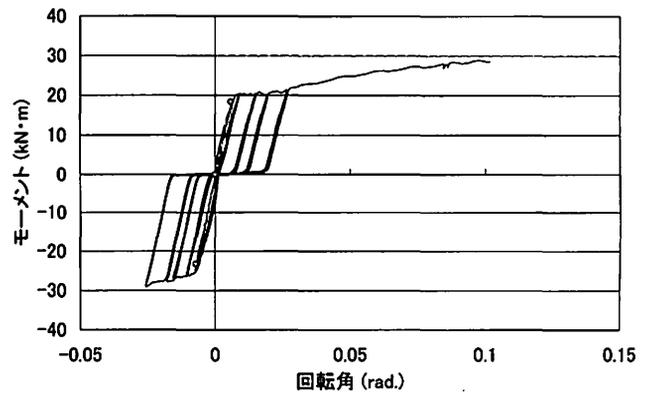
(c) 1F柱梁接合部 (左側)



(d) 1F柱梁接合部 (右側)



(e) 柱脚接合部 (左側)



(f) 柱脚接合部 (右側)

図25 接合部モーメント-回転角関係 (3P-B2F) — : 実験値, - - - : 計算値

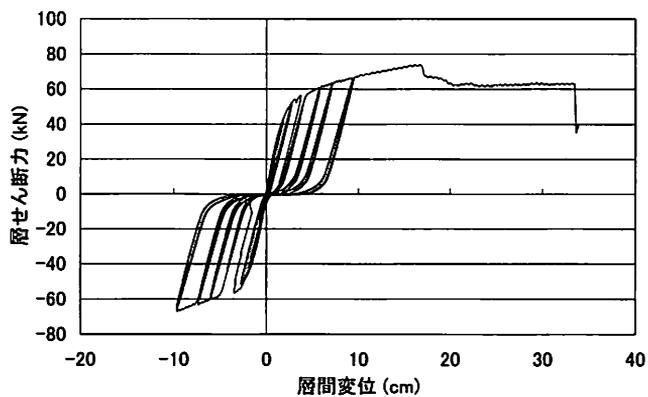
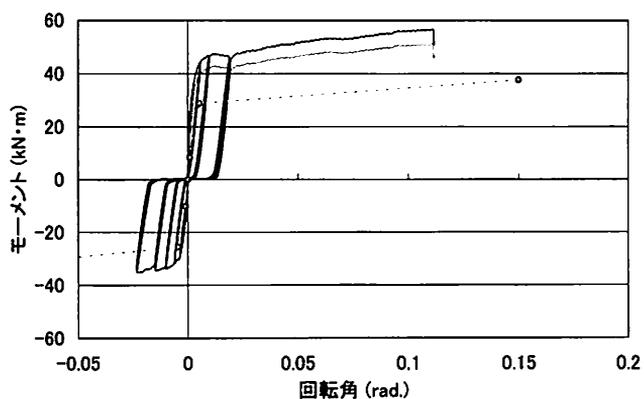
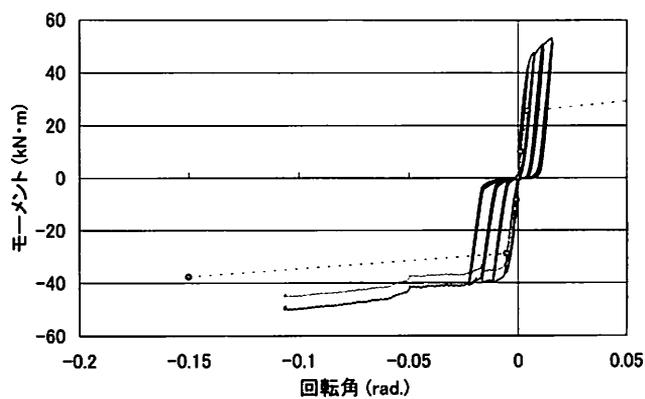


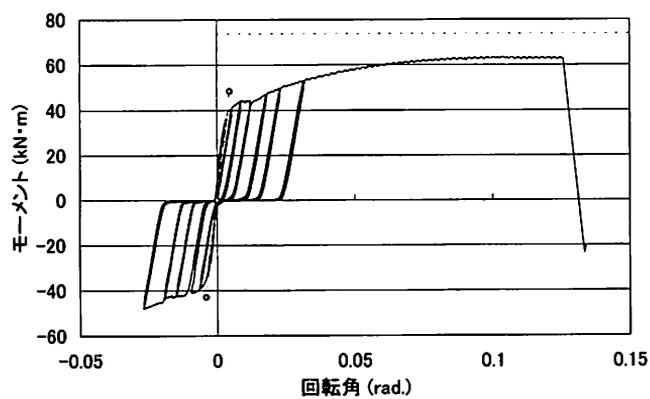
図26 層せん断力-層間変位関係 (8P-C1F)



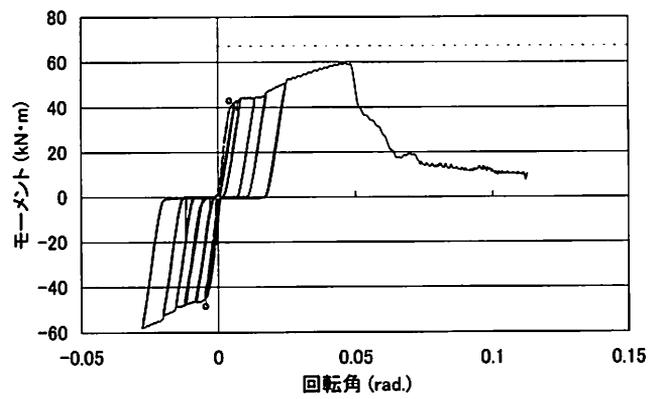
(a) 柱梁接合部 (左側)



(b) 柱梁接合部 (右側)



(c) 柱脚接合部 (左側)



(d) 柱脚接合部 (右側)

図27 接合部モーメント-回転角関係 (8P-C1F)

—: 実験値, ---: 計算値

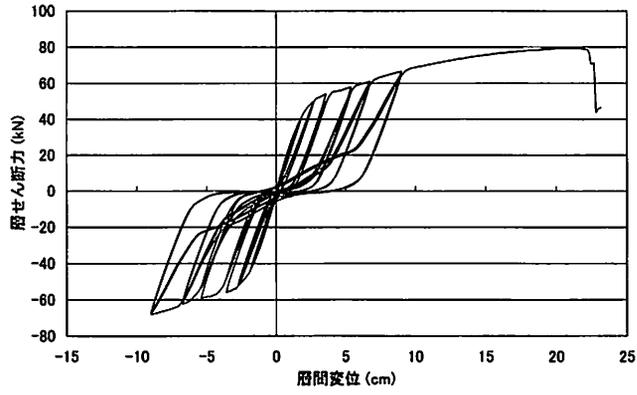
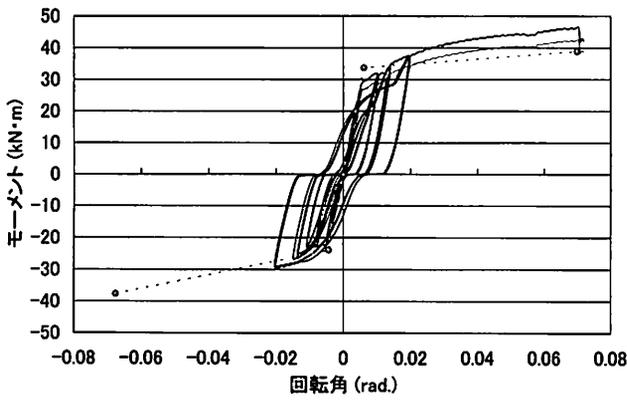
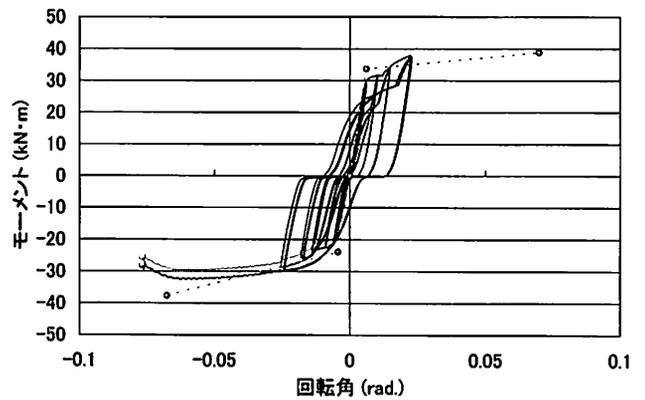


