

平成2年度農林水産省補助事業
日本住宅・木材技術センター事業

木造化推進標準設計施工マニュアル作成等事業報告書(1) 「建築物適用技術推進」

平成3年3月

財団法人 日本住宅・木材技術センター

まえがき

1. 木造化推進標準設計施工マニュアル作成等事業について

我が国には、文化的遺産として高く評価されている大規模木造建築物が多いが、戦後は、ほとんど他の建築物に席を譲ってきた。また、建築外構物や公園・広場等空間構成物にも経済性や耐久性から木材以外の材料が多く使われている。しかし、最近のように経済的水準が向上し、建物に対するニーズが高度化・多様化するにつれて、木材固有の量感や質感を建築物や空間構成物等に再生しようとする要請が高まりつつある。

また、今後供給の増大化が見込まれる国産材を、これらの建築物や空間構成物等に活用し、その需要を拡大しようとする要請も高い。

このため、これら要請へ対応して構造安全性・防耐火性・耐久性・経済性等に関する技術開発を推進しようとするものである。

2. 平成2年度事業の実施方法及び内容

1) 建築物適用技術推進事業

ア. 下記の委員会を設置して大断面部材の接合金物の接合効率を実験的に明らかにし、試験方法と評価基準をとりまとめた。

接合等技術開発委員会

委員長	平嶋 義彦	静岡大学農学部 助教授
委員	定方 啓	豊橋技術科学大学建築工学系（構造工学）教授
〃	徳田 勉夫	三重大学生物資源学部 教授
〃	祖父江信夫	静岡大学農学部 助教授
〃	宮沢 健二	工学院大学工学部 講師
〃	手塚 升	早稲田大学工学部
〃	大橋 好光	東京大学工学部
〃	神谷 文夫	森林総合研究所木材利用部構造性能研究室長
〃	川元 紀雄	森林総合研究所木材利用部接合研究室
〃	安村 基	建築研究所第3研究部耐風研究室

イ. 下記の委員会を設置して、大断面部材の接合金物について、防火性能向上について検討した。

接合部防火性能委員会

委員長	中村 賢一	建築研究所第5研究部 防火材料研究室長
”	最上 宏二	建築研究所第5研究部防火材料研究室
”	上杉 三郎	森林総合研究所難燃化研究室
”	宮林 正幸	三井木材工業(株)

ウ. 下記の委員会を設置して、1)のアでとりまとめた実験結果及び試験方法について、「資料編」としてとりまとめ、普及啓発資料として活用を図った。

資料編編集委員会

委員長	平嶋 義彦	静岡大学農学部 助教授
委員	祖父江信夫	静岡大学農学部 助教授
”	宮沢 健二	工学院大学工学部 講師
”	手塚 升	早稲田大学工学部
”	大橋 好光	東京大学工学部
”	神谷 文夫	森林総合研究所木材利用部構造性能研究室長
”	小松 幸平	森林総合研究所木材利用部接合研究室長
”	川元 紀雄	森林総合研究所木材利用部接合研究室
”	飯島 泰男	富山県林業技術センター

2) 建造物適用技術推進事業

ア. 本事業の実施にあたって、下記の委員会を設置し事業全体の計画立案、事業の進め方等について御指導をいただきながら進めた。

建造物適用技術推進委員会

委員長	塩田 敏志	東京農業大学農学部 教授
委員	木方 洋二	名古屋大学農学部 教授
”	大熊 幹章	東京大学農学部 教授
”	矢田 茂樹	横浜国立大学教育学部 助教授
”	古澤富志雄	職業訓練大学校 助教授
”	小林 章	東京農業大学農学部 講師
”	井村 五郎	千葉工業大学工業デザイン学科 講師

“	平井 卓郎	北海道大学農学部
“	信田 聡	東京大学農学部
“	井上 衛	森林総合研究所木材化工部化学加工科防腐研究室長
“	内海 東男	日本道路公団技術部植栽課 課長
“	大間 武	(社)日本造園コンサルタント協会技術部長
“	蓮見 隆	(財)日本マリーナ協会 調査役
“	大曾根 眞	日本木材防腐工業会 専務理事
“	梶山 英幸	(株)一色建築設計事務所 設計室長
“	山畑 信博	(株)環境計画研究所 研究員

イ. 下記の分科会を設置し、木槽分科会にあつては要求性能を取りまとめると共にモデルプランの作成を、木製棧橋分科会にあつては性能実験を、木製舗装分科会にあつては性能実験及びマニュアル類の作成を、また木製遊具分科会にあつてはマニュアル類を作成すると共に試作展示を行なつた。

木槽分科会

主 査	古澤富志雄	職業訓練大学校 助教授
委 員	赤松 明	職業訓練大学校 講師
“	信田 聡	東京大学農学部

木製舗装分科会

主 査	小林 章	東京農業大学農学部 講師
委 員	矢田 茂樹	横浜国立大学教育学部 助教授
“	高橋 博康	(有)グリーン・デザイン 代表取締役
“	鈴木 敏	日本舗道(株)関東第2支店 営業企画課長
“	長野 征広	山陽木材防腐(株)中央研究所

木製棧橋分科会

主 査	信田 聡	東京大学農学部
委 員	長野 征広	山陽木材防腐(株)中央研究所
“	大友 英明	ゼニヤ海洋サービス(株)東京営業所 所長

“ 島崎 正勝 (株)三英 遊具事業部 課長
 “ 山畑 信博 (株)環境計画研究所 研究員
 協力委員 本吉 泰次 大建工業(株)開発企画課 主査

木製遊具分科会

主査 矢田 茂樹 横浜国立大学教育学部 助教授
 委員 井村 五郎 千葉工業大学工業デザイン学科 講師
 “ 小林 章 東京農業大学農学部 講師
 “ 平井 卓郎 北海道大学農学部
 “ 島崎 正勝 (株)三英 遊具事業部 課長

3. 実施結果のとりまとめ

前記の実施結果は、下記のとおり報告書(1)、(2)に分冊しとりまとめた。

木造化推進標準設計施工マニュアル作成等事業報告書(1)

「建築物適用技術推進編」

小径材で構成する立体版構造における三次元部材接合方法の開発	2. 1) アの一部とりまとめ
ラグスクリュー接合部のせん断抵抗メカニズム	2. 1) アの一部とりまとめ
エポキシ充填鋼板挿入式ボルト接合に関する研究	2. 1) アの一部とりまとめ
破壊力学的手法によるボルト接合耐力評価	2. 1) アの一部とりまとめ
鋼板挿入式ドリフトピン接合部繊維直交方向引張試験	2. 1) アの一部とりまとめ
鋼板添板接合における接合耐力の実験的・統計的検討	2. 1) アの一部とりまとめ
繊維方向と直交方向の力を受けるボルト接合の補強方法とその応用	2. 1) アの一部とりまとめ
接合具1本または1対による接合基本単位の履歴特性の把握	2. 1) アの一部とりまとめ

集成材接合部の耐火性能に関する研究 2. 1) イのとりまとめ

マニュアル作成 2. 1) ウのとりまとめ

普及

木造化推進標準設計施工マニュアル作成等事業報告書(2)
「建築物適用技術推進編」

木槽の要求性能及びモデルプランの作成 2. 2) の一部とりまとめ

木製舗装の性能実験 2. 2) の一部とりまとめ

木製栈橋の性能実験 2. 2) の一部とりまとめ

マニュアル類の作成 2. 2) の一部とりまとめ

木製遊具の試作展示 2. 2) の一部とりまとめ

本報告書は、上記(1)「建築物適用技術推進」の結果をとりまとめたものである。

広範な内容に積極的に取り組んでいただいた委員各位に深甚な謝意を表するとともに、事業を進めるにあたり貴重な御意見等を寄せられた関係者の各位に感謝申し上げます。

平成 3 年 3 月

(財)日本住宅・木材技術センター

理事長 下川 英雄

目 次

第1章 木造化に必要な接合等技術開発

1・小径材で構成する立体版構造における三次元部材接合方法の開発	1
1・0 はじめに	1
1・1 目的および概要	1
1・2 立体接合金物で組み立てたピラミット型骨組の構造実験	2
1・3 フィーレンディール・平面トラス梁を単位要素として組立てられる立体格子版〔補強フィーレンディール・平面トラス梁 (Reinforced Virendee I-trussed beam unit, RV-beam-unit) の設計と実験	5
1・4 十字型クロス梁の交差部接合システムの設計と強度実験	6
2・ラグスクリュー接合部のせん断抵抗メカニズム	45
2・1 目的	45
2・2 実験	45
2・2・1 試験体	45
2・2・2 試験方法	46
2・3 結果および考察	49
2・4 結論	75
3・エポキシ充填鋼板挿入式ボルト接合に関する研究	76
3・1 目的および本報告の構成	76
3・2 6本打ちボルト接合供試体の耐力、荷重-相対変位関係	76
3・2・1 序	76
3・2・2 供試体の作成	76
3・2・3 試験方法	96
3・2・4 試験結果	105
3・2・5 まとめ	127
3・3 ボルトと側材間に充填されたエポキシの性状	128
3・3・1 序	128

3・3・2	熱伝対による温度測定の精度	128
3・3・3	ボルトと側材間に充填されたエポキシの発熱量の把握	131
3・3・4	ボルトと側材間に充填されたエポキシの強度の把握	137
3・3・5	エポキシの種類による性状の比較	155
3・3・6	エポキシの強度がバネ定数に及ぼす影響	157
3・3・7	まとめ	160
3・4	結論	160
4・	破壊力学的手法によるボルト接合耐力評価	161
4・1	目的	161
4・2	試験方法	161
4・2・1	試験体	161
4・2・2	実験方法	162
4・3	試験結果	163
4・3・1	A, B, C型試験体の破壊荷重の比較	163
4・3・2	等価き裂長さ	164
4・3・3	C型試験のモデル化	164
4・3・4	接合耐力におよぼすボルト位置の影響	167
4・4	まとめ	171
5・	鋼板挿入式ドリフトピン接合部繊維直交方向引張試験	172
5・1	目的	172
5・2	試験方法	172
5・3	試験結果	173
5・3・1	横引張型試験の結果	173
5・3・2	曲げ型と横引張型の比較	174

6・	鋼板添板釘接合における接合耐力の実験的・統計的検討	192
6・1	はじめに	192
6・2	実験	193
6・3	実験結果と考察	195
6・4	まとめ	195
7・	繊維方向と直交方向の力を受けるボルト接合の補強方法とその応用	202
7・1	目的	202
7・2	実験方法	203
7・3	実験結果	211
	(1) 結果の一覧	211
	(2) 荷重一回転変位曲線	212
	(3) 破壊状況	220
	(4) ひずみの測定	230
	(5) 実験結果のまとめ	234
7・4	数値解析	235
7・4・1	鋼板を剛体とし治具単体のすべり特性を用いる解析法	235
	(1) 単体荷重－すべり曲線の決定	235
	(2) 各種の接合具のすべり特性の解析例	236
	(3) 接合部の非線形解析法	237
	(4) 実験と解析結果	238
	(5) 解析結果（接合具が多い場合）	239
7・4・2	木材と剛板をそれぞれ弾性体とした解析	240
	(1) 解析法	240
	(2) 解析モデル	240
	(3) 材料定数	241
	(4) 数値解析結果	242
7・4・3	数値解析のまとめ	244
7・5	まとめ	245

8・	接合具1本または1対による接合基本単位の履歴特性の把握	-----	2 4 6
8・1	はじめに	-----	2 4 6
8・2	試験の概要	-----	2 4 6
8・2・1	加力条件	-----	2 4 6
8・2・2	試験体	-----	2 4 7
8・2・3	試験装置	-----	2 4 7
8・3	変位速度を変えた単調荷試験	-----	2 4 8
8・3・1	変位スケジュール	-----	2 4 8
8・3・2	変位速度の影響	-----	2 4 8
8・4	一定変位での繰り返し加力試験	-----	2 4 8
8・4・1	変位スケジュール	-----	2 4 8
8・4・2	繰り返し加力による耐力の減少	-----	2 4 9
8・4・3	等価減衰定数	-----	2 4 9
8・5	正負対称の変位レベル漸増・漸減する繰り返し加力試験	-----	2 4 9
8・5・1	変位スケジュール	-----	2 4 9
8・5・2	ループの形	-----	2 4 9
8・5・3	等価減衰定数	-----	2 5 0
8・6	正負対称のランダム波による繰り返し加力試験	-----	2 5 0
8・7	正負非対称の変位レベルを漸増・漸減する繰り返し加力試験	-----	2 5 0
8・8	履歴モデル作成のための考察	-----	2 5 1
第2章	木造化に必要な防火性能技術開発 (集成材接合部の耐久性に関する研究)	-----	2 9 3
1・	目的	-----	2 9 3
2・	試験方法	-----	2 9 3
2・1	試験体	-----	2 9 3
2・2	荷重加熱試験	-----	2 9 3

3・	試験方法	293
3・1	はり継手試験	293
3・2	部分架構試験	294
4・	考察	294
5・	まとめ	295
第3章	マニュアル作成	314
第4章	普及	430

第1章 木造化に必要な接合等技術開発

1. 小径材で構成する立体版構造における三次元部材接合方法の開発

1.0 はじめに

小径・間伐材を建築物等の構造用部材として活用する方法は次の二つに大別される。

- A. 素材、すなわち「木」のままで使う。たとえば丸太あるいは小断面の角材に製材し、それを用いて平面トラスや立体トラスを組み立てる。更にそれらを構造要素として立体トラス版(Space frame)等を構成する方法。
- B. 木質材料、たとえば積層材あるいは中規模断面の集成材に加工して骨組構造(Frame structure)を構成する方法。合板、ボード類と組み合わせてI形断面の梁やパネル壁等の複合木構造の構造要素を造る方法もこれに属する。

AおよびBの方法は具体的には更に幾つかの方法に細分化される。この研究報告では方法Aのうち次の二つの方法によって構造物を構成する場合を採り上げ、それらの構成部材の接合方法について実験と考察を行った。

A-1. 立体トラスユニット、たとえば正四面体あるいは1/2 正八面体(四角錐)一、骨組単位(Skeleton unit)を連続させて立体トラス版を構成する方法。

A-2. 平面トラス梁を格子状に組み合わせて立体格子版構造(Space grid structure)を構成する方法。

本報告の第一章では方法A-1に属する四角錐(ピラミット型スケルトンユニット)の接合金物の開発及びそれを用いて組み立てた実大試験体の載荷実験に就いて述べる。加えて、このピラミット型ユニットをX、Y方向に3列ずつ合計9個を連続させて構成する立体トラス版の実験計画についても触れる。第二章では平面トラス梁(トラス補強フィレンデル梁 Reinforced pyrendeel beam)の実験およびV-トラス梁を交差させて立体格子版構造を構成するときの交叉部分の接合システム(DCCS金物)の開発及び小径・間伐材をこのDCCSで結合した接合部の強度実験の結果の報告である。

1.1 目的および概要

第二次世界大戦終了後に植林した人工林では、その健全な育成のために間伐が必要である。間伐によって生産される小径材(とくに杉)の活用については種々の提案が為され実施が試みられている。建築構造材として利用するのは付加価値の高い大量の需要を起すことになり有効である。しかし、建築構造材として観る場合に小径・間伐材には次のような問題点がある。第一に断面が小さい。第二に所要の断面寸法を持つ部材はその製品の

長さが限定される。したがって、有効径10~20cm、長さ2~3mの小径材を建物の構造部材として使用する場合にはトラス構造を構成するのが有効である。トラス構造が主として材軸方向の応力が作用し曲げモーメントの影響が小さいとことも樹齢の低い間伐材に適している。

A-1の実験では節点間隔130cmのピラミット型スケルトンユニットの実物大試験体について載荷実験を行い耐荷力及び変形性状を測定した。ここではピラミット骨組を組み立てる場合に8本の部材が一点に集まる立体接合部分の接合金物を試作し、それを用いて試験体を組み立てた。接合金物は部材である木材と接合金物(鋼材)との剛性がバランスを失しないよう、また金物の重量の構造物全体に対する比が小さくなるよう、軽量化を目標にして設計した。実験の第二段階として、このピラミット型ユニットを縦横に3行3列に並べて連結し合計9個のユニットから成る縮尺1/2の立体トラス版を製作して構造実験を実施する。

A-2の実験では立体格子版構造の構造要素となる平面トラス梁をフィーレンデル型式で組み立てることとし、梁成90cm、梁長360cmの4格子V-梯子梁及びそれを部分的に鋼棒のブレースで補強した補強V-梯子梁のそれぞれについて構造実験を実施して強度、応力の最配分機構及び変形挙動を計測した。つぎに立体格子構造を造るときには二つの平面トラス梁がお互いに交叉する。その場合のトラスの上・下弦材の交叉点の接合金物が構造物全体の力学的性能に大きな影響を与える。今回の実験的研究では強度とともに靱性(Ductility)を持つ接合方式を設計した。この方式に基づいて接合金物を試作した。そして弦材と想定した断面9×9cmの角材の中間に、この金物による接合部を設けて梁型式の曲げ実験を実施した。

1.2. 立体接合金物で組み立てたピラミット型骨組の構造実験

(1) 構成概念と三次元接合金具

試験体は正八面体1/2型すなわち一辺が120cmのピラミット型(四角錐)のスケルトンフレームである。四角錐の頂点、即ち部材の節点には図2-1のように同じ長さの棒部材が一点に集まる。この部分の三次元接合金具には、今までのところ鉄骨トラスシェルで開発されたボールジョイント方式やHuybersのNodeless joint¹⁾(略称NLJ)等がある。これらは接合部にボルトを使用したねじ込み式である。この開発的研究ではボルトを使用しない差し込み式の結合工法を考案した。図2-2にその概念及び詳細を示す。この接合金物を「円環継手(Cylinder ring joint)略してCRJ」と呼ぶ。CRJの特徴は次の2つである。第一に軽量化あるいは軽量化の可能性があること。なぜならば、一点に集まる8本の部材の結合は円環(Steel cylinder ring)と部材端プレート(ひれ:Fin)との相互差し込みによる。したがって、重量が大きくなるボール(Steel ball)や多数の締め付けボ

ルトを使用しないからである。第2にボールの役割を円環が受け持っているので、「接合部」の剛性と靱性とが木材のそれに近づいてくることである。

(2) ピラミット型試験体の詳細

試験体を構成する部材はすべて同一寸法と詳細を持つ。すなわち、長さ102cm断面9×9cmでその両端に厚さ4.5mmの鋼板(ひれ Fin)が割り込まれている角棒である。材種は米つがである。これらをCRJなどによって四角錐に組み立てた(図2-3参照)。CRJと比較するために図2-4のNLJシステムによる試験体も製作した。CRJの場合の部材と中心のリングとの結合は部材端の鱗(Fin)にスリットを入れ、それを予め入れてあるリングのスリットに差し込む。この仕組みは木造継手の「渡顎:わたりあご」の手法である(図2-5参照)。NLJでは各Finの先端に溶接したピースアングル同志を図2-6のようにボルトで一箇所に結合する。Finプレートと木の部材との接合は図2-7に示すように部材端に深さ120mmのスリットを入れそこへひれプレートを差し込み、径8mmのボルト3本で縫い付ける。ボルトには主として剪断力が作用する。

(3) 試験装置

試験装置を図2-8に示す。支持条件はピラミット底面の正方形の頂点②、③および④の3点をローラー支端とし、⑤をピン支端とした。ローラー支持の詳細を図2-9に示す。鉄球の数は一点につき100個、球径は10mmであり、そのボールを厚さ20mmの鉄板で上下から挟んでいる。荷重は油圧ジャッキを用いてピラミットの頂点①に垂直下方向に加えた。載荷様式は単調載荷である。変位量は電気式変位計に依って測定した。図2-10に変位の測定点及び測定方向を示す。

(4) 実験結果と考察

載荷点①の変位量 Δ_A (mm)と荷重 P (kgf)との関係を図2-11に示し、 $\Delta_A = 5\text{mm}$ 及び 10mm に於ける荷重値 P_5 および P_{10} (kgf)を表2-1に掲げる。なお、試験体の剛性を $k_j = P_j / \Delta_{A_j}$ とすれば、NLJタイプおよびCRJタイプについて k_5 は、それぞれ65kgf/mm および79kgf/mmであり、 k_{10} は、それぞれ70kgf/mmおよび83kgf/mmである。剛性比; NLJ/CRJは ≈ 1.2 である。

NLJの終局状態は接合金物のひれ(Fin)の曲げを伴った板の局部座屈が主たる原因となった。CRJタイプでは接合金物の局部変形や部材の割裂等は生じなかった。ジャッキの容量が限界に達したので載荷を中止した。 $P=1200\text{kgf}$ の時にスケルトン(角棒)一本が分担する軸力は424kgfである。また、部材の座屈強さは座屈長120cm, 材料のヤング率を $12 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2$ として試算すれば $N_K = 449\text{kgf}$ である。この値は部材端部の剪断ボルト3本の終局耐力(計算値)より やや大きい。したがって、もし荷重を更に増

加して行けばボルトの剪断破壊か或いは部材の座屈（屈伏）が発生が推定される。

(5) ピラミット型ユニットで構成した立体トラス版の構造実験計画

試験体はCRJタイプを一単位として組み立てた立体トラス版の1/2縮尺モデルである。接合金物は板厚を2.3 mm, ピラミット・スケルトンの節点間距離を90 cmとした。したがって、 L/d は1.5倍になる*)。これら以外の縮尺はすべてユニット試験の1/2とした。この試験体は縦3列、横3行、合計9個のユニットを並べて、その頂点を4.5 × 4.5 cmの角棒で連結して組み立てたもので、一辺が270 cmの正方形底面の立体トラス版である。

支持条件は②, ③, ④および⑤の4つの点でローラー支持している。水平方向の移動の拘束は支端の摩擦力に期待する。試験体の詳細及び支持装置を図 2-12 に示す。荷重は①点に下向きの片振り繰り返し力を加える。各節点の変位は電気式変位計によって測定し、部材の応力は歪みゲージの測定値から求める。実験結果は続報で報告する。

*) 実際の設計では構造物の破壊形を接合部破壊型でなくて部材の座屈又は屈伏に依る座屈崩壊型と考える。

1.3 フィーレンディール・平面トラス梁を単位要素として組立てられる立体格子版 [補強フィーレンディール・平面トラス梁(Reinfoced Virendeel-trussed beam unit, RV-beam-unit)の設計と実験]

(1) 試験体詳細

束材と弦材との仕口にはDCS接合金物を使用した²⁾。この仕口は図 3-1に示すように引張ボルトに依ってお互いに直交する束と弦材とを結合しているため、変形の終局状態でも部材に割れが生じない。2つのボルトの媒介をしている鋼鉄板の剪断変形に対する抵抗性能が高いため接合点の部材の相対回転剛性が大きい。従って、フィーレンディール梁を構成することができる。試験体の基本型式は90×90cmの正方形格子枠が4個連続した平面トラス梁である。梁高は99cm、梁長420cm、部材の断面は9×9cmの正方形である。試験体の様式は図 3-2の4種類である。ここで、T0は標準的なV-beam、TB1は中央の2つの格子を径12mmの「たすき掛け筋違」で補強した中央補強V-beamである。TB2は両端の格子を筋違(すじかい)で補強した両端補強V-beamである。TB3は4つの格子全部を筋違(すじかい)で補強した全補強V-beamである。図の中で⑦→などは変位計番号及び変位測定方向を示す。

試験体はそれぞれの種類について2個ずつ製作した。試験体の名称においてM(1)は単調荷重を、M(2)は片振り繰り返し荷重を表す。

(2) 実験結果及び考察

表3-1に変位点②における変位 $\Delta②_j = 10 \sim 80 \text{mm}$ に対応する荷重 P_j (kgf)及び最大荷重 P_{MAX} を掲げる。実施設計の変位として $\Delta②_j = L/180$ のたわみ変位20mmを規準にする。載荷形式M(2)では $\Delta②_j = L/180$ の時の荷重の値は、それぞれT0=880kgf, TB1=1200kgf, TB2=1830kgf およびTB3=2240kgfである。T0を基準にした強さの比は 1 : 1.4 : 2.1 : 2.3 であった。つぎに終局段階の変位を $\Delta②_j = L/90$ (40mm)とすれば、この時の各試験体の強さの比はT0 : TB1 : TB2 : TB3 = 1 : 1.3 : 2.6 : 2.6 である。この結果を概観すれば、第一にTB3はトラス補強によって設計荷重に対して約130%、終局段階で160%の余力を持つことになる。第二にTB2はTB3の80~100%の強さを持っている。すなわち、フィーレンディール梁のブレース補強は剪断力に対して効果的である。第三に、繰り返し荷重による梁の強さの減少率は、 $\Delta②_j = L/180$ の時約17%である。

荷重 P_j (kgf)と変位 $\Delta②_j$ (mm)との関係を示す履歴曲線の型はT0, TB1とTB2, TB3の2つのグループに分けることができる。前者をグループⅠ、後者をグループⅡと呼ぶ。図3-3(a), (b)に、それぞれの履歴曲線を示す。グループⅠおよびⅡとも変形の初期状態ではDCS接合の部材の相対回転に対する拘束性能を反映して剛節架構のような紡錘型のループを描く。しかし、グループⅡは $\Delta②_j$ が30mm=L/180を越えて増加して行くにつ

れて徐々にスリップ型へ移行する。この理由は鉄のファスナーの木へのめり込みによって節点の剛節率が減少するにつれて鉄筋ブレースと木の格子枠とによって構成された合成トラス構面の履歴性状が卓越してくるからである。履歴ループから算定した $\Delta_{2j} = 10 \sim 80 \text{ mm}$ の区間のばね定数の変化曲線を図3-4に示す。

減衰靱性容量 E_d 4つの試験体T0, TB1, TB2, TB3の靱性(Ductility)の変動状況を示す $E_d \sim \Delta_{2R}$ 曲線を図3-5に示す。

1.4 十字型クロス梁の交差部接合システムの設計と強度実験

(1) 試作接合金物の詳細

A-2の立体格子版の実施設計の第一段階として十字型クロス梁の構造強度実験を実施する予定である。それに先立って、梁の交差部分の接合金物の力学的挙動の基礎資料を得るためにDCCS接合システムによる接合金物を設計し、試作して強度実験を実施した。この接合システムを概念を図4-1に示す。特徴は箱金物Jと組み合わされた引っ張りボルト B_N と接合金物Kで包まれた部材Wとの組み合わせによって継手に適度の粘りを与えることができることである。本実験において試作した接合金物は図4-2に示す3種類であり、実験変数は「引張ボルトの数」及び「鉄棒Kの板厚」である。なお、JB4-Wは棒Kに包まれる木材の効果を測定するための試験体である。

(2) 中間にDCCS接合を持つ単一梁の繰り返し曲げ試験

図4-3に示すようなスパン270cm、載荷点の間隔が80cmの2点載荷の梁としてトラス弦材の曲げ試験を実施した。部材の断面は9×9cm角、材種は米桐である。繊維方向の圧縮強度は 260 kgf/cm^2 、繊維に直角方向の側圧縮強度は 25 kgf/cm^2 であり、含水率は24%である。接合金物J及び棒Kの板厚は6mm又は9mmであり、ボルト B_N には径8mmの高力ボルトF10Tを用いた。

荷重様式は単調載荷および正負交番載荷とした。正負交番載荷のプログラムはスパン中央の測定点①の変位を規準にして $\Delta_1 = L/400, L/200, L/100$ 及び $L/50$ の各変位で、それぞれ正負2回繰り返す。図4-4に代表的な試験体の $P \sim \Delta_1$ 曲線および履歴ループを示す。繰り返し荷重下での歪みエネルギーの吸収性状を示す靱性容量 E_d 及び等価粘性定数 h_e をそれぞれ図4-5及び図4-6に示す。 h_e は3種の試験体で共通の性状を示す。すなわち、 $\Delta_1 = L/400$ (6.75mm)のときに0.05であり、漸次増加して $L/50$ (54.0mm)では0.20に近づく。図4-7に減衰靱性率 μ_d を残留変位 Δ_r について表した曲線を載せた。 $\Delta_1 = L/200$ 変形時を規準にした実験結果の要約を表4-1に掲げる。なお、 $L/200$ を越えてからは前述の実験変数の違いによる強度への影響は小さい。

表2-1 Δ①に対応する荷重の値

	変位量 5 mm	変位量 10 mm	最大変位量	最大荷重
NLJ	3.25 tf	6.99 tf	12.25 mm	8.26 tf
CRJ	3.97 tf	8.27 tf	14.81 mm	11.34 tf

表3-1 特定変位時荷重及び最大荷重

	(mm) , (kgf)					最大荷重と変位	
	10 (mm)	20 (mm)	30 (mm)	40 (mm)	80 (mm)		
T0-M(1)	523.7 kgf	992.6	1365.7	1677.2	2717.0	3485.0	132
T0-M(2)	468.7	878.0	1246.2	1554.6	2506.7	3400.0	146
TB1-M(1)	555.7	1136.6	1607.8	1956.5	3078.7	3305.0	104
TB1-M(2)	667.4	1202.2	1603.9	2015.5	3150.2	3455.0	111
TB2-M(1)	1329.6	2798.3	3637.7	4347.7	—	5520.0	68
TB2-M(2)	701.7	1834.2	3074.0	4026.6	4450.9	5770.0	74
TB3-M(1)	1777.1	2927.2	3822.5	4524.1	—	5895.0	71
TB3-M(2)	1101.0	2240.0	3237.1	3970.8	—	6070.0 kgf	79 (mm)

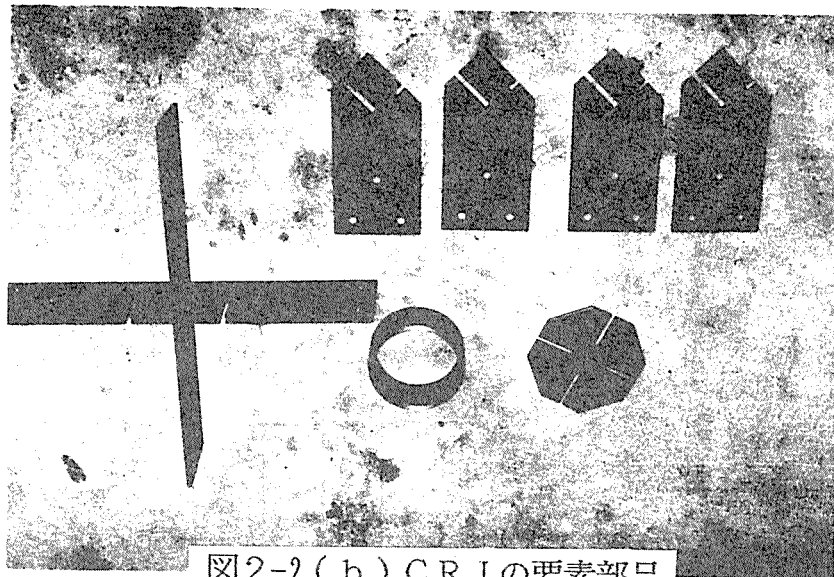


図2-2(b) CRJの要素部品

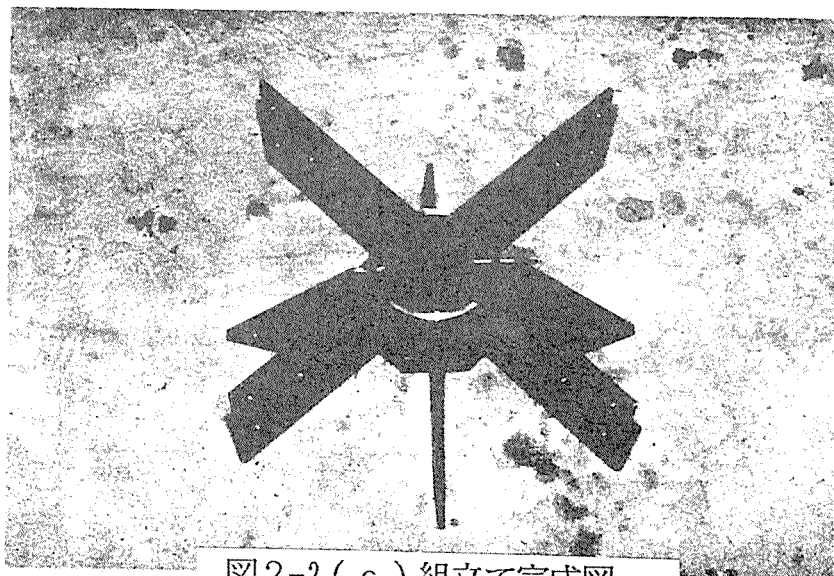


図2-2(c) 組立て完成図

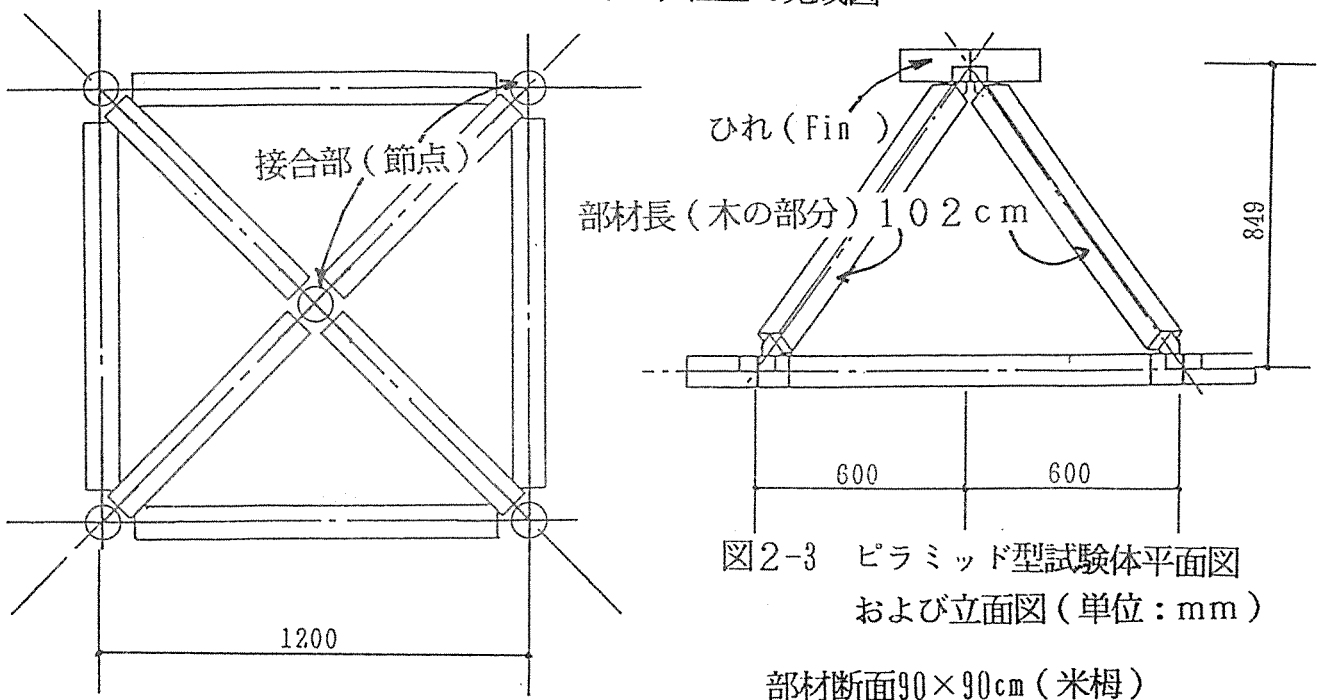


図2-3 ピラミッド型試験体平面図
および立面図(単位:mm)

部材断面90×90cm(米栴)

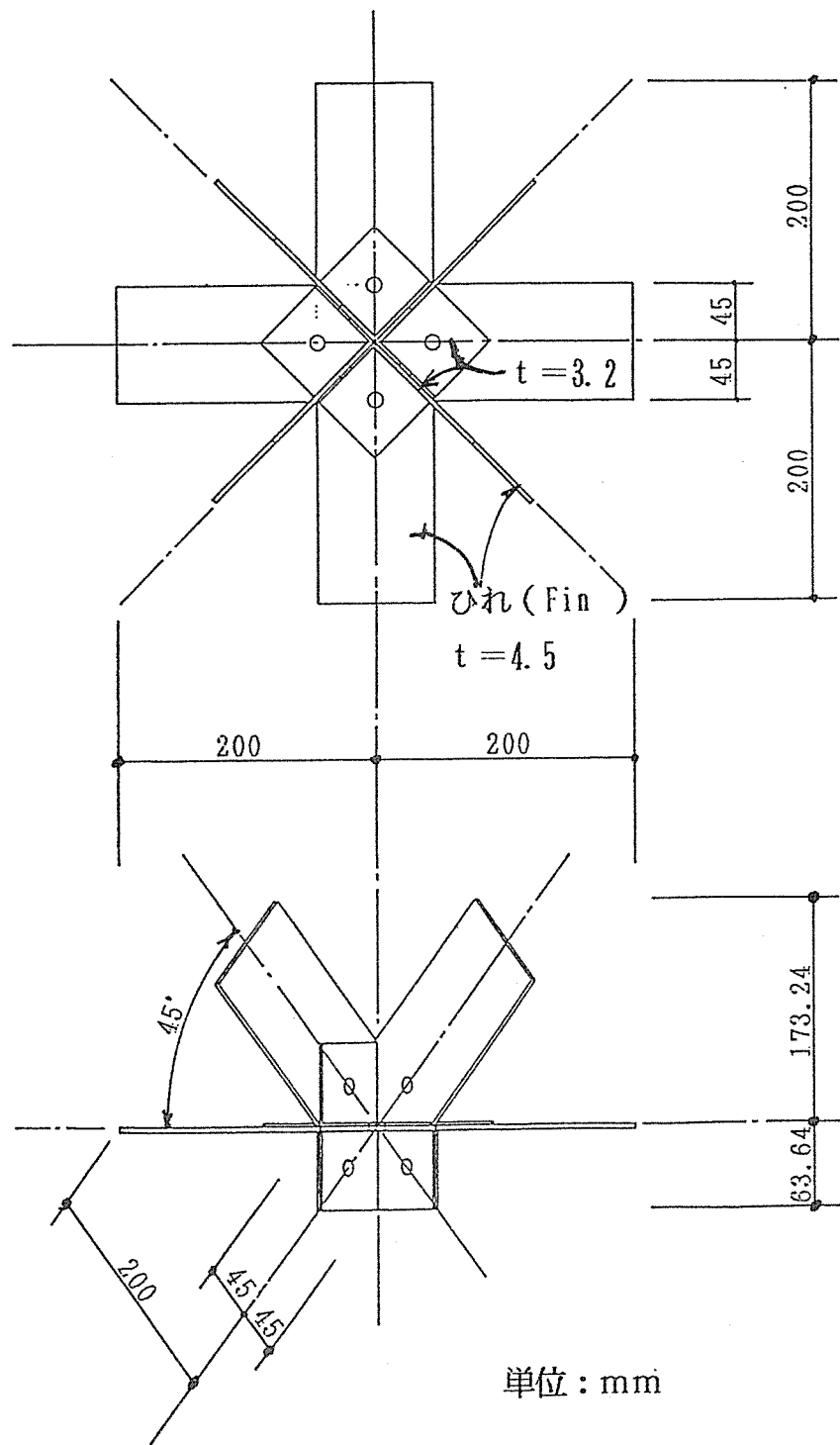


図2-4 ノードレス式接合金物 NLJ 平面及び立面図

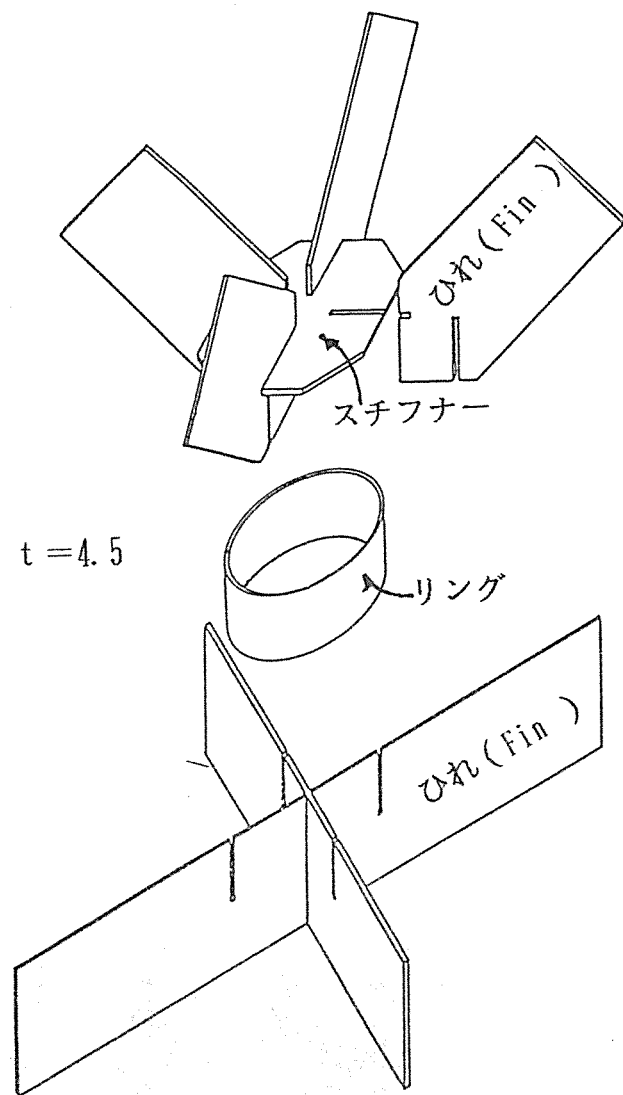


図2-5 CRJの組立て図

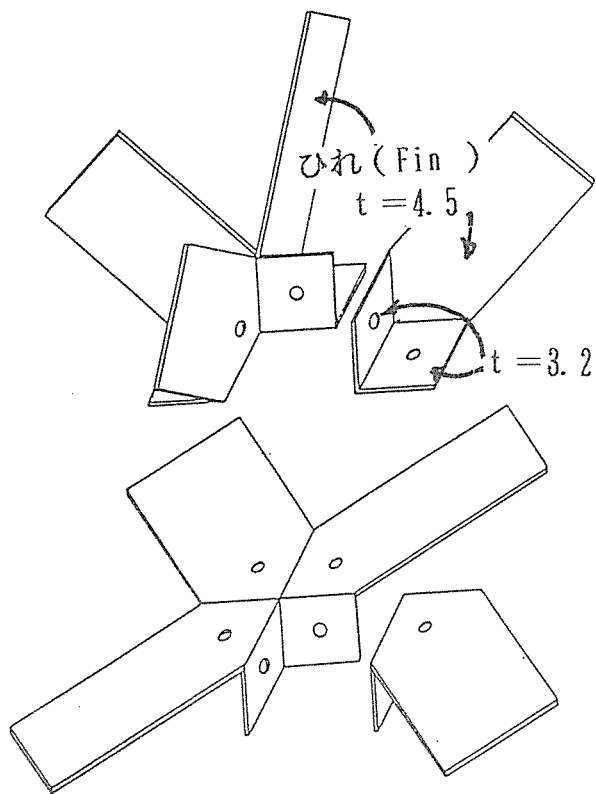


図2-6 (a) NL J の組立て図

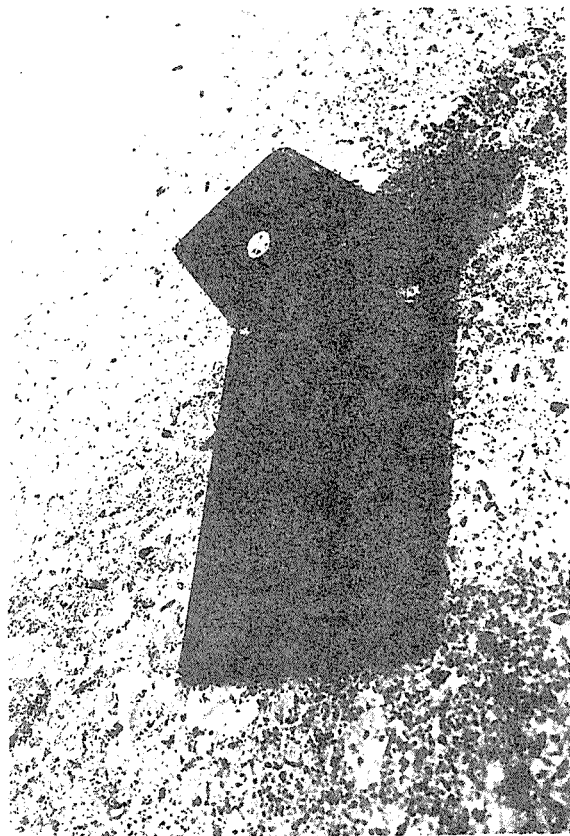


図2-6 (b) NL J の部品

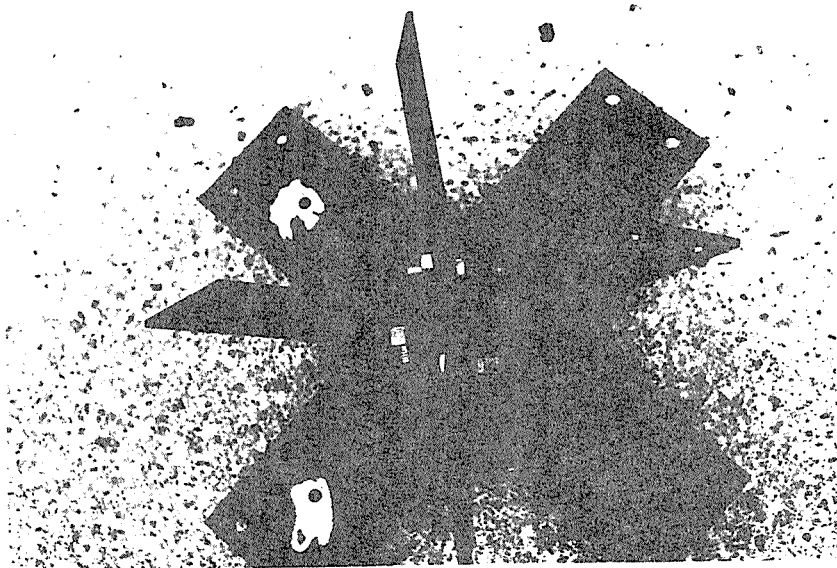


図2-6 (c) NL J の完成図

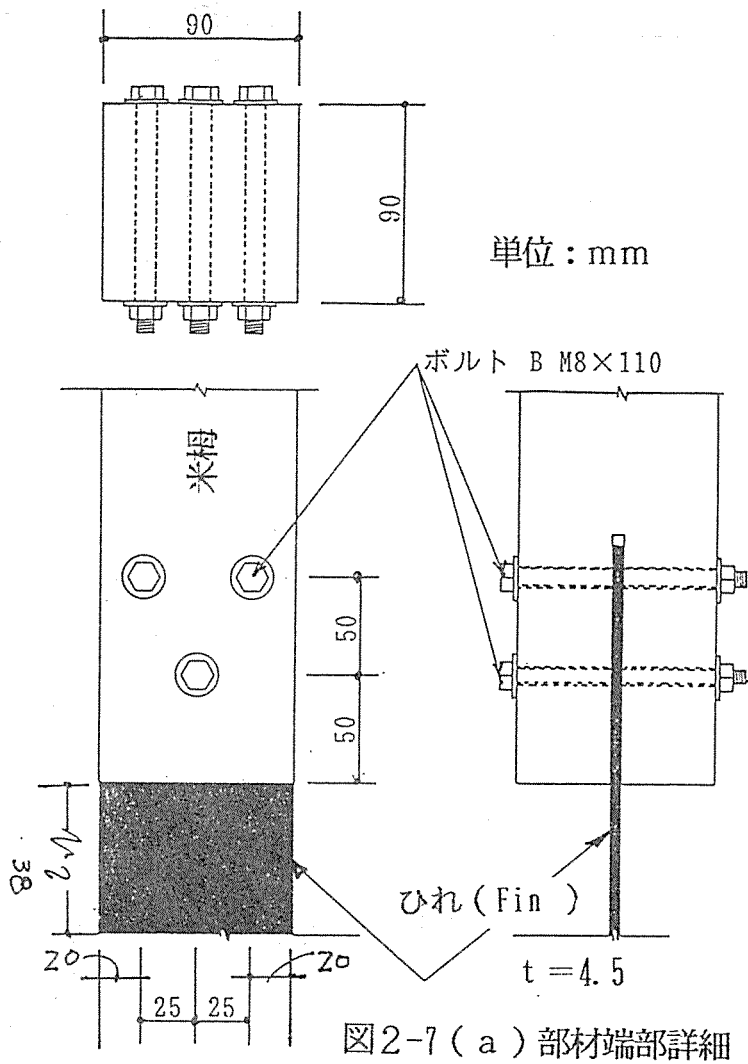


図2-7 (a) 部材端部詳細

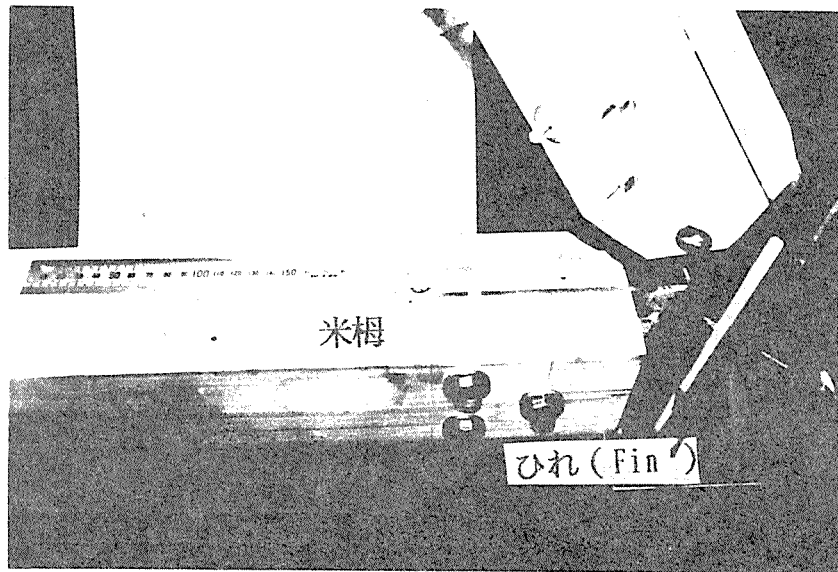


図2-7 (b) 節点部分の詳細

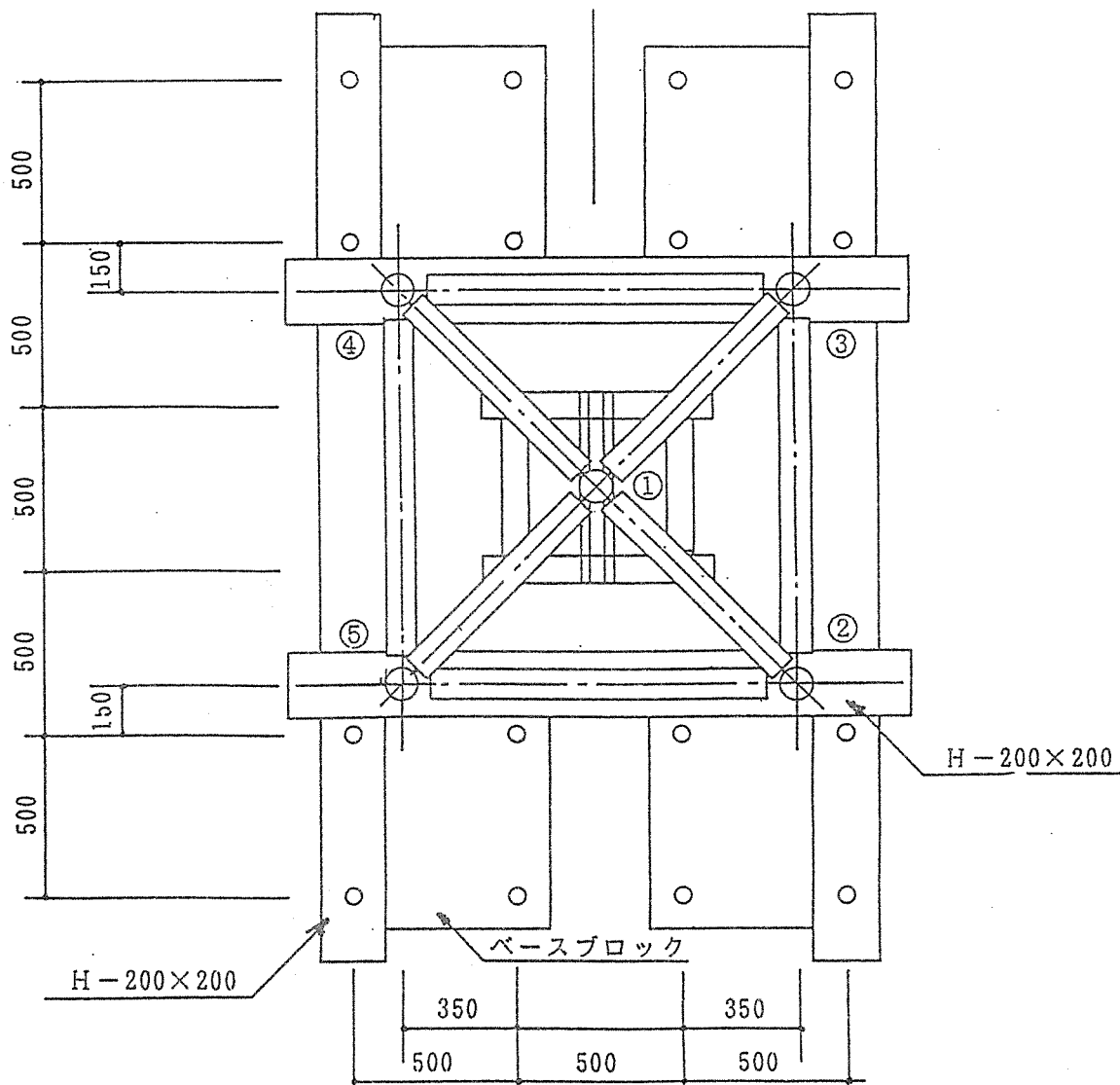
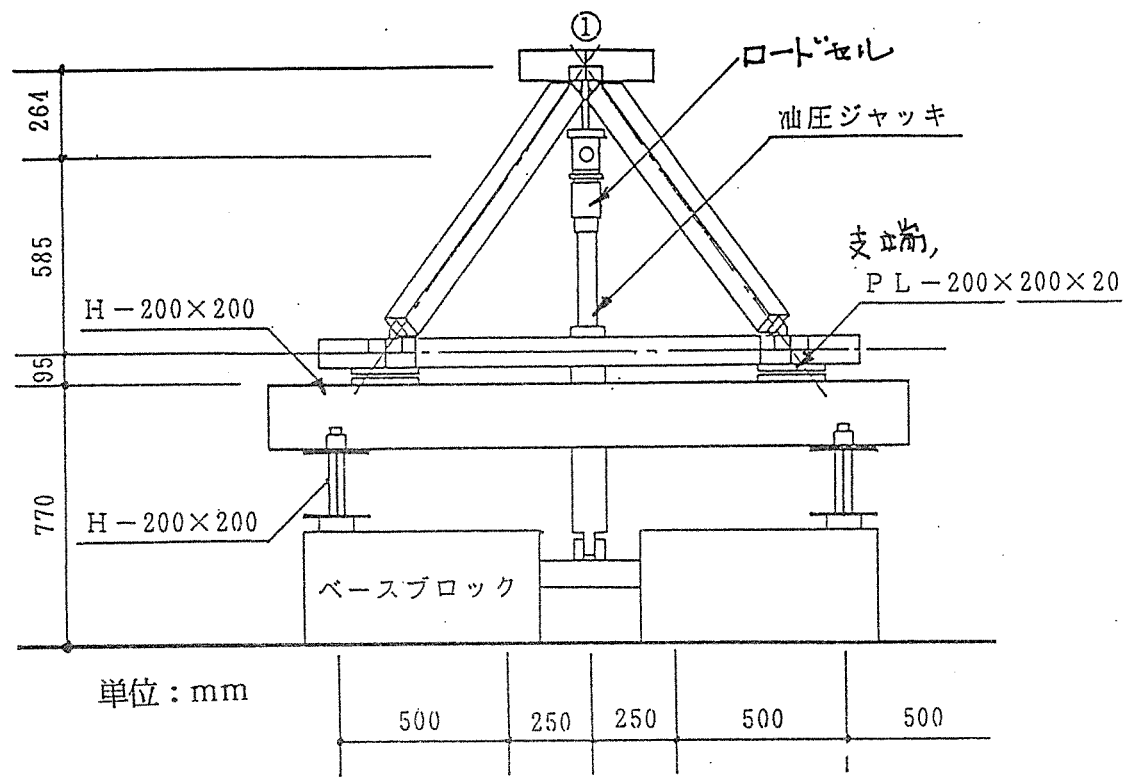


図2-8(a) CRJピラミッド型試験体及び試験装置

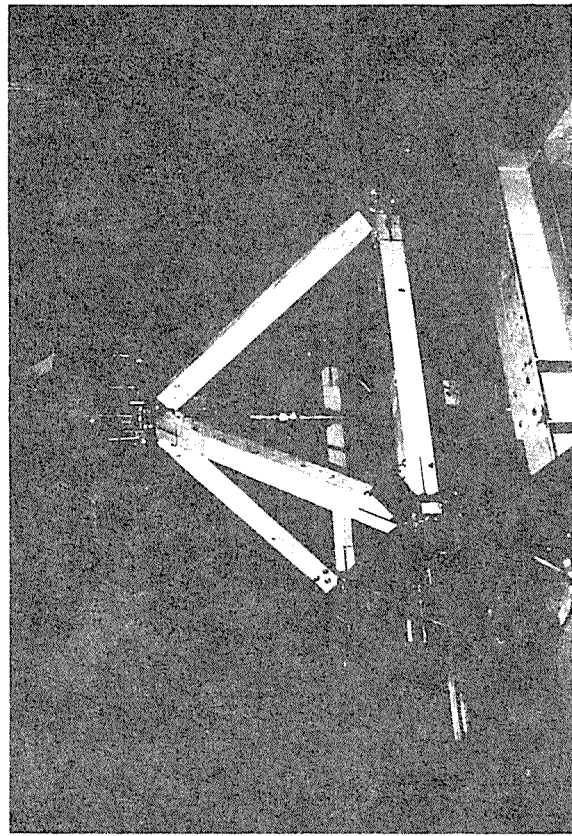


図2-8(a) 実験装置全景

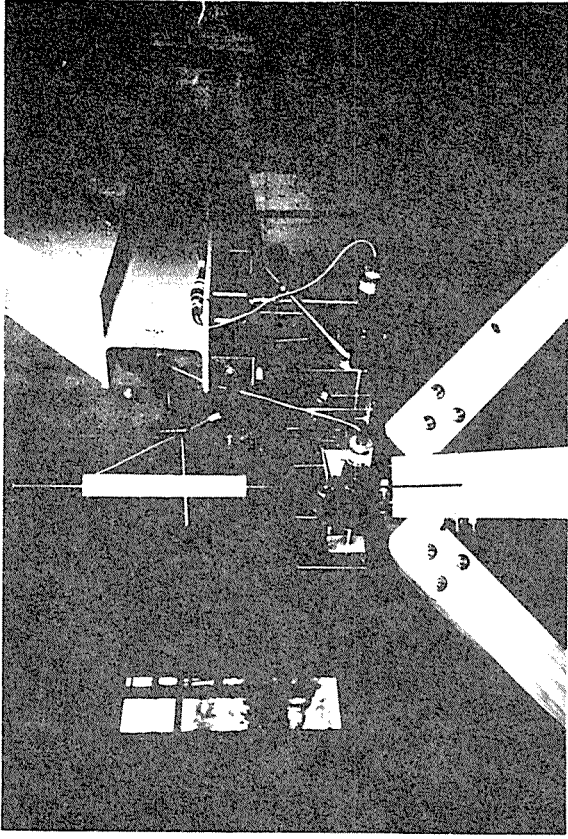


図2-8(b) 実験装置全景

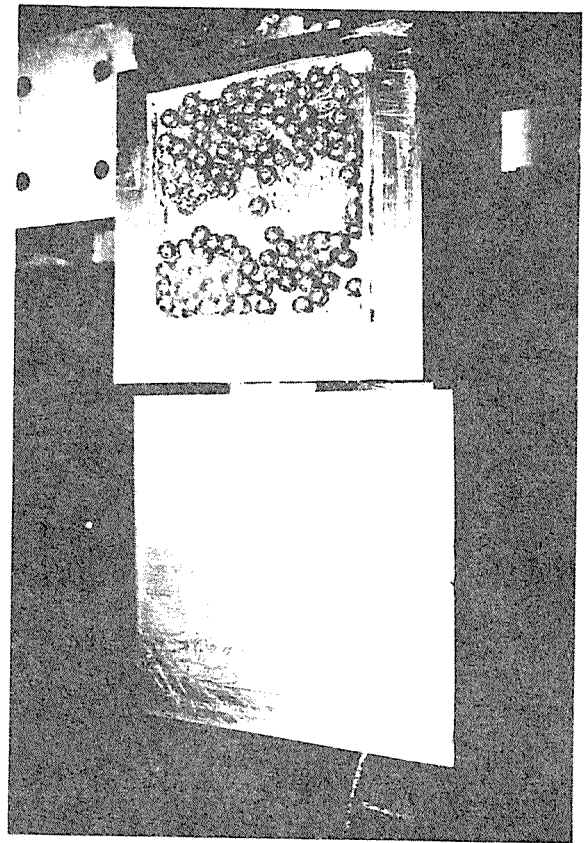


図2-9(a) ローラー支点詳細

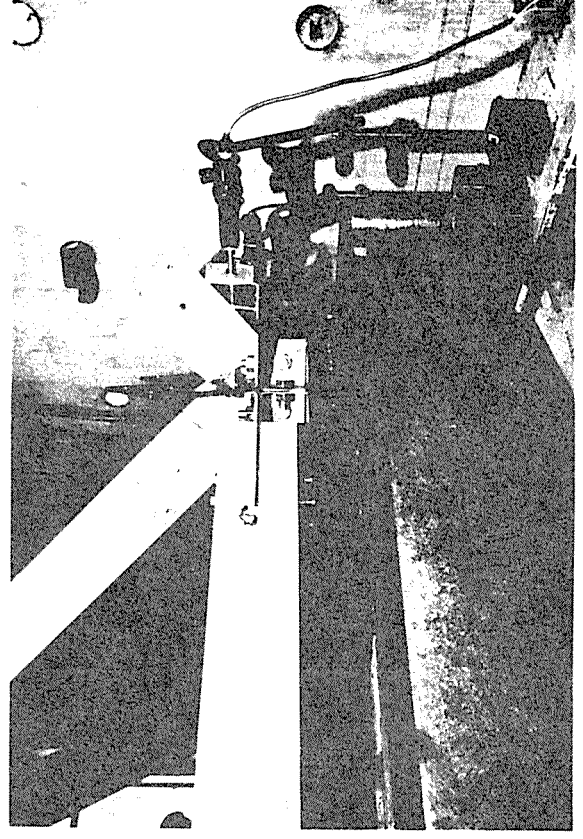


図2-9(b) 支持装置全景

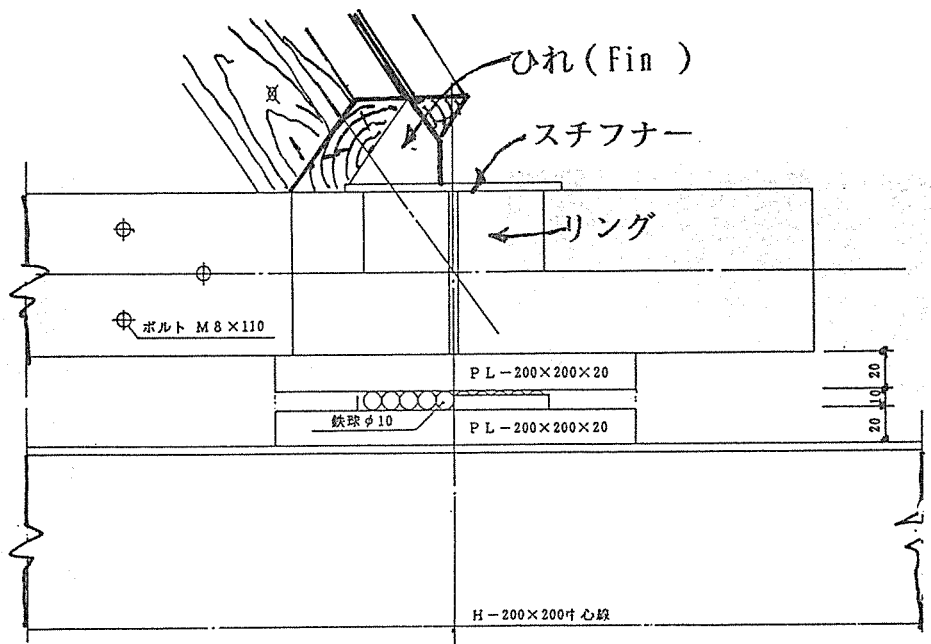


図2-9 (a) ローラー支点詳細 (その2)

