

博士論文

鋼板挿入式ドリフトピン接合部を用いた
木質ラーメン構造に関する研究

2018年3月22日

安田 保二郎

目次

1. 序論.....	1
2. 既往の研究.....	4
3. 鋼板挿入式単体ドリフトピン接合部の荷重 - すべり特性の評価.....	14
3.1 梁線材モデルによる近似解の検証.....	14
3.1.1 弾性床上の梁理論モデルと梁線材モデル.....	15
3.1.2 梁線材モデルによる線形解析.....	17
3.1.3 梁線材モデルによる非線形解析.....	22
3.1.4 木材のめり込みバネのモデル.....	23
3.2 ドリフトピン（丸鋼）の解析モデルの検証.....	27
3.2.1 ドリフトピン（丸鋼）の曲げ試験.....	27
3.2.2 試験結果.....	29
3.2.3 丸鋼の降伏曲げ耐力 M_y 、全塑性曲げ耐力 M_p	32
3.2.4 ドリフトピン（丸鋼）のモデル.....	34
3.3 増分解析による精度検証.....	38
3.3.1 構成部材のモデル化.....	38
3.3.2 非線形解析の精度について.....	41
3.4 実験による検証.....	49
3.4.1 単体ドリフトピン接合部の2面せん断試験.....	49
3.4.2 実験結果の検証モデル.....	77
3.4.3 実験結果と解析結果の比較.....	79
3.4.4 損傷限界変位について.....	94
3.5 割裂破壊についての考察.....	97
3.6 3章のまとめ.....	111

4. 鋼板挿入式複数ドリフトピンのモーメント抵抗接合部の実験と解析.....	113
4.1 対称異等級構成集成材の構成ラミナを考慮した解析.....	113
4.2 ドリフトピン回転接合部の2面せん断試験.....	116
4.2.1 試験結果.....	128
4.3 複数ドリフトピンのモーメント抵抗接合部の解析.....	136
4.3.1 解析モデル.....	136
4.3.2 回転接合部の解析モデルと $M-\theta$ 関係.....	137
4.3.3 任意の荷重角度 ϕ を有する場合の解析.....	139
4.4 解析と実験結果の比較.....	141
4.4.1 基準支圧強度式による解析と実験結果の比較.....	141
4.4.2 大変形時の割裂による耐力低下を考慮した場合.....	144
4.5 複合応力を考慮した解析.....	154
4.5.1 せん断力 Q , 軸力 N が作用する場合の接合部の解析.....	154
4.5.2 せん断力と軸力を考慮した解析モデル.....	155
4.5.3 解析結果の考察.....	157
4.5 4章のまとめ.....	165
5. 木質ラーメン架構の計算例.....	167
5.1 片持ち梁形式の実験結果と解析結果の比較.....	167
5.2 柱梁に回転接合部を有するラーメン架構の解析例.....	172
5.3 ラーメン架構例の解析結果.....	173
5.4 ラーメン架構の応答値の試算.....	175
5.5 5章のまとめ.....	177
6. 結論.....	178
謝辞.....	180
参考文献.....	181

1. 序論

近年、公共建築物等における木材利用促進法により、木造建設においても住宅以外の用途への拡大や木造と非木造との混構造の積極的な採用を促進することなど、木造建築物の大型化や中層化が求められている。

木造の構造設計は、現行法規に基づき一般的に行われているのは主に許容応力度設計であり、設計法により建物の規模等が制限されている。建物の規模拡大に伴いより高度な構造設計が必要になり、建物の終局耐力を求め地震時の外力以上の耐力を有することを確認する保有水平耐力計算を行うことが求められる。木造、鉄骨造、鉄筋コンクリート造の構造種別を問わず保有水平耐力計算を行うことにより建物の構造規模などの法規上の制限は少なくなる。

木造建築物の大型化や中層化を実現する構造形式として、柱梁で構成されるラーメン架構の採用は建物の平面計画の自由度が拡大し建築計画としても重要な課題になる。木質ラーメン架構の研究および建設の実績はあるが、一般的な架構としての普及が多いとはいえない。1981年の建築物の新耐震設計法による保有水平耐力計算は、鉄筋

コンクリート構造や鉄骨構造では一般的な設計法となっており構造設計規準、指針も整備され一般に採用されている。木造の構造設計においては、鉄筋コンクリート構造や鉄骨構造のように柱梁部材を剛接合としてラーメン架構を構築することの難しさが課題となり、設計規準・指針などの整備が課題となっており、保有水平耐力計算が普及しているとは言い難い。

木質ラーメン架構で重要となる耐震性の検証方法は以下の方法がある。建物の保有水平耐力の計算は、要求される耐震性として架構が持つ変形能力を考慮したエネルギーの等価評価により、Ds 値（変形性能の評価値）として求めることになる。必要とされる保有水平耐力は Ds 値に応じて求めることになるが、Ds 値を精度よく求めることが課題となっている。

2000年に施行された限界耐力計算は法規上の扱いでは構造設計の自由度は大きいと思われる。動的な設計法を取り入れた応答スペクトル法により地震時の架構の応答値

を求めることが出来る。また、建設地の地盤種別の影響による応答も考慮することができ、建設地での建物の地震による損傷状況も推測できる。

以上の2つの検証方法があるが、架構の層せん断力と層間変形の関係（P- δ 関係）を精度よく算出ことが前提となる。荷重増分法は地震動に対応した静的な水平力を仮定し、ラーメン架構の崩壊過程を追跡して、層せん断力と層間変形関係を求めることができ解析結果から保有水平耐力を精度よく算出できる。荷重増分法は現在では一般的な解析手法として普及している。木造架構では柱梁の接合部が建物の構造性能に大きく影響することから、多くの接合部の実験と解析モデルの研究はあるが、一般的な解析技術として普及するには至っていない。そこで、ラーメン架構の増分解析を行う上で、木造架構の接合部の構造性能を実験的、解析的に行うことが重要になる。

本研究では、鋼板挿入式ドリフトピンのモーメント抵抗接合部を有する木質ラーメン架構の増分解析を行う上で、木造の構造性能を支配する接合部の構造性能について解析研究を行い実験結果との比較を行う。

2章ではこれまでの鋼板挿入式ドリフトピン接合部などによる単体接合部およびモーメント抵抗接合部に関する主な研究の主なものおよび解析方法などについて述べる。木質ラーメン架構のモーメント抵抗接合部について3つのタイプの接合法について述べ、ラーメン架構の柱脚部の重要性にもふれる。モーメント抵抗接合部の1つのタイプである鋼板挿入式ドリフトピンについての課題を述べる。

3章では、木質構造の一般的な接合法の1つである単体の鋼板挿入式ドリフトピン接合部の荷重-すべり（変形）関係の解析モデルについて、近似解モデルを提案し解析精度の確認と実用的なモデルの比較を行う。弾性床上の梁理論による厳密解に対する近似解を梁線材モデルで示し、線形解析によるモデル化の精度について検証する。次に梁線材モデルの構成要素であるドリフトピン、および木材のめり込みバネの構造性能は基準支圧強度に影響を受け構造性能にばらつきが生じることを考慮して、非線形解析を行い解析結果の精度について検証する。ドリフトピンの曲げ試験とドリフトピン接合部の2面せん断試験を行い、近似解モデルによる非線形解析結果と比較して接合部

の解析精度およびめり込みバネの特性について検証をおこなう。また、実験結果の最終破壊は割裂破壊が多いことから割裂破壊について考察する。

4章では、ドリフトピンを用いた鋼板挿入式モーメント抵抗接合部の実験と3章で検証した梁線材モデルによる複数のドリフトピンによる回転接合部の解析について、3つの基準支圧強度式による結果との比較を行う。鋼板挿入式ドリフトピンによる柱梁接合部の非線形回転バネの $M-\theta$ 関係を、単体ドリフトピンによる接合部解析を利用して複数のドリフトピンによる回転接合部の $M-\theta$ 関係を求める。ドリフトピンのすべり方向角度 ϕ のめり込みバネ剛性の算出にハンキンソン式を利用する場合、非線形なめり込みバネ剛性について直交異方性を考慮し、接合部に作用するせん断力 Q 、軸力 N を考慮した解析についても検討する。

5章では、4章で解析した3つの基準支圧強度式による回転接合部の $M-\theta$ 関係を柱梁接合部に有する木質ラーメン架構の一例について、増分解析を行い層の $P-\delta$ 関係を算出する。この $P-\delta$ 関係を用いて架構の重量と地盤条件を考慮して耐震性について限界耐力計算により検討を行う。

2 既往の研究

接合具（ドリフトピン、ボルト等の円形断面の鋼製接合具）による接合は多くの木造建物に採用され、せん断接合部の力学的特性に関する多くの既往の研究がある。接合具が先孔に密着していると仮定した場合の接合部のせん断剛性については、弾性床の上の梁の曲げ理論に基づく Kuenzi の研究¹⁾などがあり、AIJ の木質構造設計規準²⁾（以降、木規準と表示）の中で紹介されている。

弾性床の上の梁理論は、工学分野での応用が多くあり Fig.2-1 のようなモデルに対しては、建築、土木分野などで杭の水平力に対する検討として弾性支承（この分野の呼称）の梁理論として Chang³⁾の式が広く設計に用いられている。ここでは建築分野の水平力に対する杭の検討に関する既往の研究から引用する。杉村、中井等⁴⁾による報告は、杭の先端の境界条件、杭頭部の回転固定度を考慮した解を示している。Chang の方法はいわゆる長い杭の解であり、実務設計では短い杭などには対応が難しく、また地震被害から杭頭の固定度を考慮する設計法の必要性があった。

以下に杉村、中井等による基本方程式および一般解を示す。

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + kBy = 0 \quad (2-1)$$

ここで $\beta = \sqrt[4]{\frac{kB}{4EI}}$ とおくと、

変位、たわみ角、曲げモーメント、せん断力および反力は以下のようなになる。

・変位

$$y_x = \frac{Q_0}{4EI\beta^3} \left[e^{\beta x} (C_1 \cos \beta x + C_2 \sin \beta x) + e^{-\beta x} (C_3 \cos \beta x + C_4 \sin \beta x) \right] \quad (2-2)$$

・たわみ角

$$\theta_x = \frac{Q_0}{4EI\beta^2} \left[e^{\beta x} \{ (C_1 + C_2) \cos \beta x + (C_2 - C_1) \sin \beta x \} - e^{-\beta x} \{ (C_3 - C_4) \cos \beta x + (C_3 + C_4) \sin \beta x \} \right] \quad (2-3)$$

• 曲げモーメント

$$M_x = -\frac{Q_0}{2\beta} \left[e^{\beta x} (C_2 \cos \beta x - C_1 \sin \beta x) - e^{-\beta x} (C_4 \cos \beta x - C_3 \sin \beta x) \right] \quad (2-4)$$

• せん断力

$$Q_x = -\frac{Q_0}{2} \left[e^{\beta x} \{ (C_2 - C_1) \cos \beta x - (C_1 + C_2) \sin \beta x \} + e^{-\beta x} \{ (C_3 + C_4) \cos \beta x - (C_3 - C_4) \sin \beta x \} \right] \quad (2-5)$$

• 反力

$$W_x = Q_0 \left[e^{\beta x} (C_1 \cos \beta x + C_2 \sin \beta x) + e^{-\beta x} (C_3 \cos \beta x + C_4 \sin \beta x) \right] \quad (2-6)$$

k : 接合具と直交方向バネ剛性

E : 接合具のヤング係数

B : 接合具の見つけ幅

L : 接合具の長さ

I : 接合具の断面 2 次モーメント

積分定数 C1、C2、C3、C4 は以下の Table2-1、Table2-2 のように求まる。

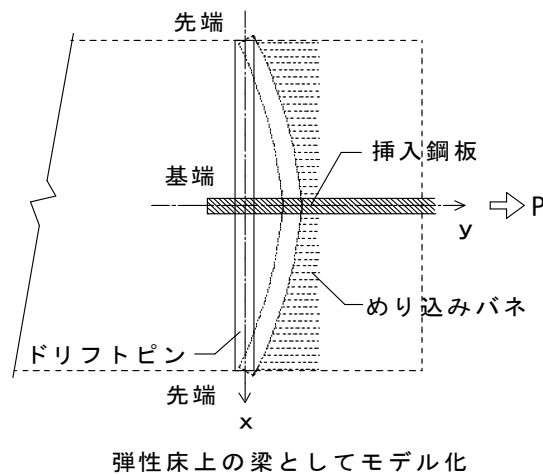


Fig. 2-1 弾性床上の梁理論による接合部のモデル化

Table2-1 積分定数一覧表

$C_i = \frac{1}{\Delta_1}(2\Delta_2 + \gamma\Delta_3)$		先端自由	先端ピン
Δ_1		$1 - 2e^{-2Z}(2 - \cos 2Z) + e^{-4Z}$	$-(1 - 2e^{-2Z}\sin 2Z - e^{-4Z})$
C_1	Δ_2	$e^{-2Z}(1 - \sin 2Z) - e^{-4Z}$	$e^{-2Z}\cos 2Z - e^{-4Z}$
	Δ_3	$e^{-2Z}(\cos 2Z + \sin 2Z) - e^{-4Z}$	$-e^{-2Z}(\cos 2Z - \sin 2Z) - e^{-4Z}$
C_2	Δ_2	$-e^{-2Z}(1 - \cos 2Z)$	$e^{-2Z}\sin 2Z$
	Δ_3	$e^{-2Z}(2 - \cos 2Z + \sin 2Z) - e^{-4Z}$	$-e^{-2Z}(\cos 2Z + \sin 2Z) - e^{-4Z}$
C_3	Δ_2	$1 - e^{-2Z}(1 + \sin 2Z)$	$-1 + e^{-2Z}\cos 2Z$
	Δ_3	$-1 + e^{-2Z}(\cos 2Z - \sin 2Z)$	$1 + e^{-2Z}(\cos 2Z + \sin 2Z)$
C_4	Δ_2	$-e^{-2Z}(1 - \cos 2Z)$	$e^{-2Z}\sin 2Z$
	Δ_3	$1 - e^{-2Z}(2 - \cos 2Z - \sin 2Z)$	$-1 + e^{-2Z}(\sin 2Z - \cos 2Z)$

Table2-2 境界条件

$H_c = \cosh Z$		$T_c = \cos Z$
$H_s = \sinh Z$		$T_s = \sin Z$
$Z = \beta L \quad \alpha_\gamma = 1.0 \quad \gamma = \alpha_\gamma \alpha_Z \quad L : \text{長さ}$		
先端条件		α_z
短い	自由	$\frac{H_s^2 + T_s^2}{H_c H_s + T_c T_s}$
	ピン	$\frac{H_c H_s + T_c T_s}{H_s^2 + T_c^2}$
長い		1

木材のめり込みバネ剛性は平井、小松の提案²⁾により有効弾性床深さを接合具径の一次式による回帰式が求められ、木規準では以下の式で与えられている。

$$\text{繊維方向 (H 方向) 加力} \quad ke_0 = E_0 / (31.6 + 10.9d) \quad (\text{N/mm} / \text{mm}^2)$$

$$\text{繊維直交方向 (V 方向) 加力} \quad ke_{90} = ke_0 / 3.4$$

ここで、 ke_0 ：繊維方向剛性、 ke_{90} ：繊維直交方向剛性、 E_0 ：木材ヤング係数、またドリフトピンは d ：径、 E ：ヤング係数、 I ：断面 2 次モーメントとする。

また、任意角度 ϕ 方向の丸鋼によるめり込み剛性 K_ϕ はハンキンソン式²⁾による下式の関係があるとされている。

$$K_\phi = \frac{K_{e0} \cdot K_{e90}}{K_{e0} \cdot \sin^2 \phi + K_{e90} \cdot \cos^2 \phi} \quad (2-7)$$

許容耐力については、K.W.Johansen⁵⁾が提案した降伏理論に基づく EYT 式が木規準で用いられている。木材のめり込みによる降伏状態、丸鋼の曲げモーメントによる降伏状態、あるいはそれらの組み合わせによるすべての接合部の降伏モードについて、釣合の条件から全ての荷重値の最小値として降伏耐力を求めている。同じような考えで建築・土木の分野では、地盤の種別を砂質土と粘性土に分けて杭の水平力に対する終局耐力の算出で B.B.Bromse⁶⁾による方法が AIJ の建築基礎構造設計指針⁷⁾でも用いられている。

鋼板挿入式ドリフトピン接合部について木規準による降伏耐力を求めると以下のようになる。

$$P_y = C \cdot F_{wy} \cdot d \cdot l \quad (2-8)$$

P_y :降伏耐力 F_{wy} : 主材の降伏面圧応力度 ドリフトピン径: d 主材厚: l
 C : 接合部形式とその破壊形式によって定まる接合形式係数で次の 3 式の最小値をと

る。

$$\begin{aligned}
 & \text{モード I : } 1 \\
 & \text{モード III : } \sqrt{2 + \frac{8}{3}\gamma \left(\frac{d}{l}\right)^2} - 1 \\
 & \text{モード IV : } \frac{d}{l} \sqrt{\frac{8}{3}\gamma}
 \end{aligned}
 \tag{2-9}$$

γ : ドリフトピンの降伏引張り応力度と取材の降伏面圧応力度の比 (F_t/F_{wy})

F_t : ドリフトピンの引張り降伏応力度

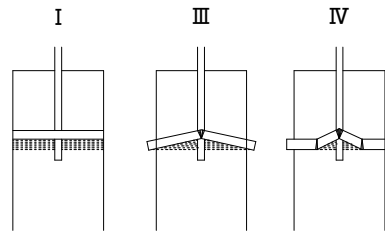


Fig. 2-2 2面せん断形式の降伏モード

降伏面圧応力度については、Table2-3 の提案式番号は木規準で示された番号であり、①式は小松による理論式²¹⁾²²⁾で示されたものである。③式は文献¹⁰⁾によるとエゾマツ、トドマツによる面圧試験から面圧応力度を5%オフセット法とEN383¹¹⁾により評価している。④式は4つの文献結果¹²⁾から密度、接合具径を変数として、面圧応力度と密度の関係を求めている。⑤⑥式はEurocode5¹¹⁾により面圧応力度を評価し、⑥式は⑤式に F_{e0} においてドリフトピン径を26mmに設定している。ここでのドリフトピン径は8mm～26mmの範囲としている。

任意角度 α 方向の丸鋼による面圧耐力 F_α はハンキンソン式²⁾による下式(2-10)の関係がある。また、丸鋼のめり込みに関する研究¹³⁾¹⁴⁾では任意角度 α の最大面圧応力はその傾向がハンキンソン式でほぼ表現できることを報告している。

Table2-3 支圧強度の提案式

繊維方向 (N/mm ²)		繊維直交方向 (N/mm ²)	
式	出典・提案者	式	出典・提案者
③ $F_{e0}=90.7(1-0.00653d)\gamma$	沢田・安村	③ $F_{e90}=67.6(1-0.0219d)\gamma$	沢田・安村
④ $F_{e0}=57.07\gamma+5.85$	小松	④ $F_{e90}=(30.54\gamma+4.74)d^{-0.2}$	小松
⑤ $F_{e0}=82(1-0.01d)\gamma$	Eurocode5	⑤ $F_{e90}=F_{e0}/(1.35+0.05d)$	Eurocode5
⑥ $F_{e0}=60.68\gamma$	AIJ	⑥ $F_{e90}=0.5F_{e0}$	AIJ
① $F_{e0}=3.3 \times 10^{-3} \times Ew$	(kgf/cm ²) 小松	① $F_{e90}=F_{e0}/3$	(kgf/cm ²) 小松

$$F_{\alpha} = \frac{F_{e0} \cdot F_{e90}}{F_{e0} \cdot \sin^2 \alpha + F_{e90} \cdot \cos^2 \alpha} \quad (2-10)$$

接合部の荷重とすべりの関係に対して、初期のすべりから降伏が生じ始めてから大変形に至るまでの関係を追跡するためには、非線解析が必要である。

平井等^{15)~18)}は弾性床上の梁理論に基づき構成部材の非線形性を考慮して、接合部の荷重-すべり関係の解析と実験の研究を行っている。Foschi^{19) 20)}は丸鋼の面圧応力とめり込み量の関係を3パラメーターexp関数(以下、3P-exp関数)で表現し、小松^{21) 22)}は3P-exp関数の繊維方向、繊維直交方向の6個のパラメーターを決め、さらに接合部のめり込み特性および曲げ特性を考慮してモーメント抵抗接合による大断面集成材構造の解析的研究²¹⁾²²⁾²³⁾を行っている。これらの研究による接合部の荷重-すべり関係は弾性床上の梁理論による厳密解を与えるが、有限要素法に用いる場合は特殊な剛性マトリックスとなり、建物の構造設計で用いられる一般的な梁線材モデルによる剛性マトリックス法³²⁾では扱いが難しくなる。

モーメント抵抗接合部は主に柱梁からなるラーメン架構の回転接合部に用いることが多い。木質ラーメン構造は1980年代ごろから柱梁接合部に半剛接合システムなどの

提案や開発が進展し、帯広営林支局庁舎（鋼板挿入ドリフトピン接合部）、LVL ラーメン構法システム、RH 構法システム、サミット HR 工法システム、ホームコネクター工法などがあり、1990 年代以降はモーメント抵抗接合部のさまざまな形式が開発されてきた。文献²⁴⁾では基本的な 4 つの接合形態が述べられている。さらに、五十田等²⁵⁾の「木質ラーメン構造を前提としたモーメント抵抗接合部の剛性と変形挙動」では、Fig.2-3 に示すモーメント抵抗接合部について基本形態の 3 タイプに関する剛性・変形性能、履歴ループ、耐力などの実験と解析の比較を報告している。タイプ 1 は鋼板挿入式ドリフトピン、鋼板添え板式釘接合、タイプ 2 は引きボルト式接合部、タイプ 3 は梁を 2 分割した合わせ梁ボルト接合部とし、モーメント抵抗接合部の力学的なモデルを提案している。

鋼板挿入式ドリフトピン接合部では、小野等²⁶⁾による「ドリフトピンを用いた集成材接合部の剛性および終局耐力に関する研究」があり、設計マニュアル²⁷⁾では蒲池等による理論値、実験値とも適合性の高い降伏耐力およびすべり係数の近似値解の研究²⁸⁾により接合部の M- θ 関係を大変形までモデル化できる手法が紹介されている。柱梁接合部にモーメント抵抗性能を有するラーメン架構の研究では、小松等²¹⁾²²⁾²³⁾は任意角度 ϕ のめり込みバネの剛性にハンキンソン式²⁾を利用し、非線形解析では直交異方性を考慮するため個々の接合具の解析から接合部の挙動を求める必要性を報告している。

小松等のラーメン架構の研究では、柱梁の諸元の他に柱梁接合部に各接合具の諸元を入力することで、架構と接合部を一体として接合具の影響を考慮した非線形解析を行っている。一般的に用いられているプログラムを利用する場合、柱梁線材モデルの端部に非線形回転バネを有するモデルを利用するため、単体の接合部解析を利用して回転接合部の M- θ 関係を求めることが考えられる。

柱脚をピン支持とする木質ラーメン架構では変形に対する剛性の確保が課題になることから、柱脚部に用いる接合部にはモーメント抵抗接合部を採用することも必要になる。架構の支点となる柱脚は変動する軸力およびせん断力に対しても考慮することが必要になり複合応力を考慮した研究²⁹⁾³⁰⁾が行われている。

近年、文献³⁾では木質ラーメン架構の接合部について前述のタイプ2接合部の引きボルトに替わり接着接合（グルードインロッド）、ラグスクリューボルト接合などの性能について報告している。また、鋼板挿入式ドリフトピン接合部については施工を合理化した柱梁に分かれた挿入鋼板をHTB、引張りボルトで接合する接合部の実験と解析等の報告をしている。鋼板挿入タイプの接合形式については、オープンな工法であり、施工実績も多いが、以下の課題を挙げている。1) 弾塑性挙動、破壊モードの把握：荷重変形関係の予測方法に関する技術資料が極めて少ない。2) 破壊性状：破壊性状は接合具に起因する木部の割裂である。割裂現象は十分には解明されておらず、脆性的な割裂を生じさせない接合方法とすべきである。3) 終局モーメントの計算：ドリフトピン降伏後の応力再分配を考慮した逐次計算が必要となる。など解決する課題が多いのが現状である。

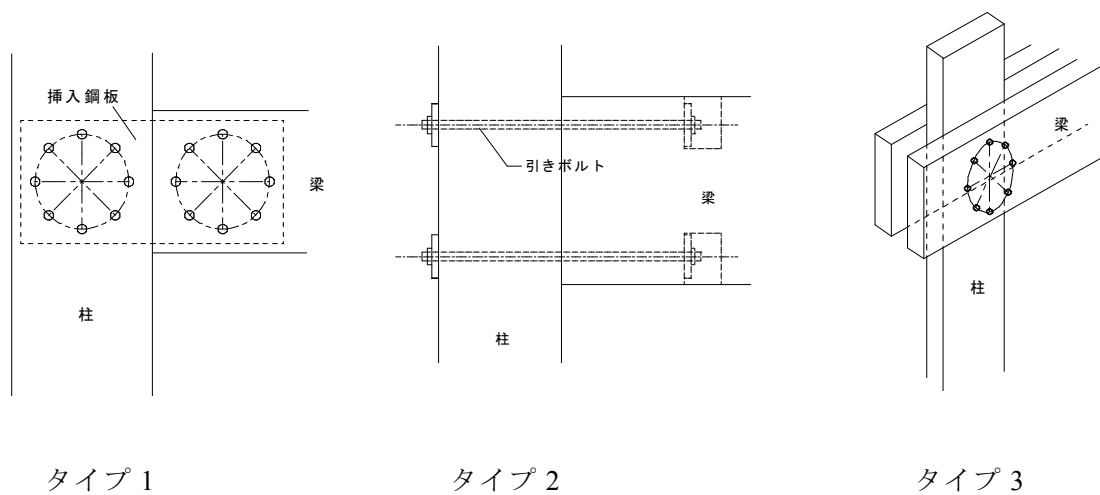


Fig. 2-3 柱梁のモーメント抵抗接合部

3章で厳密解モデルに対する近似モデルとなる梁線材モデルの梁線材要素の曲げ変形における非線形性の表示は、要素端部に剛塑性回転バネを設けることによって表現する。以下に梁要素の軸変形、せん断変形も考慮した場合についての剛性マトリックス³²⁾を示す。

$$[Kp]_i = \begin{bmatrix} \frac{4EI}{L} g_4 & 0 & \frac{-6EL}{L^2} g_3 & \frac{2EI}{L} g_5 & 0 & \frac{6EI}{L^2} g_3 \\ & \frac{EA}{L} & 0 & 0 & \frac{-EA}{L} & 0 \\ & & \frac{12EI}{L^3} g_0 & \frac{-6EL}{L^2} g_1 & 0 & \frac{-12EI}{L^3} g_0 \\ \text{---} & \text{---} & \text{---} & \text{---} & \text{---} & \text{---} \\ & \text{SYM.} & & \frac{4EI}{L} g_2 & 0 & \frac{6EI}{L^2} g_1 \\ & & & & \frac{EA}{L} & 0 \\ & & & & & \frac{12EI}{L^3} g_0 \end{bmatrix} \quad (2-11)$$

・要素の諸元

E:要素のヤング係数

I:要素の断面2次モーメント

A:要素の断面積

L:要素の長さ

・半剛の回転剛性を考慮する場合

Kg:要素の曲げ剛度(4EI/L)に対する割合

・せん断変形を考慮する場合

$$\alpha = \kappa \frac{6EI}{GAL^2} \quad (2-13)$$

κ :形状係数 (=1.2 円形)

G:せん断弾性係数

・せん断変形を考慮しない場合

$$\alpha = 0.0$$

・非線形性を考慮する場合

$$g_0 = \frac{4Kg+1}{4(1+Kg)+(4Kg+1) \cdot 2\alpha}$$

$$g_1 = \frac{1+2Kg}{2(1+Kg)+(4Kg+1) \cdot \alpha}$$

$$g_2 = \frac{3+4Kg+2\alpha Kg}{4(1+Kg)+(4Kg+1) \cdot 2\alpha}$$

$$g_3 = \frac{2Kg}{2(1+Kg)+(4Kg+1) \cdot \alpha}$$

$$g_4 = \frac{4Kg+2\alpha Kg}{4(1+Kg)+(4Kg+1) \cdot 2\alpha}$$

$$g_5 = \frac{2Kg-2\alpha Kg}{2(1+Kg)+(4Kg+1) \cdot \alpha}$$

(2-12)

半剛性回転バネの曲げ剛性を考慮し、 K_g により曲げ剛性を、バイリニア、トリリニアモデルおよびマルチリニアモデルにする。

- ・非線形性を考慮しない場合は

$$K_g = 1.0 \text{ とする。}$$

時本和則，田村昌仁，井上芳生等³³⁾は杭と上部架構の一体解析による耐震性能評価手法の検討において、梁線材モデルを杭に採用し杭要素の $M-\theta$ モデルの提案を行っている。3章では、接合具のドリフトピンに対して杭要素の $M-\theta$ モデルを利用した解析モデルを採用している。

3. 鋼板挿入式単体ドリフトピン接合部の荷重 - すべり特性の評価

本章では Fig.3.1-1 に示す鋼板挿入式ドリフトピン接合部の単一 2 面せん断接合の荷重-すべり関係について検証する。3.1 では弾性床上の梁理論による厳密解モデルに対して近似解となる梁線材モデルを提案する。3.2 では丸鋼（ドリフトピン）の曲げ試験と非線形モデルについて検討する。3.3 では非線形解析の荷重増分解析による精度について検証する。3.4 では解析結果を実験結果と比較することにより検証し、損傷限界変位について初期剛性と変形について検証する。3.5 では割裂破壊についての考察を行う。

3.1 梁線材モデルによる近似解の検証

3.1.1 では厳密解モデルと近似解の梁線材モデルを比較し課題を抽出した。3.1.2 では厳密解モデルと梁線材モデルの線形数値解析により、精度の検証を行う。3.1.3 では梁線材モデルによる非線形解析モデルを提案し、3.1.4 では木材のめり込みバネのモデルの検証を行う。

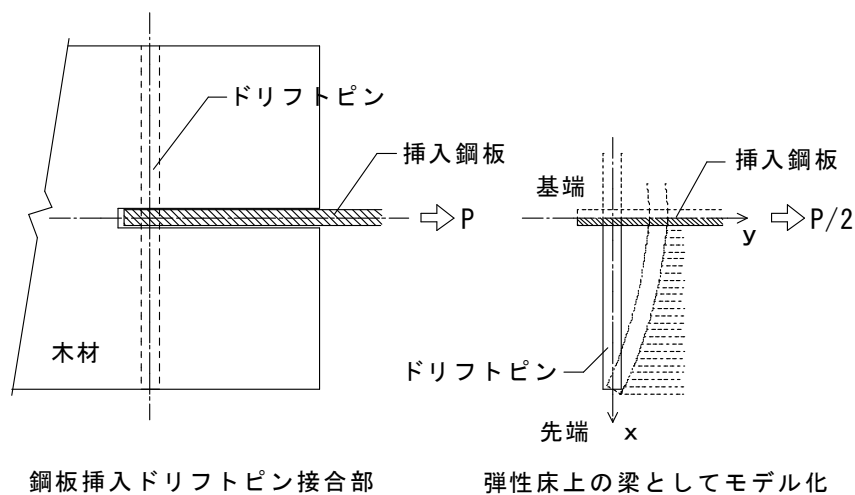


Fig. 3. 1-1 接合部の弾性床上の梁モデル

3.1.1 弾性床上の梁理論モデルと梁線材モデル

Fig.3.1-2 に示すように鋼板挿入式ドリフトピン接合部の解析モデルは挿入鋼板の中心位置での対称性を考慮した片側モデルとした。挿入鋼板側を基端、縁側を先端と呼ぶ。外力 P とめり込みバネは接合具に対して垂直とした。弾性床上の梁モデル（Aモデル）と梁線材モデル（Bモデル）を示す。両モデルとも荷重増分解析を行うにあたり、有限要素法を利用するため接合具の分割要素ごとに、剛性マトリックスを求めている。

Aモデルにおいては対象の接合具を N 層に分割し、各層ごとに基礎微分方程式を与えて要素長さ L_i の要素両端における応力と変位（曲げモーメントは曲率との関係になる $M-\phi$ モデル）の剛性方程式の剛性マトリックスを求める。この剛性マトリックスにはめり込みによる弾性床の応力と変位の関係も考慮されており、各要素の剛性方程式の解が与える両端の変位は厳密解に一致する。Bモデルでは対象になる接合具の分割要素に対して、要素長さを ΔX_i とする線材梁として両節点における応力と変位（曲げモーメントは回転角との関係になる $M-\theta$ モデル）の関係の剛性方程式による剛性マトリックスを求める。弾性床については、各節点には接合具に垂直なめり込みによるバネ支点を設ける。

めり込みの応力と変位の関係はA、Bモデルで共通ではあるが、Aモデルでは要素間では一様とし、Bモデルでは各節点のバネ支点が負担する範囲のめり込みバネを集約し節点にバネ支点として設定する。Bモデルは、Aモデルに対して近似解となるため、分割要素数および非線形解析を行う場合には解析ステップ変位量等による精度検証が必要となる。

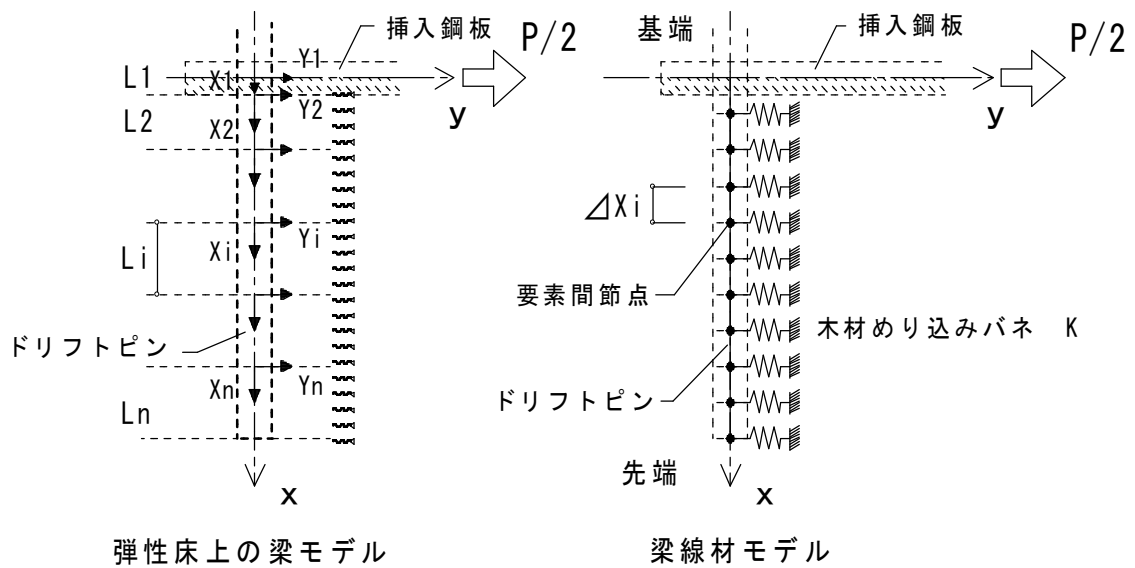


Fig. 3.1-2 弾性床上的の梁理論モデルと梁線材モデル

3.1.2 梁線材モデルによる線形解析

Fig.3.1-3 に示すように接合具を構成する要素の線材置換と各接合具要素の座標との関係より、各要素の釣合いは式 (3-1) に、材端力 $\{P_i\}$ 、材端変位 $\{\delta_i\}$ の関係は、式 (3-2) のように表せる。接合具要素の剛性マトリックス $[K_{pi}]$ については文献³¹⁾を参考にした。

接合具全体の釣合い方程式は (3-3) 式となり全体剛性マトリックス $[TK_p]$ は各要素マトリックスを節点の適合条件に合わせて重ね合わせたものである。

$$\{P_i\} = [K_{pi}] \cdot \{\delta_i\} \quad (3-1)$$

$$\{P_i\} = \begin{pmatrix} M_i \\ Q_i \\ M_j \\ Q_j \end{pmatrix} \quad \{\delta_i\} = \begin{pmatrix} \theta_i \\ u_i \\ \theta_j \\ u_j \end{pmatrix} \quad (3-2)$$

$$\{P\} = [TK_p] \cdot \{\delta\} \quad (3-3)$$

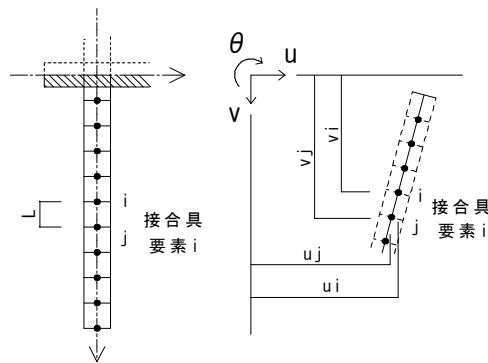


Fig. 3.1-3 線材解析モデル

次に弾性床上の梁理論と梁線材モデルによる解析値の比較を行う。モデルとして用いた木材とドリフトピンの諸元を Table3.1-1、Table3.1-2 に示す。弾性床上の梁の理論解については文献⁴⁾を参考にした。

木材のめり込みバネ剛性は下記の平井、小松の提案²⁾により、ヤング係数 E_0 は文献²⁷⁾より密度から求めた。

$$\text{繊維方向 (H 方向) 加力} \quad ke_0 = E_0 / (31.6 + 10.9d) \quad (\text{N/mm} / \text{mm}^2) \quad (3-5)$$

$$\text{繊維直交方向 (V 方向) 加力} \quad ke_{90} = ke_0 / 3.4 \quad (3-6)$$

ここで、 ke_0 : 繊維方向剛性、 ke_{90} : 繊維直交方向剛性、 E_0 : 木材ヤング係数、また

ドリフトピンは d : 径、 E : ヤング係数、 I : 断面 2 次モーメントとする。

$\beta = \sqrt[4]{ked/4EI}$ は弾性床上の梁の理論解に用いられる特性値で、めり込みバネ剛性(ked)とドリフトピンの剛性(EI)を考慮しており、また β 値とドリフトピンの長さ L の積による βL 値はドリフトピン長さとの関係で、変形特性の判断となる。 $\beta L \geq 3.0$ では変形が先端部の境界条件の影響を受けない長さ (長いドリフトピン)、 $\beta L < 1.0$ では剛体に近い変形を示す極めて短い長さ (極短のドリフトピン)、 $3 > \beta L \geq 1.0$ では境界条件の影響が大きい長さ (短いドリフトピン) を表す。

Table3.1-3 に解析モデルのパラメーターをドリフトピンの長さ径比 (L/d) と合わせて示し、 βL (L/d) が 3.0 (10.0)、2.0 (6.0)、1.0 (3.0) の 3 ケースについて検討した。Fig.3.1-4 は載荷力を $P/2=9.8\text{kN}$ (1000kgf) とした場合の解析結果についてドリフトピンの変形 (δ)、曲げモーメント (M)、せん断力 (Q) およびめり込みバネによる応力度 (σ) の分布を示した。 σ は梁線材モデルの集約しためり込みバネの反力に対して、ドリフトピン径 d を幅としたバネの負担する面積あたりの応力度を示す。また、ドリフトピン径を d とし要素長さを 0.25 d 、0.5 d 、1.0 d とした 3 ケースの結果を示し、弾性床上の梁理論の厳密解と梁線材モデルの解析結果について相関係数を各図に示した。

各解析モデルの曲げモーメント、変位、めり込みバネによる応力度では、要素長さの変

化による大きな差はみられないが、せん断力では要素長さが短くなるほど精度は向上する。ドリフトピンの径 d に対して、要素分割長さを $1d$ 以下にすればせん断力以外は高い相関性 ($R^2=1.000$) がある。梁線材モデルでは応力、変位の釣合いを節点で行い、節点間のめり込みバネの反力を節点に集約することから、連続モデルとの差が生じる。せん断力についても要素分割長さを $0.5d$ にすれば高い相関性 ($R^2=0.996$) が得られる。線形解析を行う場合は要素分割長さを $0.5d$ 以下にすれば厳密解に対して高い精度が得られる。

Table3.1-1 木材の諸元

気乾密度 ρ (kg/m ³)	ヤング係数 E_0 (N/mm ²)	めり込みバネ ke_0 (N/mm ³)
400	8423	59.9

Table3.1-2 ドリフトピンの諸元

基準強度 F (N/mm ²)	ヤング係数 E (N/mm ²)	径 d (mm)
235	205000	10.0

Table3.1-3 解析モデルのパラメーター

βL (L/d)	L (mm)	分割要素長さ (mm) (d : 径 (=10.0 mm))		
3 (10)	100.0	0.25d	0.5d	1.0d
2 (6)	60.0			
1 (3)	30.0			

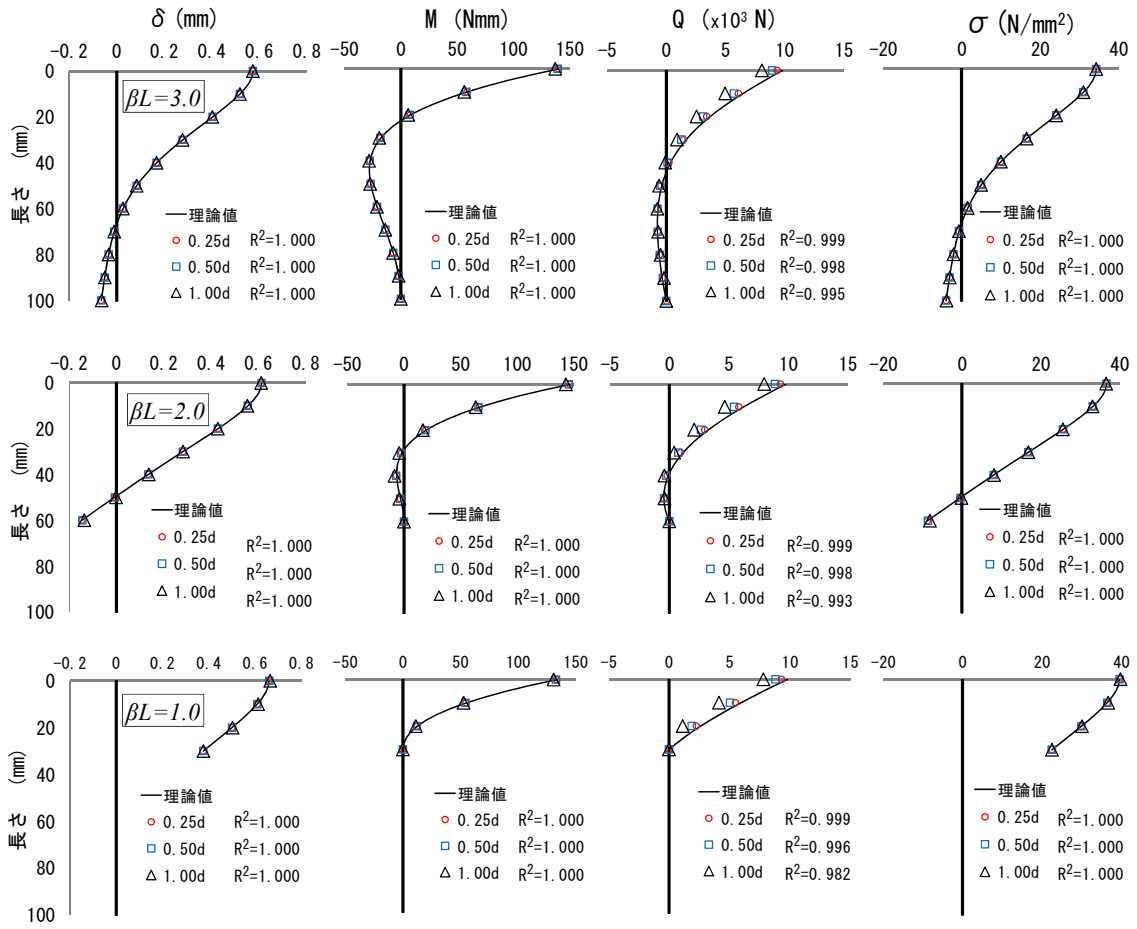


Fig. 3.1-4 線形解析結果

3.1.3 梁線材モデルによる非線形解析

実験結果と詳細に比較するため、試験体の非線形解析用のモデルを Fig.3.1-5 に示した。基端部詳細に示すように接合部の加力点に位置する基端には、鋼板の厚さ部分をドリフトピンの変形を拘束する部分として剛域を設定した。境界条件は、基端部の x 方向および回転変形を拘束、y 方向は自由で、他の節点は全て自由とし、また各節点には y 方向のめり込みのバネ支点を設けた。モデル詳細に示すようにドリフトピンの梁線材要素モデルは要素の基端部側、剛域端に剛塑性回転バネを設けた。

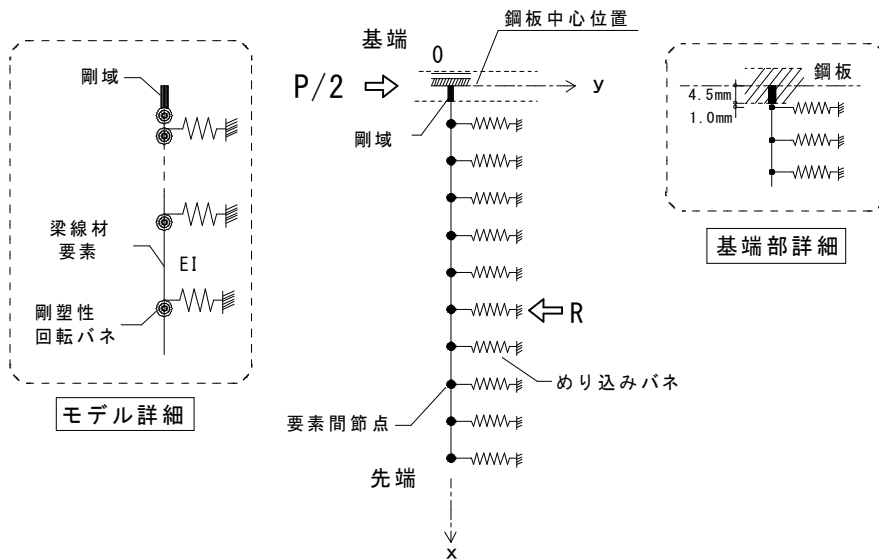


Fig. 3.1-5 梁線材モデルの非線形解析モデル

3.1.4 木材のめり込みバネのモデル

ドリフトピンのめり込みバネ剛性には、小松²²⁾による丸鋼の面圧応力度とめり込み量の理論式(3P-exp関数)を用いる。理論式は、実験結果との比較において木材の特徴である繊維方向加力、繊維直交方向加力時の特性をよく表し、初期剛性から非線形性を連続的に表現し、非線形性の数値解析に扱いやすい式である。各方向加力に対して、基準支圧強度(以下、支圧強度)、初期剛性、終局時剛性の3つのパラメータを設定し各樹種の特性を支圧強度によって表すことができる特性について検討した。

ドリフトピンの面圧試験による面圧応力度 σ は梁線材モデルで定義しためり込みバネによる応力度 σ と同じである。Fig.3.1-6に示すように、理論式では初期剛性 k_s 、傾き ku を有する漸近線は、 σ 軸の切片 σ_e をパラメータとし丸鋼の面圧試験による降伏面圧応力度を σ 軸の切片 σ_e としている。また、切片 σ_e は文献²⁾による支圧強度とすることができる。

Table3.1-4の支圧強度式は2章のTable2-3に示したものである。ここでのドリフトピン径は8mm~26mmの範囲としている。樹種J1,J2,J3の比重 γ に対する支圧強度についてドリフトピン径との関係をFig.3.1-7に示した。各提案式による σ - δ 関係の比較を $\phi 8 \sim \phi 26$ の丸鋼と比重 $\gamma = 0.470$ のヒノキ材を用いた場合について、径(d)の変化による影響をFig.3.1-8に示した。木規準にある各式(③④⑤⑥)については、上側は③式、下側は繊維方向では⑥式、中間は④⑤式となり、繊維直交方向では④式、中間は⑤⑥式となる。中間となる⑤式については太い線で示した。径(d)が大きくなると変形にともなう曲線のバラツキは縮小し、初期剛性は減少し、また変形に従い剛性の低下が早く始まり強度も低下する。

σ - δ 曲線は径(d)の増加による影響を初期剛性の低下で考慮しているが、曲線の剛性、強度の要因となる支圧強度については、径(d)による低下を考慮している式と固定している式がある。③⑤式は径(d)がパラメータとなっており径の増加にともない支圧強度が低下する。繊維方向の⑥式は⑤式に対して $d=26\text{mm}$ で固定した下限を示すことを目的としている。

④式は繊維直交方向で下限を示し径 (d) の影響も考慮している。

径 $d=26\text{mm}$ の場合は⑤⑥式は繊維方向では同じになり、 d がさらに大きくなると⑤式は⑥式より小さくなると思われる。繊維直交方向では③⑥式で③式が小さくなる。現状では $8\text{mm}\sim 26\text{mm}$ までの範囲に限られているが、 σ - δ 曲線に対して径 (d) による影響は大きいと思われる。AIJ の⑥式は径 (d) が小さい範囲では安全性の余裕はあるが、径 (d) が大きくなるとその余裕は減少することになる。

以上を考慮すると、 σ - δ 曲線は繊維方向、繊維直交方向とも各提案式によって大きく異なり、接合部のせん断試験に対する解析の結果に大きく影響すると思われるので、提案式による支圧強度を考慮した結果を比較することにした。

初期剛性と支圧強度は径(d)を考慮した式を用いることにし、繊維方向では③⑤⑥式、繊維直交方向では③⑤④式を用いることにした。

Table3.1-4 支圧強度の提案式

繊維方向 (N/mm ²)		繊維直交方向 (N/mm ²)	
式	出典・提案者	式	出典・提案者
③ $F_{e0} = 90.7(1 - 0.00653d) \gamma$	沢田・安村	③ $F_{e90} = 67.6(1 - 0.0219d) \gamma$	沢田・安村
④ $F_{e0} = 57.07 \gamma + 5.85$	小松	④ $F_{e90} = (30.54 \gamma + 4.74) d^{-0.2}$	小松
⑤ $F_{e0} = 82(1 - 0.01d) \gamma$	Eurocode5	⑤ $F_{e90} = F_{e0} / (1.35 + 0.05d)$	Eurocode5
⑥ $F_{e0} = 60.68 \gamma$	AIJ	⑥ $F_{e90} = 0.5 F_{e0}$	AIJ
① $F_{e0} = 3.3 \times 10^{-3} \times Ew$	(kgf/cm ²) 小松	① $F_{e90} = F_{e0} / 3$	(kgf/cm ²) 小松

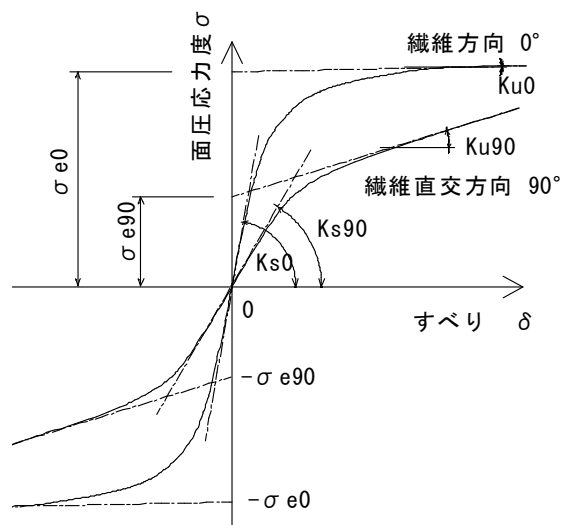


Fig. 3.1-6 面圧応力度と変位の定義

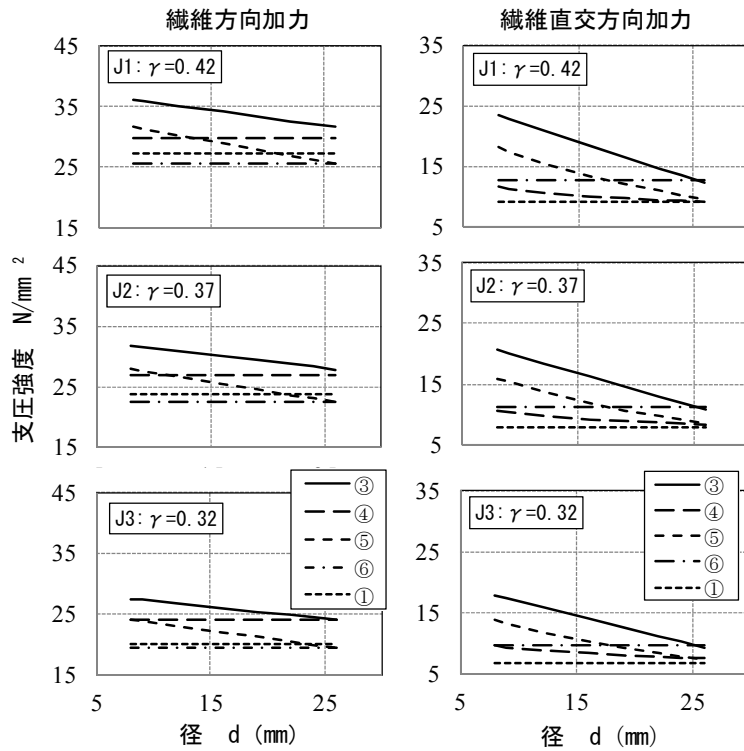


Fig. 3.1-7 支圧強度の比較

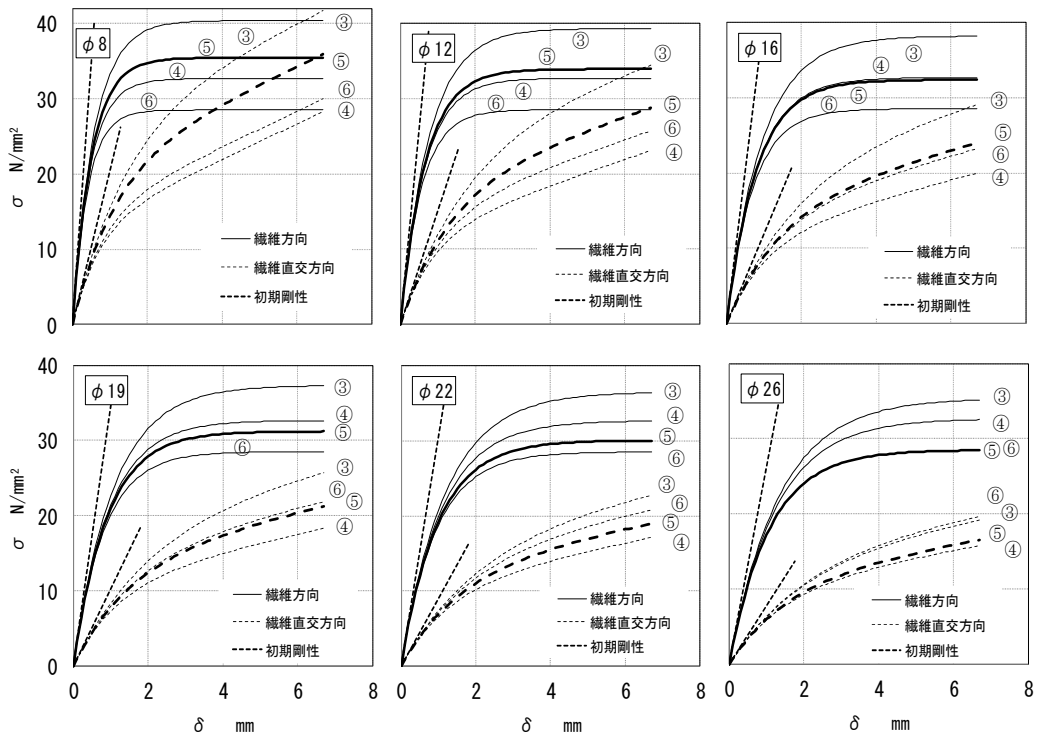


Fig. 3.1-8 支圧強度と σ - δ 関係 ($\gamma = 0.470$)