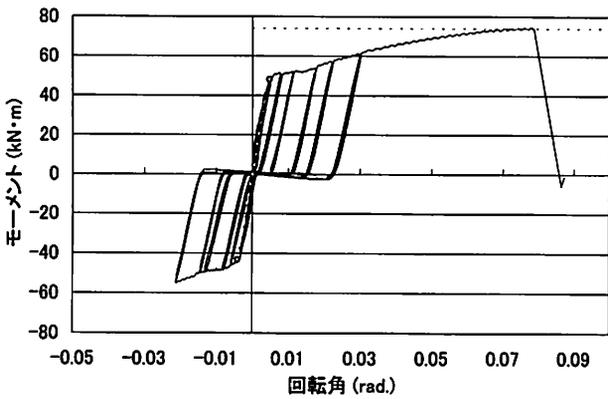
図28 層せん断力-層間変位関係 (8P-B1F)



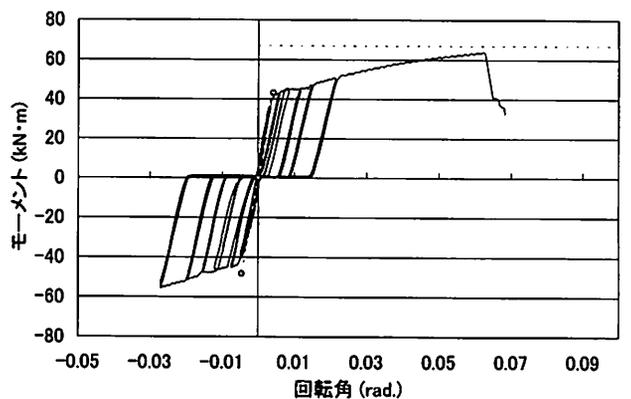
(a) 柱梁接合部 (左側)



(b) 柱梁接合部 (右側)



(c) 柱脚接合部 (左側)



(d) 柱脚接合部 (右側)

図29 接合部モーメント-回転角関係 (8P-C1F)

—: 実験値, - - -: 計算値

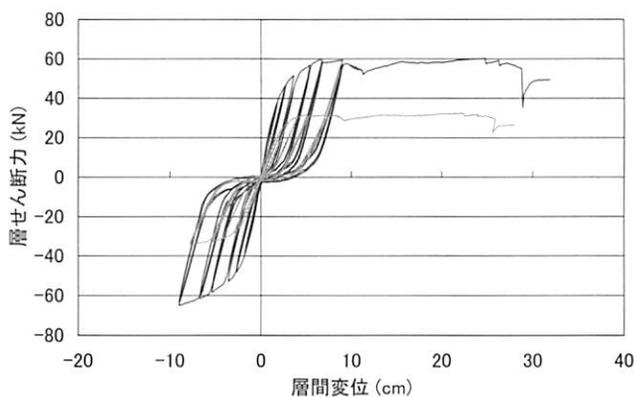
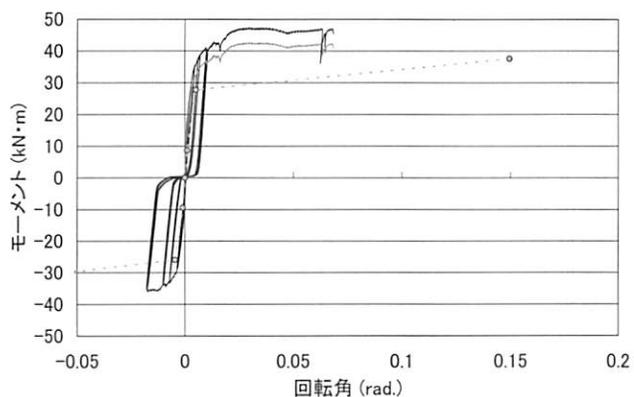
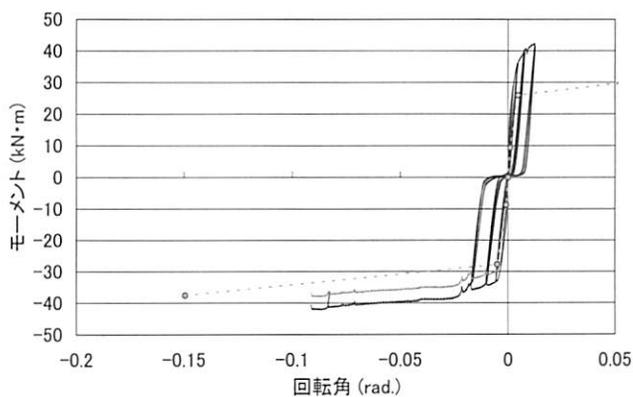


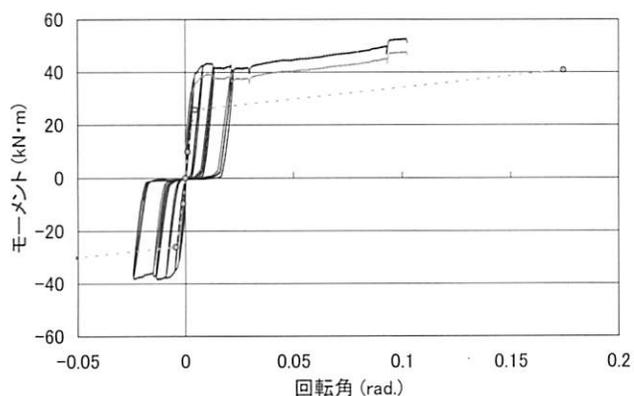
図30 層せん断力-層間変位関係 (8P-C2F) — : 1F, - : 2F



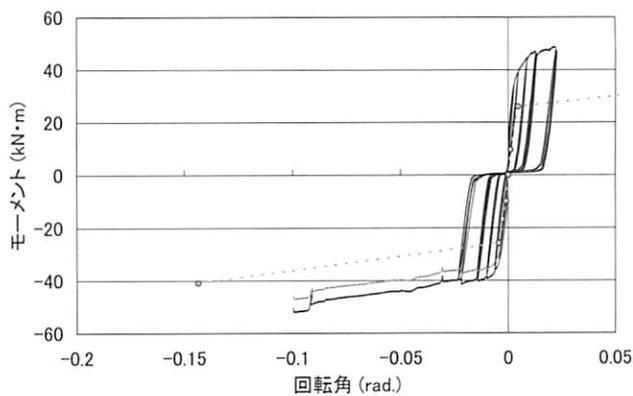
(a) 2F柱梁接合部 (左側)