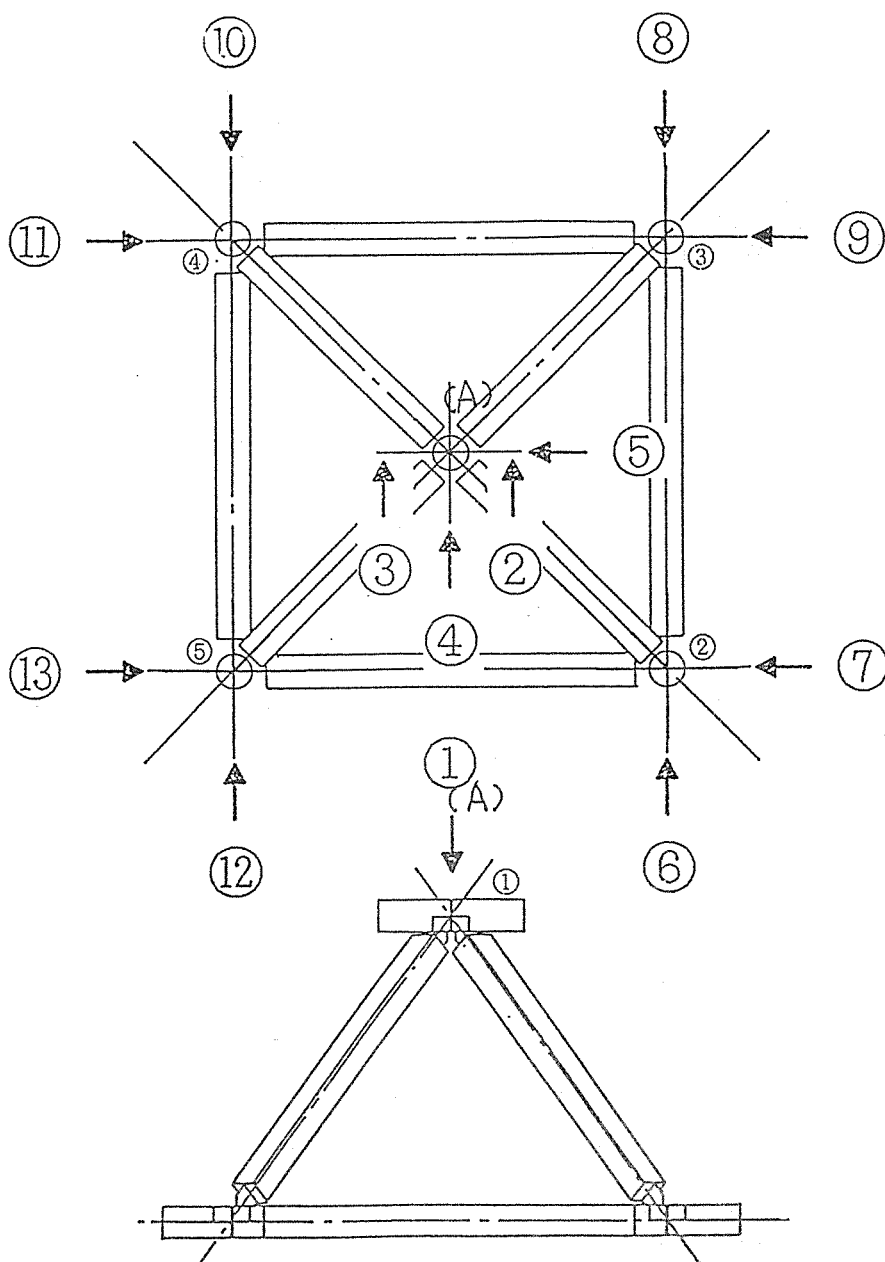


図2-10 変位の測定点及び測定方向

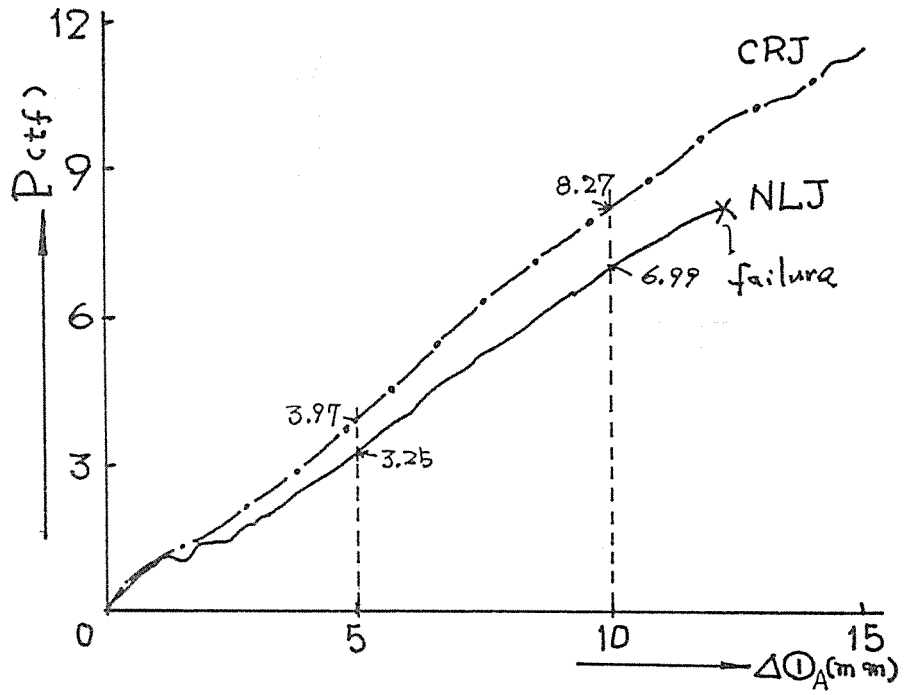
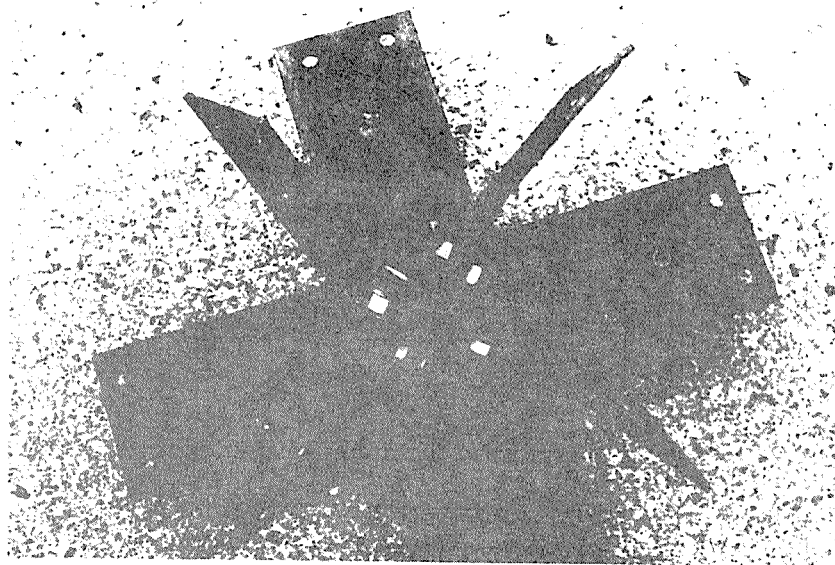


図2-11 荷重-変位 ($P \sim \Delta_A$) 曲線



NLJ. 終局変形(この曲り座屈)

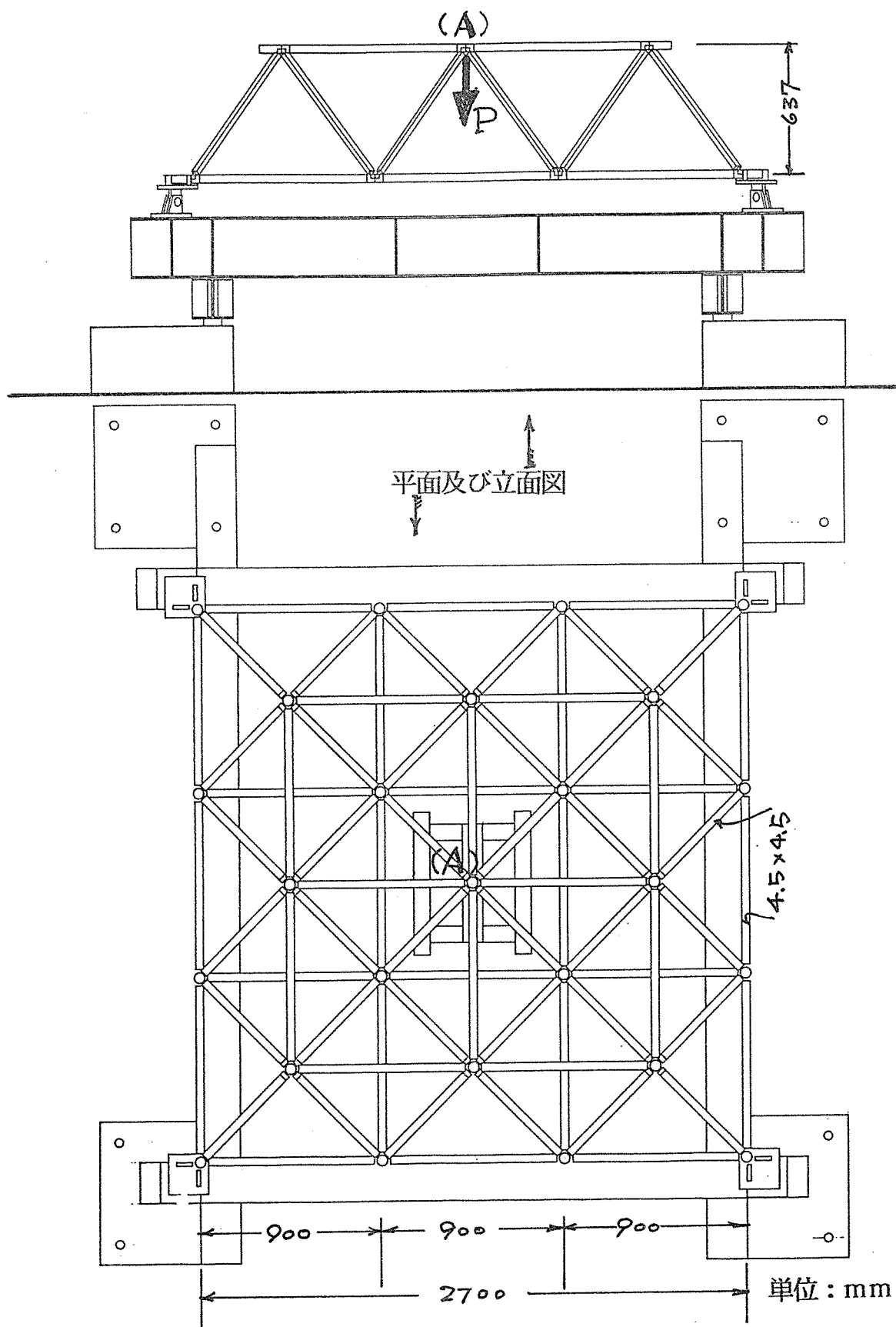


図2-12 スペース複面トラス版試験体 (1/2縮尺)

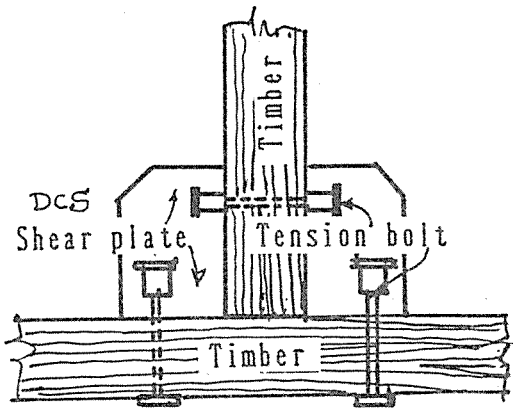


図3-1 DCS接合の概念図

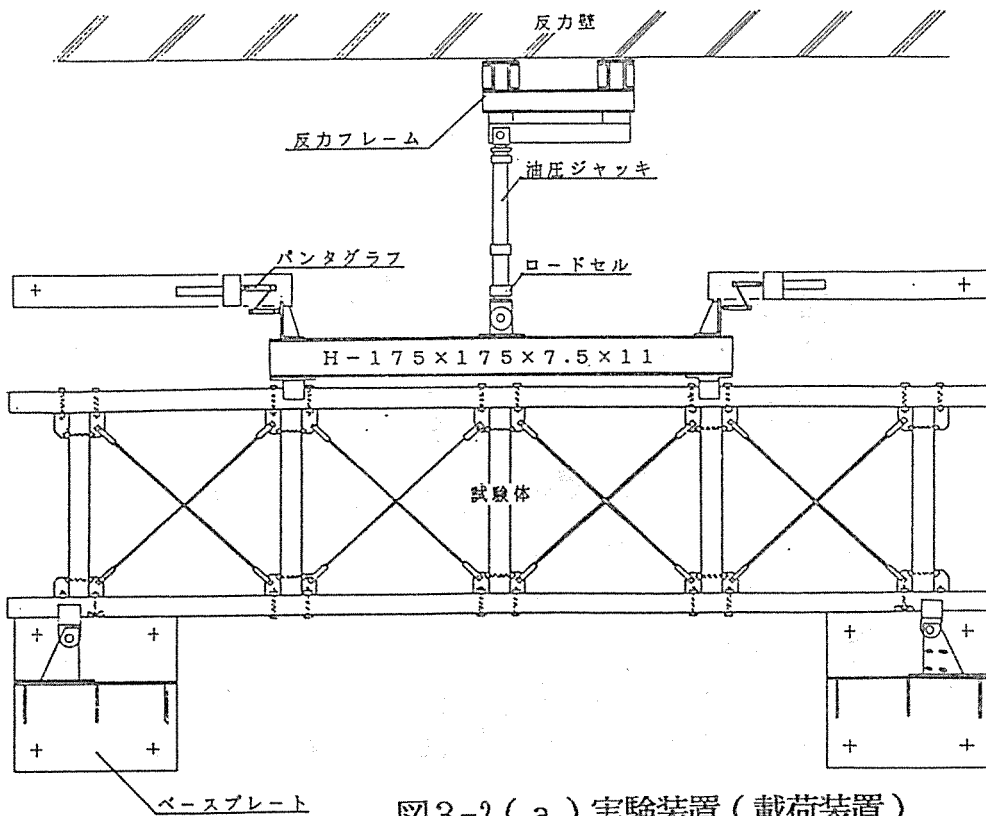
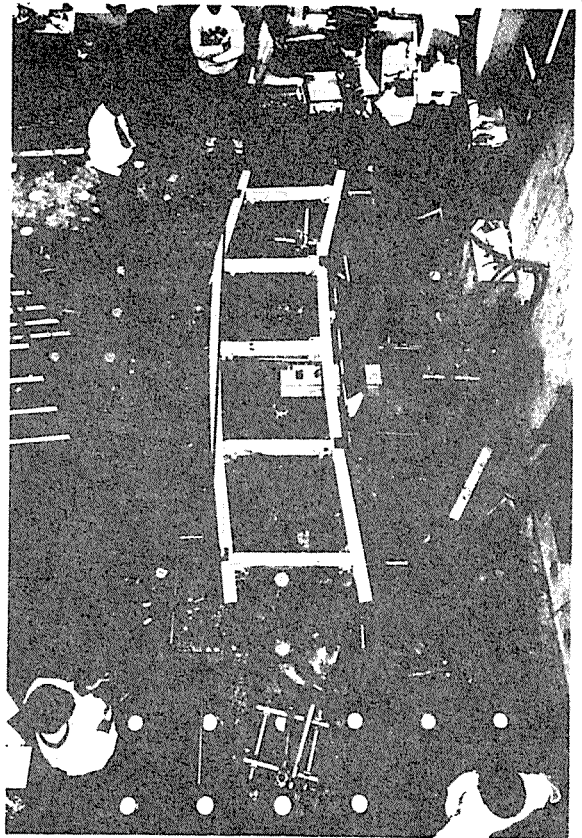


図3-2 (a) 実験装置 (載荷装置)

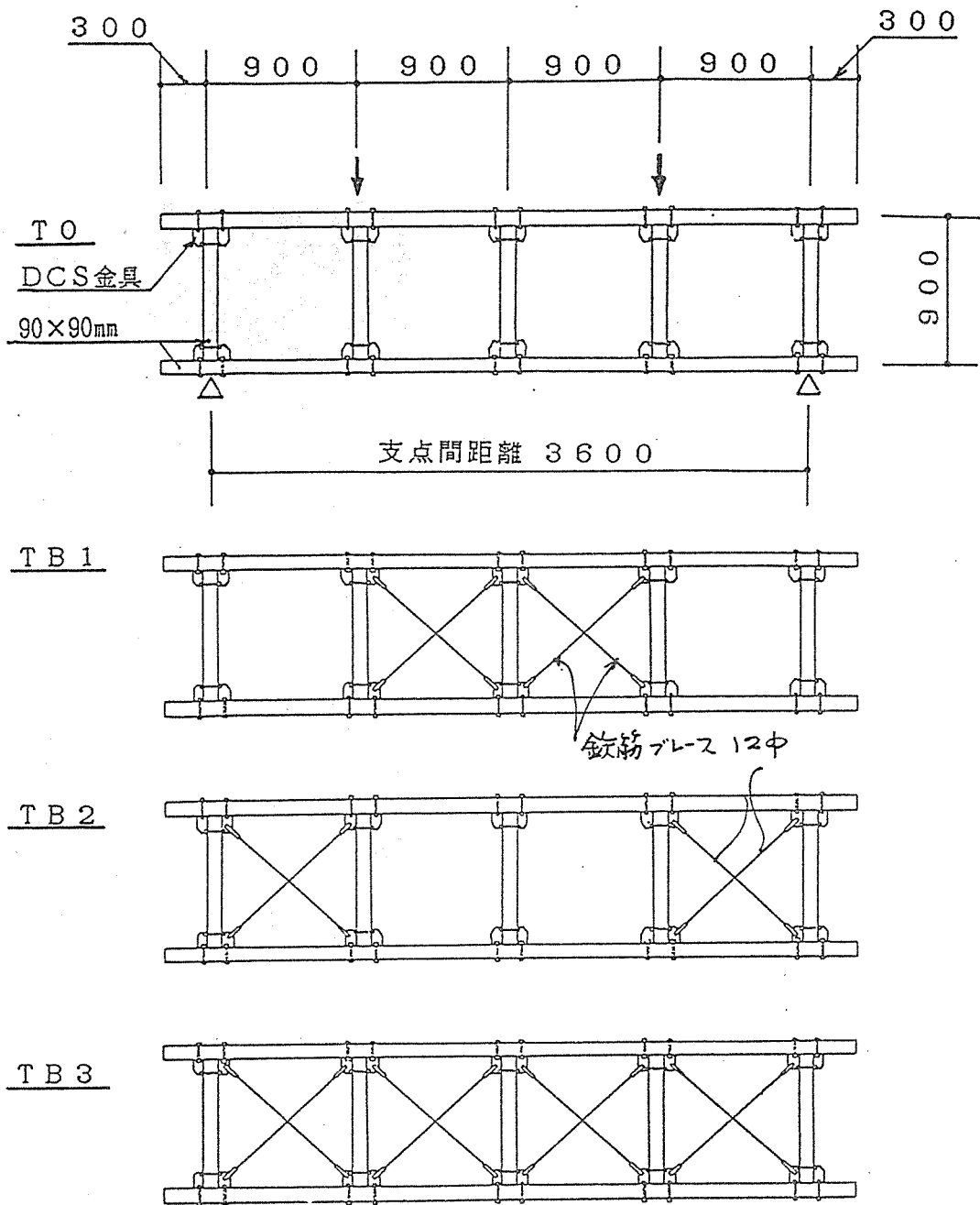
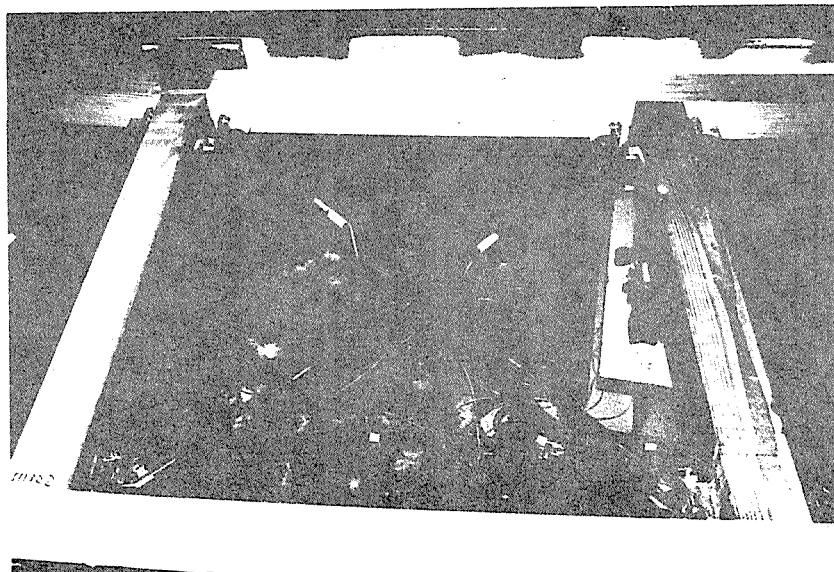


図3-2 (b) 試験体の種類と詳細



FUJICOLOR 89

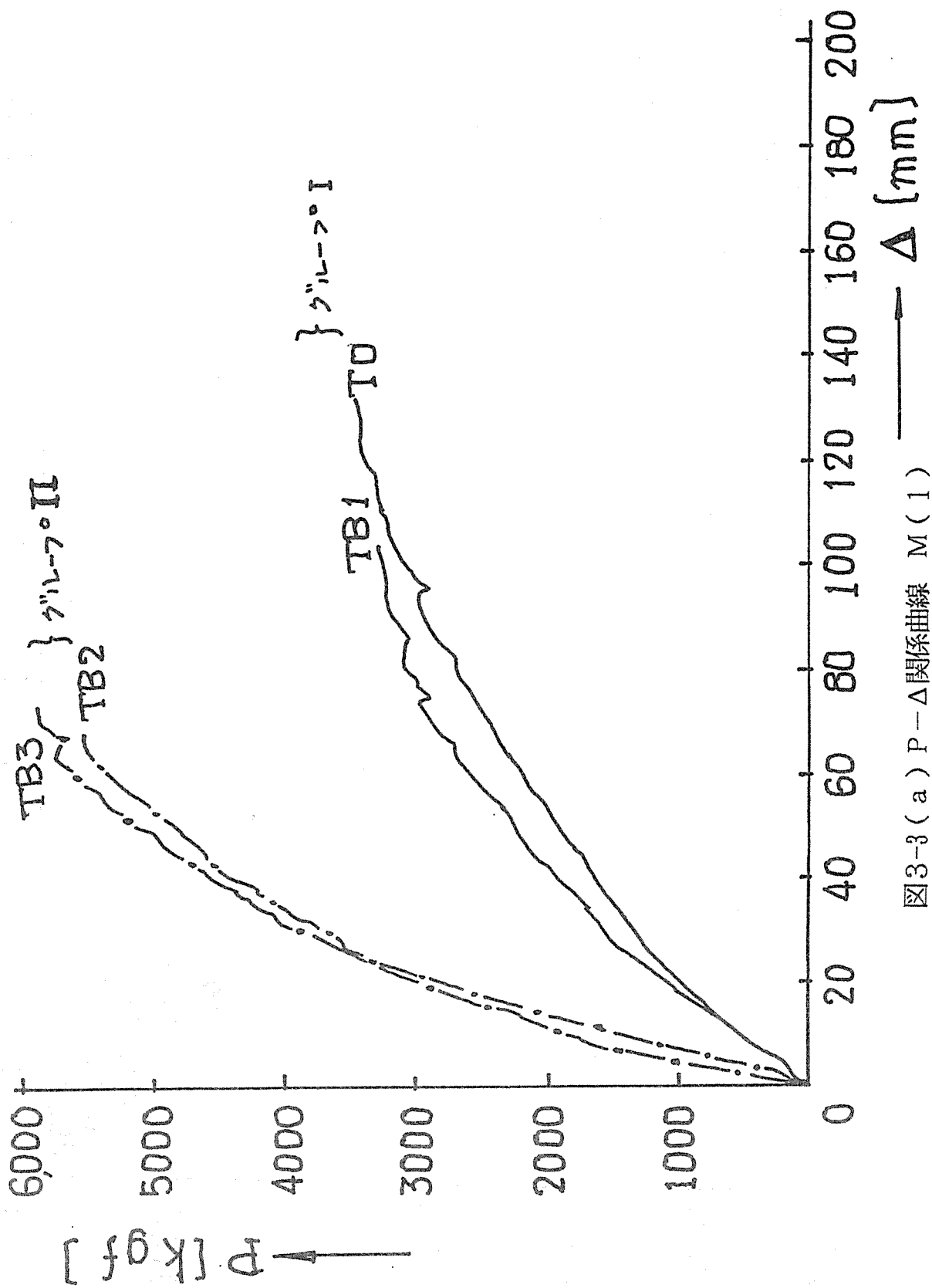


図3-3(a) P-Δ関係曲線 M(1)

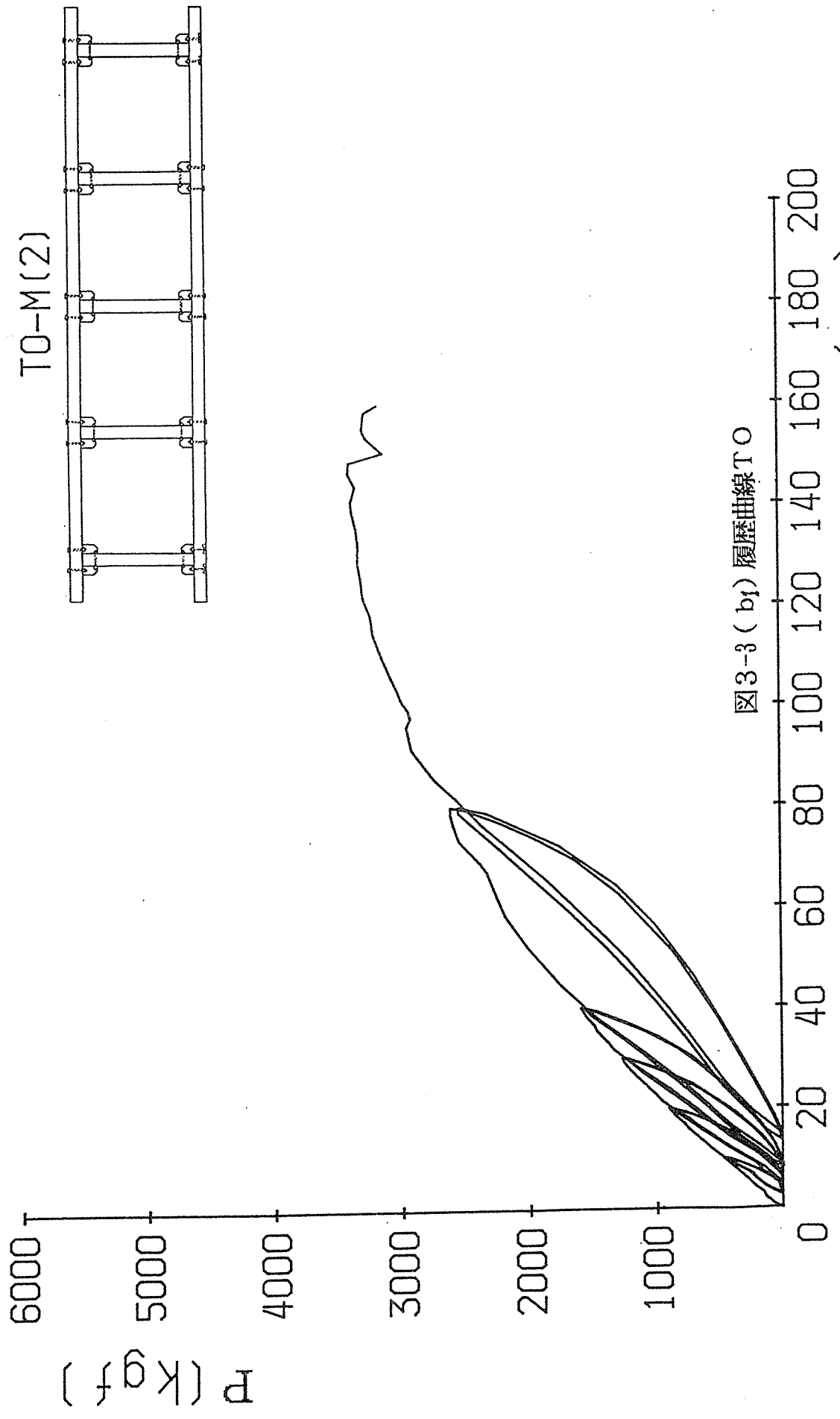


圖3-3 (b) 履歷曲線 TO

圖3-3 (b) 履歷曲線 (Hysteresis Loops) M (2)

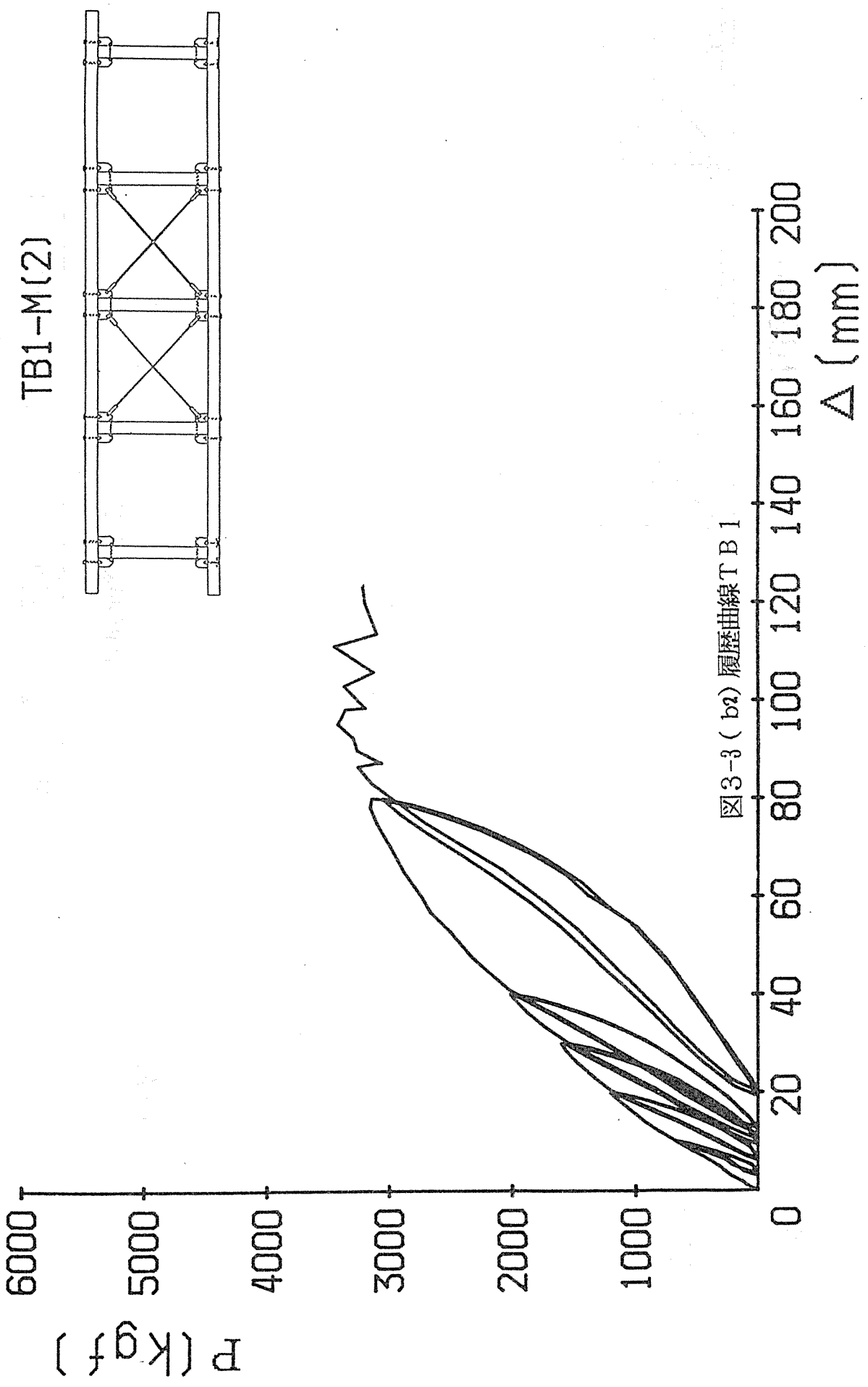


図3-3 (b2) 履歴曲線TB1

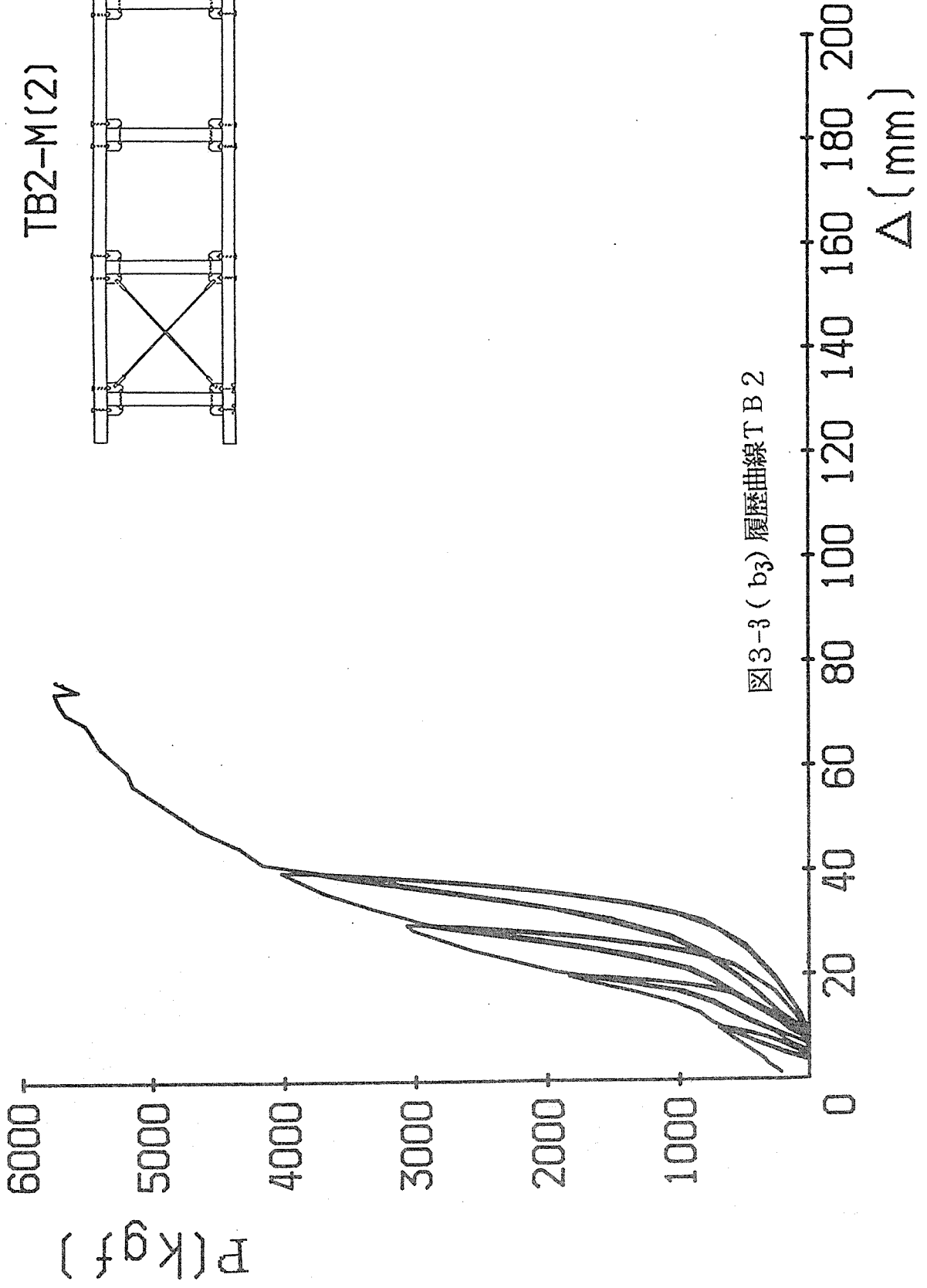


図3-3 (b₃) 履歴曲線 T B 2

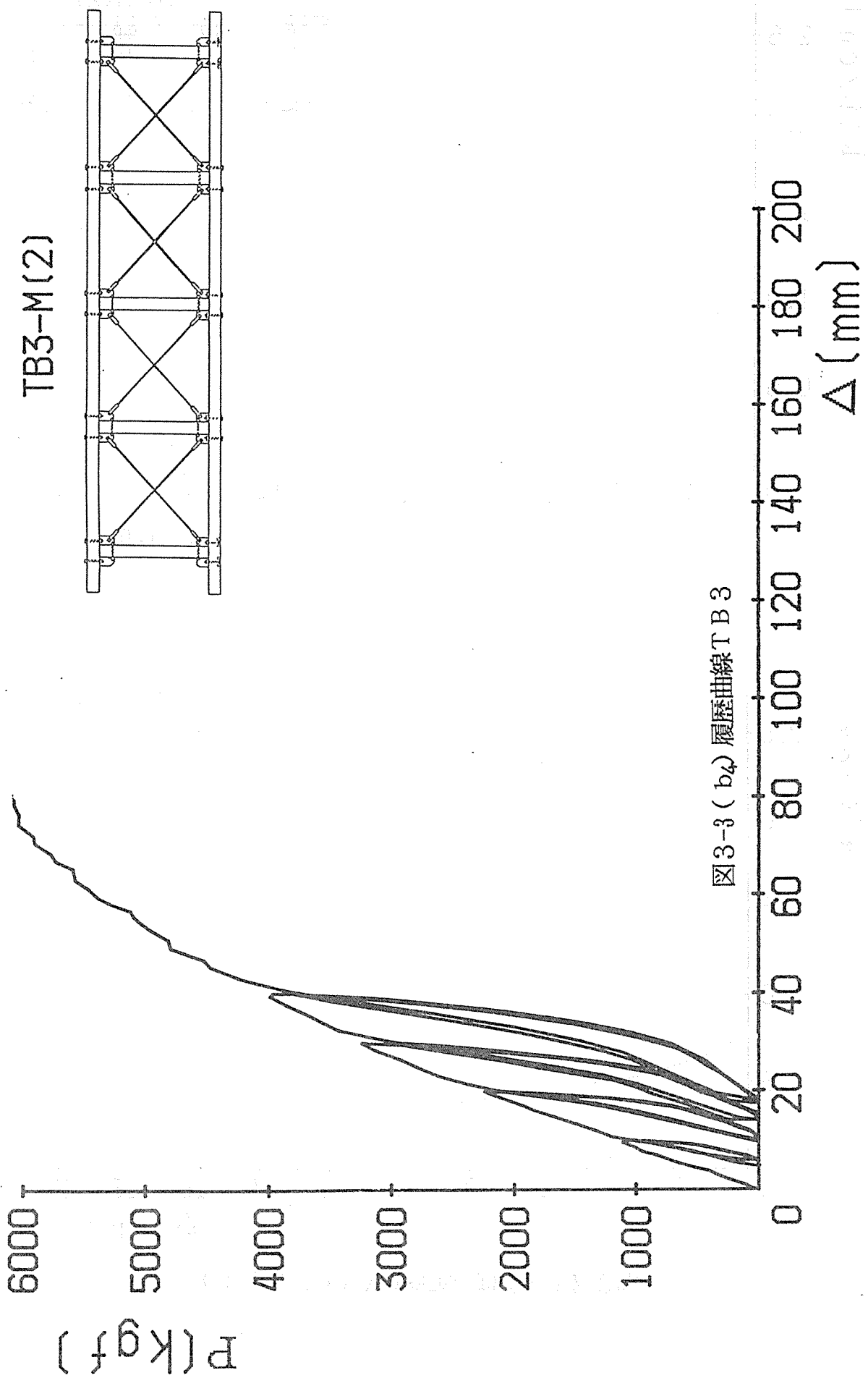


図3-3 (b) 履歴曲線 TB3

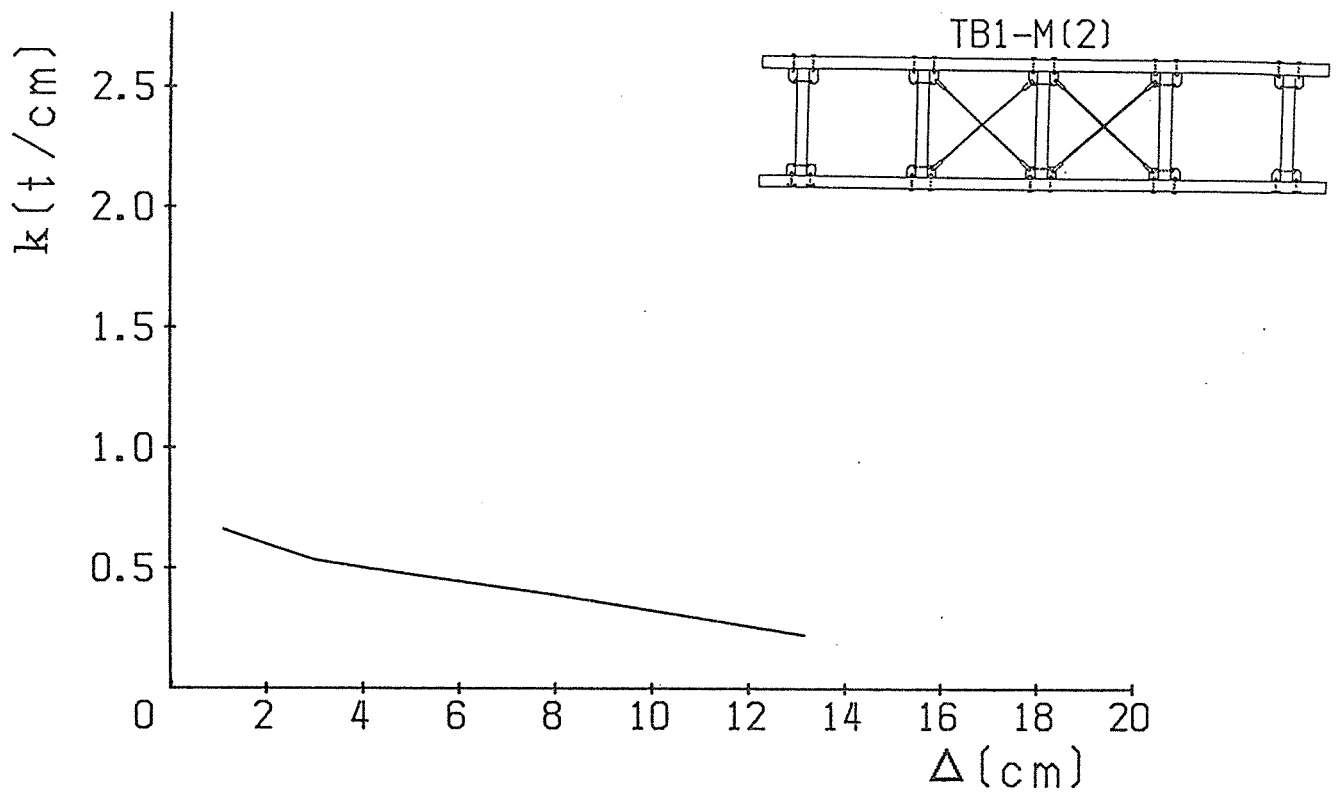
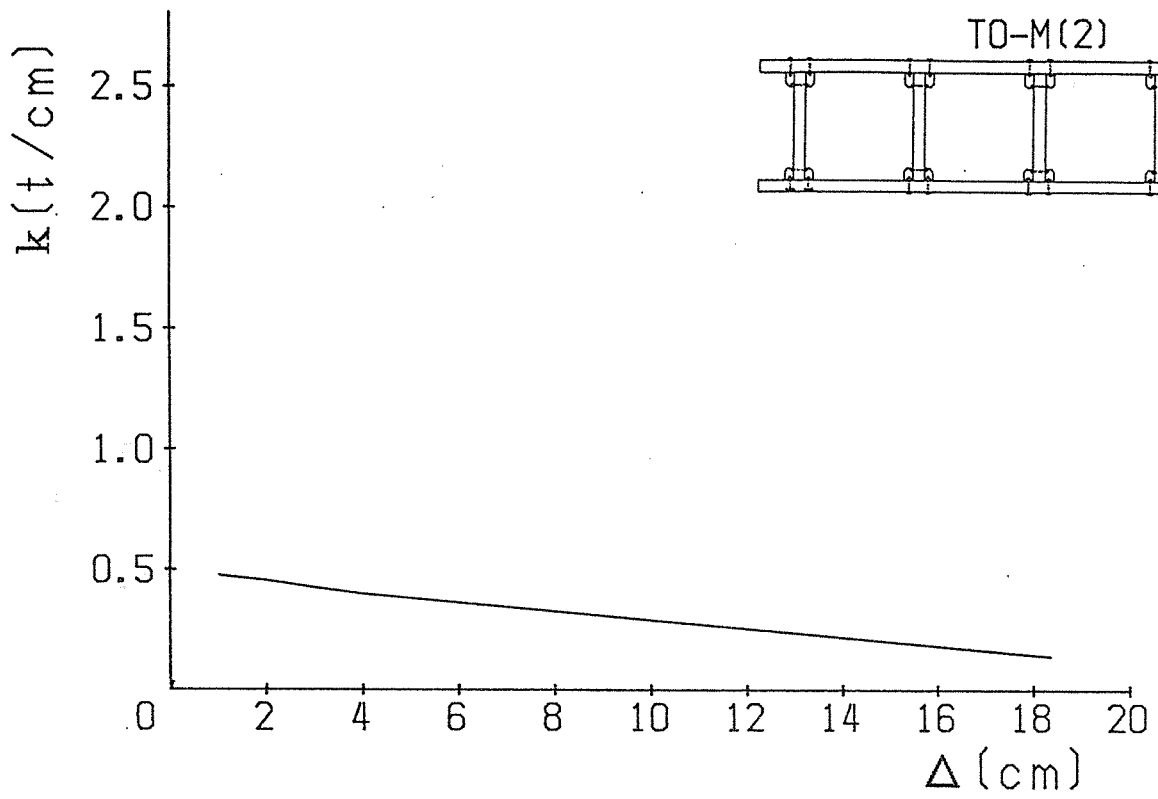


図3-4(a)ばね定数K(TO, TB1)

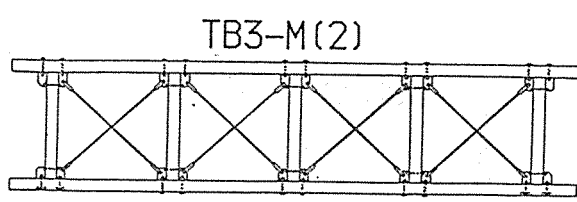
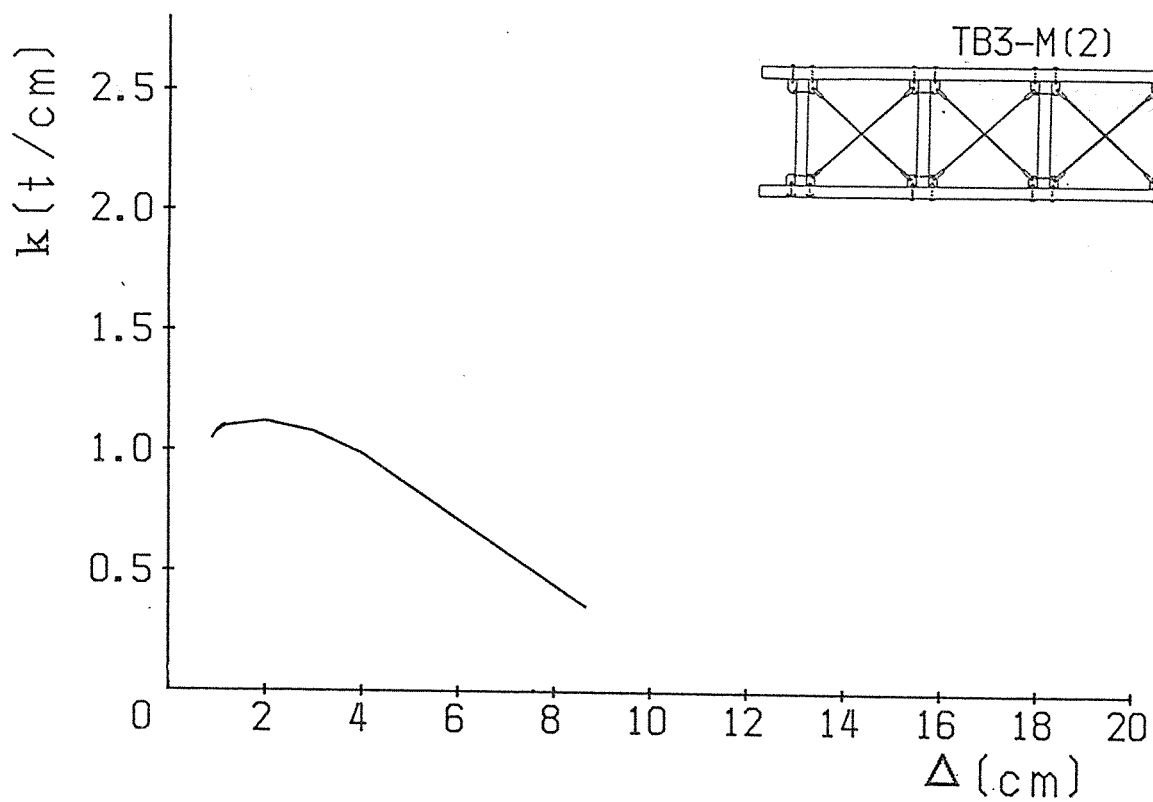
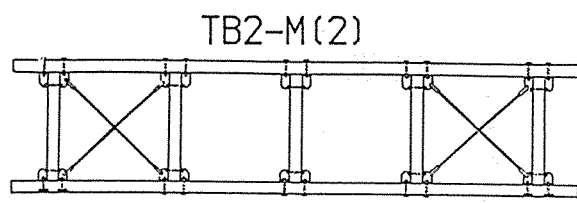
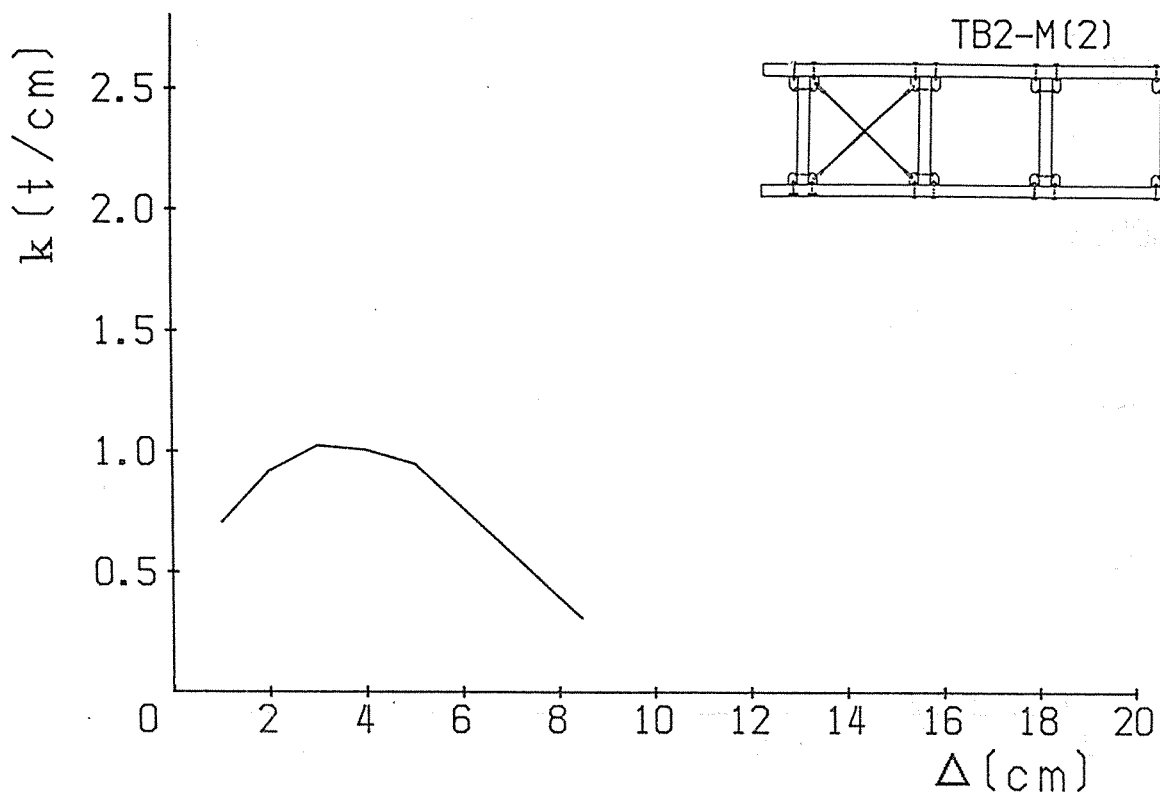


図3-4(b)ばね定数K (TB2, TB3)

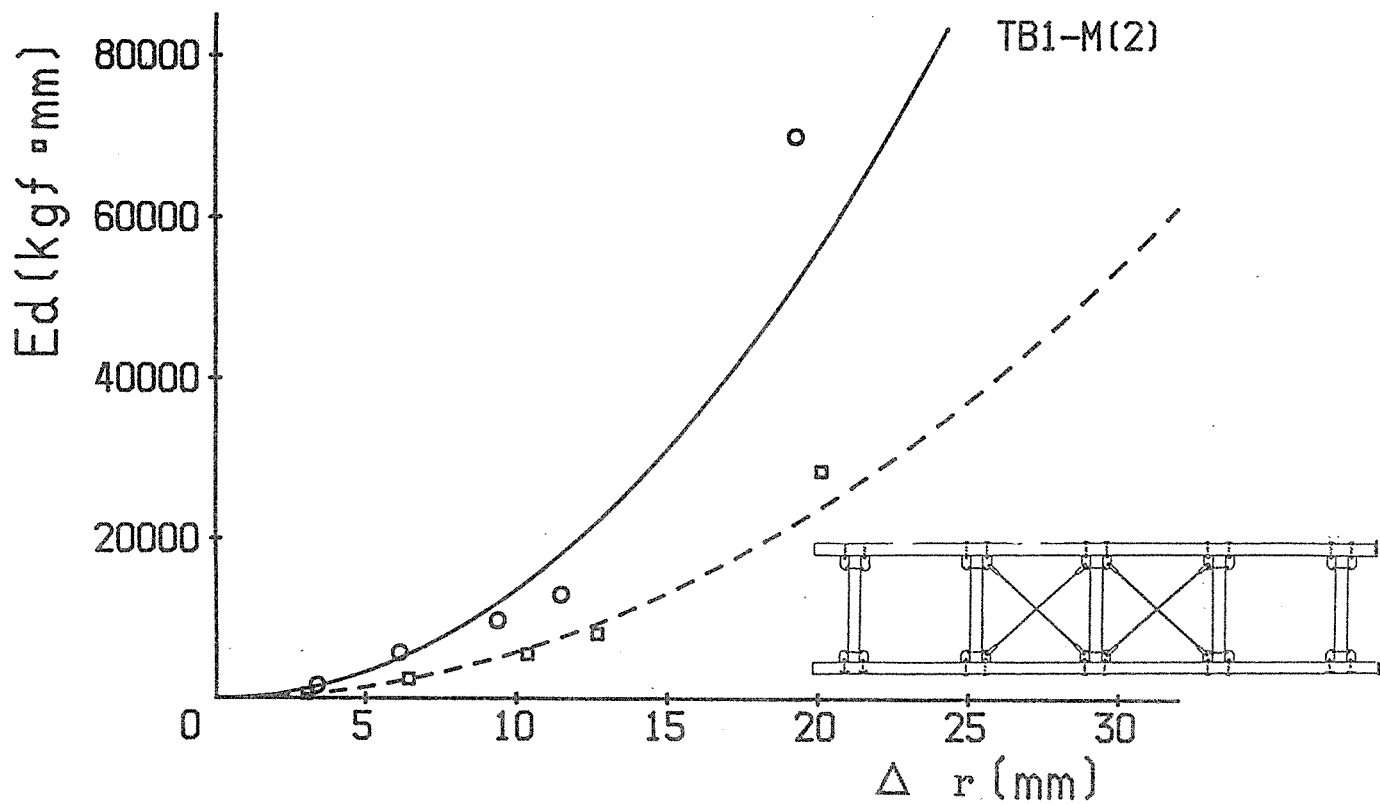
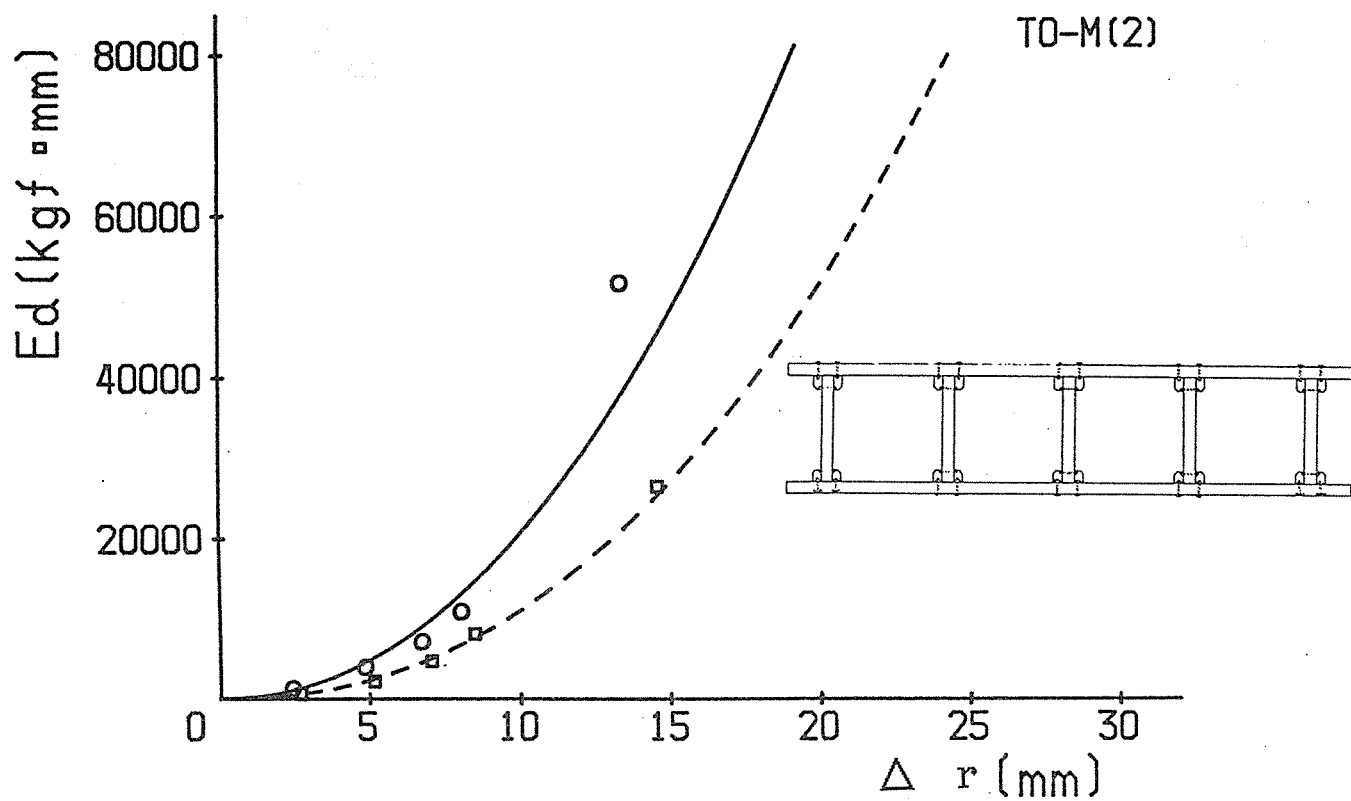


圖3-5(a) $E_d \sim \Delta_r$ 曲線, E_d ; Damping Capacity
(TO, TB1)