3.2 ドリフトピン（丸鋼）の解析モデルの検証

ドリフトピン（丸鋼）の曲げ試験を行い、 $P-\delta$ および P -歪の関係を求めた。ドリフトピン（丸鋼）の曲げ変形の非線形特性について、曲げ試験結果との比較を行いドリフトピンの解析モデルについて検証する。

3.2.1 丸鋼の中央 1 点集中荷曲げ試験

接合具のドリフトピンに使用した丸鋼（ $\phi 12$ 、 $\phi 16$ ）の曲げ試験を Fig.3.2-1 に示す。試験は Photo.3.2-1 に示すように中央の変位と曲げモーメントによる引張り側のひずみを測定した。スパン 140mm の中央に 1 点集中荷試験とし、丸鋼の荷点の反対側に曲げモーメントによるひずみを測定するため歪ゲージ（FLK-2-11-3LT 東京測器）をセットした。鋼板挿入ドリフトピン接合部引張試験のドリフトピンの曲げ降伏点を確認するために、接合具のドリフトピン（丸鋼）の曲げ降伏点の歪を予め測定するために行った。試験体は $\phi 12$ 、 $\phi 16$ の丸鋼（SN400B）それぞれ 3 体とした。

Table3.2-1 に丸鋼の諸元を示す。各丸鋼の平均径とミルシートによる引張試験の降伏点強度を示す。

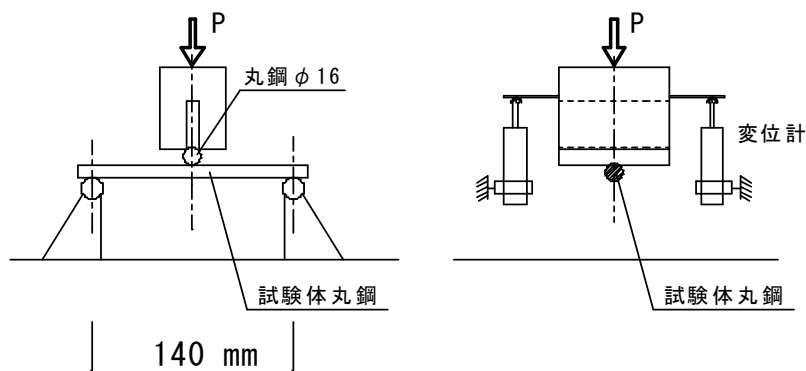


Fig. 3.2-1 中央載荷試験

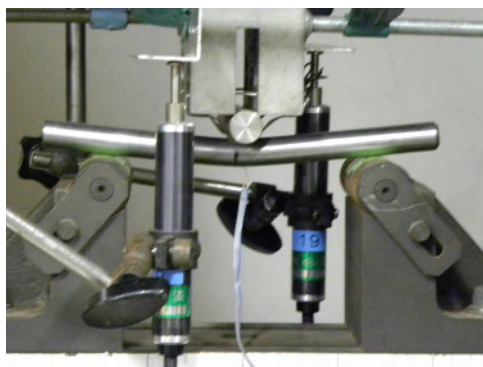


Photo. 3.2-1 中央載荷試験写真

Table 3.2-1 ドリフトピンの諸元

丸鋼	鋼材	平均径	降伏点	
		mm	N/mm ²	kgf/cm ²
φ12	SNR400B	11.91	334	3406
φ16		15.93	337	3436

3.2.2 試験結果

φ12、φ16の曲げ試験の結果は、Fig.3.2-2に加力点の加力Pと鉛直変位δのP-δ関係を示した。Photo.3.2-2に示すように丸鋼の支持点、加力点にはめり込みが生じている。実験結果の測定P-δ曲線を初期すべり量と支持点、加力点のめり込み変形量による補正を行い曲げ試験の加力点におけるP-δ関係と計算値との初期剛性について比較を行う。

加力点の変形はFig.3.2-3に示す関係から加力点のP-δ関係の初期剛性を算出した。鋼材のヤング係数は一般的な $E=205000\text{N/mm}^2$ とした。

Fig.3.2-4では、実験結果は初期すべりと丸鋼の支持点、加力点のめり込み量が初期剛性に大きく影響していることが分かる。φ16はφ12に比べ加力が大きくすべり量、めり込み量とも大きくなっている。支点、加力点のめり込み量および初期すべり量の補正を行い、補正後のP-δ曲線をFig.3.2-5に示した。実験の補正した初期剛性値は計算値と良い対応を示した。

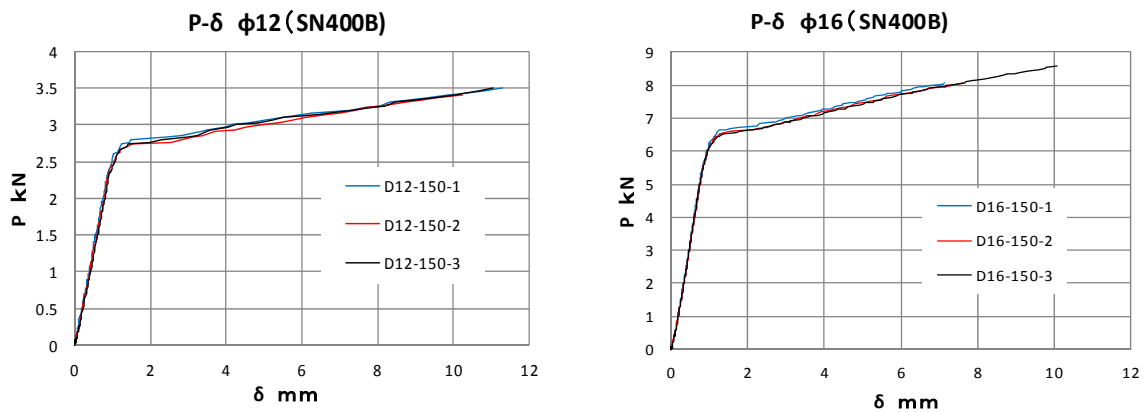


Fig. 3.2-2 丸鋼の測定 P-δ 曲線

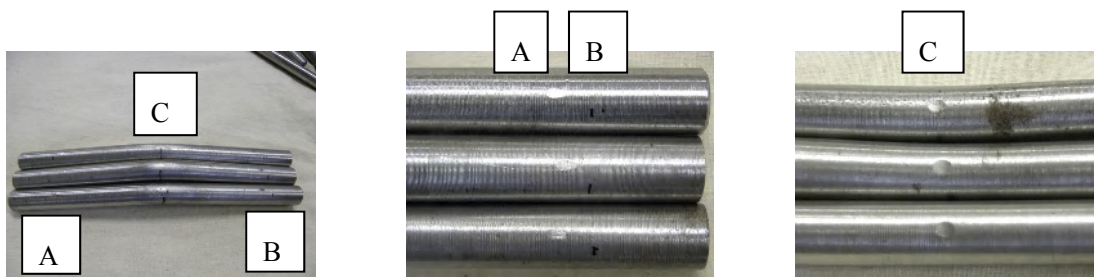


Photo. 3.2-2 丸鋼のめり込み位置

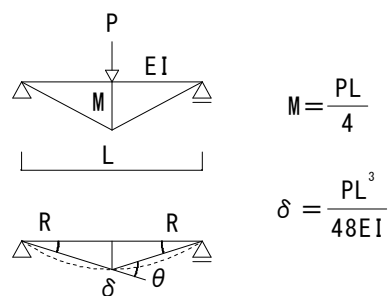
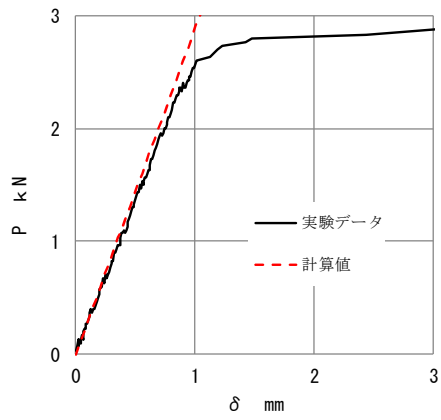
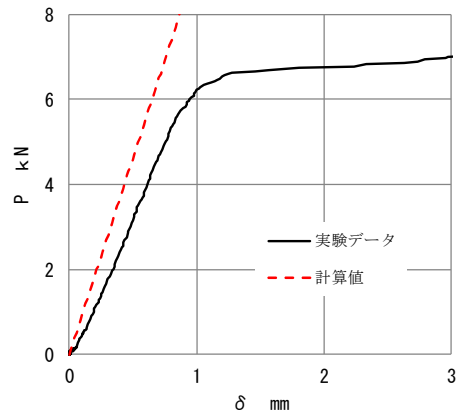


Fig. 3.2-3 中央載荷時の応力とたわみ

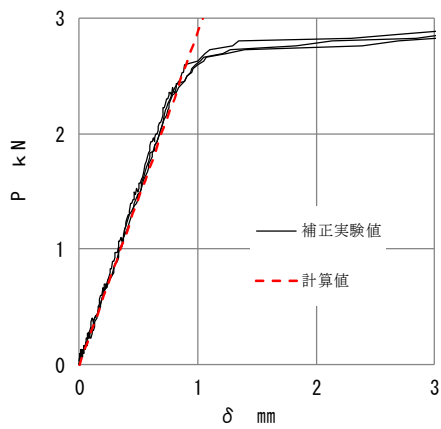


P- δ $\phi 12$ 実験データの補正

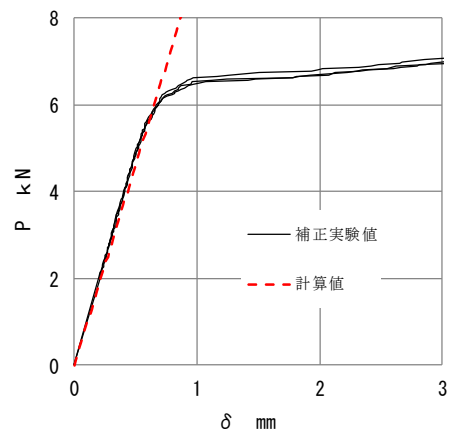


P- δ $\phi 16$ 実験データの補正

Fig. 3.2-4 P- δ 曲線の補正



P- δ $\phi 12$



P- δ $\phi 16$

Fig. 3.2-5 P- δ 曲線と計算値

3.2.3 丸鋼の降伏曲げ耐力 M_y 、全塑性曲げ耐力 M_p

Fig.3.2-1 の曲げ試験により丸鋼の降伏曲げ耐力 M_y 、全塑性曲げ耐力 M_p の確認をおこなった。また、中央の曲げモーメントによる引張側の歪を測定し、P-ひずみ関係を Fig.3.2-7 に示す。

Table3.2-2 に $\phi 12, 16$ の M_y 、 M_p 値について示した。円形断面の断面係数 Z_y 、 Z_p を比較すると $Z_p/Z_y=1.697$ であり、降伏曲げ耐力 M_y と全塑性曲げ耐力 M_p の比較も $M_p/M_y=1.697$ となり M_p は M_y の約 1.7 倍となる。

Fig.3.2-6 に示す丸鋼の歪は 1600μ 程度で丸鋼の縁応力が降伏応力度に達する M_y となり、 5000μ 近くで M_p になると推測でき、その時の荷重を P_y 、 P_p とする。

Table3.2-2 $\phi 12$ 、 $\phi 16$ の曲げ性能

$\phi 12$			$\phi 16$						
L	mm	140				L	mm	140	
D	mm	11.91				D	mm	15.93	
I	mm ⁴	987.68				I	mm ⁴	3161.06	
Z	mm ³	165.86				Z	mm ³	396.87	
Z _p	mm ³	281.57				Z _p	mm ³	673.75	
E	N/mm ²	205000.00				E	N/mm ²	205000.00	
f _t	N/mm ²	334	P kN	$\epsilon (\mu)$	f _t	N/mm ²	337	P kN	$\epsilon (\mu)$
M _y	kNmm	55.40	1.58	1629.27	M _y	kNmm	133.74	3.82	1643.90
M _p	kNmm	94.04	2.69	-	M _p	kNmm	227.05	6.49	-

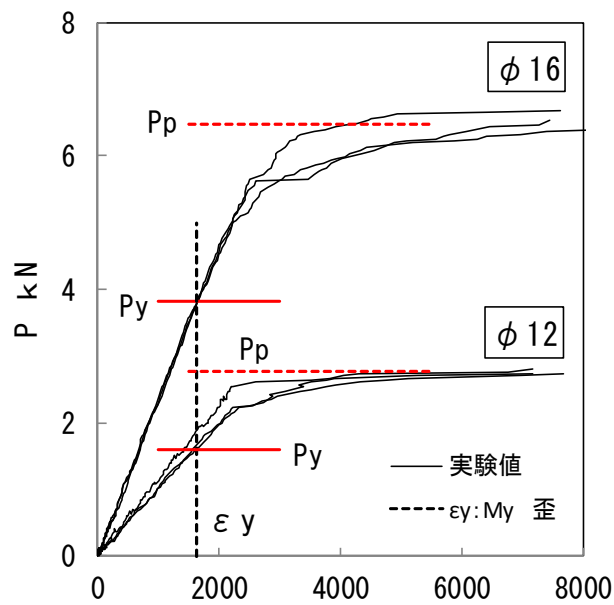


Fig. 3.2-6 ドリフトピンの荷重-ひずみ関係

3.2.4 ドリフトピン（丸鋼）のモデル

Fig.3.2-8 に示すドリフトピンの中央載荷曲げ試験を行った。支点間距離を $L=140\text{mm}$ とし、中央の載荷点の鉛直変形を 2 本の変位計で測定を行い、ドリフトピンの中央の曲げ引張り側のひずみを測定した。ドリフトピンは SNR400B の $\phi 12$ 、 $\phi 16$ とし、鋼材ミルシートによる諸元を Table3.2-2 に示した。

Fig3.2-9 に示すドリフトピンの梁線材要素モデルは要素長さを全長 L の 20 分割とし、境界条件はピン、ローラー支持とした。各要素の片側に剛塑性回転バネを設けた。丸鋼の縁応力度が降伏応力に達した時の曲げモーメントを $M_y (=Z_y \cdot \sigma_y)$ とし、丸鋼の全断面が降伏して全塑性状態になった時を $M_p (=Z_p \cdot \sigma_y)$ とする。 d を径とすると $Z_y = \pi d^3/32$ 、 $Z_p = d^3/6$ 、 $Z_p/Z_y = 1.697$ となる。円形断面では M_p と M_y の比が 1.7 程度となるので M_y 点、 M_p 点で折れ点となるトリリニアモデルとした。トリリニアのモデル化は鉄筋コンクリート造の文献³³⁾を参考にした。Fig.3.2-10 に示す回転バネは M_y に達した時点で変形が始まる剛塑性回転バネとし、部材の弾性変形による弾性回転バネを合わせたものとして考える。 M_p 時点の割線剛性を初期剛性 K_e の α 倍として αK_e とする。梁要素の両端に逆対称曲げモーメントが作用する場合、材端回転角 R と M の関係が $M=6EI/L \cdot R$ となるが、ここでは、梁線材要素間ではモーメントは一樣であると仮定して $M=2EI/L \cdot R$ とし、初期剛性 K_e を $2EI/L$ として降伏後の K_2, K_3 剛性を評価³⁴⁾した。

Fig.3.2-11 にはドリフトピンに作用する荷重 P と中央の変形の関係について α 値の違いによる解析値と実験値の比較を示した。実線は $\phi 16$ の実験値を示し、3 種の点線は剛性低下 α 値による解析結果を示す。結果は、 P_p と $P-\delta$ 曲線との交点 δ_s までの範囲において、 $P-\delta$ 曲線が δ 軸と囲む面積と解析結果の曲線が囲む面積が等しくなるように α 値を決めることにした。 α 値を試行的に 0.3, 0.45, 0.6 と変化させ、 $\alpha=0.6$ の時が実験結果と最も良く合うことが分かった。鋼板挿入型ドリフトピン接合部の解析は $\alpha=0.6$ とした。

また、文献¹⁵⁾の実験と解析結果の比較において、ボルトの弾塑性挙動に歪硬化を考慮し

ボルトの曲げ降伏後の耐力上昇の解析を行っている。なお、歪硬化の考慮とそうでない場合の実験結果との比較では、どちらも実験値に合うとは言えないと報告しているが、歪硬化を考慮しない場合は $P-\delta$ 関係が実験値より低くなる傾向であることが理解できる。そこで歪硬化による影響を Fig.3.2-10 の剛塑性回転バネの第 3 勾配で考慮することにした。完全降伏の場合は $K3=Ke/1000$ とし、歪硬化を考慮する場合は $K3$ を試行的に決定して、 $K3=Ke/400$ とした場合の $P-\delta$ 関係を Fig.3.2-12 に示す。ドリフトピンの曲げ降伏後の耐力上昇を評価できることを確認した。実験と解析結果の比較ではドリフトピンの歪硬化を考慮することにした。

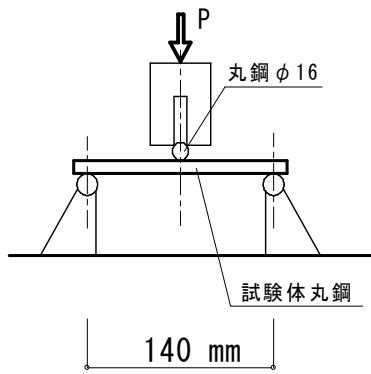


Fig. 3.2-8 中央載荷試験

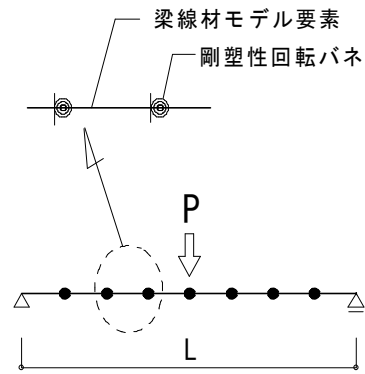


Fig. 3.2-9 ドリフトピンの梁線材要素モデル

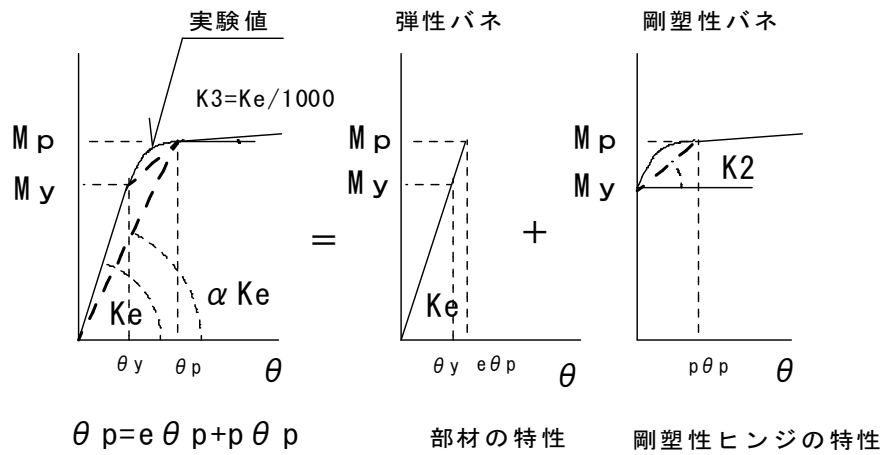


Fig. 3.2-10 剛塑性回転バネの定義

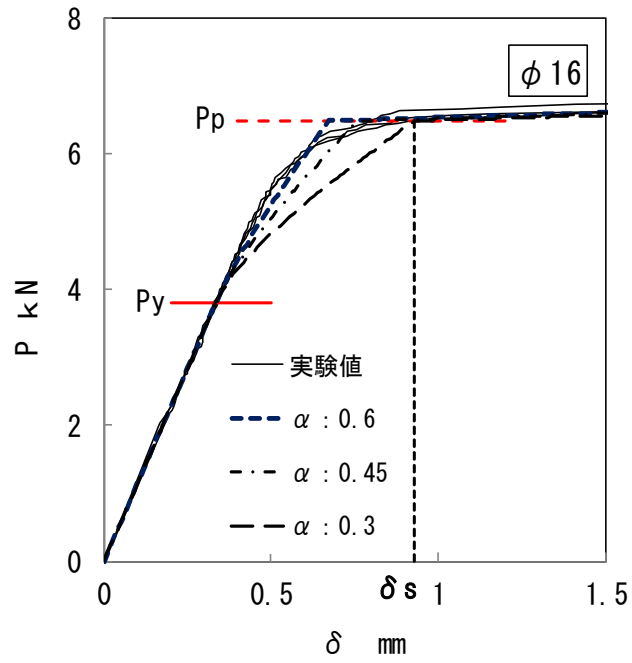


Fig. 3.2-11 α 値の違いによる解析値の比較

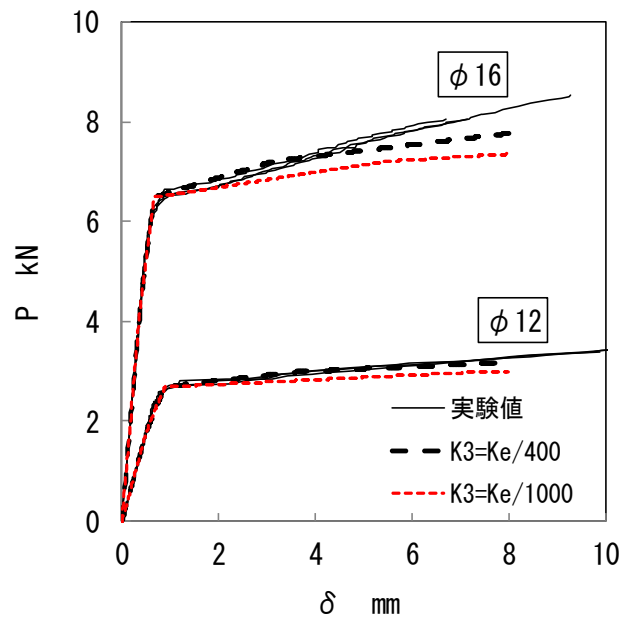


Fig. 3.2-12 歪硬化を考慮したモデル化

3.3 増分解析による精度検証

接合部の非線形解析は、前節で定義したようにドリフトピンの弾塑性バネ、木材のめり込みバネに非線形性を考慮して増分解析を行う。木材のめり込みバネの σ - δ 曲線は連続的に変化するが、剛性評価は計算ステップごとに各節点のめり込みバネの接線剛性を求めることとする。各要素の剛性、耐力の変化および変形の刻み量 Δy に対する変化をステップごとに求め、その変化の最小増分量を決め、その増分区間では線形として解析を行い、解析結果を累加する増分法³⁵⁾を採用する。

3.3.1 構成部材のモデル化

木材のめり込みバネの σ - δ 曲線は、各計算ステップでの接線剛性を用いる。Fig.3.3-1 に示すように n ステップの計算は $n-1$ ステップの接線剛性 K_{n-1} を用いて行うため変位 δ_n での σ 値は ${}_n\sigma_{n-1}$ となり σ - δ 曲線の σ_n より大きくなる。解析では ${}_n\sigma_{n-1}$ はめり込みバネの支点反力として計算される。

精度検証は以下の二つのモデルについて行った。

- ① D105 モデル ドリフトピン長さが $L=105\text{mm}$ の接合部
- ② D210 モデル ドリフトピン長さが $L=210\text{mm}$ の接合部

Fig.3.3-2 に D105 モデル e1 タイプと要素分割数のモデルを示した。なお、(n) 内の n 値は各モデルの要素分割数を示す。Table3.3-1 に示すように e1 タイプの要素分割数を基準とし、めり込みバネの範囲となる第 2 節点以降の節点数を増加させ、2 倍、4 倍、8 倍および 12 倍とした要素長さの変化に応じた検証タイプを e2、e4、e8、e12 とした。解析モデルの諸元は実験で採用した材料の諸元を利用し、支圧強度はヤング係数 E_0 に基づく Table3.1-4 の①式を用いた。Fig.3.2-11 の剛塑性回転バネの第 3 勾配は $K_3=K_e/1000$ とした。

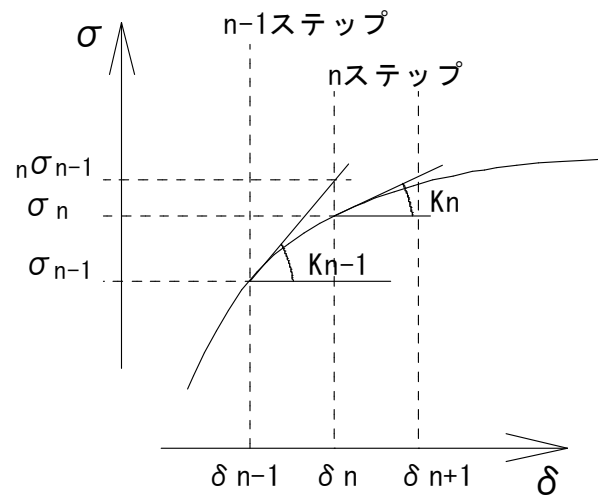


Fig. 3.3-1 めり込みバネの σ - δ 関

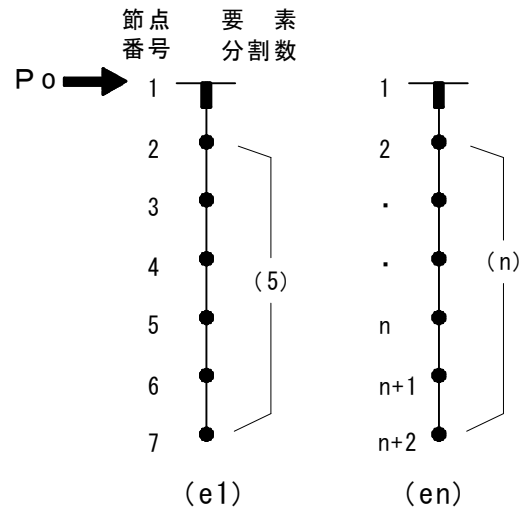


Fig. 3.3-2 解析モデルと要素分割数の例

Table3.3-1 要素分割数によるタイプ

モデル	タイプ	e1	e2	e4	e8	e12
D105	節点数	7	12	22	42	62
	要素分割数 n	5	10	20	40	60
D210	節点数	13	24	46	90	134
	要素分割数 n	11	22	44	88	132

3.3.2 非線形解析の精度について

加力点（基端）の外力 P_0 と加力方向の変位 δ の P_0 - δ 関係の比較および各節点のめり込みバネによる応力度と変位の関係について、めり込みバネの理論式による σ_n - δ 関係と、解析モデルの支点反力の応力度 R_n による R_n - δ 関係の比較を行った。

(1) ドリフトピンが剛体変形する場合

Fig.3.3-3 にはドリフトピンが剛体変形する場合のドリフトピン $\phi 12$ 、D105 モデルの e2 タイプについて示した。ドリフトピンが一樣に木材を圧縮し各節点のめり込みバネによる応力度と変形が同じになる時、各節点におけるめり込みの理論式による σ_n - δ_n 関係と解析結果の R_n - δ_n 関係はほぼ一致する。Fig.3.3-1 に示す節点のめり込みバネ剛性を σ_n - δ_n 関係の接線剛性としたモデルの精度を、 $\delta=10\text{mm}$ までの範囲の応力度 σ_n と R_n の比率 (R_n/σ_n 値) として示した。解析ステップ変位刻みを $\Delta y=1/100\text{mm}$ とし、繊維方向 (H)、繊維直交方向 (V) とした場合、 $R_n/\sigma_n=1.009$ (H)、 $R_n/\sigma_n=1.002$ (V) となり、接線剛性のモデル化の妥当性が確認できた。

次に、剛体変形するモデルの解析ステップ刻み Δy による影響を検証した。 $\Delta y=1/10$ 、 $1/50\text{mm}$ 、 $1/100\text{mm}$ および $1/200\text{mm}$ を追加した場合、加力点(基端)の P_0 - δ 関係について Fig.3.3-4 に解析結果を示した。

P_0 - δ 関係の収束性は、 $\Delta y=1/200\text{mm}$ の変位 $\delta=10\text{mm}$ における P_0 値を基準にして、各 Δy による P_0 値を「 P_0 比」として示した。 P_0 - δ の関係は繊維方向によらず Δy が $1/50\text{mm}$ 以下になると P_0 比の収束性が良くなることが確認できる。また、繊維直交方向 (V) は、 Δy による影響は繊維方向 (H) に比べて少ない。これは、Fig.3.1-6 に示しためり込みバネの理論式は、繊維方向めり込みバネの剛性が降伏以降の剛性を $ku=0.0$ とし、剛性が大きく変化するモデルであり近似解析の精度には解析ステップの Δy 値の影響が大きくなるためと思われる。

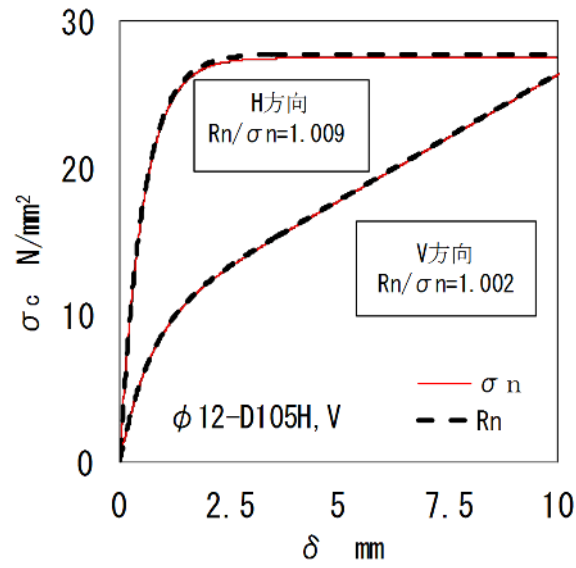


Fig. 3.3-3 節点位置の Q, R- δ の関係

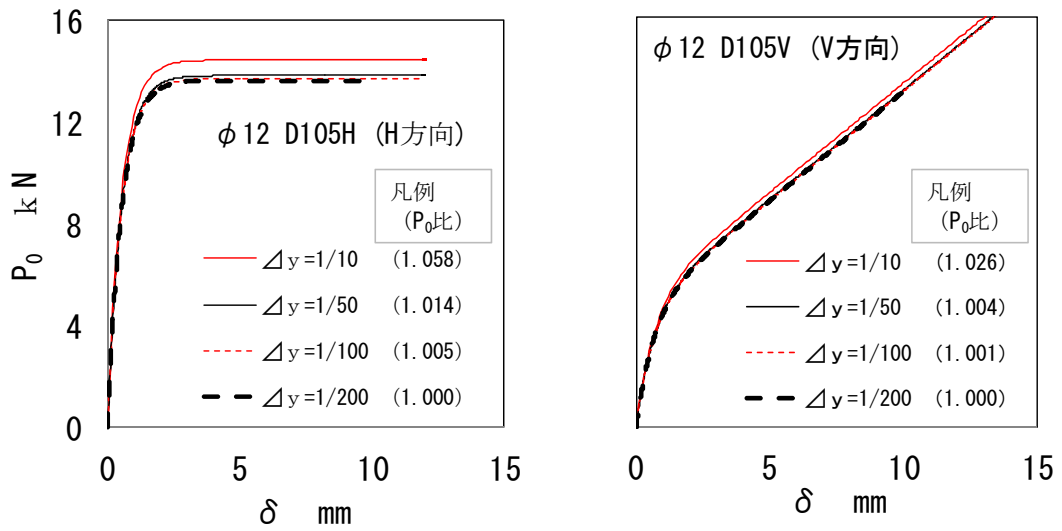


Fig. 3.3-4 Δy による P_0 - δ 比較

(2) ドリフトピンが非線形変形する場合

Fig.3.3-5、Fig.3.3-6 には、ドリフトピン $\phi 12$ に対して解析を e1、e2、e4、e8、e12 タイプとした場合の P_0 - δ 関係の解析結果を加力方向別に Fig.3.3-5 に D105 モデル、Fig.3.3-6 に D210 モデルについて示した。なお、解析ステップ変位刻みは $\Delta y=1/100\text{mm}$ とした。e12 タイプの曲線上には基端部に降伏ヒンジ（全塑性曲げモーメント）が生じるポイントを●印（Mp）で示し、中央部の降伏ヒンジを■印（Mp）で示した。基端部の降伏ヒンジは各タイプに生じたが、中央部に降伏ヒンジが生じたのは D210 モデルの繊維方向加力（H）の場合のみであった。各タイプによる耐力 P_0 の差が大きくなるのは、降伏ヒンジが一つの場合は基端部に発生した後であり、基端部と中央部に二つの降伏ヒンジが発生する場合は中央部に降伏ヒンジが発生した後であった。この差を変位 $\delta=10\text{mm}$ のポイントで比較し、e12 タイプの P_0 を基準耐力として各タイプの P_0 との比をとったものおよび要素長さと径の比との関係を Fig.3.3-5、Fig.3.3-6 の右側にそれぞれ示した。解析結果は両モデルの H,V 方向ともに、e8 タイプでは P_0 比が 0.99 程度となり収束性が確認できた。この時の要素長さはドリフトピンの径との比で 0.086 d 程度となった。

Fig.3.3-7 にめり込みバネによる応力度について、繊維方向（H）、繊維直交方向（V）で、e1 タイプと同位置の節点における各タイプ（e4,e8,e12）の理論値（ σ_n ）と変位の関係および支点反力の応力度 R_n （R1,4,8,12）と変位の関係を示した。

繊維方向（H）では、最上（No.2：節点位置）、最下（No.7：節点位置）位置の節点では、 σ_n と R_n はほぼ一致し、中間位置では σ_n と R_n の差が生じた。この差の大きさは、節点数が多くなる（要素長が短くなる）ことにより減少した。最上位置では基端部の回転変形を拘束している影響、最下位置では節点間の変形も小さくなることから、タイプによる影響も少なくなる。また、中間位置での σ_n と R_n の差については Fig.3.1-6 で示しためり込みバネの理論式は、繊維方向ではめり込みバネの剛性が降伏以降の剛性を $ku=0.0$ とし、剛性が大きく変化する理論式モデルに起因すると思われる。

繊維直交方向（V）の各節点では σ_n と R_n はほぼ一致した。めり込みバネの剛性が繊維方向に比べ減少し、ドリフトピンは剛体に近い変形挙動となり節点間の変位差が小さくなり σ_n と R_n はほぼ一致したものと思われる。なお、線形解析で示した βL 値は 1.0 程度となり剛体に近い変形になることも推測される。

また、Fig.3.3-5、Fig.3.3-6 の V 方向における P_0 - δ 関係の基端部の曲げヒンジ後の差は、めり込みバネによる σ_n と R_n の差が殆どないのでドリフトピンの降伏ヒンジが生じる塑性域の要素長さのモデル化による差と思われる。これは、H 方向でも同様な差が生じていると推測できる。

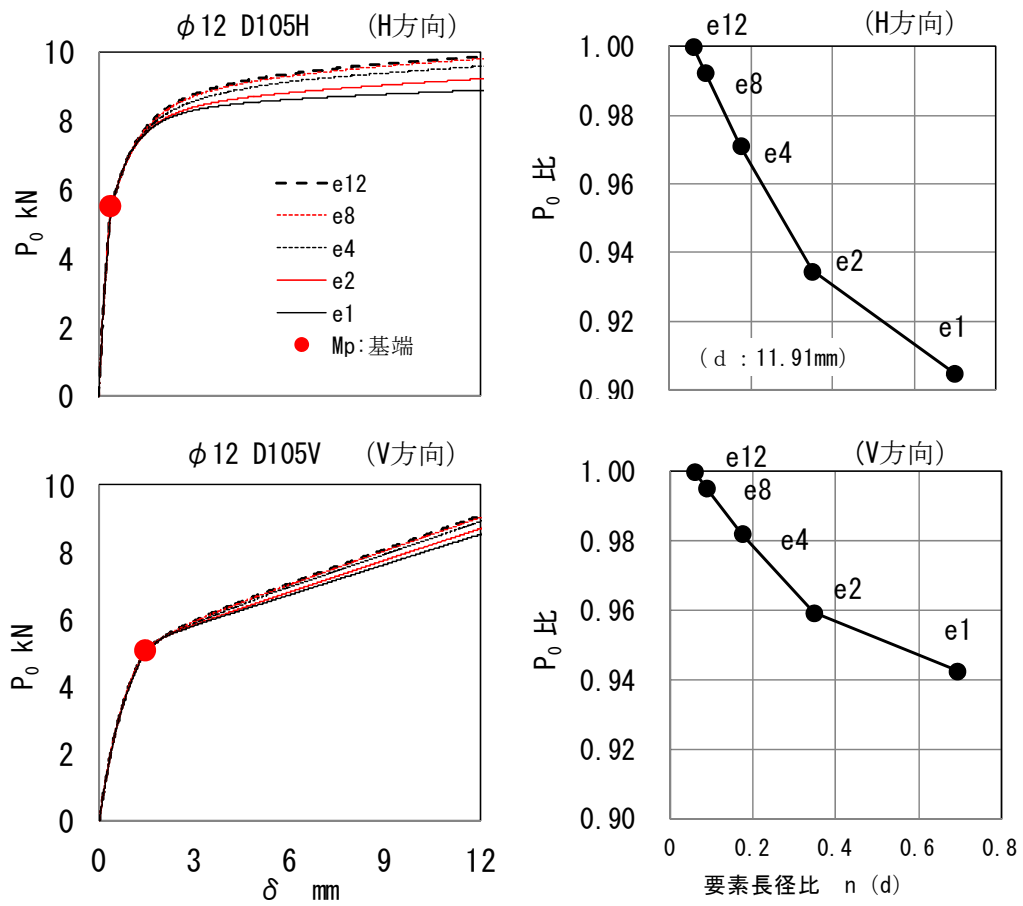


Fig. 3.3-5 P₀-δ 関係 要素長比較と収束性 <D105 モデル>

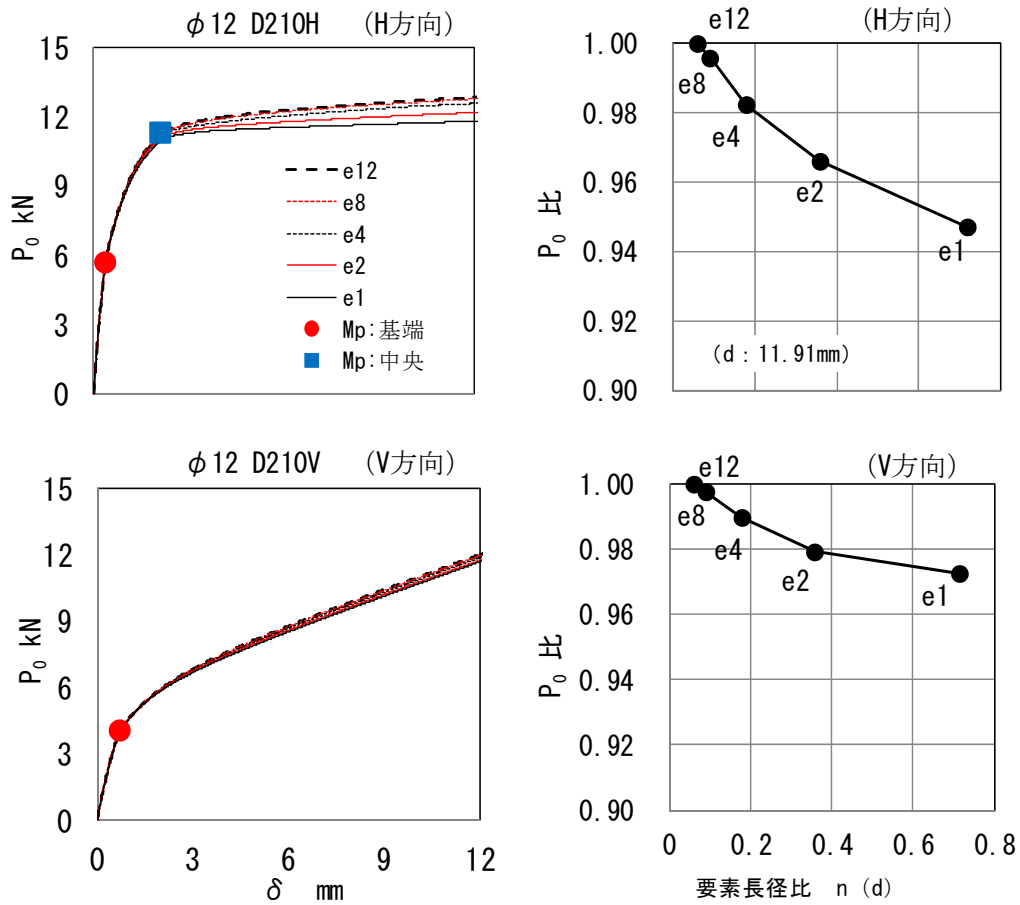


Fig. 3.3-6 P_0 - δ 関係 要素長比較と収束性 <D210 モデル>

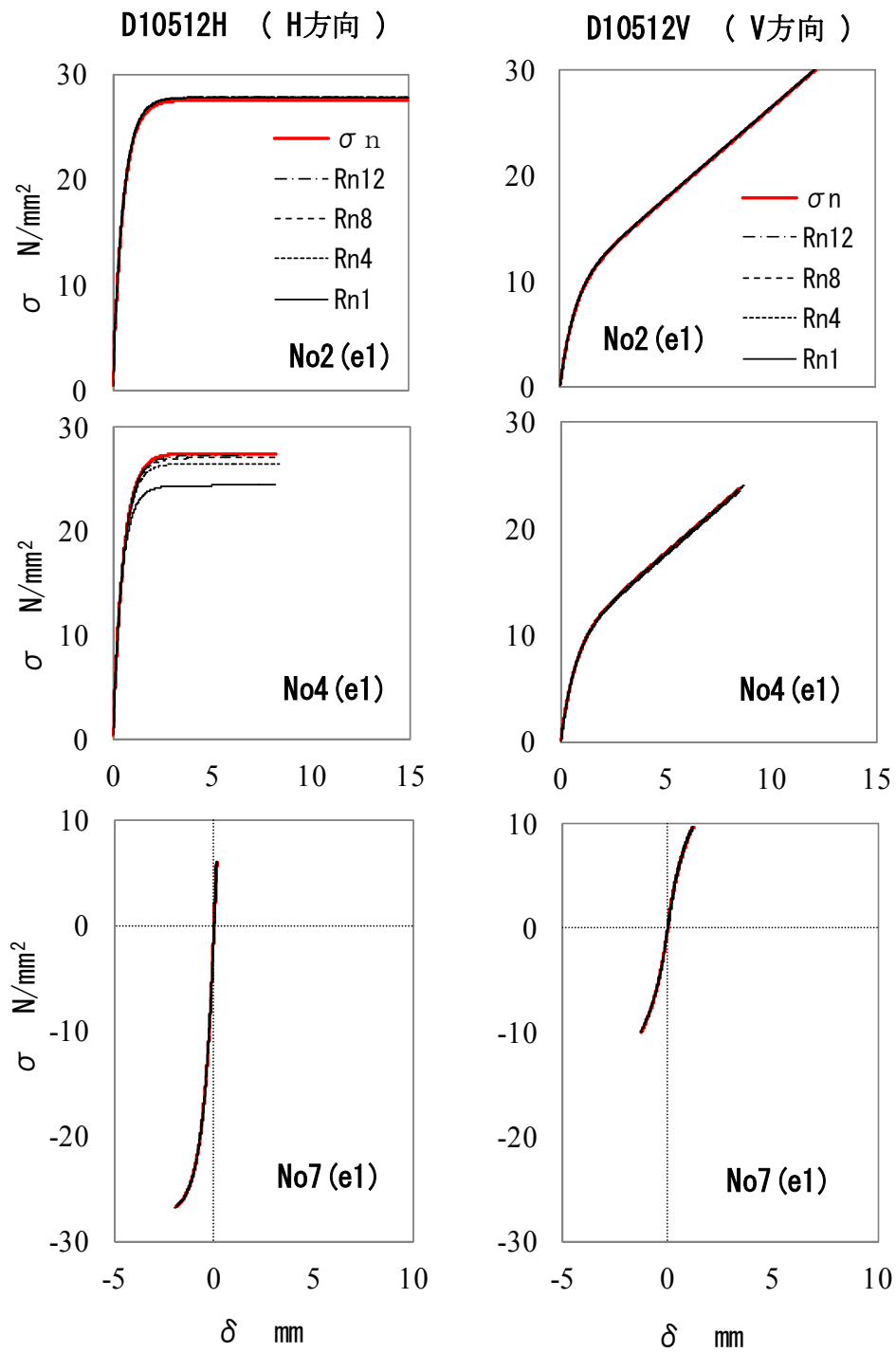


Fig. 3.3-7 めり込みバネの収束性 H,V方向

(3) 分割要素を組み合わせた場合の精度

ドリフトピンの降伏ヒンジ域での要素分割数による精度向上のため、D105 モデルの e4 タイプについて、Fig.3.3-8 の右に示すように基端部の一部の範囲を e12 タイプの要素分割とするタイプ (e4-12 タイプとする) の場合について検討した。Fig.3.3-8 に示すように基端部の P_0 - δ 曲線で比較すると、e4-12 タイプの曲線は e8 タイプの曲線に近づくことが分かる。e4 タイプを基本としてドリフトピンの降伏ヒンジが生じる範囲の降伏域について要素分割を多くすることで P - δ 関係の精度を向上させることができた。よって実験結果との比較モデルは e4-12 タイプを用いることにした。

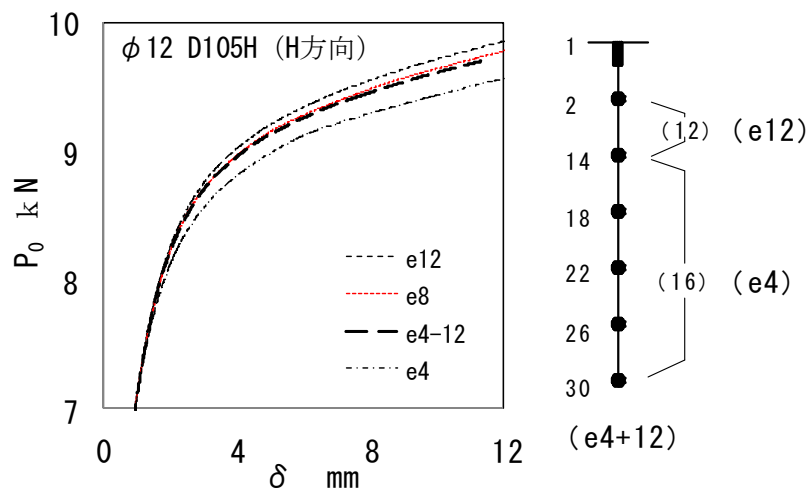


Fig. 3. 3-8 分割要素の組合せによる P_0 - δ

3.4 実験による検証

3.4.1 では単体ドリフトピン接合部の 2 面せん断試験の試験体種類と試験方法について、3.4.2 では実験結果の検証モデルについて述べ、3.4.3 では実験結果と解析結果の比較を行う。また、3.4.4 では損傷限界変位について考察する。

3.4.1 単体ドリフトピン接合部の 2 面せん断試験

(1) 繊維方向引張試験

鋼板挿入ドリフトピン接合部の繊維方向引張試験を行った。Fig.3.4-1～Fig.3.4-4 に示す加力試験方法は厚さ 9 mm の鋼板挿入式とし、接合具を $\phi 12$ 、 $\phi 16$ のドリフトピンとした。樹種はヒノキ (J2)、スギ (J3) とした。試験体はドリフトピンの長さ $L=105\text{mm}$ 、 210mm に合わせた幅 (t) とし、端あき $7d$ 、縁あき $4d$ とした。鋼板挿入スリット幅は 9mm の鋼板に対して 11mm とした。試験体一覧を Table3.4-1 に示すように各試験 6 体とし 3 本は加力点の接合具の曲げ変形によるひずみを測定した。試験体記号 D10512HU-J2 は D:ドリフトピン、105:幅 t 、12: $\phi 12$ 径、H:繊維方向、U:ゲージ付き、J2:樹種とし、最後に試験体番号 1～3 を表示している。

木材は JAS 規格の E85-F300 のヒノキ同一等級集成材 (実測平均比重 0.470) と E75-F270 のスギ同一等級集成材 (実測平均比重 0.385) を用いた。ドリフトピンは SNR400B の $\phi 12$ 、 $\phi 16$ の丸鋼とし、ミルシートによる引張降伏点強度 344N/mm^2 ($\phi 12$)、 337N/mm^2 ($\phi 16$) で、直径は実測平均で 11.91mm ($\phi 12$)、 15.93mm ($\phi 16$) であった。

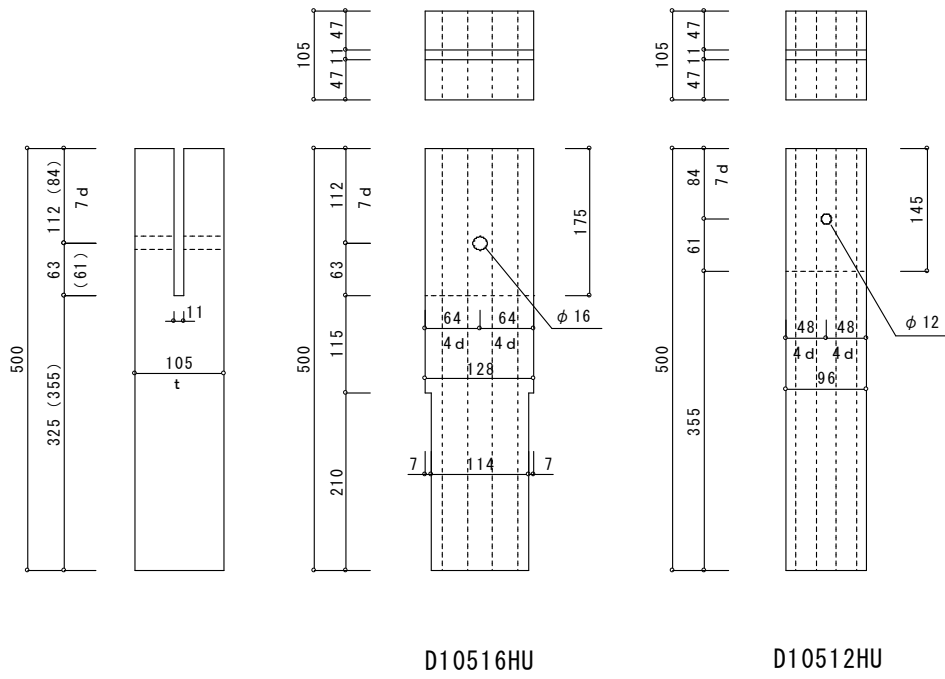
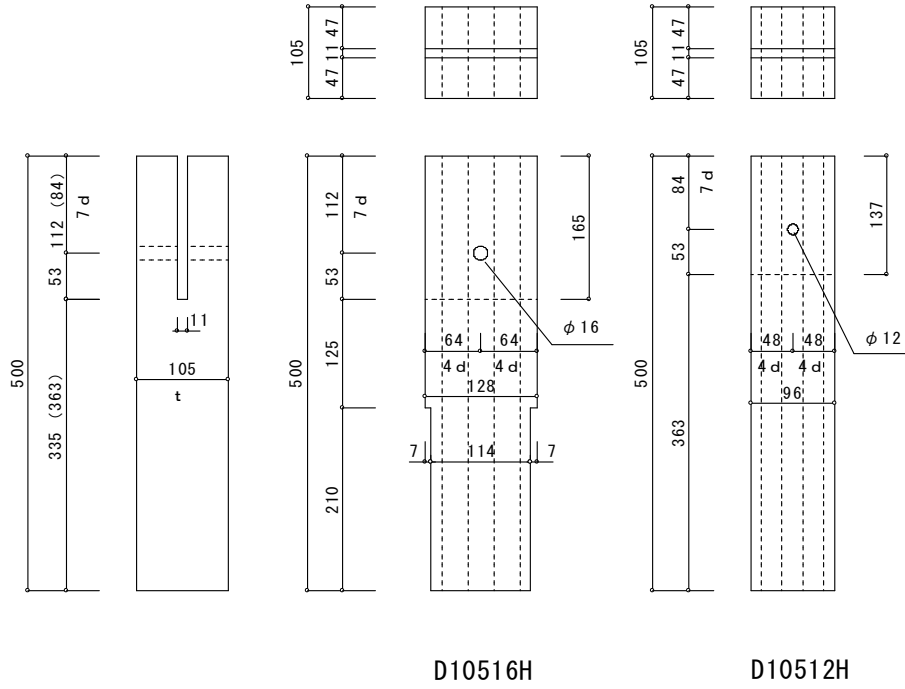
加力方法は容量 100 kN の万能試験機を用いて 2mm/min の載加速度による単調引張載荷試験とし、木材と鋼板の相対変位を一对の変位計を用いて測定した。また、加力点の丸鋼の曲げ変形による引張り側の歪を測定するため、挿入鋼板の 9mm 幅内で歪が測定できる歪ゲージ (FLK-2-11-3LT 東京測器) をセットするために U 形の挿入鋼板を製作した。ゲージ貼り付け位置と貼りつけたゲージの位置 (Fig.3.4-5) と写真を Photo.3.4-5 に示す。