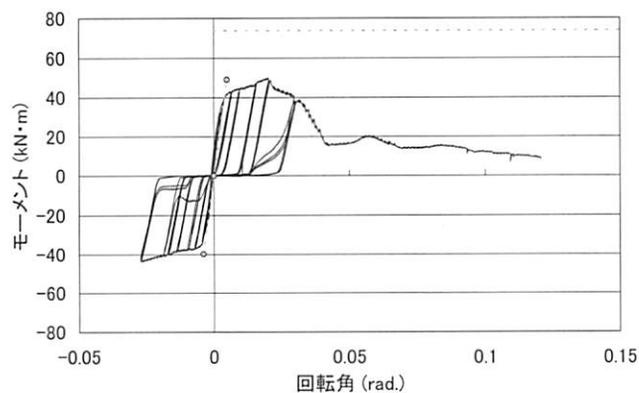
(b) 2F柱梁接合部 (右側)



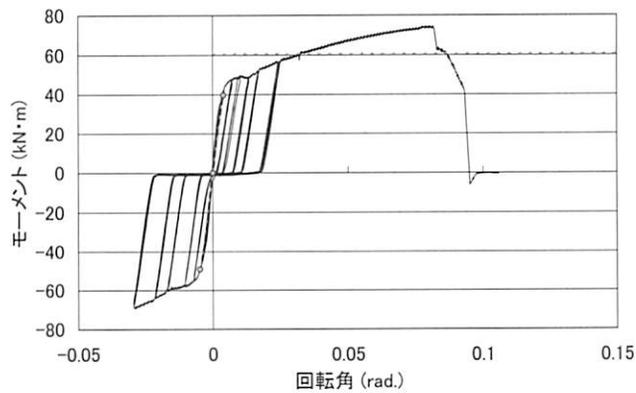
(c) 1F柱梁接合部 (左側)



(d) 1F柱梁接合部 (右側)



(e) 柱脚接合部 (左側)



(f) 柱脚接合部 (右側)

図31 接合部モーメント-回転角関係 (8P-C2F) — : 実験値, - - - : 計算値

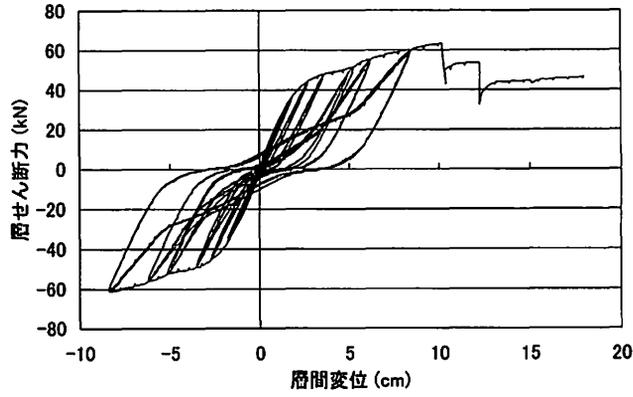
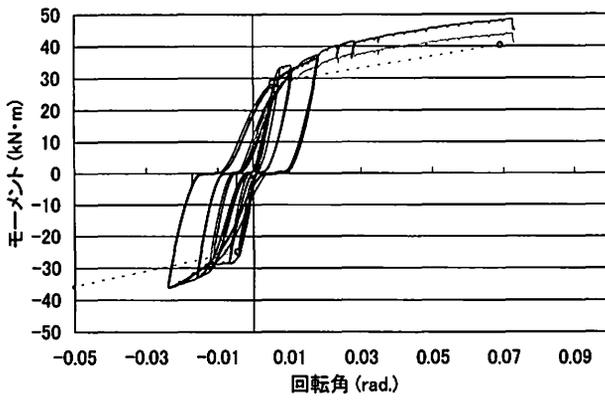
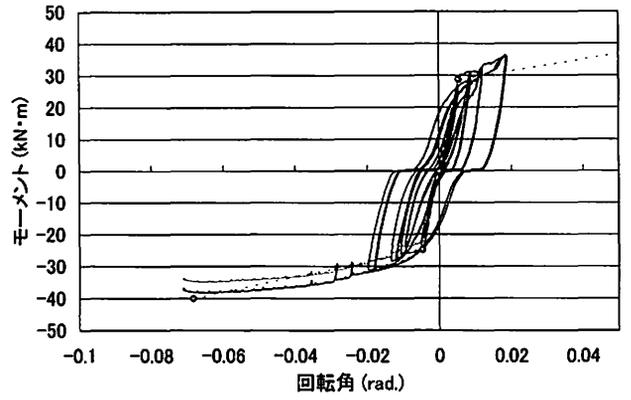


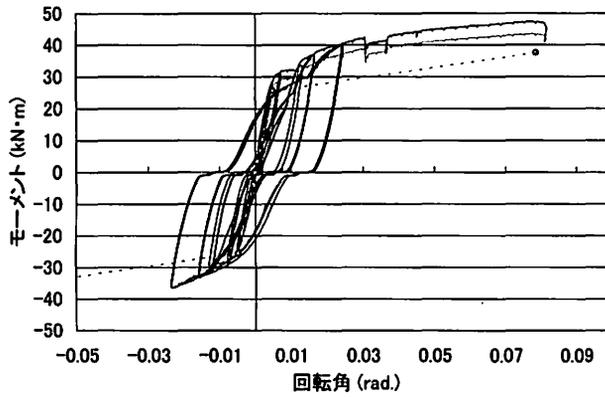
図32 層せん断力-層間変位関係 (8P-B2F) — : 1F, - : 2F



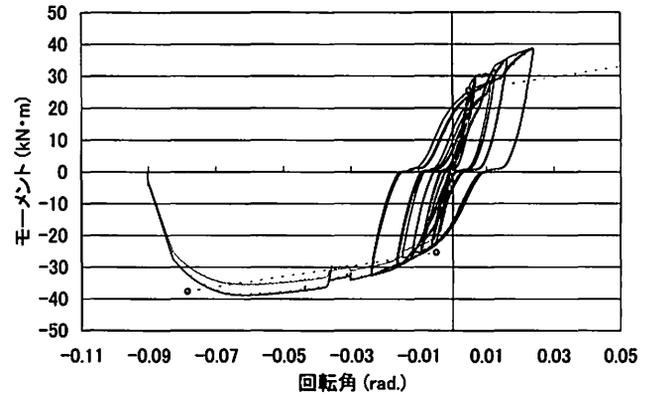
(a) 2F柱梁接合部 (左側)



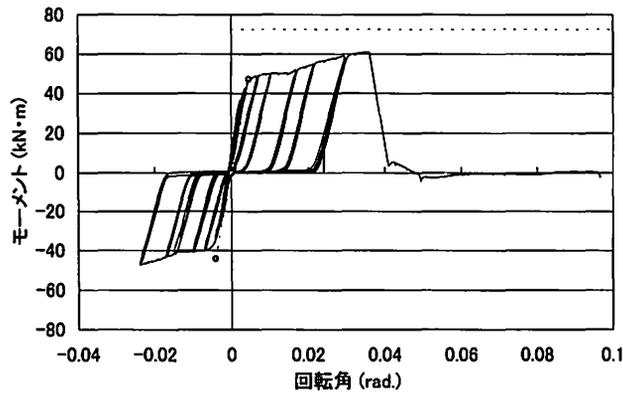
(b) 2F柱梁接合部 (右側)