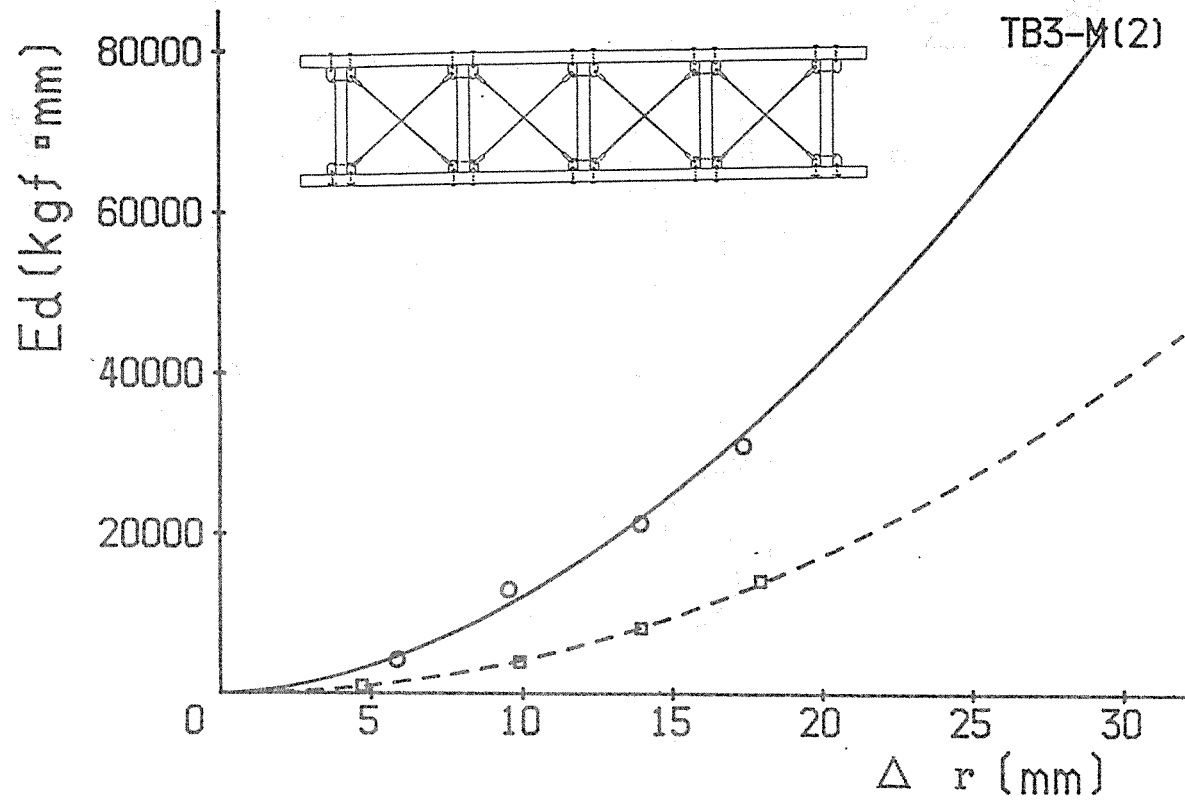
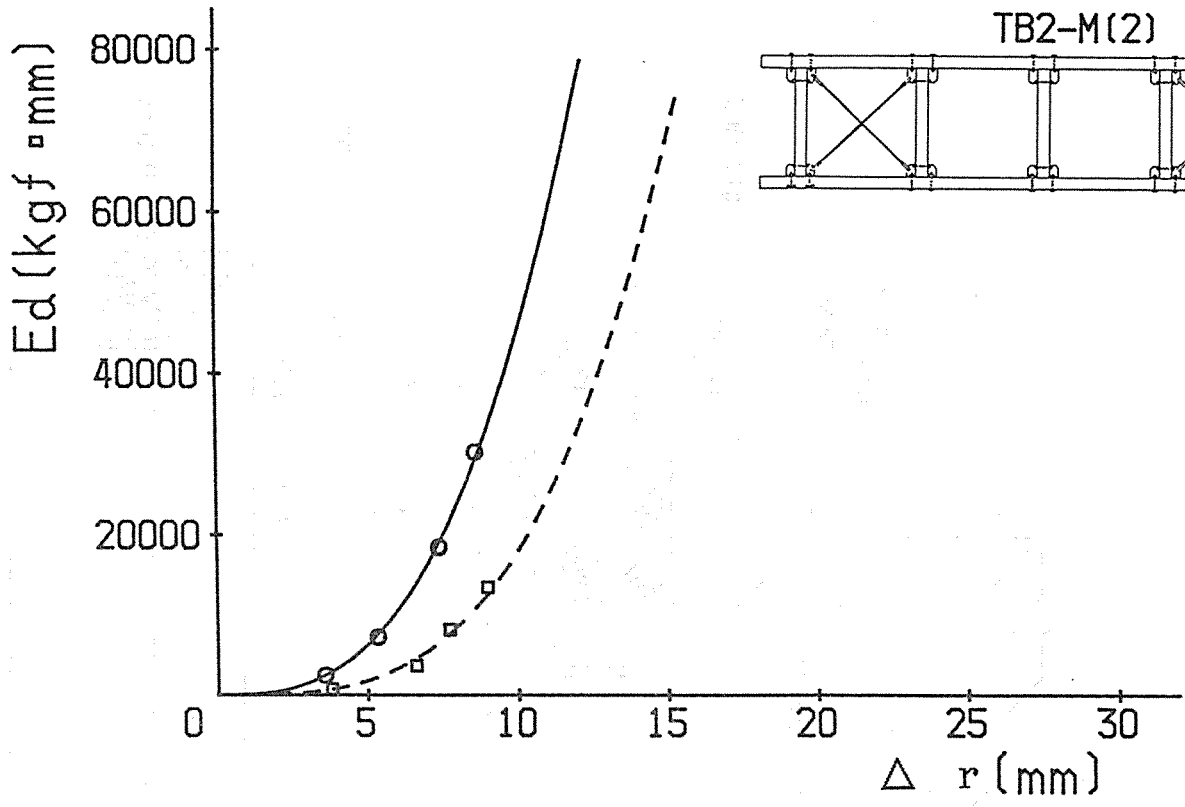


图3-5 (b) $E_d \sim \Delta_r$ 曲线
(TB2, TB3)

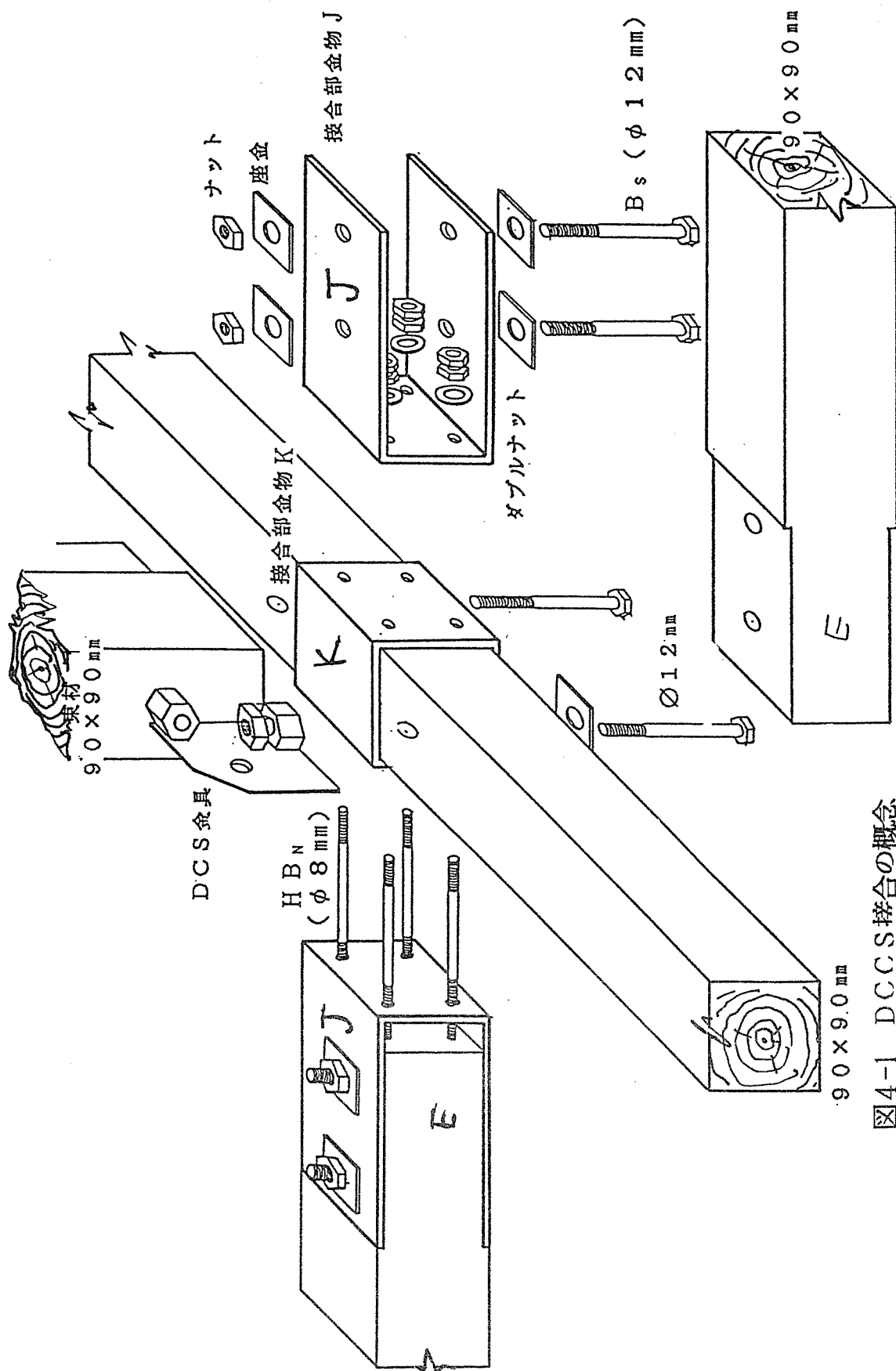
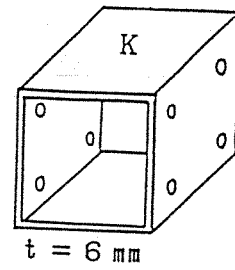
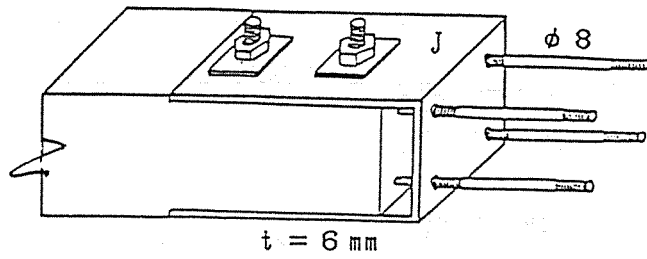
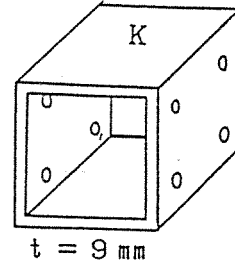
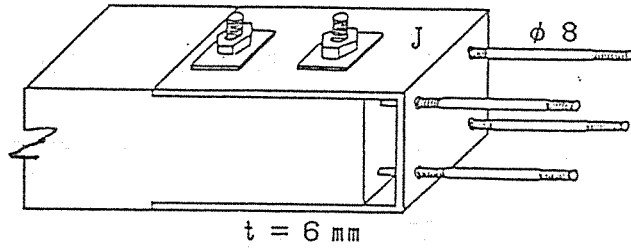


図4-1 DCCS接合の概念

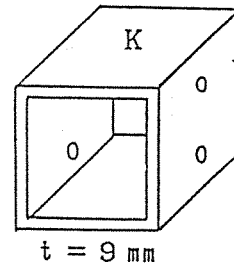
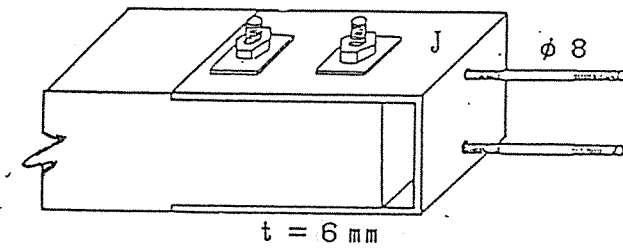
(1) JB4-6・JS4-6



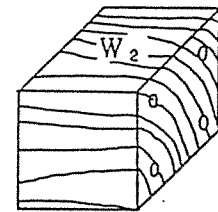
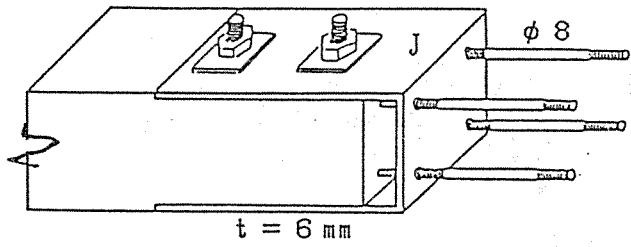
(2) JB4-9・JS4-9



(3) JB2-9・JS2-9



(4) JB4-W・JS4-W

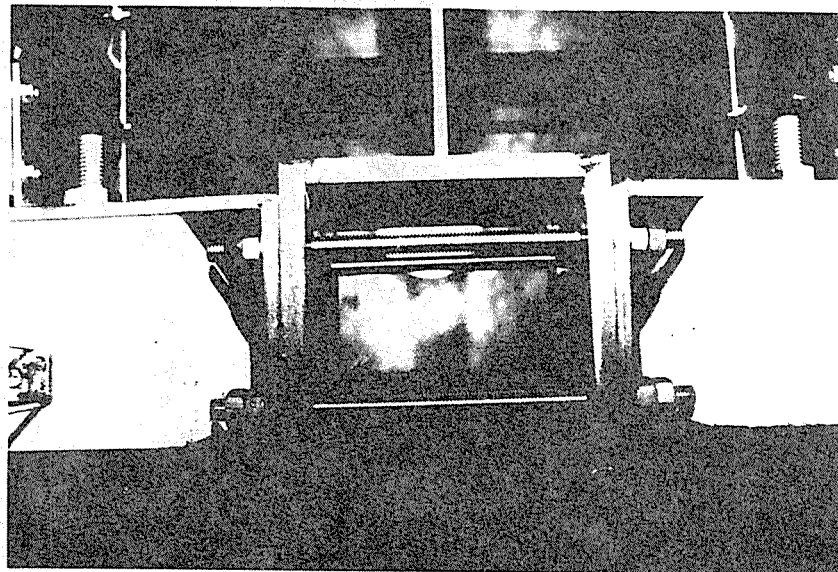


米ツガ材ブロック
(90×90×90mm)

図4-2 試験体詳細

⇒
DCCS
接合部

JB4-9



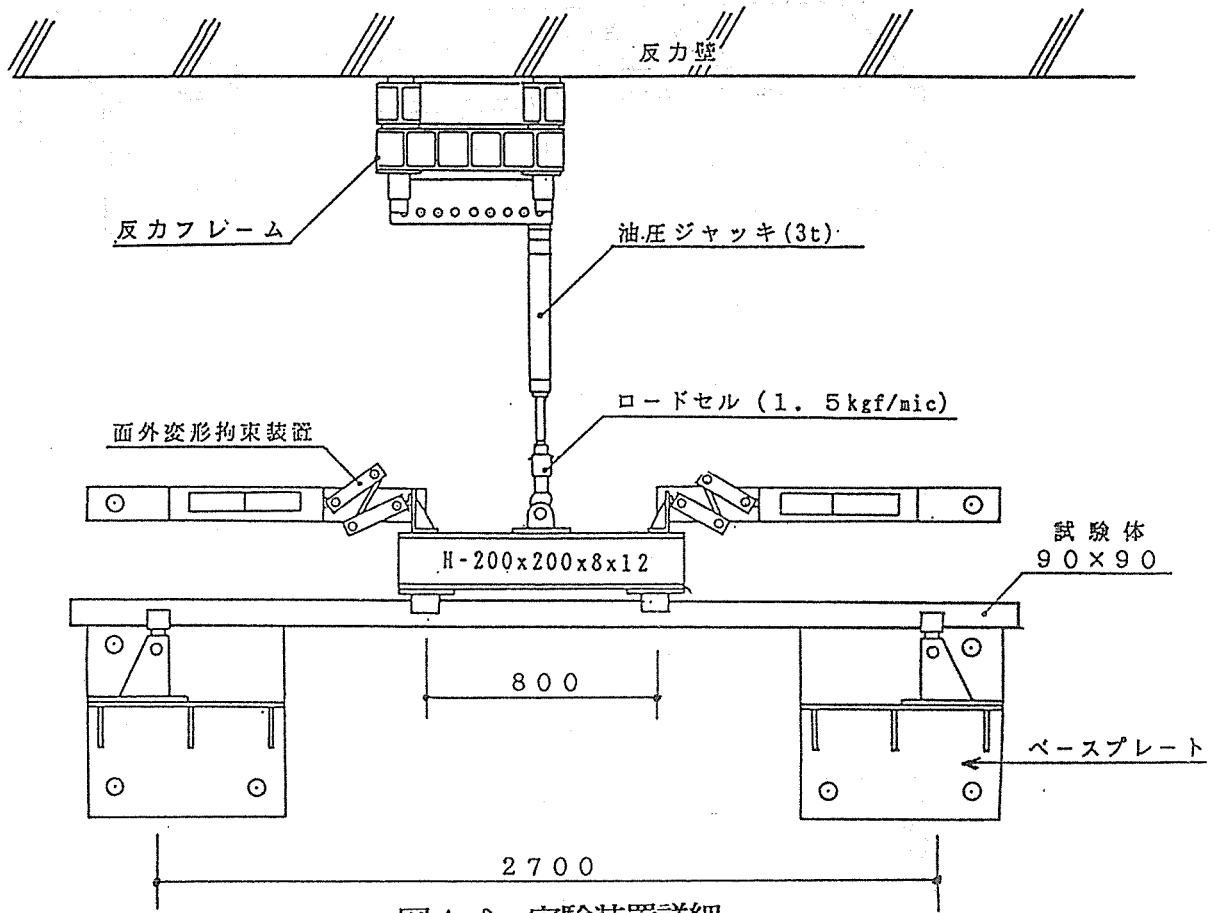
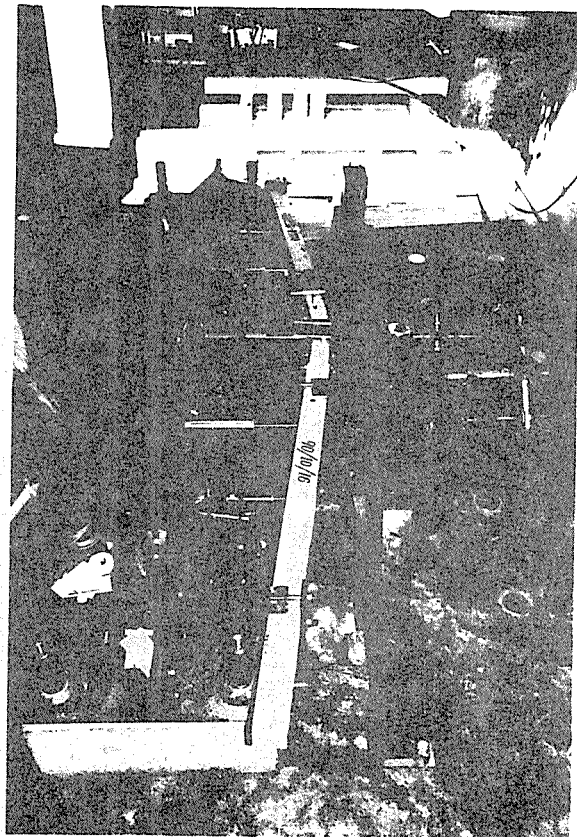


図4-3 実験装置詳細



実験装置全景

1000 磅

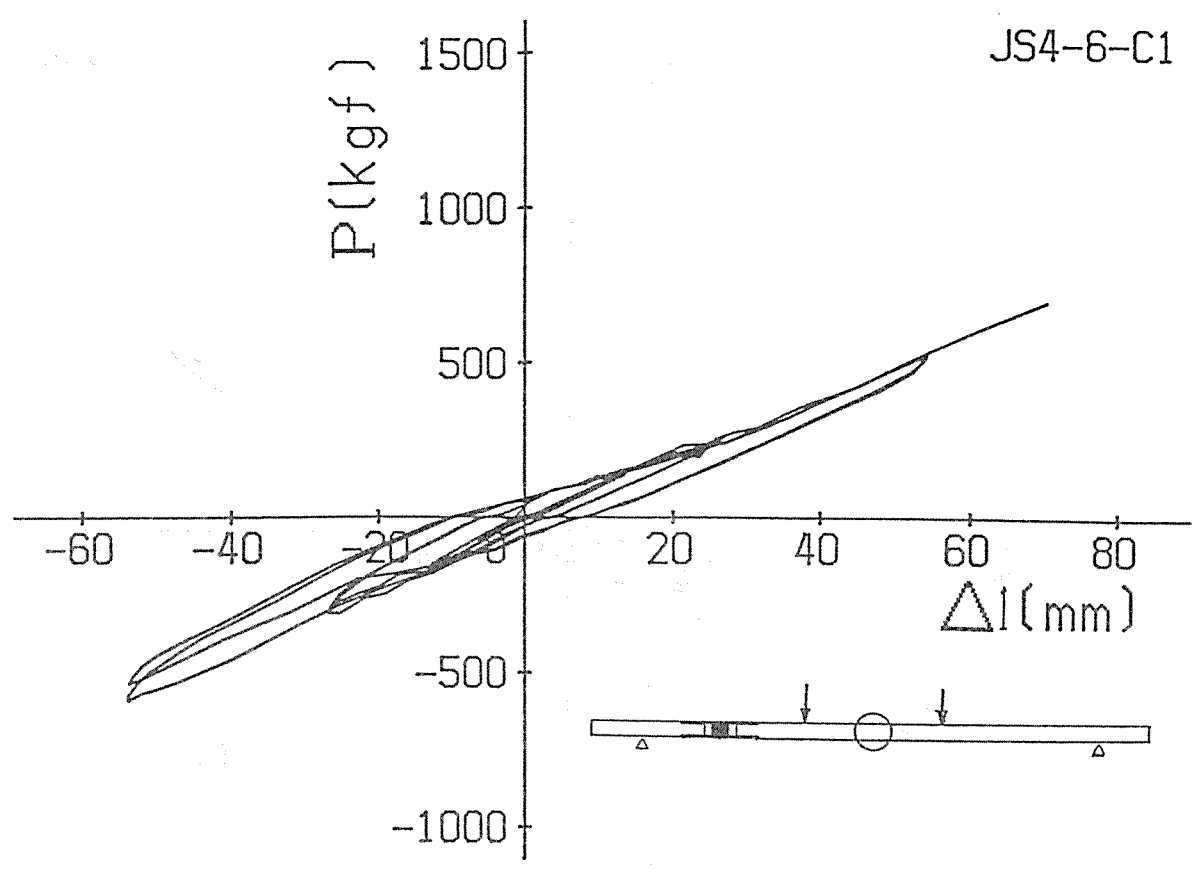
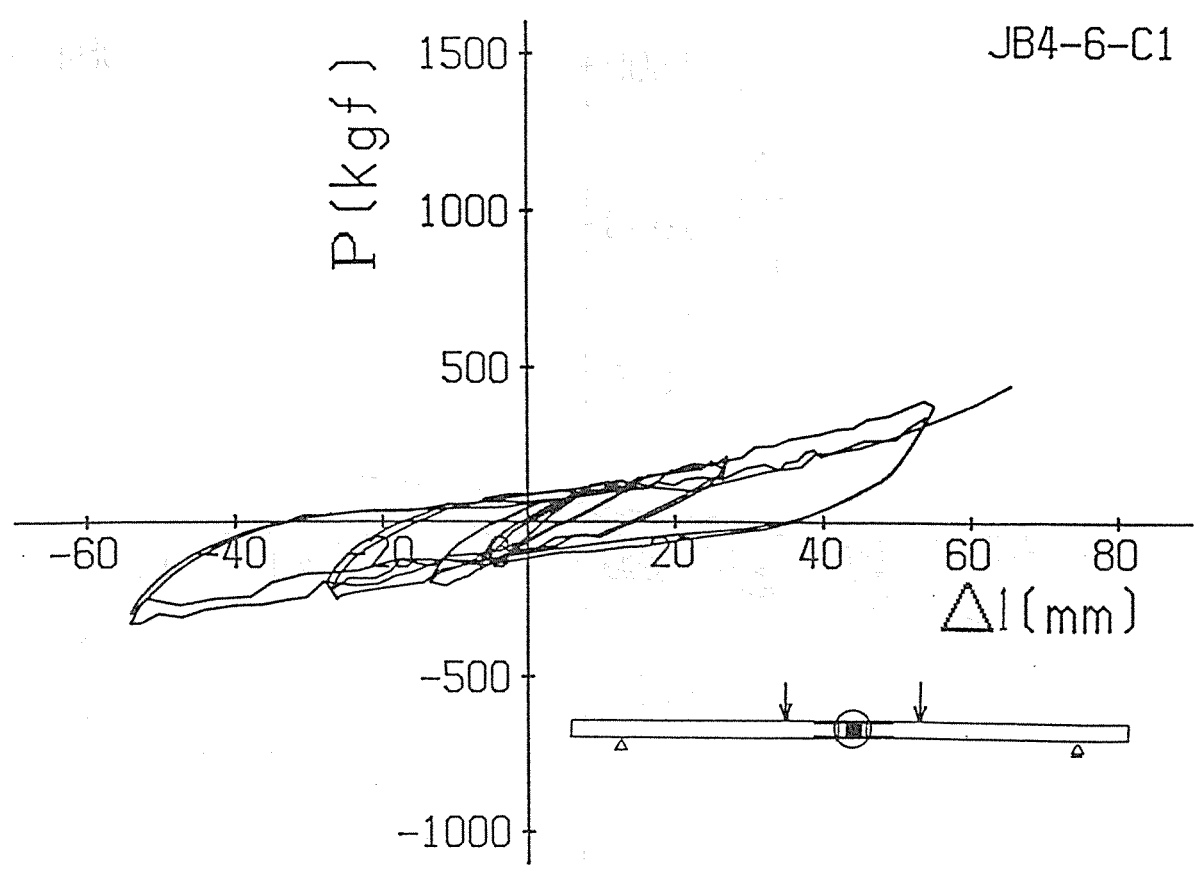
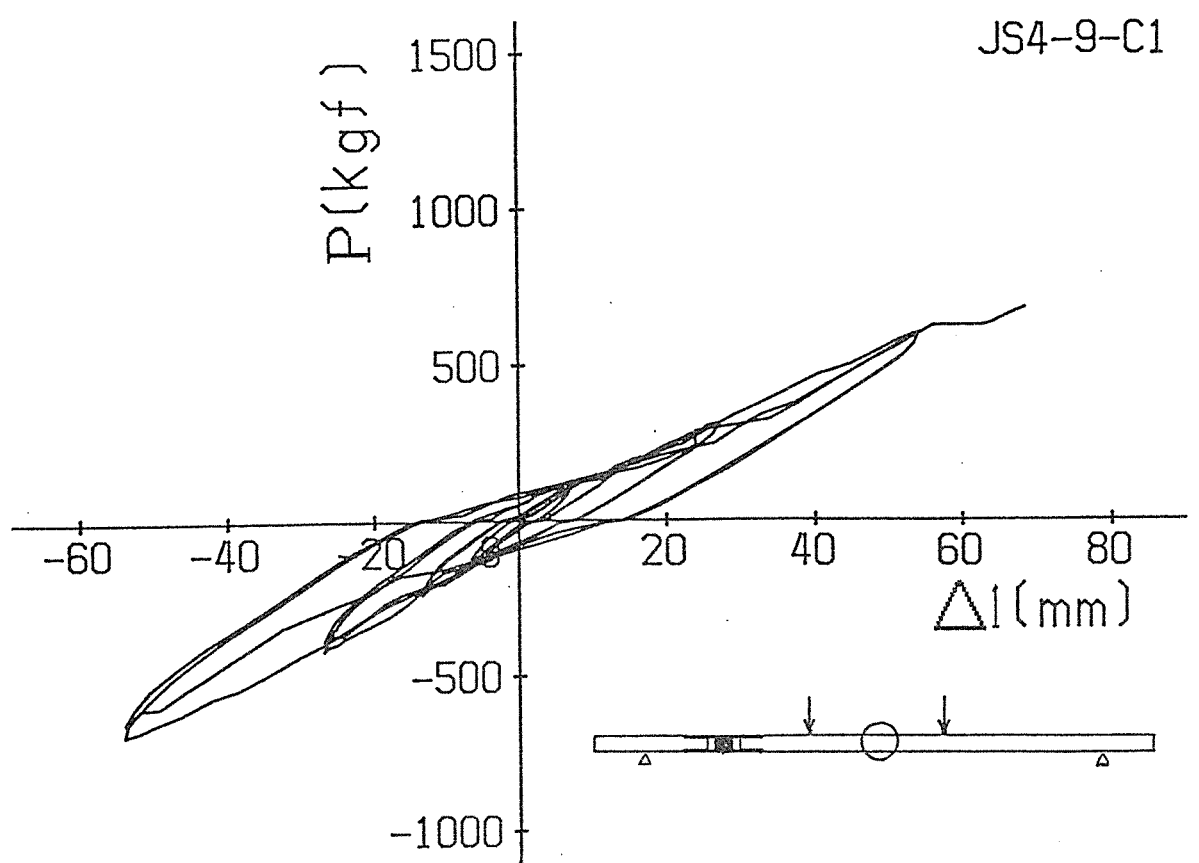
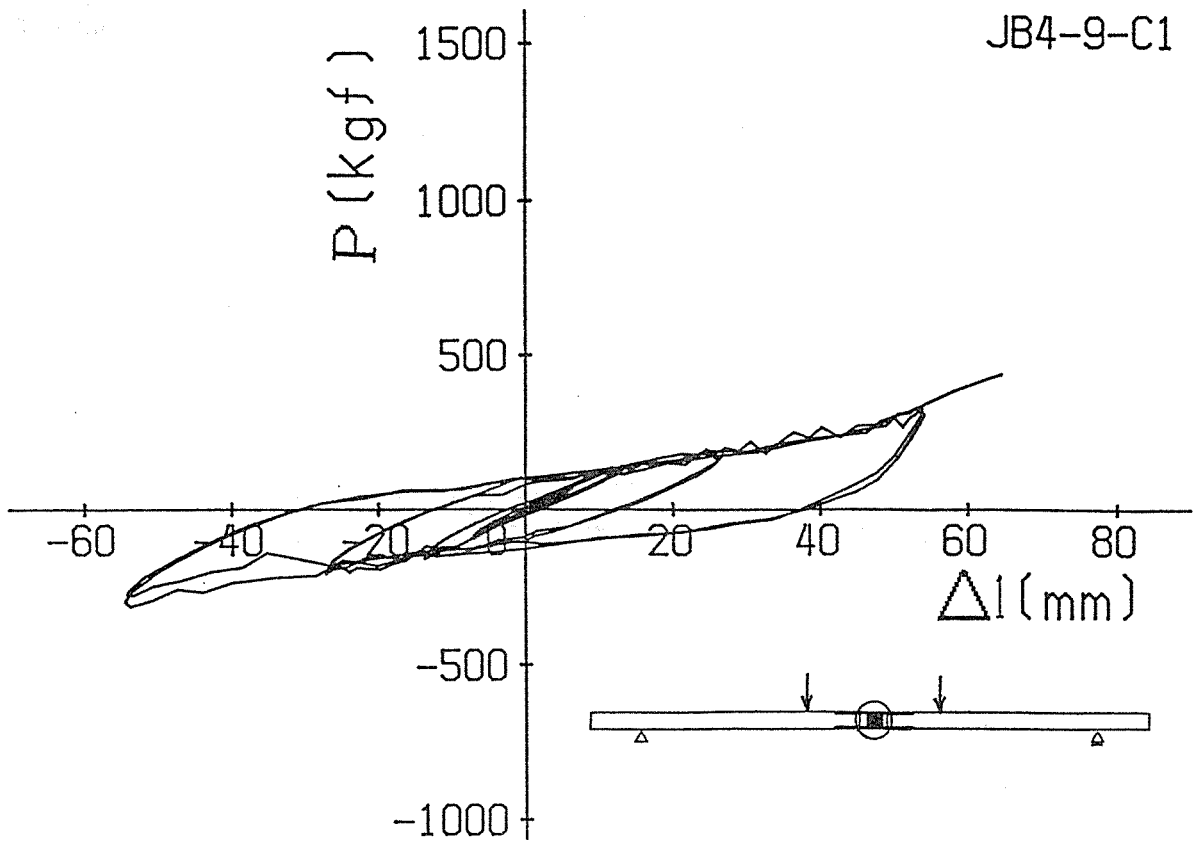
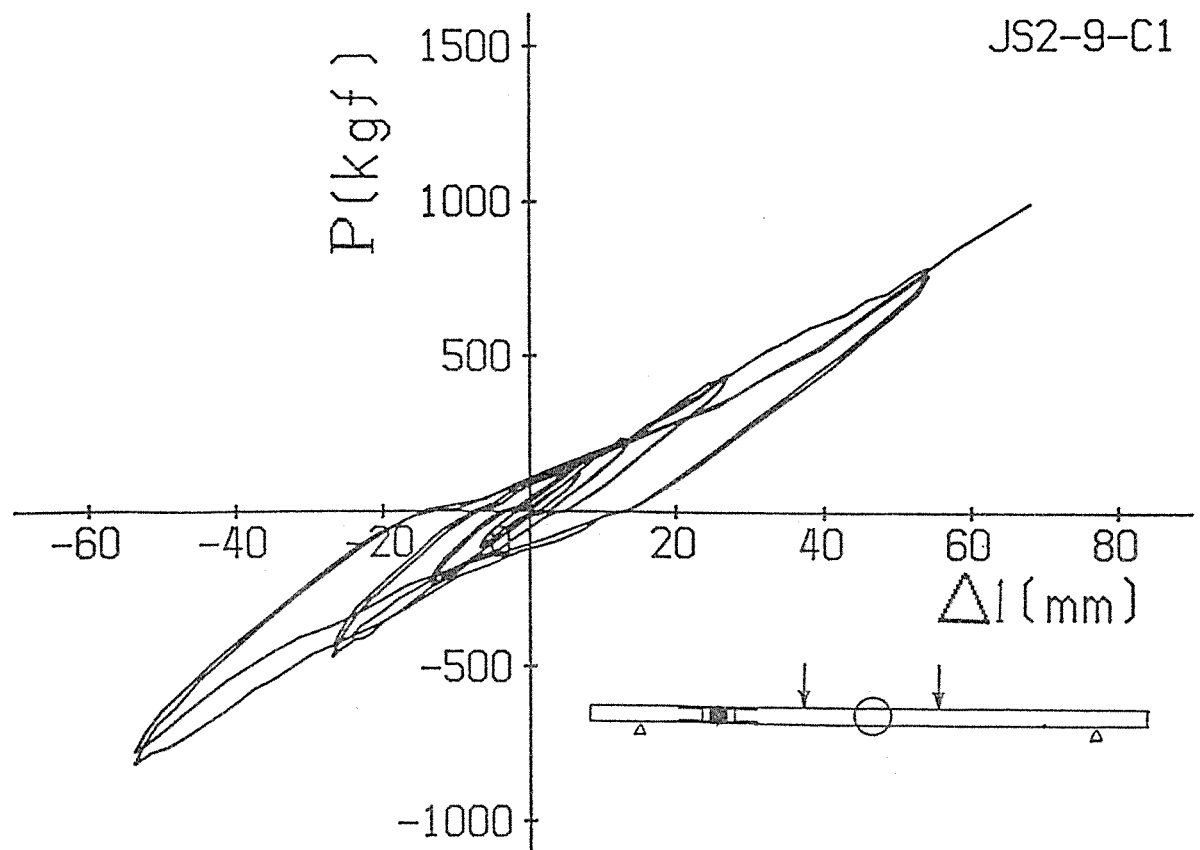
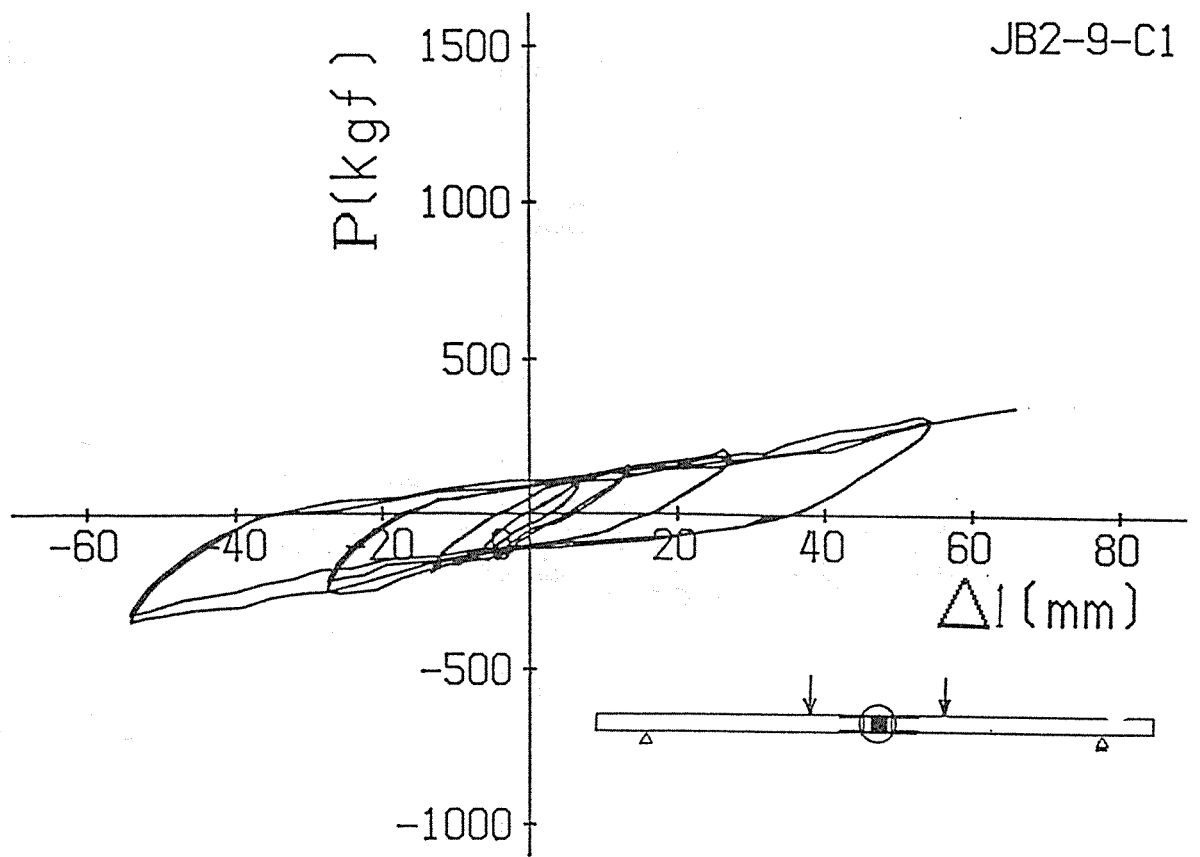


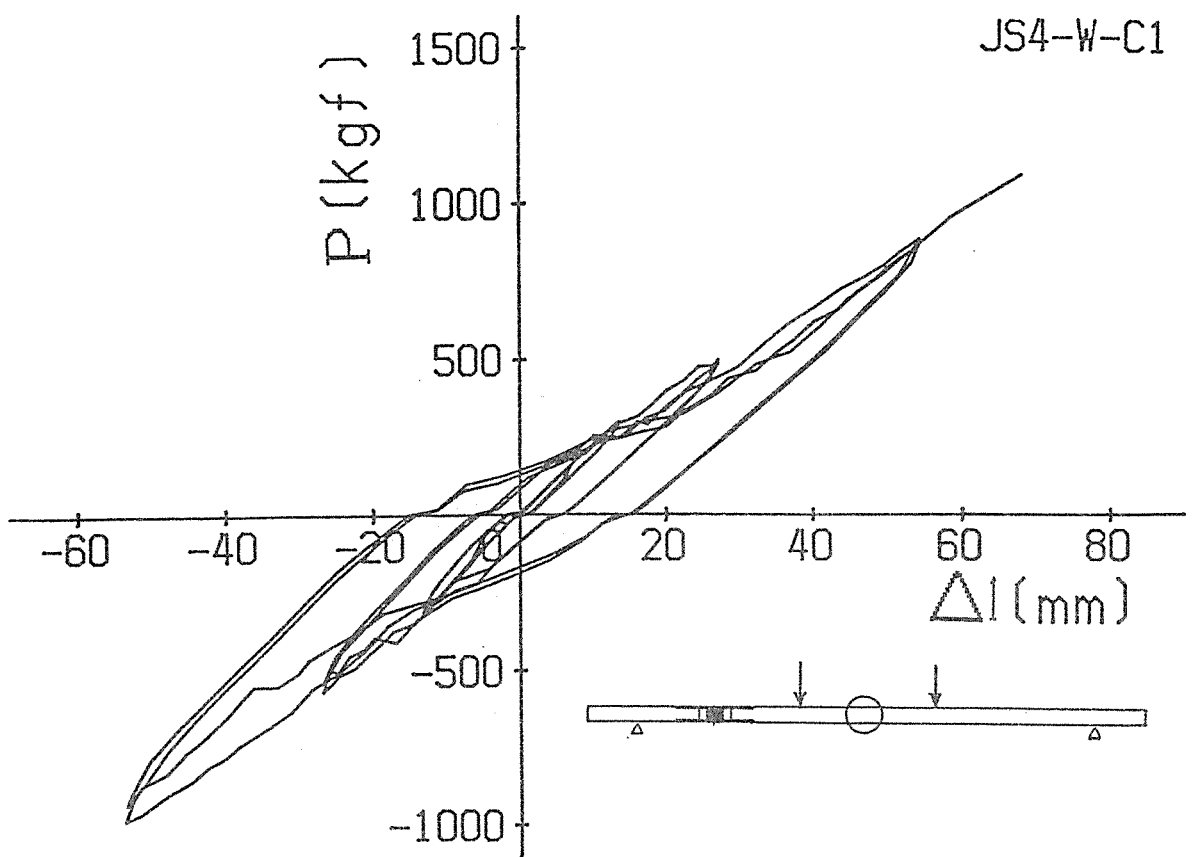
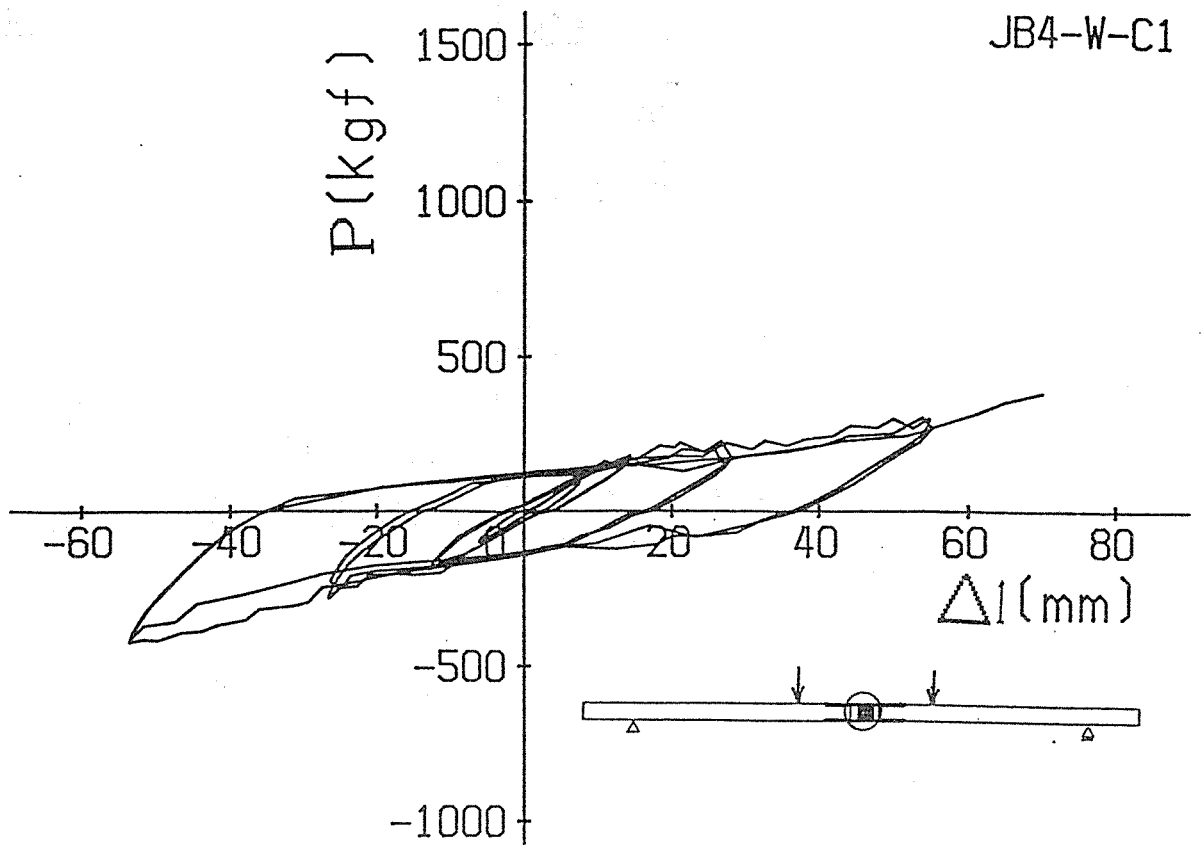
圖4-4 (a) 履歷曲線 (Hysteresis Loops) J * 4 - 6



(b) 履歷曲線 (Hysteresis Loops) J * 4 - 9



(C) 履歷曲線 (Hysteresis Loops) J * 2 - 9



(d) 履歷曲線 (Hysteresis Loops) J * 4 - w

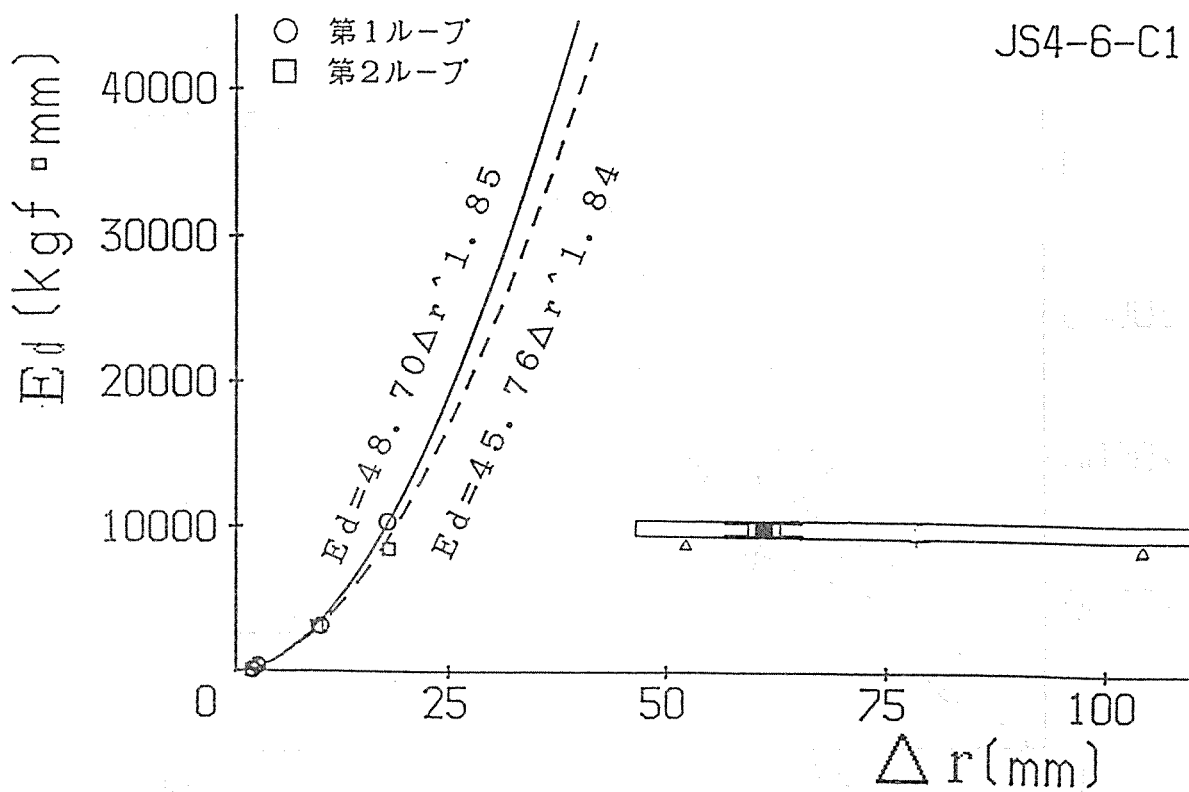
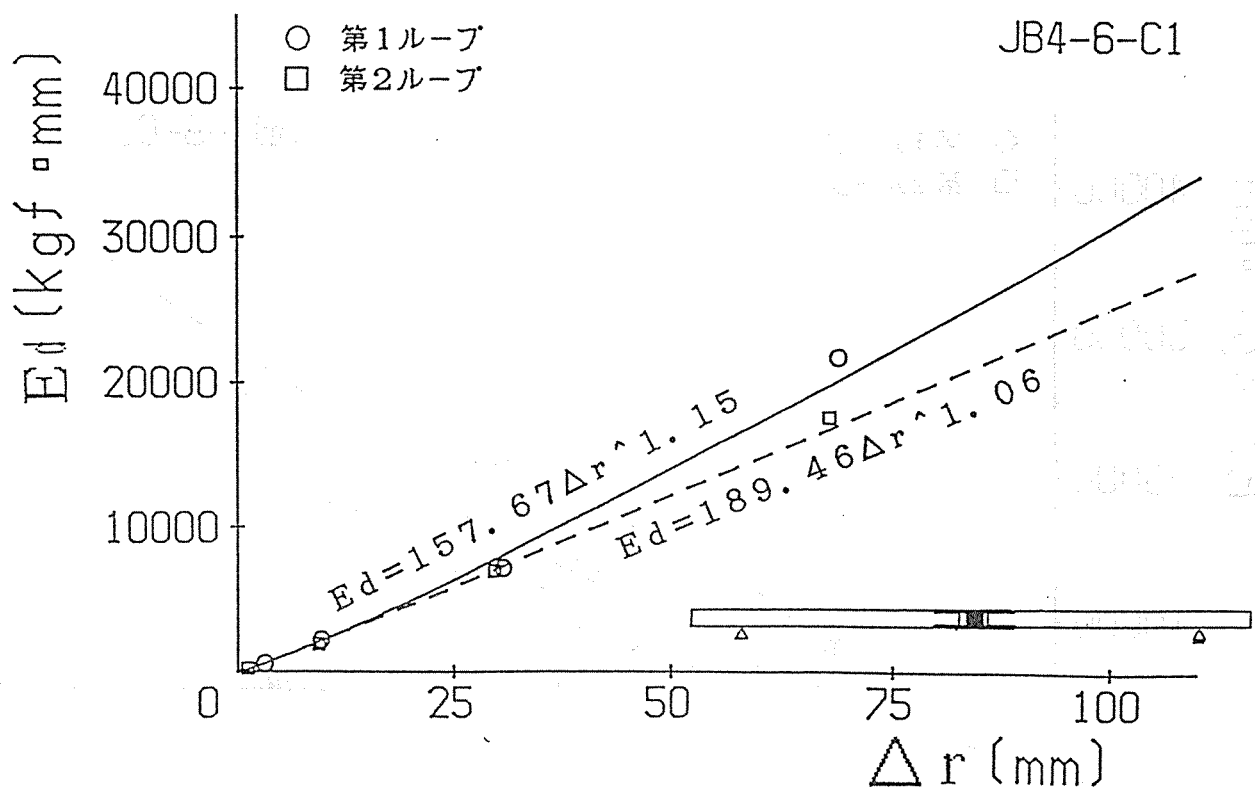


図4-5(a) $E_d \sim \Delta_r$ 曲線 J*4-6

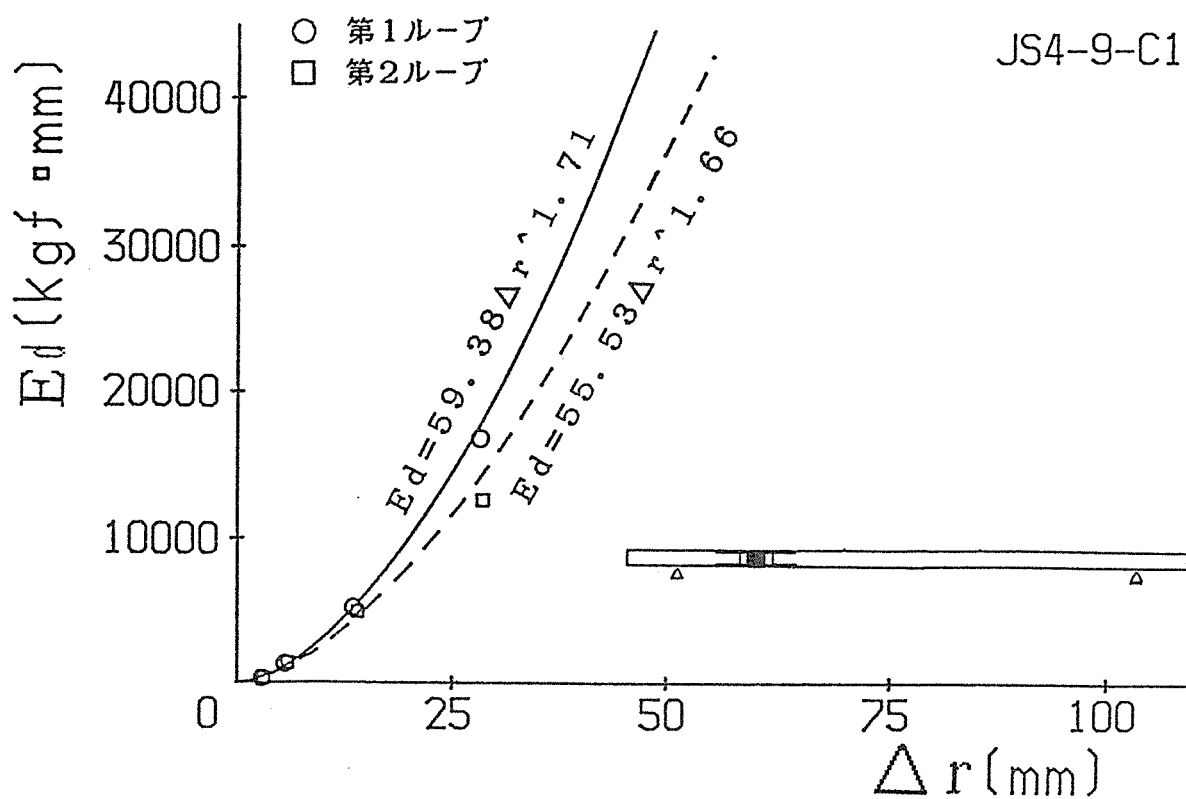
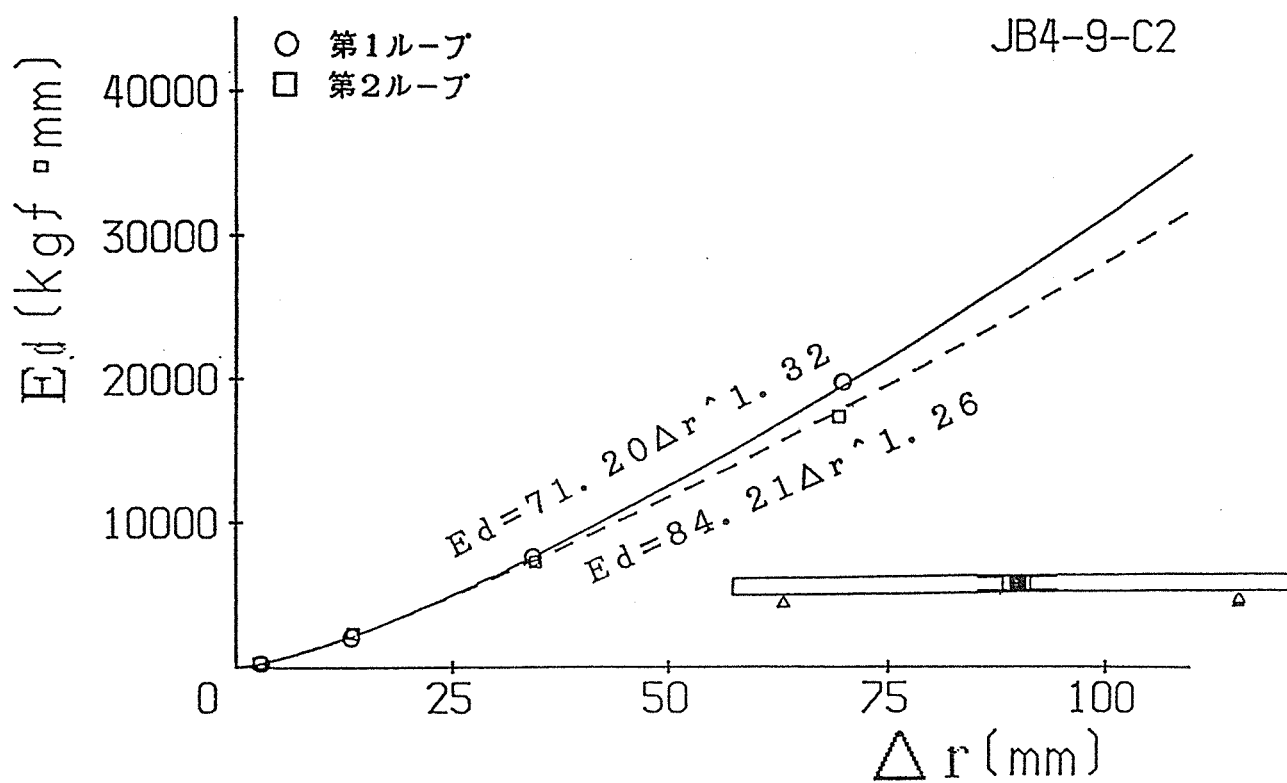


図4-5 (b) $E_d \sim \Delta r$ 曲線 J*4-9

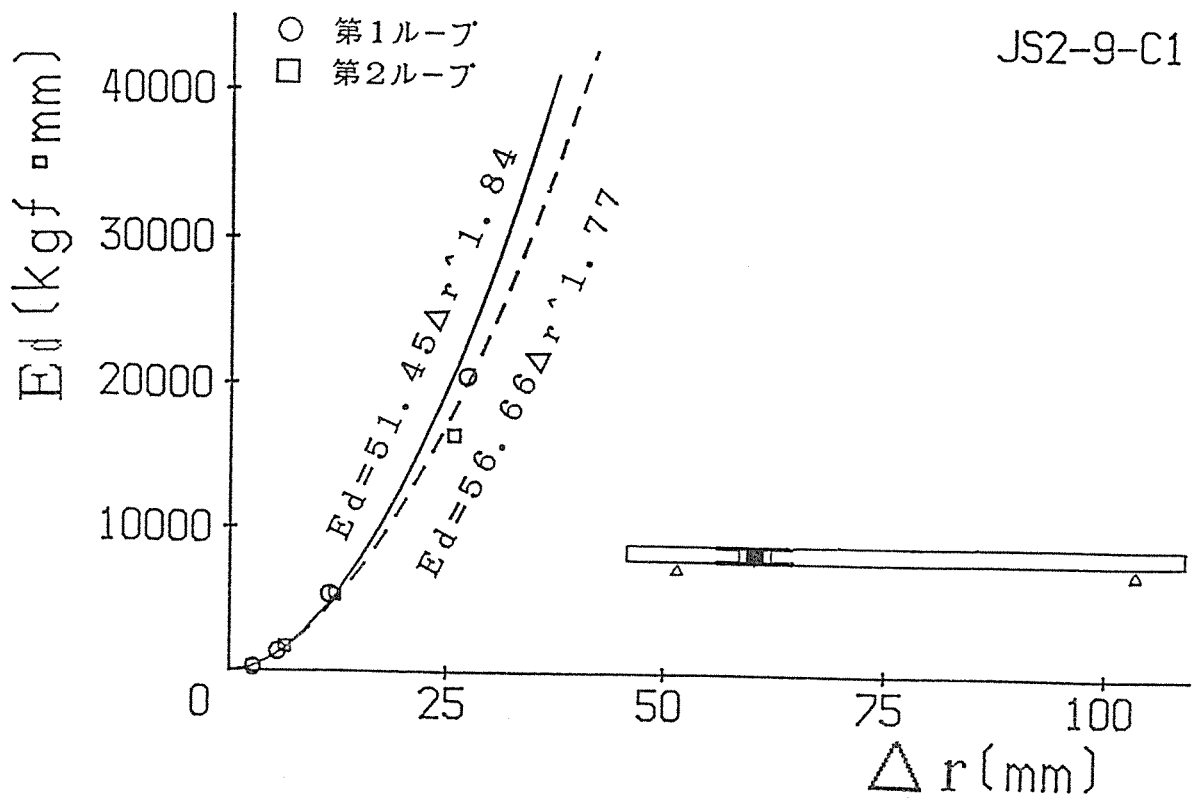
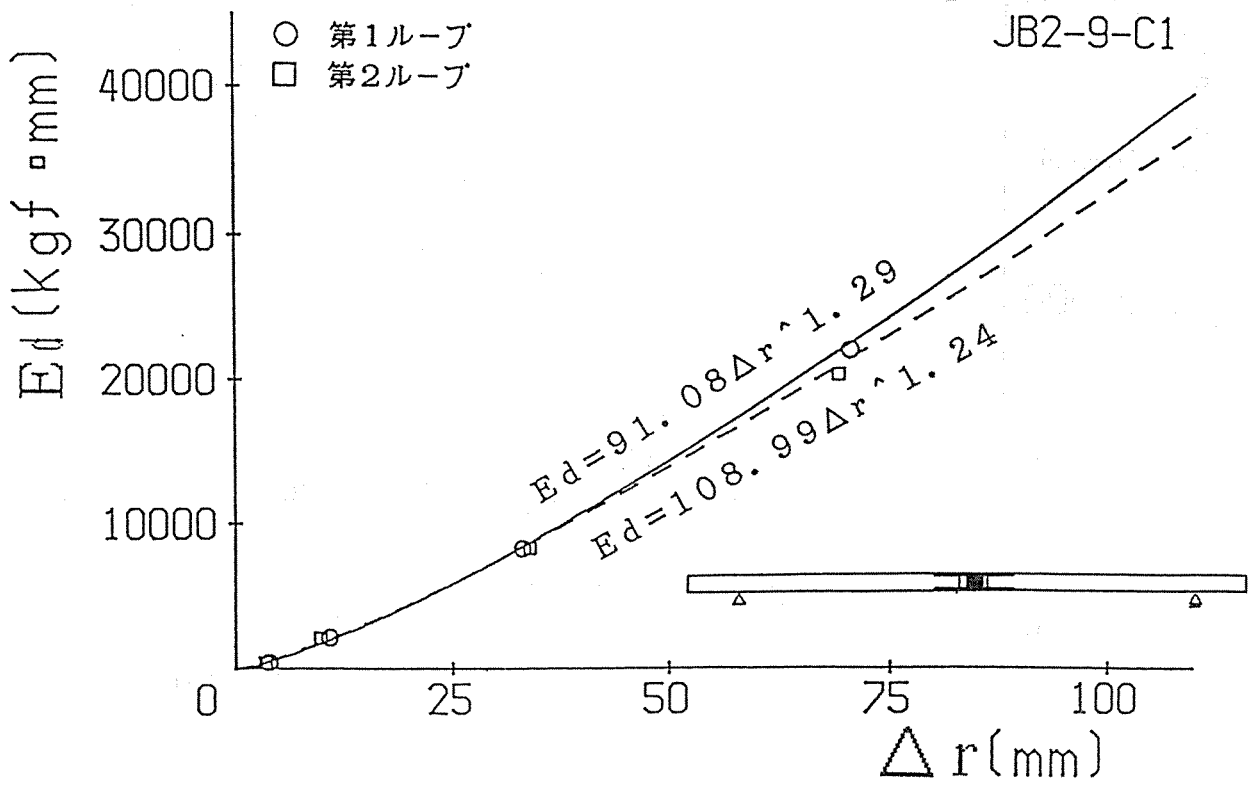