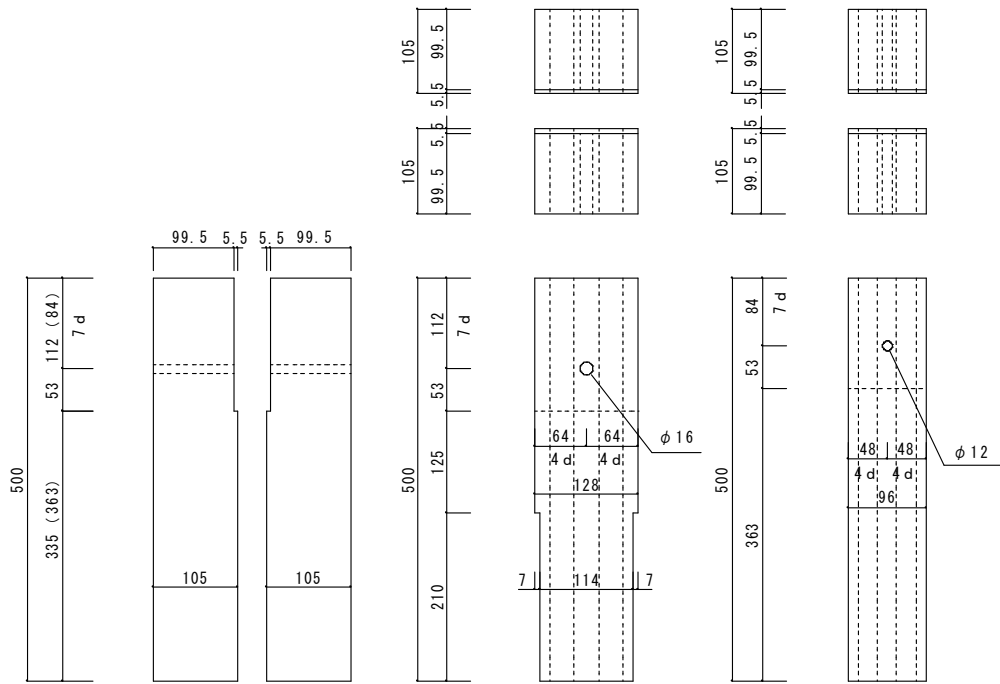
Table3. 4-1 試験体一覧表

繊維方向								
樹種	材料 同一等級構造用集成材	試験体記号	ゲージ 数	d mm	t mm	数	試験体合計	ゲージ 合計
J 2 ヒノキ	E85-F300	D10512H-J2	-	φ 12	105	3	24	24
		D10512HU-J2	3			3		
		D21012H-J2	-		210	3		
		D21012HU-J2	3			3		
		D10516H-J2	-	φ 16	105	3		
		D10516HU-J2	3			3		
		D21016H-J2	-		210	3		
		D21016HU-J2	3			3		
J 3 スギ	E75-F270	D10512H-J3	-	φ 12	105	3	24	
		D10512HU-J3	3			3		
		D21012H-J3	-		210	3		
		D21012HU-J3	3			3		
		D10516H-J3	-	φ 16	105	3		
		D10516HU-J3	3			3		
		D21016H-J3	-		210	3		
		D21016HU-J3	3			3		
合計							48	

D210 シリーズは試験体図にあるように t = 105mm の 2 つの材を貼り合せ、接着剤とビスで固定した。

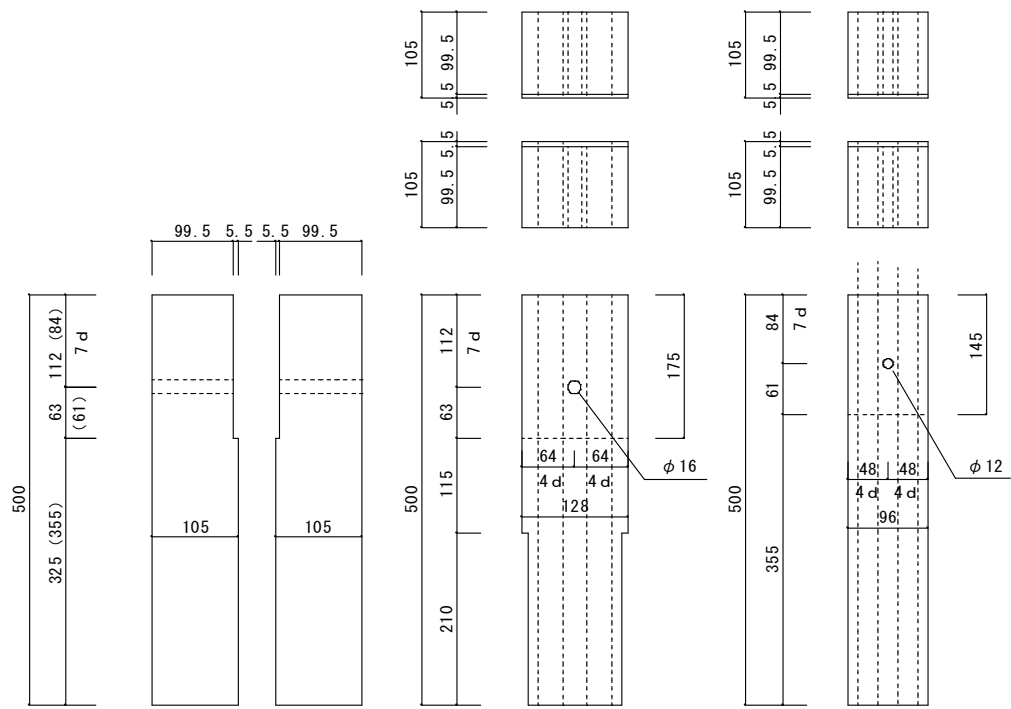
1) 試験体図





D21016H

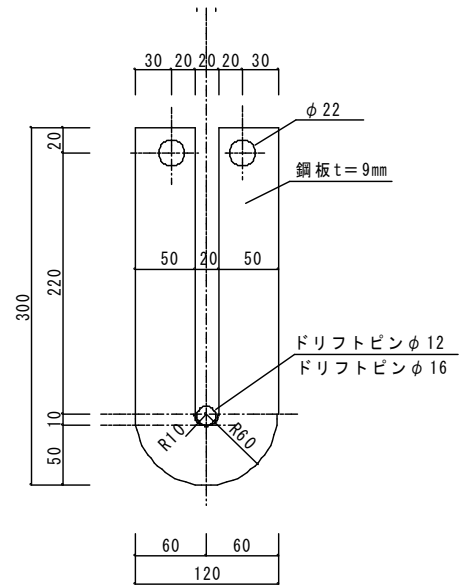
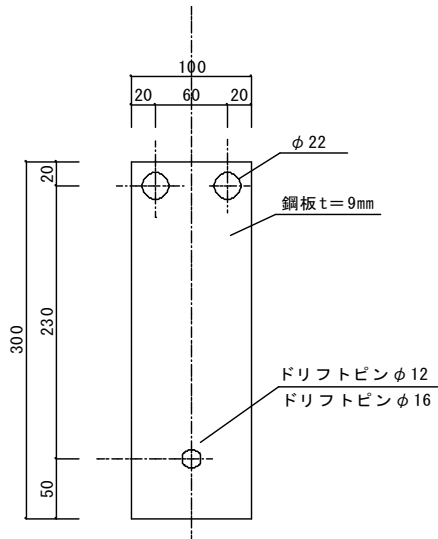
D21012H



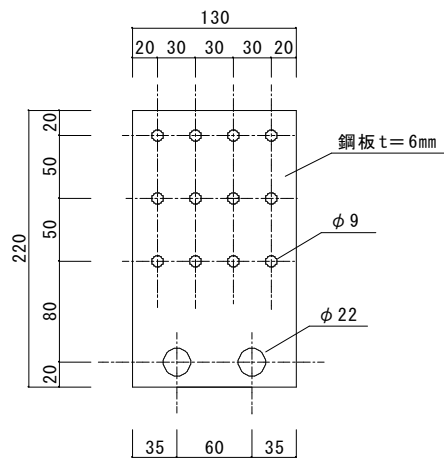
D21016HU

D21012HU

2) 金物図



U型鋼板



3) 測定方法と試験方法

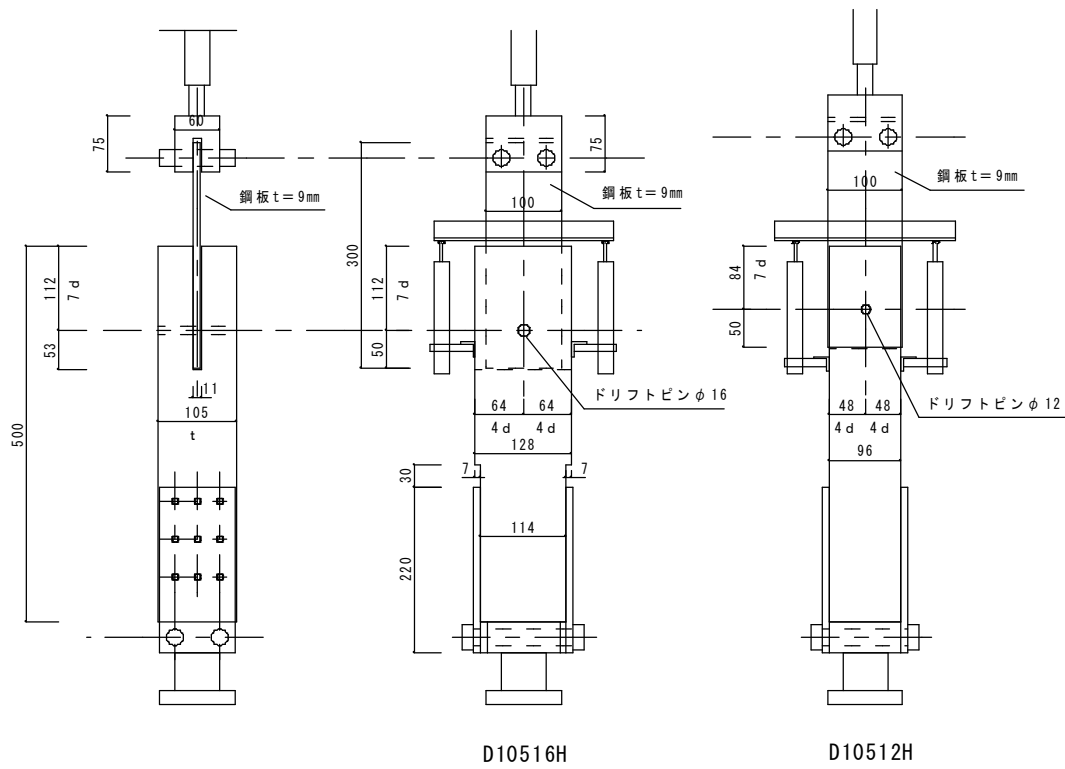


Fig. 3. 4-1 鋼板挿入式繊維方向加力試験方法

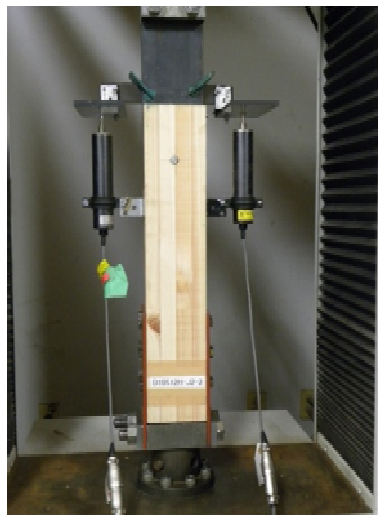


Photo. 3. 4-1 繊維方向加力試験

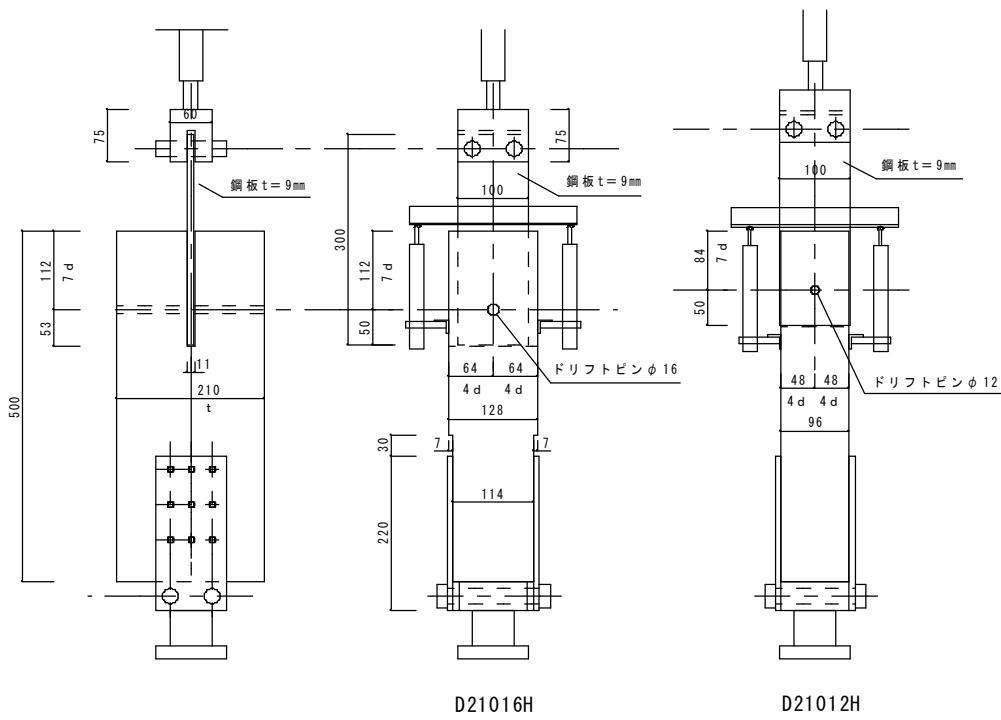


Fig. 3. 4-2 鋼板挿入式繊維方向加力試験方法



Photo. 3. 4-2 繊維方向加力試験

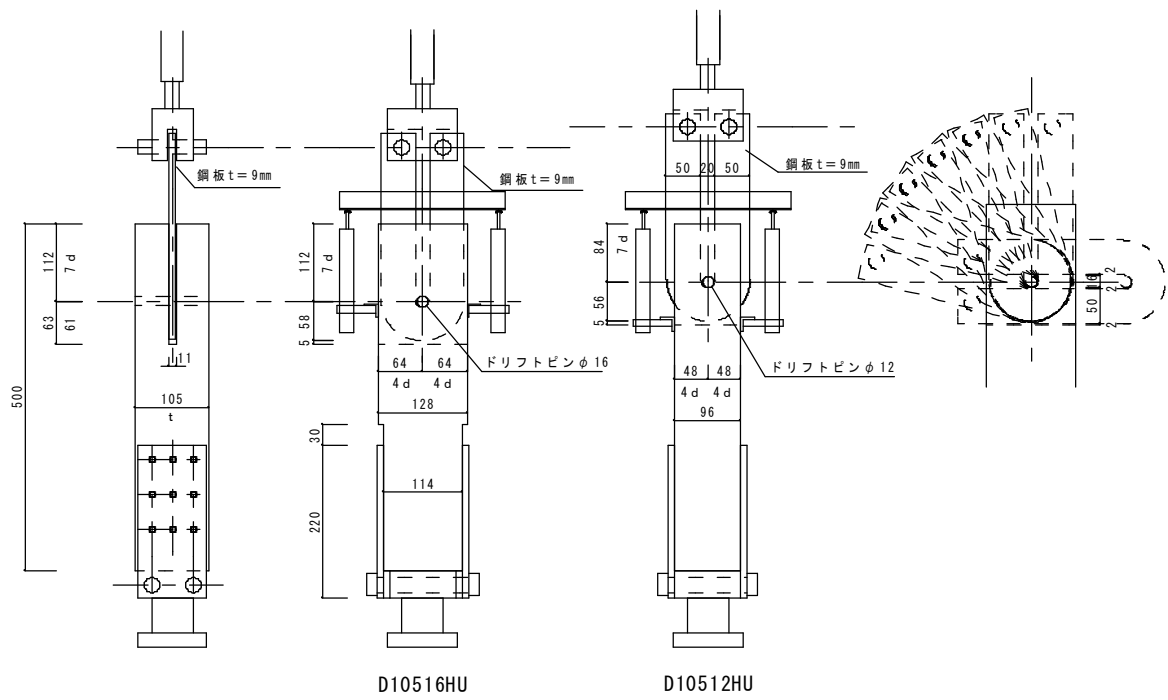


Fig. 3. 4-3 鋼板挿入式繊維方向加力試験方法

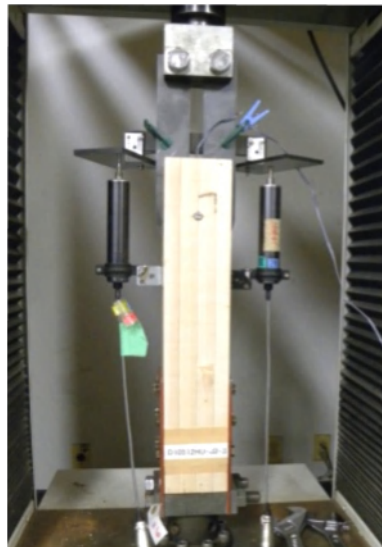


Photo. 3. 4-3 繊維方向加力試験

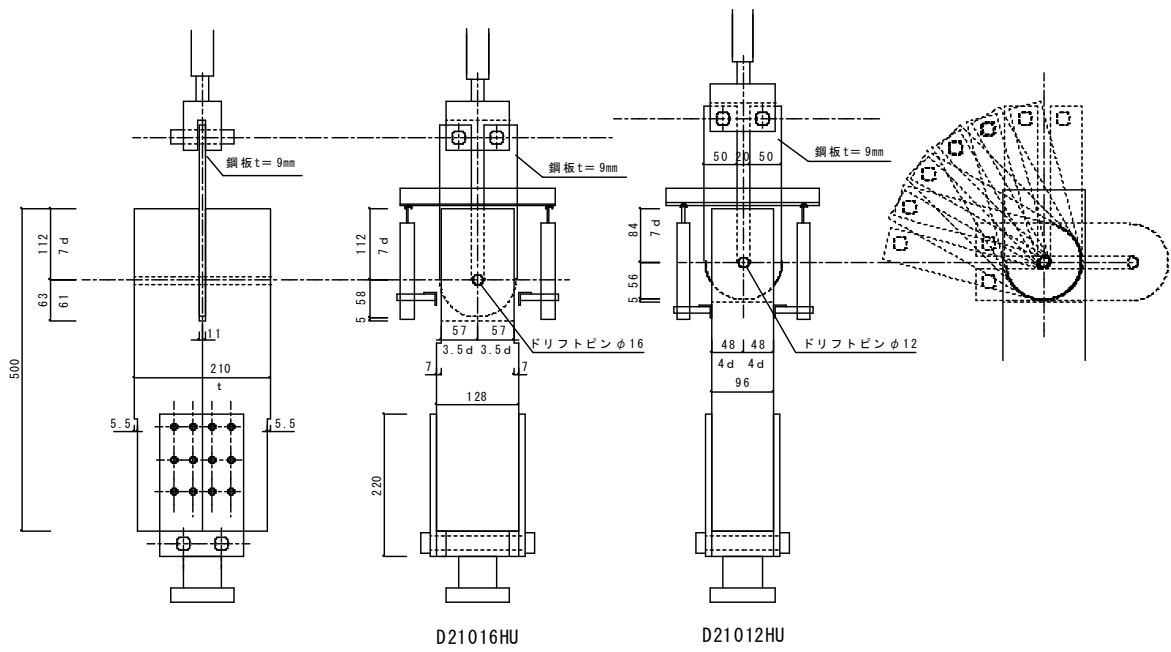


Fig. 3. 4-4 鋼板挿入式繊維方向加力試験方法



Photo. 3. 4-4 繊維方向加力試験

4) ドリフトピンの歪ゲージ位置

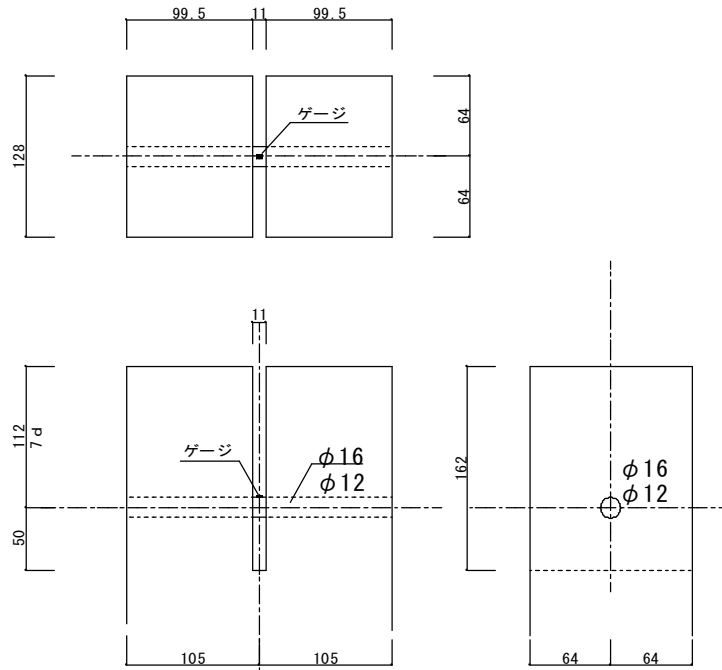


Fig. 3. 4-5

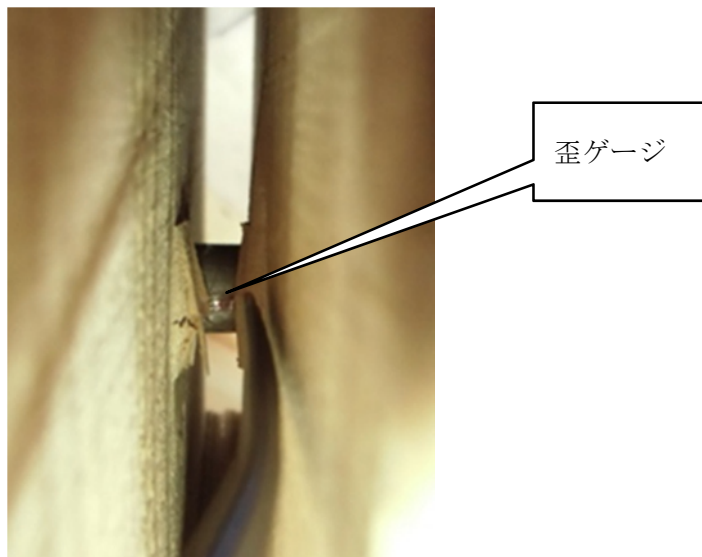
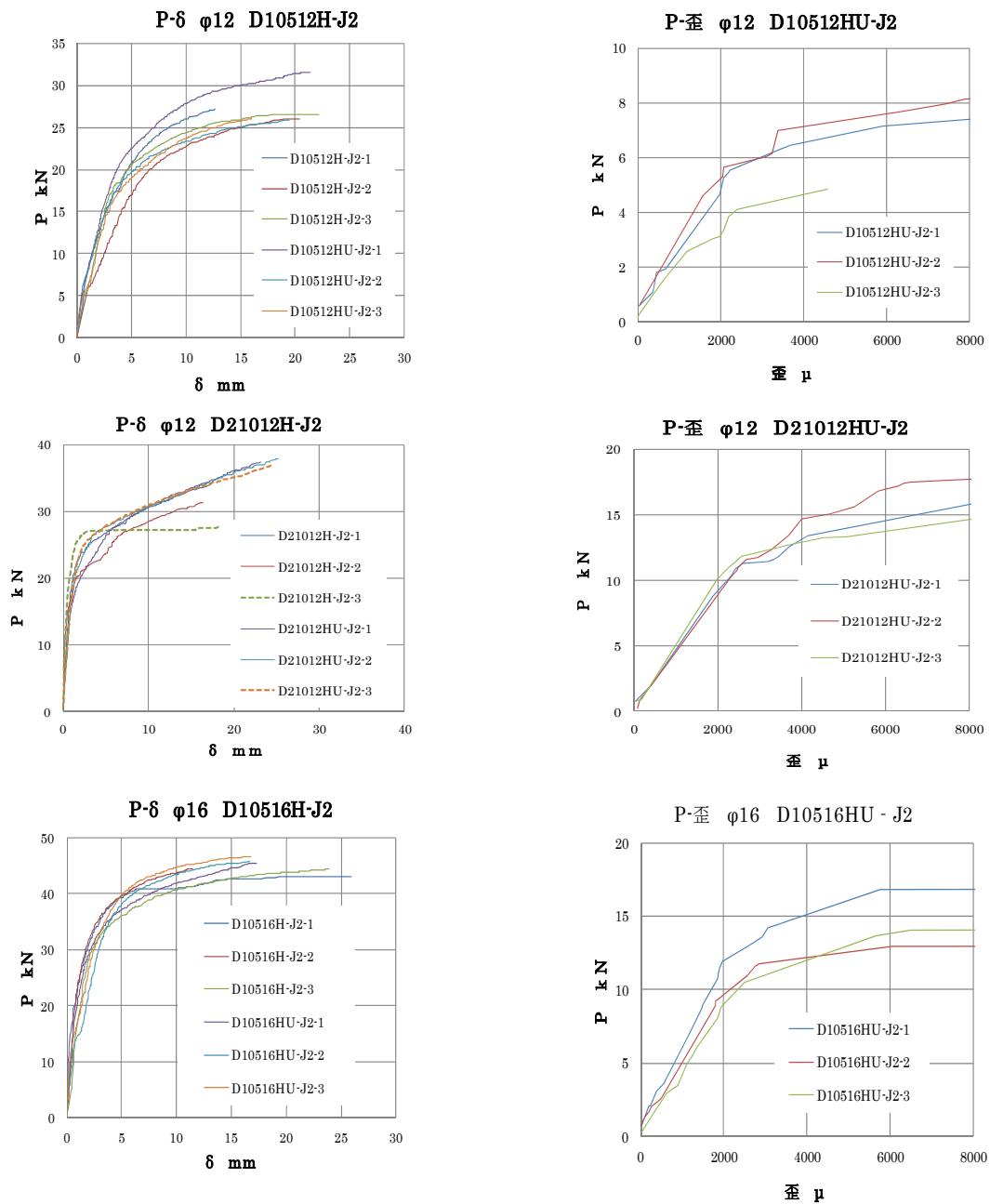


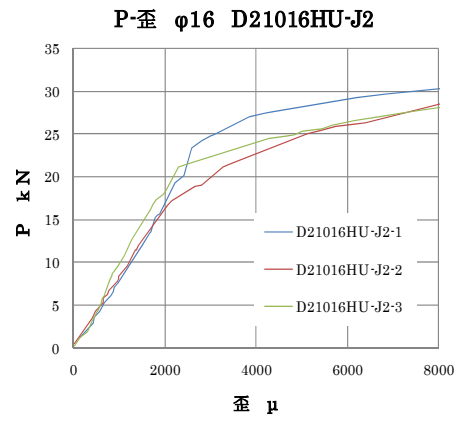
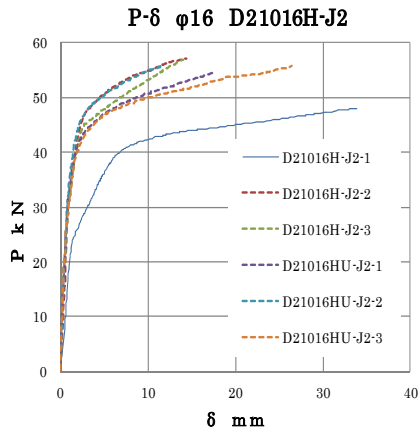
Photo. 3. 4-5

(2) 試験結果

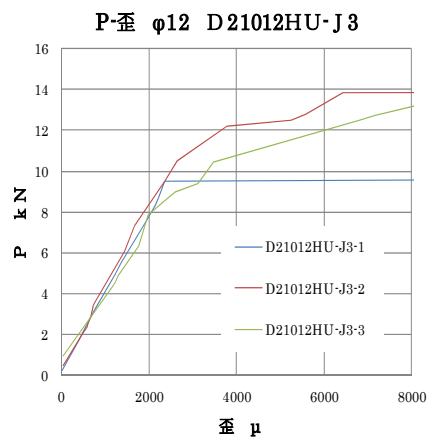
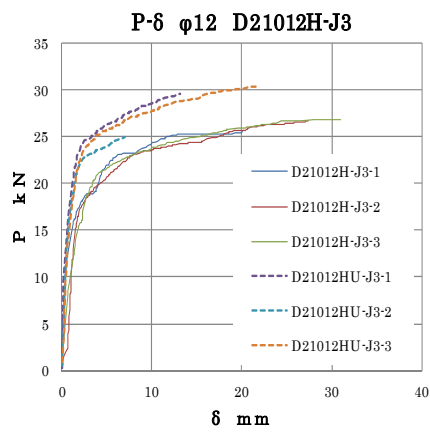
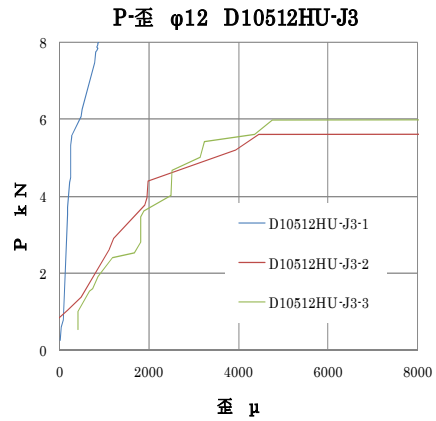
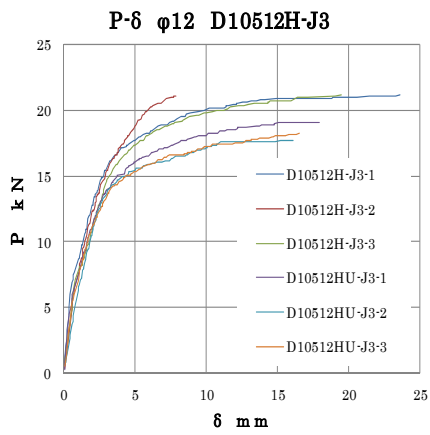
試験から得られた荷重すべり曲線 (P- δ) およびドリフトピンの加力点における荷重と歪曲線 (P-歪) および試験後の写真について示す。各接合部はいずれの試験においても、スリット部分において発生した割裂やせん断によって破壊に至った。

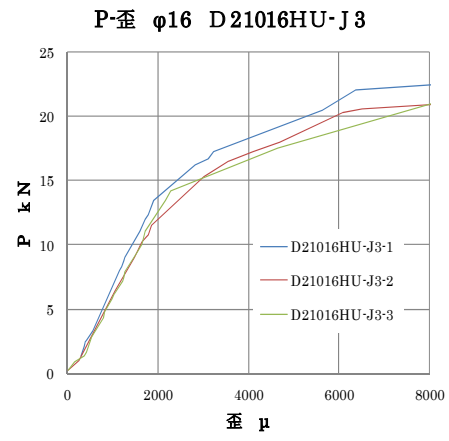
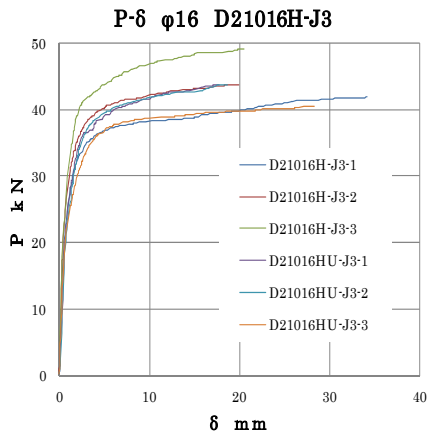
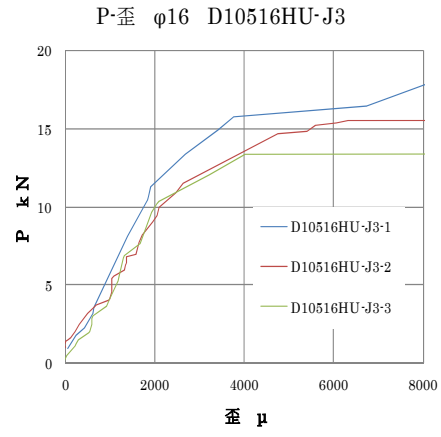
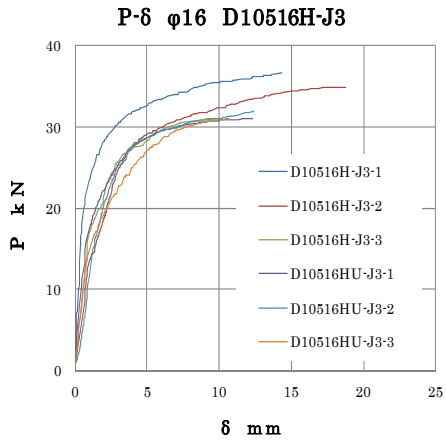
1) 樹種 J2 ヒノキ の P- δ 曲線



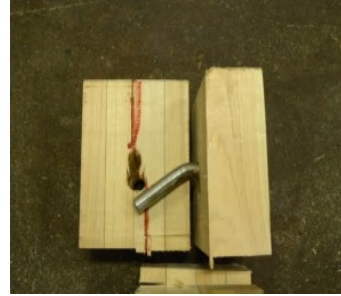


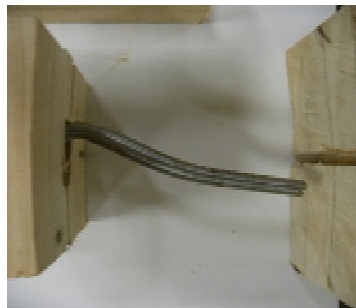
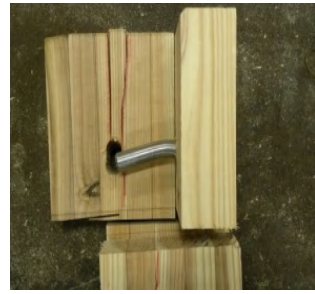
2) 樹種 J3 スギ の P- δ 曲線





3) 試験結果の写真





(3) 繊維直交方向引張試験

鋼板挿入ドリフトピン接合部の繊維直交方向引張試験を行った。Fig.3.4-7, Fig.3.4-8 に示す加力試験図は厚さ 9 mm の鋼板挿入式とし、接合具を $\phi 12$ 、 $\phi 16$ のドリフトピンとした。樹種はヒノキ (J2)、スギ (J3) とした。試験体はドリフトピンの長さ $L=105\text{mm}$ 、 210mm に合わせた幅 (t) とし、端あき $7d$ とした。加力方向の縁あきはドリフトピンの曲げ降伏先行を考慮して決定した。EYT による接合部の曲げ降伏耐力を算定し、加力方向の割裂破壊、せん断破壊耐力との比較から縁あき寸法を決定した。

鋼板挿入スリット幅は 9mm の鋼板に対して 11mm とした。試験体一覧を Table3.4-2 に示すように各試験 6 体とし 3 本は加力点の接合具のひずみを測定した。

試験体記号 D10512VU-J2 は D:ドリフトピン、105:幅 t 、12: $\phi 12$ 径、V:繊維直交方向、U:ゲージ付き、J2:樹種とし、最後に試験体番号 1~3 を表示している。

木材は JAS 規格の E85-F300 のヒノキ同一等級集成材 (実測平均比重 0.472) と E75-F270 のスギ同一等級集成材 (実測平均比重 0.405) を用いた。ドリフトピンは SNR400B の $\phi 12$ 、 $\phi 16$ の丸鋼とし、ミルシートによる引張降伏点強度 344N/mm^2 ($\phi 12$)、 337N/mm^2 ($\phi 16$) で、直径は実測平均で 11.98mm ($\phi 12$)、 15.97mm ($\phi 16$) であった。

加力方法は容量 100 kN の万能試験機を用いて 2mm/min の載加速度による単調引張載荷試験とし、木材と鋼板の相対変位を一对の変位を用いて測定した。また、加力点の丸鋼の曲げ変形による引張り側の歪を測定するため、挿入鋼板の 9mm 幅内で歪が測定できる歪ゲージ (FLK-2-11-3LT 東京測器) をセットしゲージ線を通すため U 形の挿入鋼板を製作した。

Table3. 4-2 試験体一覧表

繊維直交方向								
樹種	材料 同一等級構造用集成材	試験体記号	ゲージ 数	d mm	t mm	数	試験体合計	ゲージ
								合計
J 2 ヒノキ	E85-F300	D10512V-J2	-	φ 12	105	3	24	24
		D10512VU-J2	3			3		
		D21012V-J2	-		210	3		
		D21012VU-J2	3			3		
		D10516V-J2	-	φ 16	105	3		
		D10516VU-J2	3			3		
		D21016V-J2	-		210	3		
		D21016VU-J2	3			3		
J 3 スギ	E75-F270	D10512V-J3	-	φ 12	105	3	24	24
		D10512VU-J3	3			3		
		D21012V-J3	-		210	3		
		D21012VU-J3	3			3		
		D10516V-J3	-	φ 16	105	3		
		D10516VU-J3	3			3		
		D21016V-J3	-		210	3		
		D21016VU-J3	3			3		
合計							48	

1) 接合部の割裂破壊と曲げ降伏および縁あきの関係

割裂破壊耐力 P_{uw} と曲げ降伏耐力 P_y (EYT) を各樹種と材厚別に Fig.3.4-6 に示す。割裂破壊が先行しないように $P_{uw} > P_y$ となるように縁あき寸法を決めることにした。加力方向の縁あきは、材厚 105 の場合ヒノキ、スギとも $\phi 16$ の場合は 9d、 $\phi 12$ の場合は 8d とし、材厚 210 の場合ヒノキ、スギとも $\phi 16$ 、 $\phi 12$ とも 6d とした。

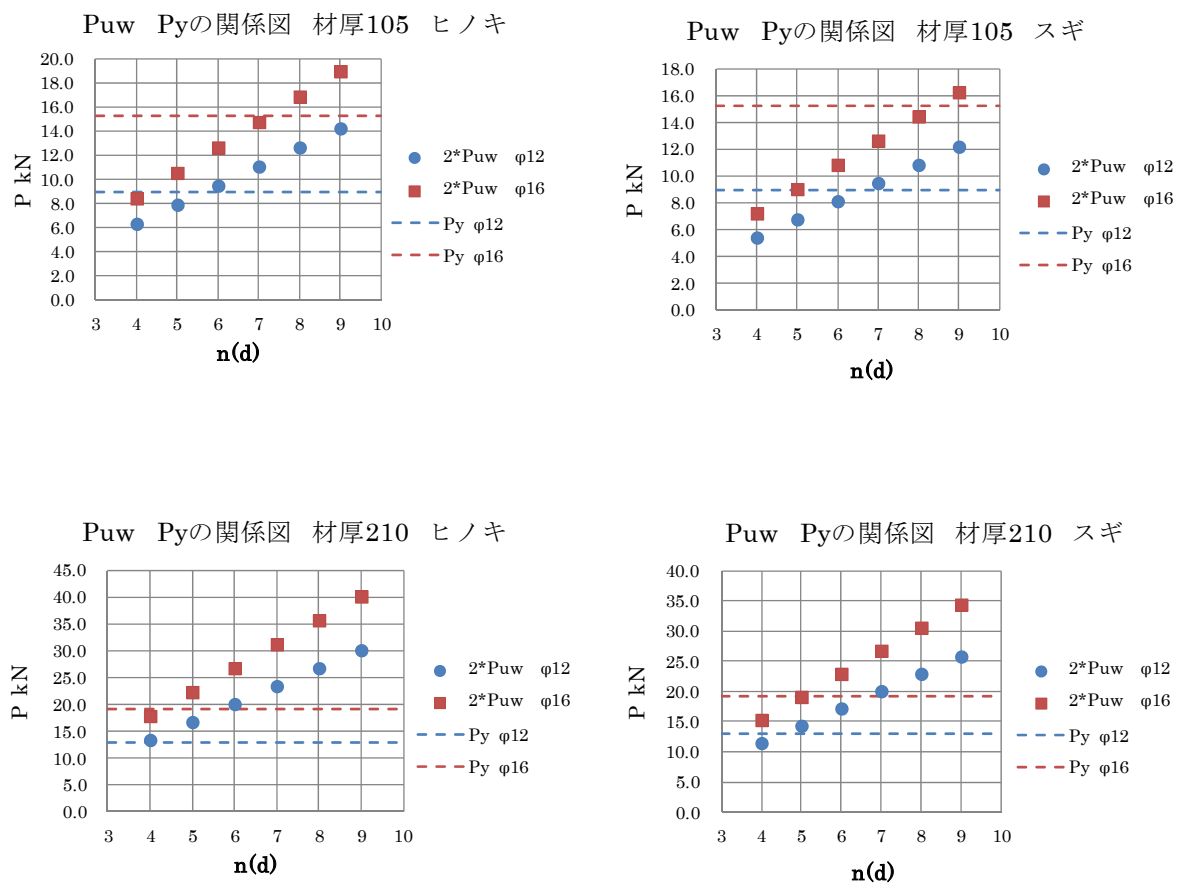
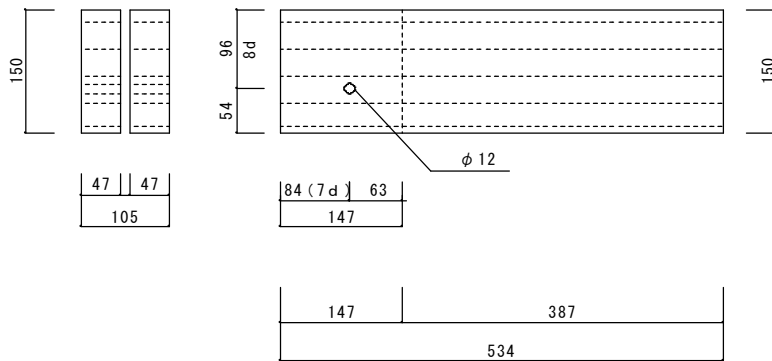
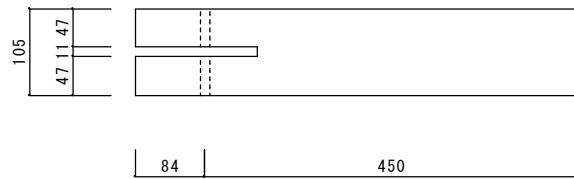
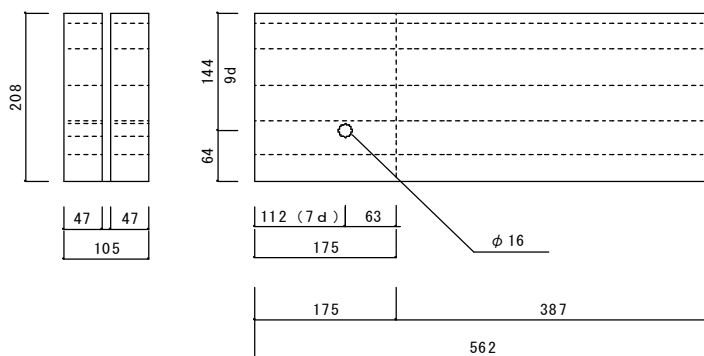
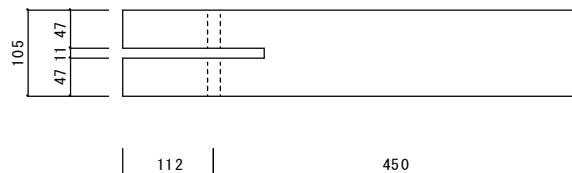


Fig. 3.4-6 P_{uw} P_y 関係

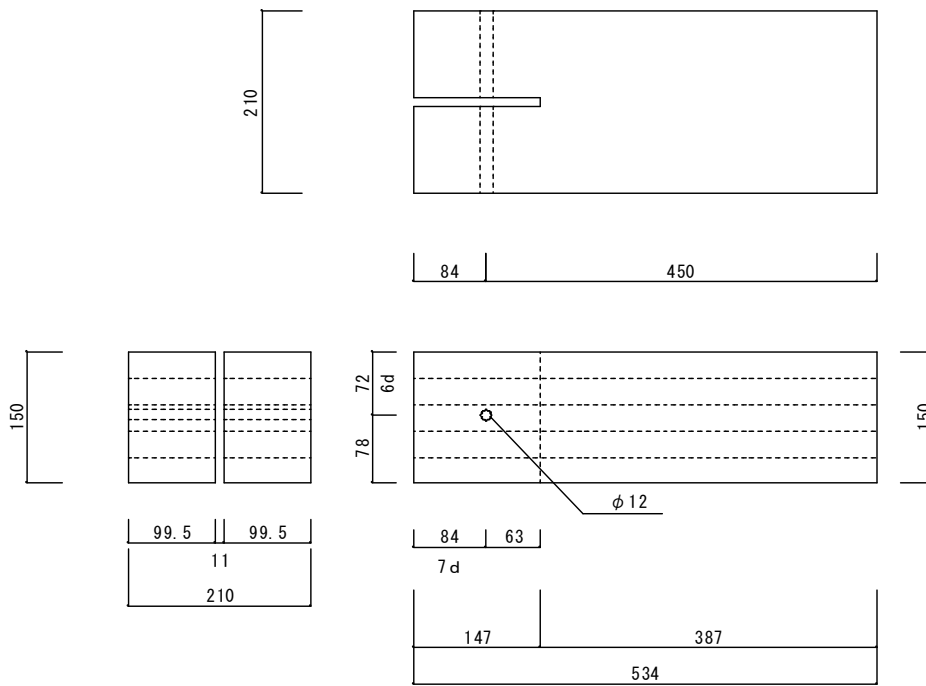
2) 試験体図



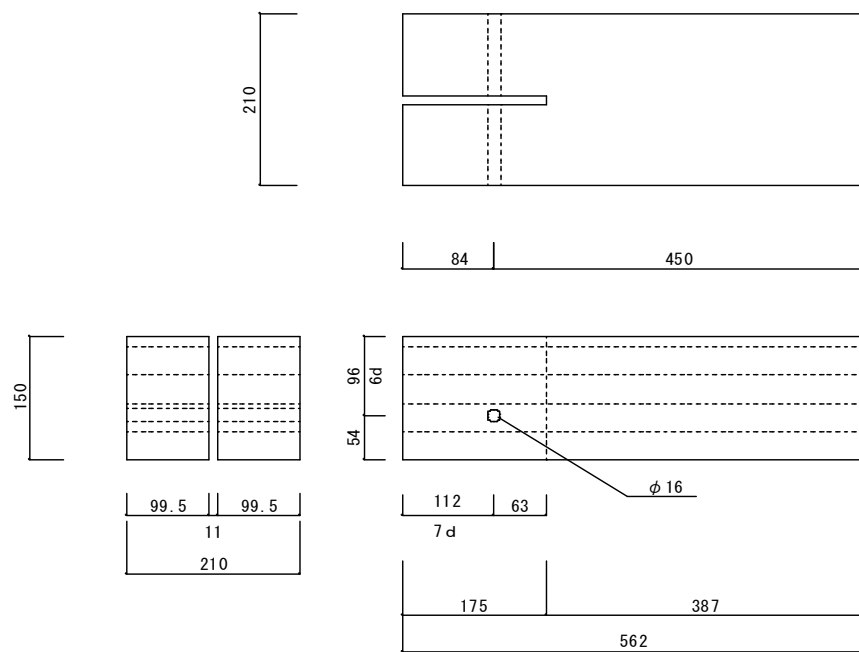
D10512V D10512VU



D10516V D10516VU



D21012V D21012VU



D21016V D21016VU

3) 測定方法と試験方法

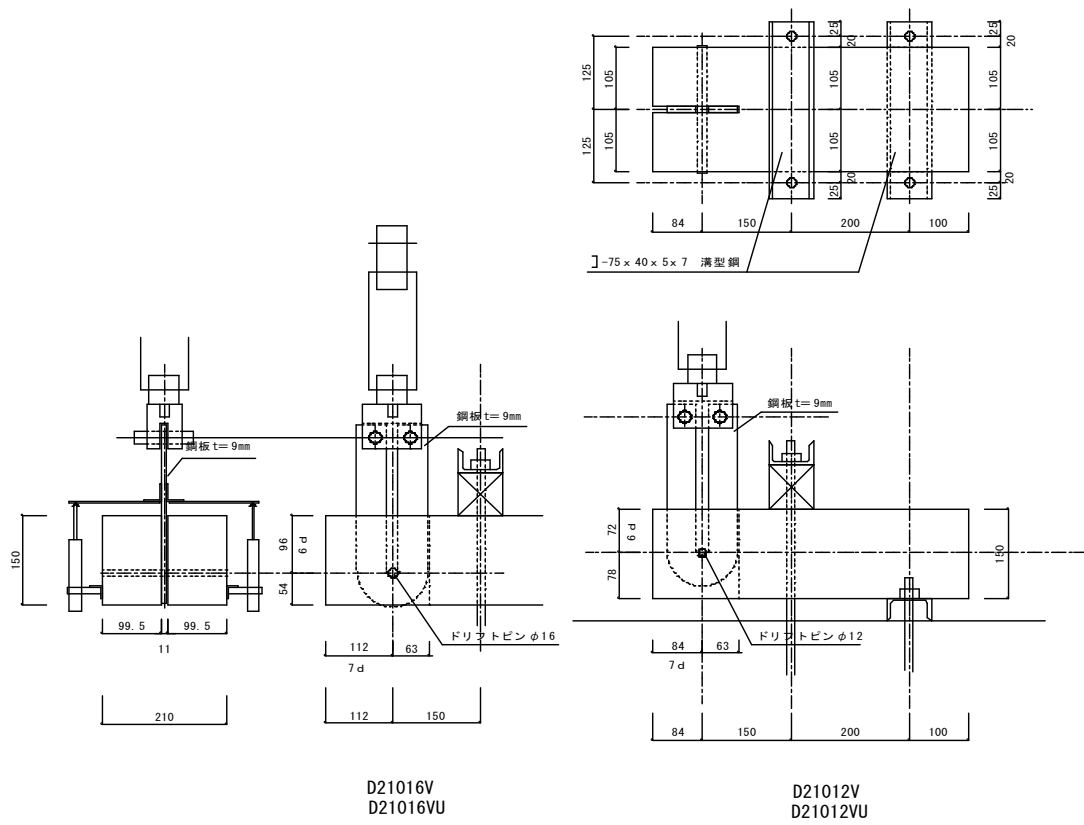


Fig. 3.4-7 鋼板挿入式繊維直交方向加力試験方法

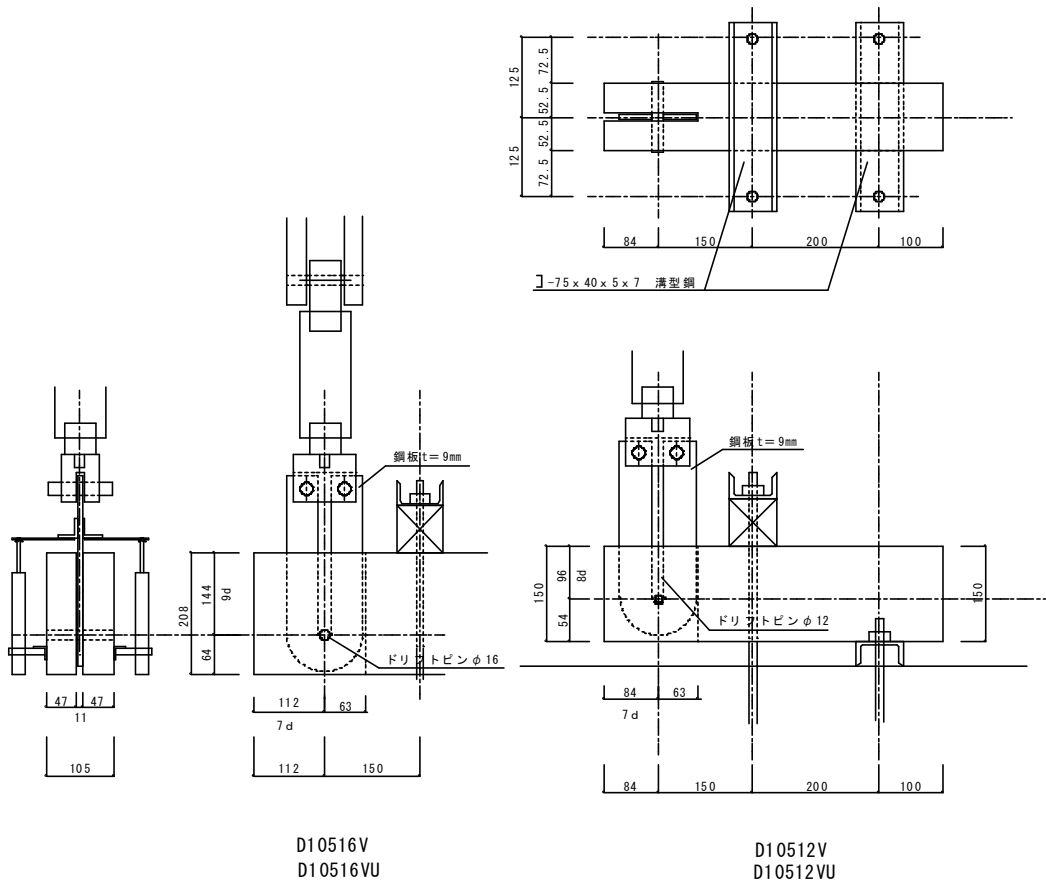


Fig. 3.4-8 鋼板挿入式繊維直交方向加力試験方法

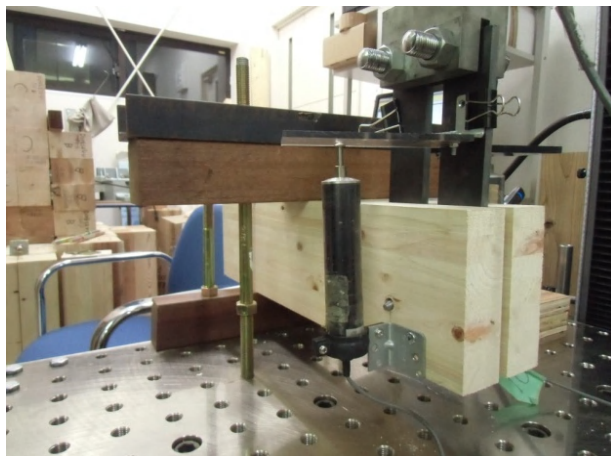
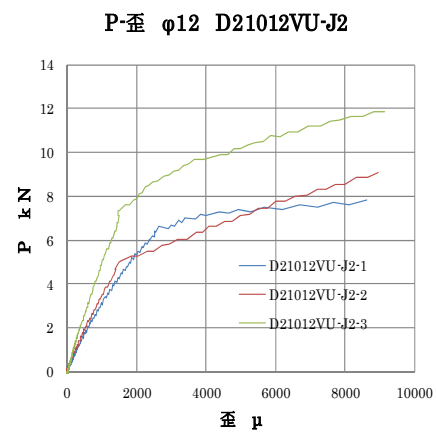
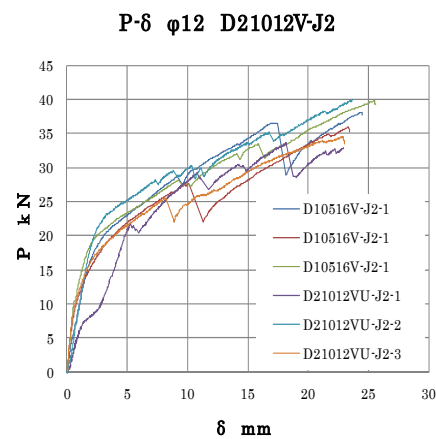
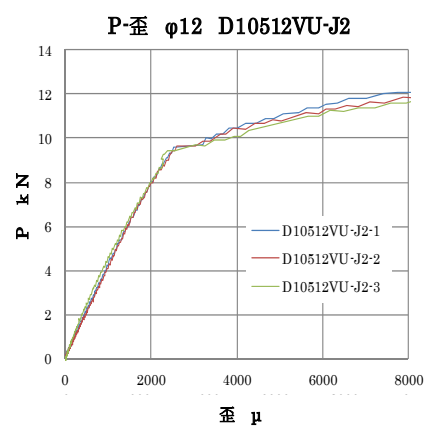
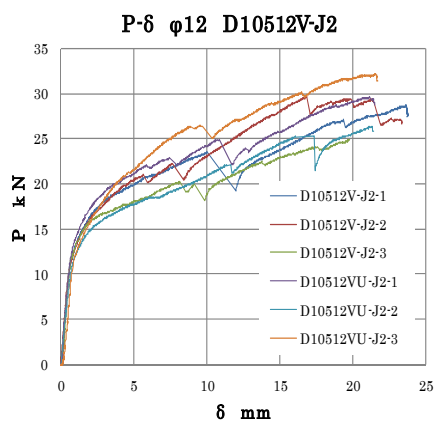