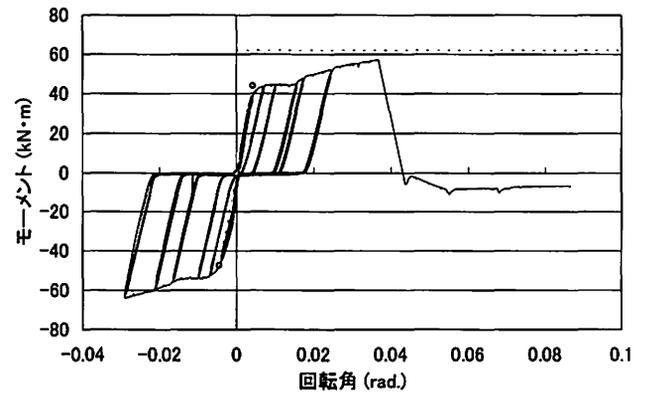
(c) 1F柱梁接合部 (左側)



(d) 1F柱梁接合部 (右側)



(e) 柱脚接合部 (左側)



(f) 柱脚接合部 (右側)

図33 接合部モーメント-回転角関係 (8P-B2F) — : 実験値, - - - : 計算値

大きく下回る結果となった。

以上より、接合部の計算値は実験値と良い一致を示したと考えられるが、Cタイプ接合部では一部計算値が大きく実験値を下回った。その原因は明らかではないが、ひずみゲージの測定精度、振動法による部材物性値の測定精度が考えられるだろう。

## 5. まとめ

ラグスクリューボルトを用いて変形能に優れたラーメン用の接合部を開発し、その評価法の開発および実大試験による検証を行った。その結果、以下のことがわかった。

(1) 開発した柱梁接合部の評価を行うため、モーメントと力の釣合いから理論式を導いた。接合部試験との比較よりその妥当性が確認された。

(2) 柱脚接合部は、柱脚金物と柱部材間および柱脚金物と基礎間に分けて理論式を導いた。柱脚金物と基礎間は露出形式柱脚であるため、鋼構造の設計式を参考にすべきであるが、実験では基礎コンクリートの代わりにH形鋼を用いたことから、本実験用の理論式を導いた。接合部試験との比較より、柱脚接合部の理論式の妥当性が確認された。

(3) 3P(2730mm)と8P(7280mm)幅で1層および2層の実大サイズのラーメンの加力試験を行った。8P試験体では、比較的小さな変形角で柱脚接合部の損傷が見られたが、柱梁接合部の大きな変形能により、概ね全ての試験体で大きな層間変形が得られた。

(4) ラーメンの試験において、ひずみゲージより計算されたモーメントと変形角の関係は、概ね計算値と一致した。ただし、一部のCタイプ接合部では計算値が大きく過小評価となった。その原因は明らかではないが、ひずみゲージの測定精度、振動法による部材の測定精度の問題が考えられる。

## 引用文献

- 1) Gehri E.: Ductile behaviour and group effect of glued-in steel rods. In: Proceeding of 2001-International RILEM Symposium on "Joint in timber Structure", 333-342, 2001
- 2) Wakashima Y., Sonoda S., Ishikawa K., Hata M., Okazaki Y., Hasegawa K.: Development of response technique for timber frame structure. In: 8th World Conference on Timber Engineering, 449-452, 2004
- 3) 日本建築学会編: "鋼構造接合部設計指針", 丸善, 東京, 2001, pp. 222-223.
- 4) 日本建築学会編: "鋼構造接合部設計指針", 丸善, 東京, 2001, pp. 224-226.
- 5) "L型柱梁接合部の曲げ試験報告書", グランドワークス試験報告書, (2009).
- 6) "柱脚接合部の曲げ試験報告書", グランドワークス試験報告書, (2009)
- 7) Wakashima Y., Okura K., Kyotani K.: Development of Ductile Semi-Rigid Joints with Lagscrewbolts and Glued-In Rods. In: World Conference on Timber Engineering 2010, ID/Paper no. 412
- 8) "ラグスクリューボルト接合の引抜試験-繊維平行方向加力及び繊維直行方向加力-", グランドワークス試験報告書, (2009).
- 9) 若島嘉朗, 大倉憲峰: 未発表資料, (2009).
- 10) "ボルトの引張試験", グランドワークス試験報告書, (2010).

## SUMMARY

Although joint ductility is important from the viewpoint of seismic response, joints with lagscrewbolts normally exhibit very stiff elastic behavior that causes brittle failure of wood. The purpose of this study was to produce ductile semi-rigid portal frame joints using lagscrewbolts such that brittle failure of the joints is prevented. We developed a leg joint and two types of beam-column joints. With regard to ductility, the performance of the joints is governed by the yield and plastic deformation of the steel bolts. The diameters of connecting bolts, which penetrate the lagscrewbolts, are chosen such that the connecting bolts yield under the shear strength of the joint panel. Cyclic loading tests were conducted for the developed joints and for portal frames that incorporated these joints. A large deformation was observed with little damage the wood members. Analytical models of the joints were developed, and the results were in good agreement with the experimental results.

# スギ間伐材を原料とした木粉の製造(第1報)

## —スギ木粉の品質に及ぼす原料性状の影響—

藤澤泰士、鈴木聡、長谷川益夫、高橋理平

### Production of Wood Flour Made from Sugi Thinning Wood as Raw Materials ( I ) — Influence of Material Features on the Quality of Sugi Wood flour —

Yasushi FUJISAWA, Satoshi SUZUKI, Masuo HASEGAWA, Rihei TAKAHASHI

富山県産スギ間伐材を原料に、品質の安定したスギ木粉の製造方法を確立することを目的に、スギ木粉の品質に及ぼす原料性状の影響について検討した結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) 微粉碎処理前の原料(粗粉碎木粉)の含水率が増加すると、スギの組織は繊維状に微粉碎されやすくなる。結果、アスペクト比が高く、かさ比重の低いスギ木粉が製造された。
- 2) 未成熟部の心材は、構成細胞の軸方向(L方向)の長さが短いため、軸方向に短く微粉碎されやすい。結果、アスペクト比が低く、かさ比重の高いスギ木粉が製造された。
- 3) 以上の結果より、スギ間伐材から品質の安定したスギ木粉を製造するためには、微粉碎処理前の原料含水率の管理および原料とするスギ材の使用部位の選択が重要であることが明らかとなった。

#### 1. はじめに

混練型WPC(以下WPCと略す)の寸法安定性や強度などの物性には、樹脂と混練する木粉の品質(かさ比重、粒度分布、アスペクト比など)が大きく関係しており<sup>1)</sup>、品質の安定したWPCを製造するためには、使用する木粉の品質を常に一定にしておくことが不可欠である。そのため、WPCを製造している国内企業の多くは、品質が均一で、安定供給が可能なベイツガ木粉を主に用いてきたが、近年、スギ材、特にスギ間伐材の需要拡大を図る国の施策を背景に、スギ木粉の使用を検討する企業が増えつつある。