図4-5(c) $E_d \sim \Delta_r$ 曲線 J*2-9

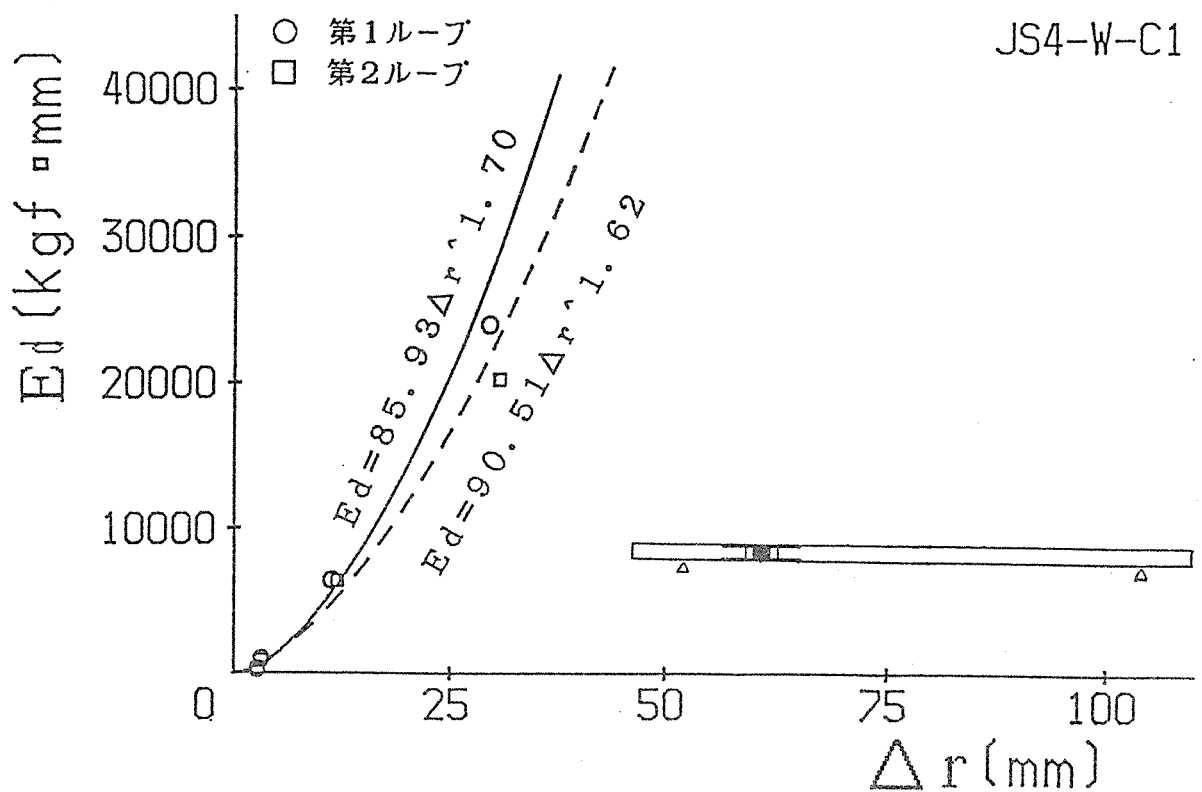
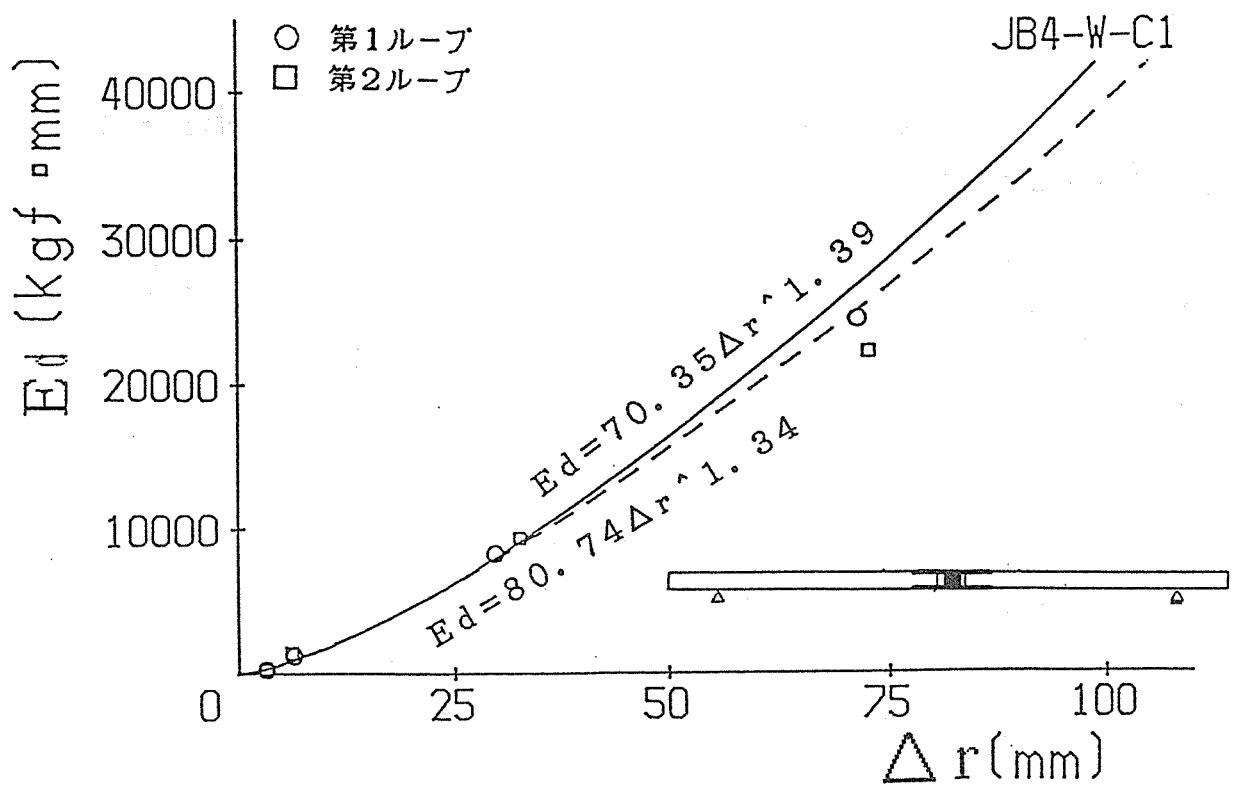


図4-5(d) $E_d \sim \Delta_r$ 曲線 J*4-w

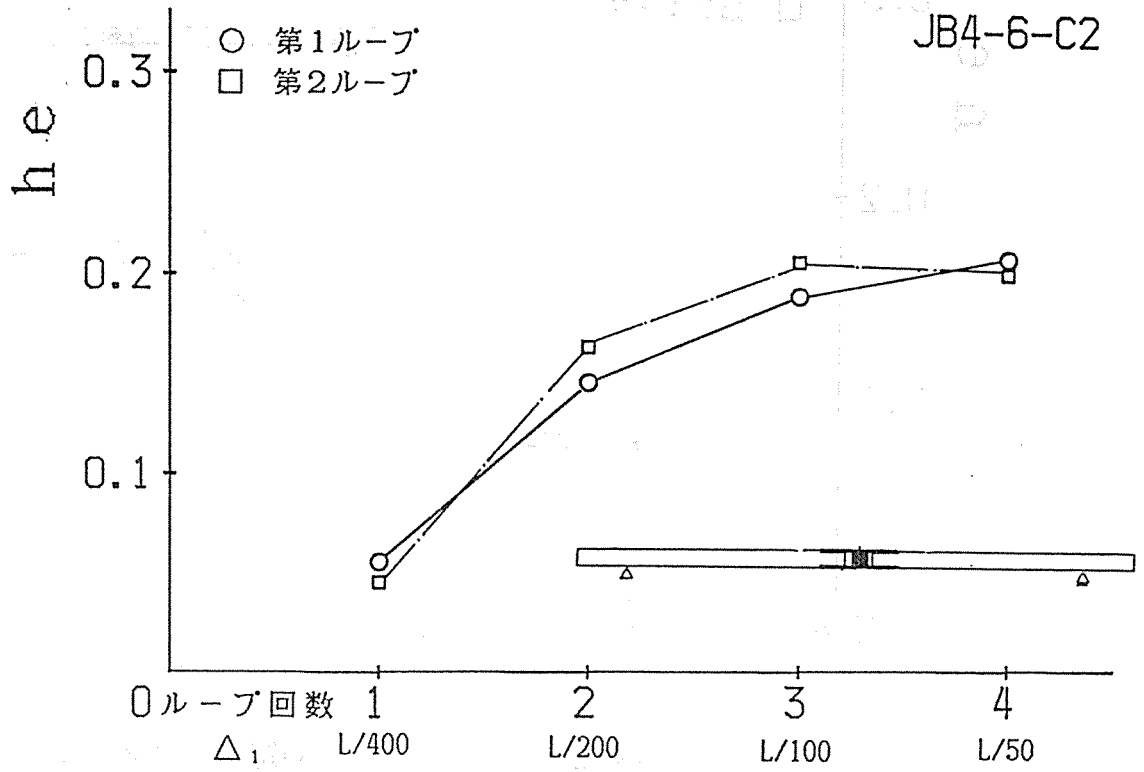


図4-6(a) $h_e \sim \Delta_1$ 曲線 J*4-6

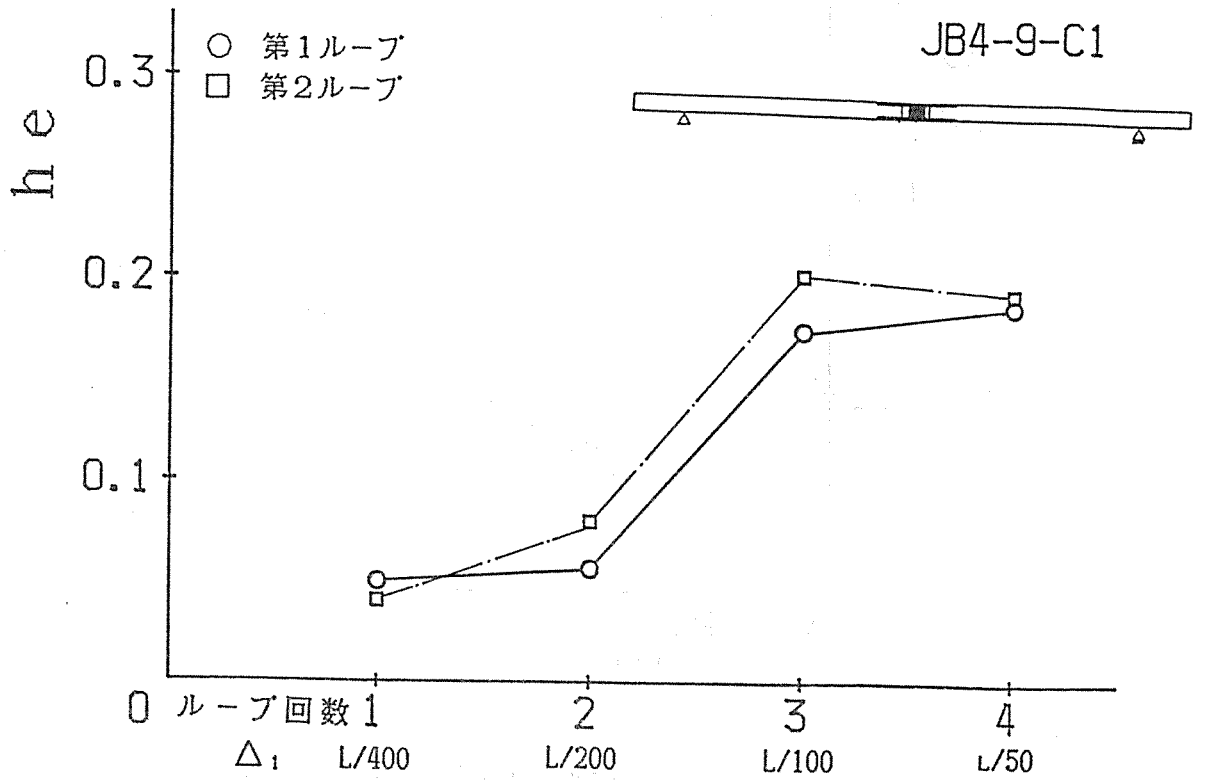


図4-6(b) $h_e \sim \Delta_1$ 曲線 J*4-9

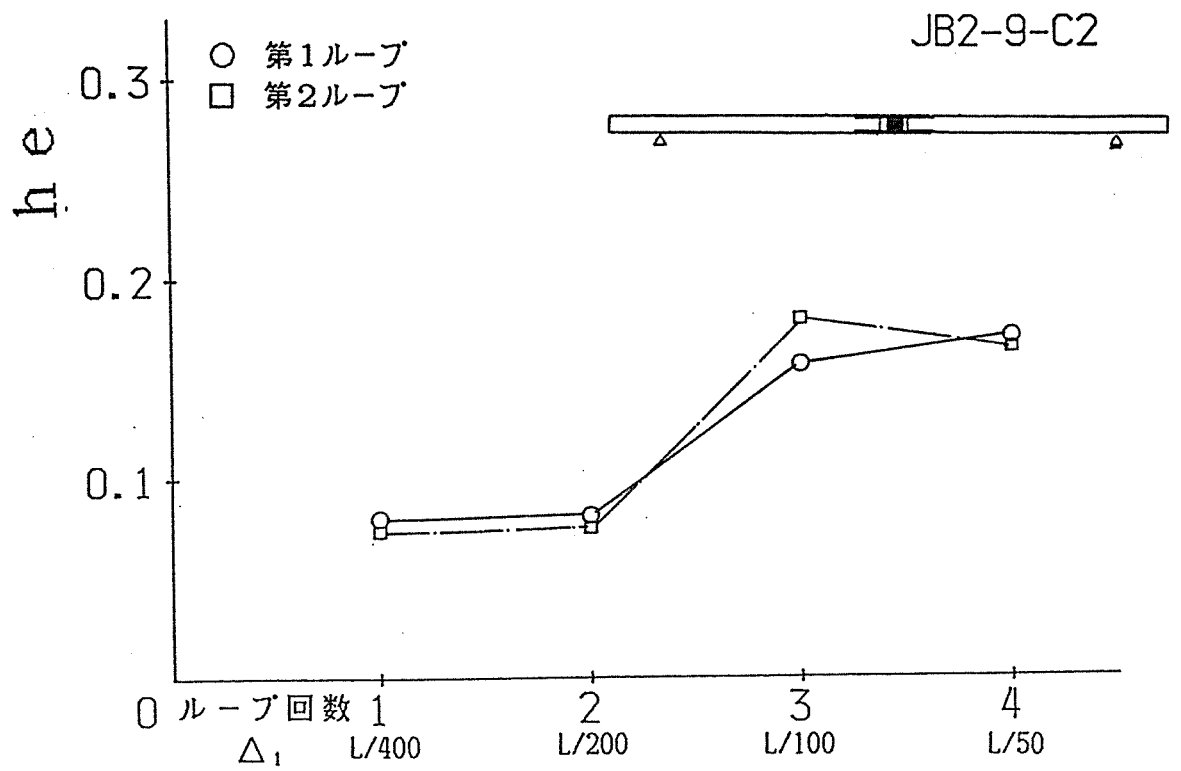


図4-6(c) $h_e \sim \Delta_1$ 曲線 J*2-9

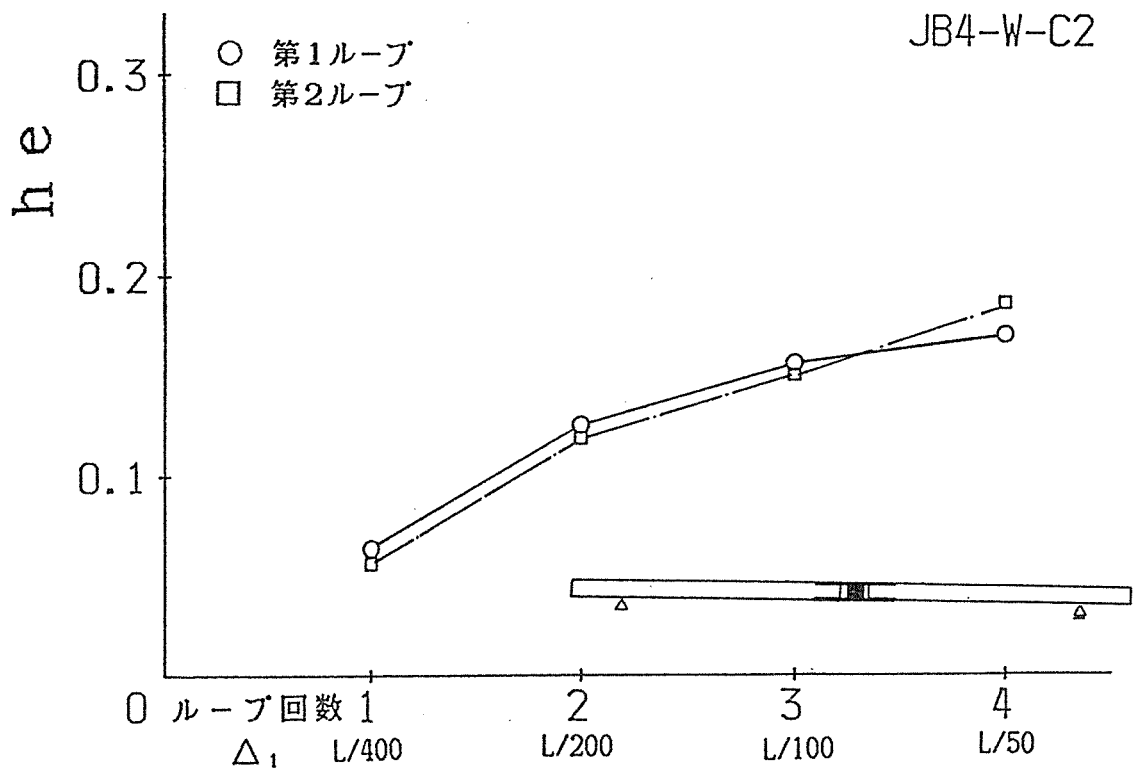


図4-6(d) $h_e \sim \Delta_1$ 曲線 J*4-w

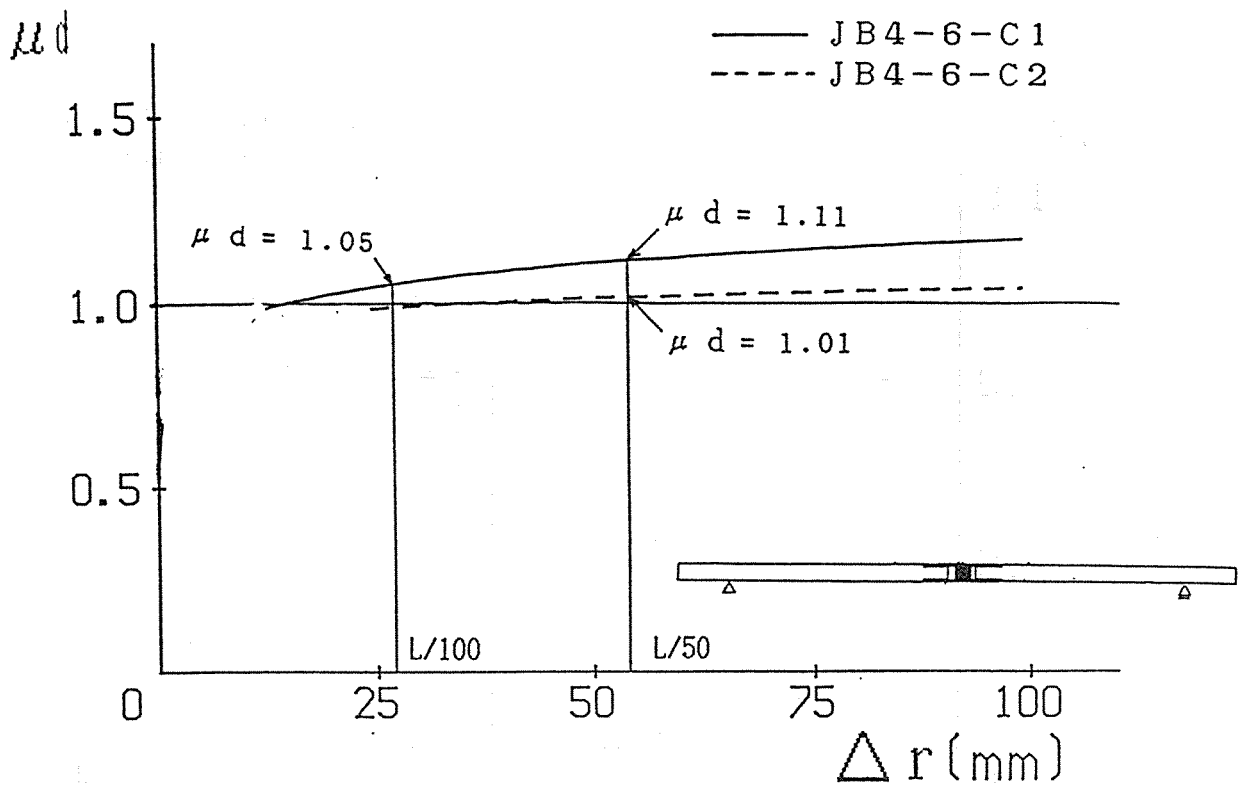


图4-7(a) $\mu_d \sim \Delta_r$ 曲线J*4-6

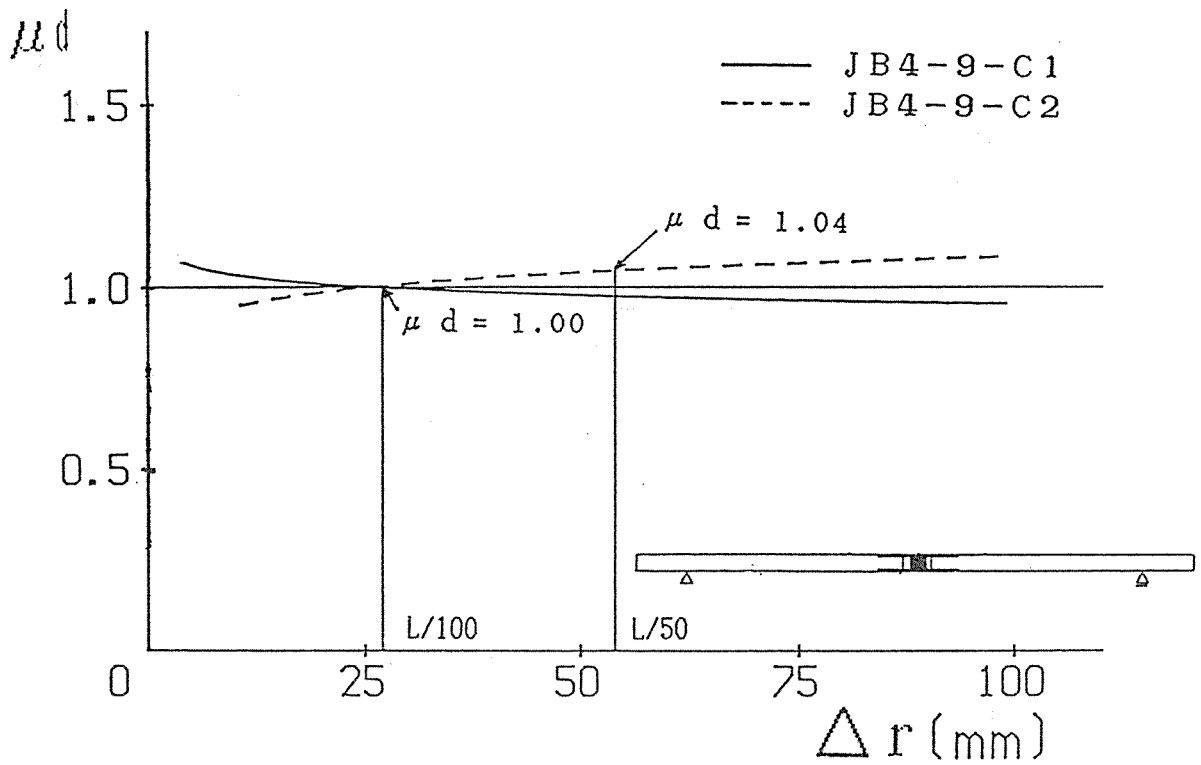


图4-7(b) $\mu_d \sim \Delta_r$ 曲线J*4-9

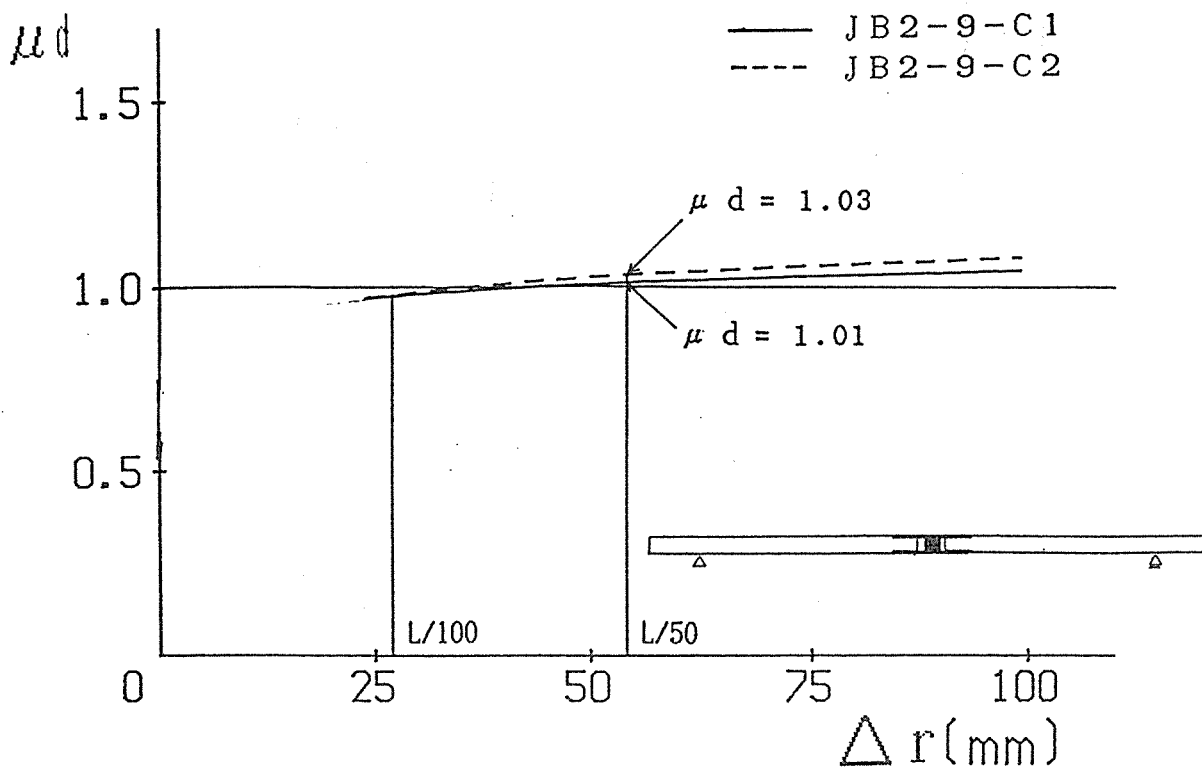


图4-7(c) $\mu_d \sim \Delta_r$ 曲线J*2-9

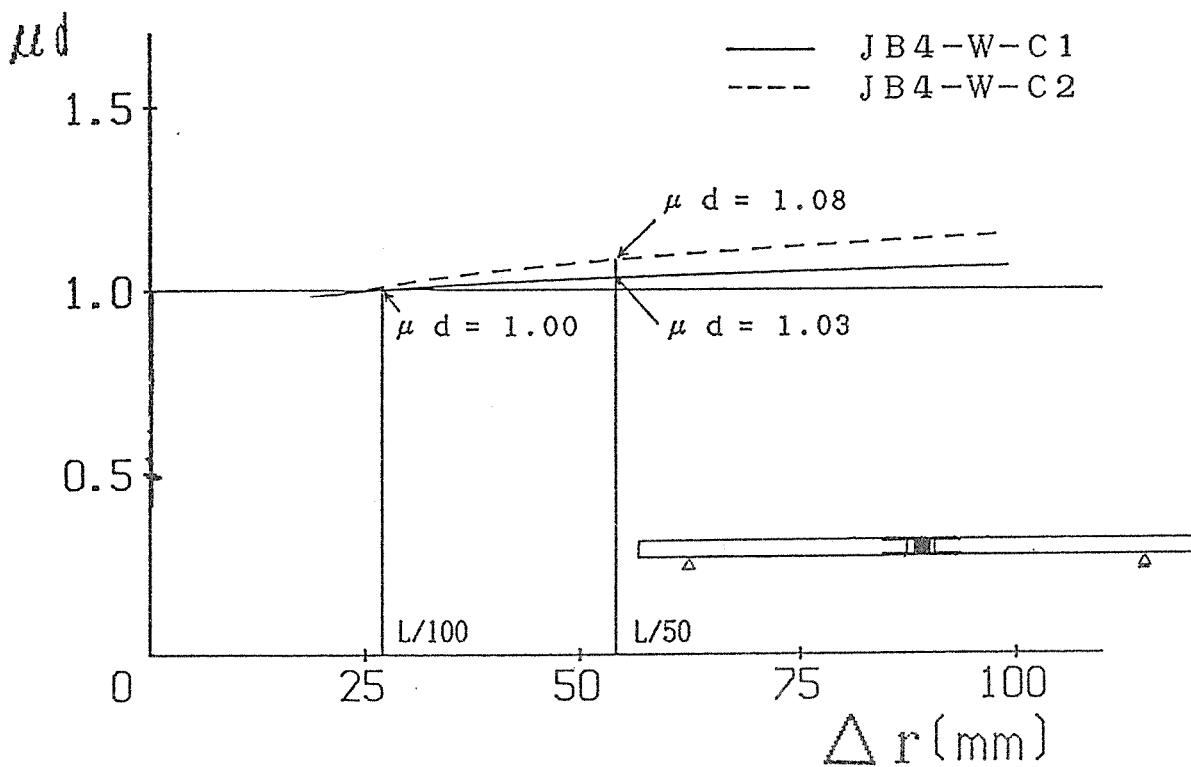


图4-7(d) $\mu_d \sim \Delta_r$ 曲线J*4-w

2. ラグスクリユー接合部のせん断抵抗メカニズム

2.1 目的

ラグスクリユーはボルトの使用が困難な大断面部材の接合に適しているが、施工の良否によって耐力が左右される恐れがある。耐力を十分に発揮させるためには、適当な長さのラグスクリユー（一般に $10d$ 以上）を適正に開けた先穴に、たたき込まずに、ネジ込むことが肝要と言われている。しかし、ラグスクリユーの長さとしせん断耐力の関係や、先穴径としせん断耐力についての研究はいくつかあるが、ネジ部のせん断剛性および強度に及ぼす効果や、ボルト接合部との類似点や、相違点に関する研究は見あたらない。そこで本研究はこの2点に焦点を絞って、ラグスクリユーの接合メカニズムを実験によって探ってみた。

実験では、まず、ラグスクリユーのネジがせん断剛性と強度にどのような影響を及ぼすかを調べ、次に、ボルト接合との耐力機構の違いを検討した。

2.2 実験

2.2.1 試験体

実験に用いた集成材はスギ（比重 $0.47-0.52$ ）とベイマツ（比重 $0.52-0.63$ ）の2種類である。接合具は同じ材質の直径 9mm と 12mm のラグスクリユーとボルトで、いずれも同じ材質の軟鋼から製造した。ラグスクリユーはネジ部が接合部のせん断耐力に及ぼす影響を見るために、ネジ部の長さを3段階に変化させたものを特別に作った。ネジ長さは 9mm 径では、 0mm 、 25mm 、 50mm 、 16mm 径では、 0mm 、 60mm 、 120mm である（図1）。

図2に、せん断試験体の形状と寸法を示した。いずれも鋼板側材で、鋼板の厚さは 9mm 径には 6mm 、 16mm 径には 12mm である。図2を見ると、ちょうどボルトの中央部を切断したものが、ネジの切っていないラグスクリユーに相

当している。

ラグスクリューを打ち込む先穴は胴部径と同寸で、ボルトの先穴はボルト径の1mm増しとした。ネジの切っていないラグスクリューはハンマーでたたき込み、ネジのあるものは、ラチェットでねじ込んだ。

2. 2. 2 試験方法

試験は側材と主材に開けた穴に丸鋼を差込み、せん断力を加えた。手動のオイルジャッキを用い、なるべく、一定の荷重速度となるように加力した。2個の変位計で側材と主材間のスリップを測定した。

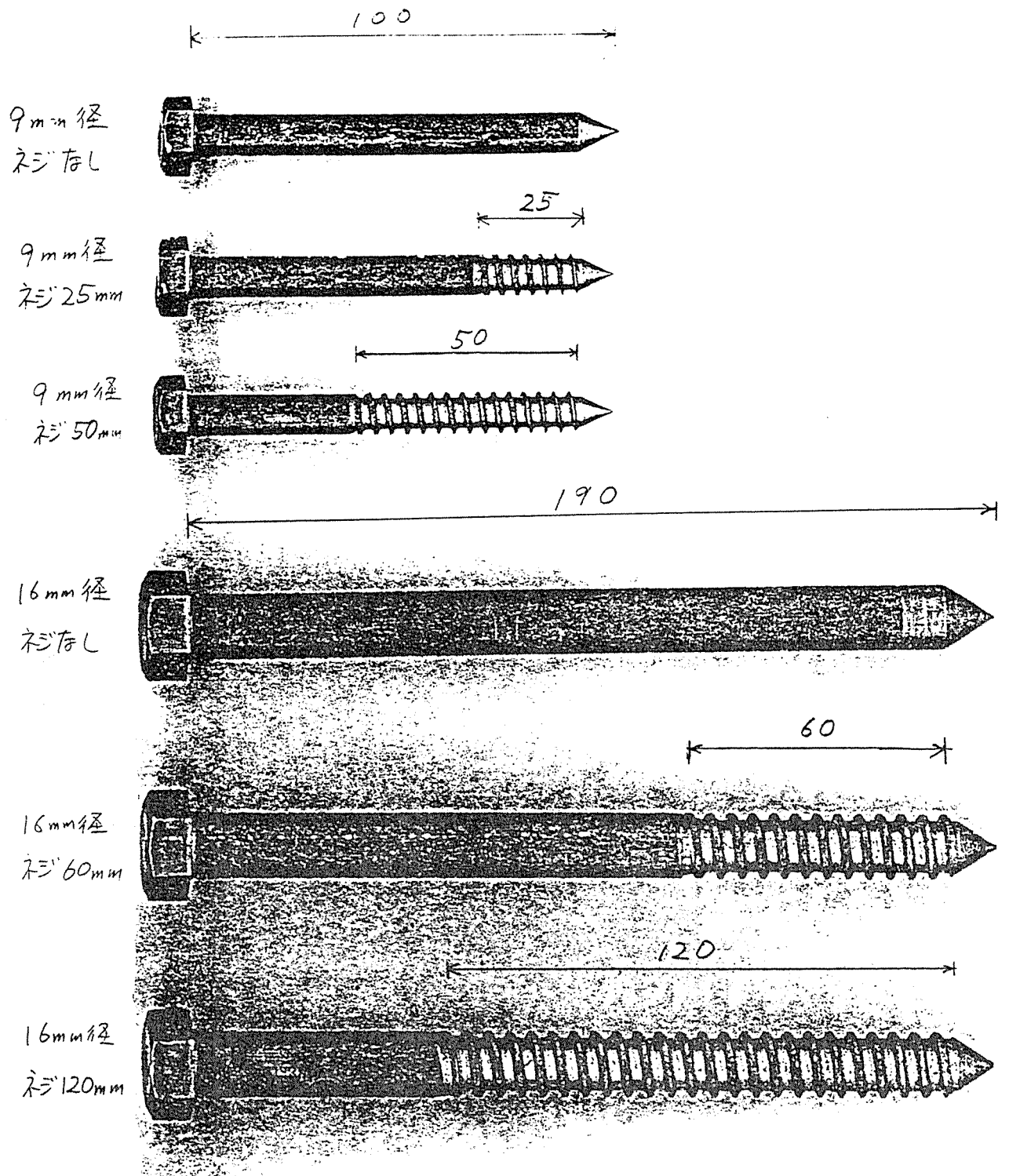


図1. ラグスクリーの形状と寸法

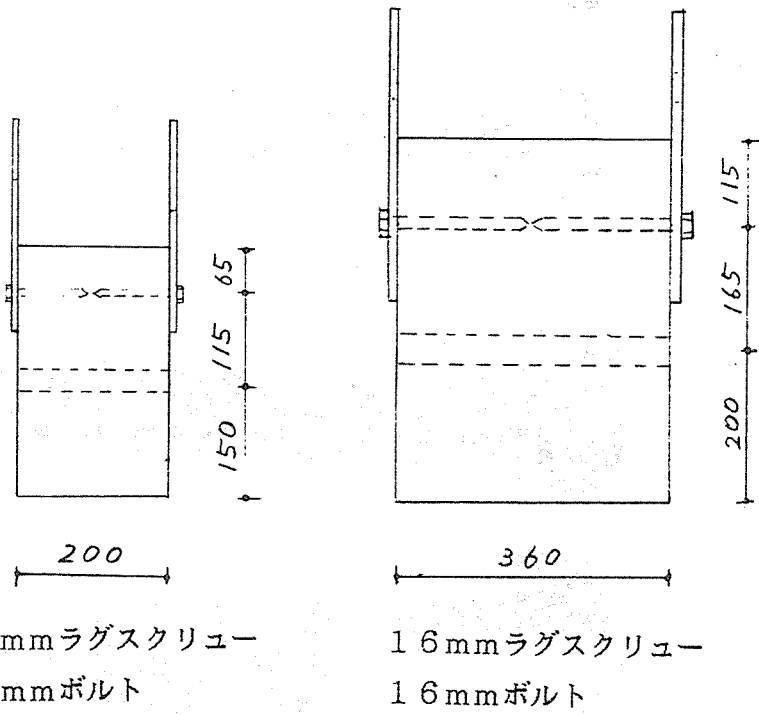


図2. 試験体の形状・寸法

ボルトはラグの先端がつながった形状

2. 3 結果および考察

図3と図4は全試験体の荷重—スリップ曲線である。図には P_{max} と破壊形態も示した。表1から表4にはスリップ1mm時の荷重(P_1)、2mm時の荷重(P_2)、4mm時の荷重(P_4)、降伏荷重(P_y)、最大荷重(P_{max})、および破壊形態を示した。なおラグスクリー接合の荷重値は、ボルト接合との比較のために、2本分の値を示した。

まず、荷重—スリップ曲線を眺めると、9mm径ではスギ、ベイマツともネジのないものやあっても25mmのものは、降伏後に曲線が寝てしまって、明らかにラグスクリーの引き抜けが生じているのが分かる。破壊形態はネジの少ないラグスクリーは木破と引き抜けで、ネジが50mmのラグスクリーとボルトは木破が主で、ボルトでは、ロープ効果(降伏後にボルトが引っ張りを受けて、接合部の耐力が、見かけ上どんどん上昇する現象)のために、最終的にはボルトが破断したものも見られた。

16mm径では、ネジの有無および長さの差の荷重—スリップ曲線に及ぼす影響は9mm程顕著ではない。これは、打ち込み長さが長くなることと、木材がラグスクリーやボルトが大きく変形する前に破断してしまうためと考えられる。

表1—表4を見ると、スリップが大きくなるほど、それに対応する荷重値の変動係数は小さくなる傾向にある。

図5に、9mm径のラグスクリーとボルトの P_1 、 P_2 、 P_4 (それぞれ、1mm、2mm、4mmスリップ時の荷重)および降伏点荷重 P_y 、最大荷重 P_{max} を接合具ごとにプロットした。図6は16mm径の同様のものである。

図5を眺めると、ラグスクリーのネジ部が剛性と強度に及ぼす影響は極めて大きいことが分かる。この傾向は、ベイマツよりもスギの方が大きい。ネジの長さは60mm程度が必要なことが図から読み取れる。

一方、図6で16mm径について見ると、ネジの切っていないラグスクリーは引き抜けのため、耐力が小さいが、ネジの切っているものはネジ長さに拘らず、ボルトとほとんど同じ荷重—変位曲線を示している。これは、ボルトのロープ効果が発揮される以前に木材が割れてしまうためと、ラグスクリー

一の径が16mmと太くなると、十分な引き抜き力を持つので、耐力機構がボルトと変わらなくなるためと考えられる。ネジ部の長さは、60mm以上が必要である。

図7は最大荷重時のラグスクリューおよびボルトの変形状態を示すX線写真である。いずれも、曲げモーメントの最大となる位置（9mm径では打ち込み面から30-40mm、16mmでは50-60mm）で降伏している。このとき、ラグスクリューあるいはボルトの頭も部分は元の水平な位置から最大30度傾斜している。ラグスクリューまたはボルトにかかる力を鋼板側材と木材の摩擦を無視して、単純に図8のように考えると、引き抜きとしてかかる力は高々、 $P/4$ である。

表5はせん断試験に使ったのと同じラグスクリューを用いて求めた引き抜き耐力値である。引き抜き耐力はネジの長さにはほぼ比例している。

ここで、せん断耐力の値の $1/4$ （表1-表4の値の $1/8$ ）と引き抜き耐力の値を比較してみると、9mm径では、ネジ長さが25mmの場合、引き抜き耐力値とせん断耐力の $1/4$ にかなり近いが、引き抜けて最大荷重に達することはない。しかし、かなりの引き抜けを伴うと考えられる。ネジ長さが50mmあると、引き抜けに対して安全である。

16mm径について見ると、スギの場合、60mmのネジ長さでは引き抜きによる耐力値の低下が起こる。ネジ長さが120mmになってもまたボルトでも、 P_{max} はさほど変わらないのは、前にも述べたように、木材がせん断で破壊してしまうためである。

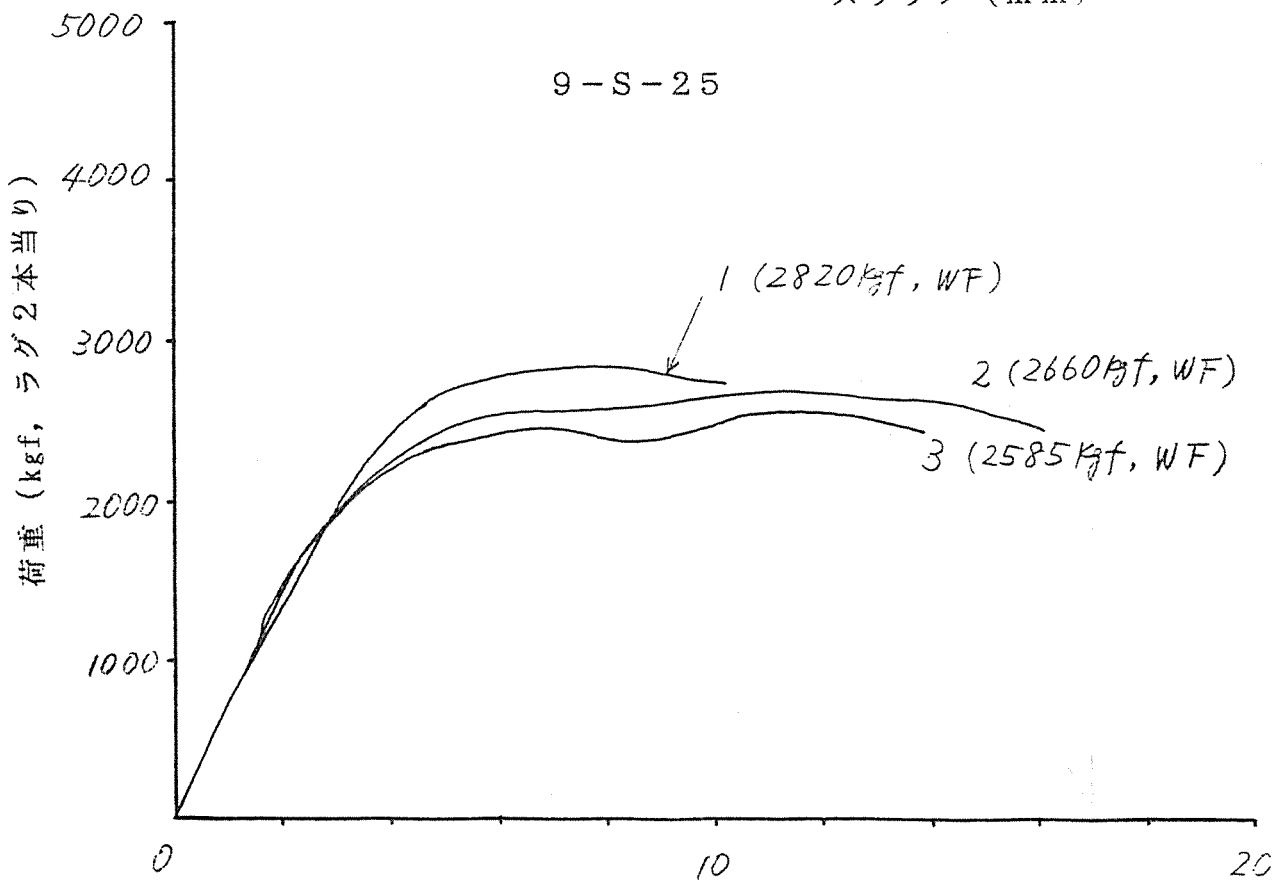
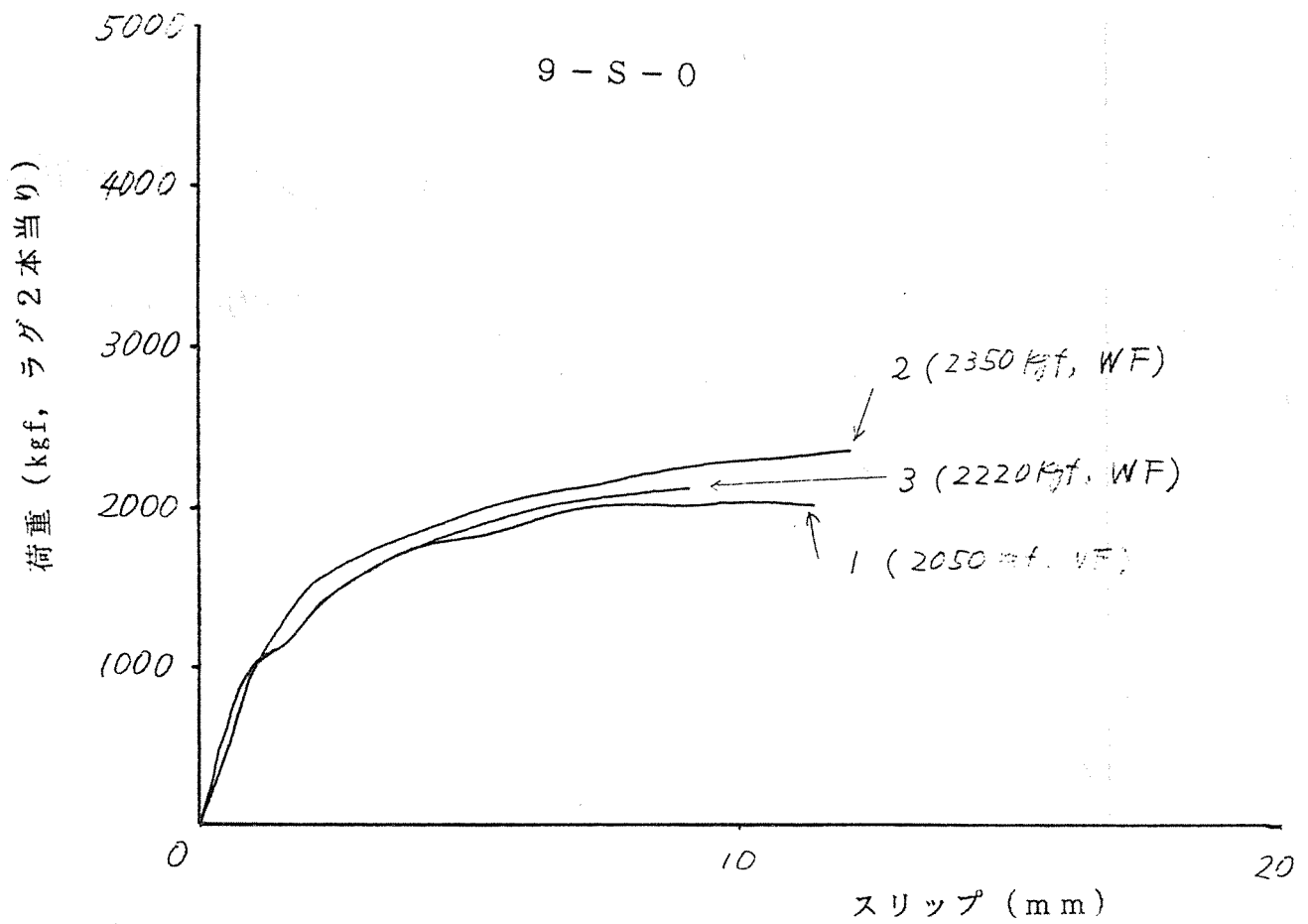


図3. 荷重—スリップ曲線、9mm径

(註) 試験体の記号：初めの数字はラグまたはボルトの直径、Sはスギ、Dはベイマツ、
3番目の数字はネジ部の長さ

括弧内の数値は最大荷重。WF：木破、BF：ボルトのせん断、P：ラグの引き抜け

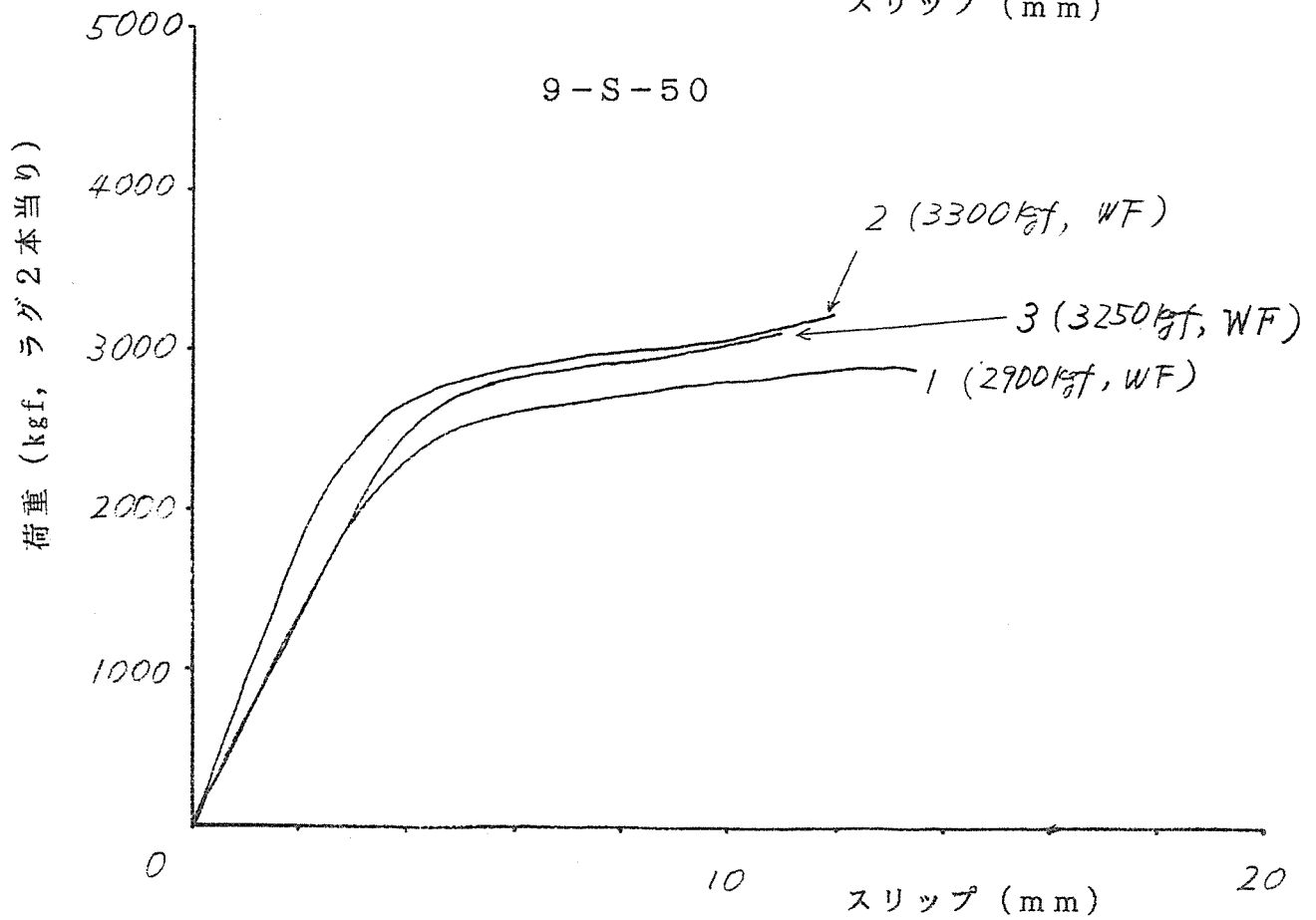
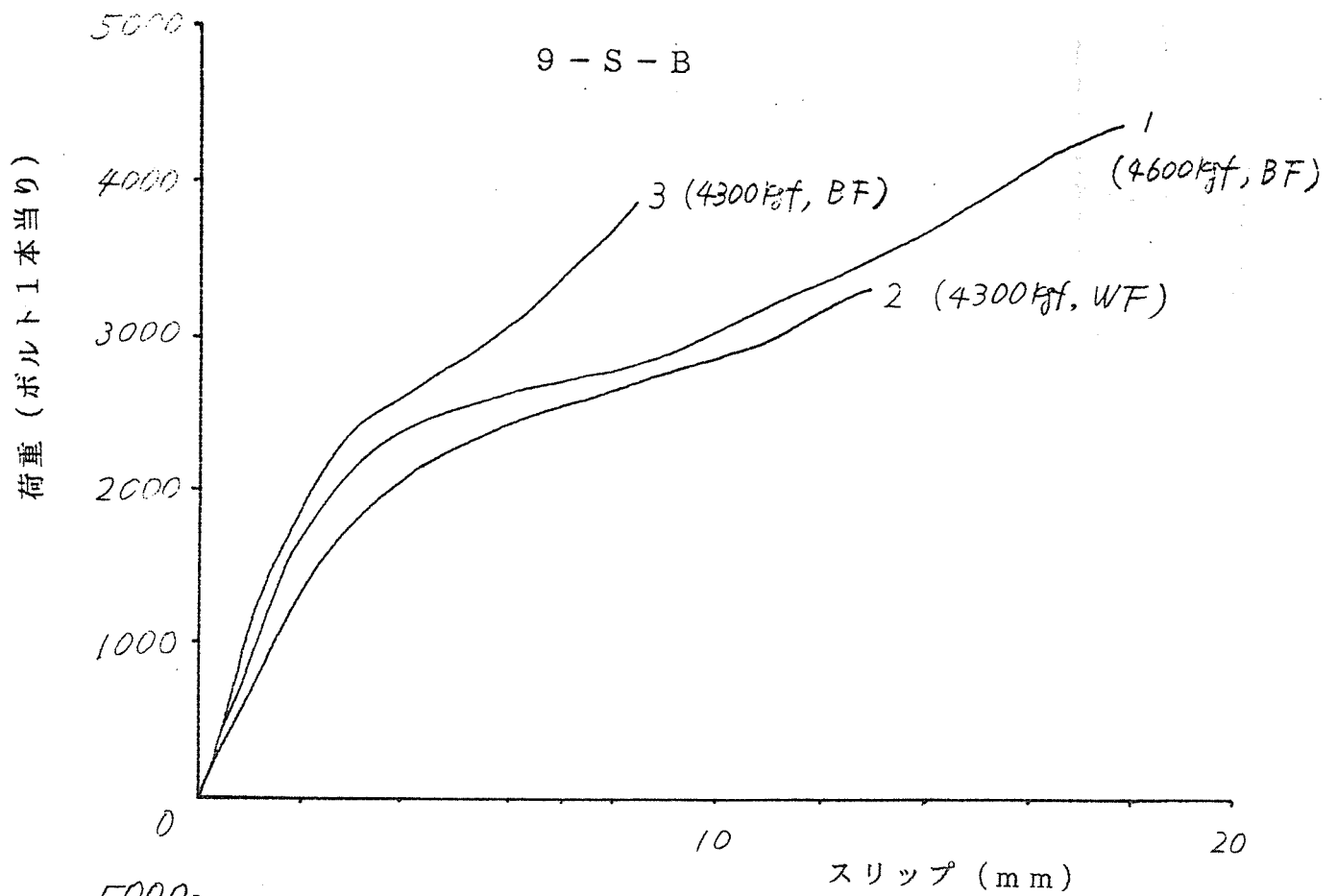


図3. 荷重—スリップ曲線、9mm径

(註) 試験体の記号：初めの数字はラグまたはボルトの直径、Sはスギ、Dはベイマツ、

3番目の数字はネジ部の長さ

括弧内の数値は最大荷重。WF：木破、BF：ボルトのせん断、P：ラグの引き抜け

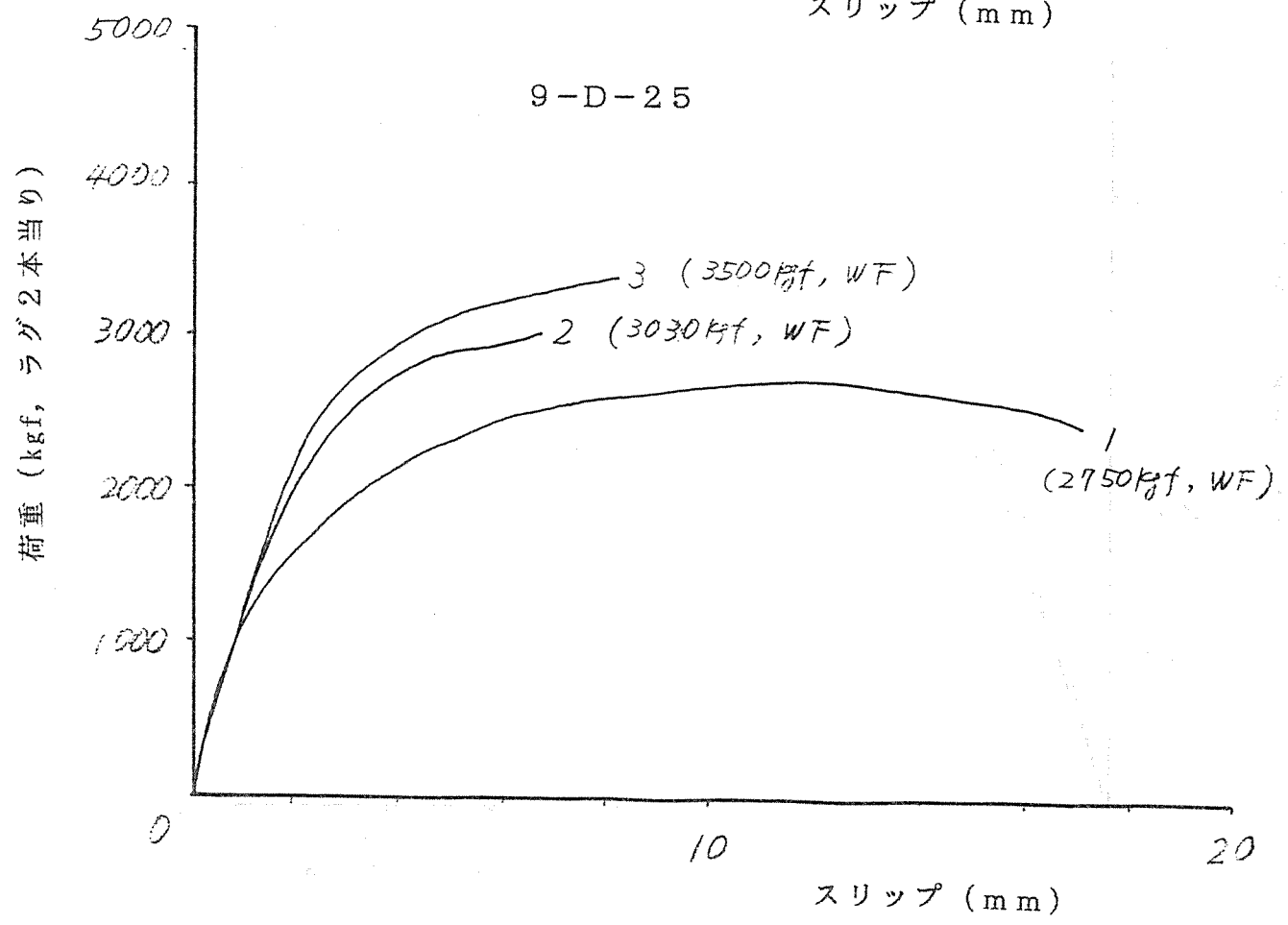
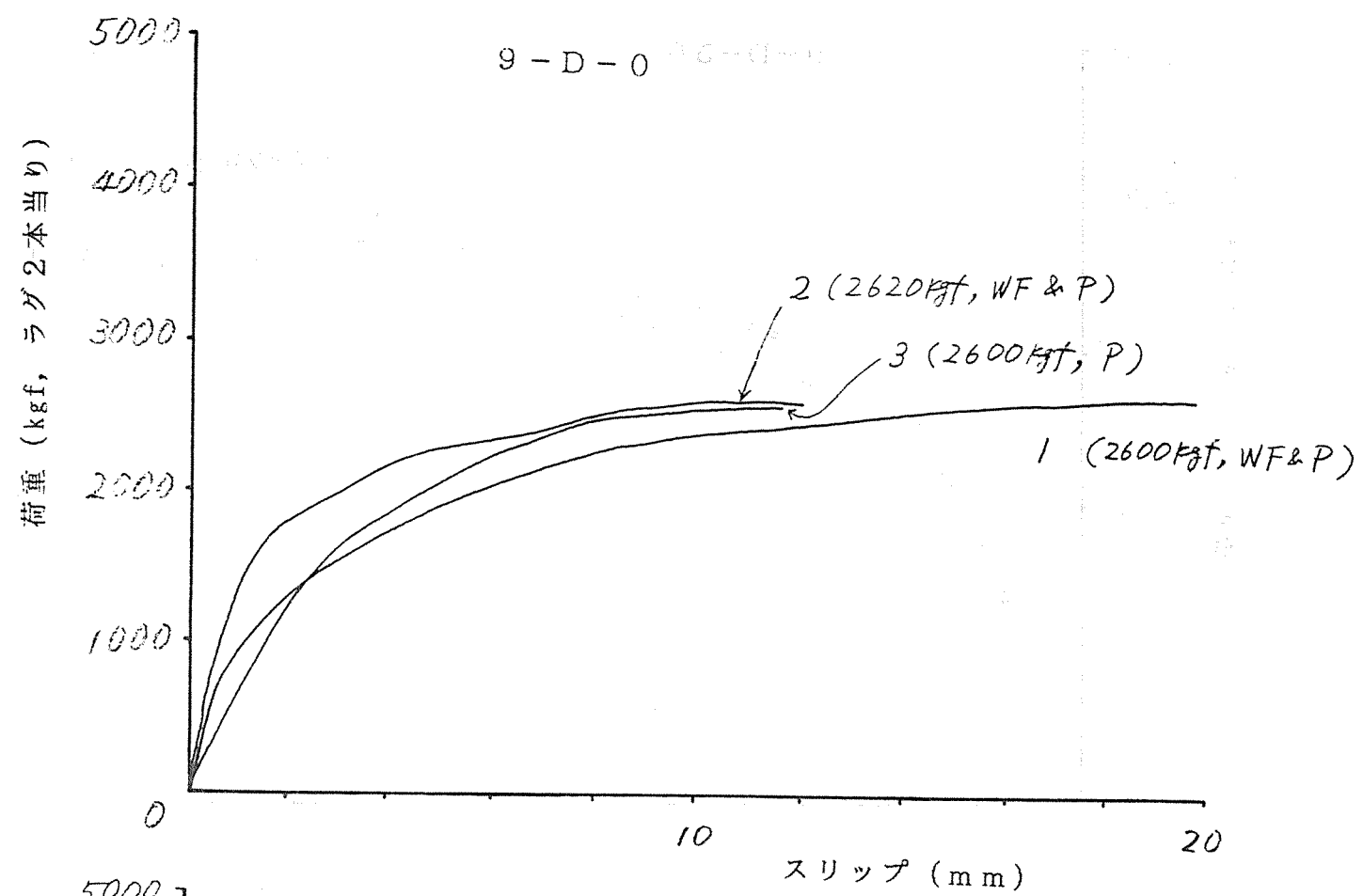


図3. 荷重—スリップ曲線、9mm径

(註) 試験体の記号：初めの数字はラグまたはボルトの直径、Sはスギ、Dはベイマツ、
 3番目の数字はネジ部の長さ
 括弧内の数値は最大荷重。WF：木破、BF：ボルトのせん断、P：ラグの引き抜け