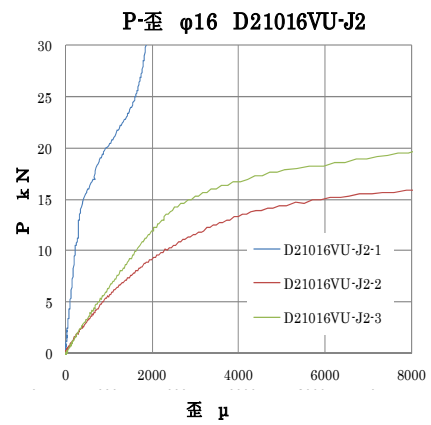
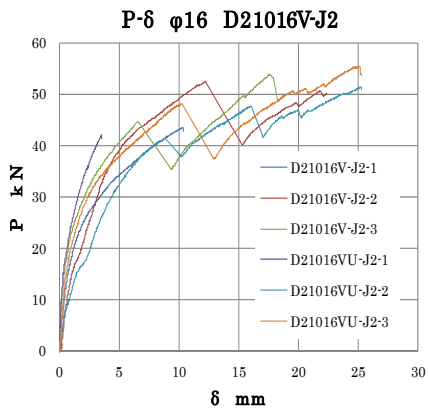
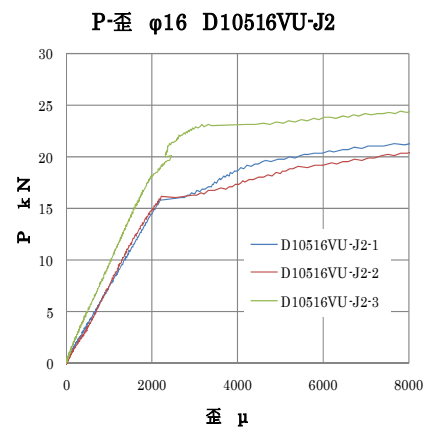
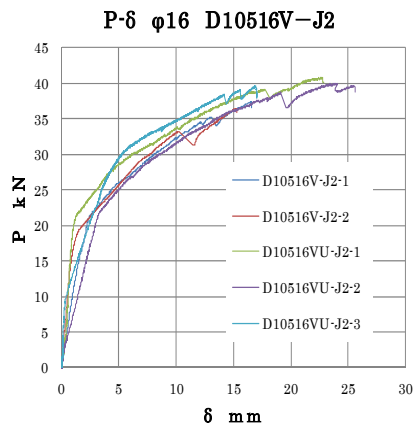
Photo. 3. 3-7 纖維直交方向加力試驗

(4) 試験結果

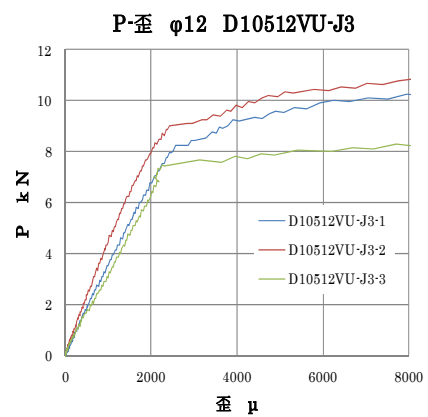
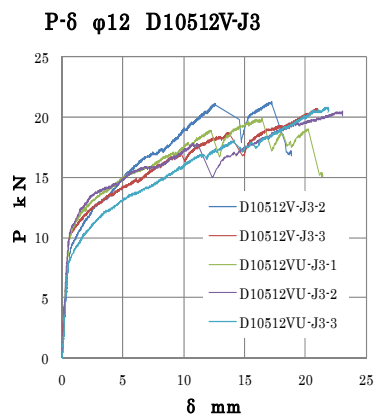
試験から得られた荷重すべり曲線 (P- δ) 及びドリフトピンの加力点における荷重と歪曲線 (P-歪) を示す。各接合部はいずれの試験においても、スリット部分において発生した割裂やせん断によって破壊に至った。

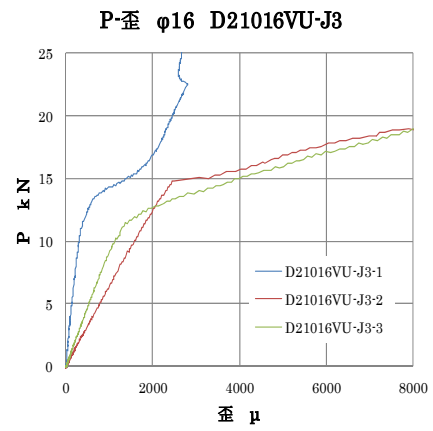
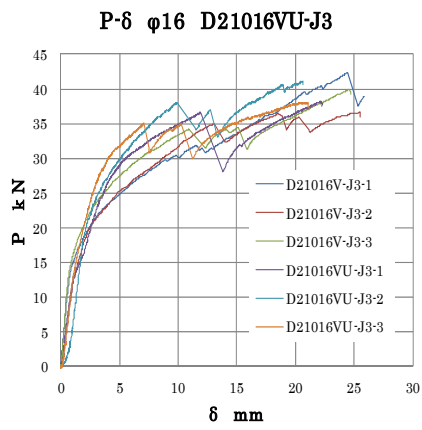
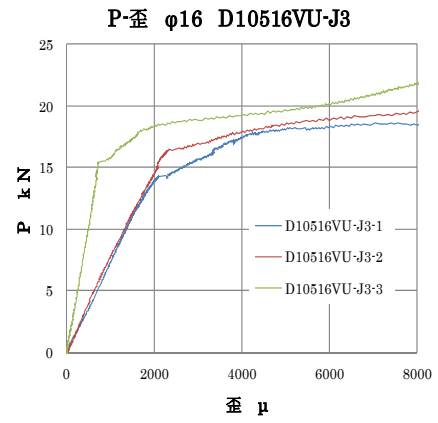
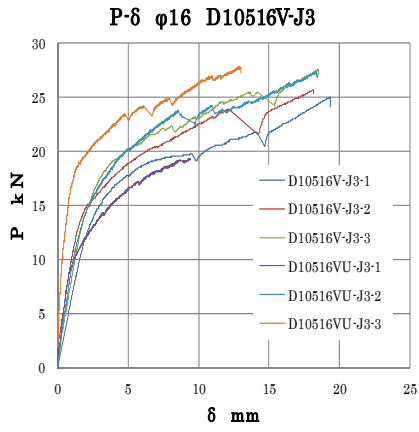
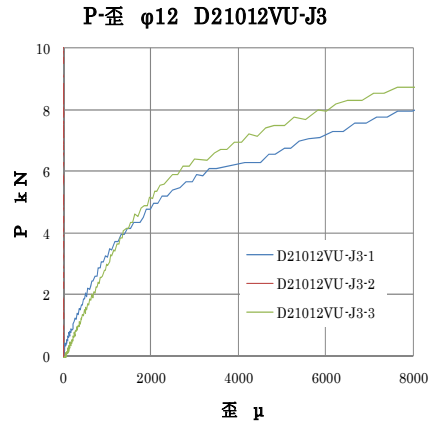
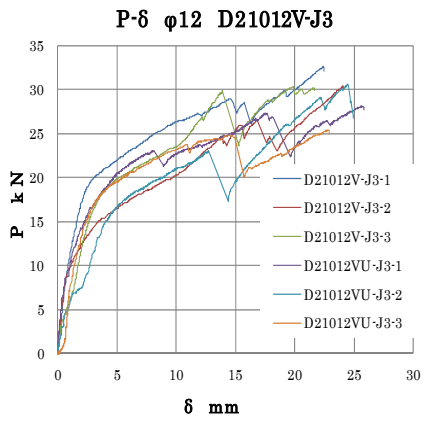
1) 樹種 J2 ヒノキ の P- δ 曲線



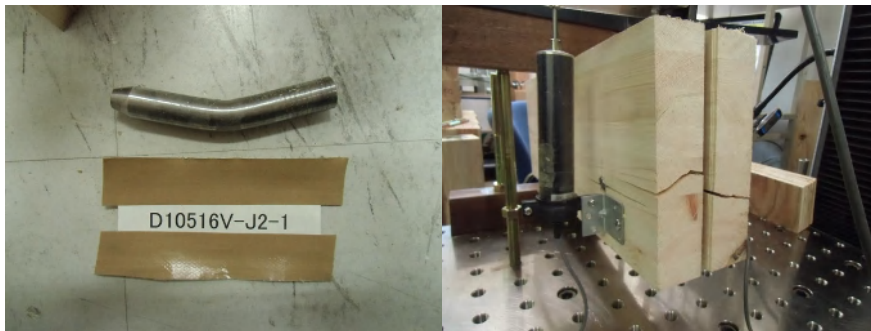


2) 樹種 J3 スギ の P- δ 曲線





3) 試験結果の写真





3.4.2 実験結果の検証モデル

実験結果と比較する場合、Table3.1-4 の支圧強度の差と Table3.3-1 の要素分割数による精度との関係について、e12 タイプでは支圧強度式③④⑤⑥について示し、e1、e4 タイプは繊維方向は支圧強度式③⑥、繊維直交方向は支圧強度式③④について Fig.3.4-9 に示した。各支圧強度式による解析結果は Fig.3.1-7 による範囲では上側を③式、下側は繊維方向の⑥式、繊維直交方向は④式となり、各支圧強度式による P- δ 曲線の差は要素分割数の影響よりも顕著であり、実験結果と解析結果を比較する場合は、要素分割数による解析精度に比べめり込み支圧強度の評価が重要であることが分る。

e4-12 タイプの解析結果について、Fig.3.4-10 にヒノキ、スギについて示した。ヒノキの場合は繊維方向、繊維直交方向とも上側を③式、下側は繊維方向の⑥式、繊維直交方向は④式となり、スギの場合は繊維方向、繊維直交方向とも上側を③式、下側は⑥式となることが分る。

そこで、荷重と変形の関係図に実験結果に対して支圧強度③、④、⑥式による解析結果の P- δ 曲線と式番号を表示し、支圧強度③式による P- δ 曲線上に曲げ降伏 (M_y)、降伏ヒンジ (M_p) の発生時ポイントを表示することにした。

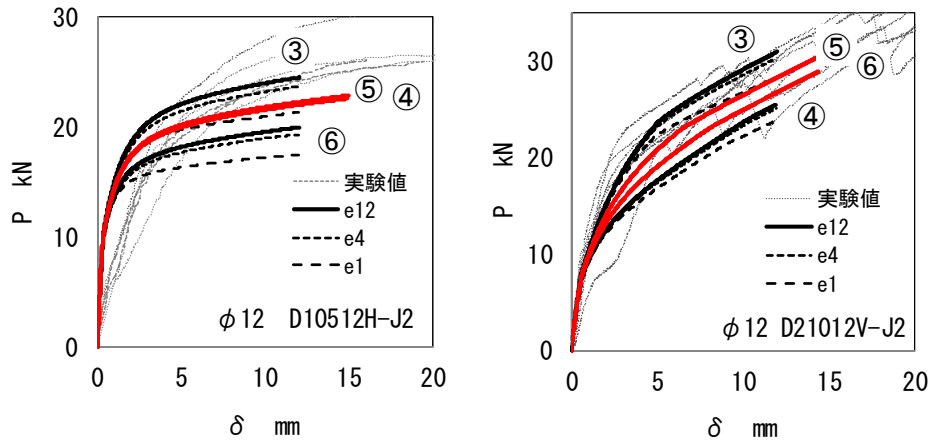


Fig. 3.4-9 支圧強度と解析結果の関係 (ヒノキ)

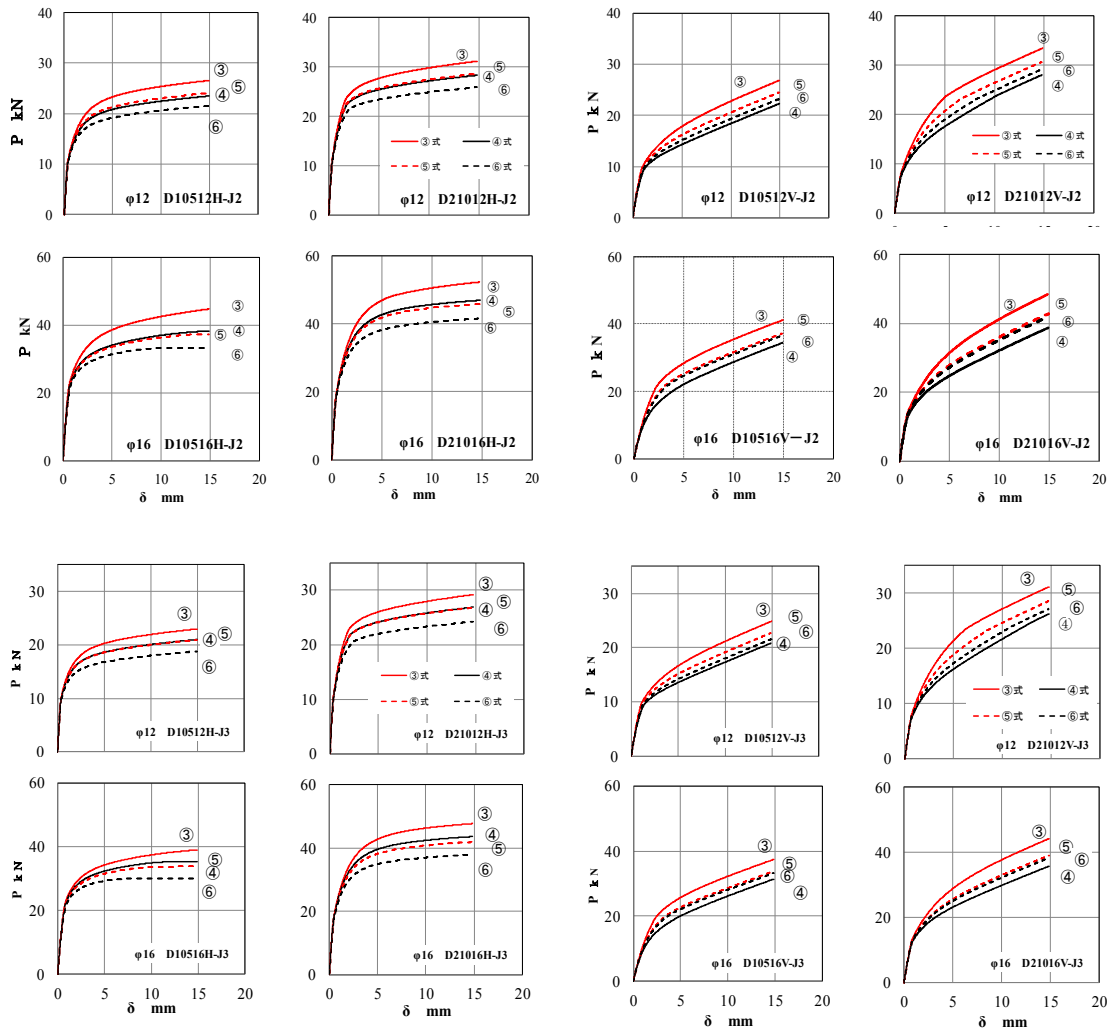


Fig. 3.4-10 支圧強度と解析結果の関係 (J2:ヒノキ、J3:スギ)

3.4.3 実験結果と解析結果の比較

(1) 諸特性値

Table3.4-3 には諸特性値について実験値と計算値の比較を示した。実験結果からの特性値の決定方法については、初期すべり係数 K_{st} は文献²⁸⁾を参考にして $0.1P_{max}-0.2P_{max}$ を結ぶ直線の傾きとした。比例限度はドリフトピンの挿入鋼板端部（剛域端部）の曲げモーメントが降伏モーメント M_y に達した時の基端部での曲げモーメントに対する測定歪から P_y を求め、その時のすべり量を δ_y とした。 M_y に対する歪みは 1600μ 程度で、基端部では曲げモーメントの上昇に伴い 2000μ 程度になる。降伏耐力 P_{p1} は 5%off-set 耐力としその時点のすべり量を δ_{p1} とした。終局耐力は最大耐力 P_{max} と同じとし、 P_{max} は 15mm 以下のすべり時点の実験値とした。

解析結果の $P-\delta$ 関係から求める特性値は以下のようにした。初期すべり係数 K_{st} はドリフトピンの M_y 時の P_y 値と変位 δ_y による割線剛性とした。降伏耐力 P_{p1} は 5%off-set 耐力時の δ_{p1} 時の値とし、また P_{p2} はドリフトピンに降伏ヒンジが生じたときの値とし P_{p1} と比較した。D105 試験体では基端部に D210 試験体では基端部と中央部に降伏ヒンジが生じたときの値とし、中央部に降伏ヒンジが生じない場合は対象から外した。計算値の支圧強度は③式、④式、⑥式による結果とした。EYT による降伏耐力は P_{p1} と比較した。Exp.: 実験結果の平均値、Cal. : 計算値を示している。

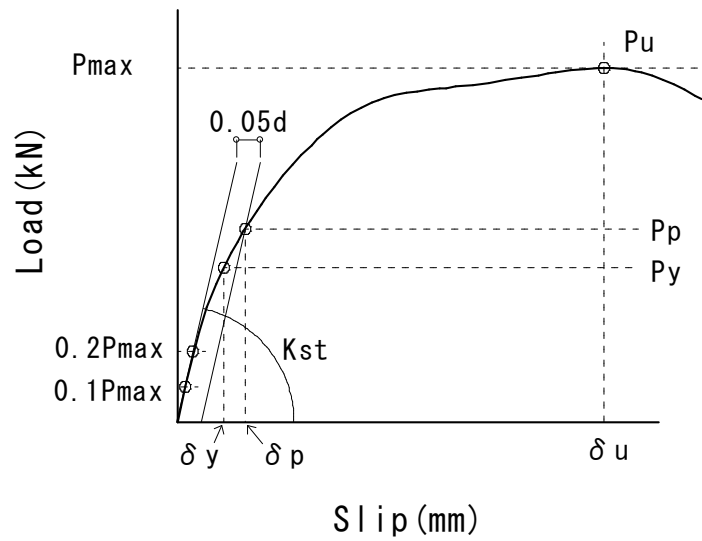


Fig. 3.4-11 Load-Slip 関係

- K_{st} : $0.1P_{max}$ と $0.2P_{max}$ を結ぶ直線の傾き
- P_{p1} : 5%off-set 荷重 (降伏耐力)
- P_y : 比例限度耐力値
- P_u : 終局耐力 (P_{max} と同じとした)
- P_{max} : 最大耐力 (15mm 以下のすべり時点の実験値とした)
- δ_y : 比例限度耐力時のすべり量
- δ_p : 降伏耐力時のすべり量
- δ_u : 最大耐力時のすべり量
- d : ドリフトピン径

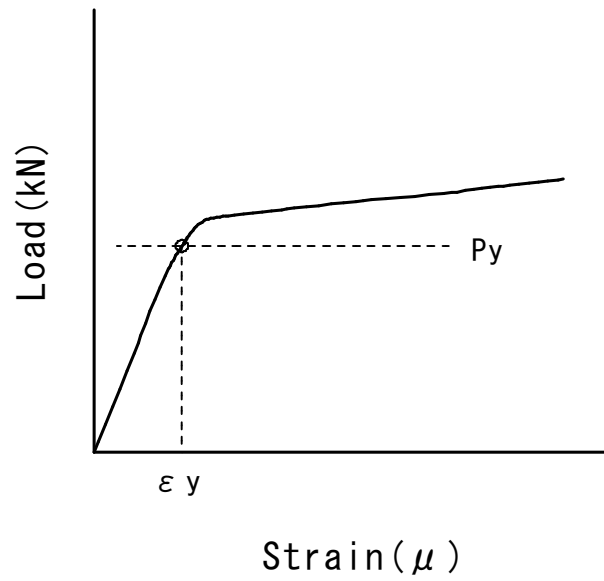


Fig. 3.4-12 Load-Strain 関係

- P_y : 比例限度耐力値

ドリフトピンの挿入鋼板端部（剛域端部）の曲げモーメントが降伏モーメント M_y に達した時の基端部での曲げモーメントに対する測定歪から求めた P_y

- ϵ_y : 降伏モーメント M_y に対する基端部の歪 (=2000 μ 程度)

Table3. 4-3 諸特性値の比較 (ヒノキ)

試験体名		Kst	Py	Pp1	Pp2	Pmax	Pu	δy	$\delta p1$	δu	yield	EYT
		kN/mm	kN	kN	kN	kN	kN	mm	mm	mm	mode	kN
D10512H	Exp.	7.35	4.44	13.38	13.38	26.48	26.48	0.43	2.41	14.56	—	13.38
	Cal.-③	34.17	5.94	20.33	10.08	26.56	—	0.17	—	—	Ⅲ	23.65
	Cal.-⑥	33.23	5.89	17.40	7.42	21.55	—	0.18	—	—	Ⅲ	18.57
	Cal.-③/Exp.	4.65	1.34	1.52	0.75	1.00	—	0.40	—	—	—	1.77
	Cal.-⑥/Exp.	4.52	1.33	1.30	0.55	0.81	—	0.41	—	—	—	1.39
D10516H	Exp.	34.72	10.21	27.04	27.04	44.30	44.30	0.42	1.89	—	—	27.04
	Cal.-③	41.09	12.92	31.25	21.81	44.72	—	0.31	—	—	Ⅲ	36.36
	Cal.-⑥	38.17	12.83	27.37	21.50	33.19	—	0.34	—	—	Ⅲ	30.08
	Cal.-③/Exp.	1.18	1.27	1.16	0.81	1.01	—	0.74	—	—	—	1.34
	Cal.-⑥/Exp.	1.10	1.26	1.01	0.79	0.75	—	0.79	—	—	—	1.11
D21012H	Exp.	32.90	9.37	21.22	21.22	31.77	31.77	0.51	1.48	—	—	21.22
	Cal.-③	36.79	6.17	22.39	23.39	31.15	—	0.17	—	—	Ⅳ	26.54
	Cal.-⑥	35.79	6.09	19.59	21.29	25.88	—	0.17	—	—	Ⅳ	22.61
	Cal.-③/Exp.	1.12	0.66	1.06	1.10	0.98	—	0.33	—	—	—	1.25
	Cal.-⑥/Exp.	1.09	0.65	0.92	1.00	0.81	—	0.34	—	—	—	1.07
D21016H	Exp.	43.64	17.01	37.57	37.57	53.09	53.09	0.36	1.80	—	—	37.57
	Cal.-③	48.82	10.82	35.74	47.86	52.27	—	0.22	—	—	Ⅳ	47.01
	Cal.-⑥	47.52	10.69	31.40	—	41.51	—	0.22	—	—	Ⅳ	40.63
	Cal.-③/Exp.	1.12	0.64	0.95	1.27	0.98	—	0.62	—	—	—	1.25
	Cal.-⑥/Exp.	1.09	0.63	0.84	—	0.78	—	0.63	—	—	—	1.08
D10512V	Exp.	30.39	8.06	13.87	13.87	25.65	25.65	0.75	1.23	—	—	13.87
	Cal.-③	11.99	5.59	10.80	9.47	26.86	—	0.47	—	—	Ⅲ	16.50
	Cal.-④	10.70	5.54	9.69	9.30	22.29	—	0.52	—	—	Ⅲ	10.64
	Cal.-③/Exp.	0.39	0.69	0.78	0.68	1.05	—	0.62	—	—	—	1.19
	Cal.-④/Exp.	0.35	0.69	0.70	0.67	0.87	—	0.69	—	—	—	0.77
D10516V	Exp.	17.73	15.76	20.77	20.77	36.83	36.83	1.60	2.50	—	—	20.77
	Cal.-③	12.07	12.54	22.41	21.22	41.17	—	1.04	—	—	Ⅲ	25.01
	Cal.-④	9.22	12.48	16.88	21.10	34.45	—	1.35	—	—	Ⅲ	17.96
	Cal.-③/Exp.	0.68	0.80	1.08	1.02	1.12	—	0.65	—	—	—	1.20
	Cal.-④/Exp.	0.52	0.79	0.81	1.02	0.94	—	0.85	—	—	—	0.86
D21012V	Exp.	13.45	6.16	15.13	15.13	28.63	28.63	0.66	1.89	—	—	15.13
	Cal.-③	14.43	4.57	14.51	23.62	33.40	—	0.32	—	—	Ⅳ	21.09
	Cal.-④	13.71	4.46	12.08	26.56	28.04	—	0.33	—	—	Ⅳ	14.84
	Cal.-③/Exp.	1.07	0.74	0.96	1.56	1.17	—	0.48	—	—	—	1.39
	Cal.-④/Exp.	1.02	0.72	0.80	1.76	0.98	—	0.49	—	—	—	0.98
D21016V	Exp.	29.67	16.50	23.95	23.95	45.16	45.16	0.86	1.78	—	—	23.95
	Cal.-③	19.74	7.77	19.84	42.83	48.47	—	0.39	—	—	Ⅳ	34.83
	Cal.-④	18.81	7.60	17.42	—	38.73	—	0.40	—	—	Ⅳ	25.36
	Cal.-③/Exp.	0.67	0.47	0.83	1.79	1.07	—	0.46	—	—	—	1.45
	Cal.-④/Exp.	0.63	0.46	0.73	—	0.86	—	0.47	—	—	—	1.06

特性値の実験と計算値の比較による相関係数 R を示した。 P_y を除いて相関係数は $0.82 \sim 0.96$ となり相関関係は高いことが分かる。初期の変形、耐力のバラツキが大きい D10512H、D10512V の場合を除いて初期のすべり係数 K_{st} の実験値と計算値の対応は概ね良いと思われる。比例限度の耐力 P_y は Fig3.4-13 に示す計算値 (Cal. P_y) が実験値 (Exp. P_y) より小さくなる傾向があり、変位 δ_y も同様に計算値は実験値よりも小さくなる傾向がある。実験値の降伏耐力 P_{p1} については 5%off-set 時の変位に対する計算値 P_{p1} 、降伏ヒンジが生じる時の計算値 P_{p2} は概ね対応をしている。 P_{max} 時の実験値と計算値の対応は概ね良い結果となっている。ヨーロッパ降伏理論 (EYT) による計算耐力と P_{p1} との比較は概ね対応している。

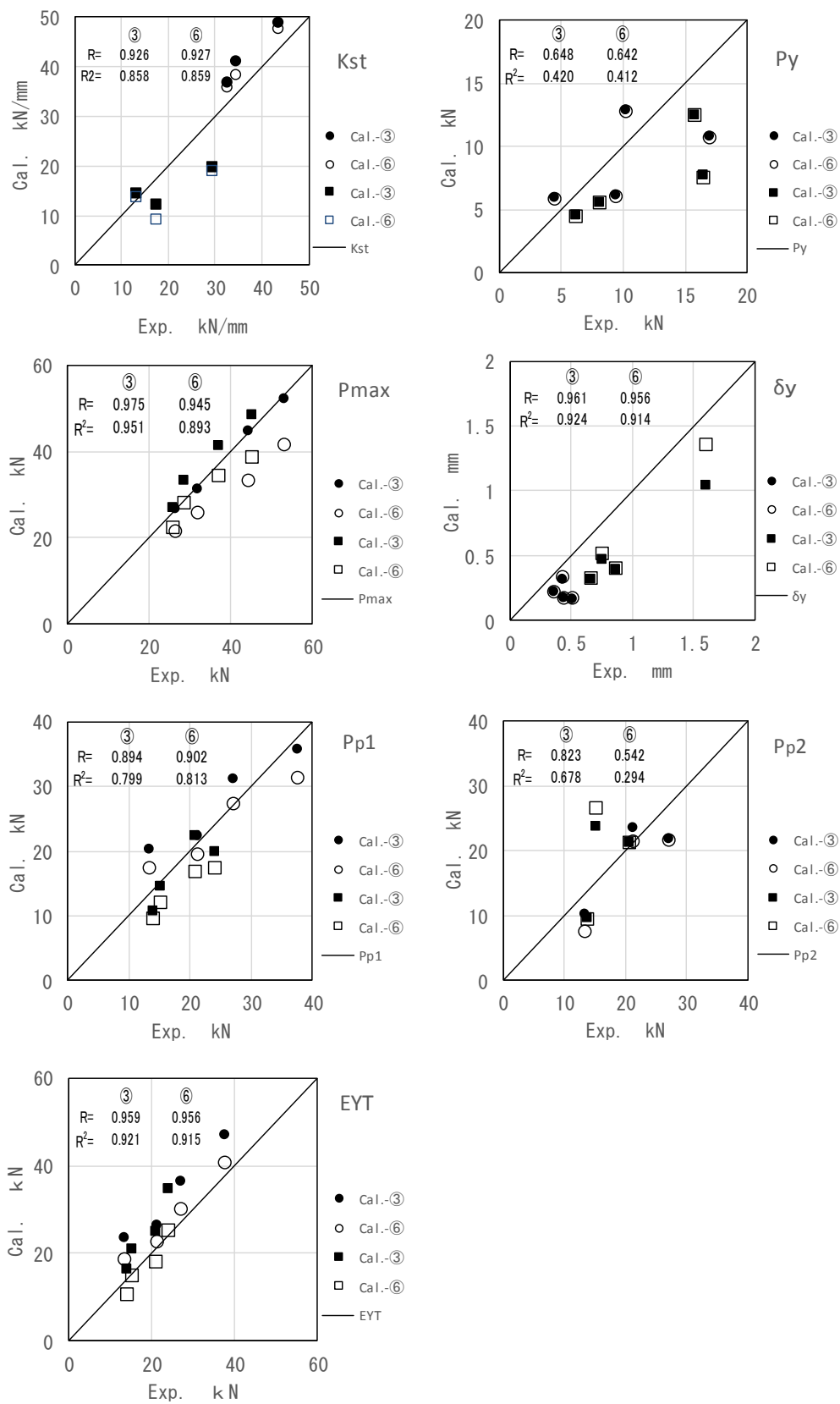


Fig. 3.4-13 特性値の一覧図 (ヒノキ)

(2) P- δ 関係、P-歪関係の比較

実験結果と解析結果の比較を Fig.3.4-14、Fig.3.4-15 にヒノキ、Fig.3.4-18、Fig.3.4-19 にスギの場合を示す。Fig.3.1-7 で示した支圧強度によるめり込みバネ特性の範囲においては、実験値に対して解析結果の P- δ 曲線は繊維方向、繊維直交方向では③式の対応は比較的良く、④⑥式の場合は実験結果に対して下側あるいはそれよりも低くなっている。なお、各図には次節の 3.4.4 の内容による支圧強度③④⑥式による短期許容せん断耐力 P_a も示している。

解析による P- δ 曲線の剛性については、降伏ヒンジ M_p (●印) までは大きな変化はなく、 M_p 後の曲線の剛性低下の傾向は実験結果と概ね一致している。D210 シリーズでは基端部の M_p (1次：●印) と中間部での M_p (2次：■印) が生じる場合は、2次の M_p 以降に曲線の剛性低下が大きくなり、2次の M_p が生じない場合は1次の M_p 以降に曲線の剛性低下が大きくなる。

次にドリフトピンの基端部における曲げ引張側の歪について、試験結果を Fig.3.4-16、Fig.3.4-17 にヒノキ、Fig.3.4-20、Fig.3.4-21 にスギの場合を示す。特性値の比例限度耐力 P_y の実験値は基端部のモーメントによる歪から実験で測定した P-歪関係から求めた。計算値は解析モデルの基端部に設定した剛域端で降伏モーメント M_y になる時の基端部せん断力から P_y を求めた。繊維方向の D105 タイプ以外は実験値が計算値より大きくなっている。解析では挿入鋼板部分に剛域を設定し、剛域端部での降伏モーメント M_y 時に基端部の曲げモーメントが直線的に上昇するとしているが、降伏域では曲げモーメントの上昇が大きくなることが推測できる。計算値が実験値よりも低くなるのは、基端部のモーメントを過大評価している可能性があるが、歪の測定精度と解析モデルの評価については今後の課題としたい。

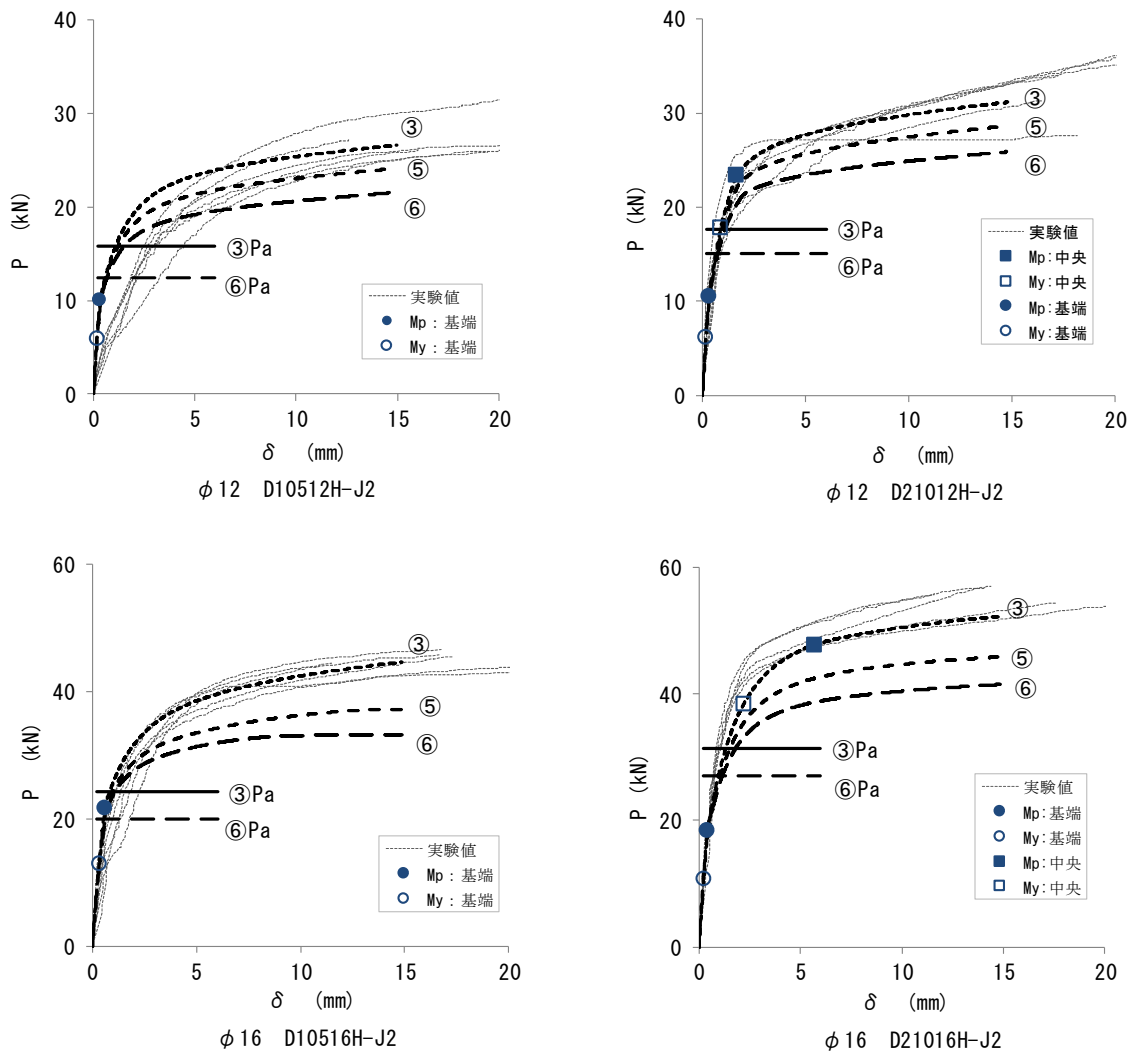


Fig. 3.4-14 繊維方向加力時の荷重と変位の関係（ヒノキ）

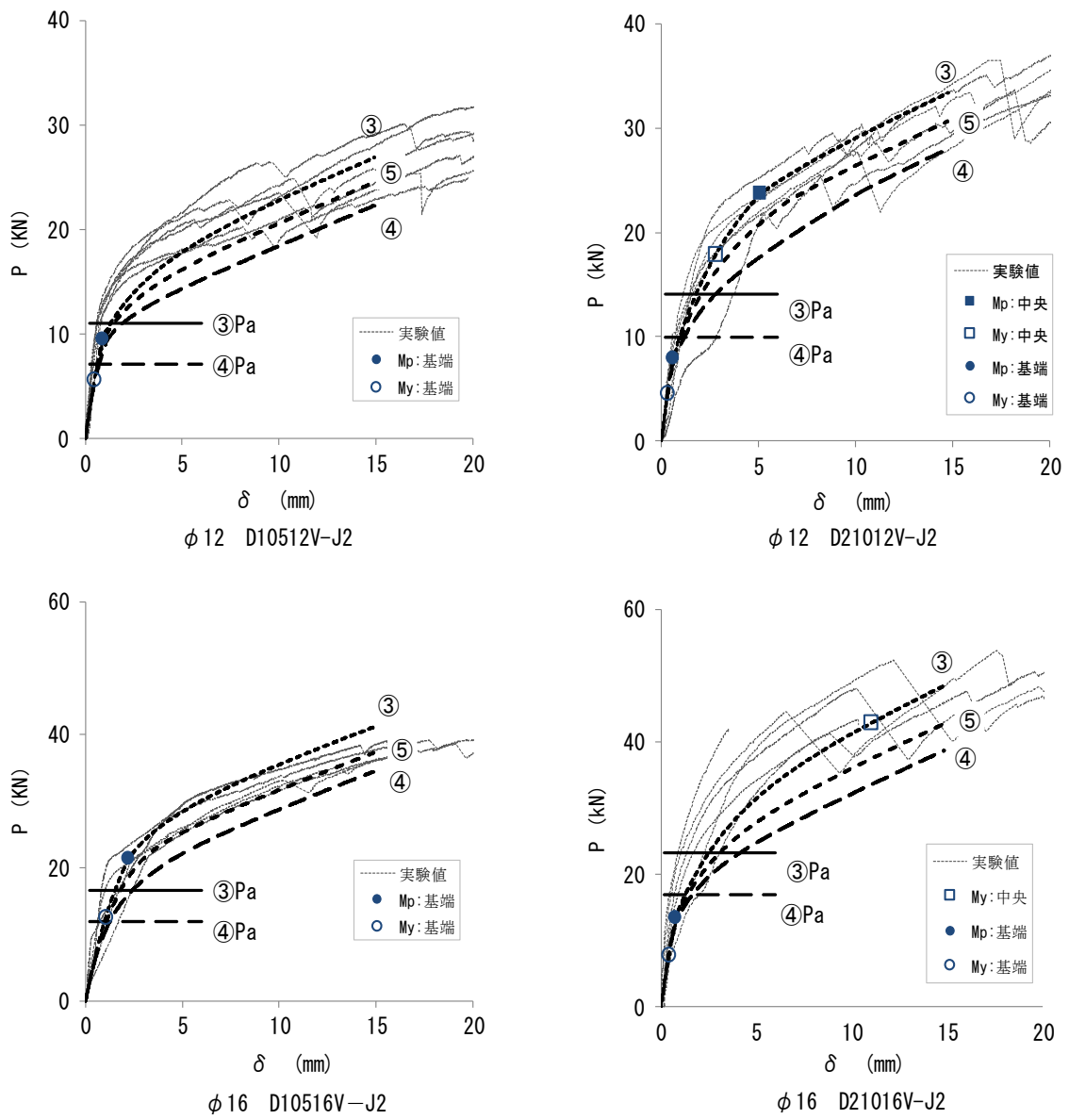


Fig. 3. 4-15 繊維直交方向加力時の荷重と変位の関係 (ヒノキ)

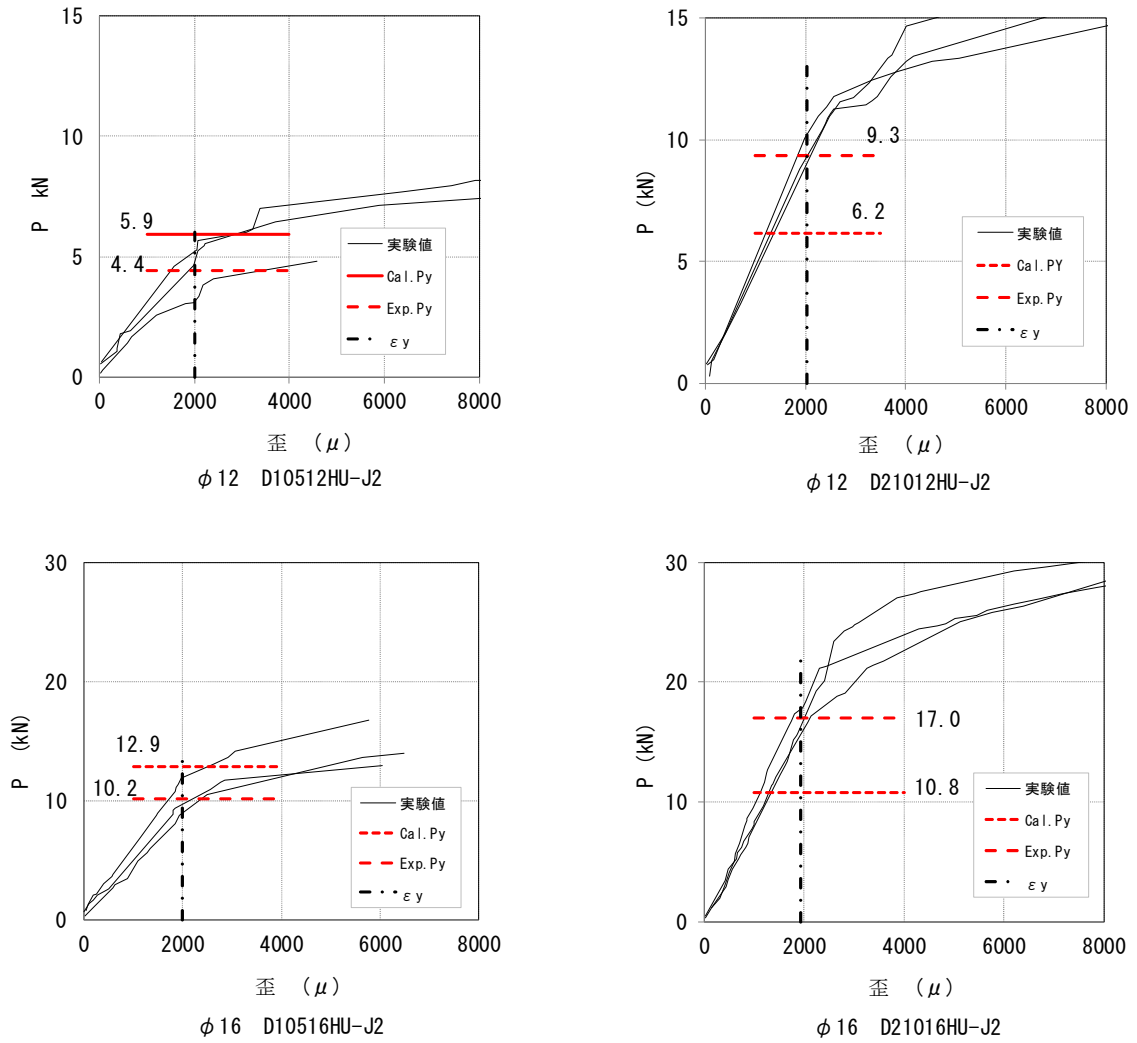


Fig. 3.4-16 繊維方向加力時の荷重と歪の関係（ヒノキ）

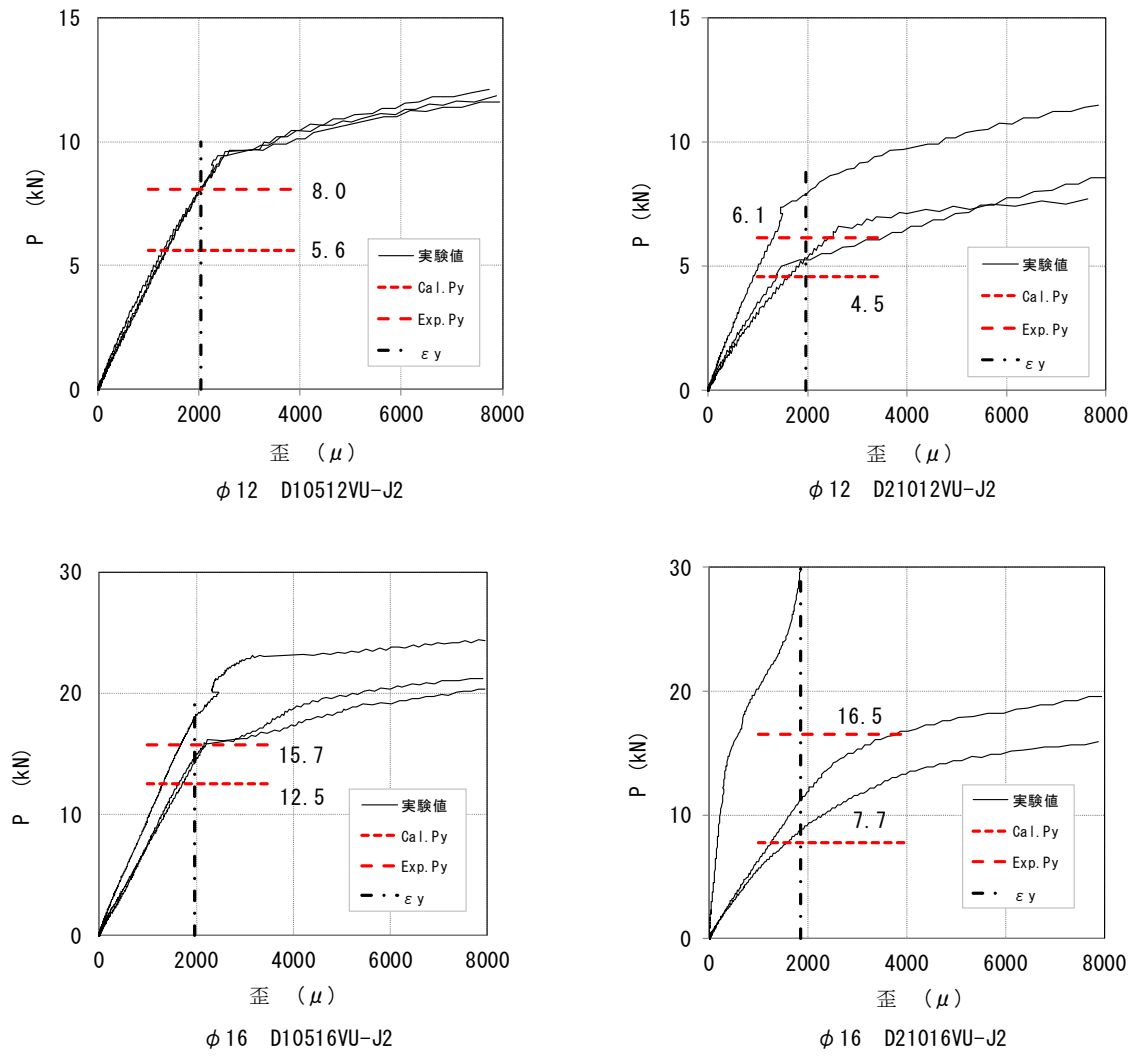


Fig. 3. 4-17 繊維直交方向加力時の荷重と歪の関係 (ヒノキ)

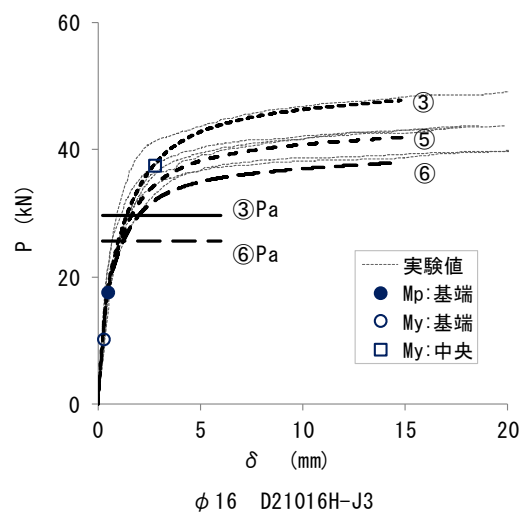
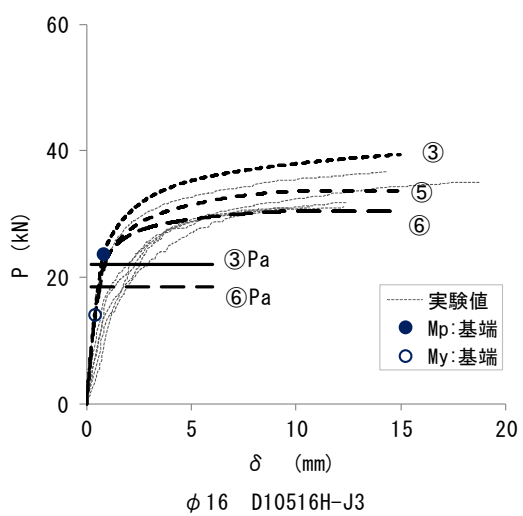
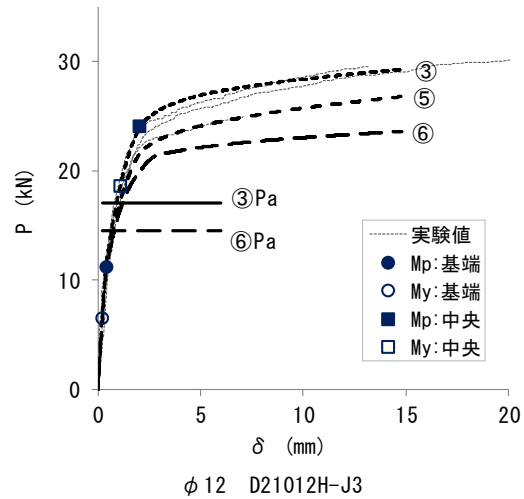
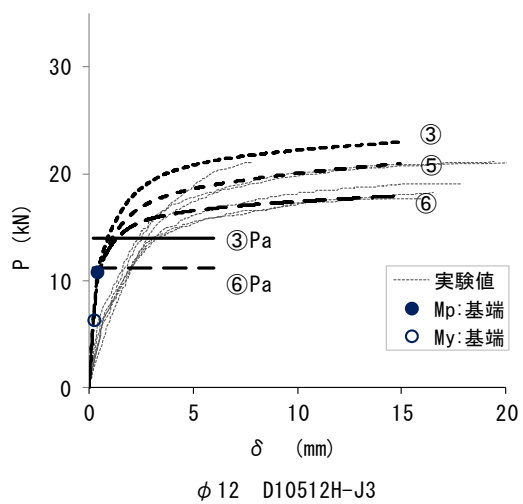