一方、スギ材は、含水率や辺心材、成熟・未成熟材などの組織的な違いによって、その物性が変化する<sup>2)</sup>。そのため、スギ木粉製造時の材料の含水率、原料とする部位の違いなどによって、製造されるスギ木粉の品質が異なることは明らかである。しかし、スギ木粉を製造している企業では、各企業の都合で原料に林地残材や工場・建築廃材などの品質、性状が異なる材料を使用しているため、企業毎に製造さ

れる木粉の品質が大きく異なっている。

このような状況を考えると、今後、スギ木粉を用いたWPCを製造するためには、WPCの物性とスギ木粉の品質の関係についてデータを整備するとともに、品質の安定したスギ木粉の供給体制を早急に確立することが重要である。スギ木粉の品質に影響を及ぼす因子としては、スギ間伐材の性状(含水率、辺心材率、成熟・未成熟材の割合、直径など)、粉碎条件(粉碎物の含水率、使用する粉碎装置など)、また、WPCの製造においては、スギ木粉と原料として用いるプラスチックとの混和性などが考えられる。

そこで、スギ間伐材から品質の安定したスギ木粉の製造方法を確立することを目的に、まず始めに、スギ間伐材から調製した粗粉碎木粉の含水率、および、辺心材や成熟・未成熟材などがスギ木粉の品質に及ぼす影響を検討したので報告する。

なお、本研究の一部は、地域イノベーション創出事業(平成20~21年度)の委託により実施した。

## 2. 実験方法

### 2.1 供試材料

平成20年9月に富山県西部地域（砺波市）のスギ植林地にて伐採した元口直径（長径）が17.8～35.0cm、末口直径（長径）が14.6～26.8cm、長さ4mのスギ間伐丸太材の元玉材を24本用いた（表1）。スギ間伐丸太材の性状は、平均樹齢が37.6年、元口断面の辺心材の直径から容積を算出した平均心材率が59.5%であった。伐採したスギ間伐丸太材は、樹皮の影響を除去するため、直ちに剥皮処理を施した。なお、剥皮処理したスギ間伐丸太材の元口部から厚さ5cmの円盤を鋸断し、下述2.4の項の成熟度別に粉碎する材料として取り分けた。

表1 供試スギ間伐丸太材（n=24）

	樹齢 (年)	元口長径 (cm)	元口短径 (cm)	心材率 (%)
平均	37.6	26.1	23.2	59.5
最大値	51.0	35.0	30.3	80.2
最小値	28.0	17.8	12.5	30.1
標準偏差	5.75	5.58	4.97	10.8

### 2.2 粗粉碎処理

粉碎処理の工程の概要を図1に示す。剥皮処理したスギ間伐丸太材を、富山県西部森林組合の砺波支所に搬入し、粗粉碎機（オガラライザー：御池製作所製）を用いて、粒径1～5mmの粗粉碎木粉に粉碎した後、粗粉碎木粉が均一になるように十分に攪拌した。

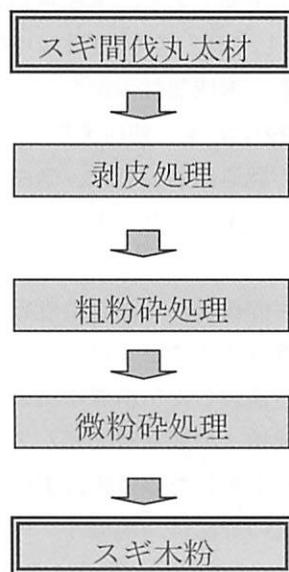


図1 スギ木粉の粉碎工程

攪拌後の粗粉碎木粉の総重量は約260kg、平均含水率（乾式）は約70%であった。

次に、粗粉碎木粉を、ポリエチレン袋に1袋の重量が約20kgになるように小分けした後、袋毎に乾燥または加湿処理を行い、各々の袋内の粗粉碎木粉の含水率（乾式）が15、20、25、30、40、50、60、70、80、90、100、125および150%となるように調製した。なお、乾燥処理は、40℃の送風乾燥にて、また、加湿処理は、イオン交換水を粗粉碎木粉に添加することにより実施した。含水率調整後、袋を密閉し、袋内の粗粉碎木粉の含水率が均一になるように、20℃の室内にて1週間放置した。調製した粗粉碎木粉の含水率（乾式）は14.8、18.3、18.7、32.5、41.8、53.8、62.3、66.4、82.6、95.4、107.4、137.3および149.5%であった。

### 2.3 微粉碎処理

含水率を調製した粗粉碎木粉を、ピンミル方式の微粉碎機（DD-2-11、横野産業製、図2）を用いて、2mmスクリーンで一次粉碎した後、再度、1mmスクリーンで二次粉碎して、スギ木粉を調製した。なお、微粉碎処理は、粉碎熱により、粗粉碎木粉の含水率ができるだけ変化しないようにするため、微粉碎機内部の温度が40℃以上にならないように、粉碎量を制御しながら実施した。

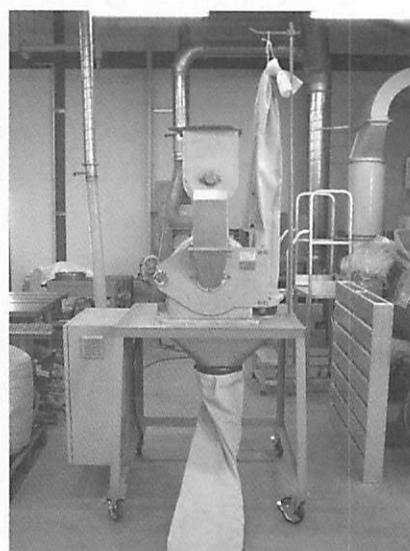


図2 ピンミル方式の微粉碎機  
(DD-2-11：横野産業製)

### 2.4 成熟度別スギ木粉の調製方法

2.1の項で元口部より成熟度別に粉碎する材料として取り分けた円盤を、未成熟部と成熟部、さら

に、辺材と心材を区別し、手作業にて1~5mmの短冊状に粗粉碎した。その際、材料の成熟度は、髓心から15年未満の部分を未成熟部、15年以上を成熟部とみなし、区分した。得られた粗粉碎木粉は、未成熟部心材、未成熟部辺材、成熟部心材および成熟部辺材であった。なお、未成熟部心材、成熟部心材および成熟部辺材は、全ての円盤より得られたが、未成熟辺材の部位が得られたのは、24枚の円盤中、心材率が低い4枚のみであった（未成熟辺材が得られた円盤の平均心材率：51.9%）。次に、短冊状の粗粉碎木粉を、20℃の室内中に1ヶ月間放置し、含水率を約11%に調製した後、上述2.3の項と同様の方法で、微粉碎処理を行った。

2.5 スギ木粉の品質評価

微粉碎したスギ木粉の品質について、かさ比重、粒度分布およびアスペクト比を測定した。

かさ比重は、JIS K 7370の塩化ビニル樹脂の見かけ密度の求め方に準拠し、タップ法にて測定した<sup>3)</sup>。まず、測定するスギ木粉100mlを容積100mlのメスシリンダーにゆっくり入れ、全質量を秤量した。次に、このメスシリンダーにゴム栓をし、5cmの高さからゴム板上で50回落下タップさせたのち、メスシリンダー内のスギ木粉の容積を1ml単位で読み取り、次式より、かさ比重を算出した。

$$D = \frac{m_1 - m_0}{V}$$

ここで、Dはかさ比重、 $m_1$ はメスシリンダーとスギ木粉の全質量（g）、 $m_0$ は空のメスシリンダーの質量（g）、Vは容積である。

粒度分布は、振動ふるい（OCTOGON、Endecotts製）を用いて、目開き250μm（60mesh）、149μm（100mesh）、100μm（149mesh）、74μm（200mesh）および45μm（330mesh）の6種類のふるいにより、スギ木粉を粒度別に7段階に分級した後、各々の質量を測定して求めた。なお、粒度別に分級したスギ木粉について、ふるい目開き250μmオンのスギ木粉を250μmオン木粉、目開き250μmパス-149μmオンの木粉を149μmオン木粉、以下同様に、100μmオン木粉、74μmオン木粉、45μmオン木粉および45μmパス木粉と称することとした。