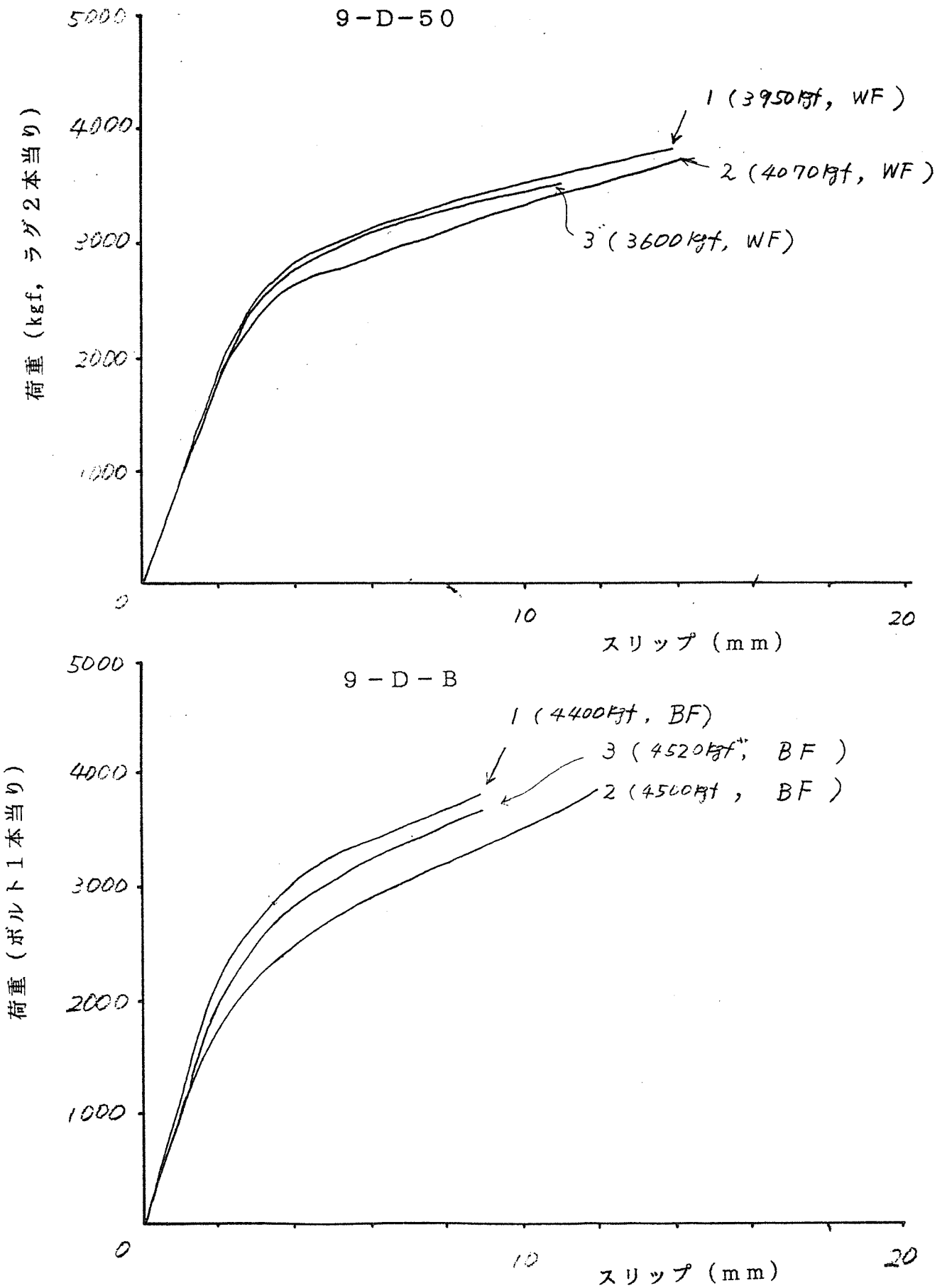


図3. 荷重—スリップ曲線、9mm径

(註) 試験体の記号：初めの数字はラグまたはボルトの直径、Sはスギ、Dはベイマツ、
3番目の数字はネジ部の長さ

括弧内の数値は最大荷重。WF：木破、BF：ボルトのせん断、P：ラグの引き抜け

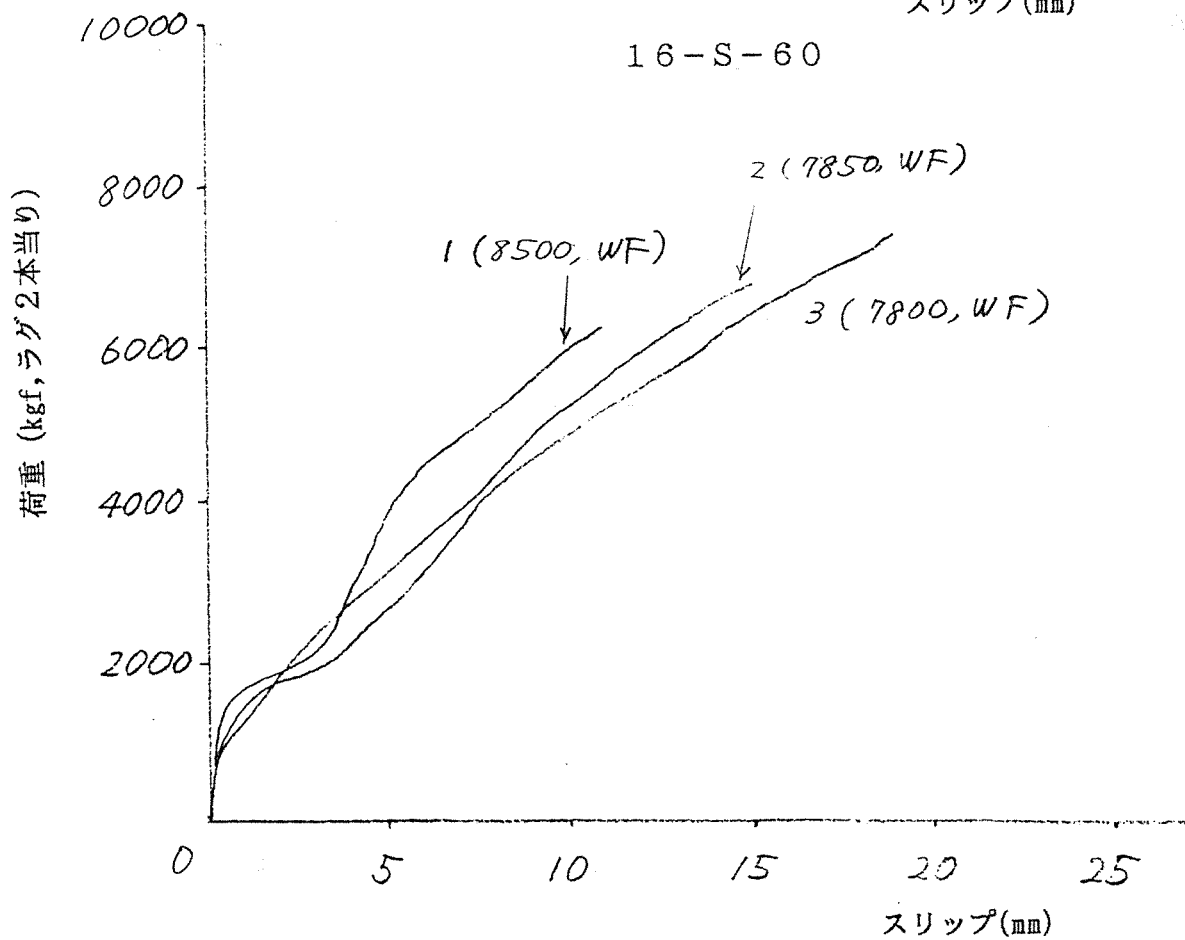
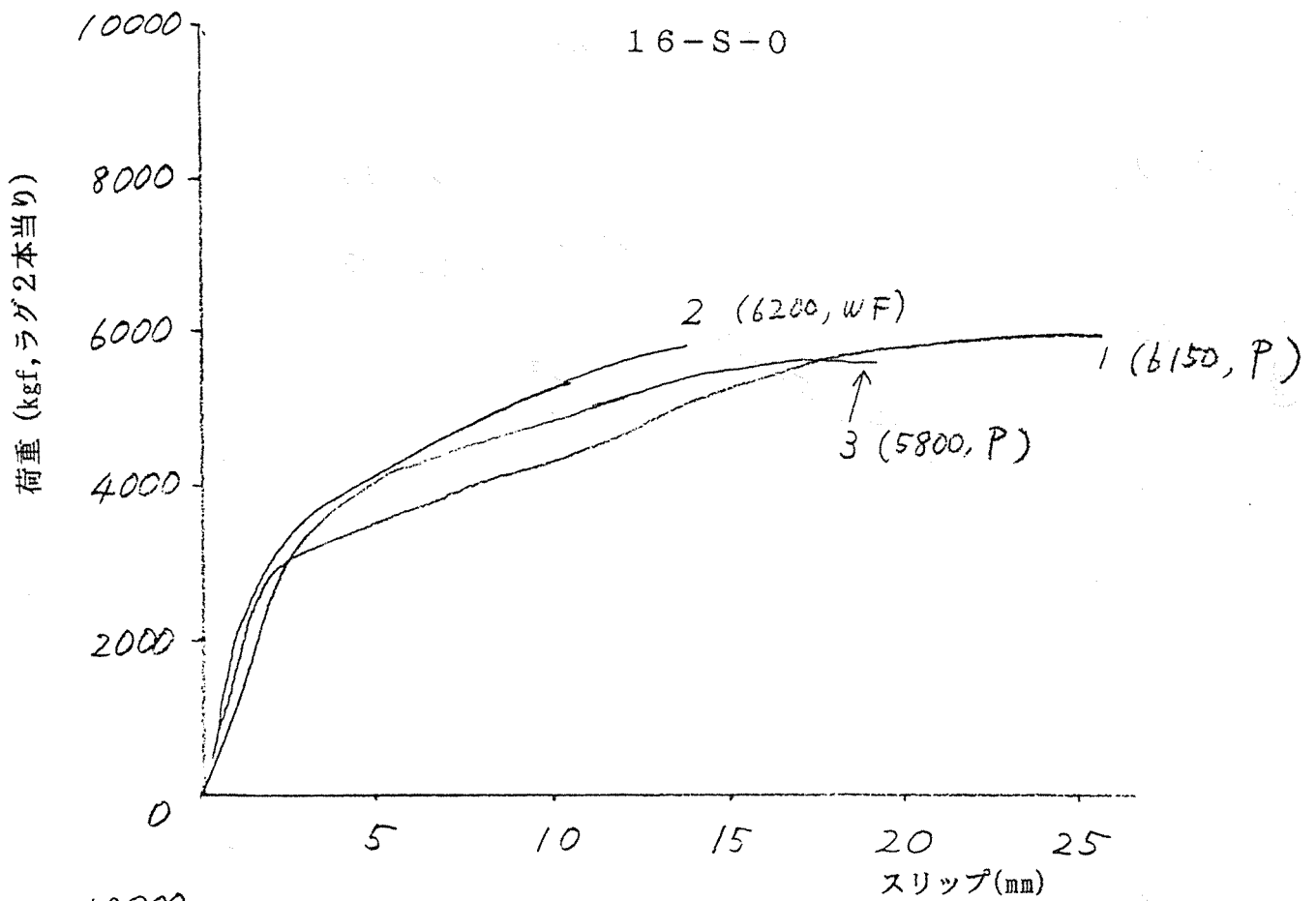


図4. 荷重—スリップ曲線、16mm径

(註) 試験体の記号：初めの数字はラグまたはボルトの直径、Sはスギ、Dはベイマツ、

3番目の数字はネジ部の長さ

括弧内の数値は最大荷重。 WF：木破、BF：ボルトのせん断、P：ラグの引き抜け

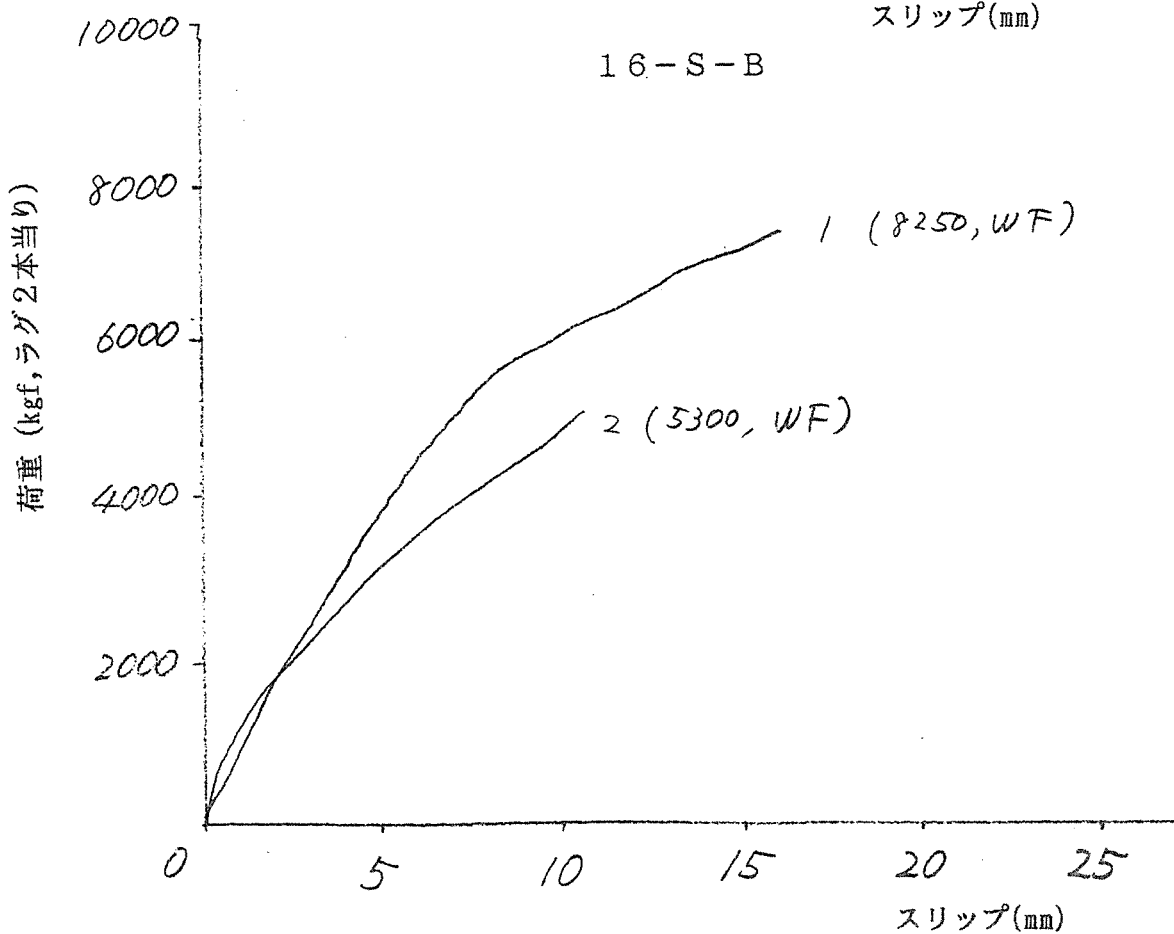
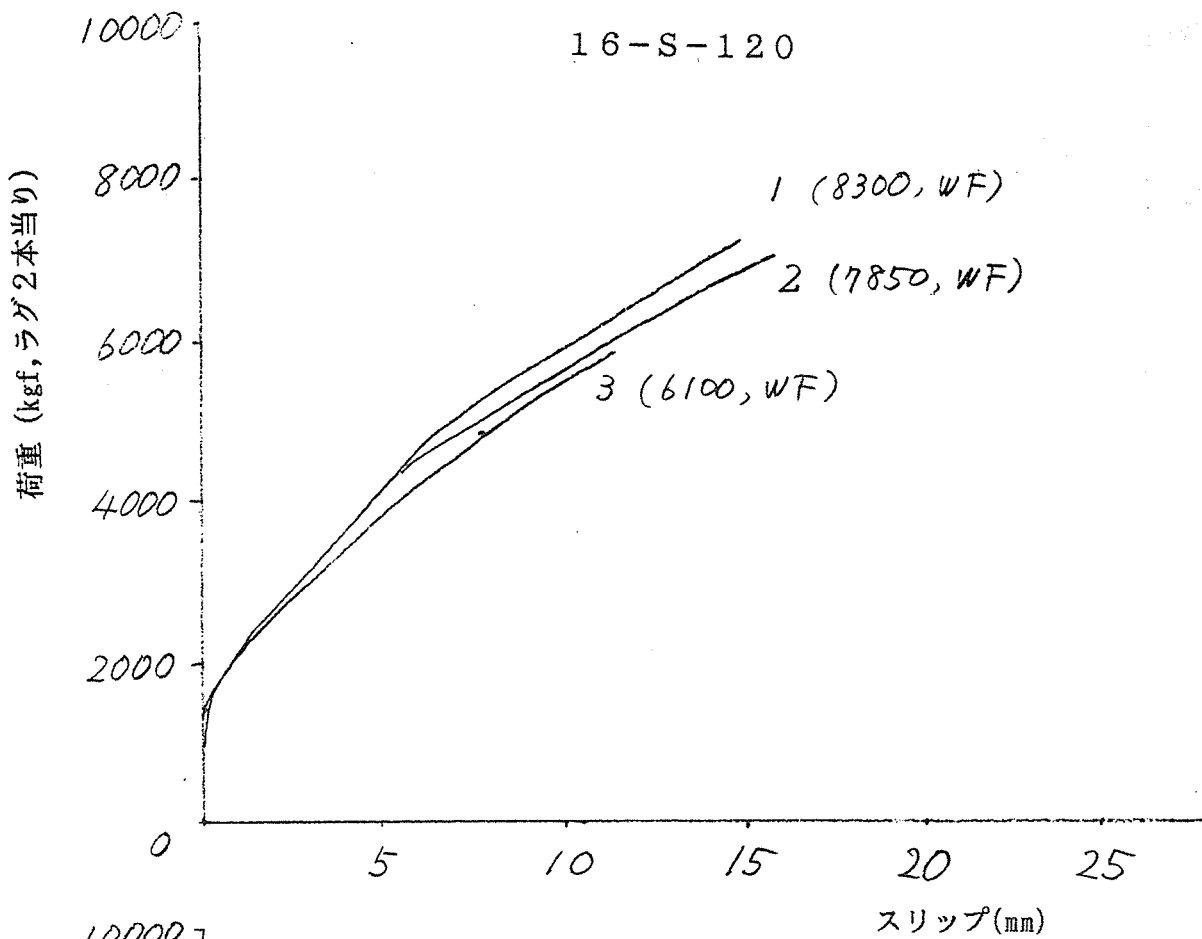


図4. 荷重—スリップ曲線、16mm径

(註) 試験体の記号：初めの数字はラグまたはボルトの直径、Sはスギ、Dはベイマツ、

3番目の数字はネジ部の長さ

括弧内の数値は最大荷重。 WF：木破、BF：ボルトのせん断、P：ラグの引き抜け

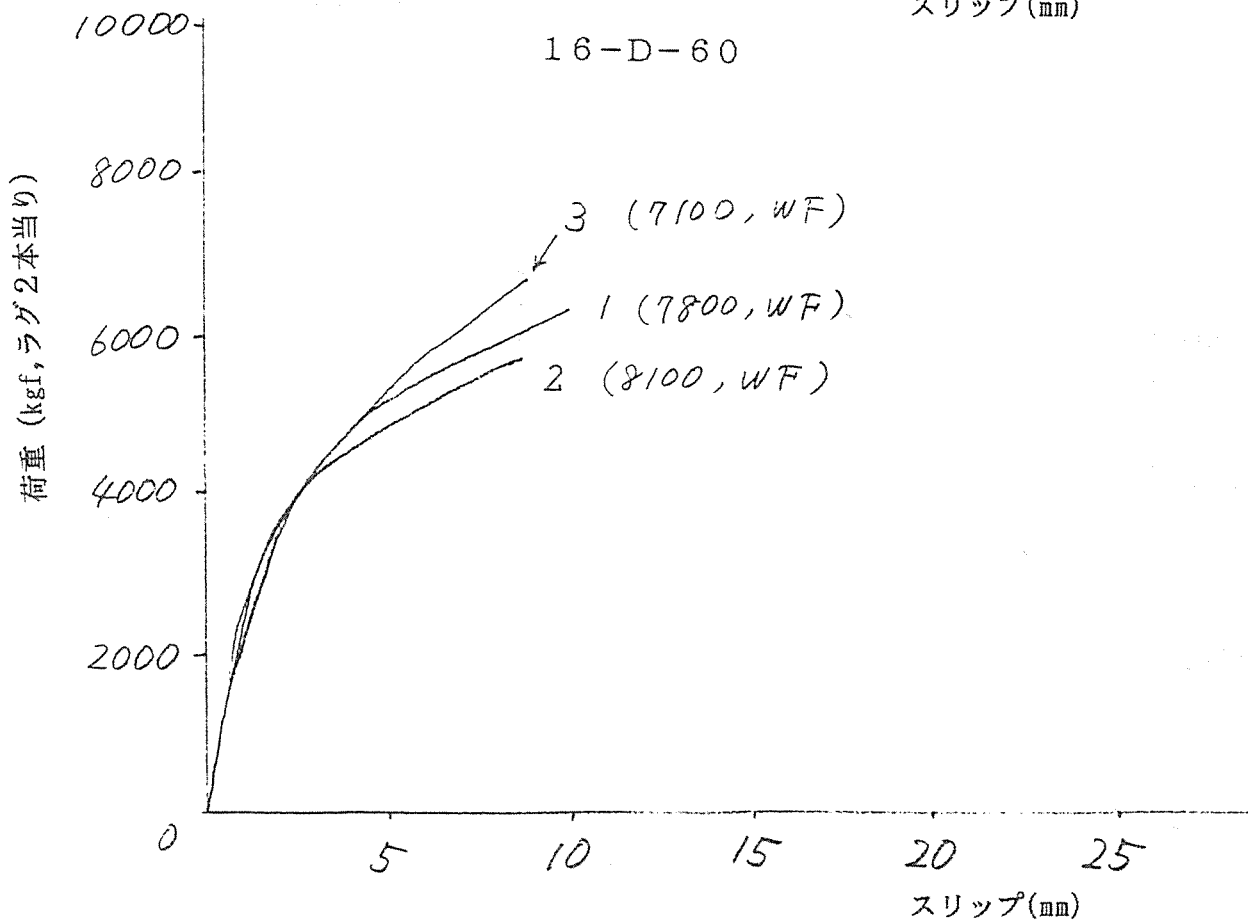
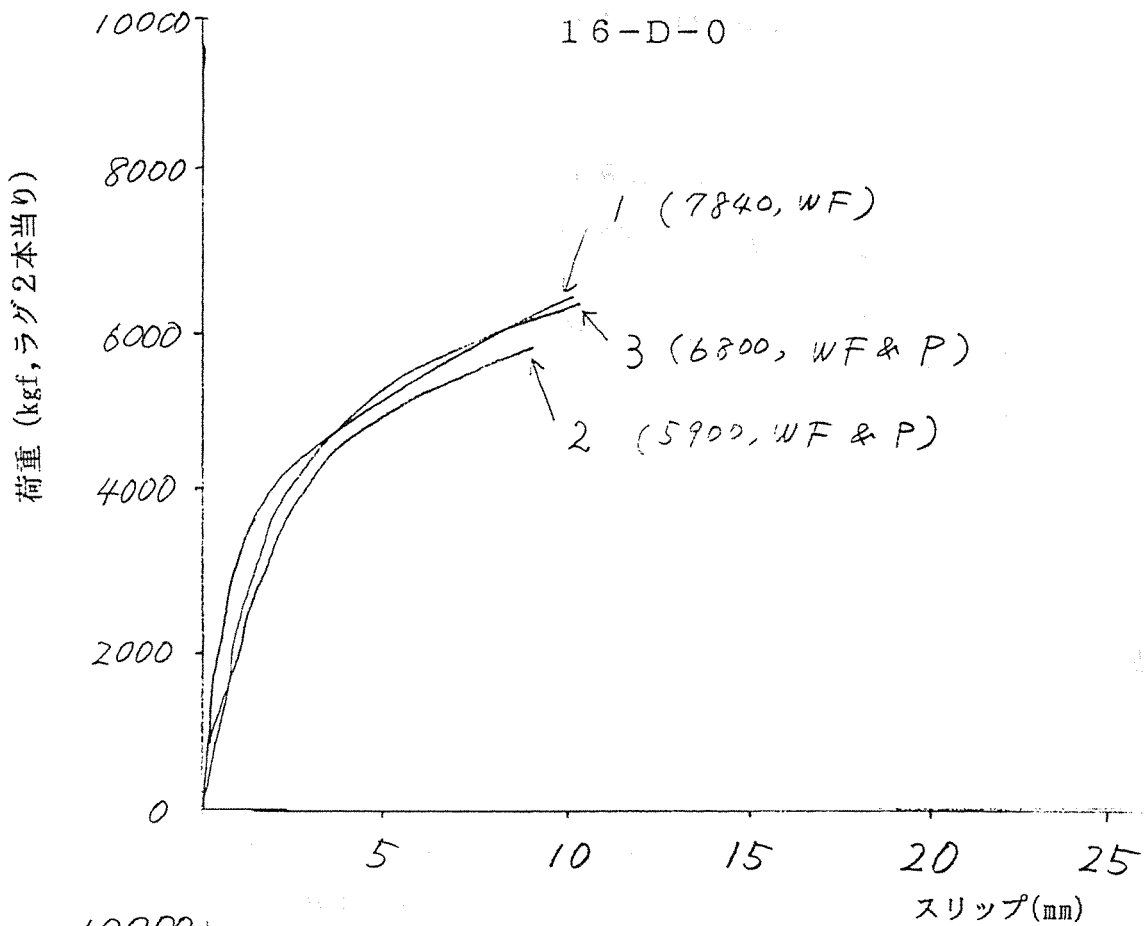


図4. 荷重—スリップ曲線、16mm径

(註) 試験体の記号：初めの数字はラグまたはボルトの直径、Sはスギ、Dはベイマツ、

3番目の数字はネジ部の長さ

括弧内の数値は最大荷重。 WF：木破、BF：ボルトのせん断、P：ラグの引き抜け

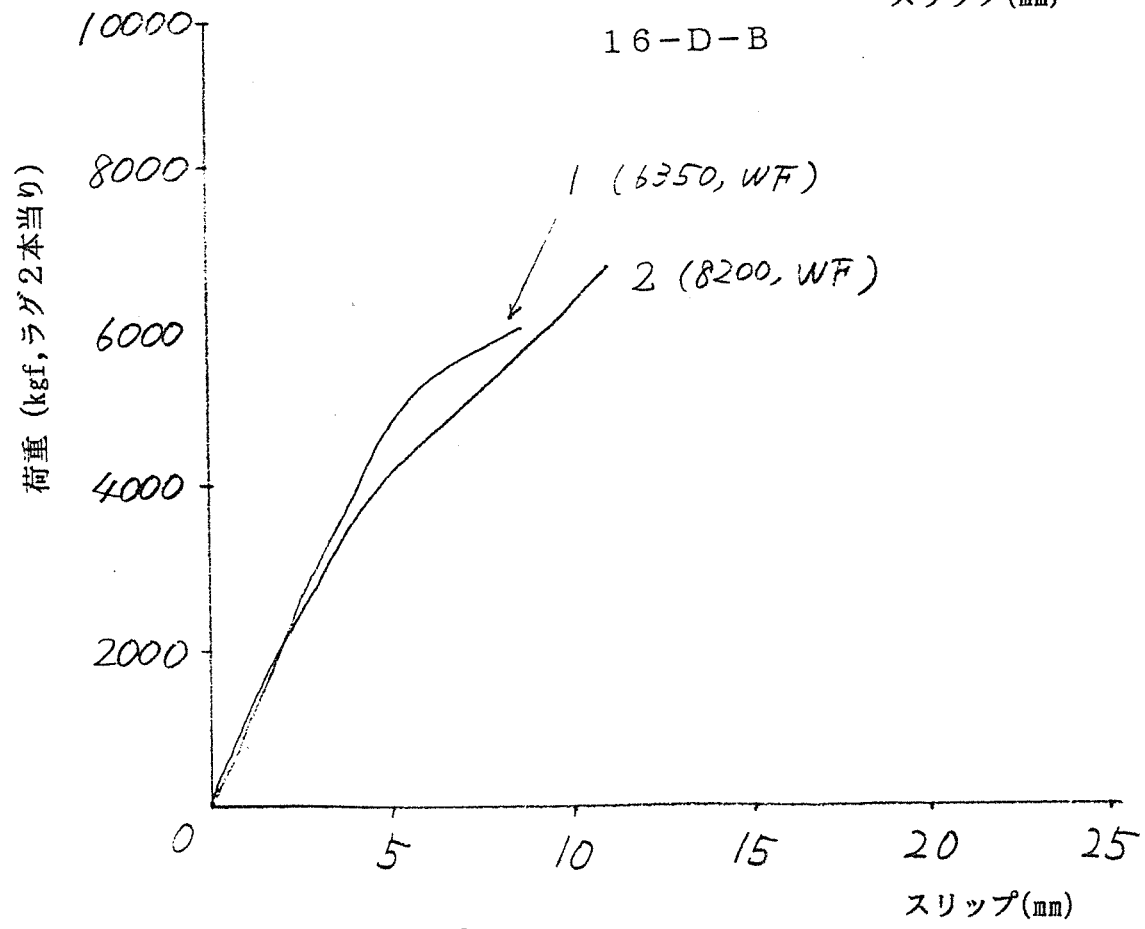
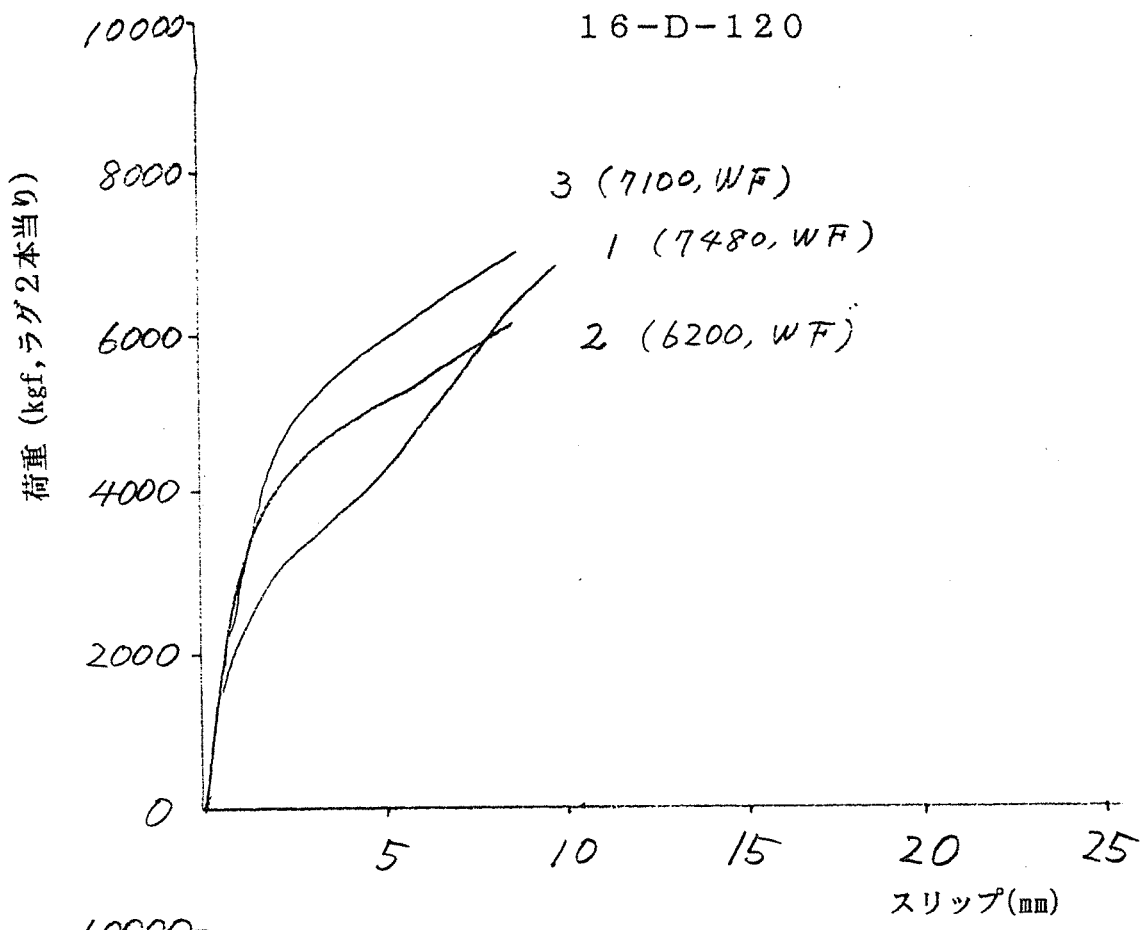


図4. 荷重—スリップ曲線、16mm径

(註) 試験体の記号：初めの数字はラグまたはボルトの直径、Sはスギ、Dはベイマツ、
3番目の数字はネジ部の長さ

括弧内の数値は最大荷重。 WF：木破、BF：ボルトのせん断、P：ラグの引き抜け

表1 せん断試験結果 (主材スギ、ラグスクリューおよびボルト)

a) ネジ山なし

単位(kgf)

試験体記号	主材比重	P 1	P 2	P 4	P y	P max	破壊形態
9-S-0-1	0.487	970	1300	1740	1900	2050	WF
9-S-0-2	0.475	970	1497	1830	1970	2350	WF
9-S-0-3	0.501	1030	1300	1740	1900	2220	WF
平均	0.488	990	1385	1770	1923	2206	
CV(%)	2.2	2.9	6.8	2.4	1.7	5.6	

b) ネジ長さ25mm

試験体記号	主材比重	P 1	P 2	P 4	P y	P max	破壊形態
9-S-25-1	0.529	710	1300	2430	2800	2820	WF
9-S-25-2	0.482	730	1400	2270	2430	2660	WF
9-S-25-3	0.489	730	1430	2200	2400	2585	WF
平均	0.500	723	1373	2300	2688	2688	
CV(%)	4.1	1.3	4.0	4.2	7.2	3.6	

(試験体記号) 9 : 直径、S、D : スギ、ベイマツ

0, 25, 50 : ネジ山の長さ(mm) B : ボルト

(破壊形態) WF : 木破、BF : ボルト破断、B : ラグスクリュー曲げ P : 引き抜け

ラグスクリューは2本当りの荷重

ボルトは1本当りの荷重

表1 せん断試験結果 (主材スギ、ラグスクリューおよびボルト)

c) ネジ長さ50mm

単位(kgf)

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	P _y	P _{max}	破壊形態
9-S-50-1	0.481	670	1330	2310	2500	2900	WF
9-S-50-2	0.490	900	1800	2670	2730	3300	WF
9-S-50-3	0.465	630	1270	2470	2710	3250	WF
平均	0.478	733	1467	2483	2646	3150	
CV(%)	2.2	16.2	16.2	5.9	3.9	5.6	

d) ボルト

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	P _y	P _{max}	破壊形態
9-S-B-1	0.414	950	1700	2390	2330	4600	BF
9-S-B-2	0.465	730	1370	2090	2150	4300	WF
9-S-B-3	0.500	1160	1930	2600	2130	4300	BF
平均	0.460	946	1667	2360	2203	4400	
CV(%)	7.7	18.5	13.7	8.9	4.1	3.2	

(試験体記号) 9 : 直径、S、D : スギ、ペイマツ

0、25、50 : ネジ山の長さ、B : ボルト

(破壊形態) WF : 木破、BF : ボルト破断、B : ラグスクリュー曲げ P : 引き抜け

ラグスクリューは2本当りの荷重

ボルトは1本当りの荷重

表2 せん断試験結果 (主材ベイマツ、ラグスクリューおよびボルト)

a) ネジ山なし

単位(kgf)

試験体記号	主材比重	P 1	P 2	P 4	P y	P max	破壊形態
9-D-0-1	0.588	1000	1330	1770	2130	2600	WF&P
9-D-0-2	0.612	1430	1830	2230	2300	2620	WF&P
9-D-0-3	0.611	1030	1300	1740	1900	2600	P
平均	0.604	1153	1487	1913	2110	2607	
CV (%)	1.8	16.9	16.3	11.7	7.8	0.4	

2) ネジ長さ25 mm

試験体記号	主材比重	P 1	P 2	P 4	P y	P max	破壊形態
9-D-25-1	0.596	1070	1570	2160	2370	2750	WF
9-D-25-2	0.595	1130	1930	2770	2670	3030	WF
9-D-25-3	0.604	1190	2200	2930	2670	3500	WF
平均	0.598	1130	1900	2620	2570	3093	
CV (%)	0.7	4.3	13.5	12.7	5.5	10.0	

(試験体記号) 9 : 直径、S、D : スギ、ベイマツ

0, 25, 50 : ネジ山の長さ、B : ボルト

(破壊形態) WF : 木破、BF : ボルト破断、B : ラグスクリュー曲げ、P : 引き抜け

ラグスクリューは2本当りの荷重

ボルトは1本当りの荷重

表2 せん断試験結果 (主材バイマツ、ラグスクリューおよびボルト)

c) ネジ長さ50mm

単位(kgf)

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
9-D-50-1	0.573	967	1870	2830	2960	3950	WF
9-D-50-2	0.523	960	1770	2670	2630	4070	WF
9-D-50-3	0.591	960	1800	2770	2870	3600	WF
平均	0.562	962	1813	2756	2820	3873	
CV(%)	5.1	0.3	2.3	2.4	4.9	5.1	

d) ボルト

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
9-D-B-1	0.584	1100	2130	3030	3000	4400	BF
9-D-B-2	0.564	970	1730	2470	2370	4500	BF
9-D-B-3	0.598	1000	1930	2800	2760	4500	BF
平均	0.582	1023	1930	2767	2711	4467	
CV(%)	2.4	5.4	8.4	8.3	9.5	1.1	

(試験体記号) 9 : 直径、S、D : スギ、バイマツ

0, 25, 50 : ネジ山の長さ、B : ボルト

(破壊形態) WF : 木破、BF : ボルト破断、B : ラグスクリュー曲げ P : 引き抜け

ラグスクリューは2本当りの荷重

ボルトは1本当りの荷重

表3 せん断試験結果 (主材スギ、16φラグスクリーューおよびボルト)

a) ネジなし

単位(kgf)

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
16-S-0-1	0.482	1410	2870	3330	3000	6150	P
16-S-0-2	0.502	1140	2590	3900	3733	6200	WF
16-S-0-3	0.485	1870	3170	3900	3367	5800	P
平均	0.490	1473	2877	3710	3367	6050	
CV(%)	1.8	20.4	8.2	7.2	8.9	2.9	

b) ネジ長さ60mm

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
16-S-60-1	0.465	1670	1870	2890	4133	8500	WF
16-S-60-2	0.469	1470	1780	2250	4533	7850	WF
16-S-60-3	0.492	1270	1790	2680	5800	7800	WF
平均	0.475	1470	1813	2607	4822	8050	
CV(%)	2.5	11.1	2.2	10.2	14.7	3.9	

(註) (試験体記号) 16 : 直径
 S,D : スギ, ベイマツ
 0,60,120 : それぞれネジ山の長さ
 B : ボルト

(破壊形態) WF: 木破 BF: ボルト破断 B: ラグスクリーューの曲げ
 P : 引き抜け

ラグスクリーューは2本当りの荷重
 ボルトは1本当りの荷重

表3 せん断試験結果 (主材スギ、16φラグスクリューおよびボルト)

c) ネジ長さ120mm

単位(kgf)

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
16-S-120-1	0.466	2200	2730	3710	4667	8300	WF
16-S-120-2	0.469	2050	2510	3500	4867	7850	WF
16-S-120-3	0.459	2050	2510	3380	4967	6100	WF
平均	0.465	2100	2583	3530	4837	7417	
CV(%)	0.9	3.3	4.0	3.9	2.5	12.8	

d) ボルト

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
16-S-B-1	0.452	930	1800	2390	5333	8250	WF
16-S-B-2	0.485	1200	1750	3200	3733	5300	WF
平均	0.469	1065	1775	2795	4533	6775	
CV(%)	4.2	12.7	1.4	8.7	17.7	21.7	

(註) (試験体記号) 16 : 直径
 S, D : スギ, ペイマツ
 0, 60, 120 : それぞれネジ山の長さ
 B : ボルト

(破壊形態) WF : 木破 BF : ボルト破断 B : ラグスクリューの曲げ
 P : 引き抜け

ラグスクリューは2本当りの荷重
 ボルトは1本当りの荷重

表4 せん断試験結果 (主材ベイマツ、16φラグスクリューおよびボルト)

a) ネジなし

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
16-D-0-1	0.562	2450	3750	4900	4533	7840	WF
16-D-0-2	0.572	2100	3450	4610	4400	5900	WF&P
16-D-0-3	0.568	3270	4070	4900	4133	6800	WF&P
平均	0.567	2607	3757	4803	4355	6847	
CV(%)	0.7	18.8	6.7	2.8	3.8	11.6	

b) ネジ長さ60mm

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
16-D-60-1	0.584	2270	3610	4670	4600	7800	WF
16-D-60-2	0.545	1840	3470	4430	4267	8100	WF
16-D-60-3	0.524	2480	3670	4670	4600	7100	WF
平均	0.551	2197	3583	4590	4489	7667	
CV(%)	4.5	12.1	2.3	2.5	3.5	5.4	

(註) (試験体記号) 16 : 直径
 S,D : スギ, ベイマツ
 0,60,120 : それぞれネジ山の長さ
 B : ボルト

(破壊形態) WF : 木破 BF : ボルト破断 B : ラグスクリューの曲げ
 P : 引き抜け

ラグスクリューは2本当りの荷重
 ボルトは1本当りの荷重

表4 せん断試験結果 (主材ベイマツ、16φラグスクリューおよびボルト)

c) ネジ長さ120mm

単位(kgf)

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
16-D-120-1	0.537	2210	2990	3730	—	7480	WF
16-D-120-2	0.572	2810	3880	4870	4133	6200	WF
16-D-120-3	0.545	2810	4470	5530	4867	7100	WF
平均	0.551	2610	3780	4710	4500	6927	
CV(%)	2.7	10.8	16.1	15.8	8.2	7.8	

d) ボルト

試験体記号	主材比重	P1	P2	P4	Py	Pmax	破壊形態
16-D-B-1	0.572	1000	2100	3870	4733	6350	WF
16-D-B-2	0.565	880	1820	3670	4200	8200	WF
平均	0.569	940	1960	3770	4465	7275	
CV(%)	0.6	6.4	7.1	2.7	6.0	12.7	

(註) (試験体記号) 16 : 直径

S,D : スギ, ベイマツ

0,60,120 : それぞれネジ山の長さ

B : ボルト

(破壊形態) WF: 木破 BF: ボルト破断 B: ラグスクリューの曲げ

P : 引き抜け

ラグスクリューは2本当りの荷重

ボルトは1本当りの荷重

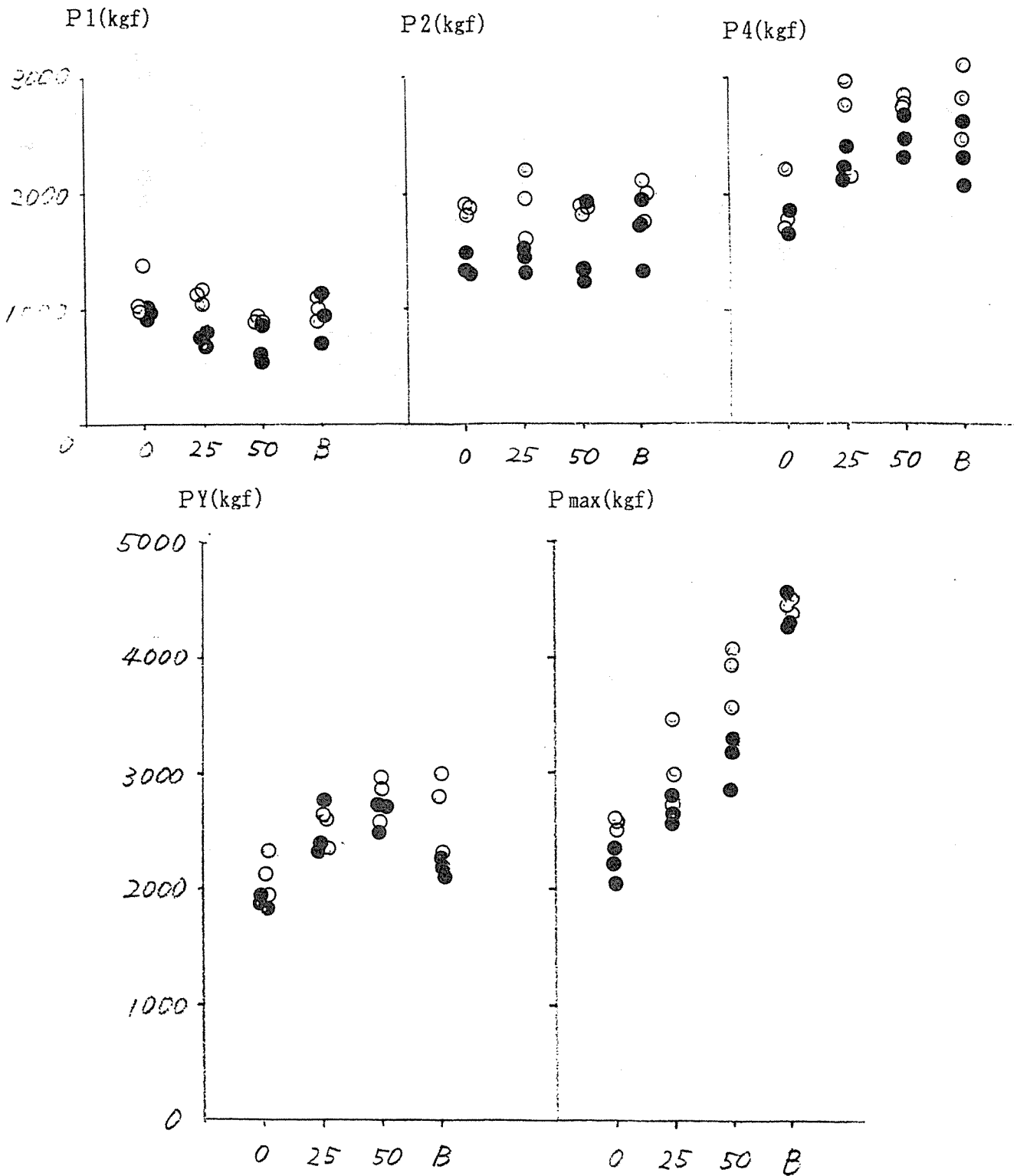


図5. 各種ネジ長さのラグスクリューとボルト間の剛性と強度の比較 (9 mm径)

- スギ
- バイマツ

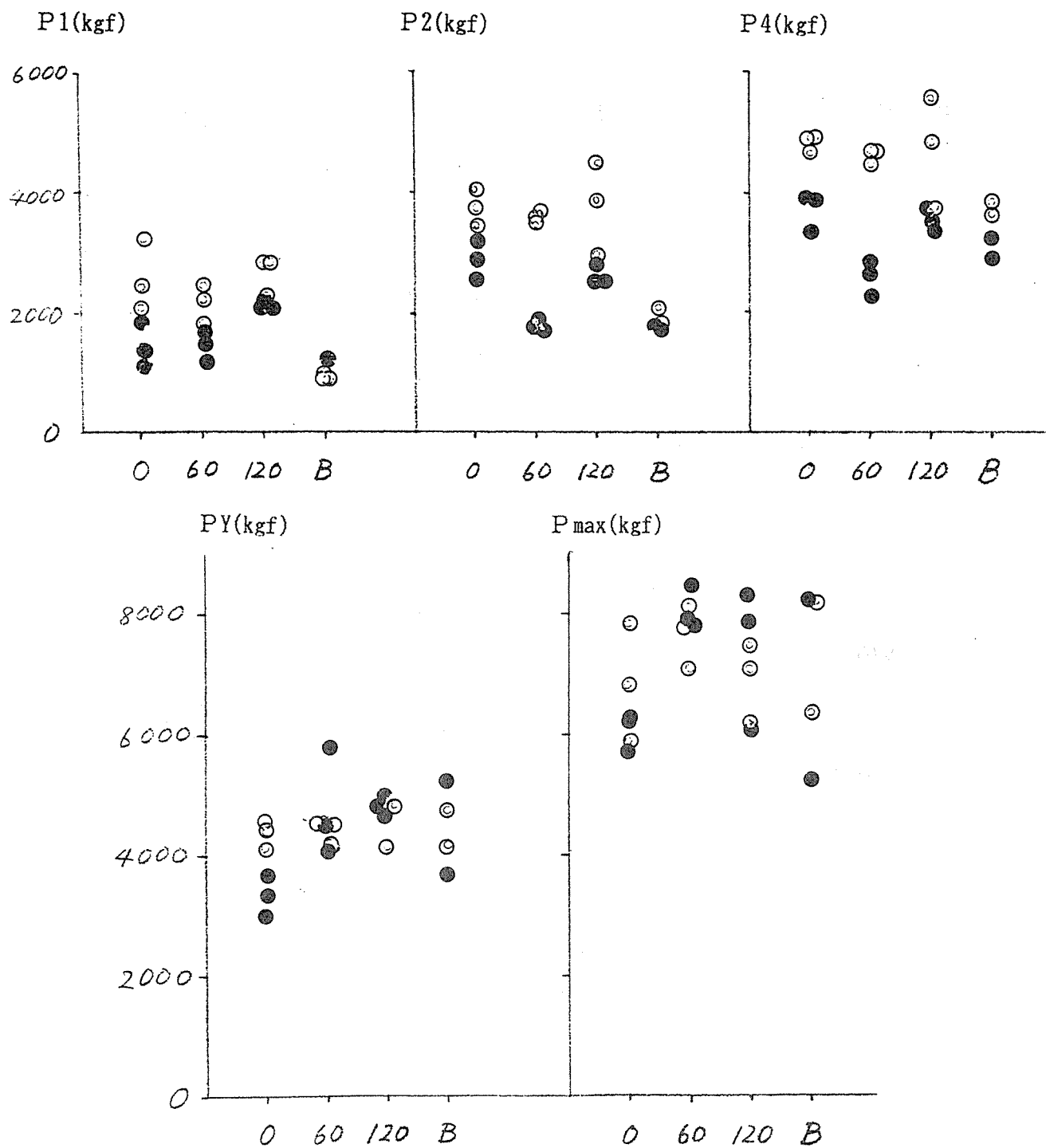


図6. 各種ネジ長さのラグスクリューとボルト間の剛性と強度の比較 (16mm径)

- スギ
- ベイマツ

9-S-0

引き抜けが見られる

9-S-25

9-S-50

9-S-B

ボルトのせん断破壊

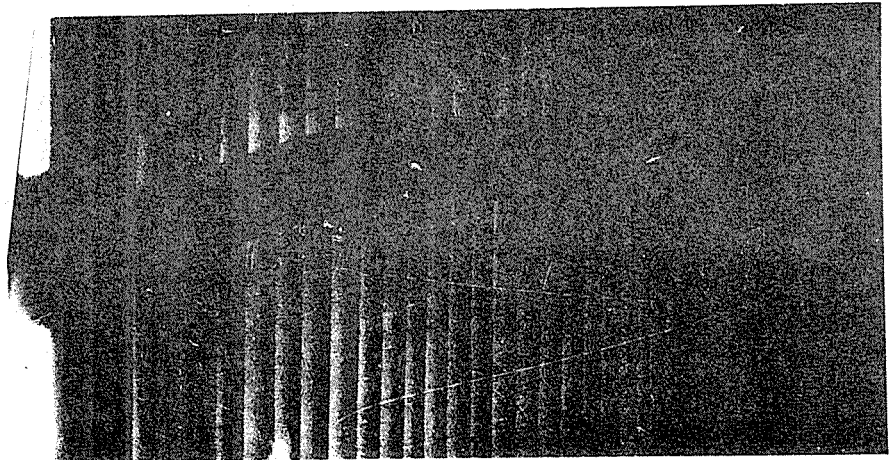
図7. 最大荷重時におけるラグスクリューおよびボルトの変形状態
軟X線写真、.9mm径、スギ

9-D-0

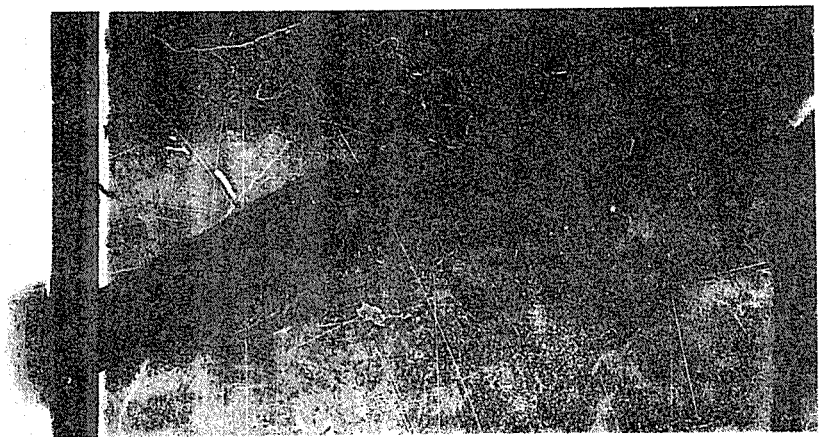


引き抜けが見られる

9-D-25



9-D-50



9-D-B

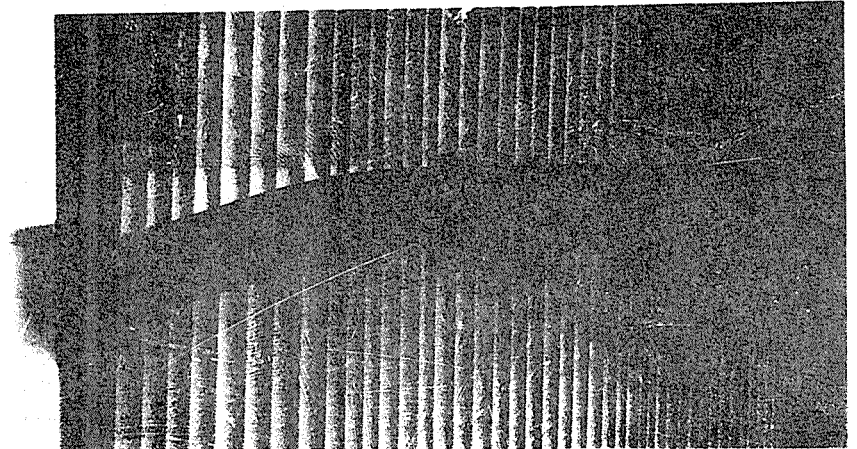
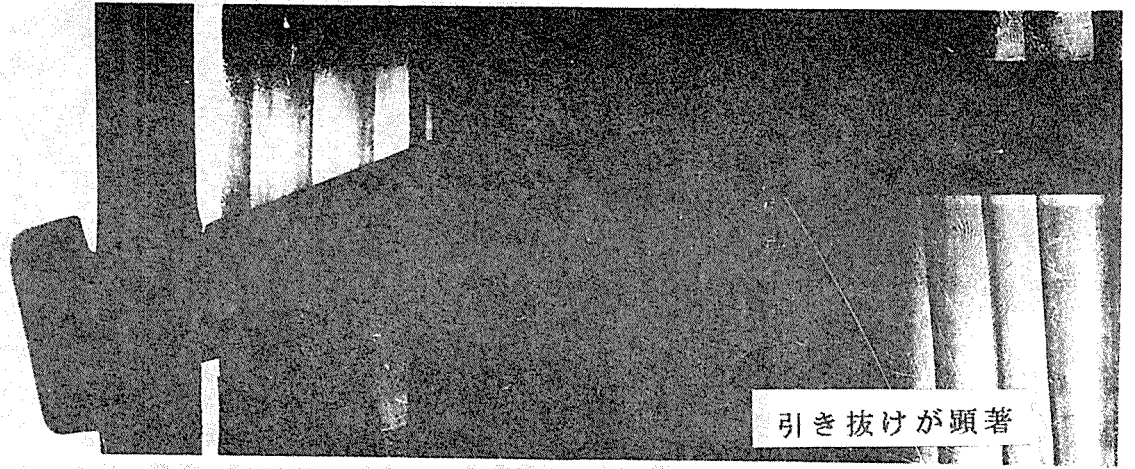


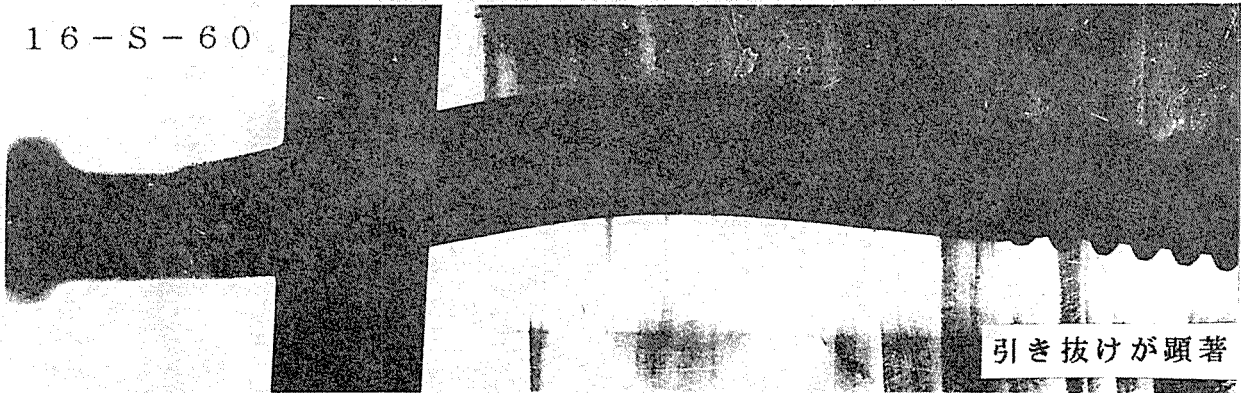
図7. 最大荷重時におけるラグスクリューおよびボルトの変形状態
軟X線写真、9mm径、ベイマツ

16-S-0



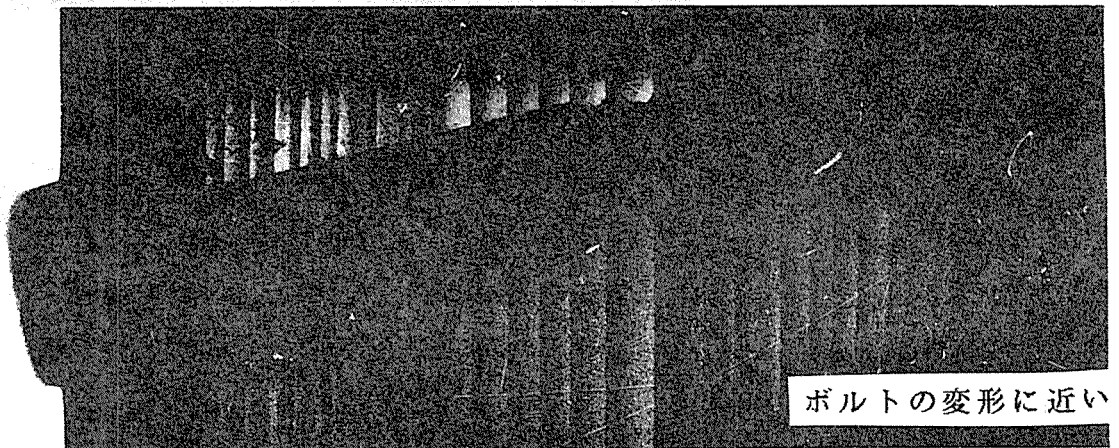
引き抜けが顕著

16-S-60



引き抜けが顕著

16-S-120



ボルトの変形に近い

16-S-B

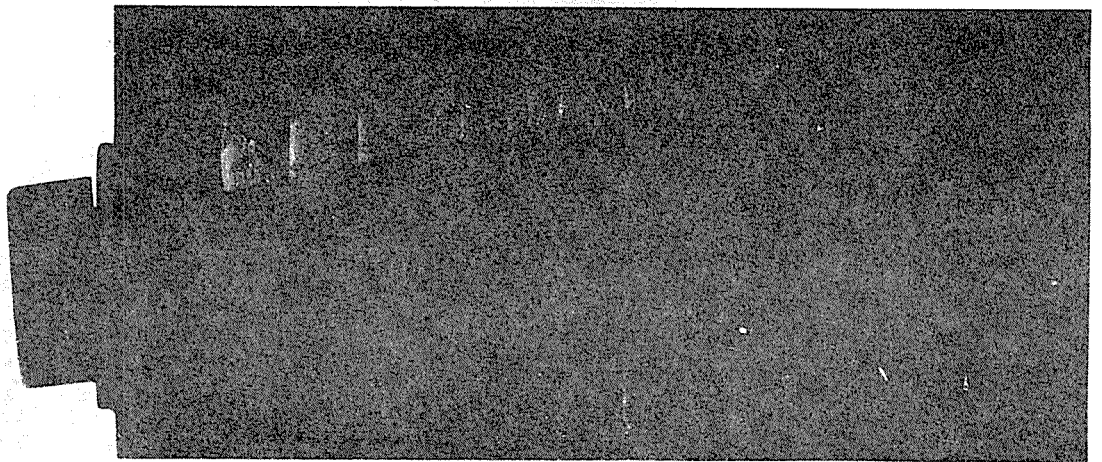
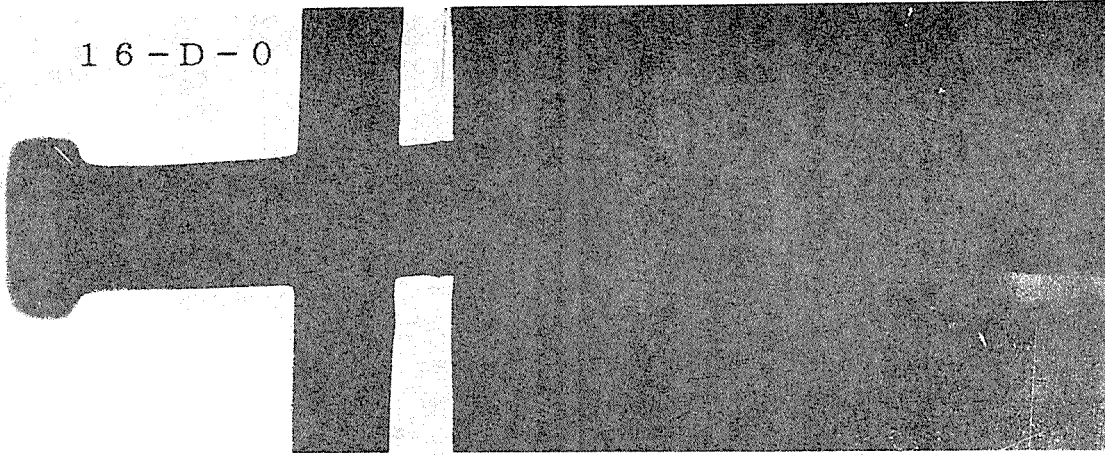


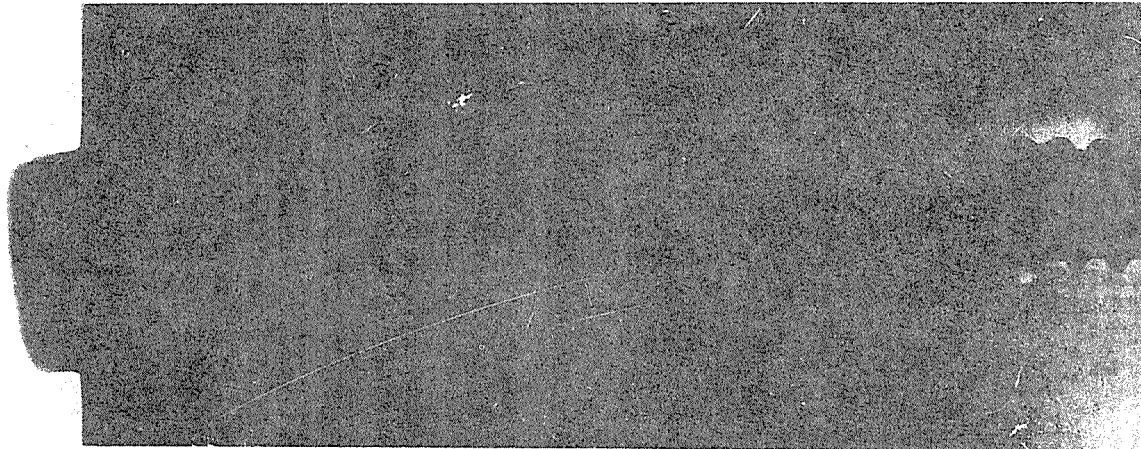
図7. 最大荷重時におけるラグスクリューおよびボルトの変形状態
軟X線写真、16mm径、スギ