Fig. 3.4-18 繊維方向加力時の荷重と変位の関係 (スギ)

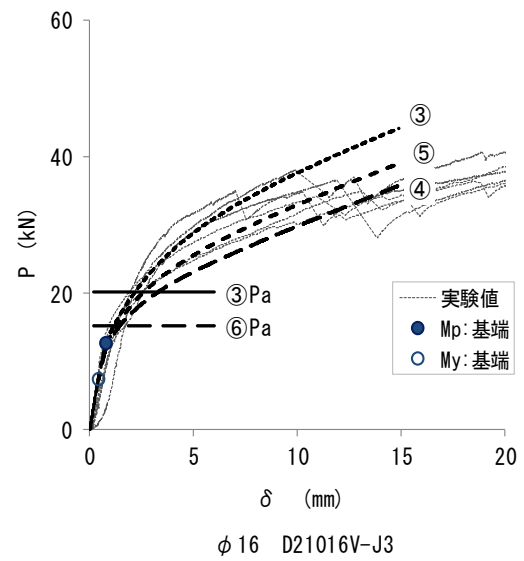
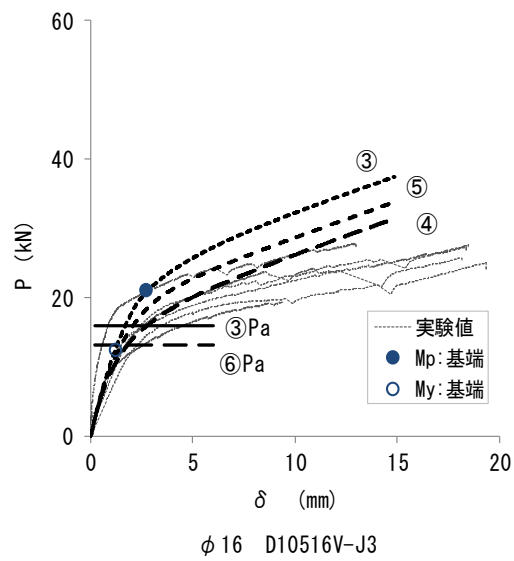
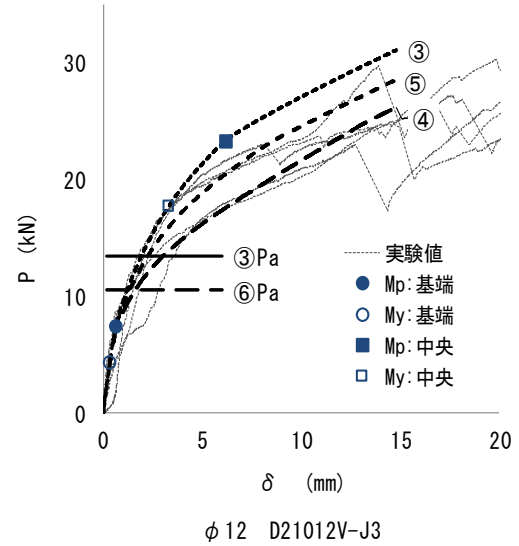
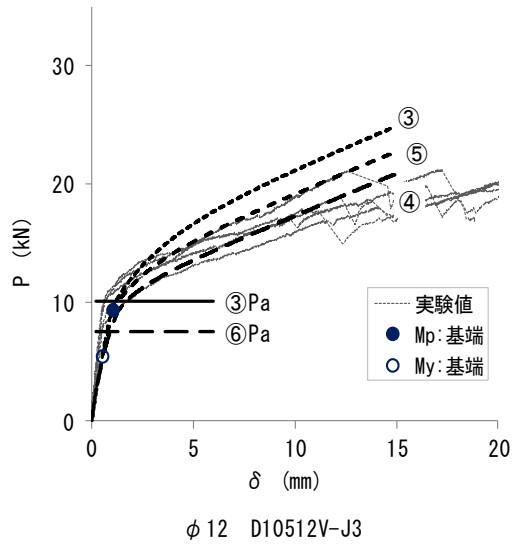


Fig. 3.4-19 繊維直交方向加力時の荷重と変位の関係 (スギ)

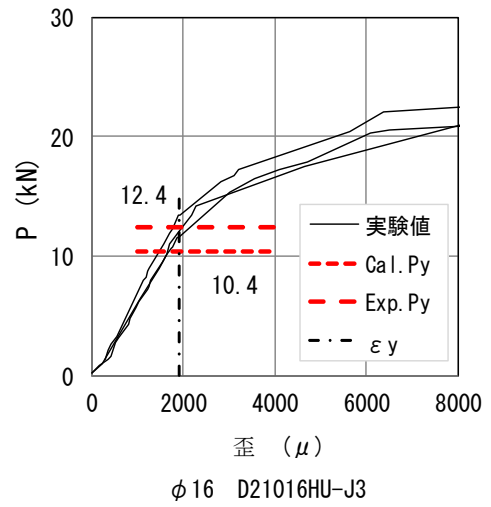
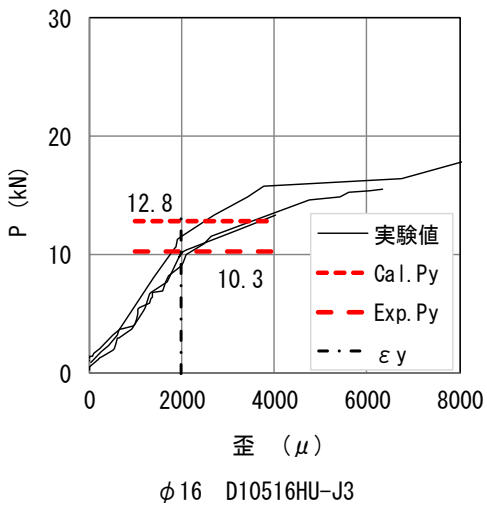
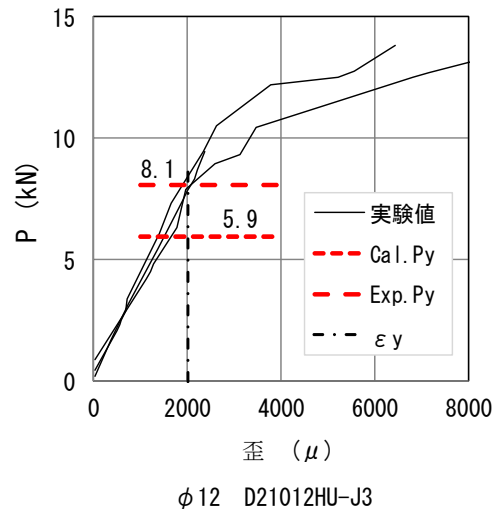
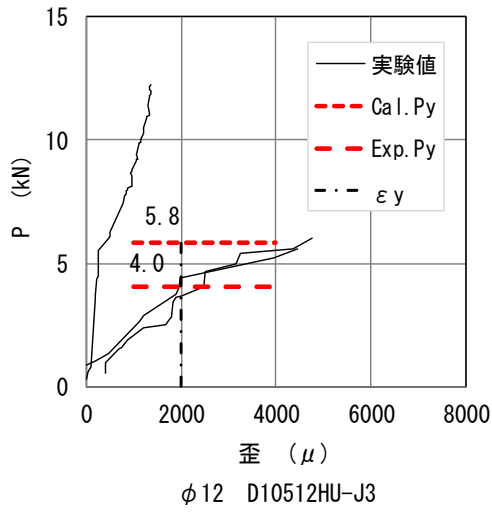


Fig. 3.4-20 繊維方向加力時の荷重と歪の関係（スギ）

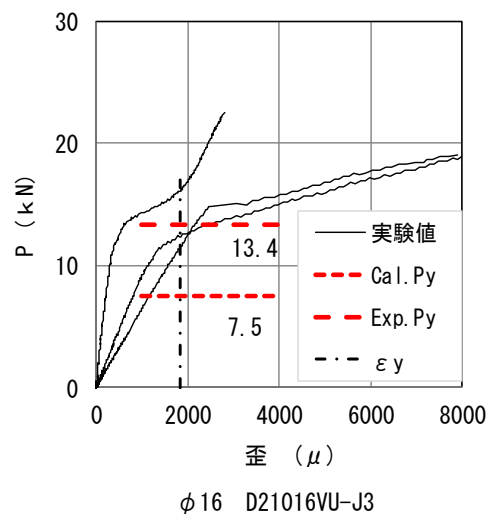
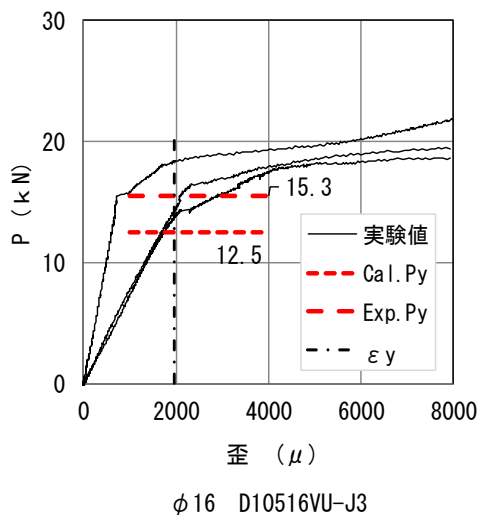
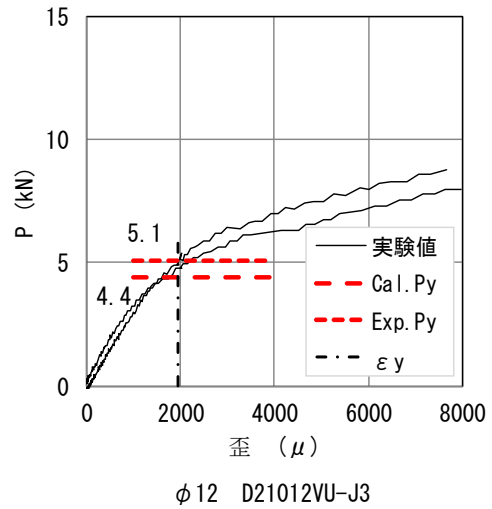
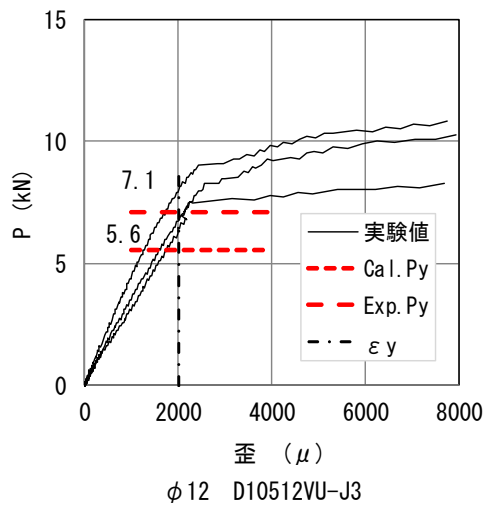


Fig. 3.4-21 繊維直交方向加力時の荷重と歪の関係 (スギ)

3.4.4 損傷限界変位について

繊維方向、繊維直交方向とも特性値の初期剛性 K_{st} の適合性の良い接合部について耐力と変形の関係について考察する。

木質構造では許容応力度設計が主に行われている。地震時の接合部許容耐力について、ヨーロッパ降伏理論に基づく式²⁾により降伏せん断耐力 dP_y を求めると、短期許容せん断耐力は $P_a=2/3 \cdot dP_y$ となる。地震時の短期許容せん断耐力 P_a を損傷限界の耐力とし、初期剛性（線形解析による）に基づく P_a 時の変位を損傷限界の変位 y_e とする。

特性値の初期剛性 K_{st} の適合性の良い接合部の耐力と変形の関係 4 ケースについて損傷限界の変位を求めた結果を Fig.3.4-22、Fig.3.4-23 に示した。図には Table3.1-4 の支圧強度③式による解析値の P - δ 曲線および③④⑥式による P_a 値（③ P_a 、④ P_a 、⑥ P_a ）を示している。なお、 dP_y の降伏モードは M_p (1次)の場合はモードⅢ、 M_p (1, 2次)の場合はモードⅣを示す。初期剛性 K_e の直線と直線③ P_a の交点変位を y_e 、解析値の P - δ 曲線と直線③ P_a の交点変位を y_e' とする。

P - δ 曲線においてドリフトピンの基端部（剛域端部）に降伏ヒンジ（ M_p ）が発生する時の耐力を P_p とする。 P_a 値が P_p 値より大きくなると基端部の降伏ヒンジにより変形が増幅し y_e と y_e' の差が大きくなる。逆に P_a 値が P_p 値より小さくなると y_e と y_e' の差は小さい。

支圧強度を③式とし P_a が P_p より大きくなる場合、初期剛性 K_e に対して y_e' の剛性は K_e の 0.63～0.515 倍程度に低下する傾向がある。 P_a が P_p 以下になる場合には、初期剛性の低下は K_e の 0.72 倍程度になる。Fig.3.4-14～Fig.3.4-15、Fig.3.4-18～Fig.3.4-19 の P - δ 曲線に示す実験と解析の比較における③ P_a 、④ P_a 、⑥ P_a のせん断耐力は降伏ヒンジが生じる P_p 値より大きくなる場合が多くなっている。

許容応力度設計が主に行われている木質構造の設計では、許容せん断耐力は⑥ P_a として設計値には余裕を持たせているので P_p 値より大きくなることは少ないと思われる。支圧強度が高い場合、接合部の許容せん断耐力を大きく採用することができるが、接合部での

すべり量も大きくなるので損傷限界時にドリフトピン基端部に生じる降伏ヒンジの有無などを考慮して初期剛性を設定する必要がある。

降伏ヒンジの有無の判断は短期 Pa 時にドリフトピンに降伏ヒンジ Mp が生じる時のせん断力 Pp を求めることになるが、文献⁴⁾を参考にして Mp から Pp を逆算し Pa と比較することで、降伏ヒンジの発生を推測することができる。文献⁴⁾から引用して、ドリフトピンの基端部に作用するせん断力 (Q₀) による基端部の変位 (y₀) と曲げモーメント (M₀) を求める式、式番号を示す。

$$y_0 = Q_0 / (4EI\beta^3) \cdot R_{y0} \quad \dots (50) \text{ 式、}$$

$$M_0 = Q_0 / (2\beta) \cdot R_{M0} \quad \dots (51) \text{ 式}$$

ドリフトピンの曲げ剛性 EI、特性値 β は 3.1.2 で示した。R_{y0}、R_{M0} は文献にあるドリフトピンの先端の境界条件 (フリー) から求まる係数であり、また基端部の回転拘束は固定度 (α_r) を 1.0 とする。基端部が曲げ降伏する時のせん断力 Q₀ は、M₀=Mp として (51) 式より算出し、接合部に作用するせん断力は Pp=2Q₀ として求めることになる。また Q₀ による変位を(50)式から求めることもできる。

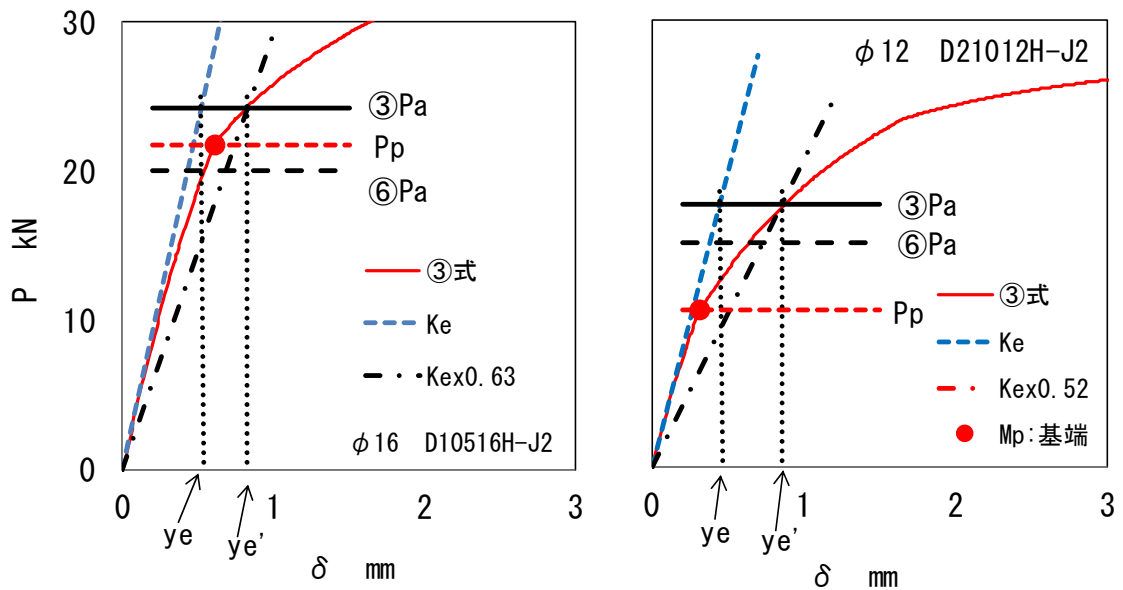


Fig. 3.4-22 纖維方向 損傷限界変位 (ヒノキ)

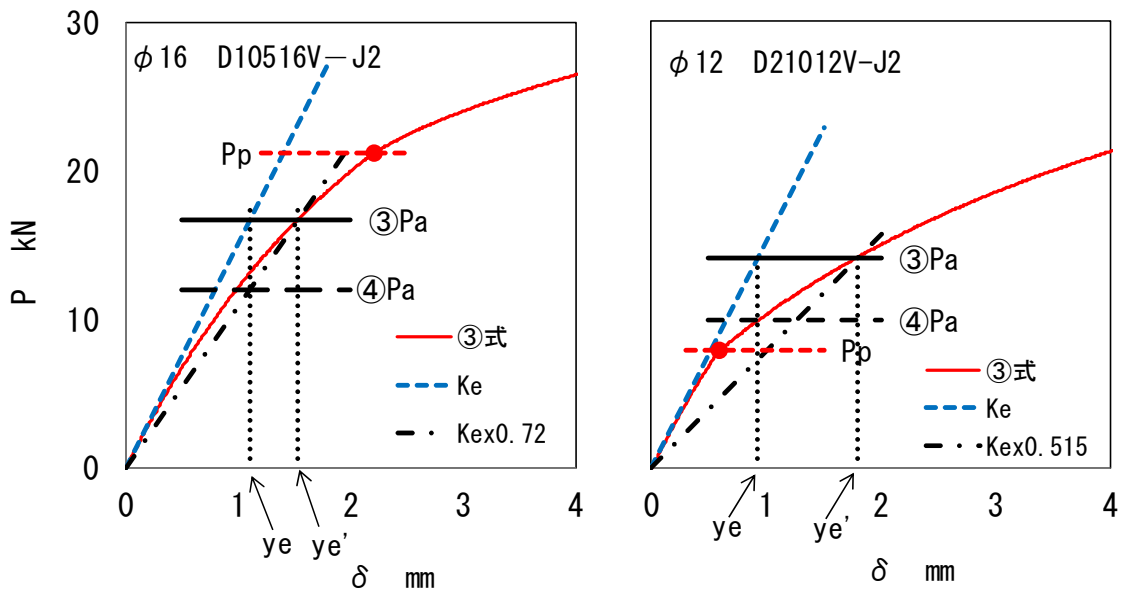


Fig. 3.4-23 纖維直交方向 損傷限界変位 (ヒノキ)

3.5 割裂についての考察

鋼板挿入式ドリフトピン接合部の2面せん断試験を繊維方向、繊維直交方向について前節で報告している。各試験体は最終的に割裂破壊もしくはせん断破壊を生じることにより耐力低下に伴い実験を終了している。

木規準によると Fig.3.5-1 に示す割裂破壊は繊維直交方向に生じ、割裂終局耐力を(3.5-1)式で求めている。この式は接合部先孔両端部における応力が対称である場合に主材幅 B を考慮して求めている。 C_{γ} は割裂破壊定数であり(3.5-2)式で木材の比重より求める。

鋼板挿入式ドリフトピン接合部の2面せん断試験では、Fig.3.5-4 の解析モデルの基端部側となるめり込みバネ反力 R が最大になり、反力と割裂終局耐力の関係について考察した。

(3.5-1) 式による割裂終局耐力 $P_{\nu 0}$ は主材厚 B に対して求めているが、主材厚方向に $P_{\nu 0}/B$ とした単位の耐力 P_{ν} (N/mm) を考える。解析モデルのドリフトピン径を d 、要素長さを Δ とすると、基端部の反力 R に対応するめり込みバネの面積 $A=d \cdot \Delta/2$ による応力度を $w=R/A$ とする。また主材厚方向の単位 ($B=1\text{mm}$) の径 d に対応する応力を $\Sigma w=d \cdot B \cdot w$ (N/mm) とする。

繊維直交方向では、Fig.3.5-4 のめり込み反力と変位の $R-\delta$ 関係の曲線に示すように変形とともに R は増加する。ここでは割裂終局耐力 P_{ν} に対応するめり込みバネの反力 R を求めることにした。Fig.3.5-1 の木材部に割裂が生じる瞬間のめり込みの単位応力 Σw と P_{ν} のつり合いからドリフトピン基端部に作用するせん断力 P を求め、Fig.3.5-5、Fig.3.5-6 に実験と解析の $P-\delta$ 曲線に割裂強度 P_u として示した。

繊維方向の2面せん断試験による割裂破壊については、Fig.3.5-2 に示す丸鋼のドリフトピンによる木材に円形状のめり込み変形が生じ、せん断力 P による最大のめり込み反力 R が丸鋼の円弧状に w として分布すると考え、木材とドリフトピンの境界で木材面が半円のアーチとして抵抗すると仮定する。Fig.3.5-3 に示すアーチの脚部にはスラスト力 H がアーチを開く方向に作用することになり、この H と P_{ν} の関係を考察した。繊維直交方向では

割裂が生じる時の P_v は割裂箇所の下側の材に作用するが、繊維方向では P_v に対して H はドリフトピンの両側に同時に作用することになり $P_v=2H$ と仮定すると、(3.5-1)式による $P_{v0}/B (=P_v)$ の 1/2 を H 方向の割裂終局耐力とすることができる。

Fig.3.5-4 の $R-\delta$ 曲線に示すように反力 R は割裂破壊が生じる変位 10mm 以上では一定値になり、支圧強度に近い反力になっている。また、アーチに作用するめり込み反力の分布をドリフトピン径の見つけ幅とする場合と周長に分布する場合を考慮した。

$$P_{v0} = 2C_\gamma B \sqrt{\frac{he}{1-\frac{he}{h}}} \quad (3.5-1)$$

$$C_\gamma = 39.6\gamma_0 - 4.44 \quad (3.5-2)$$

- P_{v0} : 割裂による終局耐力 (N)
- C_γ : 割裂破壊定数 ($N/mm^{1.5}$)
- γ_0 : 木材の比重
- h : せい(mm)
- he : 加力側材縁から接合具までの距離 (mm)
 $he = \min (he1, he2)$
- B : 主材厚 (mm)

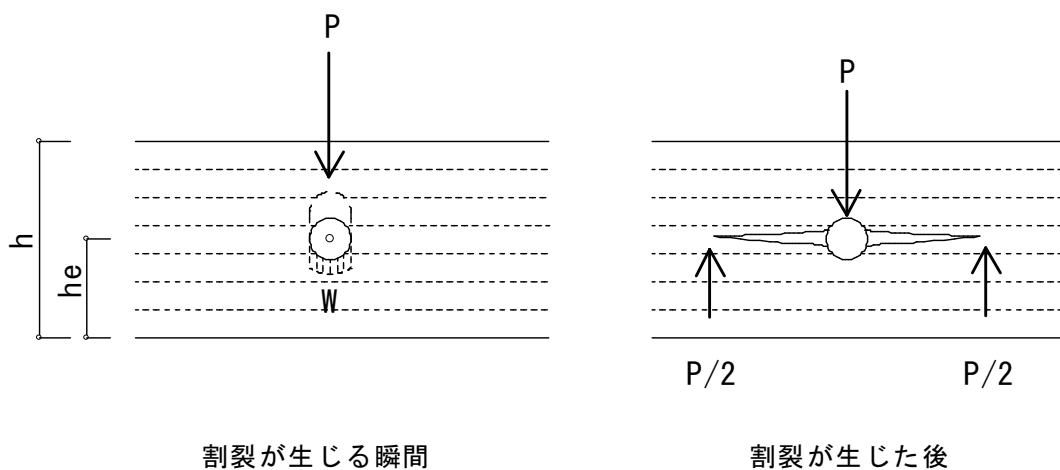


Fig. 3.5-1 繊維直交方向加力の割裂破壊

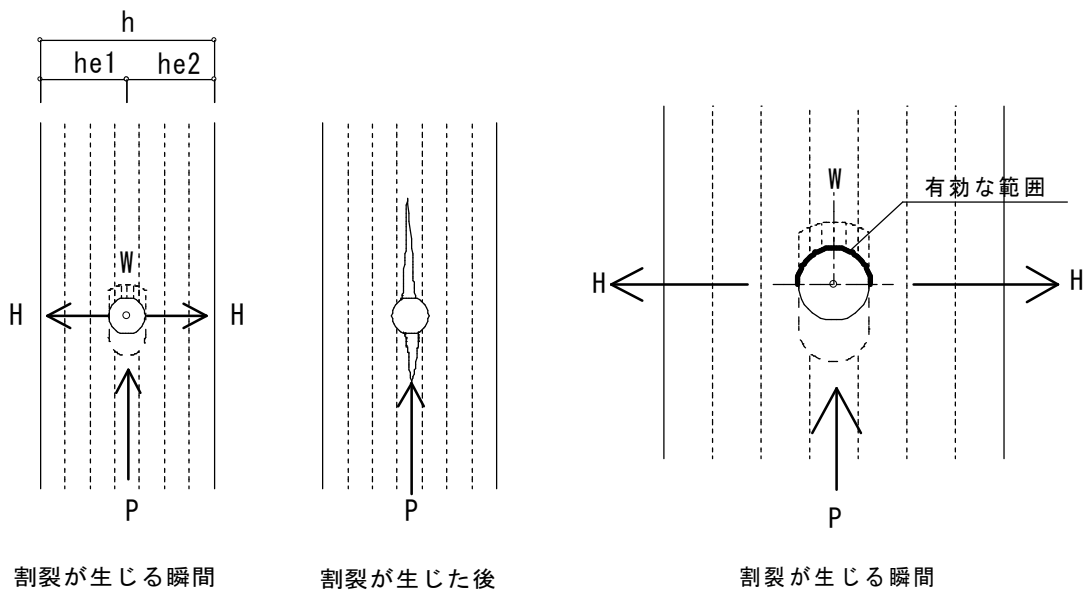


Fig. 3.5-2 繊維方向加力の割裂破壊

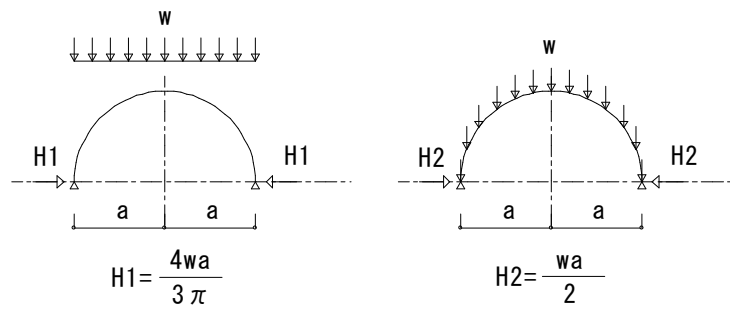
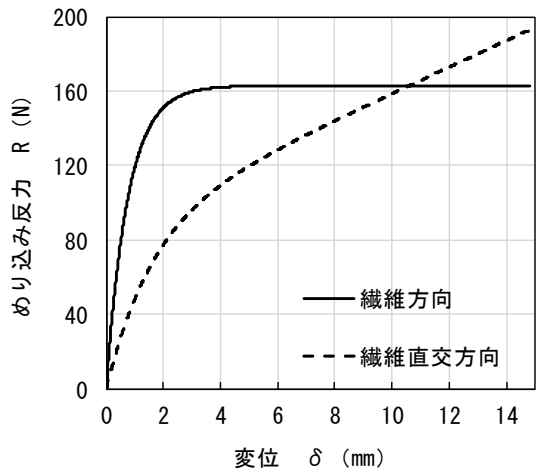
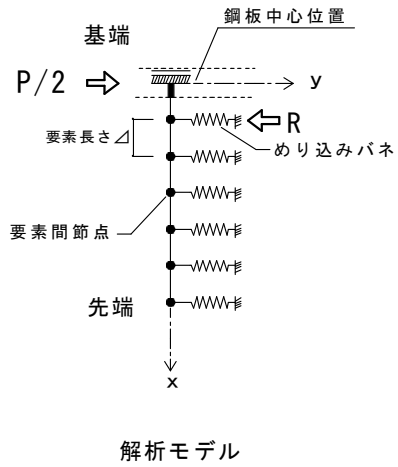


Fig. 3.5-3 アーチによるスラスト H



R-δ 関係 (D10512H (V)-J2F3)

Fig. 3.5-4 接合部の解析モデルとめり込み反力 R と変位 δ の関係

(1) 繊維直交方向加力時の割裂破壊

Table3.5-1 に繊維直交方向試験体の割裂終局耐力の主材幅に対して単位耐力 ($B=1\text{mm}$) P_v を算出し、 P_v に対応する支圧強度式③によるめり込み応力度 w となるときの P を解析結果から求め、Fig.3.5-5 と Fig.3.5-6 に P_u (割裂荷重) として示した。同図に示すように実験による割裂の発生にはばらつきがあるが、支圧強度式③による解析結果の P - δ 曲線が実験結果と対応がよい試験体では割裂荷重の P_u 直線の近傍で割裂が生じていることが分かる。

また、ドリフトピン長さ方向に沿っためり込み応力度分布を Fig.3.5-7, Fig.3.5-8 に示した。同図に示すめり込み応力度 w (割裂終局耐力 P_v に対応) に対し、基端部において応力 w に対応する基端部の変位 δ_c (例えば D21012V-J2 の場合は 5mm) について、Fig.3.5-5、Fig.3.5-6 に示す P - δ 曲線に変位 δ_c および P_u を示して割裂状況を比較すると、割裂が生じる場合は概ね水平変位 δ_c 以上の位置で割裂が生じていることがわかる。割裂が生じていない場合は、Fig.3.5-7、Fig.3.5-8 のめり込み応力度分布は w より小さい値になっている。以上から割裂の発生については、 P_v に対応する w から求まる割裂強度 P_u および δ_c により判断できることがわかる。

Table3.5-1 繊維直交方向加力時の割裂終局耐力の比較 (支圧強度式：③)

試験体	ヒノキ材の繊維直交方向割裂終局耐力				スギ材の繊維直交方向割裂終局耐力			
	D10512V-J2	D10516VJ2	D21012V-J2	D21016V-J2	D10512V-J3	D10516V-J3	D21012V-J3	D21016V-J3
密度 ρ kg/m^3	472	472	472	472	405	405	405	405
Cr $\text{mm}^{-1.5}$	14.248	14.248	14.248	14.248	11.596	11.596	11.596	11.596
B mm	1	1	1	1	1	1	1	1
h mm	150	208	150	150	150	208	150	150
he mm	96	144	72	96	96	144	72	96
1-he/h	0.36	0.307692308	0.52	0.36	0.36	0.307692308	0.52	0.36
$\sqrt{he/}$ (1-he/h)	16.330	21.633	11.767	16.330	16.330	21.633	11.767	16.330
$P\nu$ N/mm	465.4	616.5	335.3	465.4	378.7	501.7	272.9	378.7

支圧強度式		F3				F3			
R り込み 反力	k g	17	22	12	17	14	18	10	14
	N	166.7	215.7	117.7	166.7	137.3	176.5	98.1	137.3
P	k N	23.8	41.2	22.4	35.7	20.8	36.1	19.0	32.2
d	径 mm	12	16	12	16	12	16	12	16
\triangle	要素長 mm	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692
A	負担面積 mm^2	4.152	5.536	4.152	5.536	4.152	5.536	4.152	5.536
w	り込み 応力度 N/mm^2	40.152	38.972	28.343	30.114	33.067	31.886	23.619	24.800
B	幅 mm	1	1	1	1	1	1	1	1
Σw	荷重 N/mm	481.83	623.54	340.12	481.83	396.80	510.17	283.43	396.80
$\Sigma w/P\nu$		1.035	1.011	1.014	1.035	1.048	1.017	1.039	1.048

$$\Sigma w = d \cdot B \cdot w$$

$$w = R/A$$

$$A = d \cdot \triangle/2$$

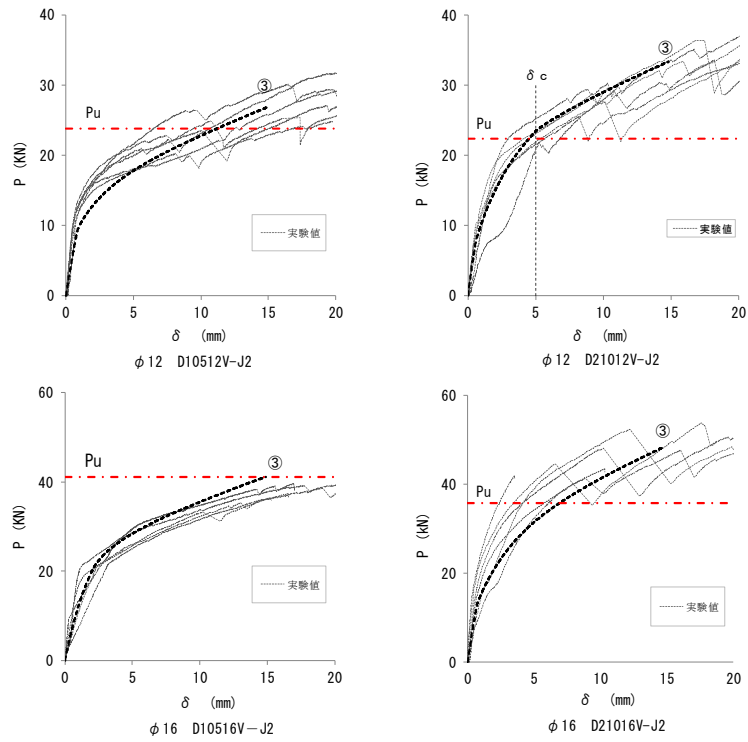


Fig. 3.5-5 繊維直交方向加力時の割裂荷重の関係（ヒノキ）

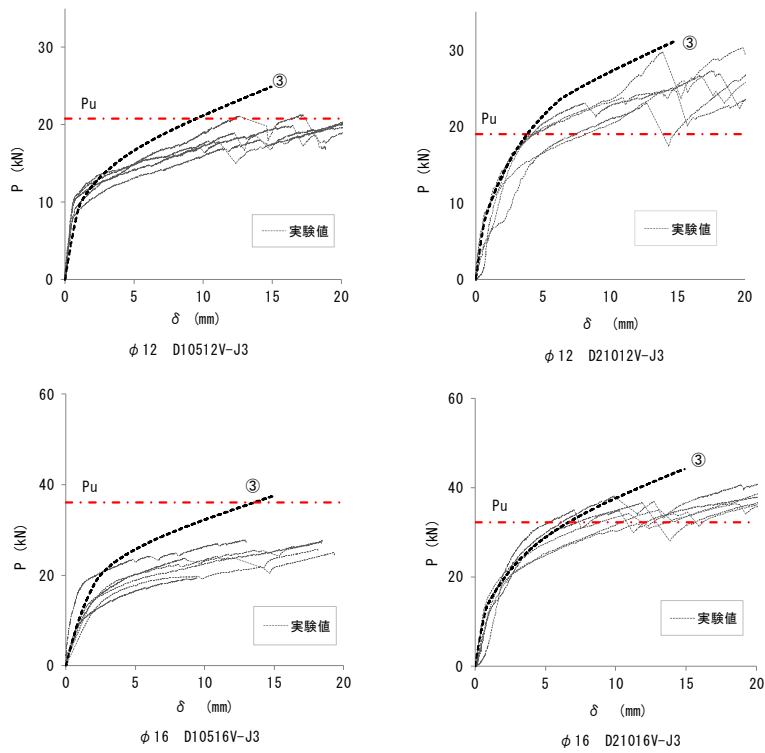


Fig. 3.5-6 繊維直交方向加力時の割裂荷重の関係（スギ）

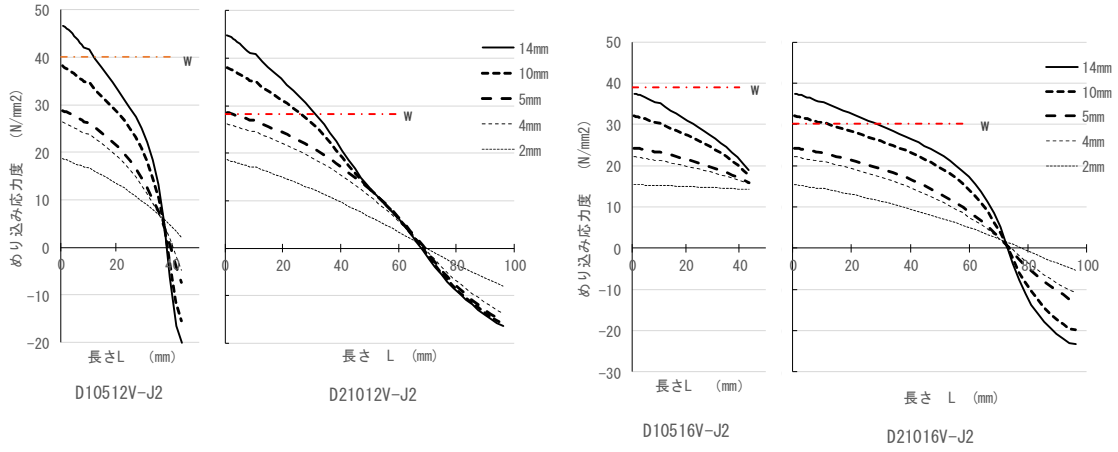


Fig. 3.5-7 繊維直交方向加力時のめり込み応力度分布（ヒノキ）

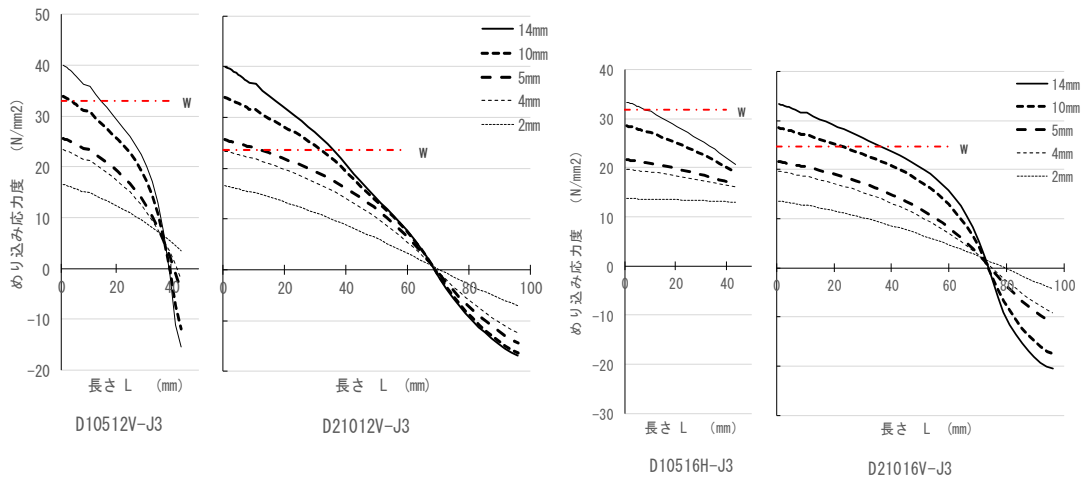


Fig. 3.5-8 繊維直交方向加力時のめり込み応力度分布（スギ）

(2) 繊維方向加力時の割裂破壊

繊維方向加力時の割裂について、Table3.5-2 に支圧強度式③の場合、Table3.5-3 に支圧強度式⑤の場合について割裂終局強度 $P_v/2$ とアーチモデルのスラスト力 H_1 、 H_2 を示した。スラスト力 H は、基端部のめり込み反力 R が割裂破壊を生じる基端変位 10 mm 以上の値とした。この R の応力度 w は支圧強度とほぼ同じ値になっている。

支圧強度式③の場合、 $H_1/(P_v/2)$ 値は 0.666~0.853 となり $H_2/(P_v/2)$ 値は 0.785~1.005 となっている。支圧強度式⑤の場合、 $H_1/(P_v/2)$ 値は 0.576~0.733 となり $H_2/(P_v/2)$ 値は 0.679~0.864 となっている。また、Fig.3.5-9、Fig.3.5-10 に示す H と割裂終局耐力($P_v/2$)の関係は概ね対応しているが、支圧強度式⑤の場合は式③の場合より H が $P_v/2$ より小さくなる。また、アーチモデルのスラストは H_2 の場合が $P_v/2$ との対応がよい。繊維直交方向の割裂終局耐力式 (3.5-1) により繊維方向加力時の割裂終局耐力 H を評価することが可能であり、繊維方向の支圧強度との関係から求めることができる。

繊維方向加力時にめり込み反力 R が支圧強度に近くなると割裂の可能性が高くなると考えられる。 R が支圧強度近くなるのは、Fig.3.5-4 に示す R - δ 関係から判断すると接合部の基端部の変位は 4 mm 以上の場合となるが、実験で割裂破壊が生じるのは 10 mm 以上の変位になるので、支圧強度に近くなる時から破壊に至らない割裂が生じる可能性があるが、強度レベルの判断で割裂破壊発生の変位を求めるのは難しいことが分かる。

ドリフトピン長さに沿っためり込み応力度分布を Fig.3.5-11、Fig.3.5-12 に示した。基端の変位が 5 mm、10 mm、14 mm となる時のドリフトピンの変位分布も合わせて示した。基準として、基端変位が 5mm の変位分布とめり込み分布の基端部が同じになるように重ねて示した。基端変位が 2 mm 程度のめり込み応力度分布は支圧強度より低い状態で、4 mm、5 mm 程度から支圧強度に近いめり込み応力度分布が、ドリフトピンの長さにより異なるが基端部から $2d$ (d : ドリフトピン径) 程度となり割裂現象は発生していると思われる。基端変位が 5 mm を超え 10 mm 程度になると支圧強度に近いめり込み応力度の分布範囲は

長くなるが極端に長くはならず、めり込み応力の降伏後の塑性変形範囲が長くなり、径により前後するがその範囲は基端部から概ね $2d$ 程度となっている。実験結果では基端変位が 10 mm 以下では割裂破壊する場合は少なく、短いドリフトピン ($L/d=52.5/12=4.375$) では 10 mm 以上の 15 mm 程度で割裂破壊するケースが多い、また長いドリフトピン ($L/d=105/12=8.75$) の場合は 15 mm 以上となっている。

ドリフトピンの曲げヒンジ発生後に曲げ抵抗が低くなりめり込み応力は降伏に達し、めり込みによる塑性変形が進みドリフトピンに沿っためり込みの塑性範囲が基端部から概ね $2d$ 程度を超えるときから割裂破壊の可能性が高くなると思われる。また、繊維直交方向に働くスラスト H についてもめり込み応力と同様な分布になると思われることから、 H が増加して割裂終局耐力 ($=P_v/2$) に達した頃から割裂が生じ始め、割裂終局耐力 H の分布も基端部から $2d$ 程度になり、繊維方向のめり込みによる塑性変形の範囲が基端部から $2d$ を超えるころから割裂破壊が生じる可能性が高くなると思われる。

Table3.5-2 繊維方向加力時の割裂終局耐力の比較 (支圧強度式：③)

試験体	ヒノキ材の繊維方向割裂終局耐力				スギ材の繊維方向割裂終局耐力			
	D10512H-J2	D10516H-J2	D21012H-J2	D21016H-J2	D10512H-J3	D10516H-J3	D21012H-J3	D21016H-J3
密度 ρ kg/m^3	470	470	470	470	385	385	385	385
Cr $\text{mm}^{-1.5}$	14.169	14.169	14.169	14.169	10.804	10.804	10.804	10.804
B mm	1	1	1	1	1	1	1	1
h mm	96	128	96	128	96	128	96	128
he mm	48	64	48	64	48	64	48	64
1-he/h	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
$\sqrt{1-he/h}$	9.798	11.314	9.798	11.314	9.798	11.314	9.798	11.314
$P_{\nu}/2$ N/mm	138.8	160.3	138.8	160.3	105.9	122.2	105.9	122.2

支圧強度式	N/mm ²	F3				F3			
		39.29	38.18	39.29	38.18	32.18	31.27	32.18	31.27
R めり込み反力	kg	16.6	21.6	15.4	20.0	13.4	17.3	13.6	17.3
	N	163.0	211.5	150.8	195.8	131.0	170.0	133.4	169.7
d 径	mm	12	16	12	16	12	16	12	16
△ 要素長	mm	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692
A 負担面積	mm ²	4.152	5.536	4.152	5.536	4.152	5.536	4.152	5.536
w めり込み応力度	N/mm ²	39.251	38.208	36.331	35.362	31.556	30.713	32.122	30.646
B 幅	mm	1	1	1	1	1	1	1	1
Σw 荷重	N/mm	471.01	611.32	435.98	565.80	378.67	491.41	385.46	490.33

アーチ H2	N/mm	117.8	152.8	109.0	141.4	94.7	122.9	96.4	122.6
アーチ H1	N/mm	100.0	129.7	92.5	120.1	80.4	104.3	81.8	104.1
H2/(P ν /2)		0.848	0.953	0.785	0.882	0.894	1.005	0.910	1.003
H1/(P ν /2)		0.720	0.809	0.666	0.749	0.759	0.853	0.773	0.851

$$\Sigma w = d \cdot B \cdot w$$

$$w = R/A$$

$$A = d \cdot \Delta/2$$

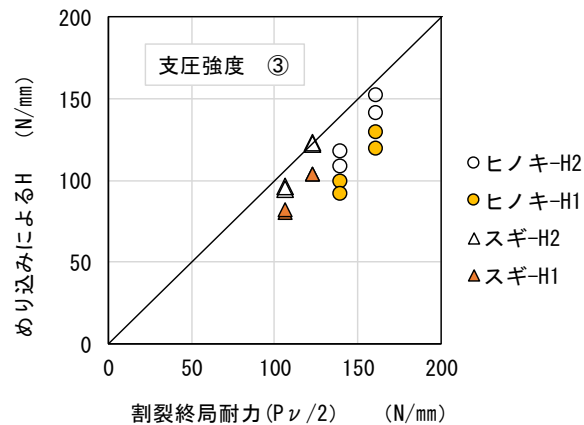


Fig. 3.5-9 繊維方向加力時のHと割裂終局耐力の関係 (ヒノキ)

Table3.5-3 繊維方向加力時の割裂終局耐力の比較 (支圧強度式：⑤)

試験体	ヒノキ材の繊維方向割裂強度				スギ材の繊維方向割裂強度			
	D10512H-J2	D10516H-J2	D21012H-J2	D21016H-J2	D10512H-J3	D10516H-J3	D21012H-J3	D21016H-J3
密度 ρ kg/m^3	470	470	470	470	385	385	385	385
Cr $\text{mm}^{-1.5}$	14.169	14.169	14.169	14.169	10.804	10.804	10.804	10.804
b mm	1	1	1	1	1	1	1	1
h mm	96	128	96	128	96	128	96	128
he mm	48	64	48	64	48	64	48	64
1-he/h	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
$\sqrt{he}/(1-he/h)$	9.798	11.314	9.798	11.314	9.798	11.314	9.798	11.314
$P_{\nu}/2$ N/mm	138.8	160.3	138.8	160.3	105.9	122.2	105.9	122.2

支圧強度式	F5				F5				
	N/mm ²								
R 盛り込み反力	kg	14.4	16.5	13.3	17.0	11.5	14.7	11.7	14.9
	N	140.9	161.6	130.4	166.2	113.3	144.4	114.7	146.1
d 径	mm	12	16	12	16	12	16	12	16
Δ 要素長	mm	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692	0.692
A 負担面積	mm ²	4.152	5.536	4.152	5.536	4.152	5.536	4.152	5.536
w 盛り込み応力度	N/mm ²	33.930	29.185	31.409	30.029	27.280	26.080	27.634	26.394
b 幅	mm	1	1	1	1	1	1	1	1
Σw 荷重	N/mm	407.15	466.96	376.91	480.46	327.36	417.29	331.61	422.31

アーチ H2	N/mm	101.8	116.7	94.2	120.1	81.8	104.3	82.9	105.6
アーチ H1	N/mm	86.4	99.1	80.0	102.0	69.5	88.6	70.4	89.6
H2/($P_{\nu}/2$)		0.733	0.728	0.679	0.749	0.773	0.853	0.783	0.864
H1/($P_{\nu}/2$)		0.622	0.618	0.576	0.636	0.656	0.724	0.665	0.733

$$\Sigma w = d \cdot B \cdot w$$

$$w = R/A$$

$$A = d \cdot \Delta/2$$

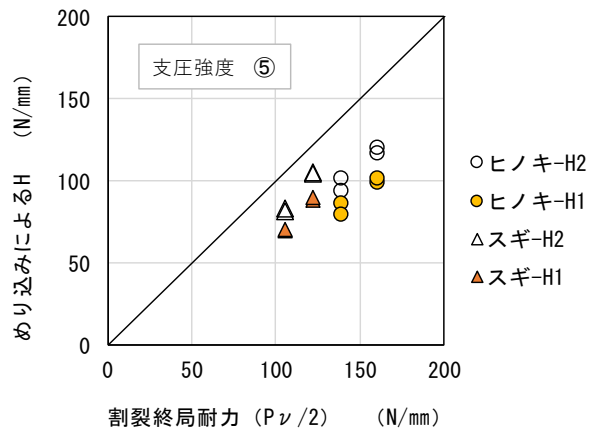


Fig. 3.5-10 繊維直交方向加力時の割裂荷重の関係 (スギ)

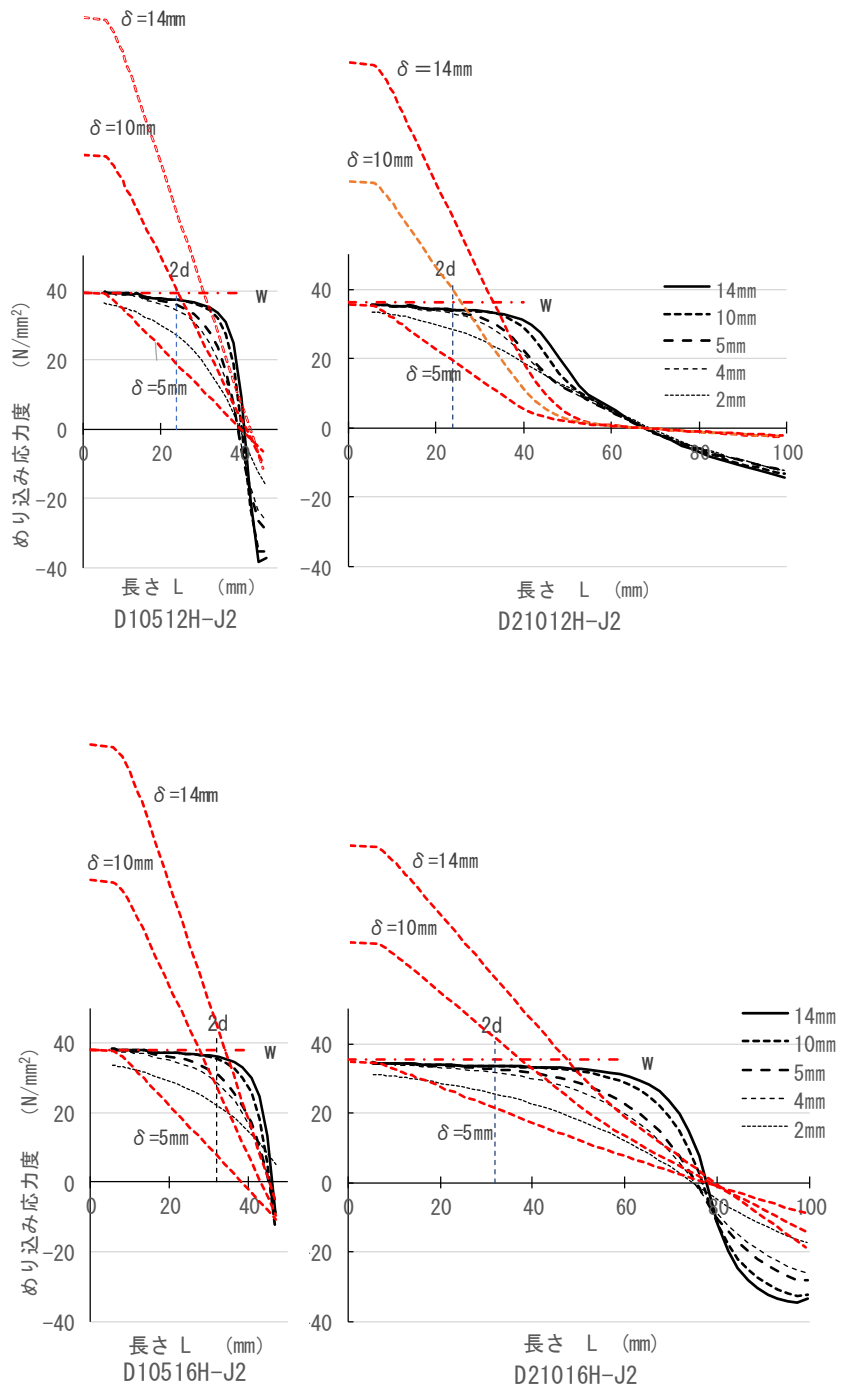


Fig. 3.5-11 繊維直向加力時の割裂荷重度とめり込み応力度の関係 (ヒノキ)