アスペクト比は、粒度別に分級したスギ木粉を、

デジタル顕微鏡（SL-62、ENGINEER製）を用いて写真撮影し、撮影した画像を元に、スギ木粉の長径および短径を各々50個ずつ、1/1000mm（μm）まで測定し、次式より、アスペクト比を算出した。

$$A = \frac{L}{W}$$

ここで、Aはアスペクト比、Lはスギ木粉の長径（μm）、Wはスギ木粉の短径（μm）である。

3. 結果および考察

3.1 スギ木粉の性状に及ぼす粗粉碎木粉の含水率の影響

粗粉碎木粉の含水率とスギ木粉のかさ比重との関係を図3に示す。スギ木粉のかさ比重は、粗粉碎木粉の含水率が増加するとともに減少した。粗粉碎木粉

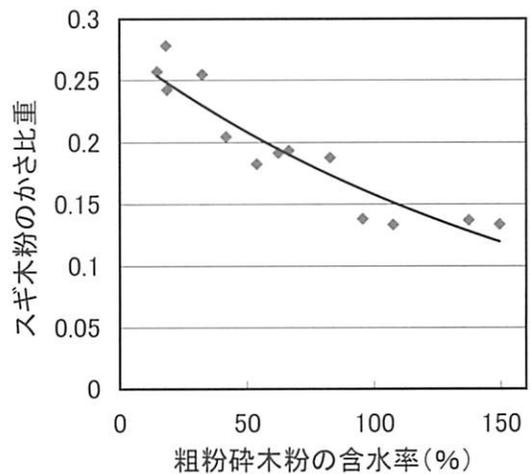


図3 粗粉碎木粉の含水率とスギ木粉のかさ比重との関係

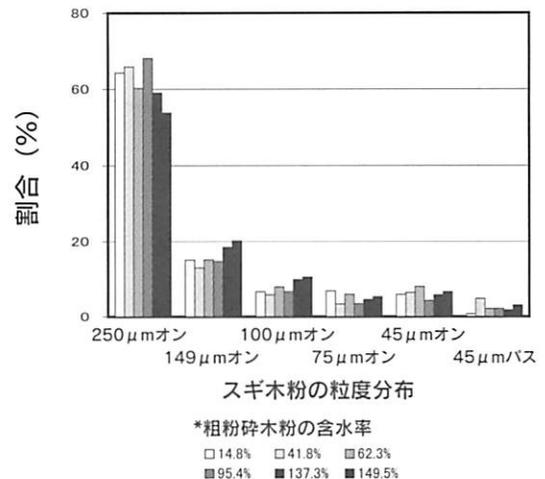


図4 スギ木粉の粒度分布

の含水率が14.8%と149.5%の場合を比較すると、スギ木粉のかさ比重は、約0.26から約0.13と半減していた。

スギ木粉の粒度分布には、粗粉碎木粉の含水率の影響は認められなかった(図4)。微粉碎されるスギ木粉の粒度分布は、粗粉碎木粉の含水率に関わり

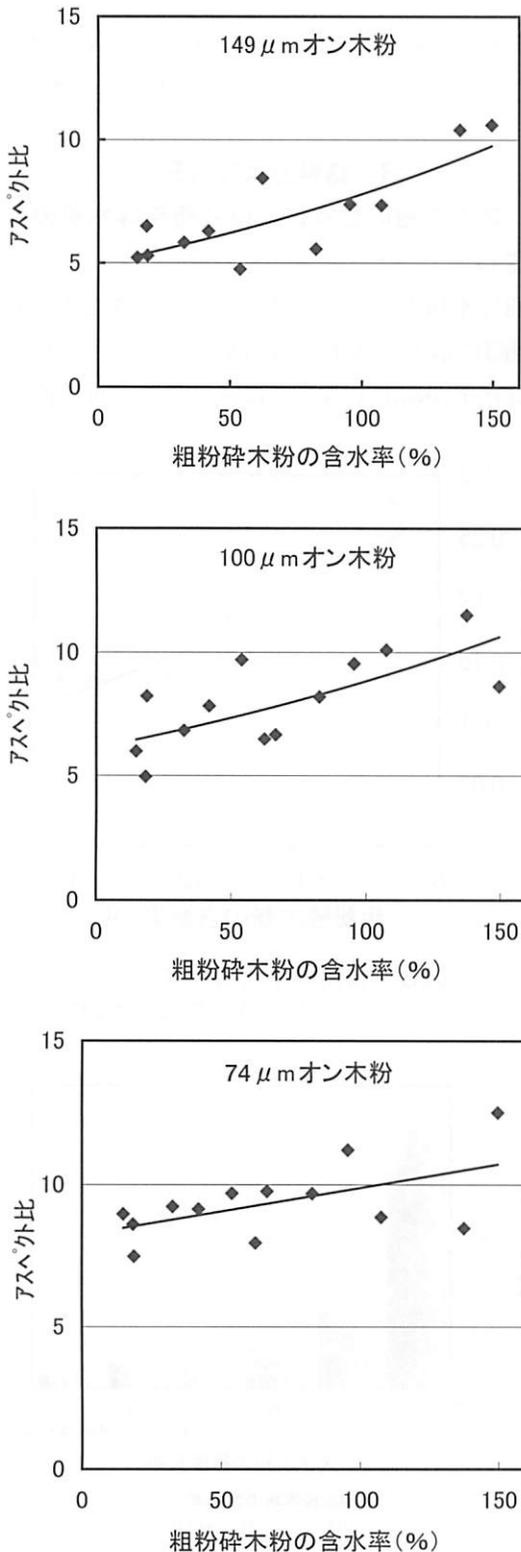
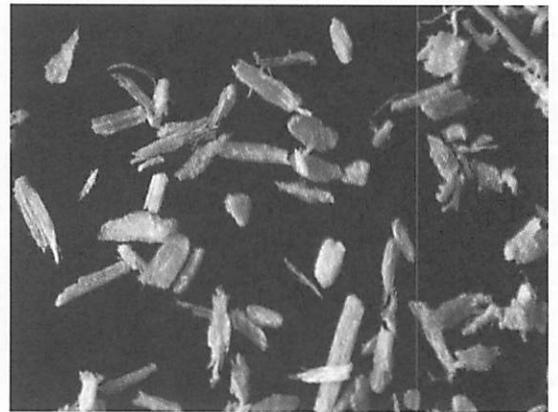