16-D-0

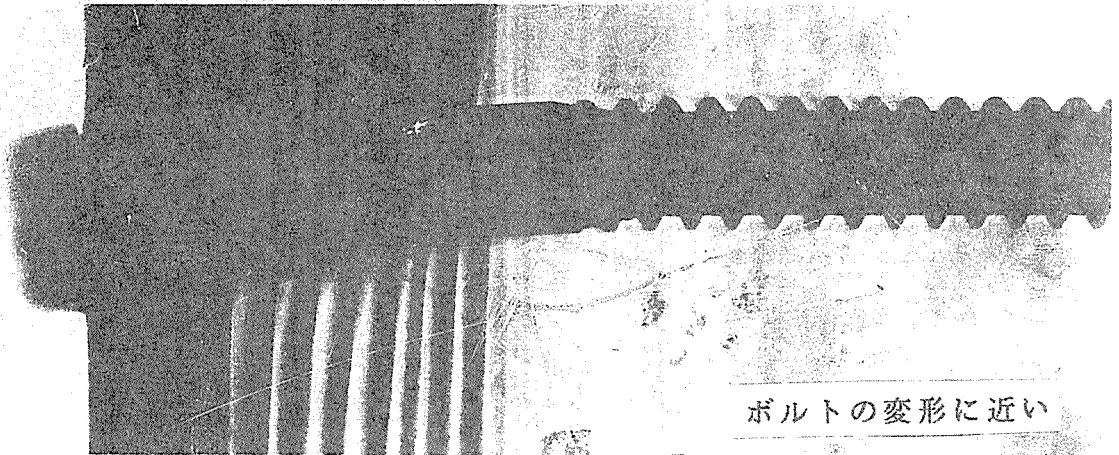


引き抜けが顕著

16-D-60



16-D-120



ボルトの変形に近い

16-D-B

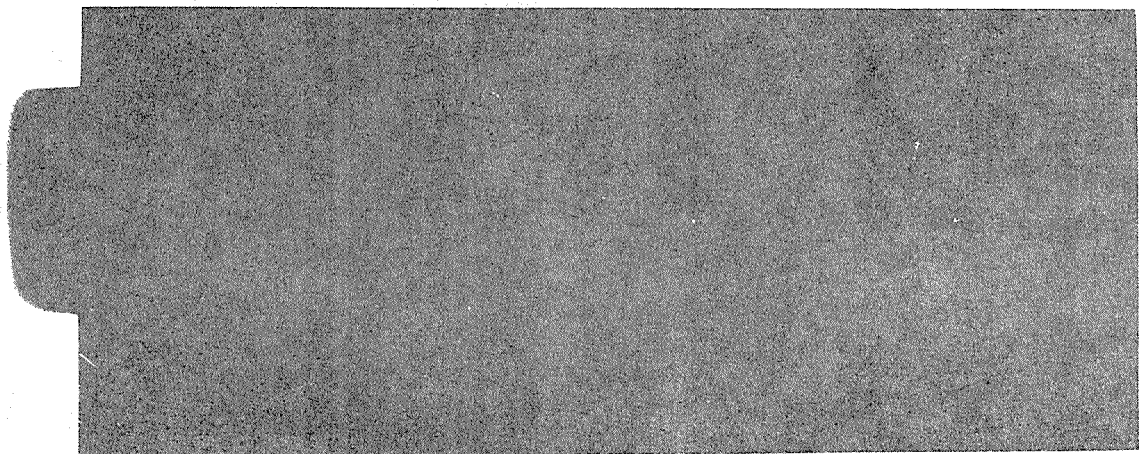


図7. 最大荷重時におけるラグスクリューおよびボルトの変形状態
軟X線写真、16mm径、ペイマツ
スギに比べるとラグスクリューやボルトの変形が少ない

表5. ラグスクリューの引き抜き耐力

(1) 9mm径、ネジ長さ25mm

木材		1	2	3	4	5	6	平均	CV(%)
スギ	P _{max} (kgf)	450	650	580	600	820	575	612	18.1
	比重	0.51	0.50	0.43	0.45	0.41	0.46	0.46	7.7
	含水率(%)	13.9	14.0	14.0	14.0	13.1	13.6	13.8	2.4
		1	2	3	4	5	6	平均	CV(%)
ベイマツ	P _{max} (kgf)	490	680	500	550	680	—	580	14.8
	比重	0.61	0.76	0.58	0.65	0.58	—	0.64	10.6
	含水率(%)	12.7	12.6	12.9	12.7	12.9	—	12.8	0.9

(2) 9mm径、ネジ長さ50mm

木材		1	2	3	4	5	6	平均	CV(%)
スギ	P _{max} (kgf)	810	1200	1340	1150	1260	985	1124	5.8
	比重	0.51	0.50	0.43	0.45	0.41	0.46	0.46	7.7
	含水率(%)	13.9	14.0	14.0	14.0	13.1	13.6	13.8	2.4
		1	2	3	4	5	6	平均	CV(%)
ベイマツ	P _{max} (kgf)	1220	1380	1185	1570	1415	—	1354	10.3
	比重	0.610	0.760	0.583	0.651	0.580	—	0.64	10.6
	含水率(%)	12.7	12.6	12.9	12.7	12.9	—	12.8	0.9

表5. ラグスクリーの引き抜き耐力

(3) 16mm径、ネジ長さ60mm

木材		1	2	3	4	5	6	平均	CV(%)
スギ	Pmax(kgf)	1398	1404	1584	1374	1578	1314	1442	7.1
	比重	0.51	0.50	0.44	0.45	0.42	0.46	0.46	6.9
	含水率(%)	14.0	14.0	13.9	14.0	13.5	13.5	13.8	1.6
		1	2	3	4	5	6	平均	CV(%)
ベイマツ	Pmax(kgf)	1764	2004	1734	1722	1860	1812	1816	5.3
	比重	0.60	0.74	0.58	0.60	0.58	0.57	0.58	9.6
	含水率(%)	13.7	13.6	13.9	12.6	13.5	13.6	13.5	3.1

(4) 16mm径、ネジ長さ120mm

木材		1	2	3	4	5	6	平均	CV(%)
スギ	Pmax(kgf)	2710	2960	3250	2750	2680	3120	2912	7.4
	比重	0.52	0.49	0.44	0.45	0.41	0.45	0.46	7.4
	含水率(%)	14.0	14.0	14.1	14.5	13.4	13.2	13.9	3.2
		1	2	3	4	5	6	平均	CV(%)
ベイマツ	Pmax(kgf)	3420	4010	3680	3320	3600	3920	3658	6.8
	比重	0.62	0.66	0.58	0.64	0.59	0.58	0.61	5.0
	含水率(%)	13.7	13.6	13.6	13.4	12.9	13.8	13.5	2.2

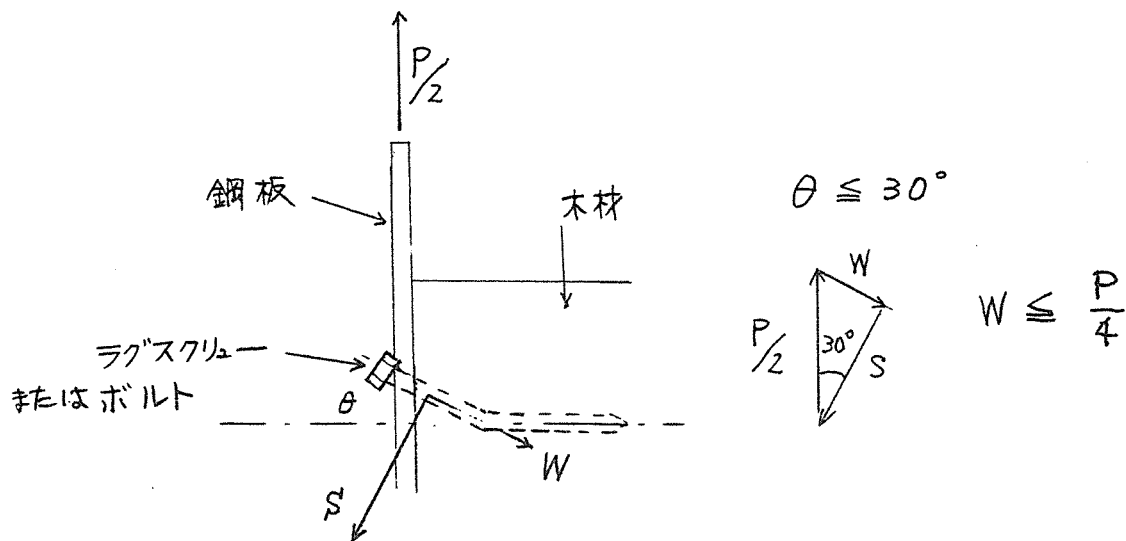


図8. ラグスクリーまたはボルトに加わる力

鋼板側材と木材間の摩擦は考慮していない。

2. 4 結論

実験結果より、次のようなことが結論として言える。

- 1) ラグスクリューのネジ部は耐力に大きな影響を及ぼす。
- 2) 適正ネジ長さは、9mm径では約50mm、16mm径では60-100mm程度で、これ以下では、ラグスクリューがせん断で降伏する前に、引き抜けてしまう恐れがある。
- 3) 適正な形状のラグスクリューでも、先穴径がずさんであったり、たたき込んで施工しては、ネジ部の効果が低下し、ネジを切っていないラグスクリューと同じになるため、所定の許容耐力が得られない。
- 4) ラグスクリューとボルトを比較すると、ボルトは、ロープ効果のため、降伏点以降のねばりがある。特に径の細いものと、比重の低い材でこの傾向が強い。しかし、径が大きくなると、ラグスクリューとボルトとの差はほとんどなくなる。従って、ラグスクリューの許容耐力は、ボルトの許容耐力の1/2を基本にし、これに施工によるばらつき係数を考慮して決めることが可能であろう。

3・エポキシ充填鋼板挿入式ボルト接合に関する研究

3・1 目的および本報告の構成

これまでに、エポキシ充填鋼板挿入式ボルト接合に関して、バネ定数供試体によるボルト接合供試体の”荷重－相対変位関係の推定”^{1)・2)}、”バネ定数供試体の応力分布”^{3)・4)}等を発表し、その性状を明らかにしてきた。

しかしながら、実験室において理想的に注入されたエポキシ充填ボルト接合供試体に関しての知見を得ているのみで、設計及び施工上の問題に関しては不十分である。

ここでは、多数本打ちボルト接合におけるエポキシの充填効果及びモデル化された供試体に関して有効なことが確認されたOリング、発泡ウレタンを用いた施工法⁵⁾を実際のボルト接合に適用した場合の妥当性について述べている。その結果、エポキシの充填厚さのみでなく、エポキシの強度が大きくその耐力に関係することにふれ、現場におけるエポキシの強度の把握の必要性を述べるとともにその管理手法を提案している。さらにエポキシが充填された多数本打ちボルト接合の荷重－相対変位関係に一般化された弾性基礎上の梁理論が適用されることを確認している。

3・2 6本打ちボルト接合供試体の耐力、荷重－相対変位関係

3・2・1 序

エポキシ樹脂充填厚さ2mmを有するバネ供試体、1本打ちボルト接合供試体、6本打ちボルト接合供試体を作成し、ここで得られたバネ試験結果に基づく解析結果と、1本打ちボルト接合供試体の荷重－相対変位関係とを比較するとともに、その解析結果が6本打ちボルト接合供試体の荷重－相対変位関係の予測に適用しうるかどうかを検討している。同様なことをエポキシ樹脂充填無しタイプについても試みた。

また、既報の研究⁵⁾において、エポキシ樹脂の充填厚さを確保するためのスペーサーとしてのOリングの使用と目止め剤としての発泡ウレタンの使用を新施工法として提案してきた。エポキシ樹脂充填タイプの接合部供試体の作成はこれに倣い、モデル化された供試体に関して検討された上述の施工法が実物にも使用しうるか否かを確認している。

3・2・2 供試体の作成

使用材料は、べいつが(J2)を用い、側材NO.1、2、3、4、5、7、8(6:欠番)の7材より供試体を作成した。ボルト径は全て16mmφとしている。

(1) バネ定数決定用供試体

表2-1にバネ供試体の種類を、図2-1にその寸法を示す。表2-1におけるバネ供試体名称の最初の英字Tはべいつがを示し、2番目の英字はエポキシ樹脂充填の有無を表し、充填無しタイプをN、充填タイプをEとしている。また、3番目の英字Kはバネ定数決定用供試体を、次の数字は側材NO.を示している。供試体は、エポキシ充填タイプ7体、それに対応する充填無しタイプ7体から成る。図2-1の供試体寸法は、新木造計算規準・同解説(1988年制定)の最低寸法に基づき、ボルト孔は、エポキシ樹脂充填タイプについて20mmφ、充填無しタイプについて18mmφとした。供試体の作成は、押え材及びユニオンパッキングを用いて、偏心が0で充填厚さが一様に2mmとなるようにボルトをセットした上で締めハタにて両押え材を締め付け、エポキシを注入した。エポキシ注入後の供試体の状況を写真2-1に示す。

表2-1 バネ定数決定用供試体の種類

エポキシの有無	供試体 NO.	側材 NO.	側材の圧縮強度 (kg/cm ²)
無	TNK1	1	432
	TNK2	2	417
	TNK3	3	504
	TNK4	4	325
	TNK5	5	468
	TNK7	7	424
	TNK8	8	458
有	TEK1	1	432
	TEK2	2	417
	TEK3	3	504
	TEK4	4	325
	TEK5	5	468
	TEK7	7	424
	TEK8	8	458

供試体数は各 NO.について各1体

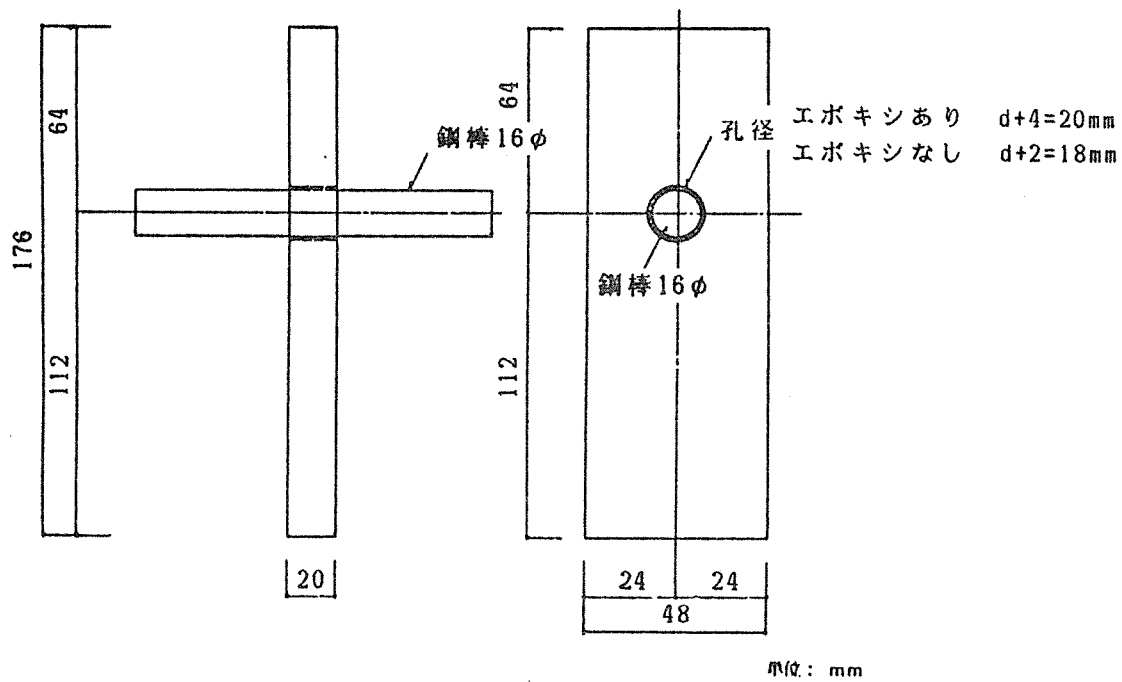


図2-1 供試体 $d=16\text{mm}$

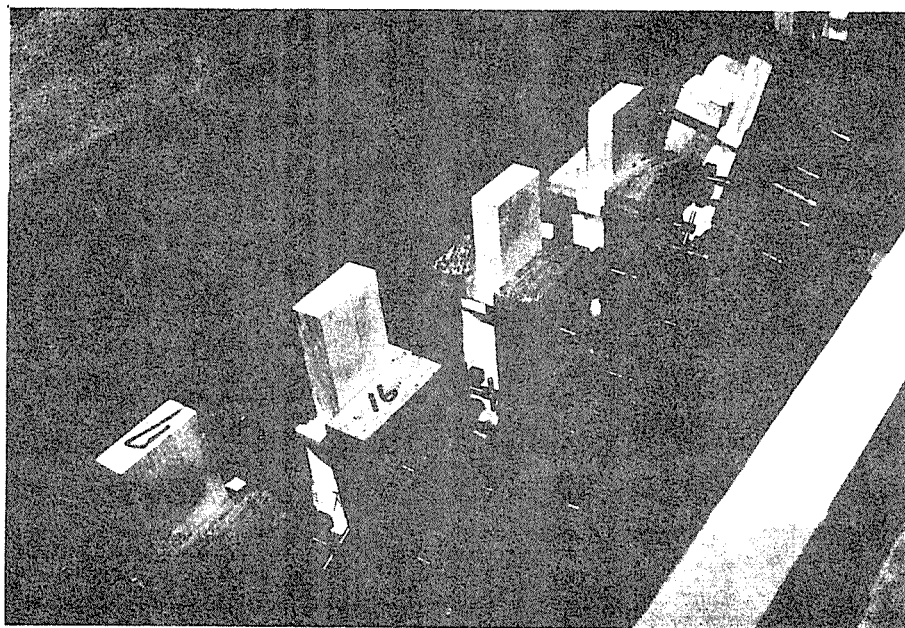


写真2-1 エポキシ注入後のバネ定数決定用供試体

(2) 1本打ちボルト接合供試体

表2-2に1本打ちボルト接合供試体の種類を、図2-2-1、図2-2-2にエポキシ充填の有無別による供試体寸法を示す。また、図2-2-3に座金寸法、図2-2-4に中央鋼板寸法を示す。表2-2における1本打ちボルト接合供試体名称の最初の英字T及び次の英字NまたはEが示すものは、バネ定数決定用供試体と同様である。次の数字1は1本打ちを示し、それに続く2桁の数字は側材NO.を示す。供試体は、エポキシ充填タイプ7体、充填無しタイプ7体から成る。図2-2-1、図2-2-2の側材の寸法は、厚さが30mmとなる点を除けば、図2-1のバネ定数決定用供試体のそれと同じである。中央鋼板は、厚さ12mmとし、そのボルト孔はエポキシ充填タイプに関して18mmφ、充填無しタイプに関して16.5mmφとしている。供試体の作成は、中央鋼板挿入式ボルト接合を念頭においているため、側材と鋼板間にはパッキングを貼ることによって間隔を設け、次の順序にしたがって供試体を作成した。

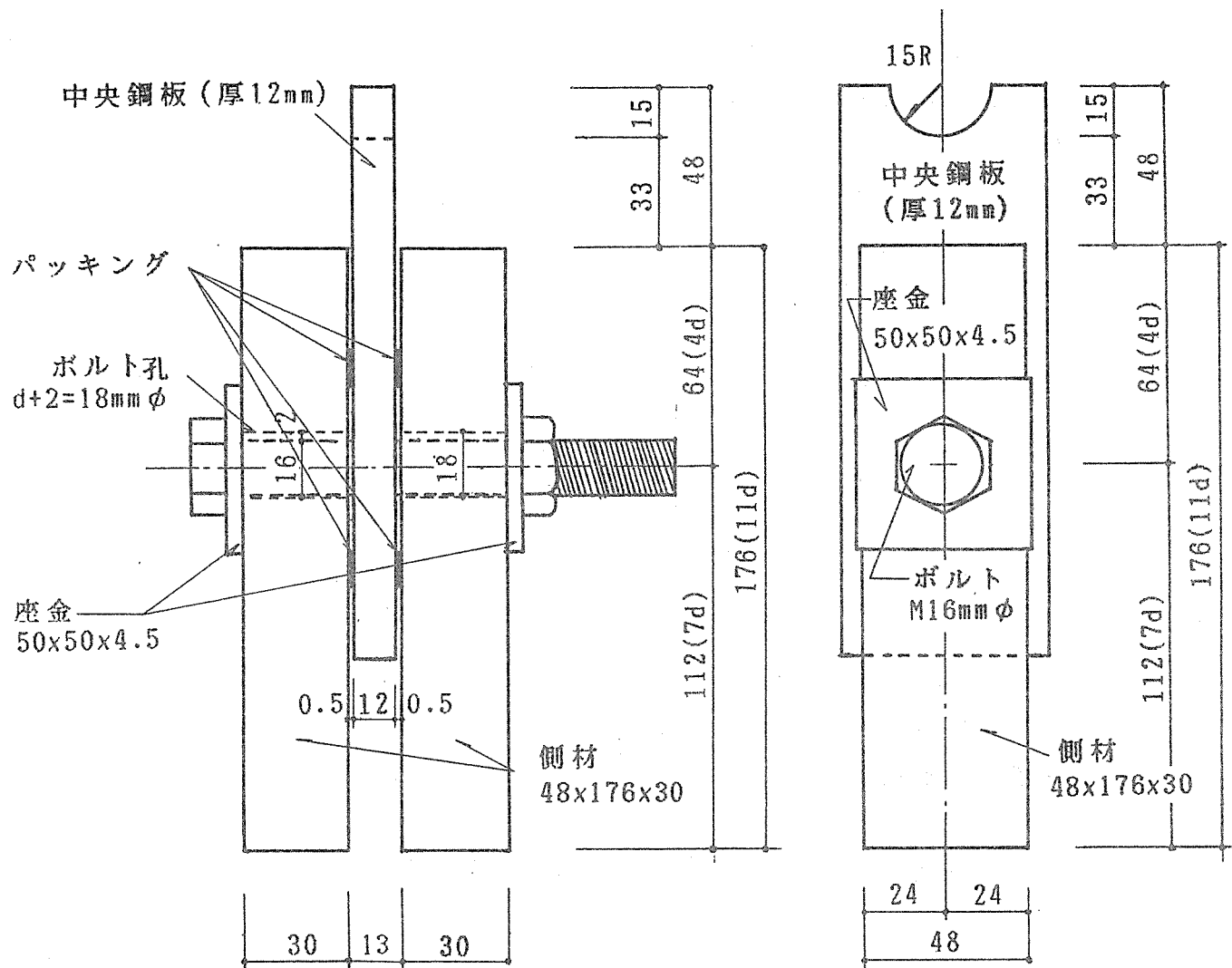
① 側材と中央鋼板をパッキングにより固定しボルト孔に発泡ウレタンを注入した後、座金位置にベニヤ製座金をあて、締めハタで締め付けることにより、発泡が中央鋼板と側材間のみで促進されるようにする（写真2-2(a)）。

② 1日経過後、ベニヤ製座金を除去（写真2-2(b)）。

③ ボルト孔内の発泡ウレタンをボルト孔より径の小さい刃をもつ手動ドリルにより荒く除去した後、電動ドリルにワイヤーブラシを取り付け余分な発泡ウレタンを除去する。従って発泡ウレタンは、中央鋼板と側材の間隙及び側材中の割れ（もし存在するならば）のみに残り、目止め剤としての役割を果たす。さらに座金に孔を設け、エポキシ注入孔及び空気孔としているため側材に溝を設ける（写真2-2(c)）。

④ ボルトの頭に座金、Oリングを装着し、ボルト孔に押し込み（写真2-2(d)）、ボルトのナット側にOリング、座金、ナットを順に取り付けボルトを若干側材にめり込む程度締め付ける（写真2-2(e),(f)）。ここでOリングは、座金近くにて側材のボルト孔とボルト間におさまり、エポキシ充填厚さを確保する役目を果たす。

⑤ 座金に設けた注入孔よりグリースポンプにてエポキシを注入し、エポキシが空気孔より流れ出た時点で余分なエポキシを取り除き、ビニールテープにて注入孔、空気孔にフタをし、養生する。



a) 正面図

b) 側面図

図2-2-1 エポキシ樹脂充填なしタイプ供試体

表 2-2 1 本打ちボルト接合供試体の種類

エポキシ の有無	供試体 NO.	側材 NO.	側材の圧縮強度 (kg/cm ²)
無	TN101	1	432
	TN102	2	417
	TN103	3	504
	TN104	4	325
	TN105	5	468
	TN107	7	424
	TN108	8	458
	有	TE101	1
TE102		2	417
TE103		3	504
TE104		4	325
TE105		5	468
TE107		7	424
TE108		8	458

供試体数は各 NO.について各 1 体

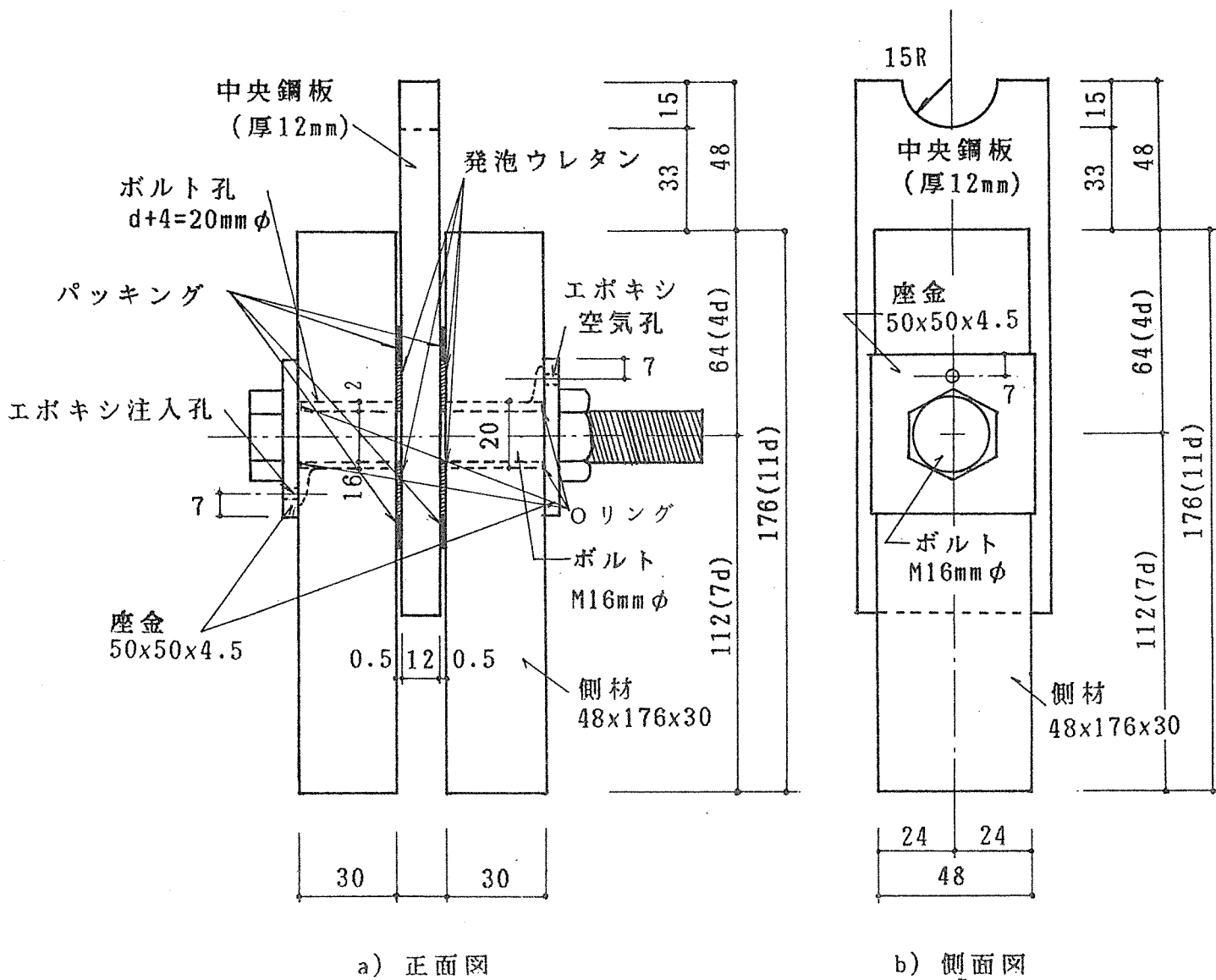


図2-2-2 エポキシ樹脂充填タイプ供試体

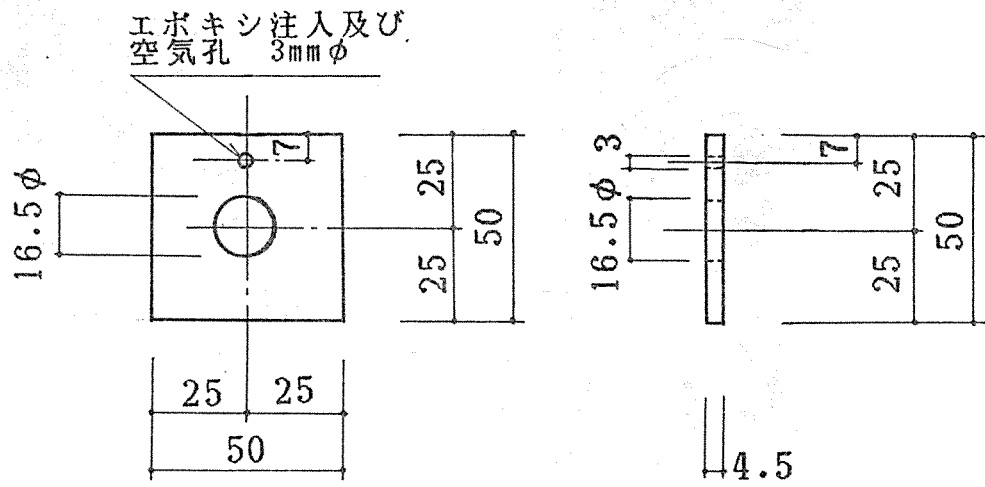


図2-2-3 座金

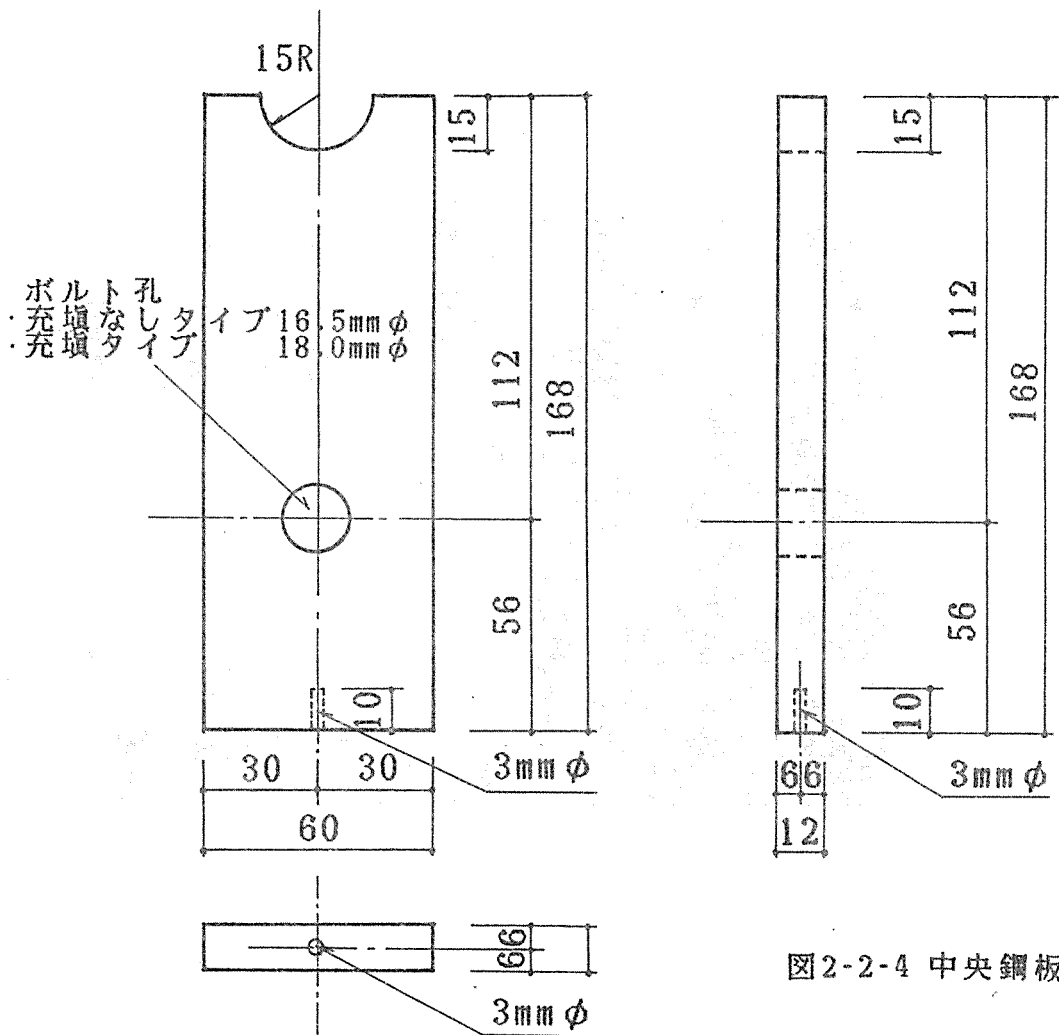


図2-2-4 中央鋼板

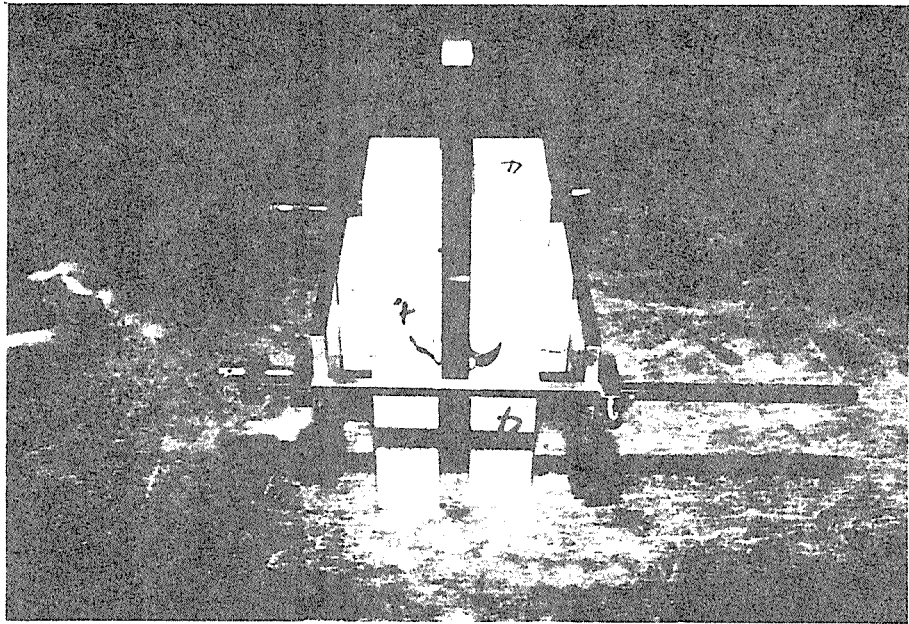


写真2-2 a) 発泡ウレタン注入後ベニヤ製座金をあて
発泡を鋼板と側材間で促進させる

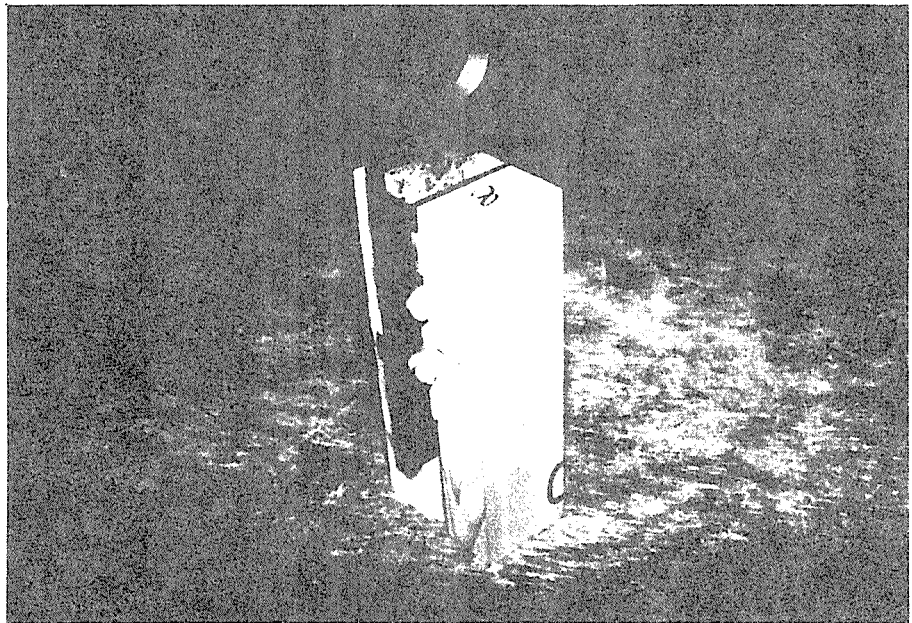


写真2-2 b) 同上 1日経過後 ベニヤ製座金を除去

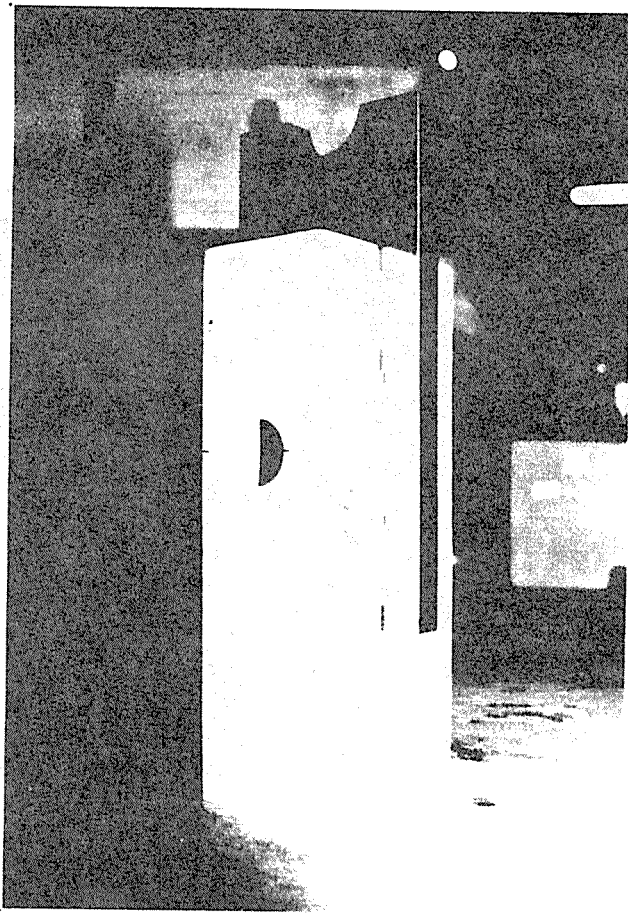


写真2-2 c) ボルト孔内の発泡ウレタンを除去し、
側材にエポキシ注入溝を作成

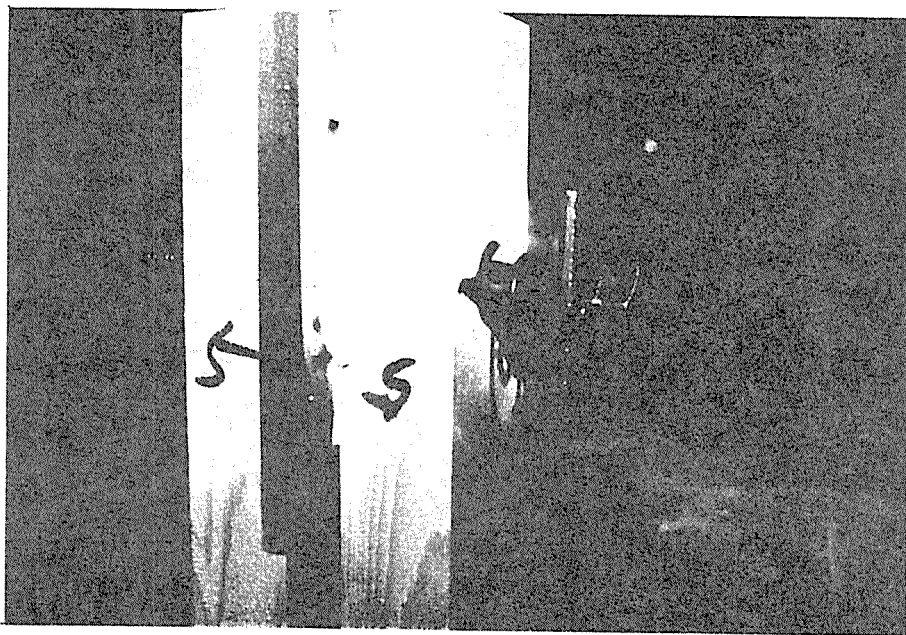


写真2-2 d) Oリングを装着したボルトのおさまり（ボルトの頭側）

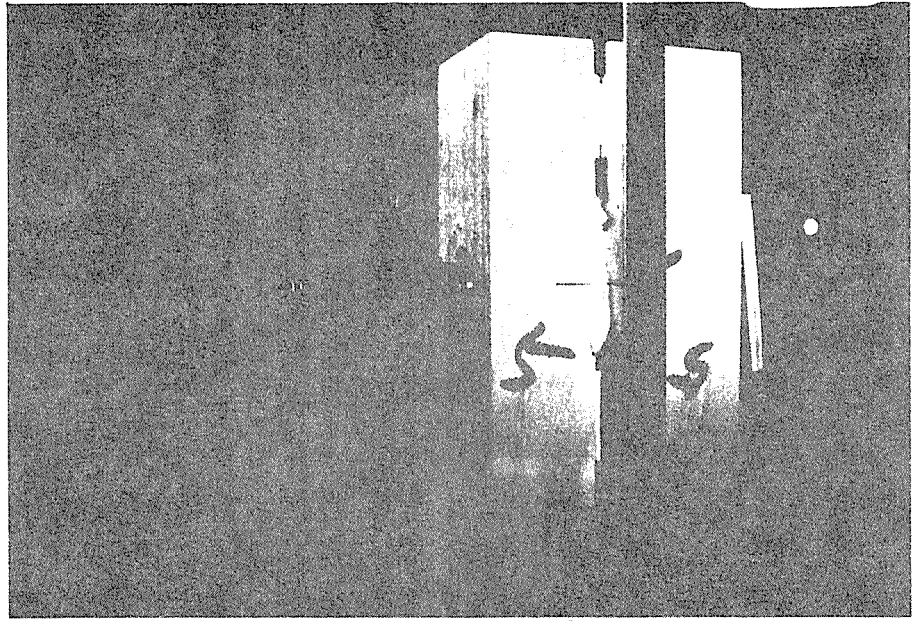


写真2-2 e) Oリングを装着したボルトのおさまり(ナット側)

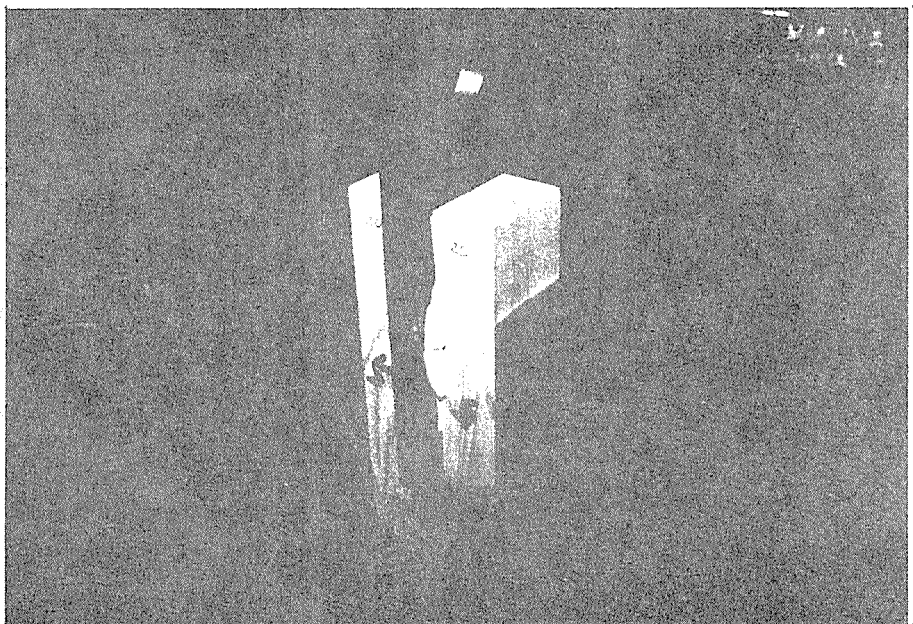


写真2-2 f) エポキシ注入前の供試体

(3) 6本打ちボルト接合供試体

表2-3に6本打ちボルト接合供試体の種類を、図2-3-1にその側材寸法を、また図2-3-2に中央鋼板の寸法を示す。表2-3における6本打ちボルト接合供試体名称の最初の英字Tおよび次の英字N、またはEが示すものはバネ定数決定用供試体、1本打ちボルト接合供試体と同様である。次の数字6は、1本打ちボルト接合供試体と同様にボルト本数を示し、次の数字1および2は列数を示す。最後の数字は、ボルトの本数と列数が等しい供試体どうしの区別を示しており、繰り返し数は2であるが、同一材からできているわけではない。側材の圧縮強度が、比較するボルト接合供試体間で大きく異なる事がないように配慮した。供試体数はエポキシ充填なしタイプで1列の場合、同2列の場合、エポキシ充填タイプで1列の場合、同2列の場合、それぞれ2体ずつ計8体とした。

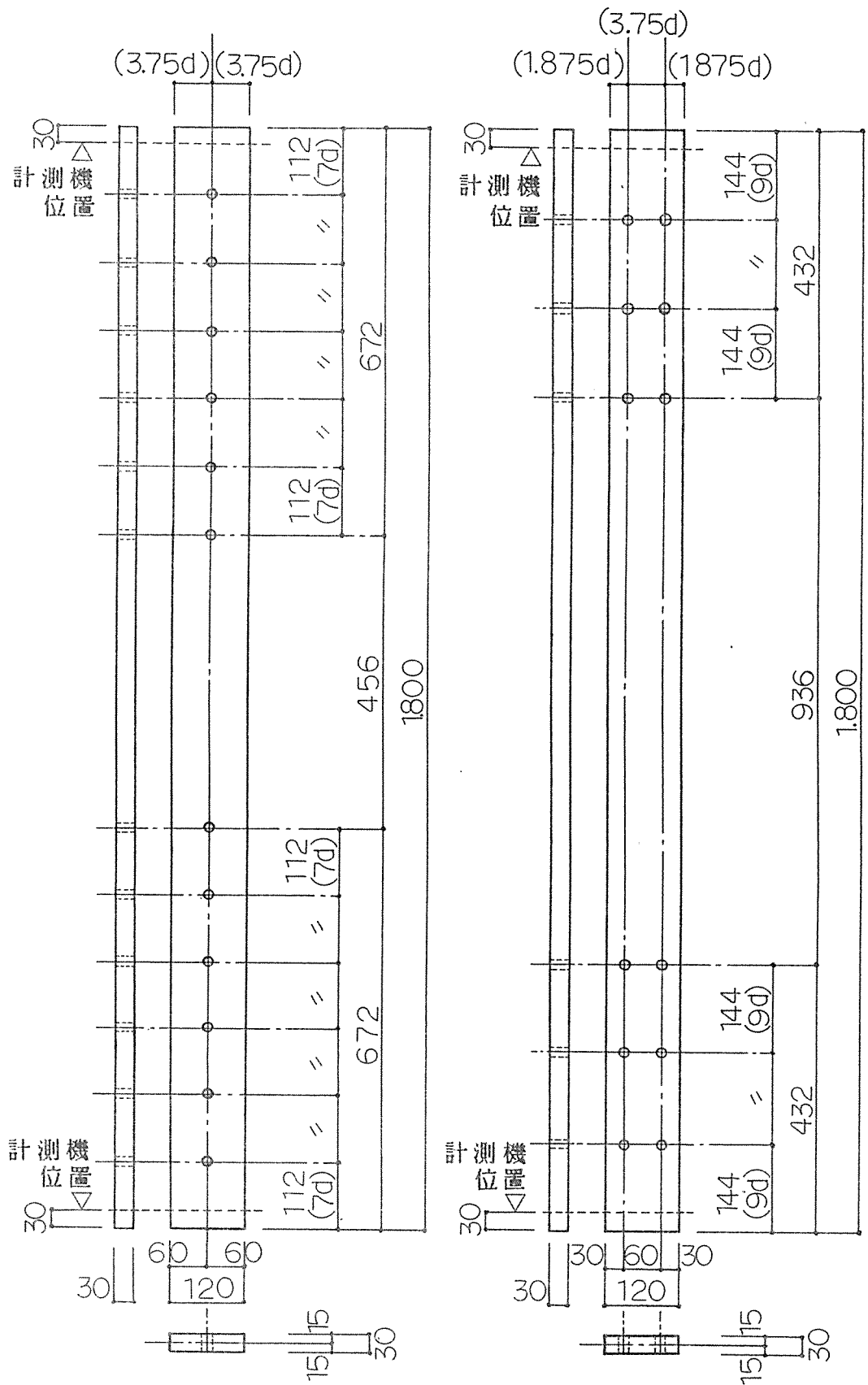
図2-3-1 a)に、1列の場合の側材寸法を、図2-3-2 a)には、中央鋼板の寸法を示す。中央鋼板は厚さ19mmで、これは2列の場合及びエポキシ充填の有無による差は無い。ボルト間隔 (S) は $7d (=112\text{mm})$ 、はしあき (e_1) は $7d (=112\text{mm})$ 、へりあき (e_2) は $3.75d (=60\text{mm})$ とした。

同じく図2-3-1 b)に、2列の場合の側材寸法を、図2-3-2 b)には、中央鋼板の寸法を示す。加力方向のボルト間隔 (S) は $9d (=144)$ 、はしあき (e_1) は $9d (=144\text{mm})$ 、へりあき (e_2) は $1.875d (=30\text{mm})$ 、加力方向と垂直なボルト間隔 (r) は $3.75d (=60\text{mm})$ とした。ボルト配列にかかわらず、エポキシ充填なしタイプ鋼板のボルト孔の直径は $d+0.5\text{mm} (=16.5\text{mm})$ 、側材のボルト孔の直径は $d+2\text{mm} (=18\text{mm})$ とし、エポキシ充填タイプの孔径は、それぞれ $d+2\text{mm} (=18\text{mm})$ 、 $d+4\text{mm} (=20\text{mm})$ とした。供試体の作成は、1本打ちボルト接合供試体と同様であるが、それを写真2-3-a)~2-3-i)に示す。

表2-3 6本打ちボルト接合供試体の種類

エボキシ の有無	ボルト配列	供試体 NO.	側材 NO.	側材の圧縮強度 (kg/cm ²)
無	1列	TN611	3	504
			8	458
		TN612	4	325
			7	424
	2列	TN621	4	325
			7	424
		TN622	2	417
			3	504
有	1列	TE611	1	432
			8	458
		TE612	4	325
			5	468
	2列	TE621	5	468
			8	458
		TE622	1	432
			2	417

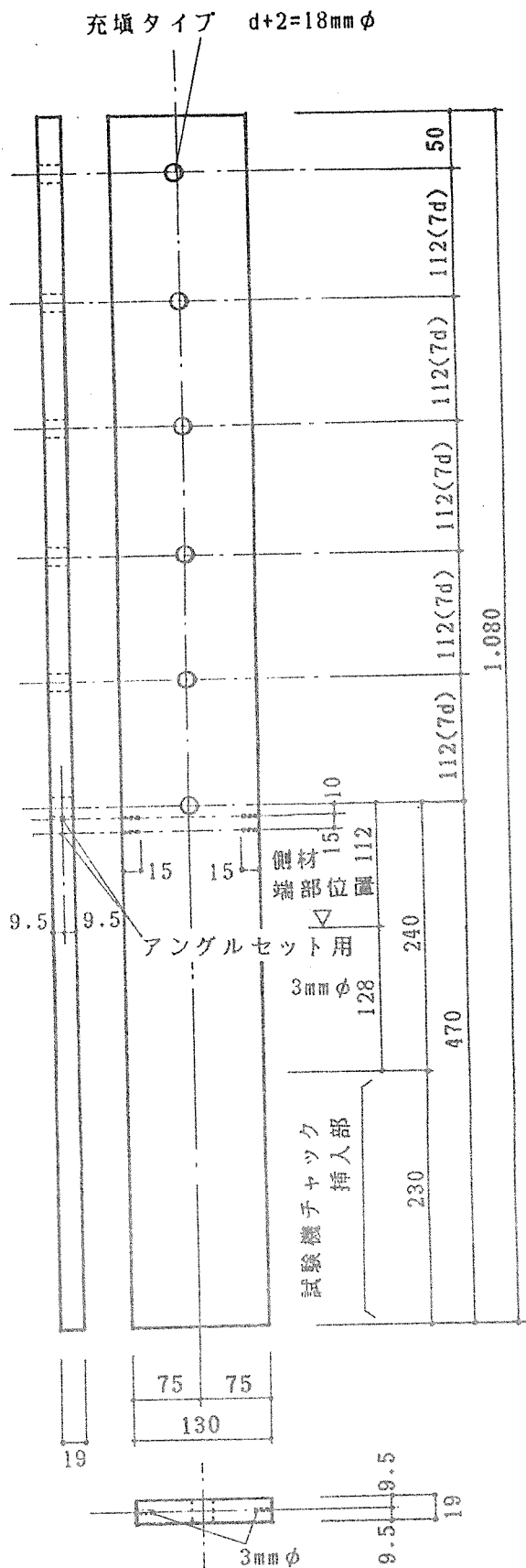
供試体数は各 NO.について各1体



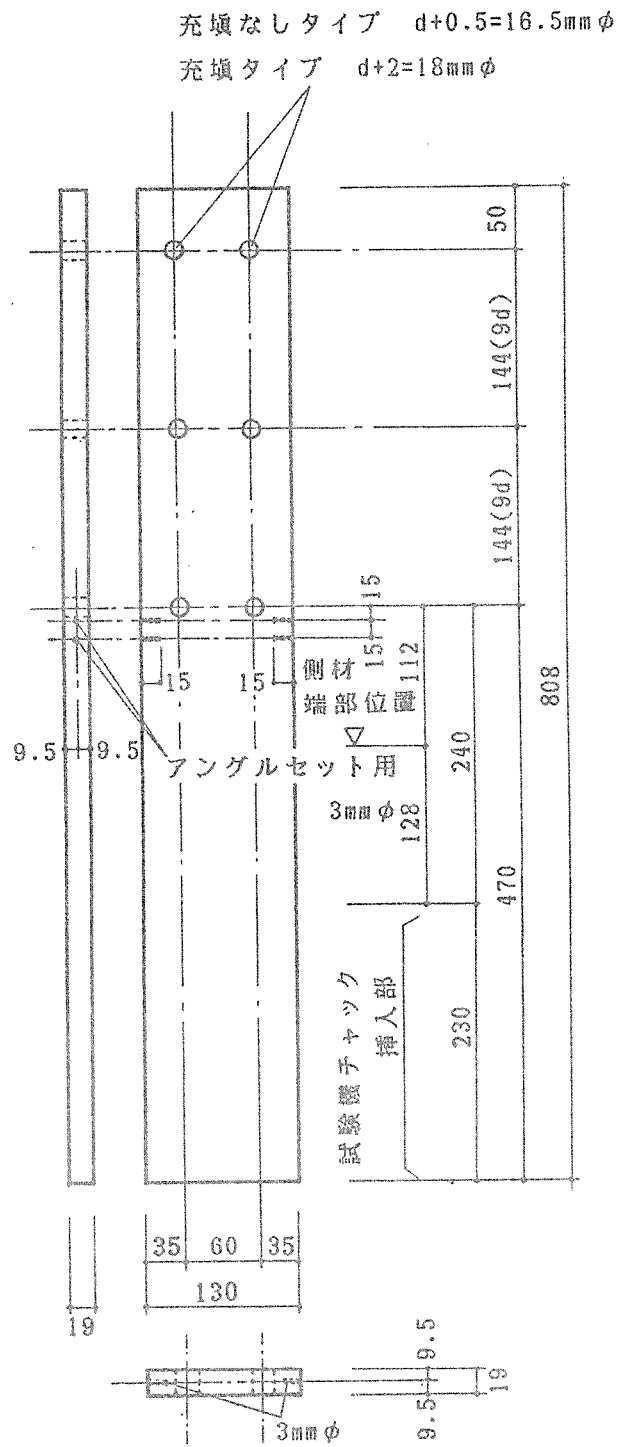
a) ボルト1列配列

b) ボルト2列配列

図2-3-1 6本打ちボルト接合供試体－側材の寸法



a) ボルト1列配列



b) ボルト2列配列

図2-3-2 6本打ちボルト接合供試体-中央鋼板の寸法

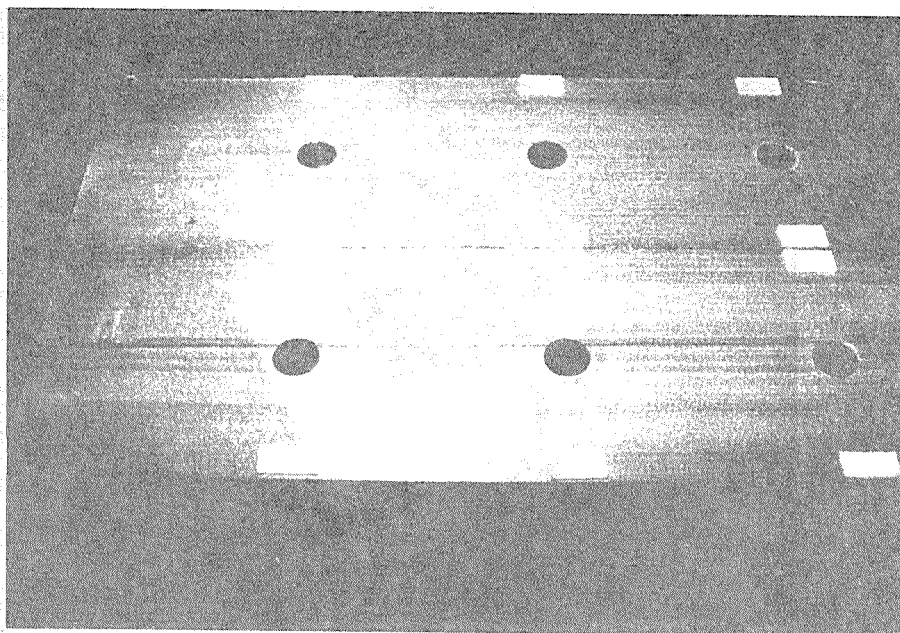


写真2-3 a) 側材にパッキングをはりつける
(6本なら1列の場合2列の場合も同様)

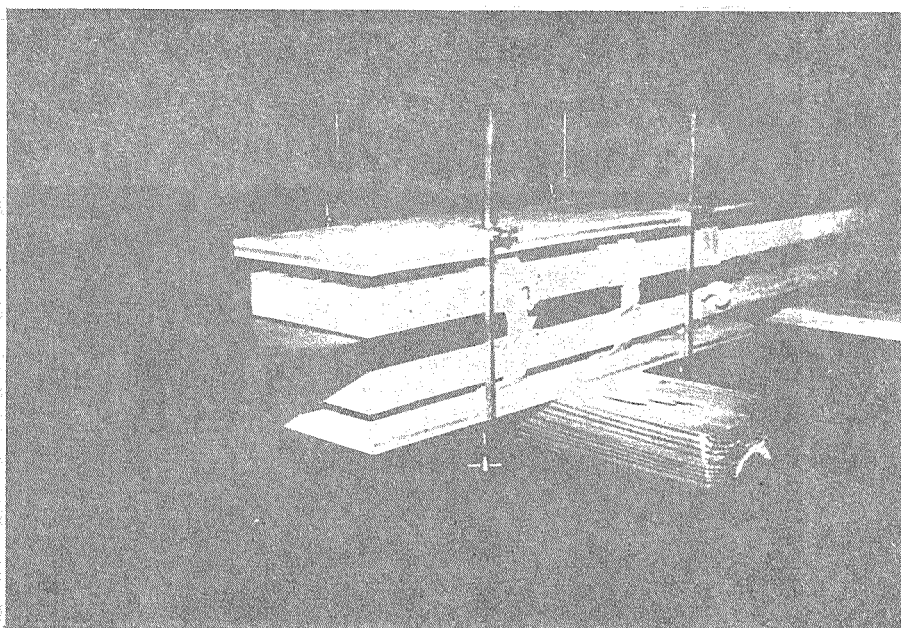


写真2-3 b) 中央鋼板に側材をとりつけボルト孔に発泡ウレタンを注入し、
ボルトの座金位置にベニヤをあて、発泡ウレタンが側材と鋼板
間に十分ゆきわたるようにする。(1本打ちの場合も同様)