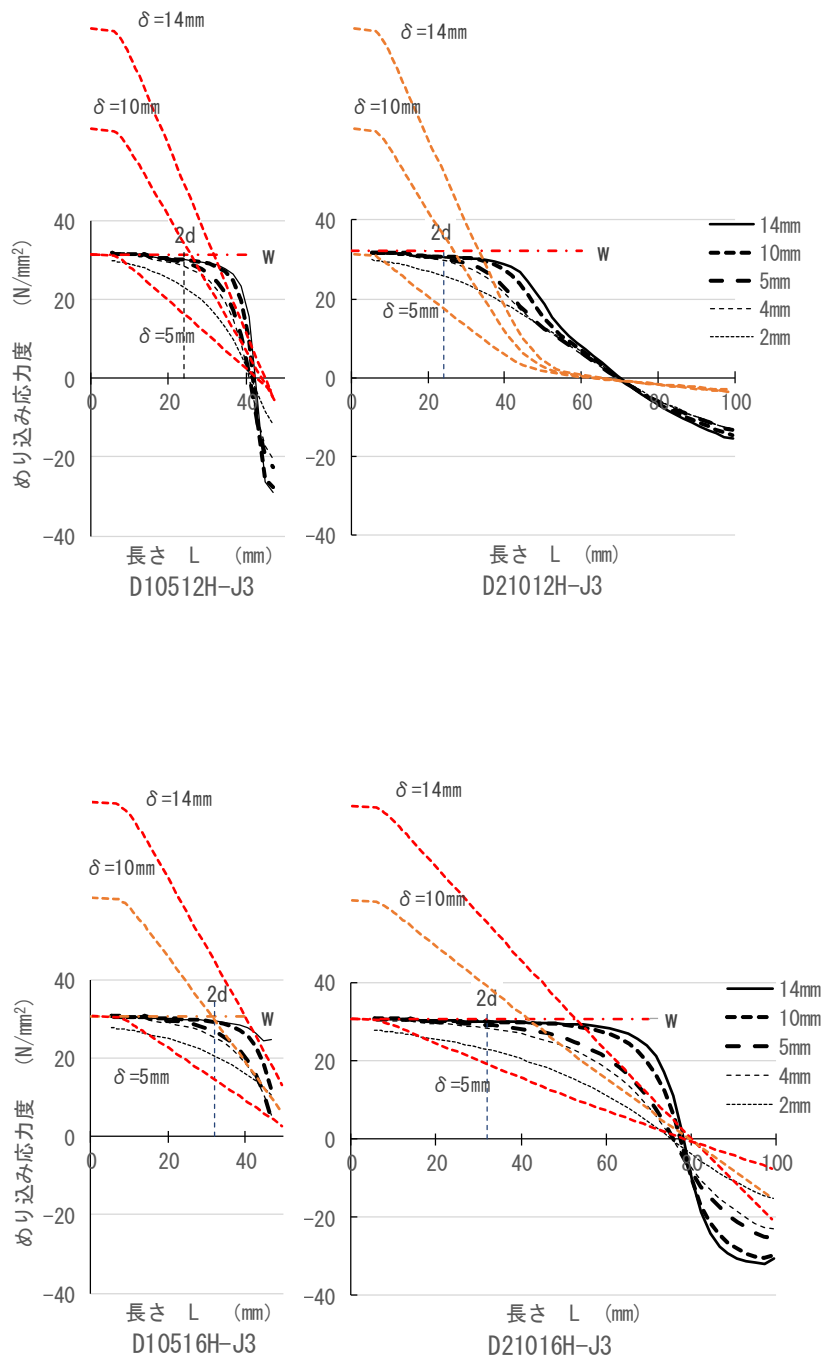


Fig. 3.5-12 繊維直向加力時の割裂荷重量とめり込み応力度の関係 (スギ)

3.6 3章のまとめ

単体のドリフトピンを用いた鋼板挿入式接合部のせん断性能について実験的および解析的検討を行った結果得られた結果を以下にまとめる。

(1) 梁線材要素で構成したモデルによる解析は、ドリフトピンの要素長さを $0.5d$ (d : 径)

以下とすれば弾性床上の梁理論の解との相関性は高くなる。

(2) 非線形解析の結果

- ・ 梁線材モデルとめり込みバネに 3P-exp 関数を用いた非線形解析の精度は、要素長さ（要素分割数）および解析ステップの変位刻み量 Δy に大きく影響を受ける。変位刻み量 $\Delta y = 1/50 \sim 1/100 \text{mm}$ 程度、ドリフトピンの要素長さまたは基端部の $1d$ 程度の範囲を $0.1 \sim 0.15d$ (d : 径) とすれば解析の精度は収束する。
- ・ 4つの支圧強度式(AIJ 木質構造設計規準による)による比較を行い、ドリフトピン径 (d) をパラメーターとする支圧強度式を用いることにした。実験結果の P- δ 関係に対して支圧強度式③が上側、繊維方向は $d=26\text{mm}$ とした⑥式、繊維直交方向では④式が下側を与え、中間は⑤式による結果が概ね対応することを確認した。
- ・ 各支圧強度式による接合部の P- δ 関係は、降伏モーメント M_y までの初期剛性の変形範囲で実験値と概ね対応しており、降伏ヒンジ M_p 後に差が大きくなる傾向がある。
- ・ 実験結果を評価する解析モデルは、要素分割数による解析精度に比べ支圧強度の選択が重要である。
- ・ 木質構造の許容応力度設計（ブレースの設計等）における、接合部の短期許容せん断耐力 P_a に対する損傷限界変位は、ドリフトピンに降伏ヒンジ M_p が生じる耐力 P_p より P_a が大きいと降伏ヒンジ後の変形が大きくなり、損傷限界変位を過小評価することになる。あらかじめ耐力 P_p を推測する式と方法について述べた。

(3) 割裂について

- ・鋼板挿入式ドリフトピン接合部の繊維直交方向の割裂については、加力点の基端部において単位めり込み応力 Σw は木規準による単位の割裂終局耐力 P_v に対応することが確認できた。 Σw に応じた基端変位とせん断力の割裂強度 P_u から割裂の生じる位置が推定できることが確認できた。

繊維方向の割裂については、丸鋼と接する円弧の木部にアーチモデル脚部のスラスト力 H を仮定した。めり込み応力による単位の割裂終局耐力 H は木規準による単位の割裂終局耐力 P_v の 1/2 として評価でき、めり込み応力度 w は支圧強度に達していることが確認できた。繊維方向のめり込み応力度が支圧強度になる分布は基端部から $2d$ (d : 径) 程度となると割裂の発生は始まり、めり込みによる塑性変形の範囲が基端部から $2d$ 以上になると割裂破壊が生じる可能性が高くなる。

4. 鋼板挿入式複数ドリフトピンのモーメント抵抗接合部の解析と実験

鋼板挿入式ドリフトピンによる柱梁接合部の回転バネについて、単体ドリフトピンによる接合部解析を利用して複数のドリフトピンによる回転接合部の非線形な $M-\theta$ 関係を求めることを目的とする。

解析と実験結果を比較するため実験を行い、試験体はドリフトピンを $\phi 12$ 、 $\phi 16$ として、配置を円形、矩形の接合部とした。樹種はオウシュウアカマツ、スギの対称異等級構成集成材を用いた。

4.1 対称異等級構成集成材の構成ラミナを考慮した解析

対象異等級構成集成材を用いて後述する回転接合部の $M-\theta$ 関係を求める場合、材の平均密度とラミナの密度を考慮した場合について比較し、接合具位置のラミナの影響が大きいことを Fig.4.1-1 に示す。実測した集成材の平均密度 ρ から求めた $M-\theta$ 関係は、ラミナの密度 ρ から求めた関係よりも M の値を過大評価し、実験結果と比較して精度が下がることがあり異等級集成材ではラミナ構成を考慮する必要がある。

集成材製造メーカーから提出されるミルシートは、ラミナの製造上のヤング係数、強度の下限構成が提供される。ラミナのヤング係数から回帰式により密度を求める時、集成材の実測平均密度との関係を精度よく求めるには、ミルシートの内容にラミナの密度に関する情報が必要になるが一般的に設計の段階では難しい。対象異等級構成集成材のラミナを考慮する接合部については、ラミナ密度の情報を求めておくことが重要である。また、めり込みの $\sigma-\delta$ 関係式 (3P-exp 関数) は、初期剛性のヤング係数による影響は少なく、密度による基準支圧強度の影響が大きいことから密度の精度は重要である。

ラミナの密度は既往式²⁷⁾ ($E=21.82\rho-889$ (N/mm²) (相関係数 0.944)) を用いてラミナのヤング係数から求める。求めた各ラミナの密度 ($L\rho$) から集成材の平均密度 ($L\rho_a$) を求め、実測した集成材の平均密度 ($M\rho$) との比 ($M\rho/L\rho_a$) の関係から各ラミナの密度を $L\rho \cdot M\rho/L\rho_a$

として補正することで算出できると仮定した。

Table4.1-1 に、各ラミナの補正した値およびラミナに対するドリフトピン位置を Table4.1-2 に示した。また、Fig.4.1-2 は使用する対称異等級構成集成材のラミナ構成とドリフトピン位置を示し、ドリフトピンに番号を付した。

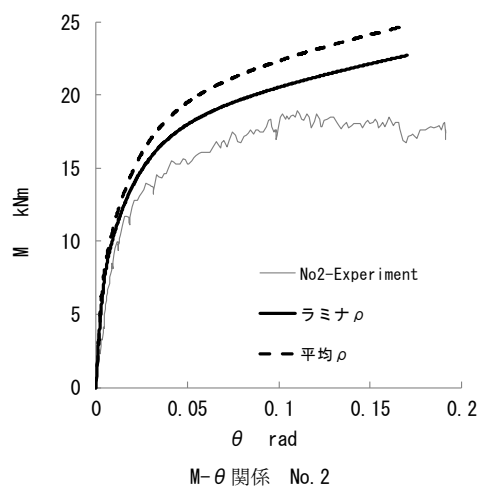


Fig. 4. 1-1 ラミナを考慮した M-θ 関係

Table4. 1-1 実測平均密度による補正值

試験体		密度 ρ		
番号	強度等級	① 実測値	②ラミナ計算値	補正值
		$M\rho$ (kg/m ³)	$L\rho_a$ (kg/m ³)	①/②
No1	E105-F300	533	479	1.11
No2	E65-F225	409	310	1.32
No3				
No4				
No5				

Table4. 1-2 補正密度とドリフトピン番号

E105-F300					E65-F225							
ラミナ 等級	補正值 1.11		No1		ラミナ 等級	補正值 1.32		No2	No3	No4	No5	
	L ρ	補正 ρ	ドリフトピン 番号	角度° ϕ		L ρ	補正 ρ	ドリフトピン 番号	角度° ϕ	ドリフトピン 番号	角度° ϕ	
	密度 kg/m ³					密度 kg/m ³						
L 125	603	670			L 80	400	528					
L 110	535	595			L 70	355	469					
L 110	535	595	①	0	L 60	310	410	①	0	①⑥	26.565	
L 80	400	445	②⑧	45	L 50	265	350	②⑧	45			
L 80	400	445			L 50	265	350					
L 80	400	445	③⑦	90	L 50	265	350	③⑦	90	②⑤	90	
L 80	400	445			L 50	265	350					
L 80	400	445	④⑥	45	L 50	265	350	④⑥	45			
L 110	535	595	⑤	0	L 60	310	410	⑤	0	③④	26.565	
L 110	535	595			L 70	355	469					
L 125	603	670			L 80	400	528					

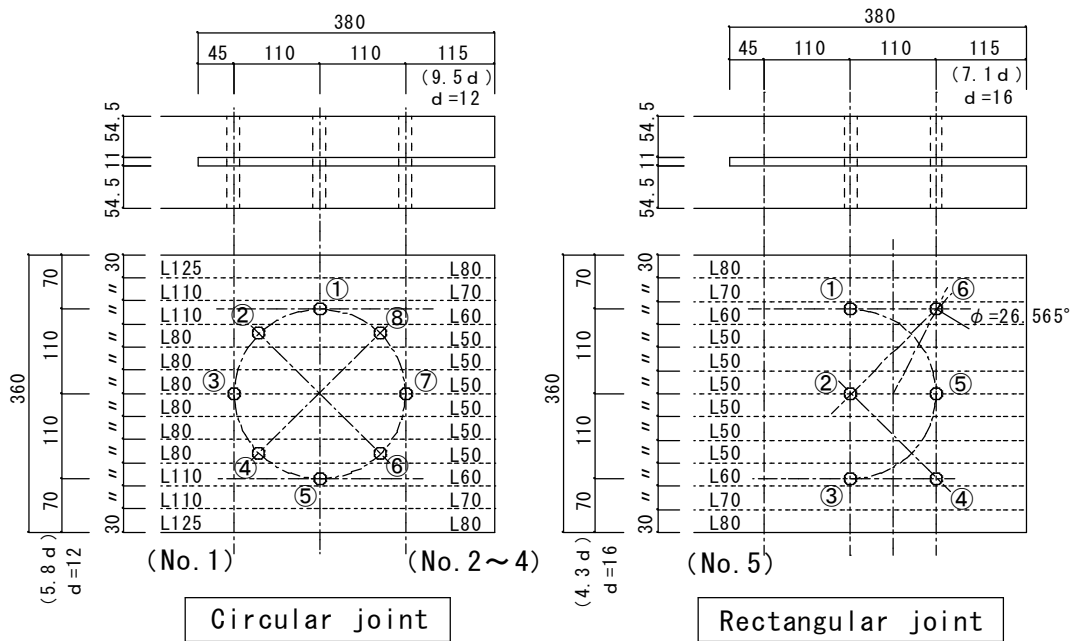


Fig. 4.1-2 ラミナ構成およびドリフトピン位置と番号 (mm)

4.2 ドリフトピン回転接合部の2面せん断試験

(1) 試験体

加力試験体図を Fig.4.2-1、Fig.4.2-2 に示し、Table4.2-1 に試験体の諸元を示す。樹種はオウシュウアカマツ (E105-F300)、スギ (E65-F225) とし、円形接合部を4種類 (No.1~No.4)、矩形接合部を1種類 (No.5) とした。

接合部は厚さ 9mm (SS400) の鋼板挿入式とし、ドリフトピンは SNR400B の丸鋼で円形接合部では8本、矩形接合部では6本使用した。丸鋼材のミルシートによる諸元を Table4.2-2 に示す。

試験体 No.1、No.2 は中央に $\phi 20$ のシアーボルト (中ボルト：強度区分 4.6) を設けた。接合部のドリフトピンの長さは試験体幅に合わせた $L=120\text{mm}$ とし、径を d として端距離は $7d$ 、縁距離は $4d$ 以上、鋼板を挿入するスリット幅は、9mm の鋼板に対して 11mm とした。縁距離は $\phi 12$ で $5.8d$ 、 $\phi 16$ で $4.3d$ 、端距離は $\phi 12$ で $9.5d$ 、 $\phi 16$ で $7.1d$ とした。

(2) 試験体材料の諸元

Table4. 2-1 試験体リスト

試験体 番号	ドリフトピン		樹 種			試験体数
	配置	径 d (mm)	樹種名	構造用集成材	強度等級	
No 1	円形	12 (+M20)	オウシュウ アカマツ	対称異等級構成	E105-F300	1
No 2			スギ		E65-F225	1
No 3		12				1
No 4		16	1			
No 5	矩形		1			

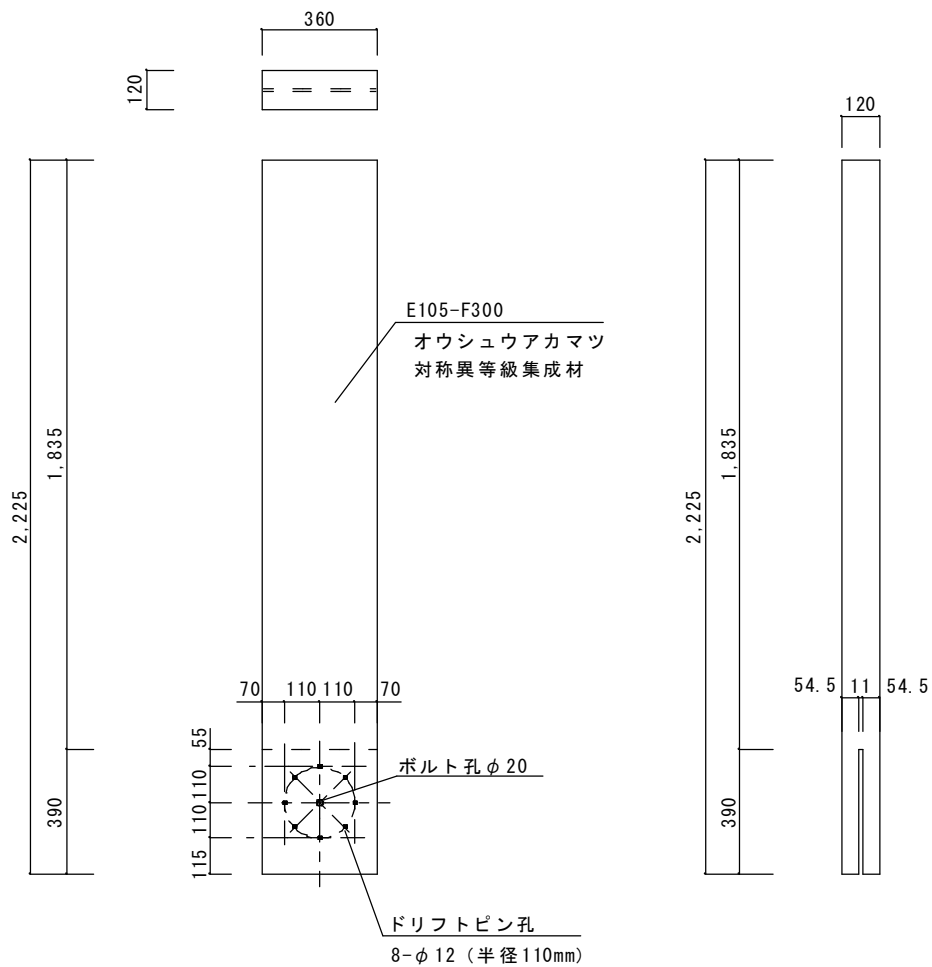
Table4. 2-2 ドリフトピンの諸元

丸鋼	鋼材	平均径	降伏点
		mm	N/mm ²
φ12	SNR400B	12.06	335
φ16		15.92	335

1) 試験体図

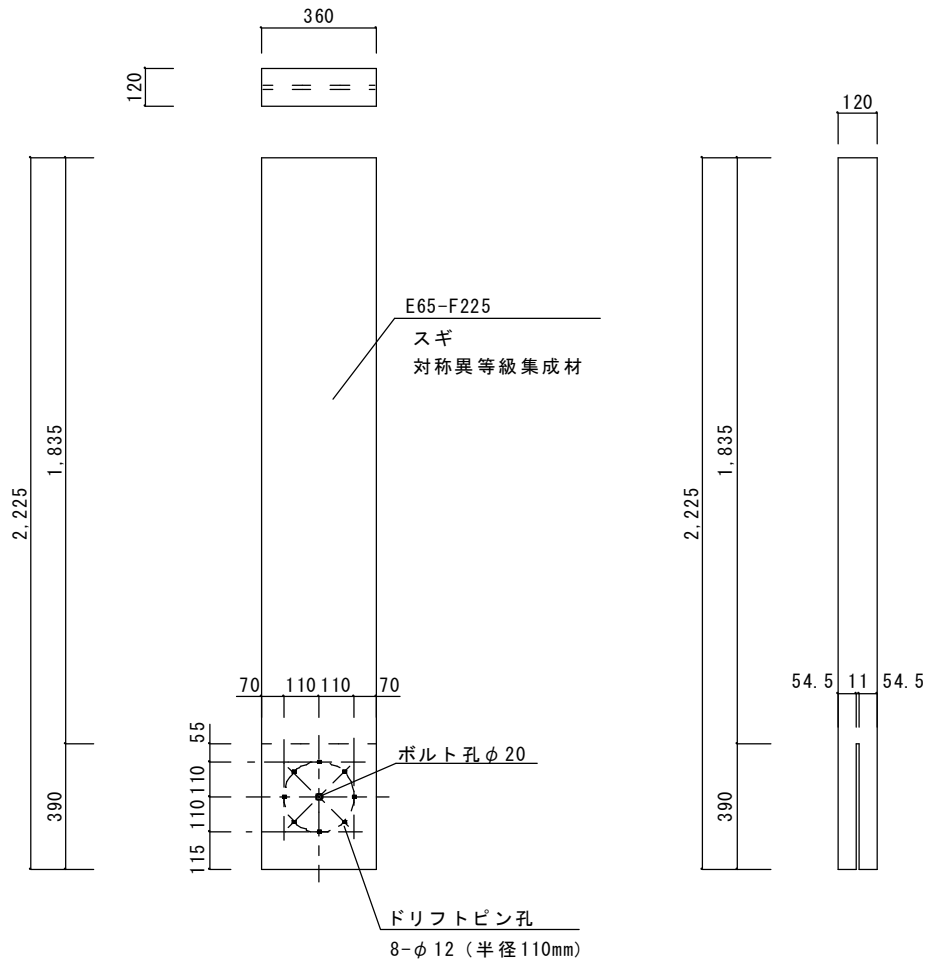
No1 試験体

円形接合部タイプ



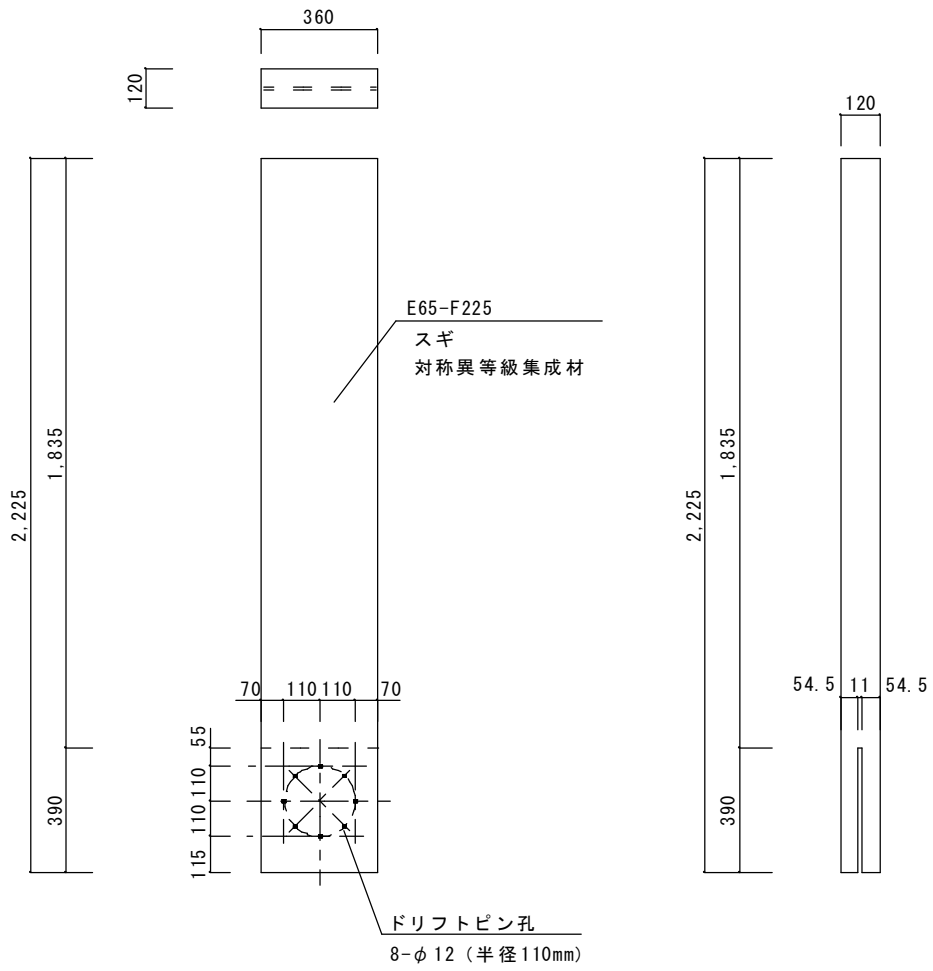
No2 試験体

円形接合部タイプ



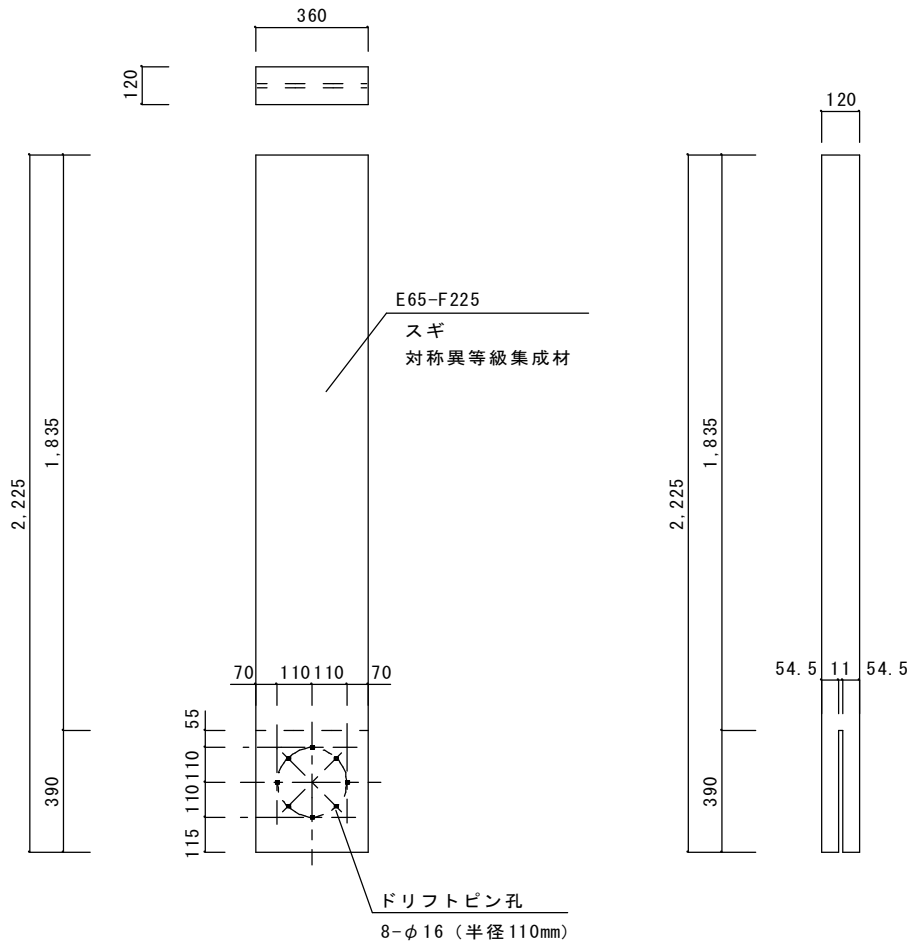
No3 試験体

円形接合部タイプ



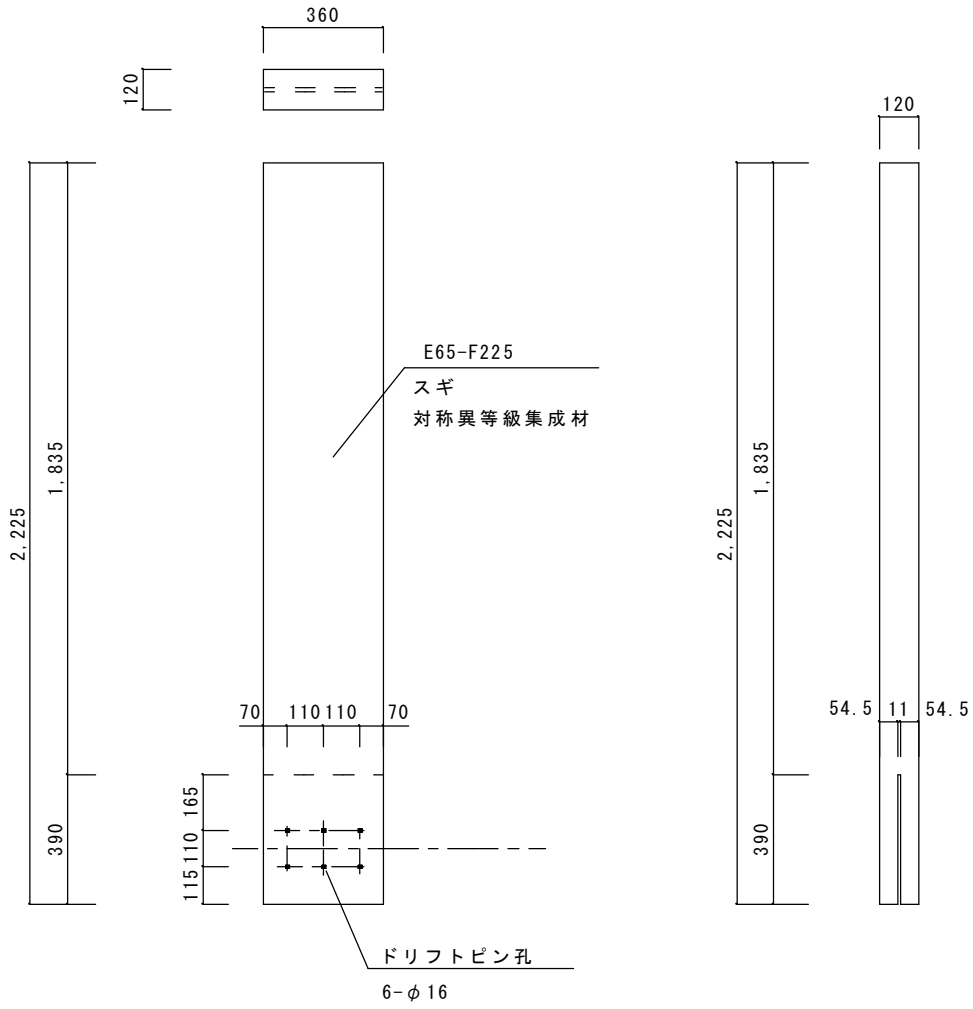
No4 試験体

円形接合部タイプ

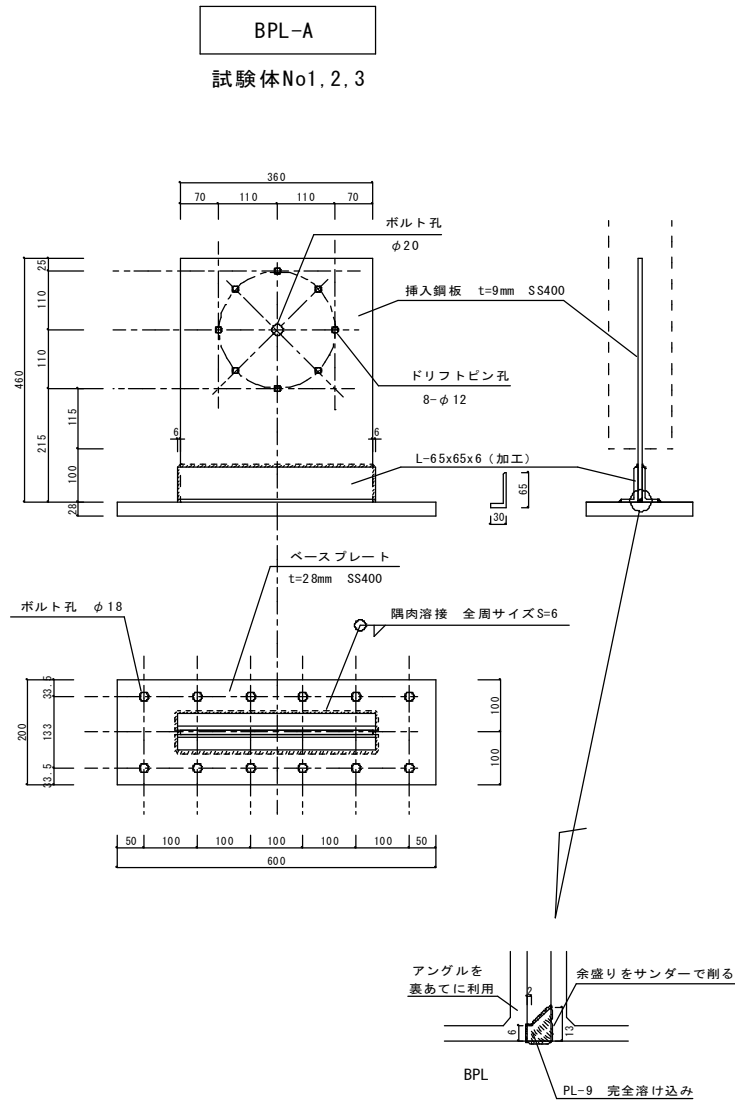


No5 試験体

矩形接合部タイプ

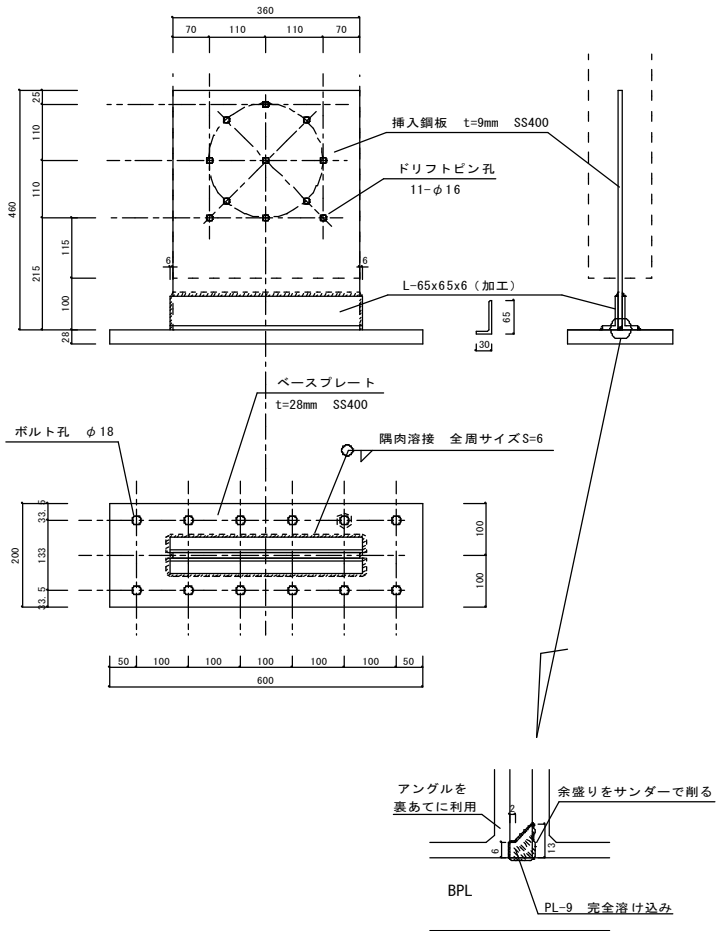


2) 挿入鋼板およびベースプレート



BPL-B

試験体 No4.5



(3) 試験方法と測定方法

試験方法は Fig.4.2-1 に示すように固定端に回転接合部を有する片持ち梁形式とした。挿入鋼板をベースプレート (t=28mm) に固定端として固定し試験治具にセットした。水平加力位置 (⑩番) でロードセルにて荷重を測定し、変位の測定位置は加力点の水平変位 (①番)、回転接合部の上下の水平変位 (③④番)、左右の鉛直変位 (⑥⑦番)、ベースプレートの水平変位 (⑤番) を主な測定点とした。その他の②番は試験体中央の水平変位、⑧⑨は最外縁の歪度を測定した。

加力方法は容量 200kN のオイルジャッキを用いて水平力を作用させ、正負交番の静加力とし、加力点の水平変位による回転中心から加力点高さに対する変形角を 1/450、1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50、1/30rad で 2 回の繰り返しの後、引張加力によって荷重が最大荷重の 8 割まで低下するか、ジャッキを引き切るまで行った。

加力速度は 1~2mm/min とする。

Table4. 2-3 静加力正負交番表

No1、No2、No3、No4			No5			
H= 1750			H= 1805			
	変形角	mm		変形角	mm	
1	1/ 450	3.889	繰り返 回数2回	1	1/ 450	4.011
2	1/ 300	5.833		2	1/ 300	6.017
3	1/ 200	8.750		3	1/ 200	9.025
4	1/ 150	11.667		4	1/ 150	12.033
5	1/ 100	17.500		5	1/ 100	18.050
6	1/ 75	23.333		6	1/ 75	24.067
7	1/ 50	35.000		7	1/ 50	36.100
8	1/ 30	58.333		8	1/ 30	60.167
9	1/ 10	175.000		9	1/ 10	180.500
10	1/ 8	218.750		10	1/ 8	225.625

No. 1, No. 2, No. 3, No. 4
Circle joint type

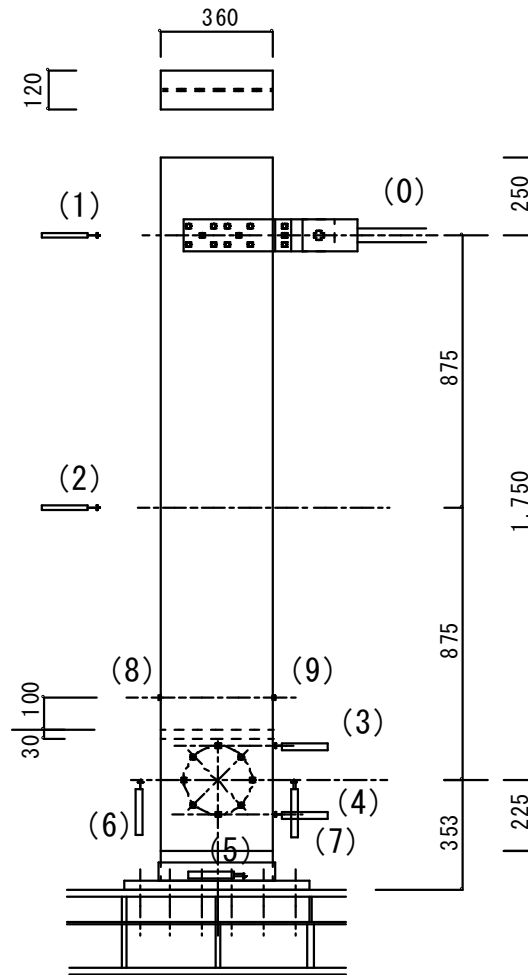


Fig. 4. 2-1 片持ち梁式加力試験方法 (mm)

- ① : 加力点水平変位 DP2000C
- ② : 中間点水平変位 DP1000C
- ③④ : 水平変位 CDP50
- ⑤ : ベースの水平変位 CDP25
- ⑥⑦ : 鉛直変位 CDP50
- ⑧⑨ : 歪ゲージ
- ⑩ : 加力荷重

No. 5
Rectangle joint type

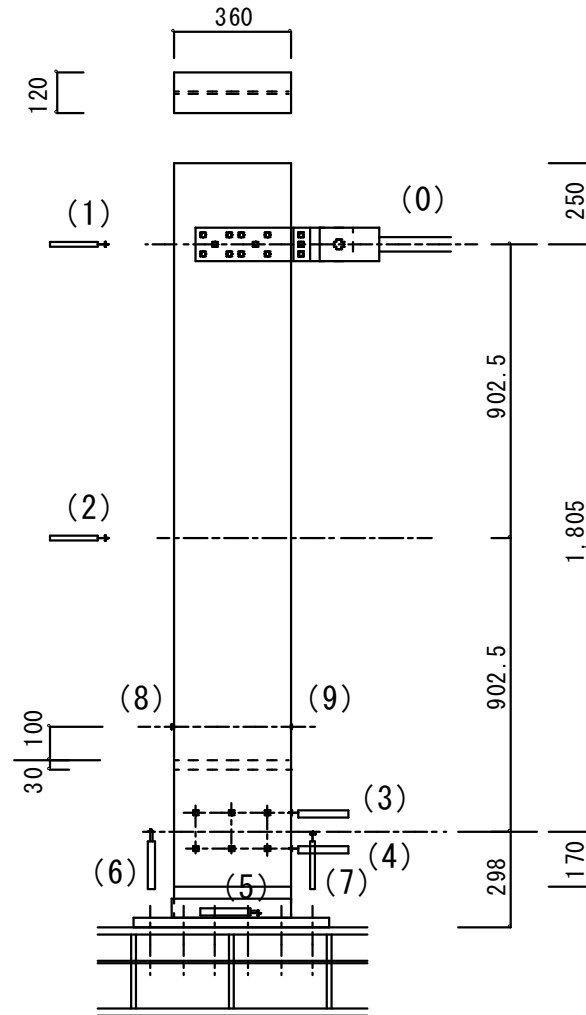


Fig. 4. 2-2 片持ち梁式加力試験方法 (mm)

4.2.1 試験結果

実験により得られた試験結果を以下に示す。(1) P- δ 関係は加力点の加力 P と水平変位 δ の関係を示す。(2) M- θ 関係は回転接合部の正加力方向についてモーメント M と回転角 θ の関係を包絡線として示す。(3) 実験写真は接合部の変形角が $1/200\text{rad}$ 、 $1/8\text{rad}$ の時の試験状況を示している。P- δ 関係と M- θ 関係は同様な傾向を示すので実験結果を M- θ 関係について述べる。

変形角が $1/30\text{rad}$ までの M- θ 関係は各試験体とも同様な傾向を示し、耐力はドリフトピン 8 本の No.1~No.4 では $\phi 16$ の No.4 が最大であり、続いて $\phi 12$ の No.1 となり No.2, No.3 および $\phi 16$ が 5 本の No.5 は同じ程度となっている。

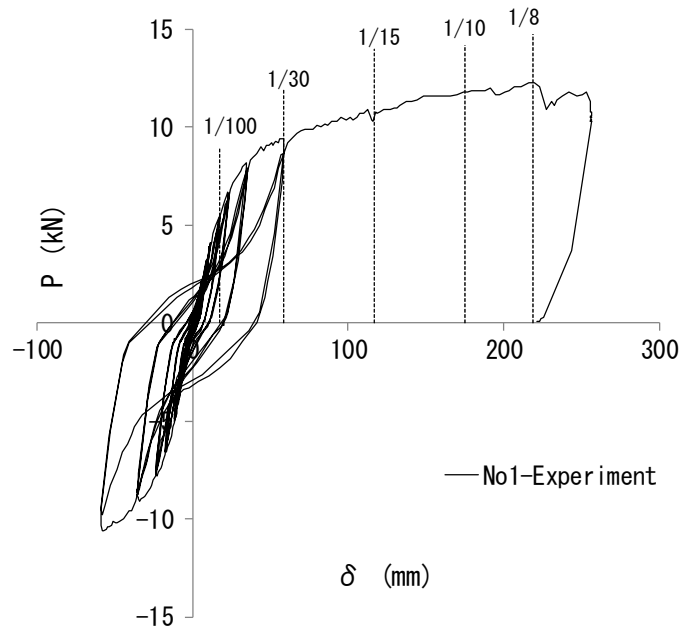
ドリフトピン $\phi 12$ を用いたオウシュウアカマツ材の No.1 は変形角 $1/8\text{rad}$ 超で最大荷重を迎え、ドリフトピン位置での割裂と共に耐力が低下し、スギ材の No.2, No.3 は変形角 $1/10\text{rad}$ 辺りで最大荷重を迎え、変形角 $1/8\text{rad}$ および $1/6\text{rad}$ を超えた辺りで割裂が生じるものの耐力低下が少ない靱性がある結果が確認できた。

ドリフトピン $\phi 16$ を用いたスギ材の No.4, No.5 は変形角 $1/30\sim 1/20\text{rad}$ を超える辺りで最大荷重となり、変形角 $1/15\text{rad}$ 辺りで割裂破壊が生じたことにより大きく耐力低下が始まり、変形角 $1/8\text{rad}$ 手前でさらに割裂破壊が生じ No.4 では耐力が半分程度になったが、No.5 では耐力低下は大きくなかった。

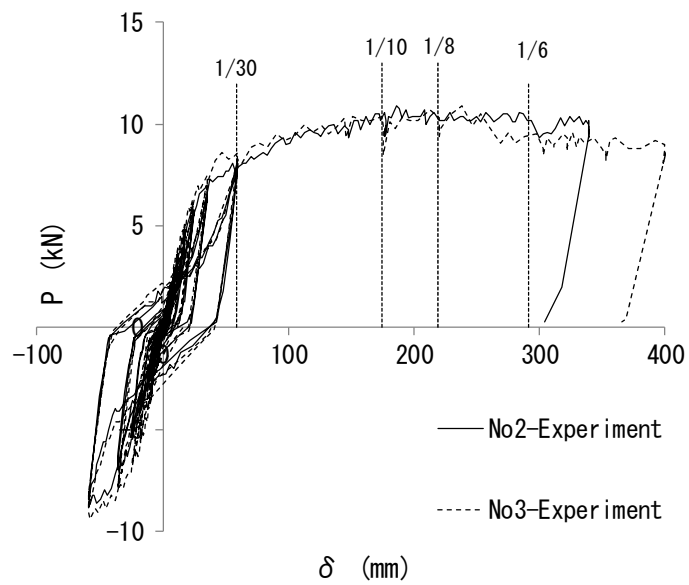
試験体の中で、大変形時に割裂破壊後の耐力低下が生じず上昇あるいは一定値を示すものが多かった。これは大変形時に治具のベースプレートに接触したためである。No.1 の変形角 $1/8\text{rad}$ 、No.2, No.3 の変形角 $1/6\text{rad}$ 、No.5 の変形角 $1/8\text{rad}$ 超の時であり、No.4 ではベースプレートとの接触の影響はなかった。

ドリフトピン $\phi 16$ を用いた No.4, No.5 では初期ガタの変形量が大きくなり初期剛性は低下した。また、No.2, No.3 は回転中心にシアーキーボルトの有無の違いがあるが、Fig.4.2-5 の No.2, No.3 の比較図からはシアーキーボルトによる影響の差は確認できなかった。

(1) P- δ 關係



No. 1



No. 2 and No. 3
Comparison of No. 2 and No. 3

Fig. 4. 2-3 P- δ 關係

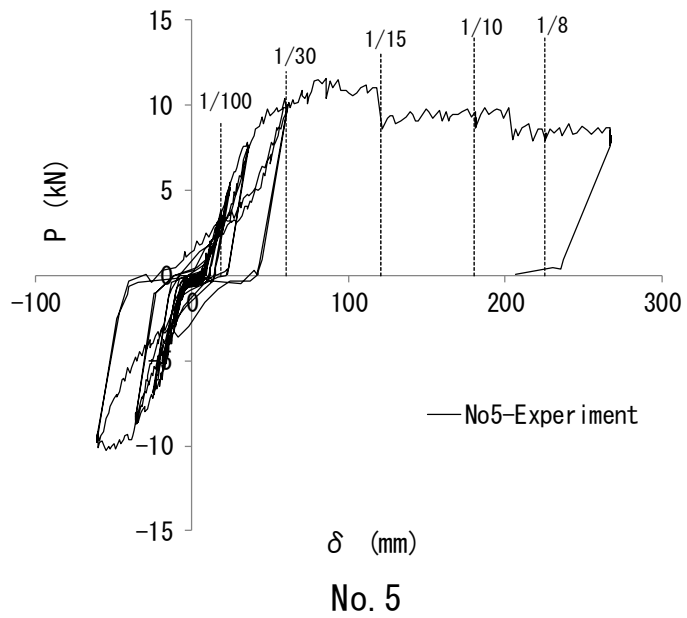
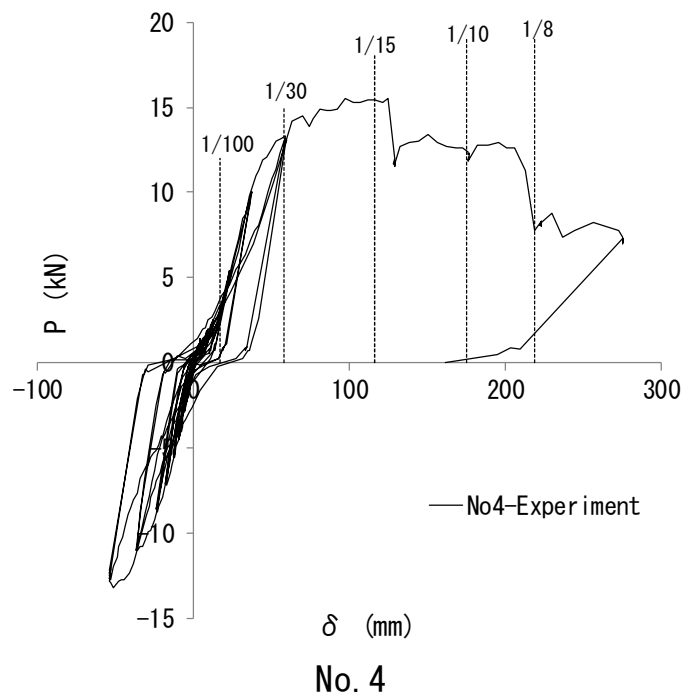


Fig. 4.2-4 P- δ 關係

(2) M- θ 関係

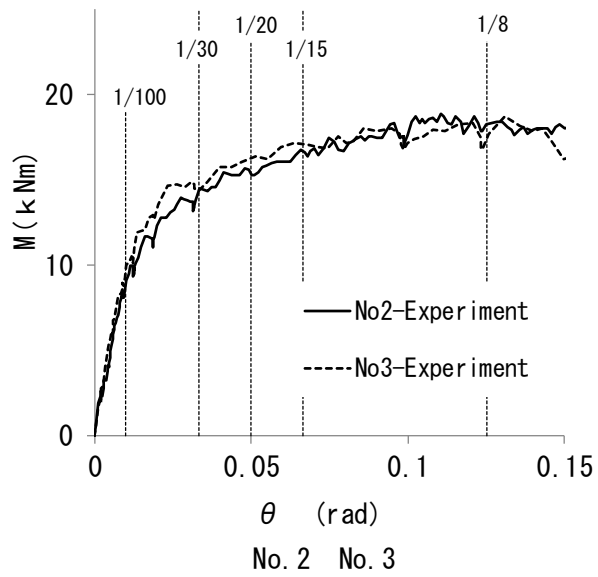
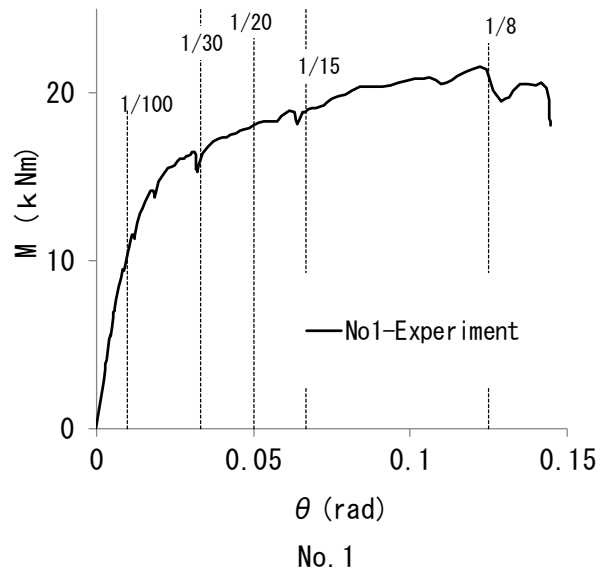


Fig. 4. 2-5 M- θ 関係 $Q, N=0.0$ (kN)

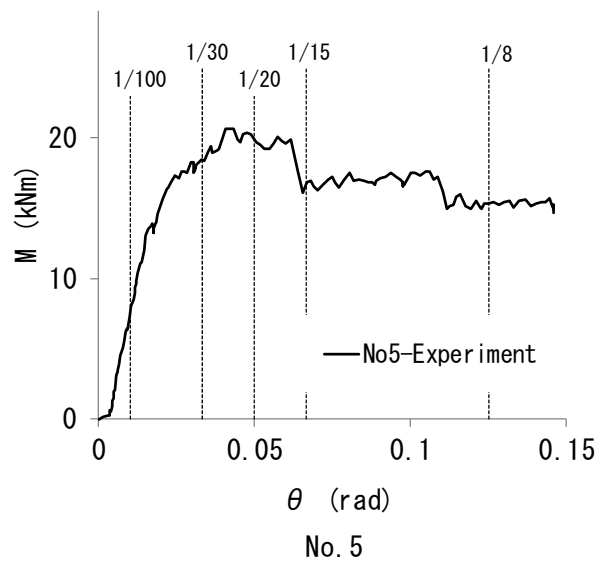
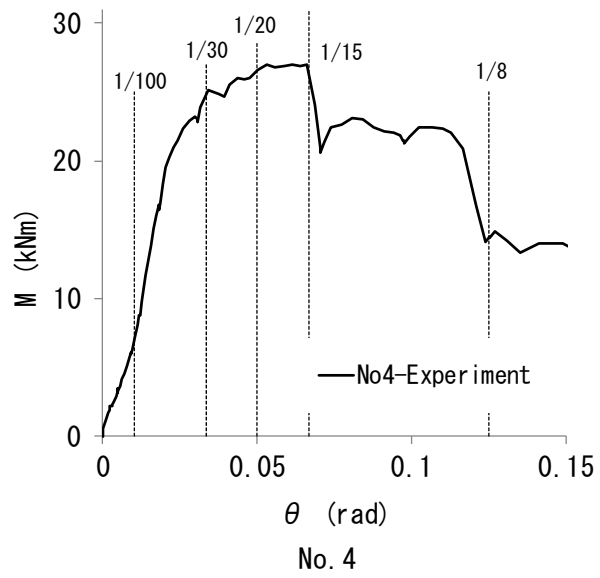