図5 スギ木粉の粒度別のアスペクト比

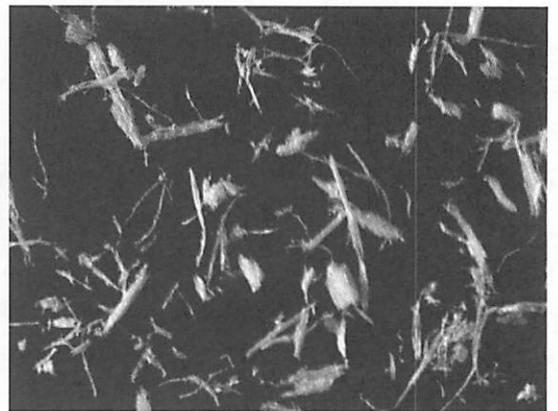
関わりなく、ほぼ同じ割合となり、粒度が粗い順に、250 μmオン木粉が約60%、149 μmオン木粉が約15%、100 μmオン木粉が約8%、74 μmオン木粉が約5%、45 μmオン木粉が約6%、45 μmパス木粉が約3%となった。

粒度別に分級したスギ木粉のアスペクト比は、粗粉碎木粉の含水率が増加するとともに増加した(図5)。その傾向は、木粉粒度が粗くなるほど強くなり、149 μmオン木粉の場合、粗粉碎木粉の含水率が14.8%と149.5%の場合を比較すると、アスペクト比は、約5から約10と倍増していた。

149 μmオン木粉を顕微鏡で観察すると、低含水



(1) 低含水率 (14.8%) で微粉碎処理  
平均長径: 690 μm  
平均短径: 158 μm  
平均アスペクト比: 5.22



(2) 高含水率 (149.5%) で微粉碎処理  
平均長径: 697 μm  
平均短径: 98 μm  
平均アスペクト比: 10.0

図6 低含水率および高含水率で微粉碎処理したスギ木粉の形状 (149 μmオン木粉)

率で微粉碎したスギ木粉（図6の(1)）は、粒状または短冊状になっているが、高含水率で微粉碎したスギ木粉（図6の(2)）は、細く、繊維状に粉碎されていることが認められる。その木粉形状を比較すると、低含水率（14.8%）および高含水率（149.5%）の平均長径は、690 μmおよび697 μmとほぼ同じ値であるが、平均短径は、158 μmおよび98 μmと約1.5倍の差が生じていた。この短径の差がアスペクト比の違いとなって現れている。

スギ木粉のかさ比重およびアスペクト比には、粗粉碎木粉の含水率が大きく影響し、粗粉碎木粉の含水率が高くなるほど、構成細胞（主に仮導管）は、横方向（R方向およびT方向）に剥離しやすくなり、細長く、繊維状に微粉碎され、アスペクト比の高いスギ木粉が形成される。その結果、繊維状のスギ木粉の割合が多くなり、結果として、空隙率が高く、かさ比重が低いスギ木粉が製造されると推察する。

また、スギ木粉の粒度分布は、粗粉碎木粉の含水率の影響が少なく、ほぼ一定となることが明らかとなった。

### 3.2 スギ木粉の品質に及ぼす成熟度の影響

スギ材の成熟度別に微粉碎したスギ木粉のかさ比重とアスペクト比を図7および表2に示す。

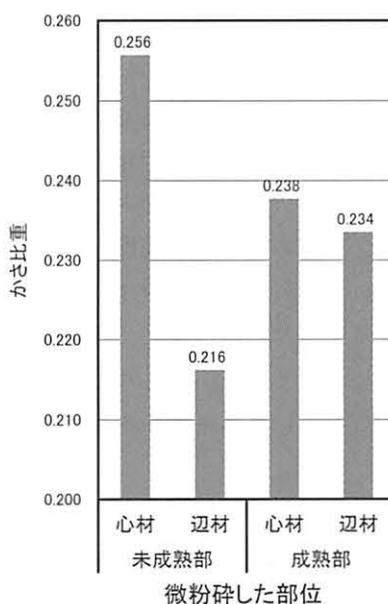


図7 成熟度別に微粉碎したスギ木粉のかさ比重

表2 部位別に粉碎したスギ木粉の平均寸法

木粉粒度	粉碎部位		平均長径 (μm)	平均短径 (μm)	平均 アスペクト比
250 μm オン	未成熟部	心材	663	300	2.45
		辺材	825	337	3.09
	成熟部	心材	809	359	2.36
		辺材	823	327	2.95
149 μm オン	未成熟部	心材	422	194	2.41
		辺材	535	164	3.84
	成熟部	心材	561	202	2.95
		辺材	483	176	3.03
100 μm オン	未成熟部	心材	280	111	2.81
		辺材	325	98.4	3.97
	成熟部	心材	416	108	4.14
		辺材	303	102	3.42
74 μm オン	未成熟部	心材	196	71.3	2.96
		辺材	277	54.9	5.98
	成熟部	心材	261	72.4	4.04
		辺材	256	70.5	4.27

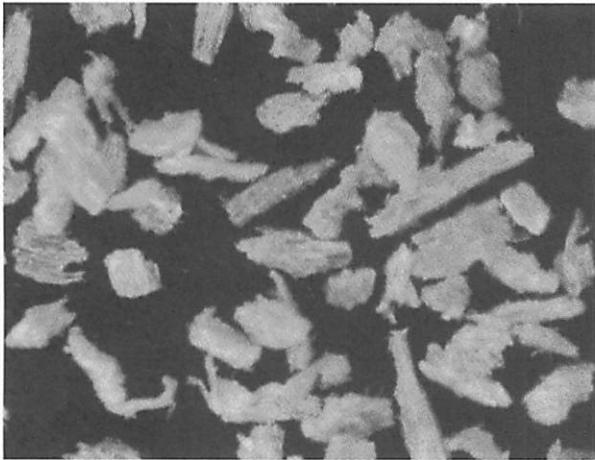
スギ木粉のかさ比重は、未成熟部心材が0.256と最も高く、次に、成熟部の心材および辺材が、0.238および0.234とほぼ同じ値を示し、未成熟部辺材が0.216と最も低くなった。また、スギ木粉のアスペクト比は、未成熟部心材が低くなり、反対に、未成熟部辺材が高くなった。その傾向は、木粉粒度が細かくなると顕著になり、74 $\mu$ mオン木粉において、未成熟部心材および未成熟部辺材のアスペクト比が、2.96および5.98と2倍近い差となった。

このアスペクト比の差は、未成熟部心材のスギ木粉の長径が、他の木粉の長径よりも短いこと、また、未成熟部辺材のスギ木粉の短径が、他の木粉の短径よりも短いことに起因していると考えられる。

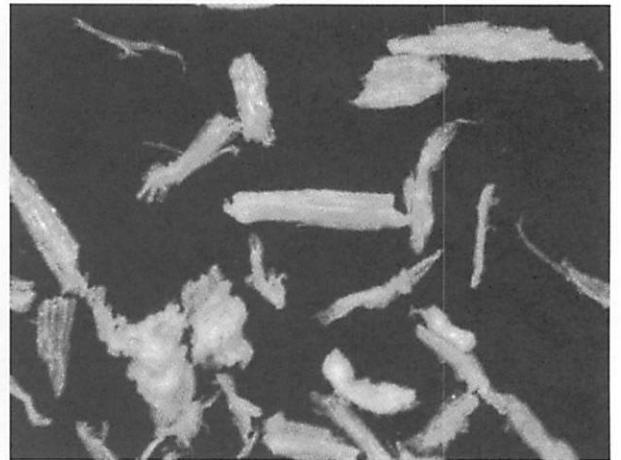
成熟度別に微粉碎したスギ木粉を顕微鏡で観察す

ると(図8)、未成熟部心材のスギ木粉は、長径(L方向)が短く、粒状になっているものが多いこと、一方、未成熟部辺材のスギ木粉は、短径(R方向およびT方向)が短く、繊維状になっているものが多いことが認められる。