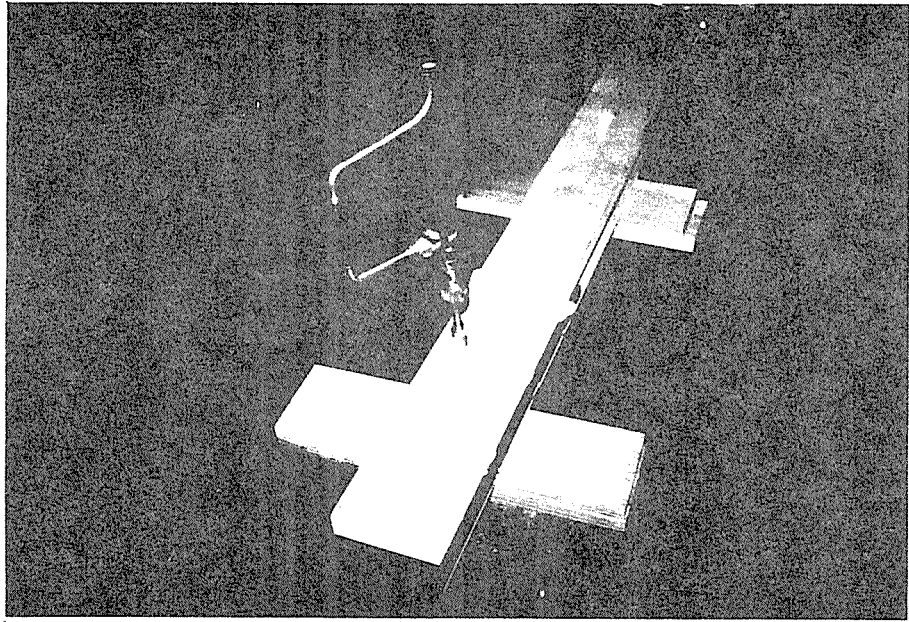


写真2-3 c) 発泡ウレタン注入後1日にて手動ドリルにてボルト孔につまった発泡ウレタンを除去（6本打ち2列の場合、1列の場合も同様）

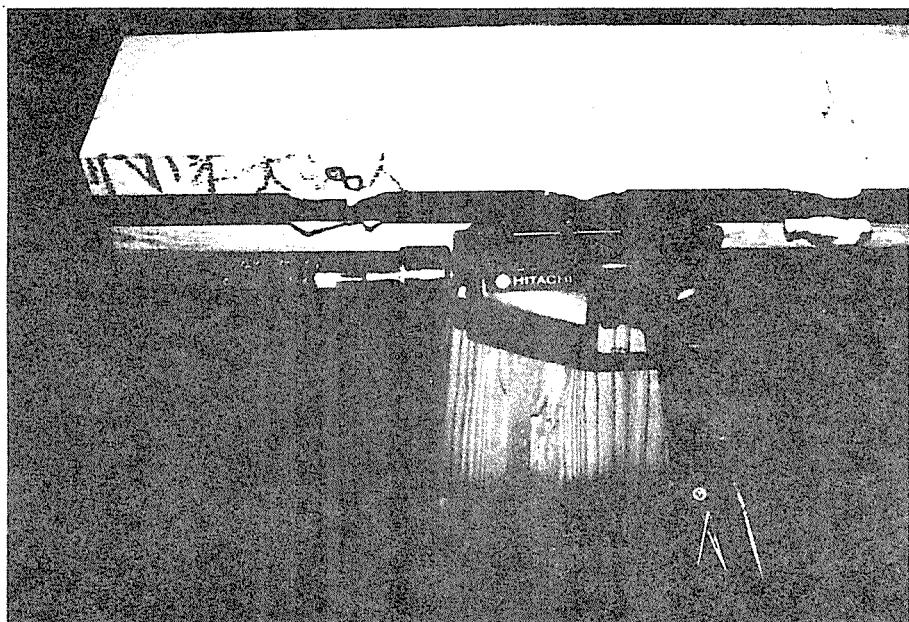


写真2-3 d) さらに孔の周囲をワイヤーブラシ（写真下）にてさらい余分な発泡ウレタンを除去（6本打ち2列の場合、1列の場合も同様）

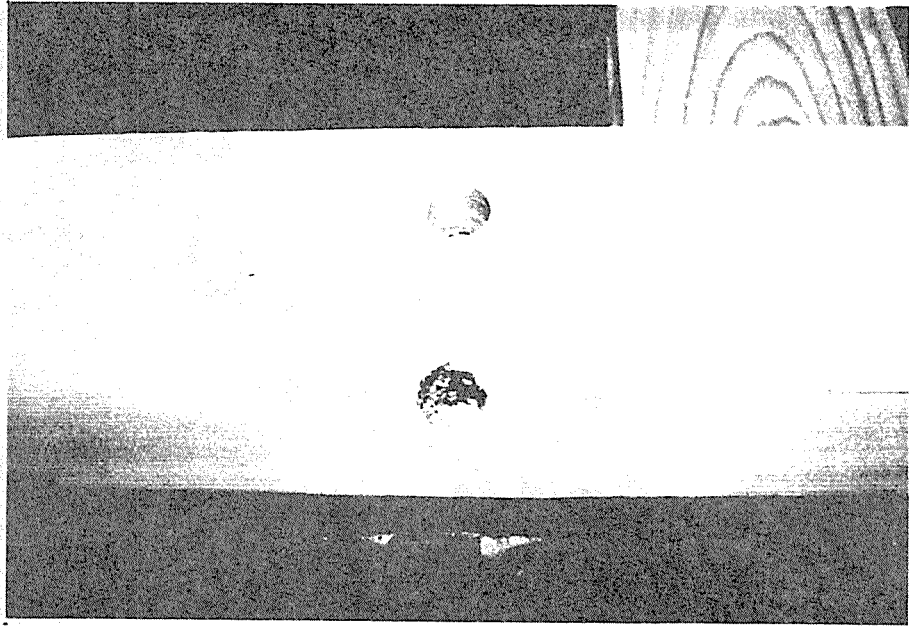


写真2-3 e) 上：手動ドリルとワイヤーブラシによって発泡ウレタンを除去した後のボルト孔
 下：手動ドリルのみによって発泡ウレタンを除去した後のボルト孔
 (6本打ち2列の場合、1列の場合も同様)

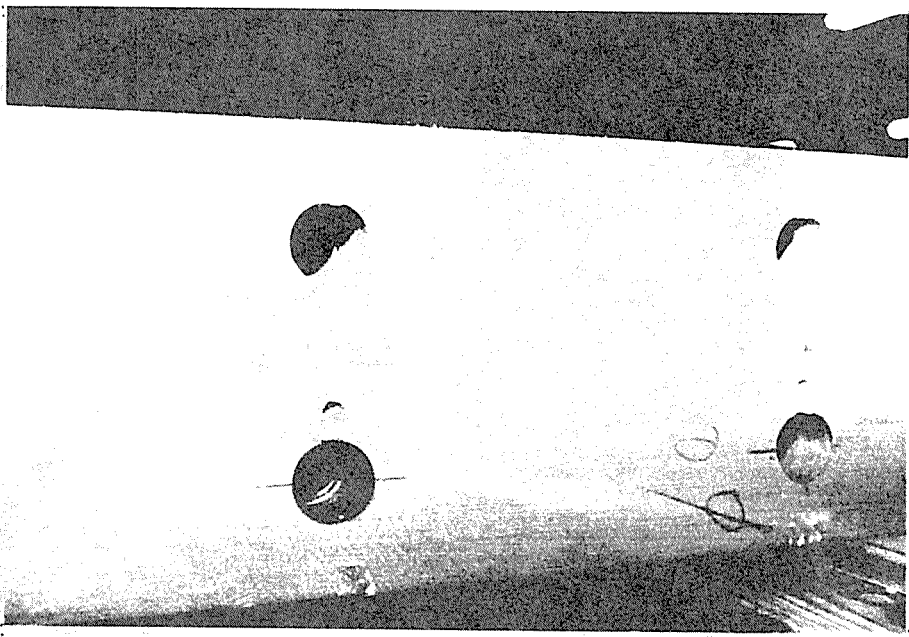


写真2-3 f) エポキシ注入溝の作成(側材)
 (6本打ち2列の場合、1列の場合も同様)

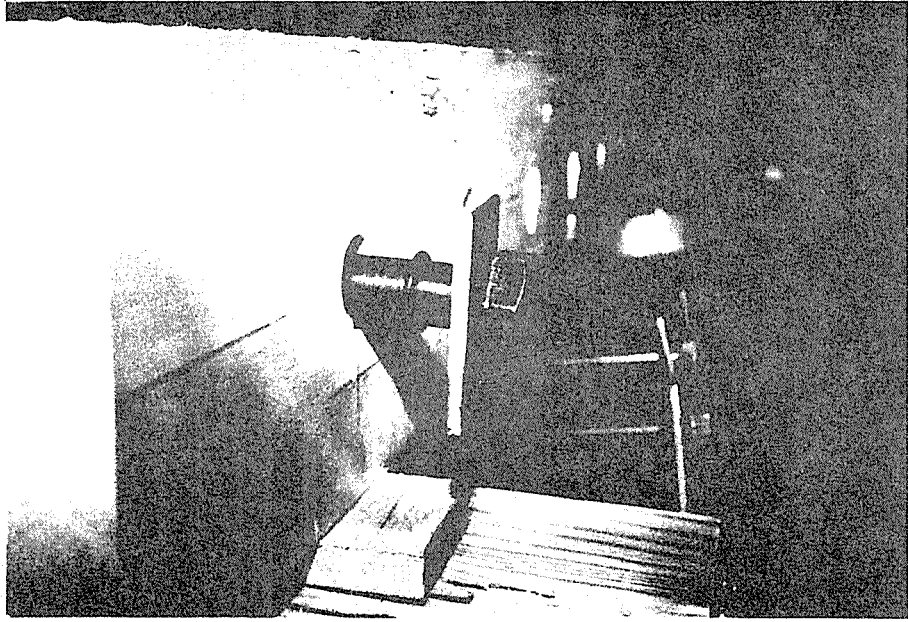


写真2-3 g) Oリングを装着したボルトのおさまり (ボルトの頭側)
(6本打ち1列の場合、2列の場合も同様)

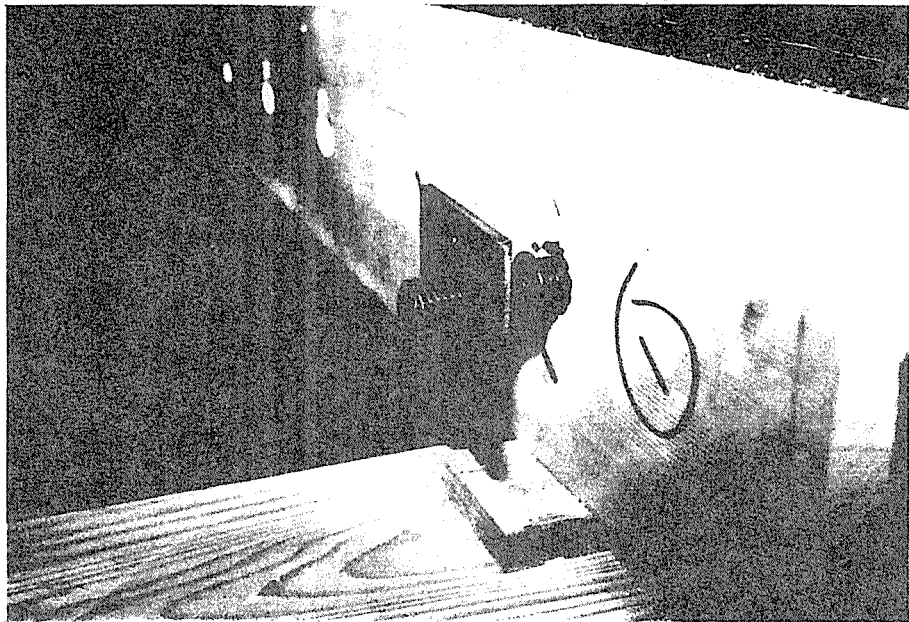


写真2-3 h) Oリングを装着したボルトのおさまり (ナット側)
(6本打ち1列の場合、2列の場合も同様)

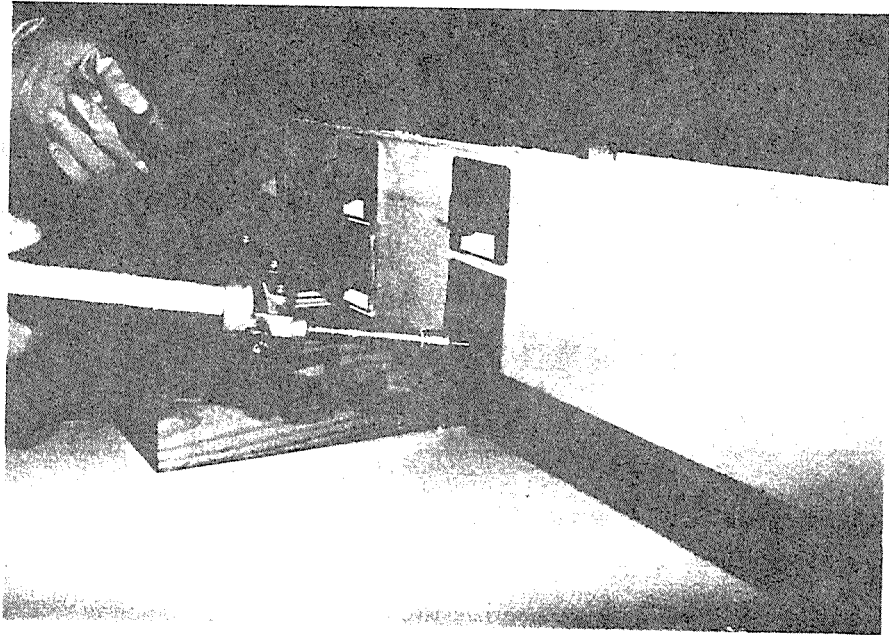


写真2-3 i) エボキシの注入

3・2・3 試験方法

バネ定数決定用供試体、1本及び6本打ちボルト接合供試体に関して、ボルトの軸線と木材の年輪の接線方向が一致するようにし、繊維に平行な方向に加力した。荷重速度は各供試体とも4Kg/cm²/minとした。

(1) バネ定数決定用供試体

試験方法を、図2-4、写真2-4に示す。上部ベッドより加圧された圧縮力をVブロックで支持された16mmφの鋼棒で受け、下部ベッドに固定したダイヤルゲージにて、相対変位置量 $\delta = (\delta_1 + \delta_2) / 2$ を測定した。

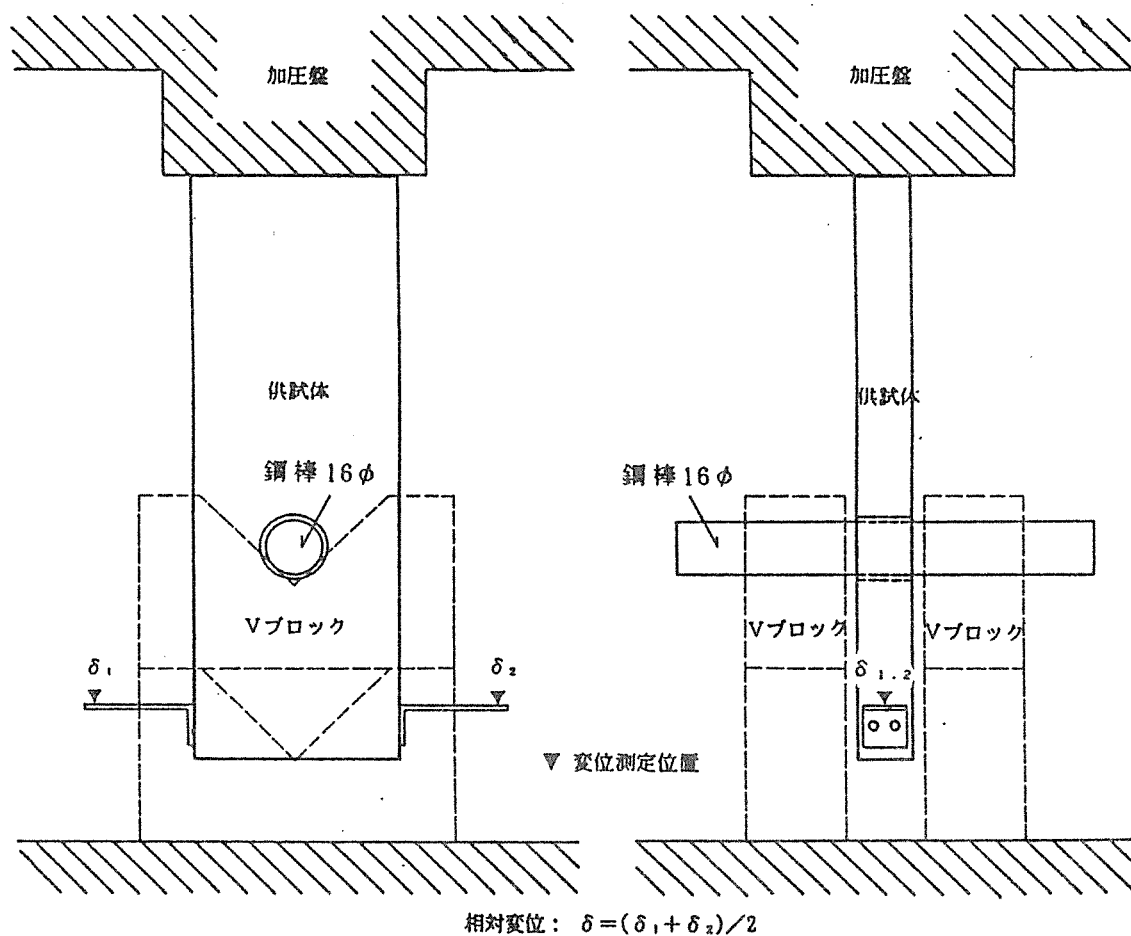


図2-4 試験方法

(2) 1本打ちボルト接合供試体

試験方法を、図2-5、写真2-5に示す。上部ベッドにて加力された圧縮力を30mmφの鋼棒で受け、中央鋼板を経てボルトに伝達した。下部ベッドに固定したダイヤルゲージのうち、N0.11~14にて側材の縮み量を測定し、N0.15、16にて鋼板の沈下量を求め、後者の平均値より前者の平均値を差し引くことによって相対変位量 $\delta = (\delta_{15} + \delta_{16}) / 2 - (\delta_{11} + \delta_{12} + \delta_{13} + \delta_{14}) / 4$ を求めた。

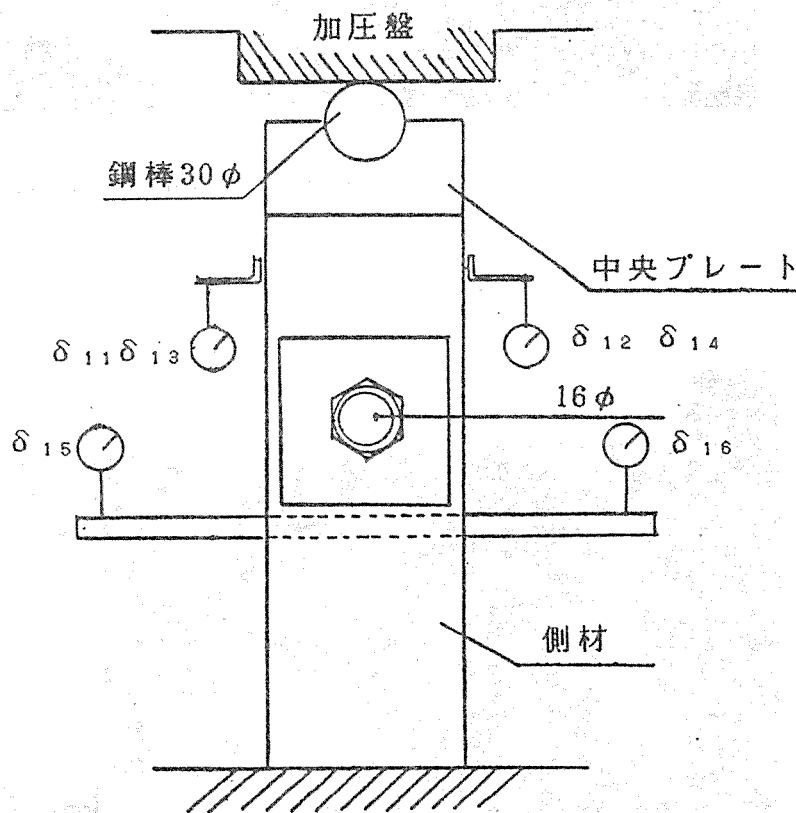


図2-5 1本打ちボルト接合供試体試験方法

○ : ダイヤルゲージを示す

測定方法

$$\text{相対変位 } \delta = (\delta_{15} + \delta_{16}) / 2 - (\delta_{11} + \delta_{12} + \delta_{13} + \delta_{14}) / 4$$

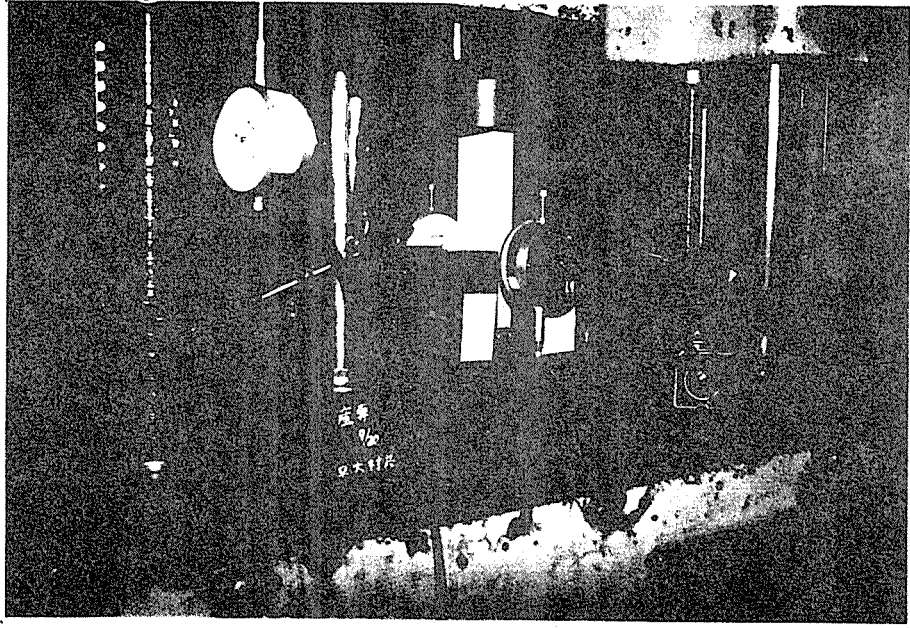


写真2-4 バネ定数決定用供試体の試験方法

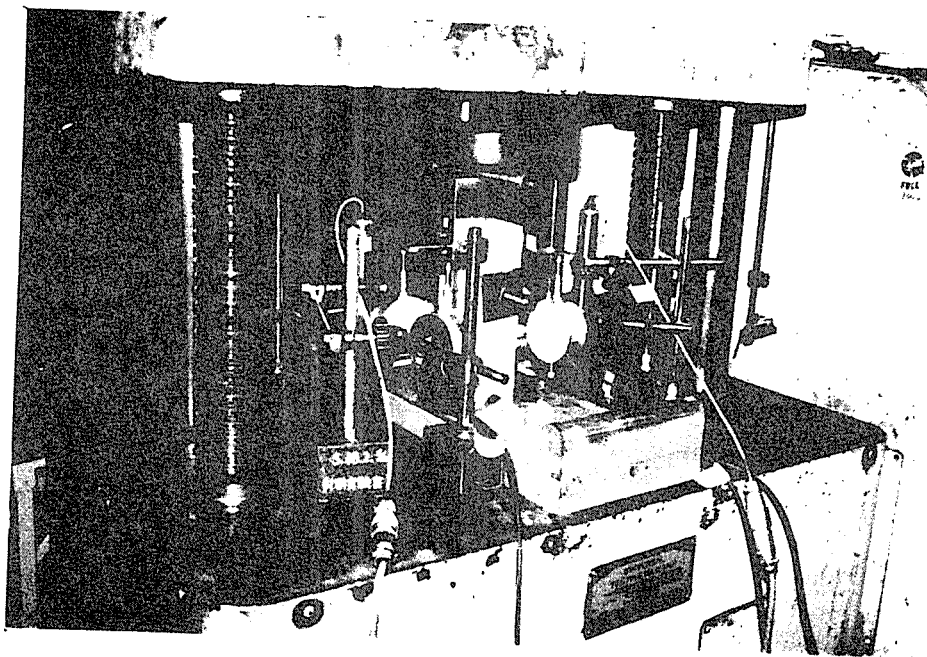
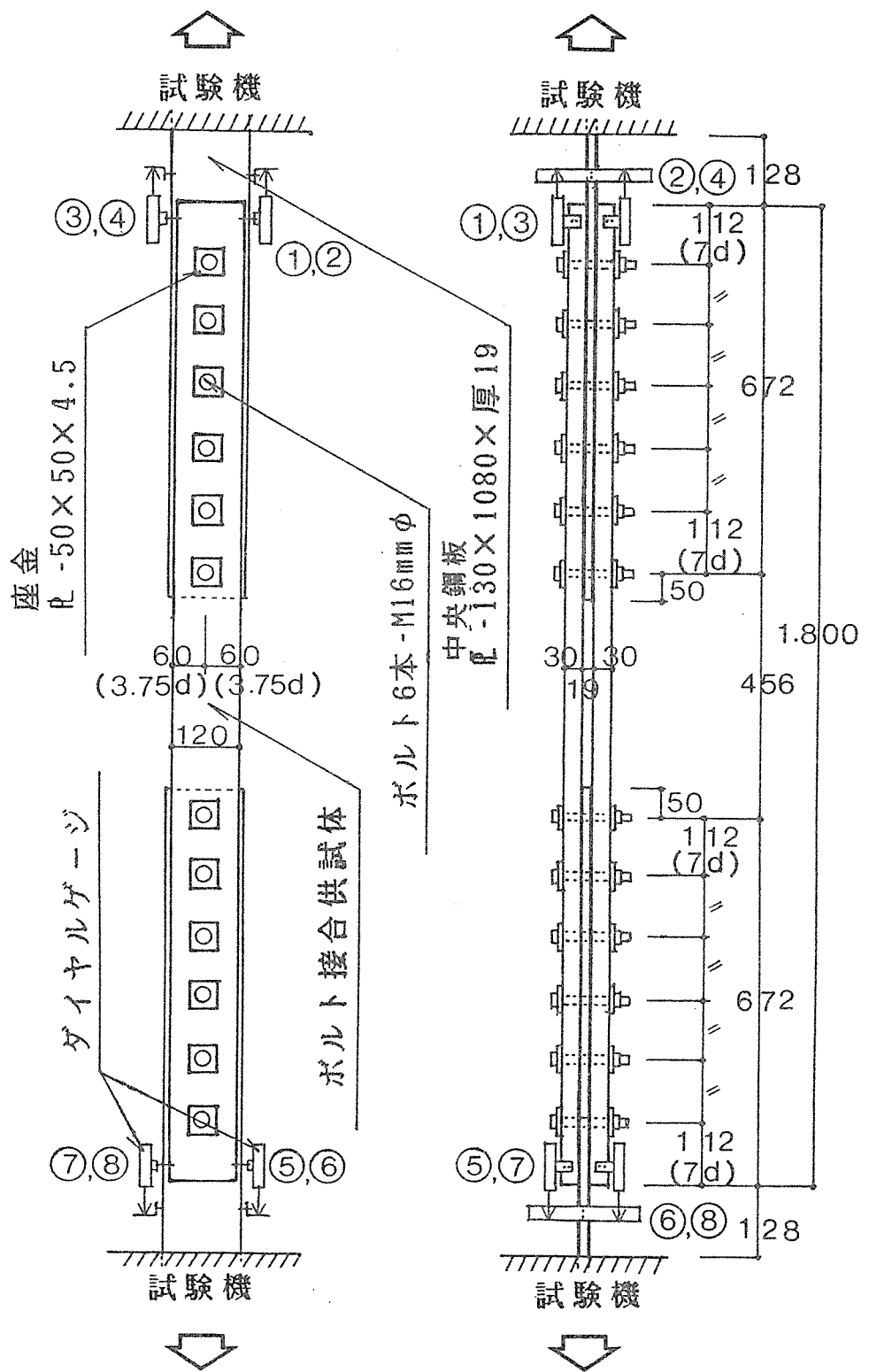


写真2-5 1本打ちボルト接合供試体の試験方法

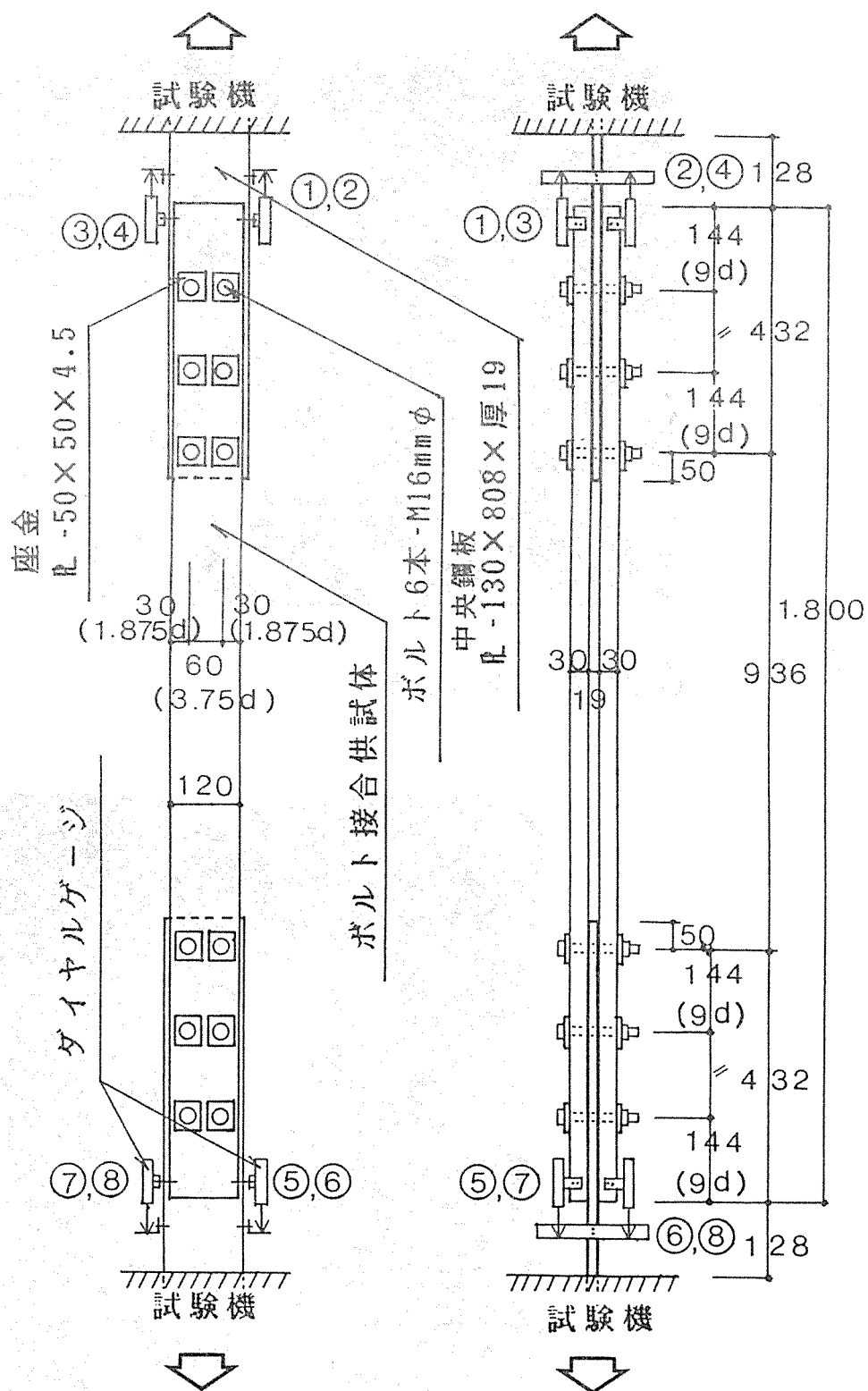
(3) 6本打ちボルト接合供試体

図2-6-1、図2-6-2、及び写真2-6-1～2-6-2に示すように、上下の中央鋼板をそれぞれ上下のヘッドにチャック止めすることによって両引き引張試験を行い、側材両端にてダイヤルゲージをセットし（写真2-6-1～2-6-5）、側材と中央鋼板の相対変位量 $\delta = (\delta_1 + \delta_2 + \delta_3 + \delta_4) / 4$ 、 $(\delta_5 + \delta_6 + \delta_7 + \delta_8) / 4$ を求めた。



ボルト1列配列

図2-6-1 6本打ちボルト接合供試体試験方法



ボルト2列配列

図2-6-2 6本打ちボルト接合供試体試験方法

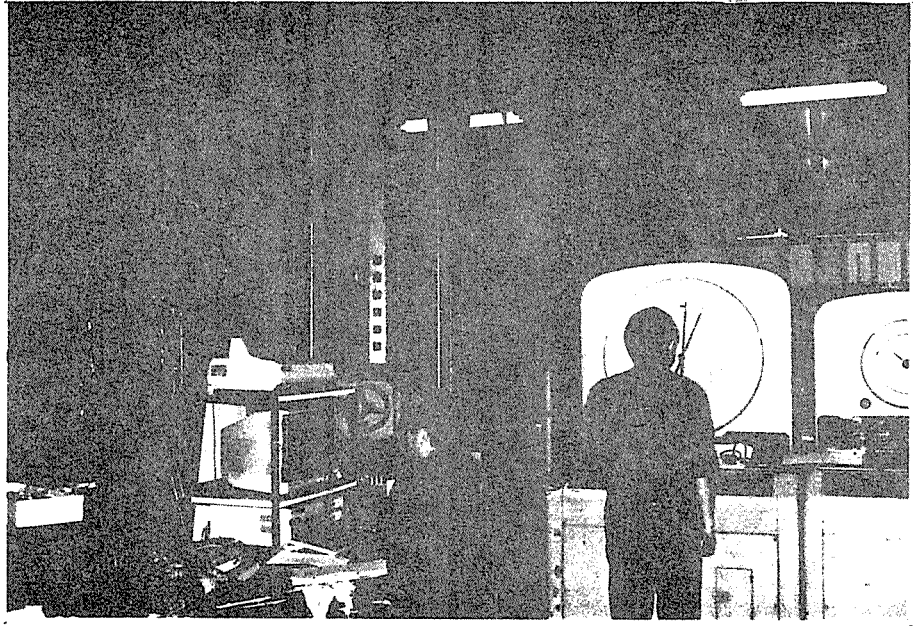


写真2-6-1 試験方法
(6本打ち 1列の場合、)

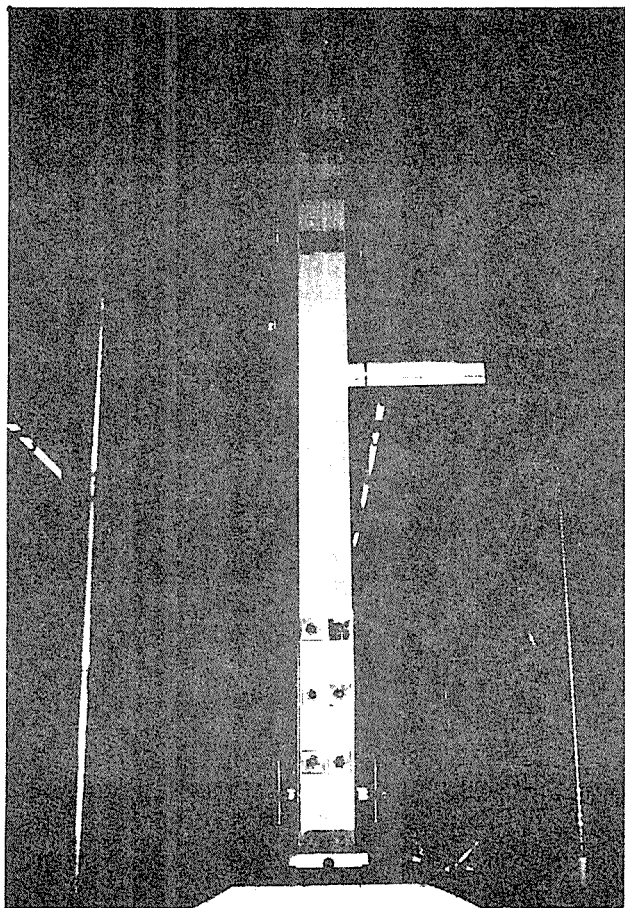


写真2-6-2 試験方法
(6本打ち 2列の場合、)

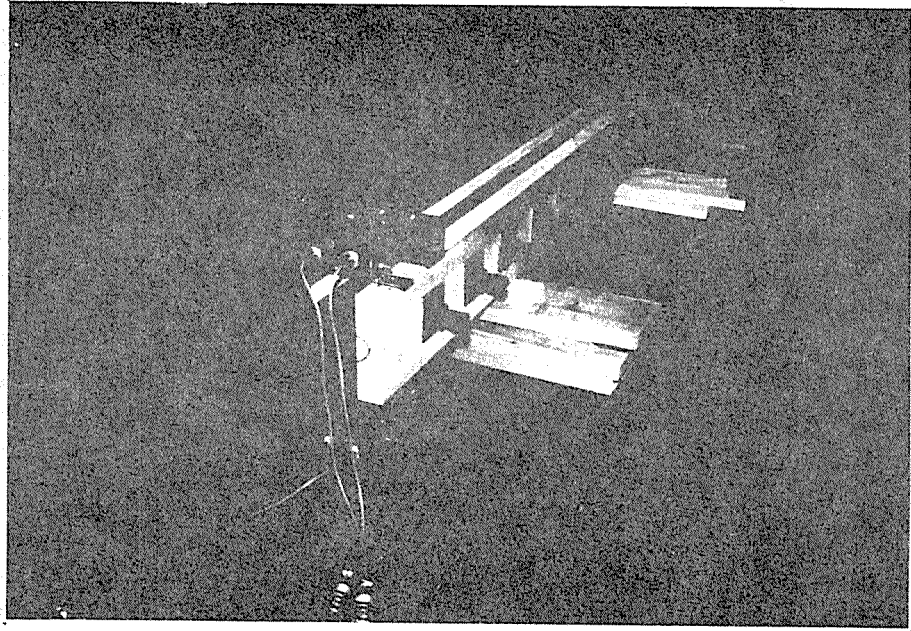


写真2-6-3 ダイヤルゲージのセット
(6本打ち 1列の場合、2列の場合も同様)

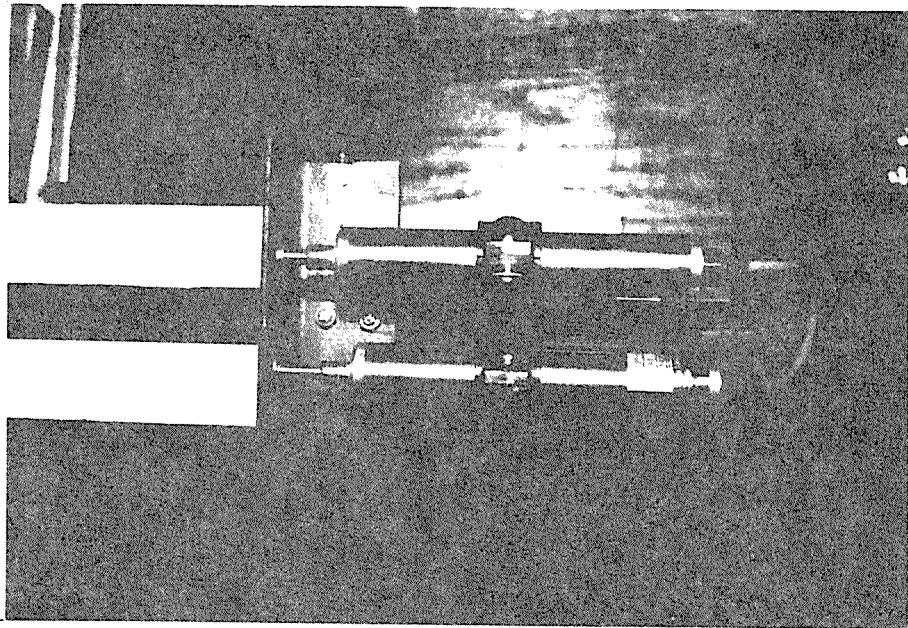


写真2-6-4 ダイヤルゲージのセット
(6本打ち 1列の場合、2列の場合も同様)

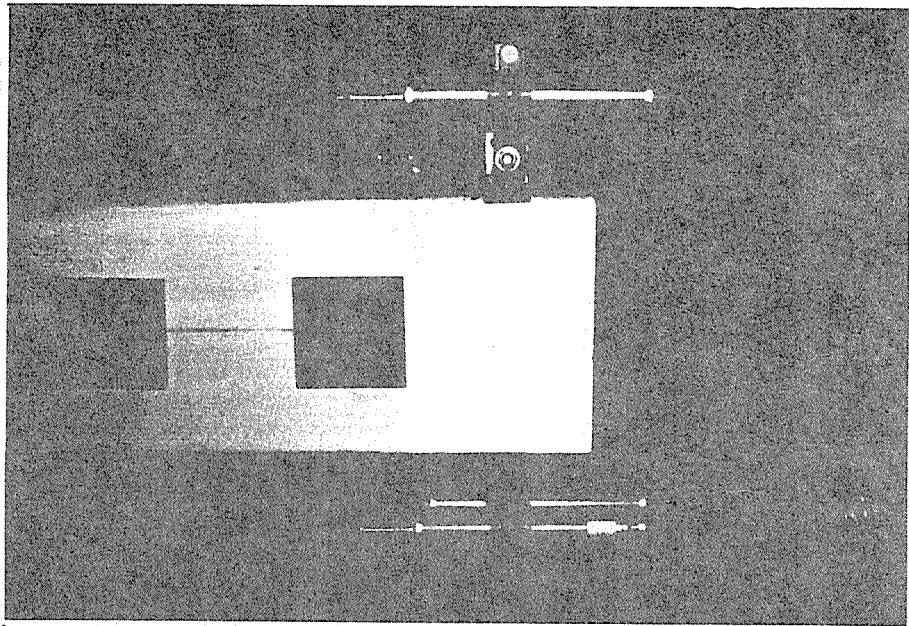


写真2-6-5 ダイヤルゲージのセット
(6本打ち 1列の場合、2列の場合も同様)

3・2・4 試験結果

(1) 解析方法⁶⁾

木材のボルト接合の非線形な荷重－相対変位関係を、数値解析により推定しようとする試み⁷⁾はすでに行われている。この方法は、ボルトの木材へのめりこみ量がボルトの受ける反力と比例することを仮定するものである。側材の荷重－めりこみ量関係、ボルトの剛性を連続する区分的直線で近似し、両者の直線近似の範囲内で荷重増分に対する接合部の相対変位置、ボルトのひずみ値を求め、それらを累計することにより非線形領域での上述の値を求めている。木材のめりこみ量及びボルトの剛性低下は、位置により異なるので、木材、ボルトをいくつかの領域にわけて、その範囲内では、めりこみ量、剛性とも同じ区分的直線で表されるものとしている。分割された領域は、ボルトの変位、たわみ角、曲げモーメント及びせん断力の連続性により接続される。本解析法においては、不明確な座金の効果はとり入れられていない。

(a) 基本式及び仮定

解析にあたり、ボルト中央にて対称と考え片側のみを扱うことにする。分割領域を図2-7に示すように大きく3ゾーンにわけた。ゾーン1は中央プレートの直下に相当し、側材によって支持されていない。ゾーン2, 3は側材中にあるボルトに相当する。但し側材によって支持されているボルトをゾーン2, 3と分けたのは、当初に行った実験においてゲージを貼布するための溝をゾーン3にて設けたための断面欠損を考慮したことによる。

1) 増分荷重に関し、各ゾーンにおいて下式が成立する。

ゾーン1：ボルトは、中央鋼板直下にて等分荷重を受けるものとする。

$$\frac{d^4 y}{dx^4} = \frac{P}{t} \dots\dots\dots(2-1)$$

P：荷重 t：中央プレートの厚さ

ゾーン2, 3：ボルトは、側材直下にて一般化された弾性床上の梁理論が適用されるものとする。

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + DKy = 0 \dots\dots\dots(2-2)$$

$$L = \sqrt[4]{\frac{4EI}{D \cdot K}}$$

K：段階的に直線で近似された木のバネ定数
EI：段階的に直線で近似されたボルトの曲げ剛性
D：ボルトの径

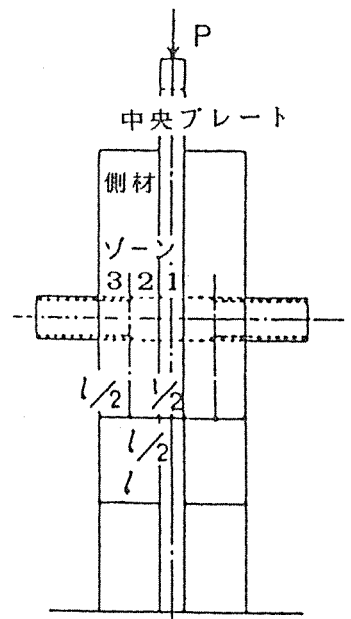


図2-7 解析モデル

2) 木のバネ定数Kは、分割された側材の厚さ方向において一様でいくつかの連続した線分からなるものとする。

3) ボルトの曲げ剛性EIは、弾完全塑性体とみなし、下式⁸⁾をいくつかの連続した線分で近似したものとする。

$$\frac{M}{M_0} = \frac{1}{\pi} \left[2 \frac{\kappa}{\kappa_0} \sin^{-1} \frac{\kappa_0}{\kappa} + 2 \left\{ 1 - \left(\frac{\kappa_0}{\kappa} \right)^2 \right\}^{1/2} + \frac{4}{3} \left\{ 1 - \left(\frac{\kappa_0}{\kappa} \right)^2 \right\}^{3/2} \right]$$

.....(2-3)

M_0, κ_0 : 塑性域を生じ始めるときの曲げモーメント、曲率
 M, κ : 塑性域を生じたときの曲げモーメント、曲率

4) ゾーン1, 2, 3をそれぞれ数個の区間に分割した場合 上述の2)、3)より増分荷重に対して各区間でKとEIは定数となり、(2-1),(2-2)式が成立するものとする。

(b) 数値解析

解析にあたり、図2-8に示す様にゾーン1を1区分、ゾーン2をX方向に向かって $l/20, l/10, 3l/20, l/5$ の点で4分割、ゾーン3を2等分割し計7区間とし座標軸を設定した。(a)の1),4)より各区間においてある増分荷重(ΔP)に対し、KとEIは一定でゾーン1,2,3で変位増分(Δy)は下式によって表される。

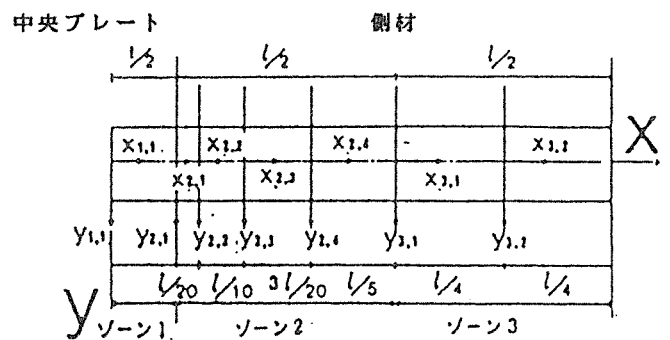


図2-8 座標軸の設定

1) ゾーン1のi区間:

$$\Delta y_{1,i} = \frac{\Delta P}{24 \cdot t \cdot EI_1(i)} (X_{1,i,1}^4 + 4G_{1,i,1} X_{1,i,1}^3 + 12G_{1,i,2} X_{1,i,1}^2 + 24G_{1,i,3} X_{1,i,1} + G_{1,i,4})$$

.....(2-4)

$\Delta y_{1,i}$: ゾーン1の区間iにおける増分変位
 $EI_1(i)$: ゾーン1の区間iにおける曲げ剛性
 t : 中央プレートの厚さ
 $G_{1,i,1}, G_{1,i,2}, G_{1,i,3}, G_{1,i,4}$: 未定数

2) ゾーン 2、3 (=n) の区間 i :

$$\Delta y_{n,i} = \frac{1}{2 \cdot D} (G_{n,i,1} e^{\xi_{n,i}} + G_{n,i,2} e^{-\xi_{n,i}}) \cos \xi_{n,i} + (G_{n,i,3} e^{\xi_{n,i}} + G_{n,i,4} e^{-\xi_{n,i}}) \sin \xi_{n,i}$$

.....(2-5)

$\Delta y_{n,i}$: ゾーン n の区間 i における増分変位
 $\xi_{n,i} = \frac{X_{n,i}}{L_{n,i}}$ $L_{n,i} = \sqrt{\frac{4EI_n(i)}{D \cdot K_{n,i}}}$
 $EI_n(i)$: ゾーン n の区間 i における曲げ剛性
 $K_{n,i}$: ゾーン n の区間 i における木のバネ定数
 $G_{n,i,1}, G_{n,i,2}, G_{n,i,3}, G_{n,i,4}$: 未知定数

上述の増分荷重、増分変位を累加し荷重及び変位とした。(2-4),(2-5)式における未知定数は、変位及び(2-6)式の接続点の回転角、曲げ、せん断の連続性とモデルの対称性を境界条件として求めた。さらに、座金による拘束モーメントを無視してボルト中央より(6+ ι)mmの点(ι :側材厚)を自由端とする条件も用いた。実際の数値解析においては、最初の仮定値が妥当な範囲内にあることが確認されるまで試行錯誤により荷重及び変位の増分量をもとめた。

$$\theta = \frac{d y_{n,i}}{d x_{n,i}}, \quad M = -EI_n(i) \frac{d^2 y_{n,i}}{d x_{n,i}^2}, \quad Q_i = -EI_n(i) \frac{d^3 y_{n,i}}{d x_{n,i}^3}$$

.....(2-6)

実際の木材のバネは、実験で得た荷重-相対変位関係を耐力比-変位関係に変換し数個の線分により近似した。その後平均耐力を求め荷重-変位関係に変換し図2-9及び下式より解析用バネ定数を求めた。

$$P_n - P_{n-1} = K(n) \{KYK(n) - KYK(n-1)\} \cdot D \cdot a$$

.....(2-7)

P_{n-1} : 求めようとするバネの線分における始点の荷重
 P_n : 求めようとするバネの線分における終点の荷重
 $KYK(n-1)$: 求めようとするバネの線分における始点の変位
 $KYK(n)$: 求めようとするバネの線分における終点の変位
 D : ボルト径
 a : 供試体厚さ

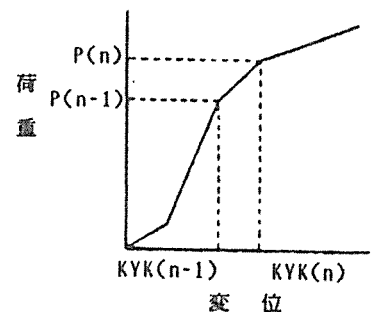


図2-9 解析用バネ定数

ボルト接合の曲げ剛性は、(a).3)の(2-3)式において K/K_0 を0.5 ずつ変化させ M/M₀ を求め各点を直線で結ぶことによって得られたモデルに基いた。

c)フローチャート

フローチャートを図2-10に示す。

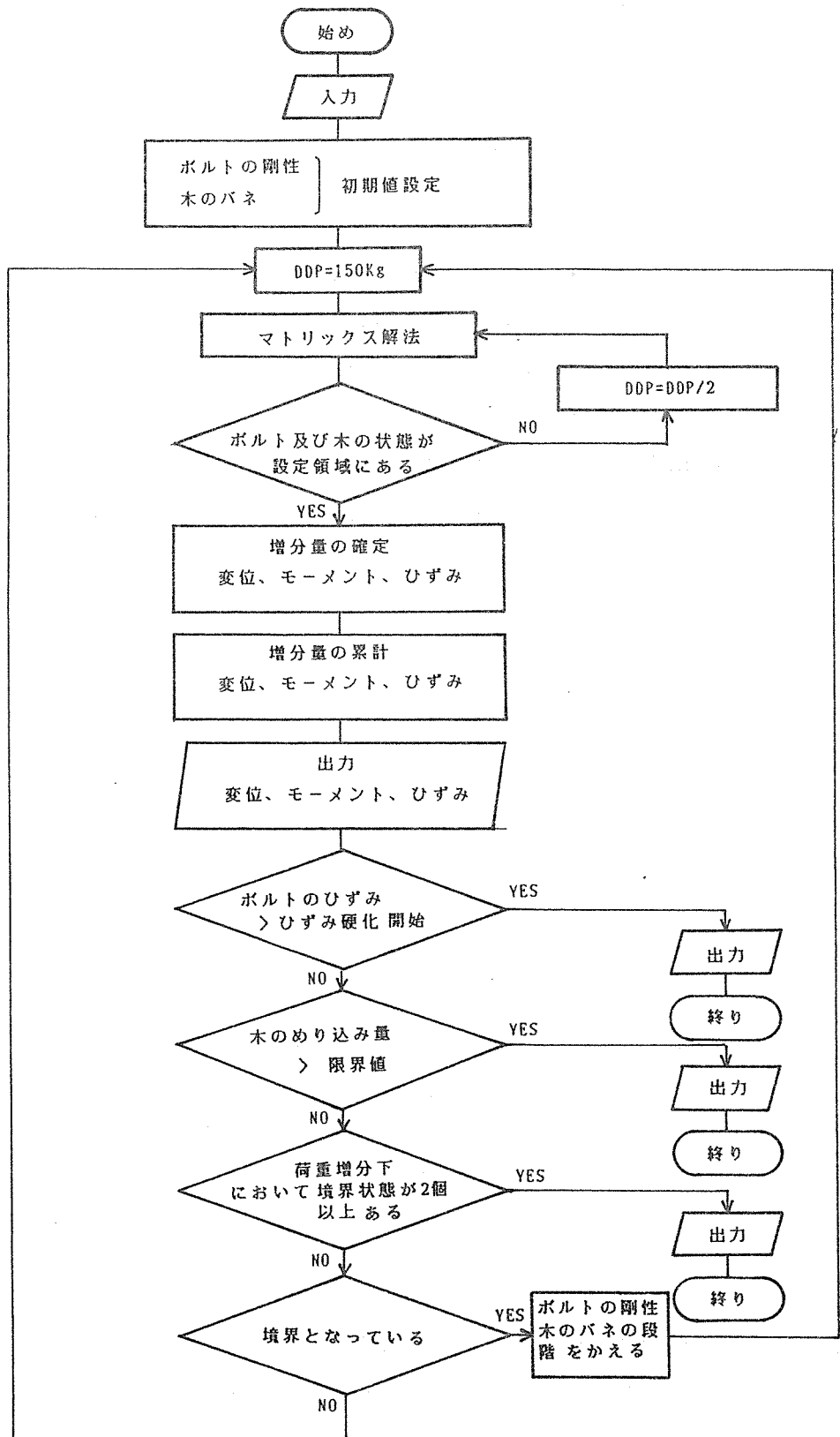


図2-10 フローチャート

(2) 木材のバネ定数

2-4-1 (b) で述べた木材のバネを、具体的には図2-11のように仮定した。側材NO.ごとに入力に必要な $K(1)$ 、 $KYK(1)$ を求め、その結果を表2-4-1～表2-4-2に示す。なお、写真2-7-1、写真2-7-2に破壊状況を示すが、エポキシ充填の有無に関係なくボルト孔を含む縦割れによる破壊状況である。

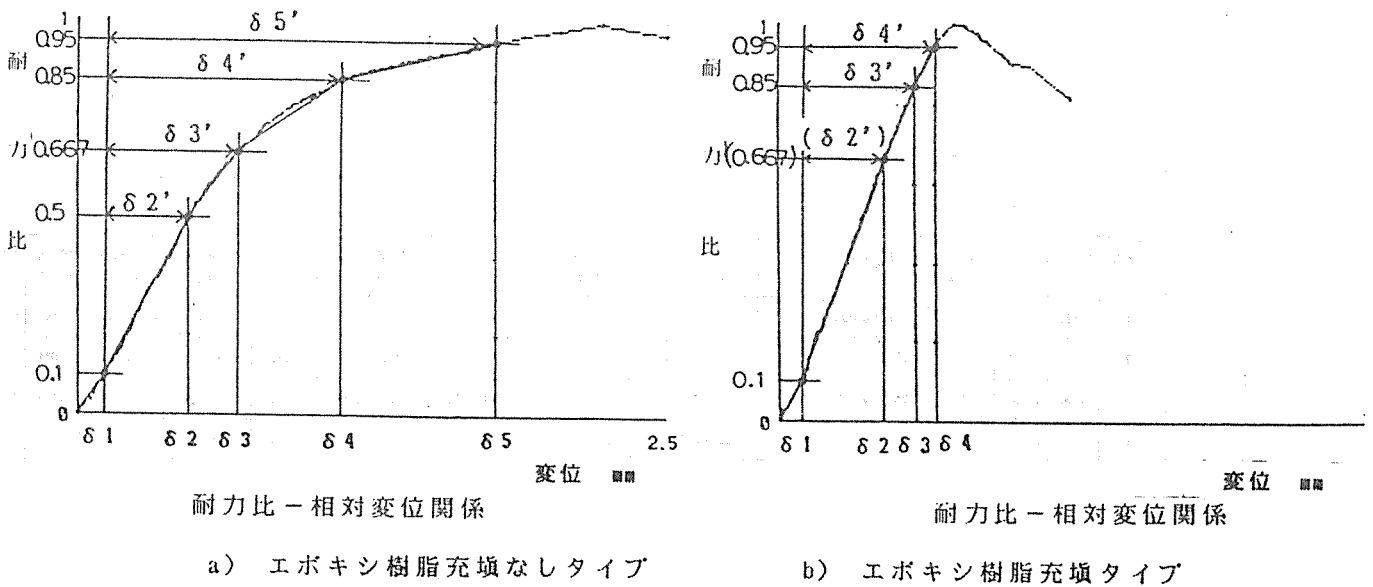


図2-11 バネの折れ曲がりの仮定

表2-4-1 エポキシ樹脂充填なしタイプのバネ試験結果

供試体NO	THK1			THK2			THK3			THK4			THK5			THK7			THK8		
最大荷重	1052Kg			1144Kg			1120Kg			1028Kg			1185Kg			1125Kg			1092Kg		
特性値 1	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)
1	105	0.0111	2956	114	0.0138	2582	112	0.0219	1598	103	0.0695	3392	119	0.0108	3443	113	0.0093	3801	109	0.0215	1584
2	526	0.0530	3140	572	0.0627	2927	560	0.0534	4444	514	0.0469	3433	563	0.0567	3227	563	0.0437	4087	546	0.0868	3028
3	702	0.0790	2115	763	0.0817	3141	747	0.0755	2644	696	0.0650	2970	760	0.0802	2620	750	0.0641	2865	728	0.0886	2585
4	894	0.1511	833	972	0.124	1548	952	0.118	1497	874	0.121	1049	1007	0.139	1153	955	0.106	1536	928	0.145	1108
5	999	0.295	228	1087	0.310	194	1062	0.226	325	977	0.270	216	1126	0.317	209	1069	0.178	490	1037	0.329	185

表2-4-2 エポキシ樹脂充填タイプのバネ試験結果

供試体NO	TEK1			TEK2			TEK3			TEK4			TEK5			TEK7			TEK8		
最大荷重	1219Kg			1168Kg			1187Kg			1041Kg			1218Kg			1320Kg			1445Kg		
特性値 1	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)	荷重 P(1)Kg	KVK(1) (cm)	K(1) (Kg/cm ²)
1	122	0.0100	3813	117	0.0038	9647	119	0.0044	8490	104	0.0025	13000	122	0.0045	8510	132	0.0041	10185	145	0.0062	7368
2	813	0.0427	6604	779	0.0420	5414	792	0.0470	4935	694	0.0336	5928	812	0.0573	4082	880	0.0264	10459	964	0.0438	6834
3	1036	0.153	632	993	0.155	592	1009	0.124	881	885	0.0773	1366	1035	0.179	573	1122	0.146	632	1228	0.160	709
4	1158	0.279	303	1110	0.337	201	1128	0.308	202	980	0.232	210	1157	0.271	414	1254	0.317	241	1373	0.273	401

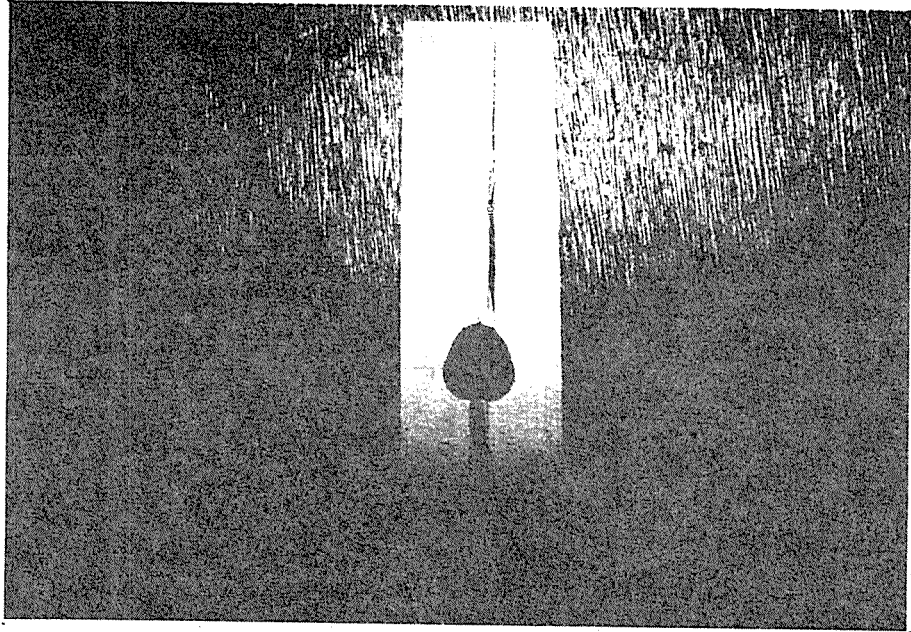


写真2-7-1 エボキシが充填されていないバネ定数決定用供試体の破壊状況

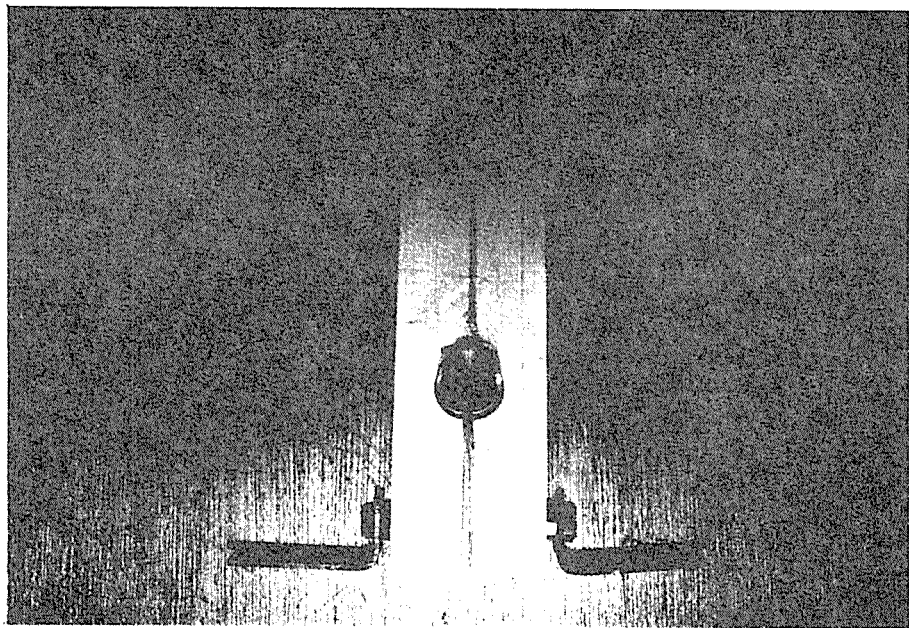
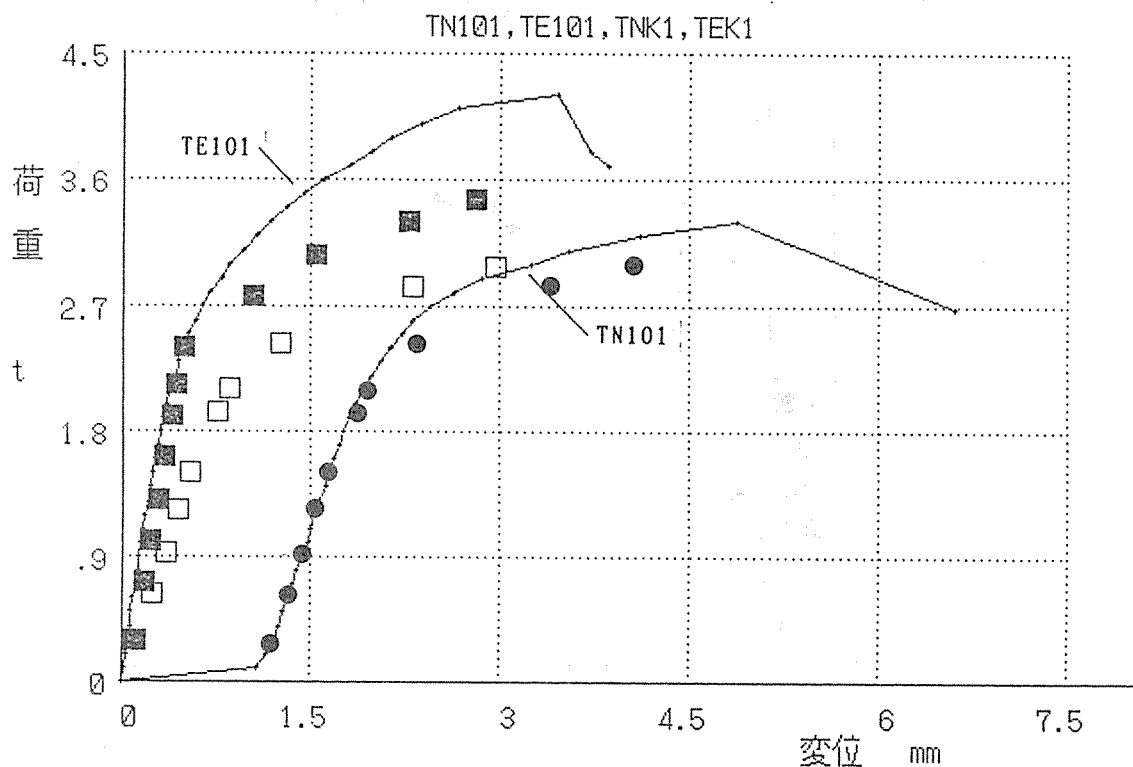