Fig. 4. 2-6 M- θ 關係 $Q, N=0.0$ (kN)

(3) 実験写真



θ : 1/200 rad



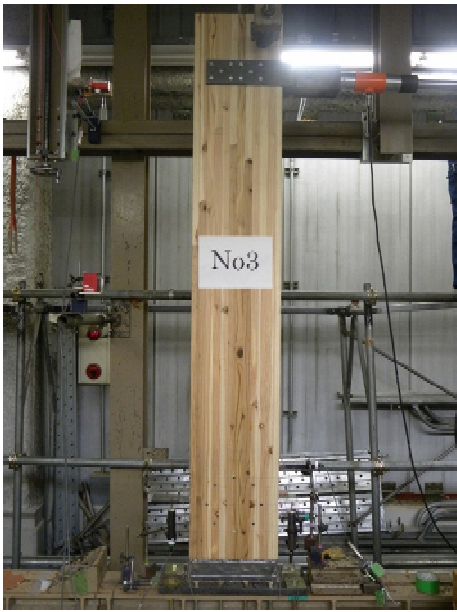
θ : 1/8 rad



θ : 1/200 rad



θ : 1/8 rad



θ : 1/200 rad



θ : 1/8 rad



θ : 1/200 rad



θ : 1/8 rad



θ : 1/200 rad



θ : 1/8 rad

4.3 複数ドリフトピンのモーメント抵抗接合部の解析

4.3.1 解析モデル

3章で単体の鋼板挿入式ドリフトピン接合部の解析モデルについて、繊維方向および繊維直交方向のせん断実験と解析研究により梁線材モデルによる近似解の有効性を示した。

梁線材モデルの線材要素の構成については、3.3.2の非線形解析の精度検証の結果 Fig.3.3-8に示す基端部の一部の範囲を e12 タイプの要素分割とするタイプ (e4-12 タイプとする) をここでも採用する。

ドリフトピン位置のラミナの支圧強度を考慮した解析とし、めり込み応力度とめり込み変位の σ - δ 関係は小松式²²⁾とし、各ラミナによる支圧強度は同じく木規準による支圧強度式の③式 (F3 で示す)、⑥式 (F6 で示す) を用いる。採用する式を Table4.3-1 に示す。また、試験体の密度は実測値を考慮して、Table4.1-2 の各ラミナの補正密度を採用する。

Table4.3-1 支圧強度の提案式

繊維方向 (N/mm ²)		繊維直交方向 (N/mm ²)	
式	出典・提案者	式	出典・提案者
③ $F_{e0} = 90.7(1 - 0.00653d) \gamma$	沢田・安村	③ $F_{e90} = 67.6(1 - 0.0219d) \gamma$	沢田・安村
⑤ $F_{e0} = 82(1 - 0.01d) \gamma$	Eurocode5	⑤ $F_{e90} = F_{e0} / (1.35 + 0.05d)$	Eurocode5
⑥ $F_{e0} = 60.68 \gamma$	AIJ	⑥ $F_{e90} = 0.5 F_{e0}$	AIJ

4.3.2 回転接合部の解析モデルと M- θ 関係

Fig.4.3-1 に No.2 試験体の実験による加力点の P と水平変位 δ の関係を示す。Fig.4.2-1 の片持ち梁形式試験体の接合部にせん断力 Q が繊維直交方向に作用する場合、全てのドリフトピンで Q を負担するとしたせん断力と水平変形の関係点を点線 Q3 で示す。文献³⁶⁾ではせん断剛性の寄与は無視できると報告しているように、水平変位 δ は接合部の回転変位による変形が殆ど占めており、せん断力による変位が少ないことが分かる。

実験による接合部は曲げ変形が卓越するため、モーメントが作用する場合に支圧強度式 F3、F5、F6 が曲げ変形に与える影響を解析し実験結果と比較した。

Fig.4.3-2 に示すように試験体 No.1~No.4 の回転接合部の各ドリフトピンは、厚さ 9mm の鋼板で連結されている。回転中心から同半径位置にあるドリフトピンは鋼板により同変位であると仮定する。また、試験体 No.5 の場合は、ドリフトピン位置の回転中心からの半径が 2 種類となり、回転量に対応した変形と半径の比で調整した。

モーメント M によるドリフトピンの反力 P_i は角度 ϕ_i (以下、 ϕ_i は同じとする) の方向に生じる。回転中心から半径 r_i の円の接線方向の変位を S_i とすると回転角 θ_i と抵抗モーメント M は以下の関係がある。

$$M = \sum P_i \cdot r_i \quad \dots \text{Eq.(1)}$$

$$\theta_i = S_i / r_i \quad \dots \text{Eq.(2)}$$

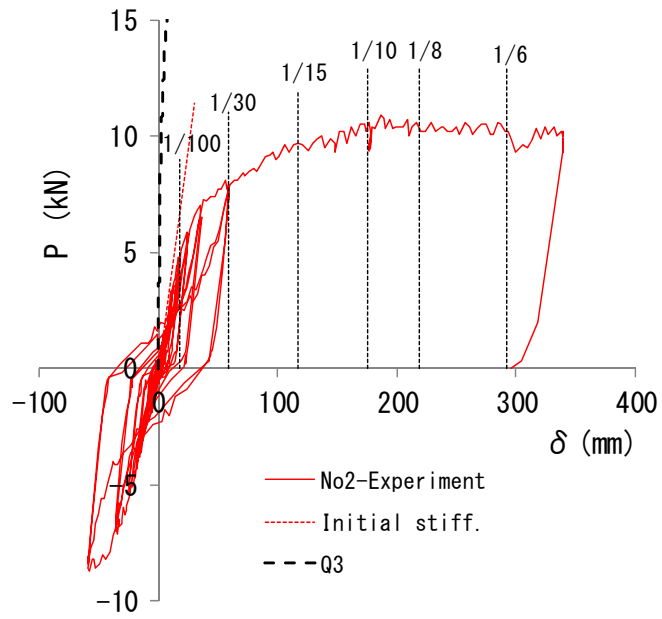


Fig. 4.3-1 接合部のせん断変形と P- δ 曲線

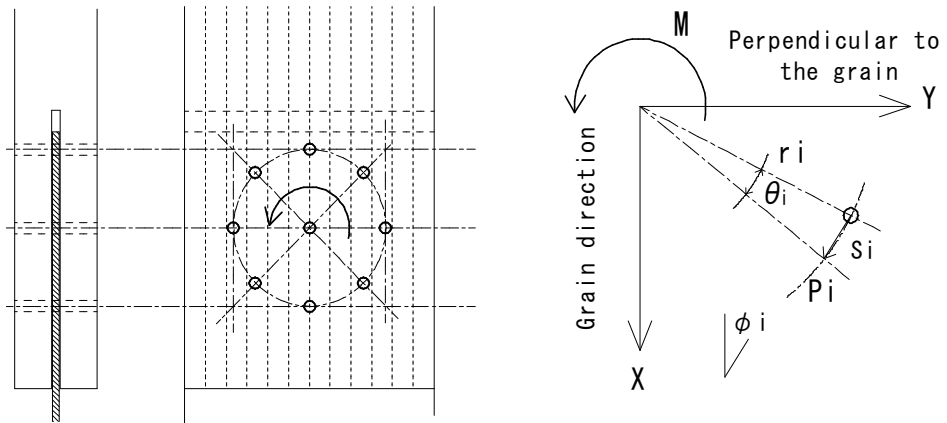


Fig. 4.3-2 回転接合部の M- θ 関係

4.3.3 任意のすべり方向 ϕ を有する場合の解析

任意角度 ϕ 方向の丸鋼によるめり込み剛性 K_ϕ はハンキンソン式²⁾による下式の間係があるとされている。

$$K_\phi = \frac{K_0 \cdot K_{90}}{K_0 \cdot \sin^2 \phi + K_{90} \cdot \cos^2 \phi} \quad \dots \text{Eq. (3)}$$

ハンキンソン式を用いる場合について、Fig.4.3-3 に示すように線形解析の場合、変位 δ_e に関係なく角度 ϕ 方向の初期剛性 $K_s \phi$ は $\phi=0^\circ$ 、 90° の K_{s0} 、 K_{s90} と Eq.(3)の間係がある。

非線形解析の場合、 δ_s 時（同じ変位）の接線剛性 $\angle K_0$ 、 $\angle K_{90}$ より Eq.(3)の間係から求めた接線剛性 $\angle K_\phi$ を有する σ - δ 曲線の場合を case-A とする。 ϕ を 10° 刻みで 0° から 90° の間係を Fig.4.3-4 に示した。この場合 $\phi=0^\circ$ の $\angle K_0$ の間係が大きく $\phi=0^\circ$ 曲線の降伏後に $\angle k_0$ が 0 に近くなり、 90° を除く全ての ϕ について $\phi=0^\circ$ 曲線が間係することが分かる。

δ_s 時の ϕ° 方向変位について Fig.4.3-5 に示すように繊維方向変位 ($\delta_s x = \delta_s \cdot \cos \phi$) と繊維直交方向変位 ($\delta_s y = \delta_s \cdot \sin \phi$) の変位成分に分割し、 $\angle K_0$ は $\delta_s x$ 、 $\angle K_{90}$ は $\delta_s y$ 時の接線剛性として Eq.(3)から求めた $\angle K_\phi$ を有する σ - δ 曲線の場合を case-B とする。 ϕ を 10° 刻みで 0° から 90° の間係を Fig.4.3-4 に示した。 $\phi=60^\circ$ 程度を境にして $\phi=0^\circ$ 曲線から $\phi=90^\circ$ 曲線の傾向に変わることが分かる。 ϕ° 方向の σ - δ 間係は case-B の場合の間係がよいと判断した。

非線形解析では ϕ° の角度を有する接線剛性には変位成分による case-B により行うこととする。

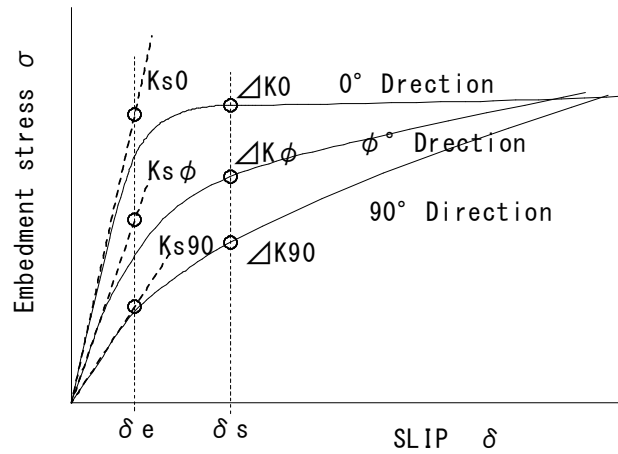


Fig. 4.3-3 めり込みバネの σ - δ 関係と接線剛性

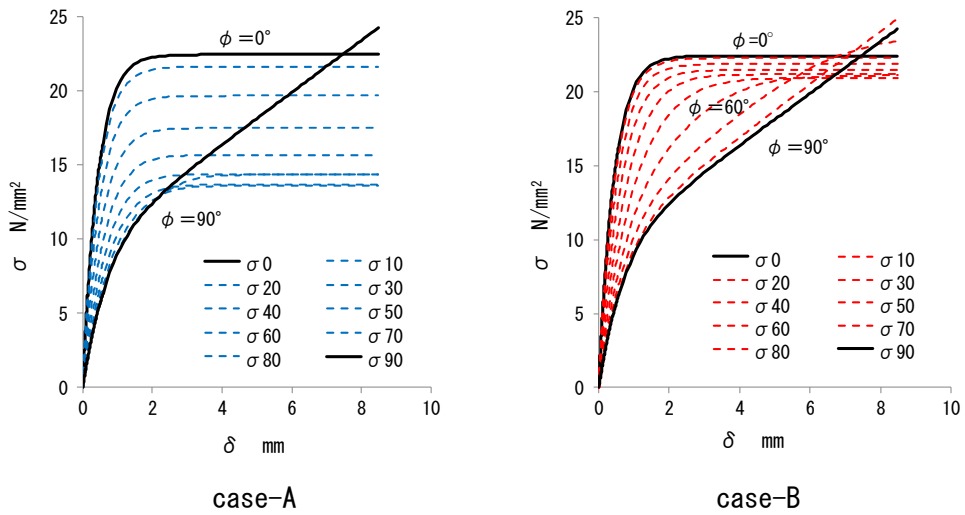


Fig. 4.3-4 めり込みバネの σ - δ 関係における case-A と case-B

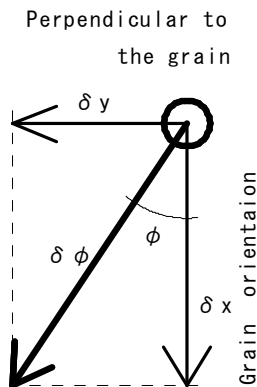


Fig. 4.3-5 接合具の変位と変位成分

4.4 解析と実験結果の比較

4.4.1 支圧強度式による解析と実験結果の比較

Fig.4.4-1、Fig.4.4-2 に回転接合部の実験と支圧強度 F3,F5,F6 による解析結果の M- θ 関係を示す。実験結果は M- θ 関係の包絡線を示し、変形角の表示と初期剛性の場合を示す。

M- θ 関係の解析はせん断力 Q、軸力 N が作用しない場合とした。解析結果は上部が F3,下部が F6 となり中間は F5 の結果となっている。解析結果と実験結果は概ね対応しており、No.2、No.3、No.4 は F3 と F6 の曲線の間の実験結果があることが確認でき、F5 の曲線との対応がよいことがわかる。No.1 では F3 の曲線が高くなり F6 の曲線は対応がよくなる。No.5 の場合は F3 の曲線による対応がよく F6 の曲線は実験値より低くなる傾向がある。

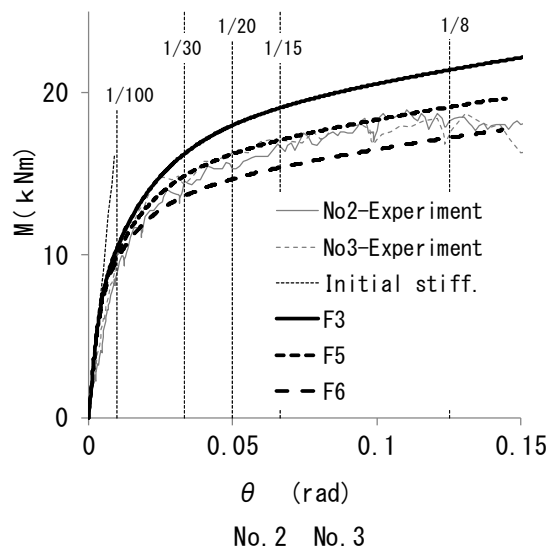
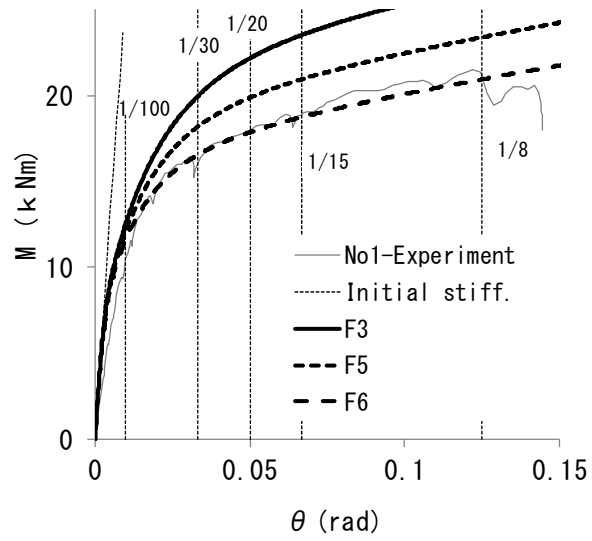


Fig. 4. 4-1 M- θ 関係 $Q, N=0.0$ (kN)

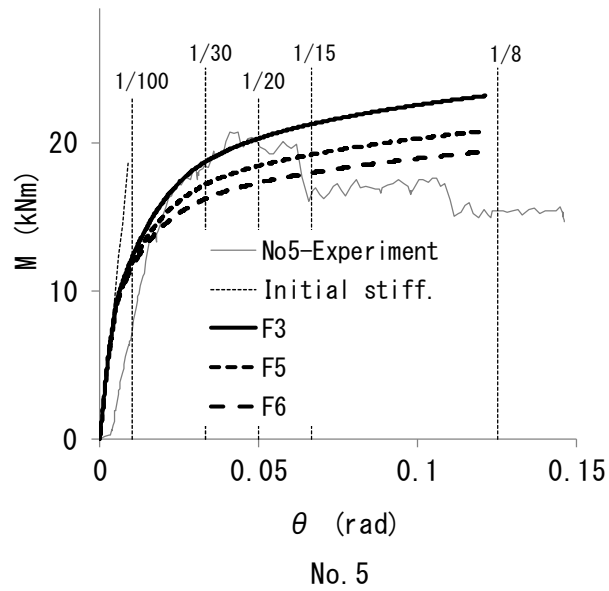
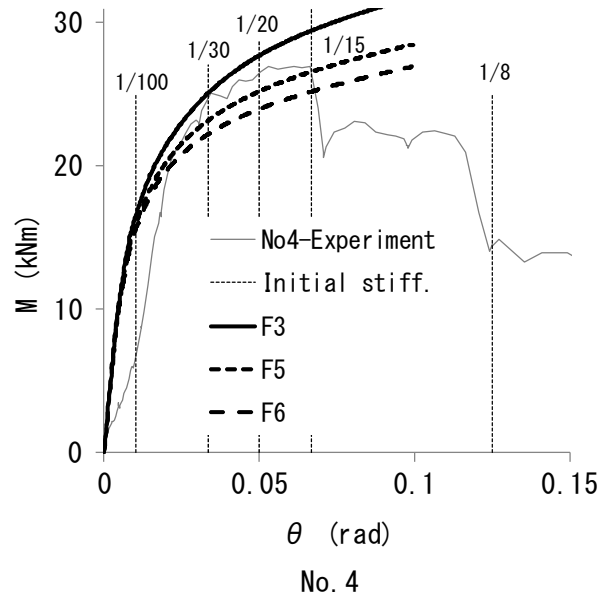


Fig. 4.4-2 M- θ 関係 $Q, N=0.0$ (kN)

4.4.2 大変形時の割裂破壊による耐力低下を考慮した場合

試験体 No.4, No.5 の割裂破壊により耐力低下する場合について、Fig.4.4-3、Fig.4.4-4 に示す変形角が 1/10、1/8rad の割裂破壊状況の写真から判断して、ドリフトピンの抵抗が有効である位置と本数により求めた M- θ 関係を変形角 1/10rad、1/8rad の場合について示した。

Fig.4.1-2 のドリフトピン番号を参照して No.4 の場合、変形角 1/10rad の時は③⑤の $\phi = 90^\circ, 180^\circ$ 、1/8rad の時は①②③⑤の $\phi = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 180^\circ$ のドリフトピン位置が割裂破壊し、No.5 は変形角 1/10rad の時は⑥の $\phi = 26.565^\circ$ (1 か所) のドリフトピン位置が割裂破壊し写真の○印で示した。Fig.4.4-2 の解析結果から実験結果と対応がよい支圧強度式 F3 を採用した場合の解析とした。変形角 1/10rad、1/8rad で割裂により耐力低下した実験の曲線と解析による有効なドリフトピンによる解析結果は概ね対応がよいことが分かる。

各接合具の M- θ 関係を用意し、変形により耐力低下が生じた時に有効でない接合具の耐力をなくすことで耐力低下を考慮した接合部の M- θ 関係を決めることができる。ただし割裂破壊などの耐力低下が生じる接合具の変形を決めることが重要になるので、次項で割裂について考察を行う。

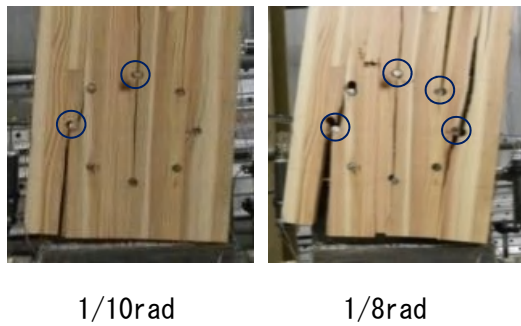
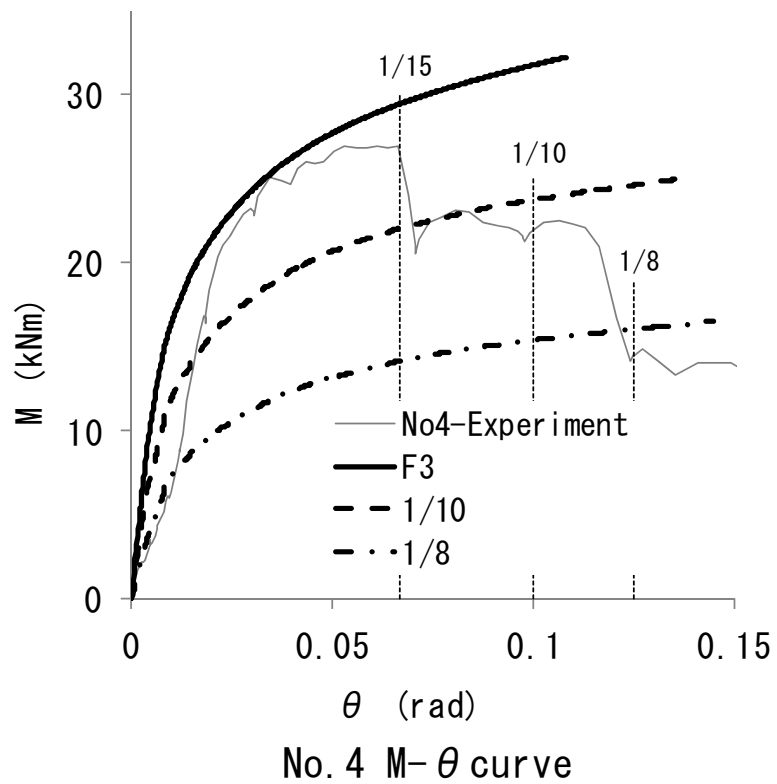
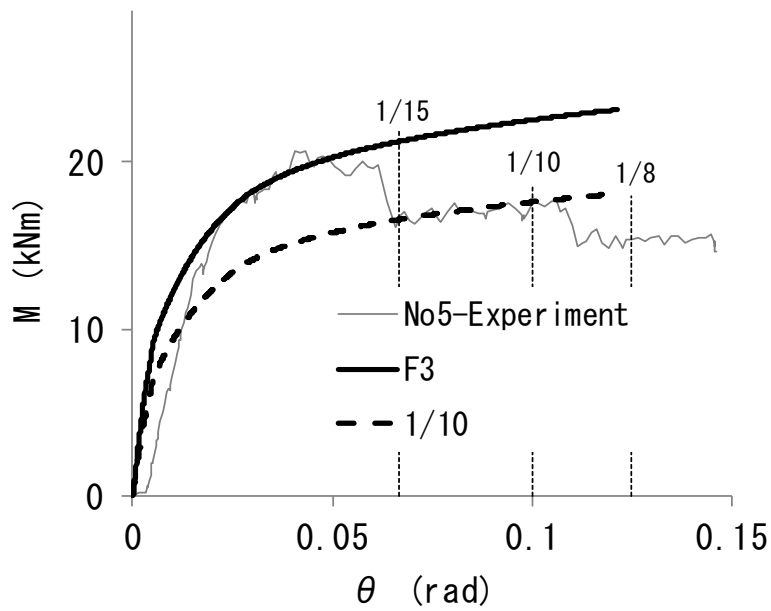
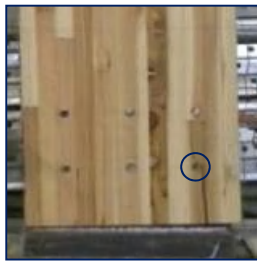


Fig. 4. 4-3 割裂による耐力低下した場合の M-θ 関係



No. 5 M- θ curve



1/10rad

Fig. 4. 4-4 割裂による耐力低下した場合の M- θ 関係

次に、割裂破壊が生じる変位について前章で割裂破壊について考察した内容により検討を試みた。Table4.4-1 に No.4 のドリフトピン番号③⑤および No.5 のドリフトピン番号⑥の割裂終局耐力 P_v とアーチモデルの H について示した。No.4 のドリフトピン③はラミナ L50、⑤はラミナ L60 に、No.5 のドリフトピン⑥はラミナ L60 に位置し、密度は Table4.1-2 による。

実験による $M-\theta$ 曲線と解析結果の対応がよい支圧強度式 F3 の場合について検討した。

Fig.4.4-5 に No.4 のドリフトピン③（繊維直交方向加力）、⑤（繊維方向加力）について、めり込み反力 R と接合部の回転角 θ の関係について示した。

Fig.4.4-6 にドリフトピン③（繊維直交方向加力）の軸材に沿っためり込み応力度分布を接合部回転角 θ （基端変位 δ ）が $1/55\text{rad}$ ($\delta=2\text{mm}$)、 $1/27.5\text{rad}$ ($\delta=4\text{mm}$)、 $1/22\text{rad}$ ($\delta=5\text{mm}$)、 $1/15\text{rad}$ ($\delta=7.33\text{mm}$)、 $1/11\text{rad}$ ($\delta=10\text{mm}$) および $1/7.8\text{rad}$ ($\delta=14\text{mm}$) の場合について示した。Table4.4-1 に示す No.4 直交方向のめり込み応力度 $w=22.474\text{N/mm}^2$ を破線で示した。このとき割裂終局耐力 P_v と Σw は殆ど同じ値を示すが、めり込み応力度 w は支圧強度 28.43N/mm^2 より小さいが $\theta=1/30\text{rad}$ 程度では割裂は生じている。基端部変位を δ_c （対応する角度を $\theta_c=1/16.2\text{rad}$ ）とし、Fig.4.4-8 の接合具図（下図）のドリフトピン③の曲線上に示し、対応する曲げ耐力を M_{pu} として示した。 θ_c ($1/16.2\text{rad}$) 以上の変形 $1/15\text{rad}$ で割裂破壊が生じている。

Fig.4.4-7 にドリフトピン⑤（繊維方向加力）の軸材に沿っためり込み応力度分布を接合部回転角 θ が $1/55\text{rad}$ ($\delta=2\text{mm}$)、 $1/27.5\text{rad}$ ($\delta=4\text{mm}$)、 $1/22\text{rad}$ ($\delta=5\text{mm}$)、 $1/15\text{rad}$ ($\delta=7.33\text{mm}$)、 $1/11\text{rad}$ ($\delta=10\text{mm}$) および $1/7.8\text{rad}$ ($\delta=14\text{mm}$) の場合について示した。基端部変位が $\delta=4\text{mm}$ ($\theta=1/27.5\text{rad}$)、 5mm ($\theta=1/22\text{rad}$)、 7.33mm ($\theta=1/15\text{rad}$) となる時のドリフトピンの変位分布も合わせて示した。 $\theta_c=1/27.5\text{rad}$ 辺りから割裂は生じ始め、めり込み応力度は支圧強度とほぼ等しく、アーチモデルの H 方向応力度は割裂終局耐力 H ($=P_v/2$) に達していることが分かる。その範囲は基端部から $2d$ (d : 径) 程度となっている。さらに変形が進んで $\theta=1/15\text{rad}$

程度となると、めり込みによる塑性変形の範囲が基端部から $2d$ 程度となっていることから、割裂破壊が発生する可能性が高くなっていることが分かる。

各接合具、接合部および実験結果の $M-\theta$ 関係図を Fig.4.4-8 に示す。また、繊維直交方向、繊維方向の割裂が生じ始める変位 θ_c および繊維直交方向の割裂破壊時の曲げ耐力 M_{pu} を示し、実験結果の割裂による耐力低下の変位に対して概ね予測していると思われる。

次に、No.5 のドリフトピン⑥の割裂について考察した。Fig.4.4-9 に No.5 のドリフトピン⑥について、めり込み反力 R と接合部の回転角 θ の関係について示した。

Fig.4.4-10 にドリフトピン⑥（繊維方向 ϕ 加力： $\phi=26.565^\circ$ ）の軸材に沿っためり込み応力度分布を接合部回転角 θ が $1/61\text{rad}$ ($\delta=2\text{mm}$)、 $1/30\text{rad}$ ($\delta=4\text{mm}$)、 $1/24\text{rad}$ ($\delta=5\text{mm}$)、 $1/15\text{rad}$ ($\delta=8.2\text{mm}$)、 $1/12\text{rad}$ ($\delta=10\text{mm}$) および $1/8\text{rad}$ ($\delta=14\text{mm}$) の場合について示した。基端部変位が $\delta=4\text{mm}$ ($\theta=1/30\text{rad}$)、 5mm ($\theta=1/24\text{rad}$)、 8.2mm ($\theta=1/15\text{rad}$) となる時のドリフトピンの変位分布も合わせて示した。 $\theta=1/30\text{rad}$ 辺りから割裂は生じ始め、めり込み応力度は支圧強度とほぼ等しく、アーチモデルの H 方向応力度は角度 ϕ を考慮した割裂終局耐力 $H \cdot \cos \phi$ ($=P_v/2$) に達していることが分かる。その範囲は基端部から $2d$ (d : 径) 程度となっている。さらに変形が進んで $\theta=1/15\text{rad}$ 程度となると、めり込みによる塑性変形の範囲が基端部から $2d$ 程度となっていることから、割裂破壊が発生する可能性が高くなっていることが分かる。各接合具、接合部および実験結果の $M-\theta$ 関係図を Fig.4.4-11 に示す。また、繊維方向の割裂が生じ始める変位 $\theta_c=1/30\text{rad}$ を示し、実験結果の割裂による耐力低下の変位 ($\theta=1/15\text{rad}$) に対して概ね予測していると思われる。

以上より、実験による割裂破壊に対する考察ができるが、円形状のドリフトピンは同じ条件にあるドリフトピンが他にもあるが、ここではせん断力 Q 、軸力 N の影響を考慮していないが、次項ではせん断力が作用する場合の接合具の $M-\theta$ 関係は異なるため、その差による応力度の増減が割裂発生の順序に影響することも考えられる。割裂破壊の発生順序については今後の課題としたい。

Table4. 4-1 割裂終局耐力の比較 (支圧強度式 : ③)

試験体	No. 4		No. 5
ドリフトピン番号	⑤	③	⑥
方向 ϕ	繊維方向	直交方向	26.565
ラミナ	L60	L50	L60
密度 ρ kg/m^3	410	350	410
Cr $\text{mm}^{-1.5}$	11.794	9.419	11.794
B mm	1	1	1
h mm	360	360	360
he mm	70	180	70
$1-he/h$	0.806	0.500	0.806
$\sqrt{he/(1-he/h)}$	9.322	18.974	9.322
$P\psi, P\psi/2$ N/mm	109.9	357.4	109.9

支圧強度式		F3		
N/mm^2		33.30	28.43	33.30
R めり込み 反力	k g	16.1	11.0	16.4
	N	157.9	107.9	160.8
P	k N	-	27.6	-
d 径	mm	16	16	16
\triangle 要素長	mm	0.6	0.6	0.6
A 負担面積	mm^2	4.8	4.8	4.8
w めり込み 応力度	N/mm^2	32.893	22.474	33.494
B 幅	mm	1	1	1
Σw 荷重	N/mm	526.29	359.58	535.91
$W/P\psi$		-	1.006	-
アーチ H2	N/mm	131.6		119.8
アーチ H1	N/mm	111.7		101.7
$H2/(P\psi/2)$		1.197		1.090
$H1/(P\psi/2)$		1.016		0.925

$$\begin{aligned} \Sigma w &= d \cdot B \cdot w \\ w &= R/A \\ A &= d \cdot \triangle/2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} H &= H1 \cdot \cos\phi \\ H &= H2 \cdot \cos\phi \end{aligned}$$

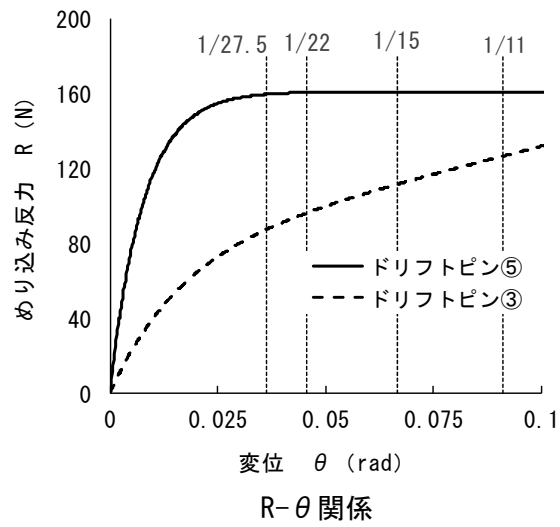


Fig. 4. 4-5 めり込み反力 R と回転変位 θ の関係 (No. 4)

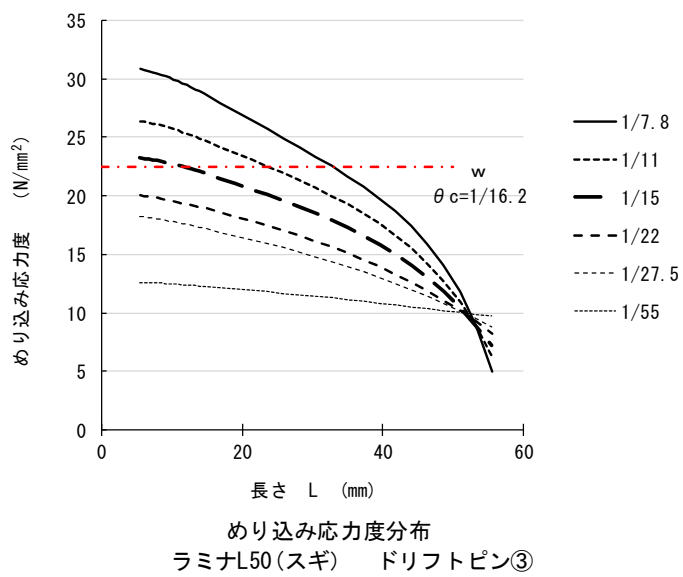
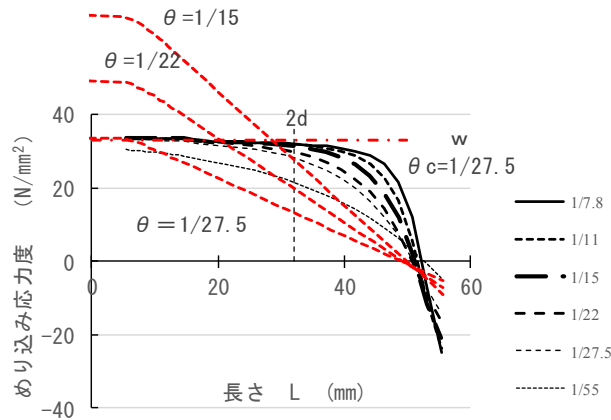


Fig. 4. 4-6 繊維直交方向加力時のめり込み応力度分布 (スギ) (No. 4)



めり込み応力度分布
ラミナL60 (スギ) ドリフトピン⑤

Fig. 4.4.-7 繊維方向加力時のめり込み応力度分布 (スギ) (No. 4)

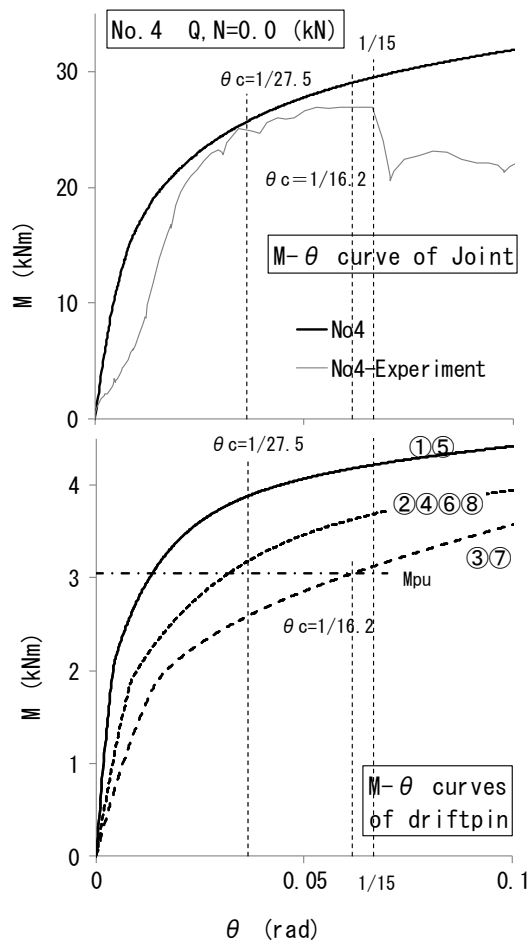


Fig. 4.4.-8 割裂荷重度と接合部のM-θ関係 (スギ) (No. 4)

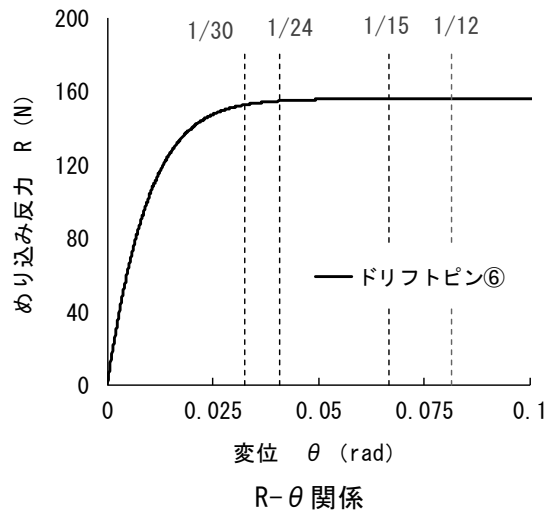


Fig. 4. 4-9 めり込み反力 R と回転変位 θ の関係 (No. 5)

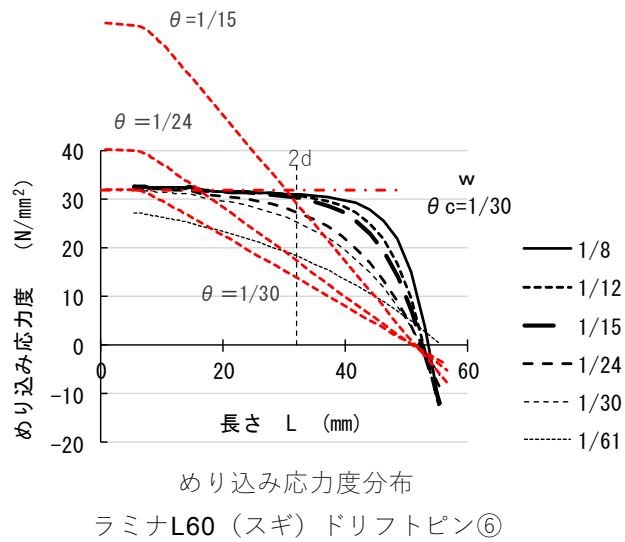


Fig. 4. 4. -10 繊維方向加力時のめり込み応力度分布 (スギ) (No. 5)

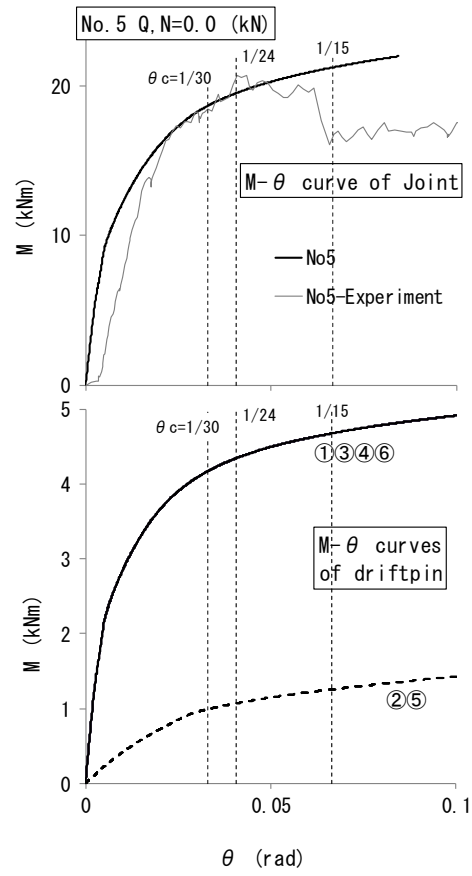


Fig. 4. 4. -11 割裂荷重度と接合部の M- θ 関係 (スギ) (No. 5)

4.5 複合応力を考慮した解析

4.5.1 せん断力 Q, 軸力 N が作用する場合の接合部の解析

4.4 では曲げモーメントが作用する接合部について、支圧強度式による比較検討を行った。ラーメン架構の回転接合部に生じる応力は曲げモーメント M の他せん断力 Q 、軸力 N がある。ここでは、 M, Q, N が回転接合部に作用する場合の接合部および各接合具の $M-\theta$ 関係を求め損傷限界時、安全限界時の変形と曲げ耐力を求める。

地震時の単体ドリフトピン接合部の許容耐力について、ヨーロッパ降伏理論に基づく式²⁾により降伏せん断耐力 dPy を求めると、短期許容せん断耐力は $Pa=2/3 \cdot dPy$ となる。地震時の短期許容せん断耐力 Pa を損傷限界の耐力とし、 dPy を安全限界時の終局せん断耐力とする。回転接合部では、損傷限界時はドリフトピン接合具が初めて Pa に達した時、安全限界時は全ての接合具が dPy に達した時とする。

4.5.2 せん断力と軸力を考慮した解析モデル

Fig.4.5-1 は Fig.4.1-2 に示す円形接合部の⑧番目のドリフトピンにせん断力 Q が加力方向角度 β に作用する場合を考える。せん断力は一定とし実験結果の P_{max} 程度とする。 R はすべり方向反力 P とせん断力 Q の合成力とする。合成力 R の繊維方向となす角度を α とする。

荷重増分解析によりステップ毎に P と Q から R と α を求め、 R の X, Y 方向の成分 R_x, R_y もステップ毎に求める。すべての接合具について同様な解析を行い、全ての接合具の R_x, R_y の回転中心からの距離 (r_x, r_y) から Eq.(4)によりステップ毎の M を求める。回転角はドリフトピンのすべり方向 (P 方向) のすべり量から Eq.(2)で求める。なお、せん断力 Q と軸力 N が同時に作用する場合は、 Q と N の合成力の加力方向を角度 β として調整する。

任意角度 α 方向の丸鋼による面圧耐力 R_α はハンキンソン式²⁾による下式 Eq.(5)の関係がある。

$$M = \Sigma(R_x \cdot r_y + R_y \cdot r_x) \quad \dots \text{Eq.(4)}$$

$$R_\alpha = \frac{R_0 \cdot R_{90}}{R_0 \cdot \sin^2 \alpha + R_{90} \cdot \cos^2 \alpha} \quad \dots \text{Eq.(5)}$$

各ドリフトピンの合成力 dRa を損傷限界の耐力、 sRy を安全限界時の耐力とし、例えば No.4 のドリフトピン位置⑧番の合成力 R と α の関係を Fig.4.5-2 に示すと、損傷限界時を $\theta = 1/100\text{rad}$ として $\alpha = 0.45^\circ$ 、安全限界は合成力 R がほぼ収束している $\theta = 1/20\text{rad}$ として $\alpha = 42.5^\circ$ に応じたそれぞれの sRy を Eq.(5)により求める。 dRa は $\alpha = 0.45^\circ$ の $2/3 \cdot sRy$ とした。曲げ耐力は合成力 R による M と同じ手法で Eq.(4)により算出し、損傷限界時の Ma 、安全限界時の Mu を求めた。

なお、ドリフトピンの弾塑性の判断は合成力 R に対して行う。

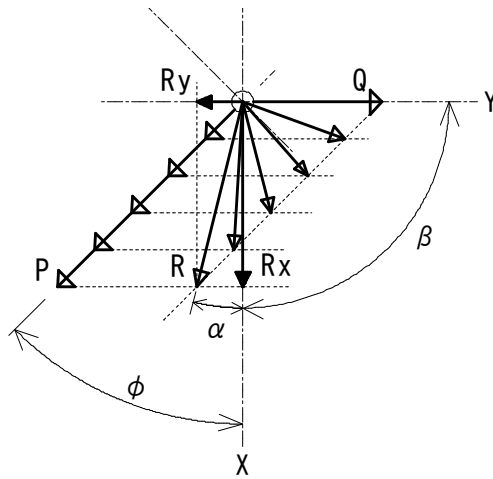


Fig. 4.5-1 せん断力 Q による複合応力 R

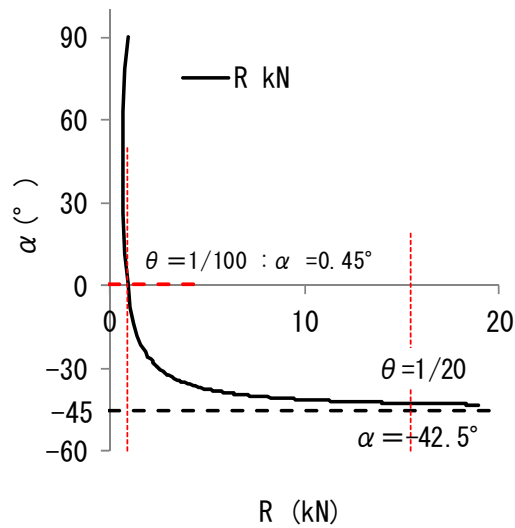


Fig. 4.5-2 複合応力 R と R の繊維方向となす角度 α との関係

Table4.5-1 作用せん断力 Q と軸力 N

試験体	せん断力 Q		軸力 N	
	β°	kN	β°	kN
No. 1	± 90	11	—	—
No. 2	90	11	0	11
No. 4	90	15	—	
	90	15	0	30
	26.56	33.54	QとNによる複合応力	
No. 5	90	11	—	

4.5.3 解析結果の考察

解析は No.1、No.2、No.4 および No.5 の場合を対象とした。作用する Q,N の一覧を Table4.5-1 に示す。試験体に対してせん断力 Q は $\beta=90^\circ$ 、軸力 N は $\beta=0^\circ$ とした。No.4 の $Q=15\text{kN}$ とせん断力の 2 倍の軸力として $N=30\text{kN}$ の合成力は 33.54kN 、 $\beta=26.56^\circ$ とした。各解析結果には $Q,N=0.0\text{kN}$ の場合も比較のために示した。

Fig.4.5-3～Fig.4.5-6 は No.1、No.2、No.4、No.5 について接合部の M- θ 関係 (M- θ curve of Joint: 上図) および各接合具の M- θ 関係 (M- θ curves of doriftpin: 下図) を示し、Fig. 4.1-2 に示した各接合具 (ドリフトピン) 番号の M- θ 関係を示す。接合具の曲げ耐力 M_a を破線、 M_u を実線で示し、回転変位の損傷限界時を θ_d 、安全限界時を θ_s とした。

Q,N を考慮した接合部の M- θ 曲線には $Q,N=0.0\text{kN}$ の場合を点線で重ねて示した。M- θ 曲線は殆ど一致していることから、接合部の M- θ 関係は Q,N の存在による影響が少ないことが分かる。しかし、各接合具の M- θ 関係は Q,N の影響により変化する。Q,N は一定値の初期荷重として各接合具の剛性に応じた負担せん断力となる。

Fig.4.5-7 はせん断力 Q が作用する No.2 の接合具の M- θ 関係 (①⑤を除く) を示す。初期せん断力を負担する曲線③⑦の平均値 ($(③+⑦)/2$)、および曲線②④と⑦⑧の平均値 ($(②+④+⑥+⑧)/4$) は、曲線③と⑦および曲線②④と⑥⑧の中間の曲線となり、Q が作用しない場合の M- θ 曲線②④⑥⑧、③⑦はそれぞれ平均値の曲線と殆ど一致している。このことから Q により M 軸方向に移動する接合具の M- θ 曲線を含む全曲線の足し合せは、接合部の M- θ 曲線 $Q=0.0\text{kN}$ の場合と殆ど一致することがわかる。

接合具の負担せん断力の方向と P の作用方向によって M- θ 関係への影響は大きく変化する。Q,N=0.0 kN の場合は ϕ が同じの接合具では M- θ 曲線は一致する。Q が $\beta=90^\circ$ 方向に作用する場合の No.2,4 では①⑤の P と Q は直交し R が同じであるので M- θ 曲線は一致する。No.2 の N が $\beta=0^\circ$ 方向に作用する場合の③⑦の P と N は直交し R が同じであるので M- θ 曲線は一致する。P と直交しない作用荷重の場合は、R が同じにならないため M- θ 曲線は異なる。

ることになり、No.4の合成力33.54kN、 $\beta=26.56^\circ$ の場合は全ての接合具が異なる

接合具 M- θ 関係図(下)で、損傷限界時に最初に M_a になるポイント (○印) の変位 θ_d 、安全限界時には全てが M_u になるポイント (○印) の変位 θ_s を決める。次に接合部の M- θ 関係図(上)で M- θ 曲線上に θ_d 、 θ_s に相当するポイント (○印) を求め曲げ耐力 rMa 、 rMu を決める。 ΣMa 、 ΣMu は各接合具の M_a 、 M_u を合計した結果を示している。

rMa は ΣMa より小さくなり rMu は ΣMu より大きくなる。No.4の合成力33.54kN、 $\beta=26.56^\circ$ の場合、損傷限界時の θ_d は接合具⑦(最下耐力を示す)で決まることになり Q,N の影響で ΣMa 時より減少し、初期剛性の範囲では ΣMa と rMa の差に大きく影響することになる。

No.4 では θ_s 辺りから割裂などで耐力が徐々に低下し始めて、割裂破壊で大きく耐力低下を起こしている。曲げ耐力と割裂破壊の耐力はほぼ同じ程度であると思われるが、 rMu 耐力が生じる時の変形は割裂破壊時より小さくなる。No.5 の rMu 耐力と割裂破壊の耐力は同じ程度であるが、Q が $\beta=90^\circ$ に作用する場合は θ_s が大きくなり、実験結果では割裂により耐力低下が生じていることになる。このことについては文献³⁷⁾のなかでも回転接合部の終局曲げ耐力および変位を推定することは難しいといわれている。

安全限界時の曲げ耐力と変位 θ_s を求めることは接合部の耐震性に対して必要であり、割裂耐力および変位が推定できれば接合部の θ_s の決定が可能になるので、割裂破壊時の耐力と変位を求めることが重要になる。

M- θ 関係図には初めて M_y になり、最後に M_p になるポイントを示した。接合具が円形配置の場合は、接合具の曲げヒンジは回転変位が $1/120\text{rad}$ までに生じ、矩形配置の場合は変形が $1/30\text{rad}$ までのびることが確認できた。