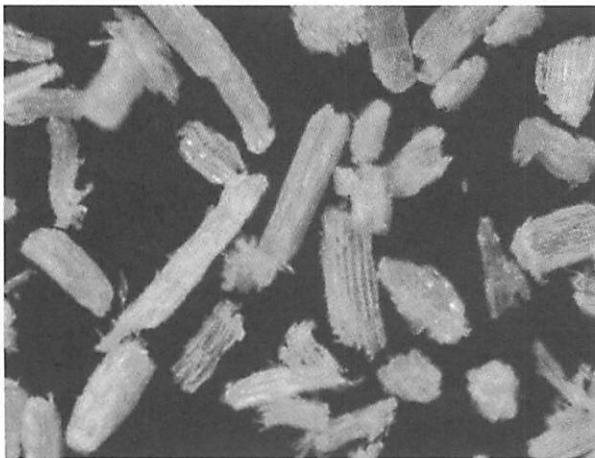
未成熟部は、成熟部と比較して、軸方向(L方向)の長さが短く、強度性能が低い細胞(主に仮導管)から構成されているため<sup>4)</sup>、軸方向に短く粉碎されやすい。また、辺材は、心材と比較して、ポリフェノールの生成が少なく、細胞間層の剥離強度が低い<sup>5)</sup>ため、横方向に粉碎されやすいと考える。このような構成組織による粉碎形態の違いにより、図7に示すような成熟度別にかさ比重の異なったスギ木粉が製造されると推察する。



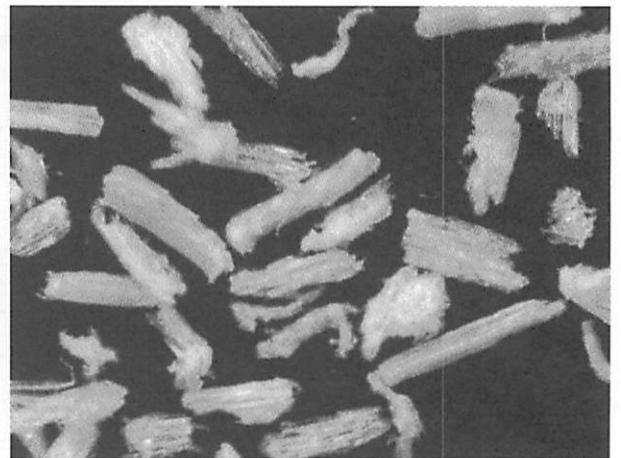
未成熟部心材



未成熟部辺材



成熟部心材



成熟部辺材

500 $\mu$ m

図8 成熟度別に微粉碎したスギ木粉の顕微鏡写真(149 $\mu$ mオン木粉)

今回行った粗粉碎木粉の含水率が低い条件（含水率約11%）では、製造されるスギ木粉の長径は、粉碎する部位が大きく影響していることが明らかとなった。前項3.1では、粗粉碎木粉の含水率に関係なく、スギ木粉の平均長径（L方向）の長さがほぼ同じであったことを考慮すると、高含水率条件でも、同様な傾向になることが推察されるため、高含水率条件でも検討し、スギ木粉の形状に及ぼす構成細胞および含水率を明らかにすることが必要である。また、これら品質の異なるスギ木粉とプラスチックの混和性を検討するとともに、スギ木粉がスギWPCに及ぼすスギ木粉品質の影響、さらに、スギ木粉を安定供給するための出荷規格、品質管理方法、製造ラインの改良などについても検討することが必要であると考える。

#### 4. おわりに

これまでの結果より、以下のことが明らかとなった。

- (1) 粗粉碎木粉の含水率が増加すると、スギは繊維状に微粉碎されやすくなり、その結果、アスペクト比が高く、かさ比重が低いスギ木粉が製造される。
- (2) 未成熟部心材は、構成細胞の軸方向（L方向）の長さが短いため、軸方向に短く微粉碎されやすく、その結果、アスペクト比が低く、かさ比重が高いスギ木粉が製造される。

- (3) スギ間伐材から品質の安定したスギ木粉を製造するためには、微粉碎処理前の粗粉碎木粉の含水率および部位の管理が重要であることが明らかとなった。

#### 引用文献

- 1) H.C.Chan,T.Y.Chen,C.H.Hsu:Holz als Roh- und Werkstoff,64(3),172-177(2006).
- 2) 島地謙, 須藤彰司,原田浩:”木材の組織”,森北出版株式会社, 1976, pp.208.
- 3) JIS K 7370:”プラスチック—塩化ビニル樹脂—固め見掛けかさ比重密度の求め方”, 日本規格協会(2006).
- 4) 富山県林業技術センター編:”富山県産スギの材質と強度”,富山県林業技術センター,31-36 (2000).
- 5) 原口隆英, 寺島典二, 白田誠人, 越島哲夫, 坂井克己, 諸星紀幸, 寺谷文之, 甲斐勇二, 志水一允, 榎原彰:”木材の化学”, 文永堂出版, 1985, pp.111-116.

#### SUMMARY

For the purpose of establishing a production method for wood flour with a standard specification, we examined the influence of material features on the quality of Sugi(*Cryptomeria japonica* D. Don) wood flour made from thinning Sugi trees in Toyama. Results were summarized as follows;

- 1) As increasing the moisture contents of coarse wood flour of Sugi wood, the wood was pulverized easily along with fiber orientation. This led to a high aspect ratio and low capacity specific gravity in the wood flours.
- 2) Because the axis composition cell (the direction L) in juvenile wood are short, the wood was pulverized edgewise to the axis composition cells giving a high aspect ratio and high capacity specific gravity of the wood flours.
- 3) Form these results, it is important to give attention to the moisture contents of coarse Sugi wood flour and which part of the Sugi woods should be used as raw materials in order to manufacture Sugi wood flours with a standard specification.

---

---

富山県農林水産総合技術センター 木材研究所研究報告

2011年3月 No.3

発行日 平成23年3月25日

発行 富山県農林水産総合技術センター 木材研究所  
Forest Products Research Institute,  
Toyama Prefectural Agricultural, Forestry & Fisheries Research Center

〒939-0311 射水市黒河新4940  
4940 Kurokawashin, Imizu-shi, Toyama  
939-0311, JAPAN  
TEL (0766) 56-2915 FAX (0766) 56-2816

編集 富山県農林水産総合技術センター 木材研究所

印刷 大東印刷株式会社  
〒930-0835 富山市上富居1丁目3番15号  
TEL (076) 432-3344 FAX (076) 431-7720

---

---

# **Bulletin of the Forest Products Research Institute, Toyama Prefectural Agricultural, Forestry & Fisheries Research Center**

No.3 March 2011

Development of Ductile Semi-Rigid Joints with Lagscrewbolts -Full Scale Tests of Portal Frames- Yoshiaki WAKASHIMA, Kenho OKURA	1
Production of the Wood Flour Made from Sugi Thining Wood as Materials ( I ) - Influence of Material Features on the Quality of Sugi Wood Flour - Yasushi FUJISAWA, Satoshi SUZUKI, Masuo HASEGAWA, Rihei TAKAHASHI	25

**Forest Products Research Institute,  
Toyama Prefectural Agricultural, Forestry & Fisheries Research Center**

<http://www.pref.toyama.jp/branches/1661/mokuzai/index.html>