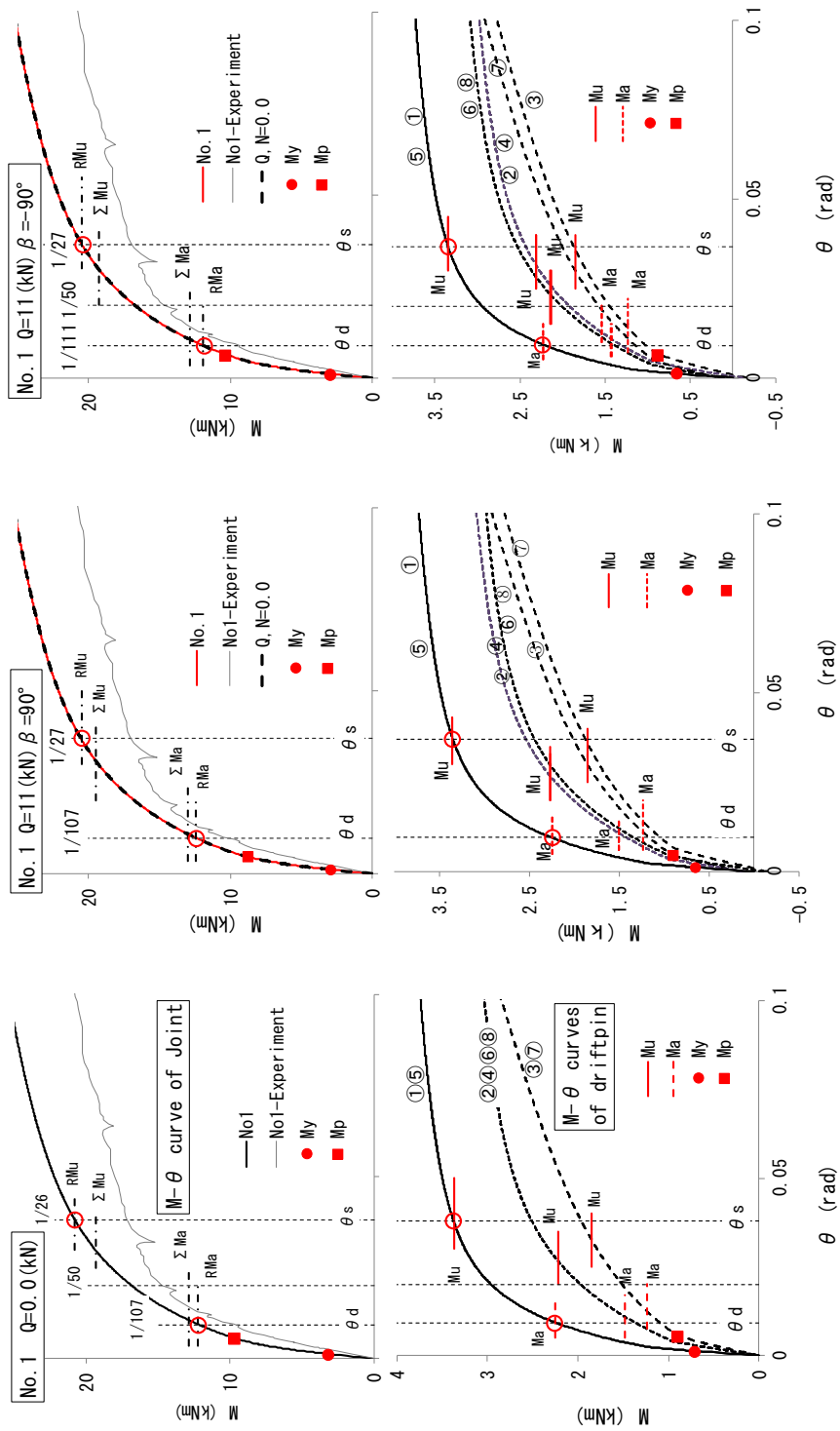


Fig. 4.5-3 M- θ 関係 No. 1

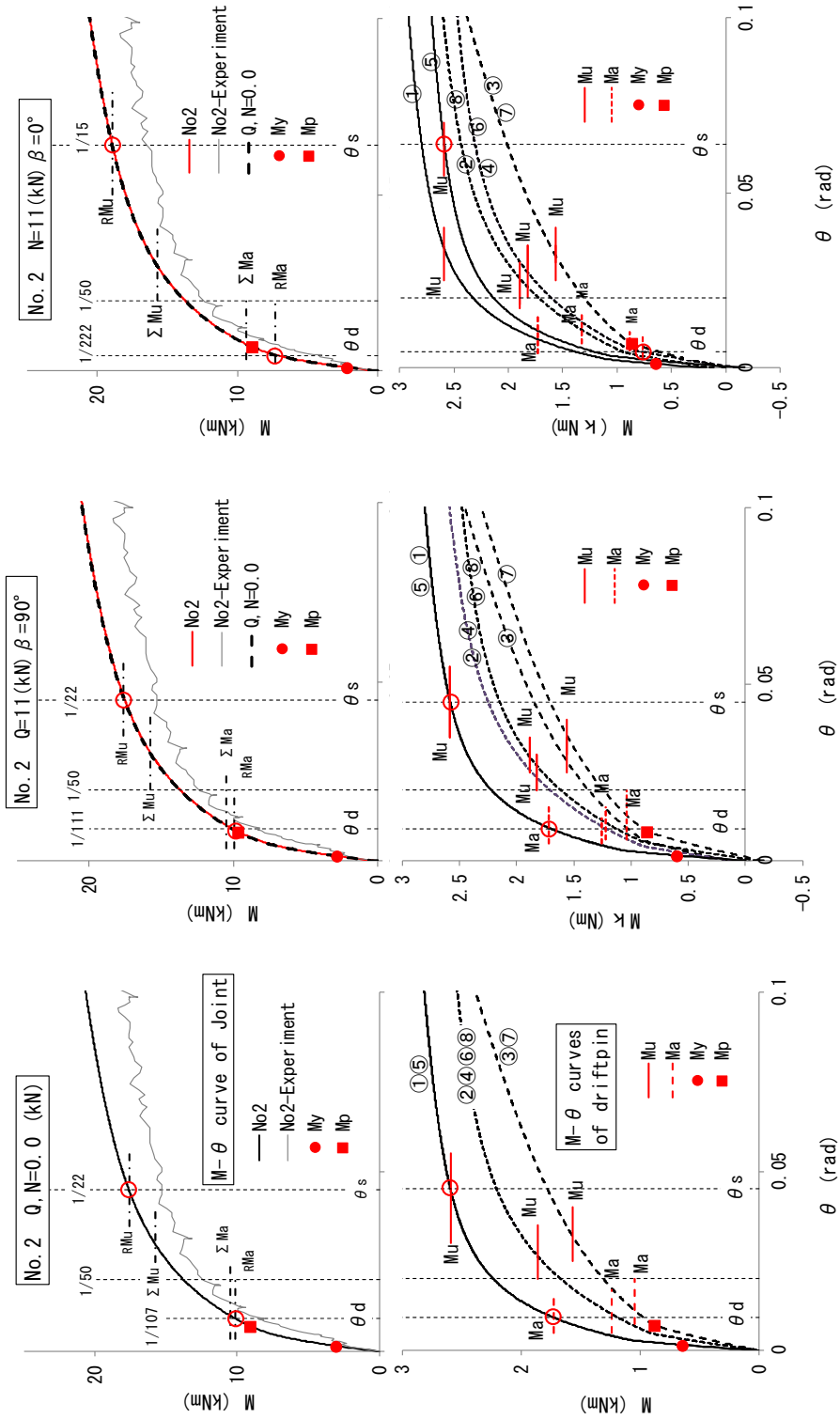


Fig. 4.5-4 M-θ 關係 No. 2

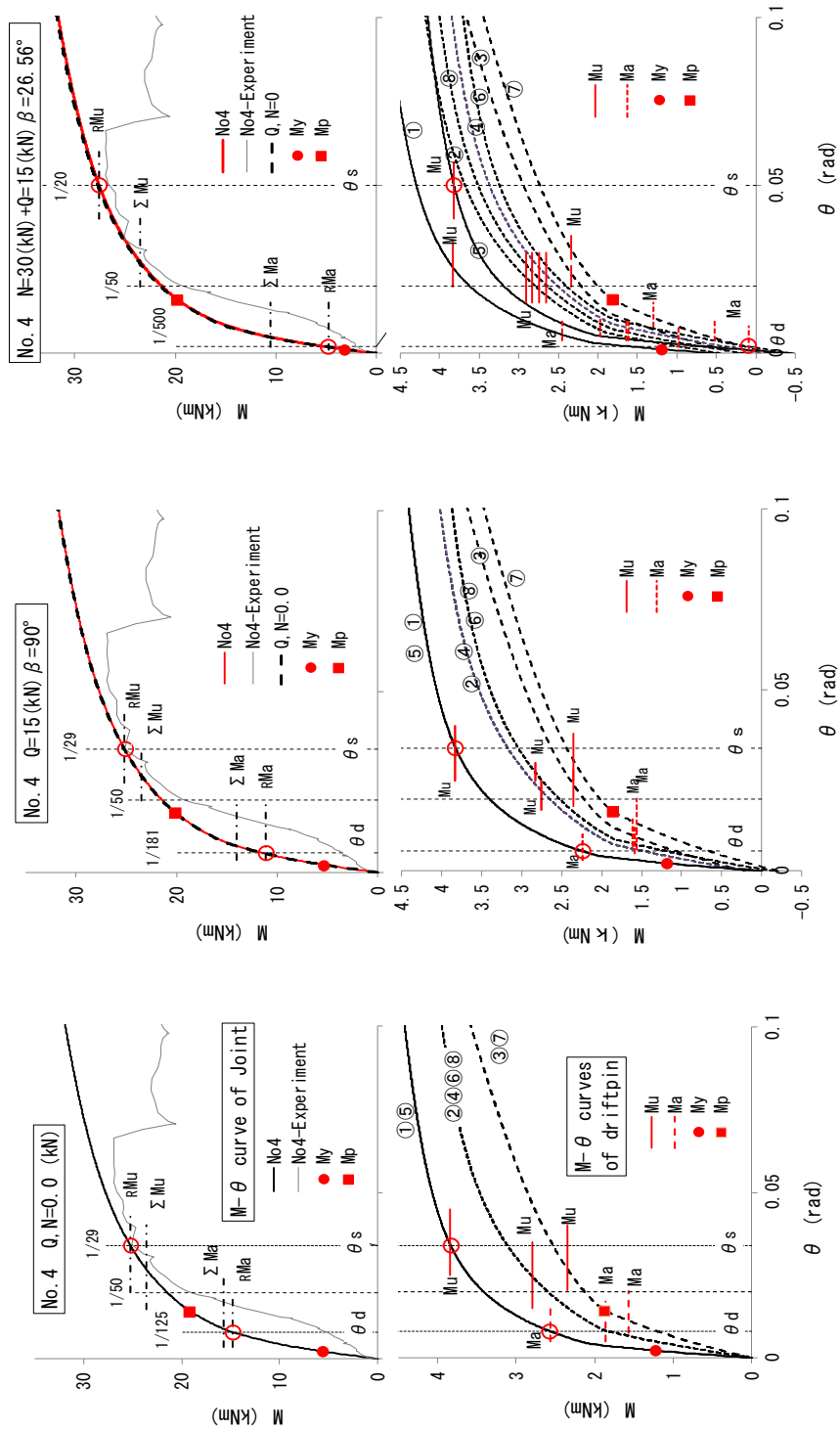


Fig. 4. 5-5 M- θ 關係 No. 4

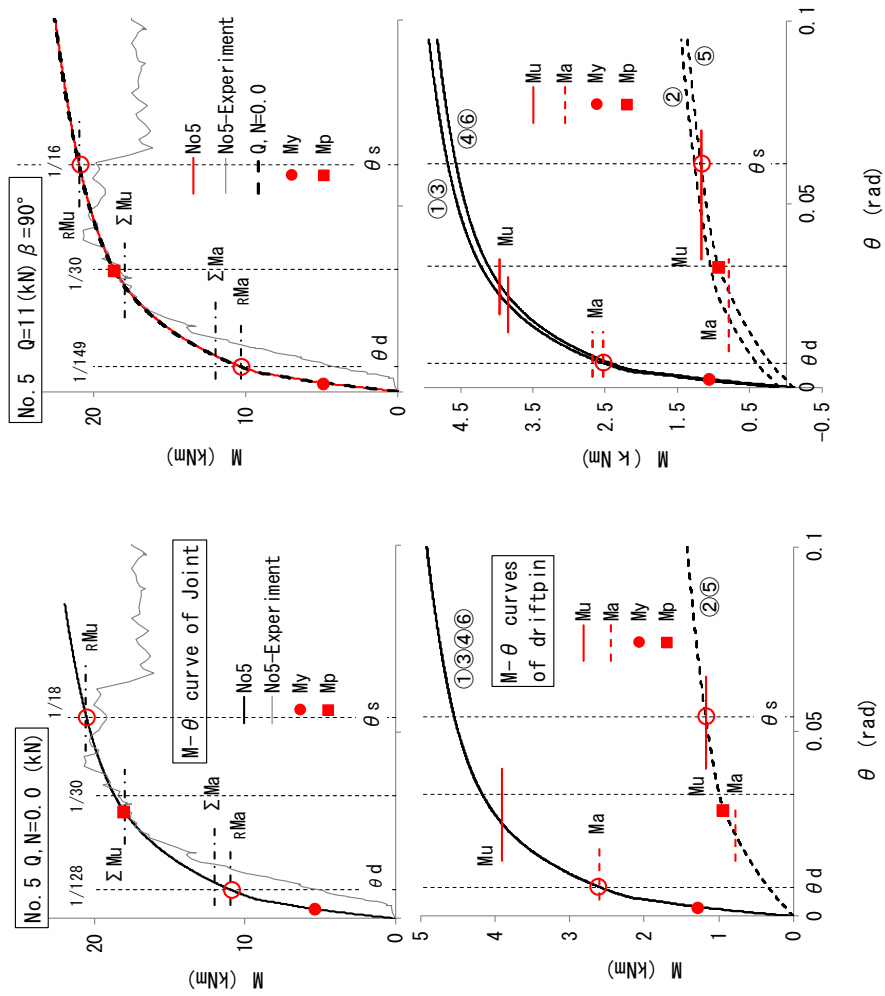
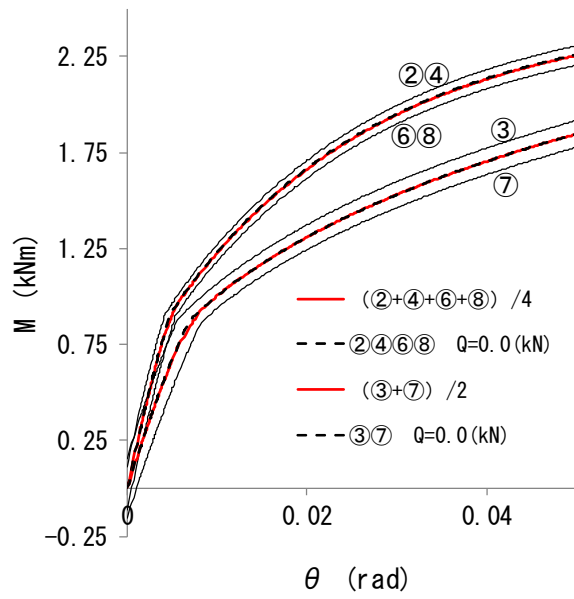


Fig. 4.5-6 M- θ 関係 No. 5



No. 2 $Q=11.0$ (kN) $\beta=90^\circ$

Fig. 4.5-7 $M-\theta$ 曲線に対するせん断力 Q の影響

Table4. 5-2 回転接合部の耐力一覧

項目		No.1			No.2			No.4			No.5	
		①	②	③	①	②	③	①	②	③	①	②
せん断力	k N	0	11	-11	0	11	0	0	15	15	0	11
軸力	k N	0	0	0	0	0	11	0	0	30	0	0
rMa	k Nm	12.2	12.45	11.95	10.1	9.9	7.3	14.8	11.2	4.8	11	10.3
		1	1.020	0.980	1	0.980	0.723	1	0.757	0.324	1	0.936
Σ Ma	k Nm	12.9	13	12.9	10.5	10.5	9.4	15.7	14	10.6	12	11.9
		1	1.008	1.000	1	1.000	0.895	1	0.892	0.675	1	0.992
rMa/ Σ Ma		0.946	0.958	0.926	0.962	0.943	0.777	0.943	0.800	0.453	0.917	0.866
rMu	k Nm	20.8	20.5	20.5	17.6	17.6	18.9	25.2	25.2	27.6	20.6	20.9
		1	0.986	0.986	1	1.000	1.074	1	1.000	1.095	1	1.015
Σ Mu	k Nm	19.3	19.5	19.3	15.7	15.7	15.7	23.6	23.5	23.5	18	18
		1	1.010	1.000	1	1.000	1.000	1	0.996	0.996	1	1.000
rMu/ Σ Mu		1.078	1.051	1.062	1.121	1.121	1.204	1.068	1.072	1.174	1.144	1.161
θ d	rad	1/107	1/103	1/111	1/107	1/111	1/222	1/125	1/182	1/500	1/128	1/149
θ s	rad	1/26	1/27	1/27	1/22	1/22	1/15	1/29	1/29	1/20	1/18	1/16

Table4.5-2 に No.1～No.5 の回転接合部のせん断力（繊維直交方向）と軸力（繊維方向）による影響を比較するために耐力および変形の数値を示し比較を行った。rMa と Σ Ma の比較、rMu と Σ Mu の比較示し、rMa は小さくなり rMu は大きくなる。せん断力（繊維直交方向外力）による rMa、rMu への影響は少なく、軸力（繊維方向外力）の影響は rMa は減少するが、rMu は増加することが分かる。同様に θ d、 θ s はせん断力による影響は少なく、軸力による影響は θ d は減少し、 θ s は増加している。

4.5 4章のまとめ

鋼板挿入式ドリフトピンによるモーメント抵抗接合部について実験を行い解析結果と比較し、以下のことが確認できた。

- (1) 本報告では、対象異等級構成集成材のラミナを考慮した回転接合部の解析を行っている。各ラミナのヤング係数から求めたラミナの密度 (L_p) を実測した集成材の平均密度 (M_p) から補正することで算出し、対称異等級構成集成材ではラミナの密度が解析精度に影響することを確認した。
- (2) 非線形なめり込みバネの接線剛性 $\angle K_0, \angle K_{90}$ および $\angle K_\phi$ についてハンキンソン式を用いる場合、 ϕ° 方向変位 δ_s について繊維方向変位 (δ_{sx}) と繊維直交方向変位 (δ_{sy}) の変位成分に分割し、 $\angle K_0$ は δ_{sx} 、 $\angle K_{90}$ は δ_{sy} 時の接線剛性として Eq.(3)から $\angle K_\phi$ を求めた場合の適合性が確認できた。
- (3) 実験による M- θ 曲線は基準支圧強度 F3、F6 を用いた解析結果の概ね間にあることが確認され、F5 の解析は F3 と F6 の間になることも確認された。
- (4) 大変形時の割裂破壊による耐力低下を考慮した接合部の M- θ 解析は、割裂後の有効なドリフトピンによる接合部解析により割裂後の M- θ 曲線が推定できる。
- (5) 接合部は曲げ変形が卓越し、せん断力 Q による変形は小さい。
- (6) 接合部の M- θ 関係はせん断力 Q (繊維直交方向)、軸力 N (繊維方向) の存在による影響は小さいが、各接合具の M- θ 関係は Q、N の影響があり変化するため、損傷限界時および安全限界時の曲げ耐力の算出には接合具の変形を考慮することが重要である。
- (7) 割裂破壊による耐力低下を起こす場合の割裂について 3 章での考察と同様な検討を行い、繊維直交方向、繊維方向とも実験による割裂破壊に対する考察ができたことを確認した。ただし、せん断力 Q、軸力 N の影響を考慮していないが、実験ではせん断力が作用している。せん断力が作用する場合の接合具の M- θ 関係は異なるため、その差による応力度の増減が割裂発生の順序に影響すると考えられる。他のドリフトピン位置での割裂破壊

する発生順序については今後の課題である。

5. 木質ラーメン架構の計算例

5.1 片持ち梁形式の実験結果と解析結果の比較

Fig.5.1-1 は 4 章でおこなった片持ち梁形式の回転接合部の実験を検証する解析モデルである。挿入鋼板、集成材および接合部は実験と同じとする。Table5.1-1 にドリフトピンの諸元、Table5.1-2 に集成材の実測平均密度によるヤング係数を示す。Fig.5.1-2 に示すラーメン架構は片持ち梁形式解析モデルを上下反転し柱脚をピン支持として、同じ部材、接合部を有する柱梁が回転接合部で接合しているラーメン架構をモデル化した。片持ち梁形式モデルでは鋼板部分の変形は僅かであり、架構の高さは接合部中心から加力点までとした。梁の影響をなくすため剛な曲げ剛性を有する梁として曲げ剛性を 1000 倍した。ラーメン架構は片持ち梁形式モデルの 2 倍の耐力を有することが予測される。

回転接合部の M- θ 関係については、せん断力、軸力 N の影響が殆どないことから片持ち梁式モデルとラーメン架構は No.2、No.4 (Q,N=0.0 kN) の解析結果と同じ M- θ 関係を用いる。Fig.5.1-3 に柱梁回転接合部に用いるマルチリニアモデルの入力データを示し、No.2、No.4 の M- θ 関係図には 10 ステップ毎の入力データを○印で示す。

Fig.5.1-4 に片持ち梁形式モデルとラーメン架構モデルの解析結果 (No2 解析、No4 解析) を No.2、No.4 の実験結果の P- δ 関係と合わせて示す。

ラーメン架構モデルの耐力を 1/2 にした P- δ 関係は、挿入鋼板をモデル化する片持ち梁形式モデルより若干耐力が大きくなるがほぼ一致し、柱梁接合部にマルチリニアの回転バネを用いたラーメン架構解析の有効性が確認できた。

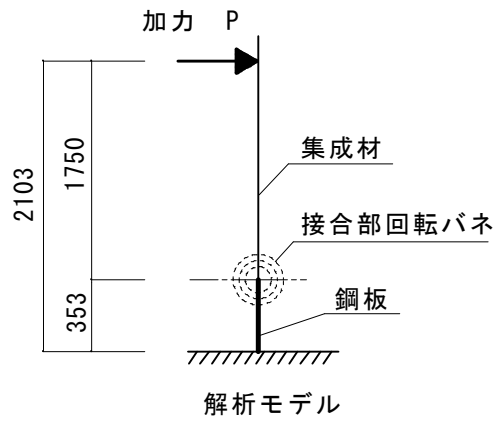


Fig. 5.1-1 片持ち梁形式の実験に対する解析モデル

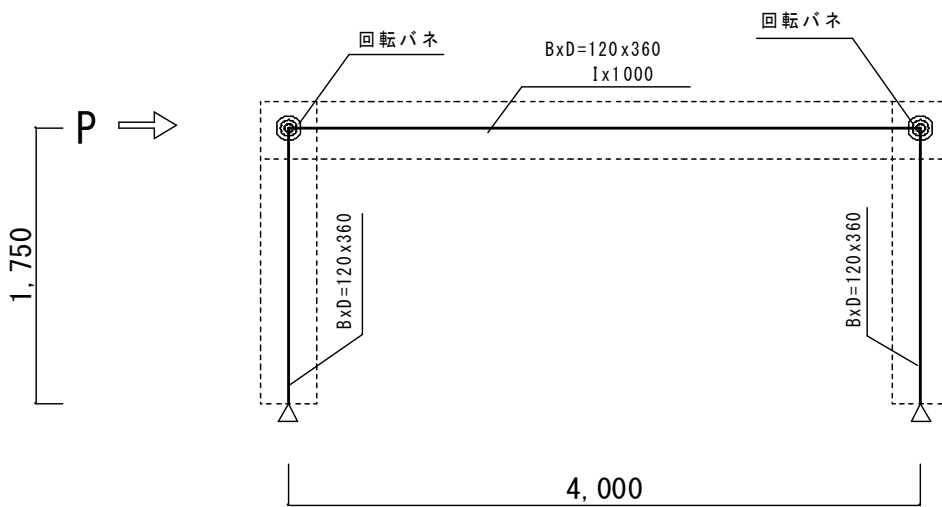


Fig. 5.1-2 ラーメン架構モデル (実験検証)

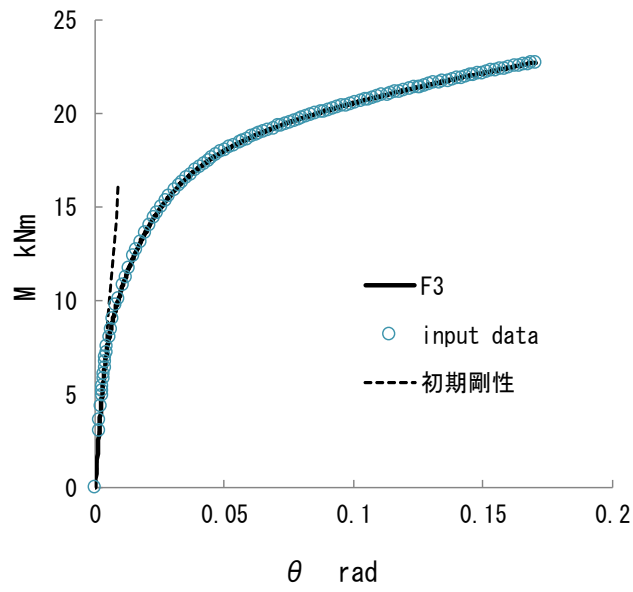
Table5. 1-1 ドリフトピンの諸元

丸鋼	鋼材	平均径	降伏点
		mm	N/mm ²
φ12	SNR400B	12.06	335
φ16		15.92	335

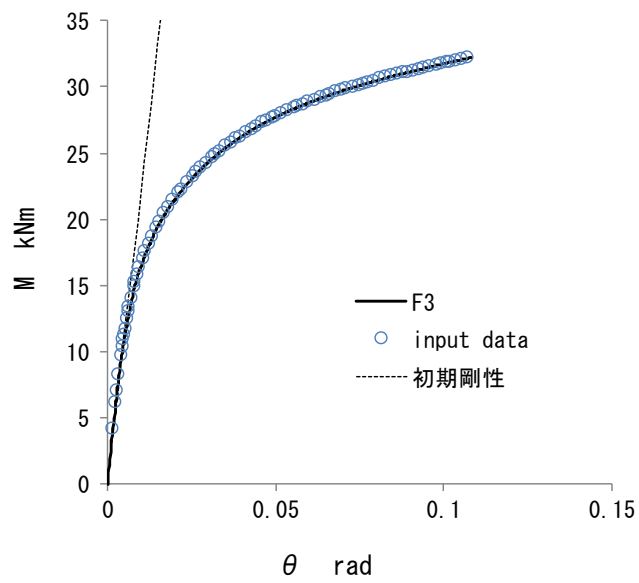
なお、鋼材のヤング係数は 205000N/mm² とする。

Table5. 1-2 実測平均密度によるヤング係数

試験体		E _w	
番号	記号	実測 ρ から求める	
		N/mm ²	tonf/cm ²
No1	E105-F300	10736.52	109.48
No2	E65-F225	8040.37	81.99
No3			
No4			
No5			

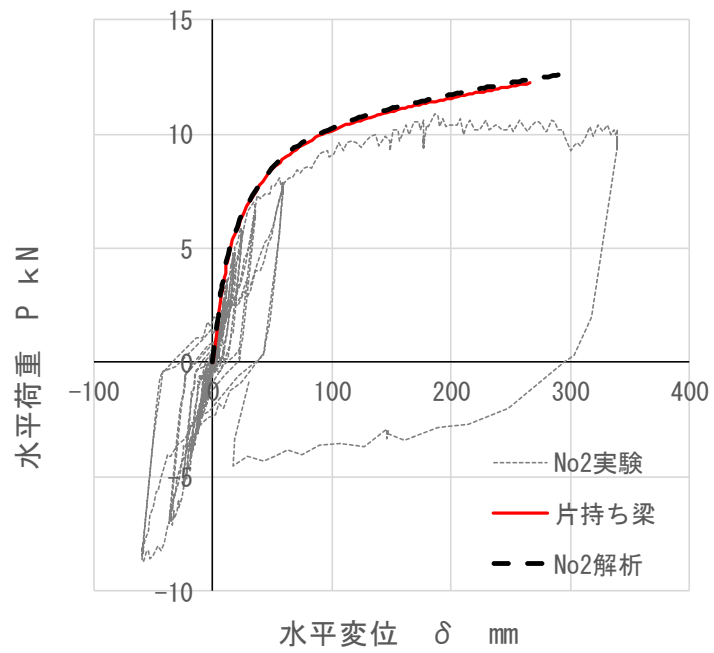


No. 2 円形接合部 M- θ 関係

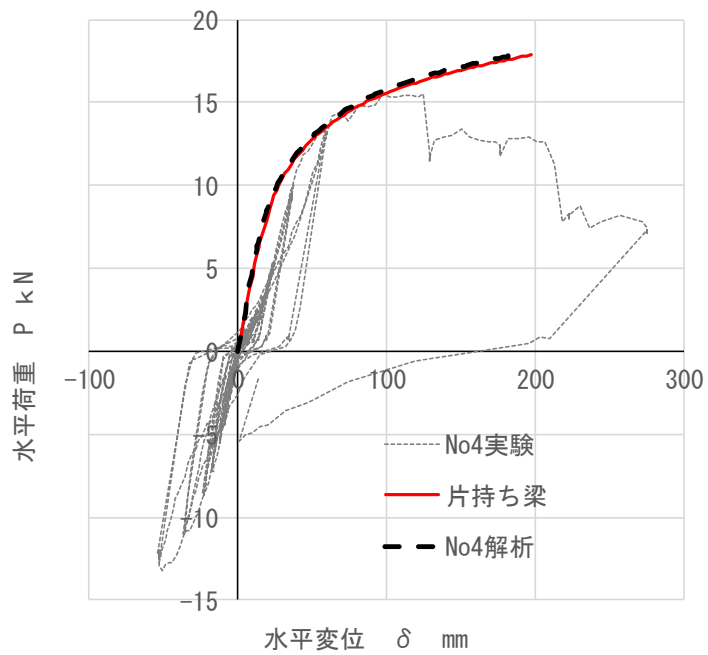


No. 4 円形接合部 M- θ 関係

Fig. 5.1-3 M- θ 接合部の入力 data



No. 2 実験結果とラーメン架構の比較



No. 4実験結果とラーメン架構の比較

Fig. 5.1-4 解析結果の比較

5.2 柱梁に回転接合部を有するラーメン架構の解析例

Fig.5.2-1 に示す一層のラーメン架構は梁勝ちの架構とし、各接合部に鋼板挿入式ドリフトピンの回転接合部を設ける。柱脚はピン支持とする。

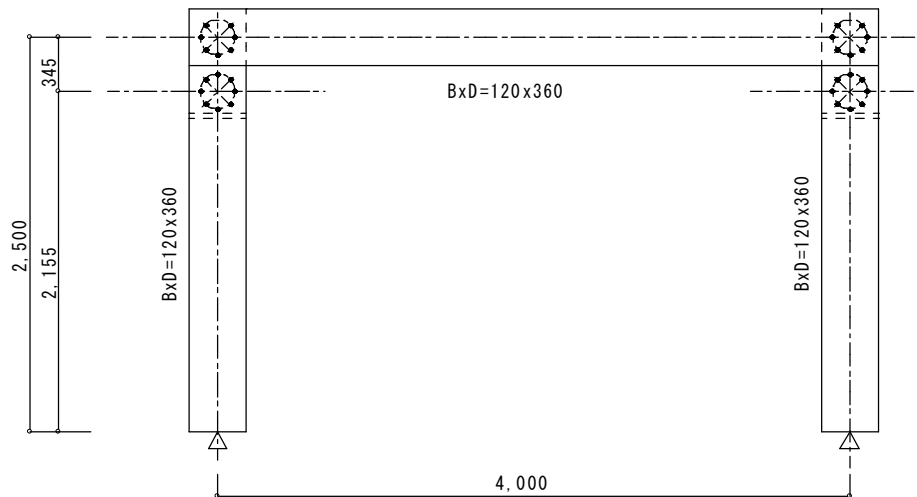


Fig. 5.2-1 木質ラーメン架構の例

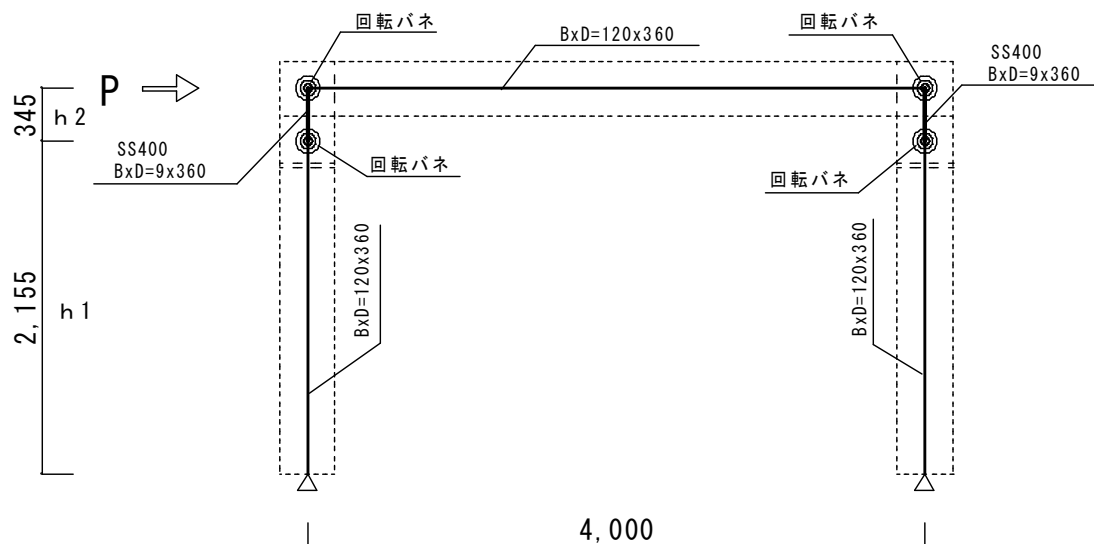


Fig. 5.2-2 木質ラーメン架構の解析モデル

Fig.5.2-2 の解析モデルの柱梁の接合部には挿入鋼板を介して回転接合部でつながり、柱梁の接触は生じないラーメン架構モデルとした。回転接合部のモデル化は 5.1 のラーメン架構モデルと同じとし、回転接合部は柱頭部の挿入鋼板の両端部に設けた。試験体 No.2, No.4 の回転バネを用いたラーメン架構を No. 2 架構モデル、No. 4 架構モデルとする。

5.3 ラーメン架構例の解析結果

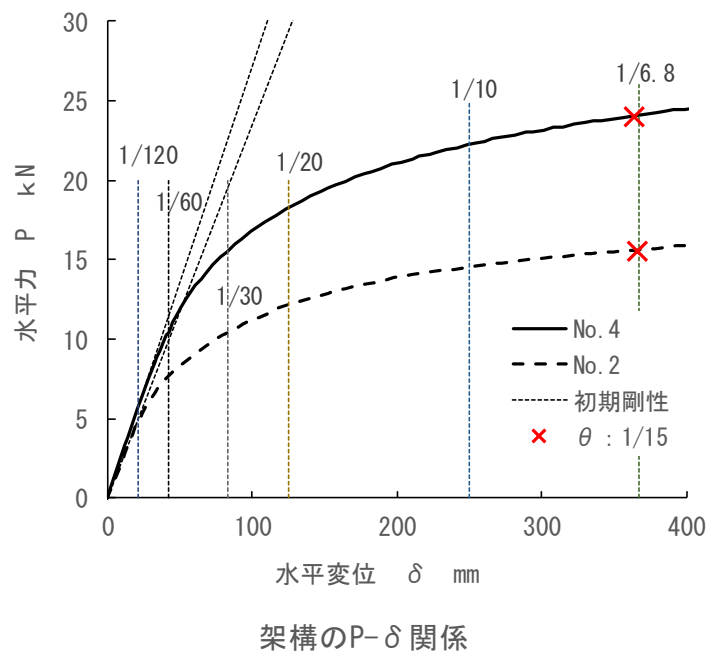


Fig. 5.3-1 No. 2, No. 4 架構モデルの増分解析の結果

Fig.5.3-1 には No.2, No.4 架構モデルの層せん断力と層間変形角の P- δ 関係を示す。初期剛性、各変形角を表示する。回転変形角が大きくなる柱頭部の接合部の回転角が $1/15\text{rad}$ に達した時の変形角を×印で示した。この変形角は実験結果から No.2、No.4 の耐力低下が生じる時の変形角であり、No.4 では $1/15\text{rad}$ を超える回転変位が生じると大きく耐力低下が生じている。

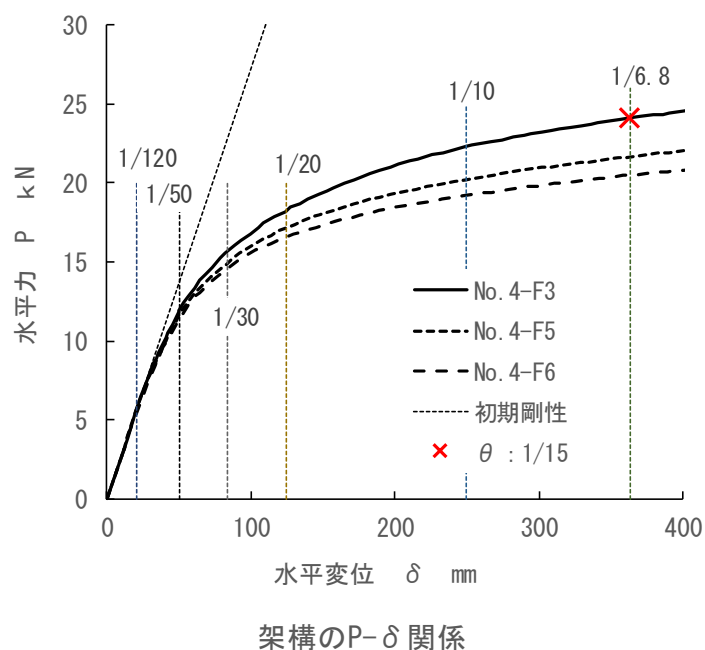


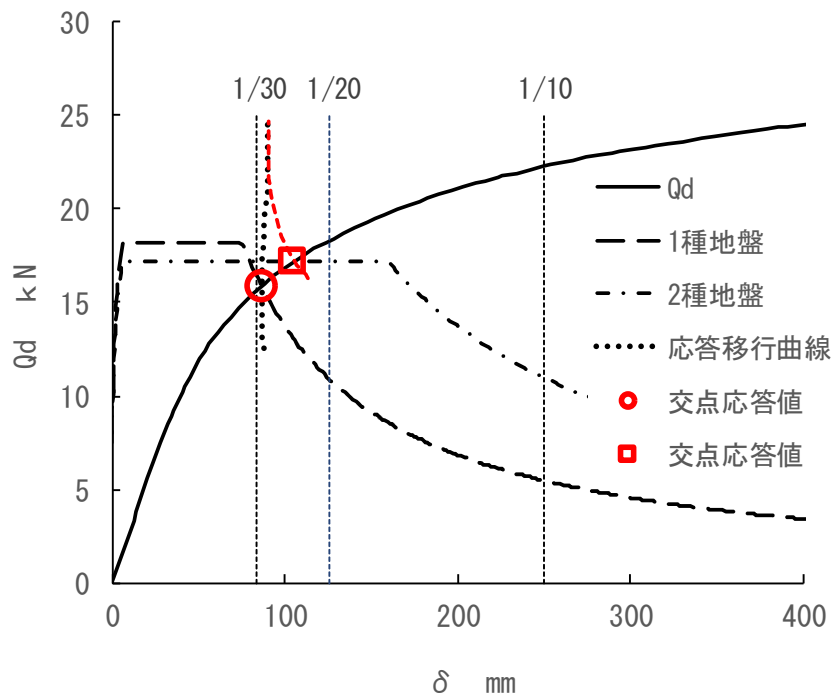
Fig. 5.3-2 No. 4 架構モデルの支圧強度の違いによる増分解析の結果

No.4 架構モデルについて、支圧強度式 F3、F5、F6 による回転接合部の特性を有するラーメン架構について荷重増分解析を行い、Fig.5.3-2 に解析結果の層せん断力と層間変形角の P- δ 関係を示す。解析結果の層間変形角が 1/50rad を超える辺りから支圧強度による差が生じ、層せん断力は F3、F5、F6 の順で小さくなり、層間変形角 1/10rad の時点で F3 の場合に対して順に 90%、86%程度となっている。

5.4 ラーメン架構の応答値の試算

ラーメン架構に水平力 P が作用する場合、架構の有する質量と層間の P - δ 関係から限界耐力計算により想定する P の地震時レベルに応じて架構の応答値が求められる。Fig.5.4-1 に限界耐力計算による結果を示す。試験体 No.4 の回転接合部を有するラーメン架構とし、地盤条件を第 1、2 種地盤として地盤による増幅率は略算とした。建物重量については、単位荷重を $w=3.0\text{kN/m}^2$ として、 $\Sigma W=20.0\text{kN}$ とした。1 質点系の場合 Q_d は P と同じとなる。

安全限界時の変位の応答値 (交点応答値) は $1/30\text{rad}$ を超える $1/29\text{rad}$ (1 種地盤)、 $1/25\text{rad}$ (2 種地盤) となり、Fig.5.3-1 で示した P - δ 関係の接合部に耐力低下が生じる変形 ($1/6.8\text{rad}$) に対しては余裕のある結果となった。しかし、計算条件の全体重量、地盤種別により応答値は大きく変化するので計算条件の設定は重要である。



No. 4の接合部のモデル

Fig. 5. 4-1 地盤種別による応答計算の結果

No. 4 架構モデルについて、支圧強度式 F3、F5、F6 による回転接合部の特性を有するラーメン架構について限界耐力計算による結果を Fig.5.4-2 に示す。2 種地盤における安全限界時の変位応答値（交点応答値）は $1/30\text{rad} \sim 1/20\text{rad}$ の範囲となり、支圧強度式 F3、F5、F6 の順で応答変位は大きくなり、F3 の応答値に対して F5、F6 は 9%、15%の増加になっている。

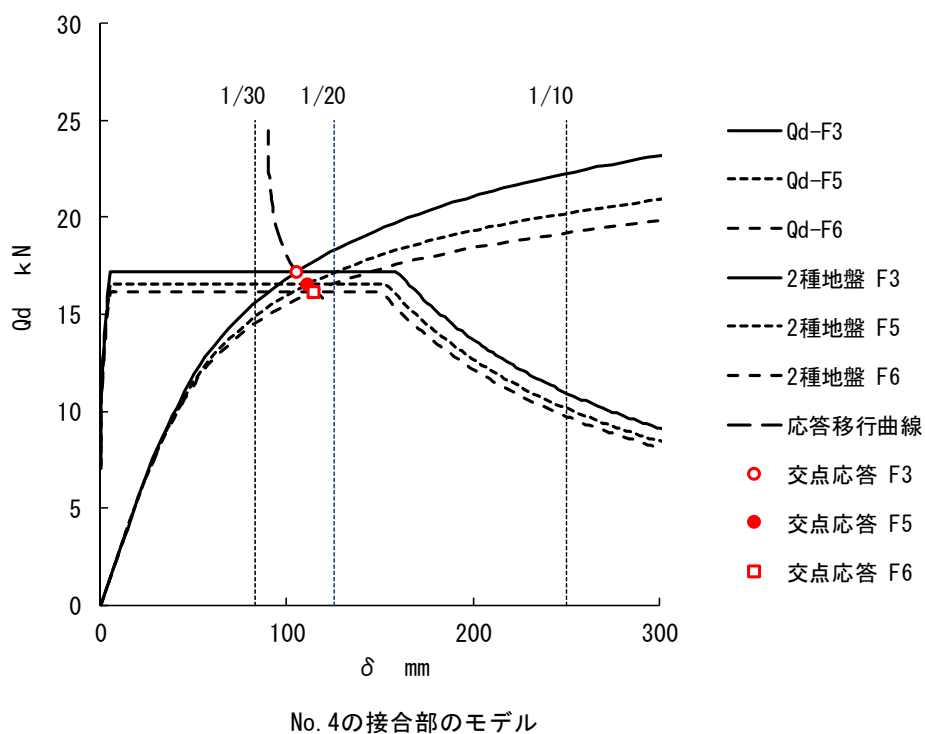


Fig. 5. 4-2 No. 4 架構モデルの支圧強度の違いによる応答計算の結果

5.5 5章のまとめ

3章、4章の鋼板挿入式ドリフトピン接合部によるモーメント抵抗接合部の $M-\theta$ 関係を、木質ラーメン架構の柱梁接合部に採用した架構モデル例について耐震性の検討を行った。耐震性の確認は限界耐力計算により行うため、荷重増分解析を行うためのラーメン架構のモデル化を行った。以下にモデル化と検討結果についてまとめた。

- (1) 柱梁をつなぐ接合部は挿入鋼板を介して柱梁をつなぐモデルとした。鋼板部と柱梁は回転接合部で接合した。回転接合部は柱梁端部および鋼板端部のどちらに設けても解析結果は同じである。
- (2) 回転接合部の $M-\theta$ 関係のモデル化は、バイリニアール、トリリニアールなどが考えられるが鋼板挿入式ドリフトピンでは、接合部の降伏耐力の特定が難しいのでマルチリニアールモデルを採用することになる。
- (3) 回転接合部に作用するせん断力、軸力は接合部の $M-\theta$ 関係には影響は少なく考慮する必要はないが、降伏耐力、割裂による剛性低下、耐力低下を考慮することが課題である。
- (4) 接合部の割裂破壊により大きく耐力低下する場合などは、地震時の安全限界時変位応答から回転接合部の回転変位が割裂破壊の変位に達していないことを確認することが重要である。
- (5) 荷重増分解析を行い層の $P-\delta$ 関係を算出した。 $P-\delta$ 関係は支圧強度式 F3、F5、F6 を用いた場合について比較し、層間変形角が $1/50\text{rad}$ を超える辺りから支圧強度式による差が生じるのを確認した。
- (6) 回転接合部の $M-\theta$ 解析に用いた支圧強度式を F3、F5、F6 とした結果は、安全限界時の応答変位が $1/30\text{rad}\sim 1/20\text{rad}$ となったが、支圧強度の大きい方から F3、F5、F6 順に小さくなる。

6. 結論

木造建築物の大型化や中層化を実現する構造形式として、柱梁で構成されるラーメン架構を採用することを目的とした。本研究では木造建築で一般に使われている接合方法の鋼板挿入式ドリフトピン接合を利用し、柱梁接合部の回転接合部の回転特性を研究し木質ラーメン架構に応用した。

3章では単体の鋼板挿入式ドリフトピンの接合部について、解析の近似モデルの有効性を2面せん断実験との比較により確認した。4章では3章で提案した近似モデルを利用して、柱梁の回転接合部の解析モデルについて片持ち梁形式の実験との比較により、実験結果との対応がよいことを確認した。5章では4章で用いた回転接合部の $M-\theta$ 関係を用いて、木質ラーメン架構の例について解析を行った。架構の層の $Q-\delta$ 関係より重量、地盤条件を仮定して構造設計は限界耐力計算によった。

以上の研究から鋼板挿入式ドリフトピン接合部を採用する場合以下のことが分かった。

- (1) 単体の接合具を梁線材要素で構成したモデルによる解析は、ドリフトピンの要素長さを $0.5d$ (d : 径) 以下とすれば弾性床上の梁理論の解との相関性は高くなる。非線形解析では、要素分割数による解析精度に比べ支圧強度の選択が重要である。
- (2) 単体の接合具による接合部解析を利用して、複数の接合具によるモーメント抵抗接合部(回転接合部)の非線形な $M-\theta$ 関係を求めることを行った。同接合部は柱梁接合部に用いて木質ラーメン架構を構築することが可能である。
- (3) 回転接合部の $M-\theta$ 関係はせん断力 Q (繊維直交方向)、軸力 N (繊維方向) の存在による影響が小さいことが回転接合部の特性であるが、各接合具の $M-\theta$ 関係は Q , N の影響があり変化するため、損傷限界時および安全限界時の曲げ耐力の算出には接合具の変形を考慮することが重要である。
- (4) 木質ラーメン架構の限界耐力計算による計算を示した。計算例では全体重量と地盤の条

件により変位の応答値は $1/30\text{rad}$ を少し超えたところとなっており、接合部に割裂破壊により耐力低下が生じる変形に対しては余裕のある結果となった。しかし、計算条件の全体重量、地盤種別により応答値は大きく変化するので計算条件の設定は重要である。

- (5) 実験結果との比較から木規準による割裂終局耐力から繊維直交方向加力時の割裂破壊が生じる変位、耐力を推定することが可能であり、また繊維方向加力時の繊維直交方向の割裂終局耐力 H を木規準の割裂終局耐力から評価することが可能であることを考察した。割裂破壊にはめり込みによる支圧強度が影響し、繊維方向ではめり込みによる塑性変形の範囲が目安になることを考察した。

謝辞

還暦を迎えた年に木質材料学研究室に通い始めたのは6年前である。稲山教授には大学院の社会人木造建築コースへの入学を進めていただき、木造の勉強を一から始めることになった。木造接合部の本研究の機会を与えていただき、社会人学生への適切なお指導に心より感謝する。大学院での広く木造に関する講義をしていただいた安藤教授に心よりお礼を申し上げる。また、本論文の審査にあたっては五十田教授、腰原教授、井上教授、青木准教授にも貴重なお指導の数々をいただいた。青木准教授には論文の書き方から指導をいただき、本論文を纏めることができた。元助教の相馬先生には、初めての実験に不慣れなところを丁寧なお指導をいただいた。蒲池元助教には2面せん断試験のデータを提供していただいた。福山元助教には研究室のゼミで適切な指摘をいただいた。河原助教、博士課程の落合氏には実験にあたり多大なる援助をいただいた。シネジック(株)の荻部氏、石森氏には2面せん断試験で支援をいただいた。また、本研究を実施するにあたり、接合部実験の実施等でご協力いただいた木質材料学研究室の各位に深甚なる謝意を表す。

参考文献

- 1) Kuenzi EW : Theoretical Design of a Nailed or Bolted Joint Under Lateral Load, USDA, No.D1951, March 1955
- 2) 木質構造設計規準, 日本建築学会, 2006
- 3) Y.L.Chang : Discussion on “Lateral Pile Loading Tests” by L.B.Feagin, A.S.C.E Trans Paper No.1959, 1937, pp.212-278
- 4) 杉村義広 : 杭頭回転拘束度および杭長を考慮した杭の水平抵抗理論, 日本建築学会構造系論文報告集No.365, pp.132-142, 1986.7
- 5) Johansen K.W. : Theory of Timber Connections. International Assoc. of Bridge and Structural Engineering Publication 9, p249-262,1949
- 6) B.B.Broms : Design of Laterally Loaded Piles ; Proc. ASCE, Vol, 91, No.SM 3,1965, pp.79-99
- 7) 建築基礎構造設計指針, 日本建築学会, 2006
- 10) Sawada K,Yasumura M:Determination of embedding strength of wood for dowel-type fasteners,J Wood Sci.48:pp.138-146, 2002
- 11) EN 1995-1-1:2004 Eurocode 5, Design of timber structures Part 1-1, 2004
- 12) 小松幸平 (分担執筆) : 接合, 木質構造の限界状態設計, 日本建築学会木質構造限界状態設計法小委員会, 日本木材学会木材強度・木質構造研究会, 1999
- 13) 原田真樹 : 円形断面鋼棒による木質接合部のめり込み変形挙動に関する研究 : 東京大学学位申請論文, 2001年12月
- 14) 原田真樹, 小松幸平, 川元紀雄 : ドリフトピンによる木材のめり込み挙動 (I) 端距離・荷重角度の影響 : 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北) 1991年9月
- 15) 辻野哲司、平井卓郎 : 鋼板側材を用いたボルト接合部の非線形荷重 - すべり関係 (第1報) - 有限要素法による数値解析, 木材学会誌, Vol.29, No.12, pp.833-838, 1983
- 16) 平井卓郎 : 木材のボルト及びドリフトピン接合部のせん断耐力比較, 木材学会誌, Vol.37,

- No.4, pp.303-308, 1991
- 17) 平井卓郎：木材のボルト及びドリフトピン接合部のせん断耐力解析（第2報），彈性床上の梁理論を用いた数値解析，木材学会誌， Vol.37, No.11
pp.1017-1025, 1991
 - 18) 辻野哲司, 平井卓郎, 竹内則雄：木材のボルト及びドリフトピン接合部のせん断耐力解析（第3報），有限要素法による数値解析，木材学会誌， Vol.49, No.3, pp.187-196, 2003
 - 19) Foschi R.O. : WOOD SCIENCE Vol.7 No.1, 69-79, 1977
 - 20) Foschi R.O. : WOOD SCIENCE Vol.9 No.3, 118-123, 1977
 - 21) 小松幸平：接合具の非線形特性を考慮に入れた集成材骨組構造の解析（第1報）解析法の誘導，木材学会誌， Vol.34, No.7, pp.581-589, 1988
 - 22) 小松幸平、前田典昭、堀江和美：接合具の非線形特性を考慮に入れた集成材骨組構造の解析（第2報） 実験による検証：木材学会誌， Vol. 35, No. 3, p. 201-211 (1989)
 - 23) 小松幸平：集成材骨組構造における接合の研究，木材学会誌， Vol. 38, No. 11, p. 975-984 (1992)
 - 24) 建築耐震設計における保有耐力と変形性能 (1990)，日本建築学会
 - 25) 五十田博, 大橋好光, 稲山正弘：木質ラーメン構造を前提としたモーメント抵抗接合部の剛性と変形挙動：日本建築学会，構造工学論文集， Vol. 41B (1995年3月)
 - 26) 小野徹郎, 安藤健, 井戸田秀樹, 加藤征宏：ドリフトピンを用いた集成材接合部の剛性および終局耐力に関する研究：日本建築学会構造系論文集, 第 536 号, pp.101-107, 2000.10
 - 27) 木質構造接合部設計マニュアル，日本建築学会、2009
 - 28) 蒲池健, 稲山正弘, 安藤直人：鋼板挿入・ドリフトピン接合部における荷重-すべり特性の評価法，日本建築学会構造系論文集 No.627, pp.795-802, 2008.5
 - 29) 景山誠, 村上雅英：鉛直荷重の影響を受ける木質ラーメンの水平せん断挙動に関する研究，日本建築学会構造系論文集， No.661, pp581-590, 2011.3

- 30) 景山誠, 村上雅英, 小松幸平: 曲げモーメントとせん断力の複合応力を受ける木質ラーメン接合部の構造性能評価に関する研究, No.647, pp165-173, 2010.1
- 31) 木造長期優良住宅の総合的検証事業 平成 25 年度 材料・構造分科会 報告 第 13 章
集成材等建築物の設計・施工指針の検討
- 32) R.K.リブスレイ 著, 山田嘉昭 訳, 川井忠彦 訳: マトリックス構造解析入門, 培風館,
1976
- 33) 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説書, 日本建築学会, 2010
- 34) 時本和則, 田村昌仁, 井上芳生ほか: 一体解析による耐震性能評価手法の検討, その 3
杭体の M- θ モデル化の提案, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 構造 I, pp.507-
508, 2004.8
- 35) 青山博之・上村智彦: マトリックス法による構造解析, 培風館, 1988
- 36) 小松幸平、故川元紀雄、原田真樹: 長期荷重を受ける集成材半剛節門形ラーメンの変形
解析, 木材学会誌, Vol. 39, No. 12, p. 1393-1403 (1993)
- 37) 稲山正弘: 中大規模木造建築物の構造設計の手引き、彰国社、2017. 10