写真2-7-2 エボキシ充填バネ定数決定用供試体の破壊状況

(3) 1本打ちボルト接合供試体

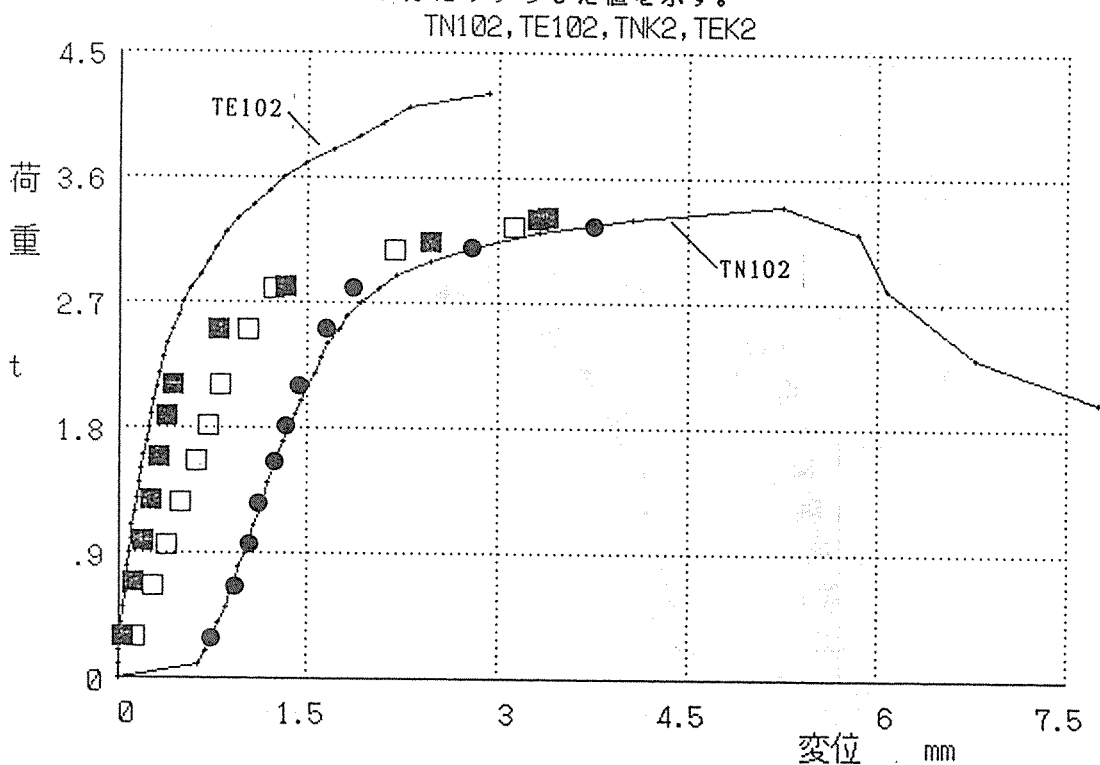
図2-12-1～図2-12-7に、ペアとなるエポキシ樹脂充填タイプと充填なしタイプの1本打ちボルト接合供試体の荷重－相対変位関係を示す。初期ガタのない実線がエポキシ充填タイプの、それがある実線がエポキシ充填なしタイプの実験値を示す。■はエポキシ充填タイプの、□はエポキシ充填なしタイプの解析値を示す。実験値と解析値を比較するとエポキシなしタイプに関しては、初期ガタが大きく、これを除けばTN102(図2-12-2)、TN104(図2-12-4)等はよく合致しているが、TN105(図2-12-5)、TN107(図2-12-6)等は差が大きい。同じくエポキシ充填タイプに関しては、TE107(図2-12-6)はよく合致しているが、TE102(図2-12-2)、TE103(図2-12-3)、TE105(図2-12-5)等の差が大きい。これはバネ供試体がそれぞれの側材に関して1体しかなかったことと、特にエポキシ樹脂充填タイプに関しては、養生不足によってエポキシ樹脂の強度が安定していないまま実験したことが、バラツキをさらに増大させた原因として考えられる。なお供試体の破壊状況を写真2-8-1、写真2-8-2に示すが、バネ供試体のそれと同様である。



1 本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

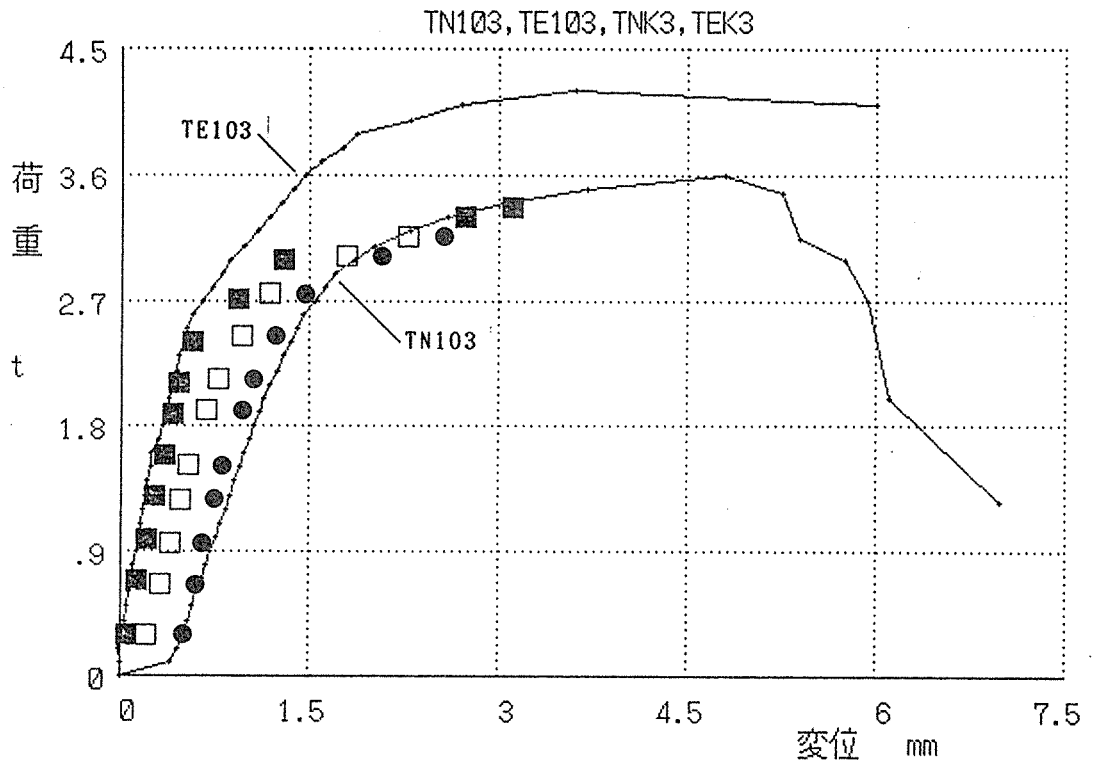
図2-12-1 (TN101、TE101) 荷重-相対変位関係

- : バネ試験に基づくエポキシ充填タイプの解析値 (TEKシリーズ)
- : バネ試験に基づくエポキシ充填なしタイプの解析値 (TNKシリーズ)
- : □の実験値をガタ分だけずらした値を示す。



1 本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

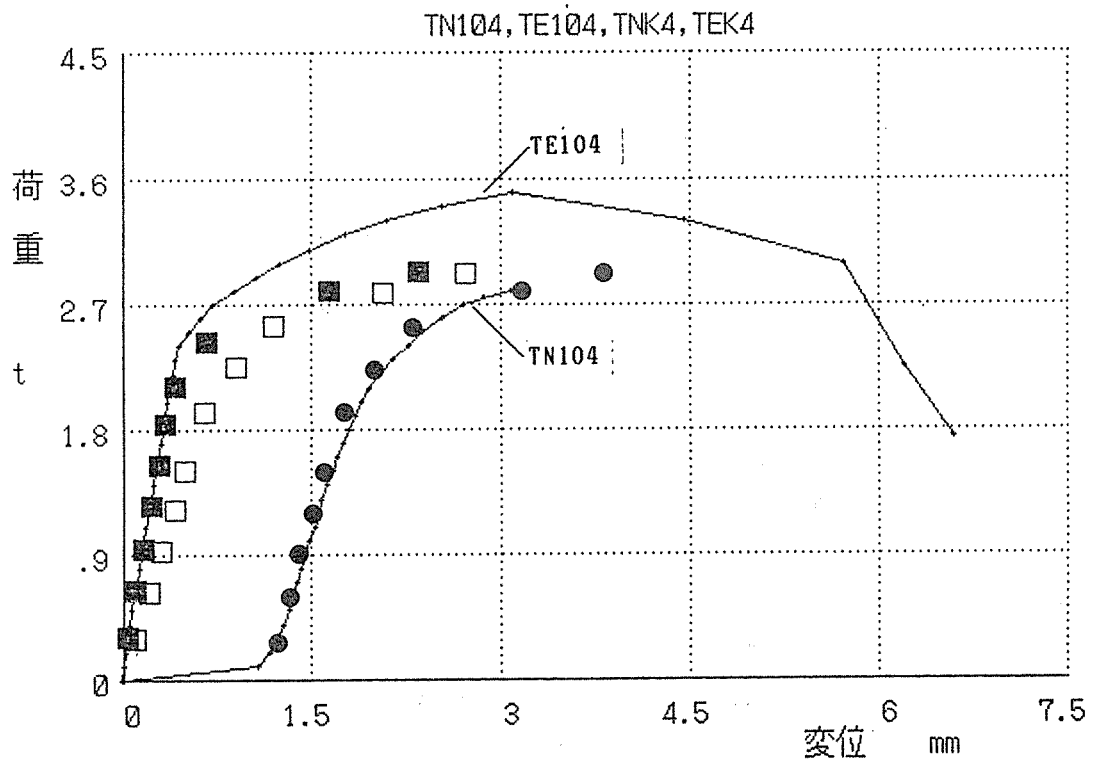
図2-12-2 (TN102、TE102) 荷重-相対変位関係



1本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

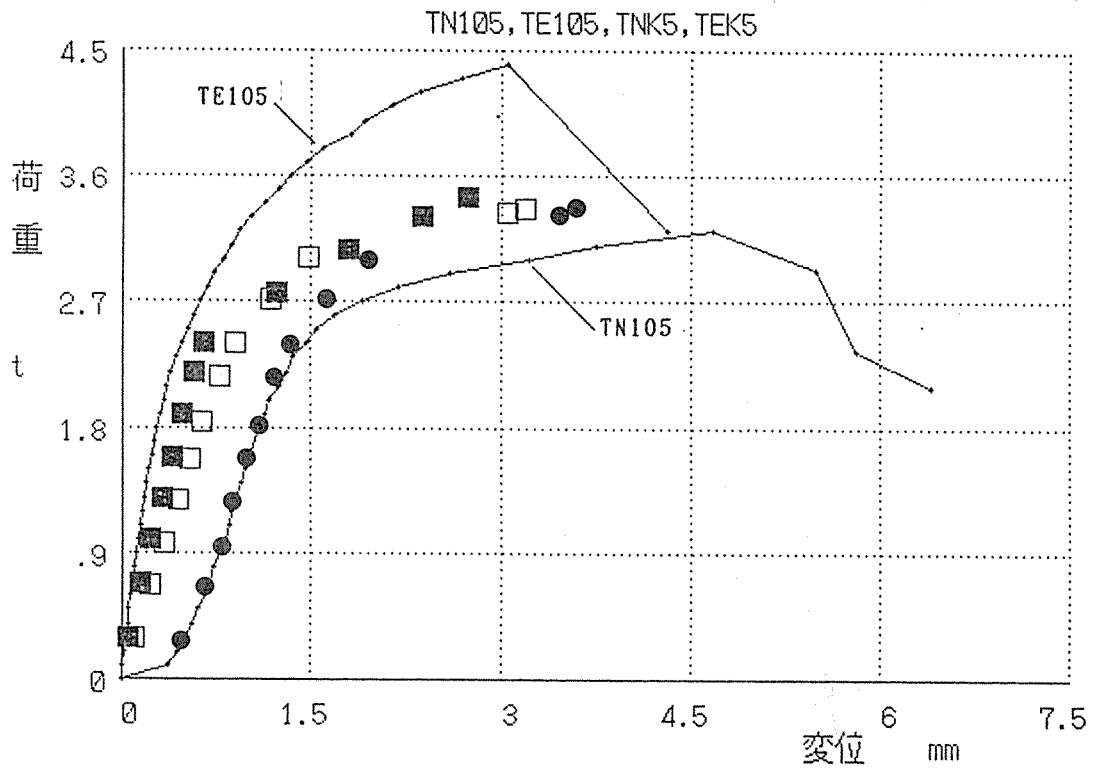
図2-12-3 (TN103、TE103) 荷重-相対変位関係

- ：バネ試験に基づくエポキシ充填タイプの解析値 (TEKシリーズ)
- ：バネ試験に基づくエポキシ充填なしタイプの解析値 (TNKシリーズ)
- ：□の実験値をガタ分だけずらした値を示す。



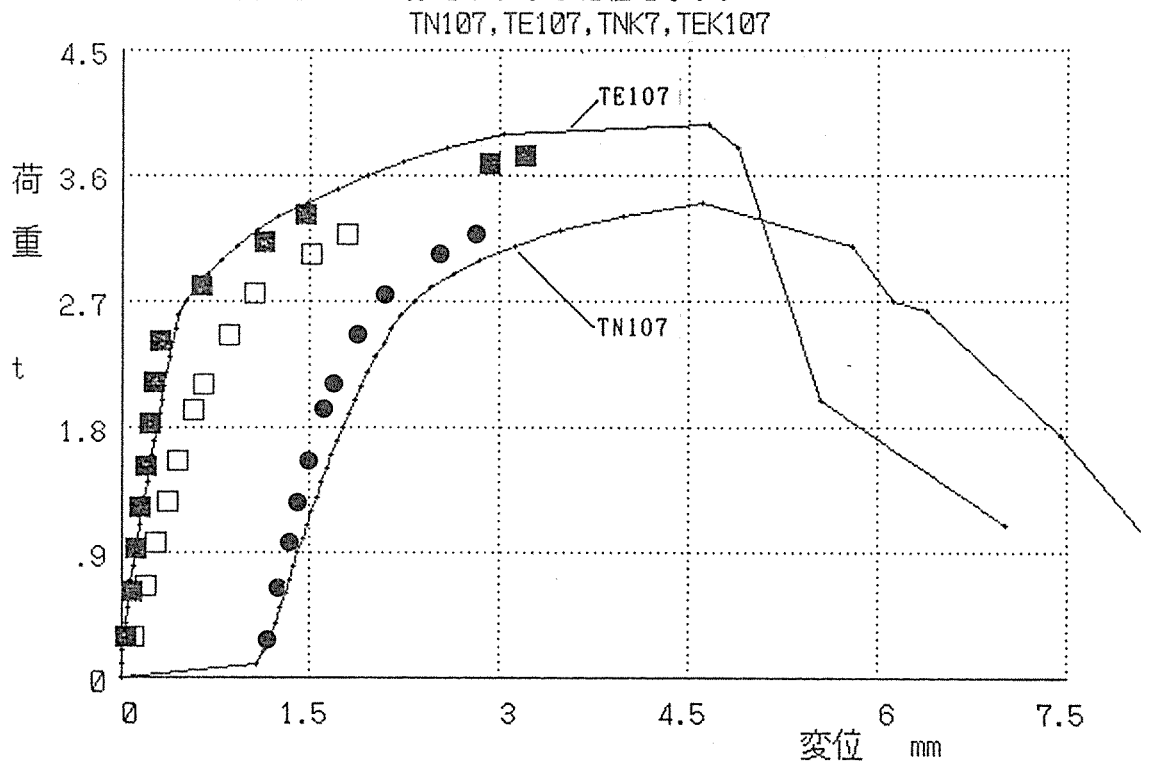
1本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

図2-12-4 (TN104、TE104) 荷重-相対変位関係

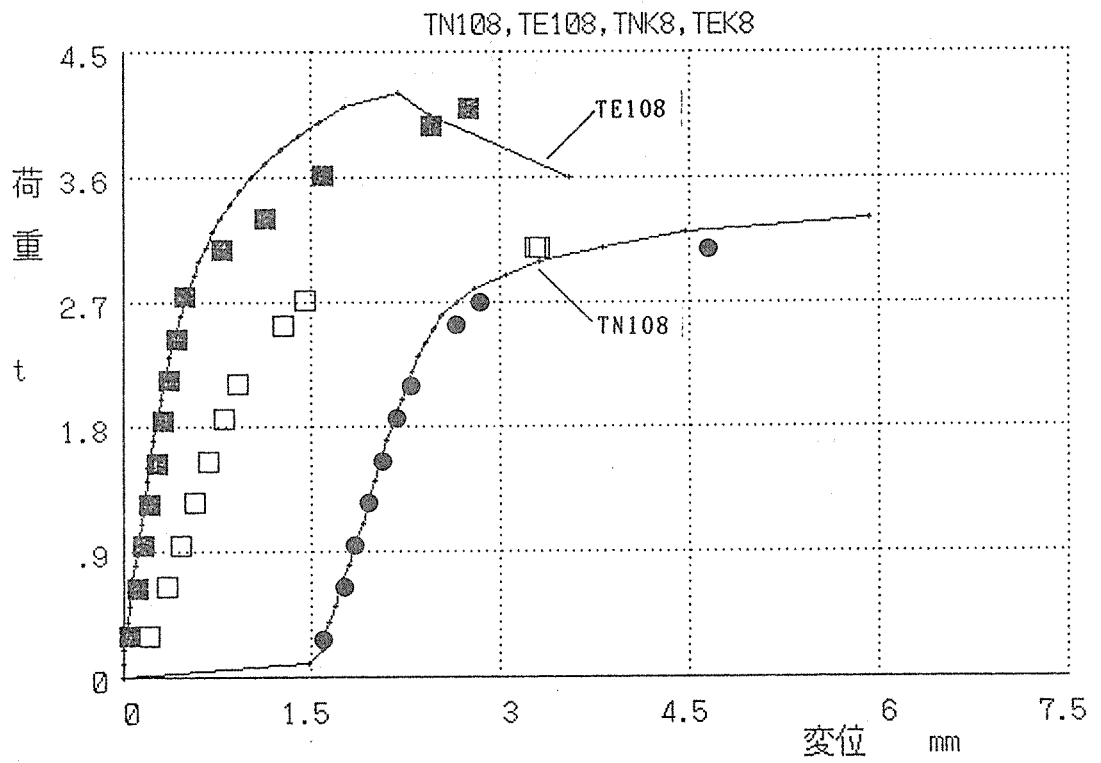


1本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値
 図2-12-5 (TN105、TE105) 荷重-相対変位関係

- : バネ試験に基づくエポキシ充填タイプの解析値 (TEKシリーズ)
- : バネ試験に基づくエポキシ充填なしタイプの解析値 (TNKシリーズ)
- : □の実験値をガタ分だけずらした値を示す。



1本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値
 図2-12-6 (TN107、TE107) 荷重-相対変位関係



1 本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値
 図2-12-7 (TN108、TE108) 荷重－相対変位関係

- ：バネ試験に基づくエポキシ充填タイプの解析値 (TEKシリーズ)
- ：バネ試験に基づくエポキシ充填なしタイプの解析値 (TNKシリーズ)
- ：□の実験値をガタ分だけずらした値を示す。

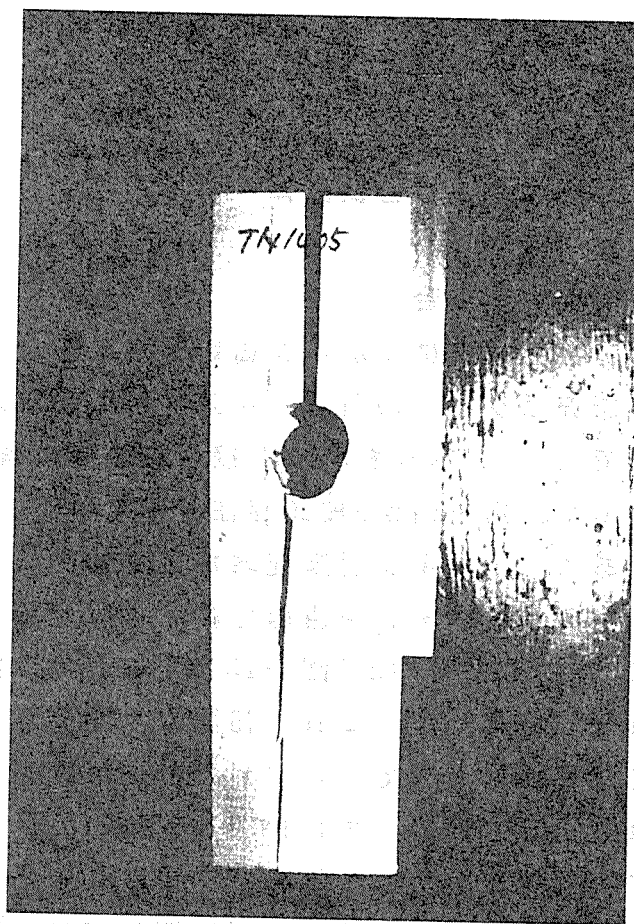


写真2-8-1 エポキシが充填されていない1本打ちボルト接合供試体の破壊状況

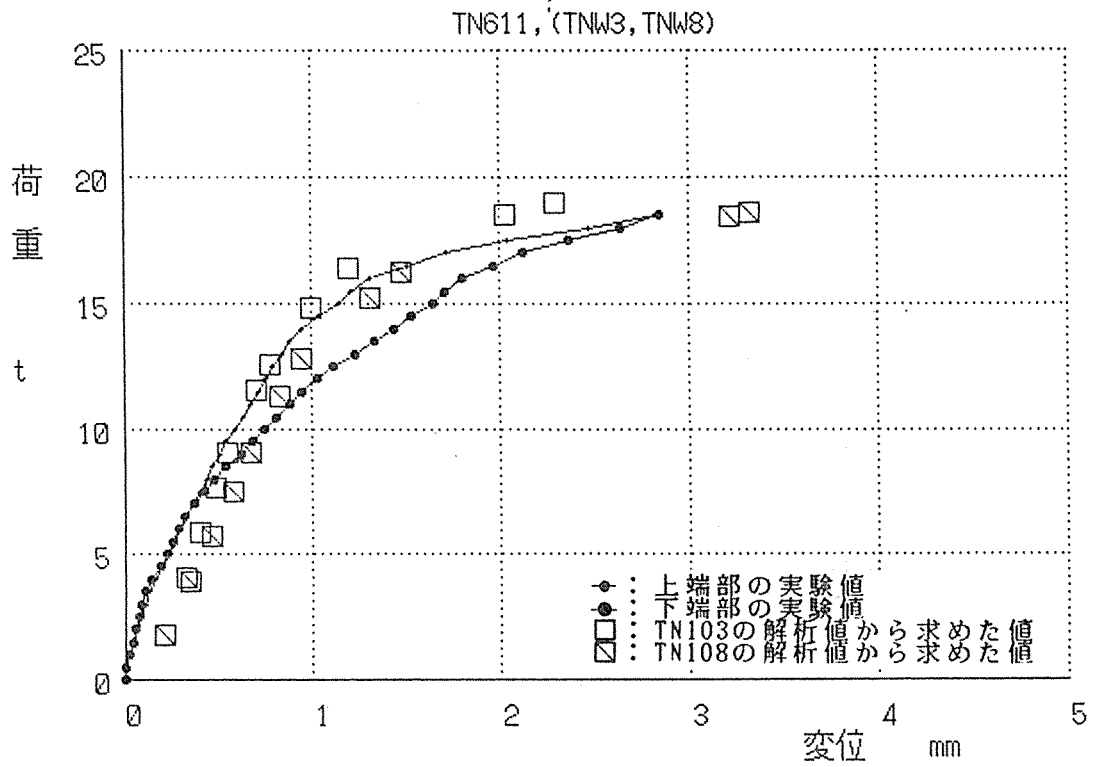


写真2-8-2 エポキシ充填1本打ちボルト接合供試体の破壊状況
(中央鋼板と側材間のエポキシ充填が充分であることを示している。
発泡ウレタンによる目止め効果が有効に作用していることを示す。)

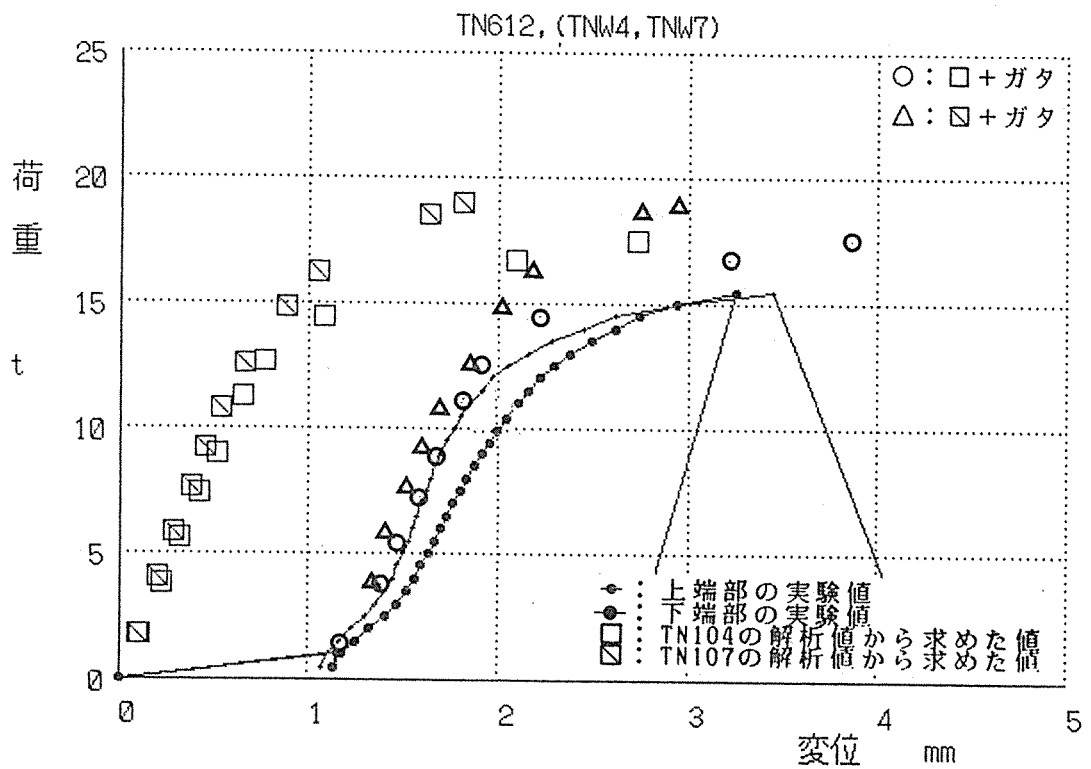
2-4-4 6本打ちボルト接合供試体

(a)ボルト1列配列の場合

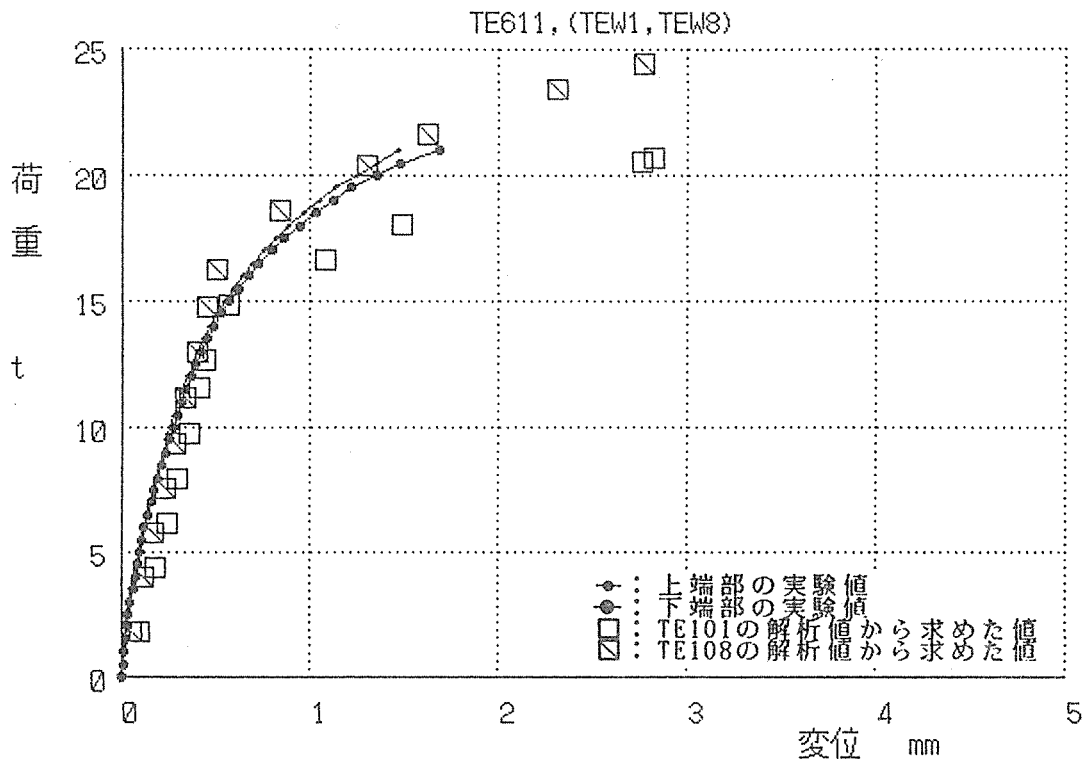
図2-13-1、図2-13-2にエポキシ樹脂充填なしタイプの、図2-14-1、図2-14-2にエポキシ樹脂充填タイプの荷重-相対変位関係を示す。実験値は、プロットを実線で結ぶ形で表し、1本打ちボルト接合供試体の解析値を6本打ちに適用した値を□、◇にて示す。解析値が2種類存在するのは、2つの側材が同一材から成っていないためである。エポキシ樹脂充填なしタイプに関して、荷重12~13t前後の解析値と最も低い荷重値のそれを直線で結び、実験値にその勾配を当てはめてみると、TN611（図2-13-1）、TN612（図2-13-2）の下側の実験値が、だいぶ低い荷重で勾配からずれはじめている。これは初期ガタを問題にしないにしても、ボルト本数に比例して剛性が増大しておらず、設計上危険側にあり、解析値を適用することが難しい事を示している。またTN611（図2-13-1）にて初期ガタが無いのは、試験時において初期荷重をかけた後のデータによったためである。一方、図2-14-1、図2-14-2のエポキシ樹脂充填タイプに関しては、初期ガタ、剛性低下もなく、解析値によって十分予測可能なことが示されている。



エポキシ樹脂充填なしタイプ
6本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値
図2-13-1 (1列配列 TN611) 荷重-相対変位関係



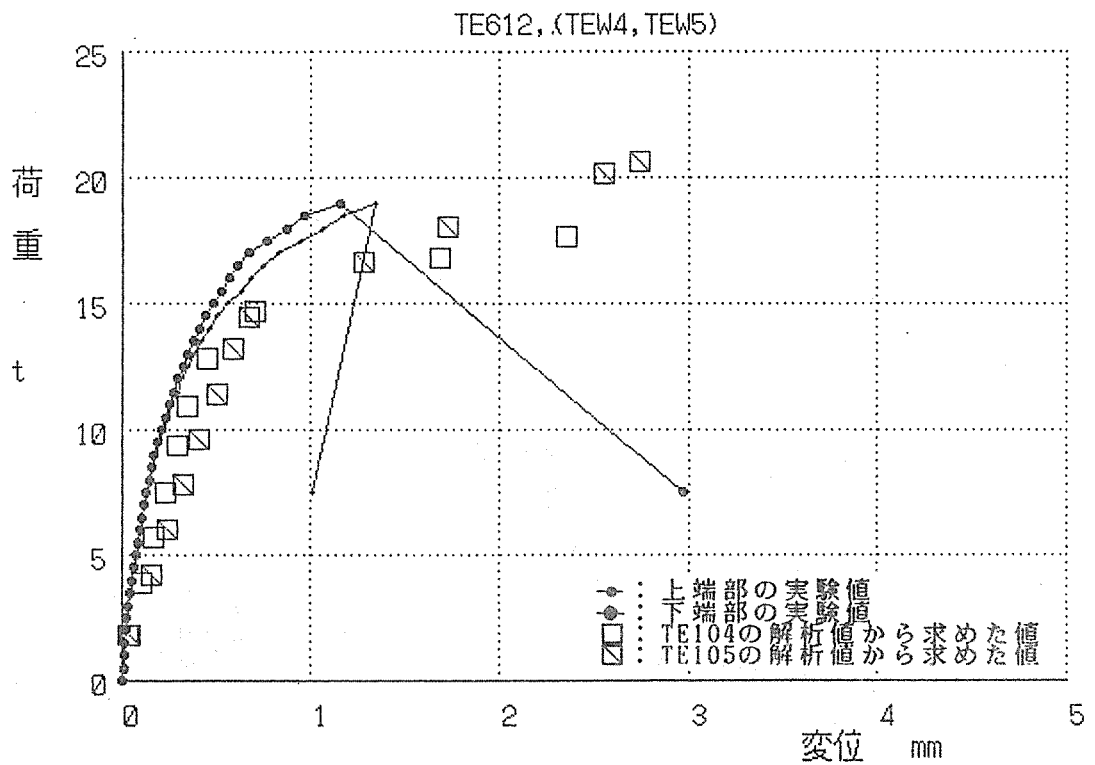
エポキシ樹脂充填なしタイプ
6本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値
図2-13-2 (1列配列 TN612) 荷重-相対変位関係



エポキシ樹脂充填タイプ

6本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

図2-14-1 (1列配列 TE611) 荷重-相対変位関係



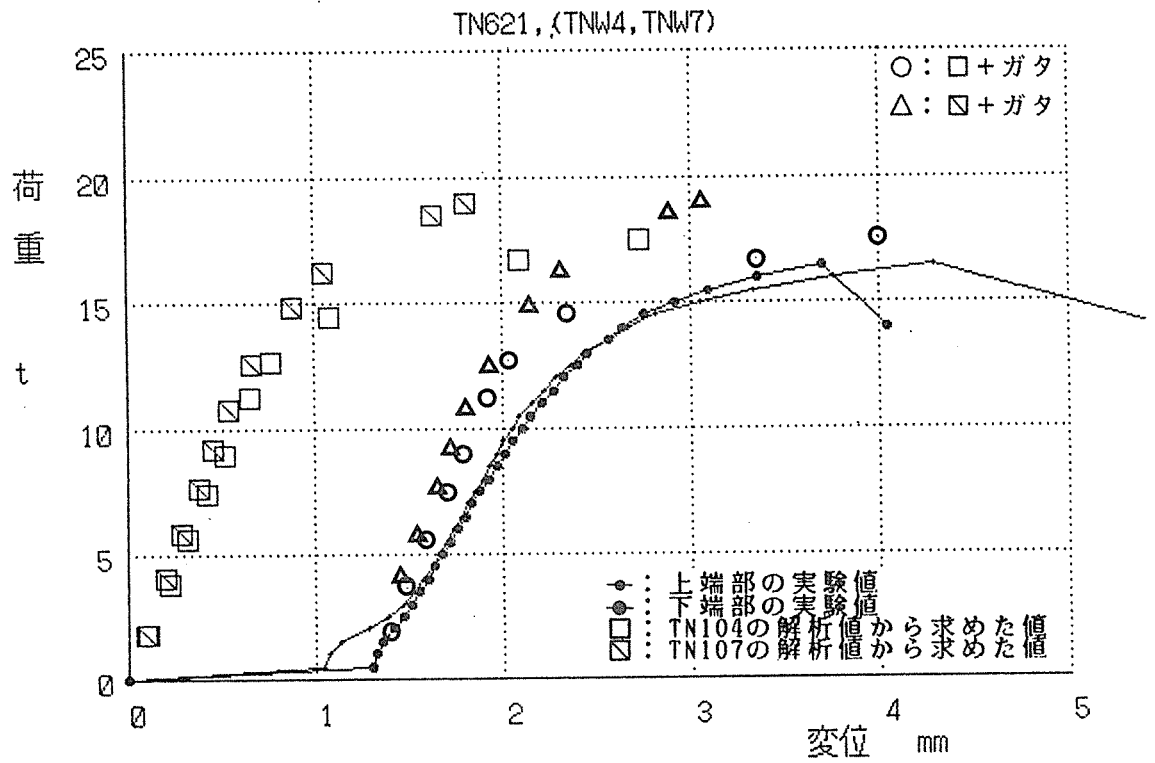
エポキシ樹脂充填タイプ

6本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

図2-14-2 (1列配列 TE612) 荷重-相対変位関係

(b)2列の場合

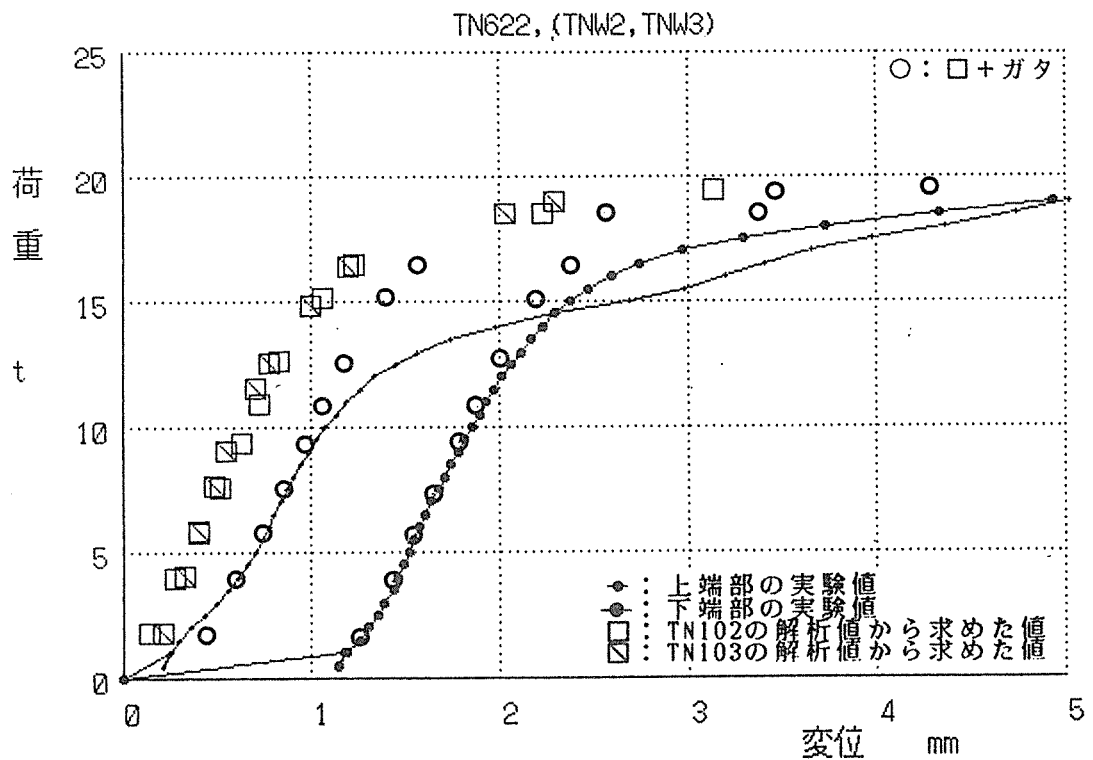
図2-15-1、図2-15-2にエポキシ樹脂充填なしタイプの、図2-16-1、図2-16-2にエポキシ樹脂充填タイプの荷重－相対変位関係を示す。実験値、解析値は図2-13、図2-14と同様に示されている。エポキシ樹脂充填なしタイプに関して(a)と同様に実験値と解析値の勾配を比較すると、TN621(図2-15-1)の上側、下側とも、実験値のそれは解析値のそれよりも大きく低下している。またTN622(図2-15-2)の実験値は、勾配がねてくる荷重が7t前後で大きく下回っている。これは、(a)と同様に、ボルトが均一にきいていないためと考えられる。一方、図2-16-1、図2-16-2のエポキシ樹脂充填タイプに関しては、(a)と同様、初期ガタ、剛性低下もなく、解析値によって十分予測可能なことが示されている。



エポキシ樹脂充填なしタイプ

6本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

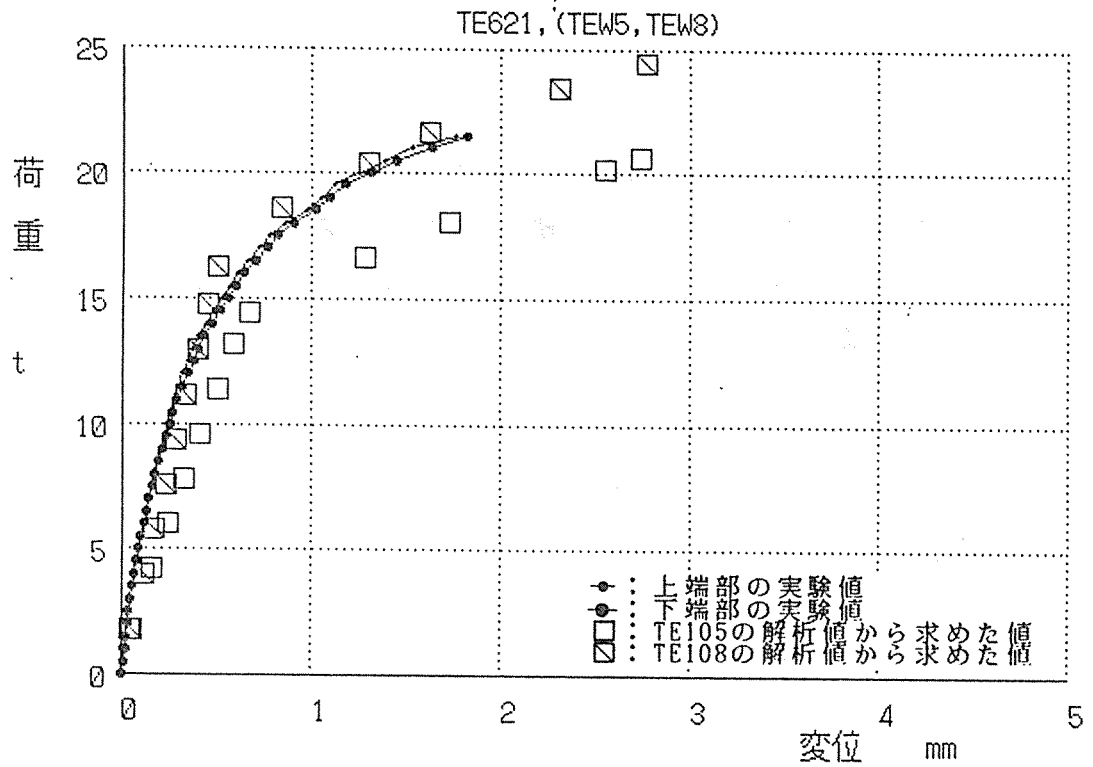
図2-15-1 (2列配列 TN621) 荷重-相対変位関係



エポキシ樹脂充填なしタイプ

6本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

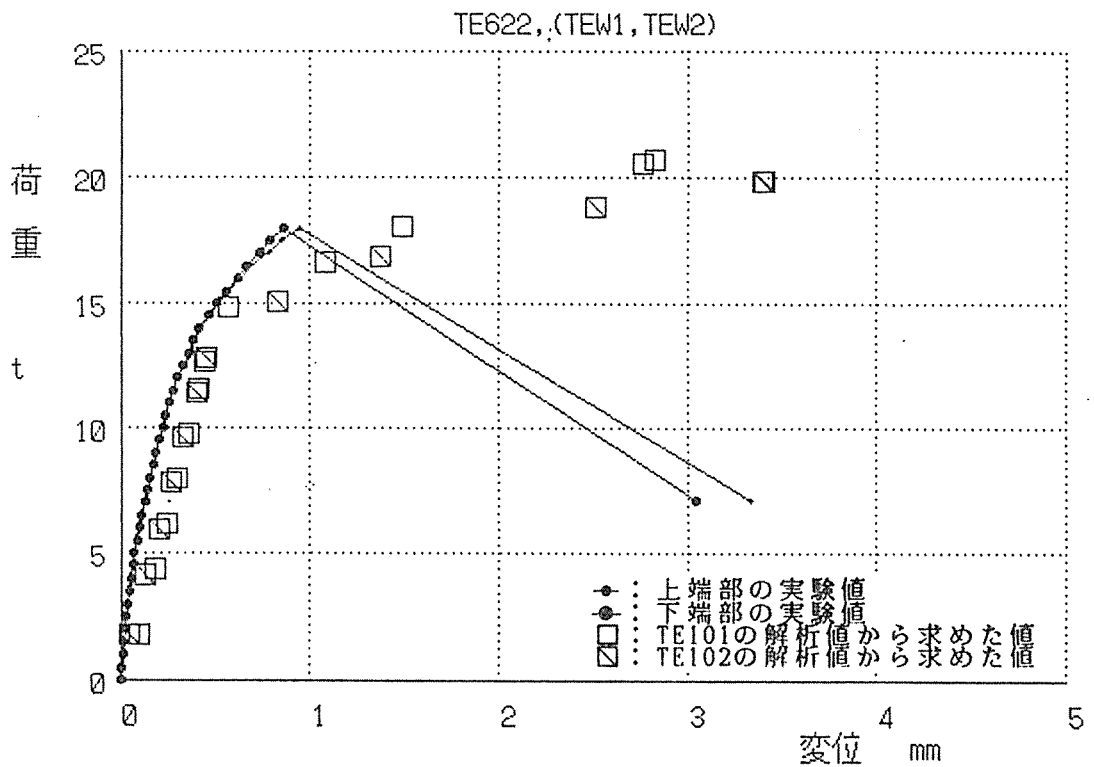
図2-15-2 (2列配列 TN622) 荷重-相対変位関係



エポキシ樹脂充填タイプ

6本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

図2-16-1 (2列配列 TE621) 荷重-相対変位関係



エポキシ樹脂充填タイプ

6本打ちボルト接合供試体の実験値及び解析値

図2-16-2 (2列配列 TE622) 荷重-相対変位関係

最後にエポキシ樹脂充填無しタイプの供試体の破壊状況を写真2-9-1、写真2-9-2に、エポキシ樹脂充填タイプのそれを写真2-10-1、写真2-10-2に示す。破壊時の側材の亀裂は、いずれもボルト孔近辺を結ぶものを含んでいる。

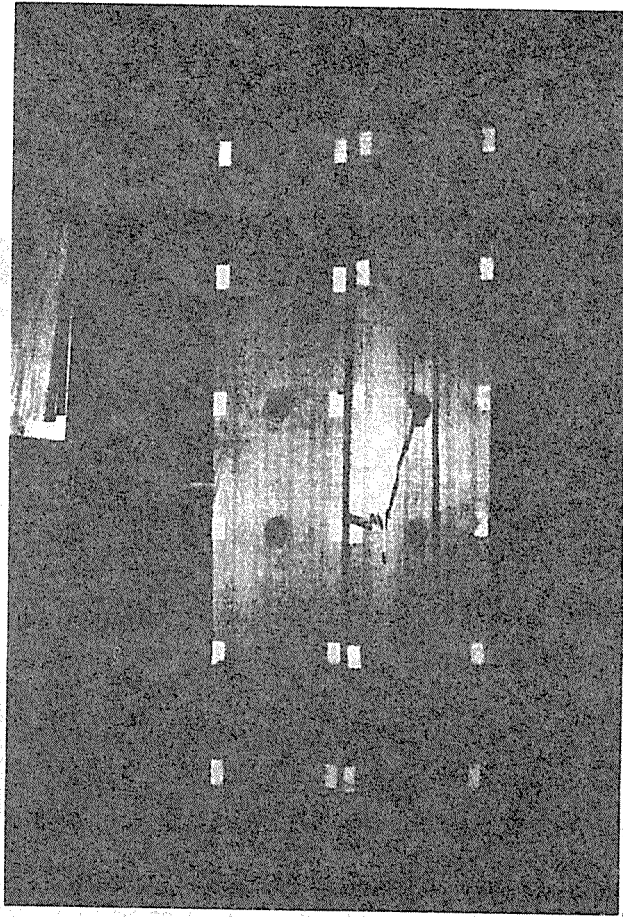


写真2-9-1 1列の場合 エポキシ充填なし6本打ちボルト接合供試体の破壊状況

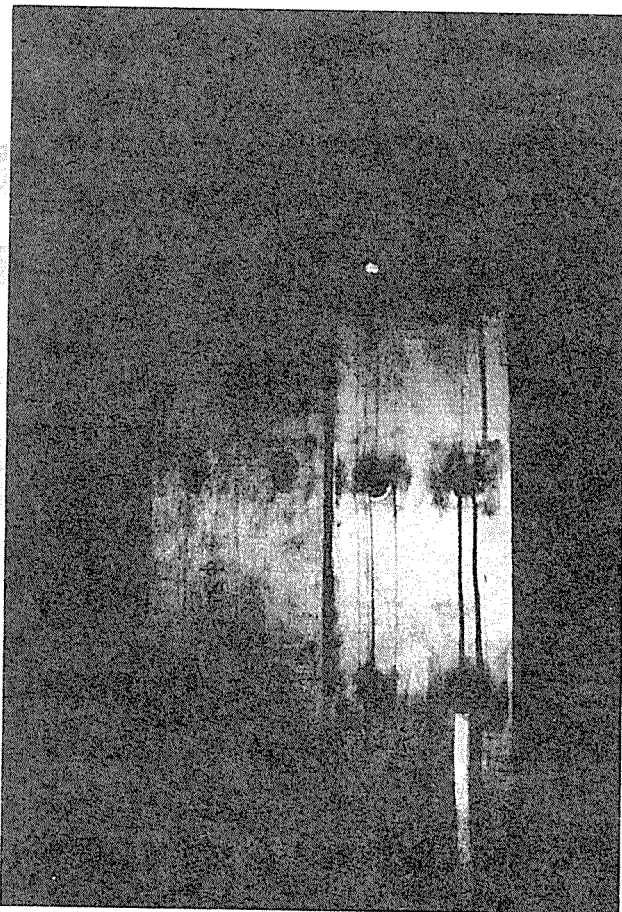


写真2-9-2 2列の場合
エポキシ充填なし6本打ちボルト接合供試体の破壊状況

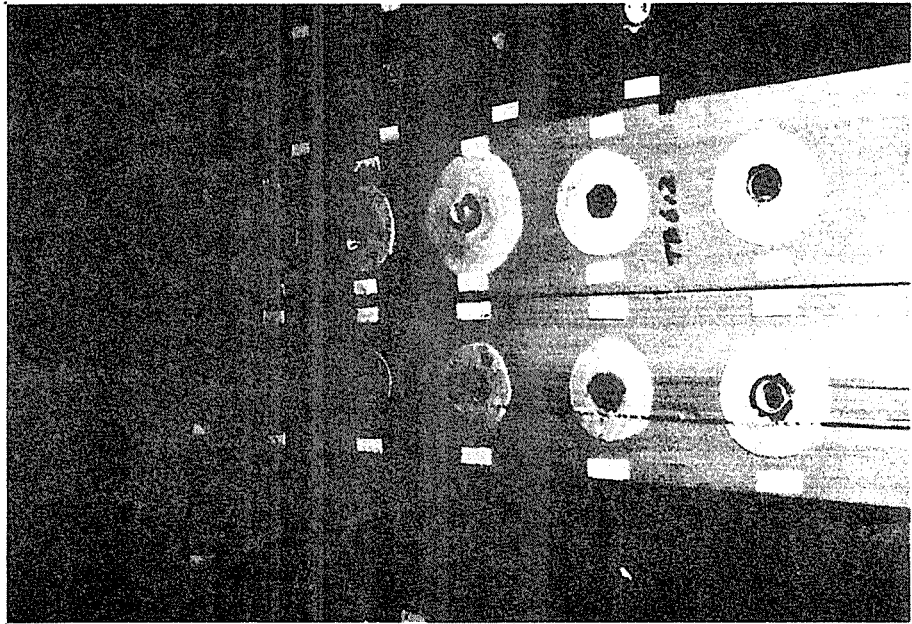


写真2-10-1 1列の場合 エポキシ充填6本打ちボルト接合供試体の破壊状況
中央鋼板と側材間のすきまは発泡ウレタンによりうめられ
エポキシのもれもないことを示している。

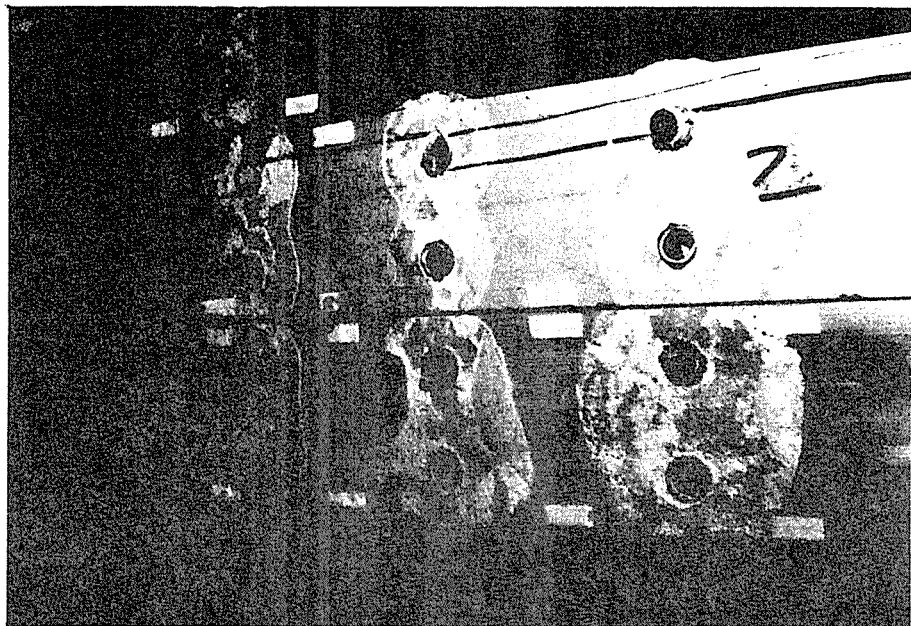


写真2-10-2 2列の場合
エポキシ充填6本打ちボルト接合供試体の破壊状況

3・2・5 まとめ

多数本打ちボルト接合部において、エポキシ樹脂の充填は、初期ガタの解消とともにボルトを均一にきかすことに効果をもち、その荷重－相対変位関係を、一般化された弾性基礎上の梁理論に基づく2-4-1の解析方法により十分推定しうることが判明した。ただし今回の結果では、エポキシ充填タイプの耐力と充填なしタイプの耐力とでは差がなく、エポキシ充填タイプの場合、従来の実験値と比較してもだいぶ低下しており、これは養生不足によるエポキシの強度低下（表2-5）が原因と考えている。

表2-5 エポキシのヤング係数および圧縮強度(TE117)

材令	比重 (g/cm^3)	圧縮強度 (kg/cm^2)	ヤング係数 ($\times 10^4 \text{kg}/\text{cm}^2$)
13	1.13	210	1.22
57	1.12	391	1.61

3・3 ボルトと側材間に充填されたエポキシの性状

3・3・1 序

第2章において、ボルト接合供試体の耐力がエポキシの強度に大きく影響されることが予測された。ここでは、エポキシの強度発生に大きく影響する発熱量が、実際のボルト接合供試体に注入されたエポキシにおいてどの程度のものであるか、熱伝対を用いて把握し、その結果から強度を推定するためのテストピースをどのようにして作成すればよいかを提案し、現場における品質管理の指標を与えている。

最後にエポキシ充填バネ供試体において、養生温度を大きく変えることにより、充填されたエポキシの強度を故意に変え、バネ供試体の荷重－相対変位関係に与える影響を確認している。

3・3・2 熱伝対による温度測定の精度

熱伝対（銅－コンスタンタン）による温度測定の範囲が0～100℃程度であったため、氷と沸騰水を用い、精密温度計による測定温度と熱伝対による測定温度との差から、熱伝対の測定精度を把握した。写真3-1が、精密温度計、熱伝対による沸騰水の温度測定状況を示している。本章で用いた全ての熱伝対に対する氷及び沸騰水での測定精度を示したのが表3-1である。これによると熱伝対の最大測定誤差は0.36℃である。

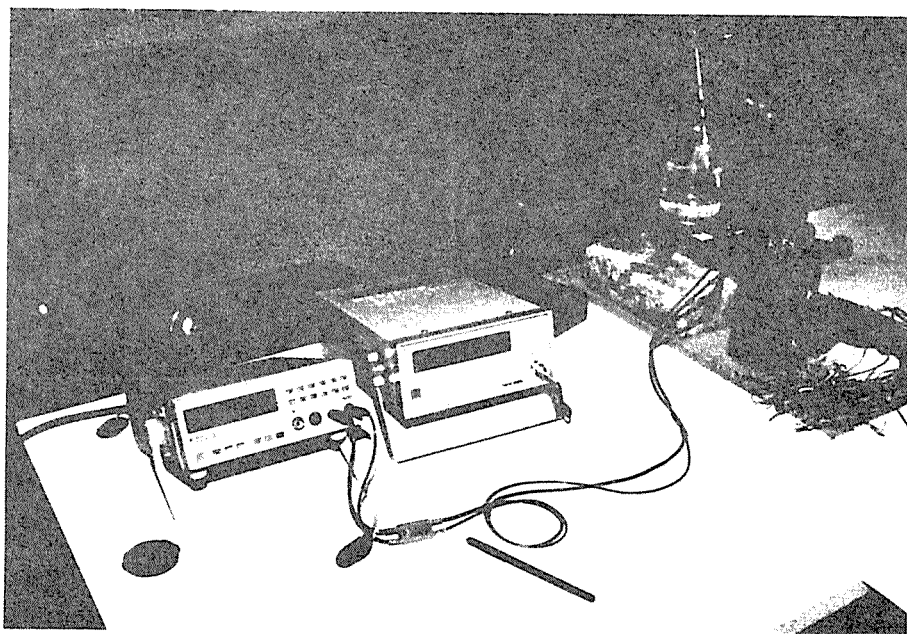


写真3-1 a)左：熱伝対による計測，右：精密温度計による計測
(写真右の黒い容器が水の温度の測定器)

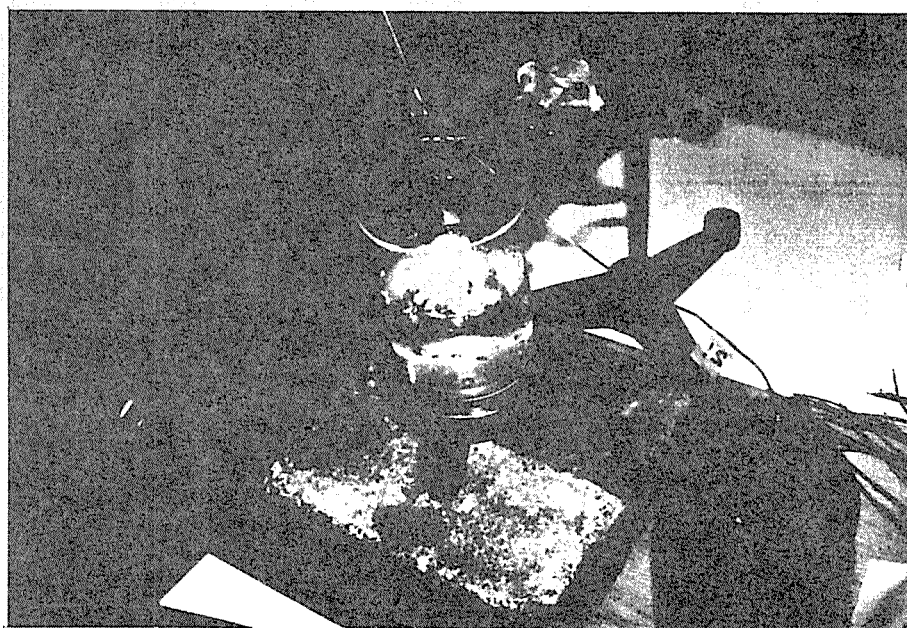


写真3-1 b)沸騰水中に熱伝対をつけている
(精密温度計の測定位置と熱伝対のそれがほぼ同位置
となるように努めた。)

写真3-1 熱伝対の測定誤差の計測

表3-1 熱伝対による温度測定精度の把握

熱伝対 番号	氷による測定				沸騰水による測定			
	熱伝対によ る熱起電力 (mV)	(1)熱伝対によ る測定温度 (°C)	(2)精密温度計 測定温度 (°C)	測定誤差 (1)-(2) (°C)	熱伝対によ る熱起電力 (mV)	(3)熱伝対によ る測定温度 (°C)	(4)精密温度計 測定温度 (°C)	測定誤差 (3)-(4) (°C)
1	-5	-0.13	+0.028	-0.16	4270	99.85	99.8	+0.05
2	-4.5	-0.12	+0.028	-0.15	4265	99.74	99.8	-0.06
3	-3.5	-0.09	+0.028	-0.12	4270	99.85	99.8	+0.05
4	-3.5	-0.09	+0.028	-0.12	4255	99.52	99.6	-0.08
5	-3	-0.08	+0.028	-0.11	4250	99.41	99.7	-0.29
6	-3.5	-0.06	+0.028	-0.09	4260	99.63	99.7	-0.07
7	-3.5	-0.09	+0.028	-0.12	4275	99.96	99.6	+0.36
8	-3	-0.08	+0.028	-0.11	4270	99.85	99.5	+0.35
9	-3.5	-0.13	+0.028	-0.16	4270	99.85	99.6	+0.25
10	-2.5	-0.06	+0.028	-0.09	4273	99.91	99.8	+0.11
11	-3	-0.08	+0.028	-0.11	4270	99.85	99.75	+0.10
12	-4.5	-0.12	+0.028	-0.15	4260	99.63	99.7	-0.07
13	-2	-0.05	+0.028	-0.08	4265	99.74	99.65	+0.09
14	-2	-0.05	+0.028	-0.08	4270	99.85	99.8	+0.05
15	-2.5	-0.06	+0.028	-0.09	4260	99.63	99.75	-0.12
16	-2.5	-0.05	+0.028	-0.08	4265	99.74	99.8	-0.06
17	-2.5	-0.08	+0.028	-0.11	4265	99.74	99.8	-0.06
18	-3.5	-0.09	+0.028	-0.12	4265	99.74	99.8	-0.06
19	-2.5	-0.06	+0.028	-0.09	4260	99.63	99.7	-0.07
20	-3.5	-0.09	+0.028	-0.12	4260	99.63	99.8	-0.17
21	-3.5	-0.09	+0.028	-0.12	4265	99.74	99.75	-0.01
22	-3.5	-0.06	+0.028	-0.09	4265	99.74	99.70	+0.04
23	-3.5	-0.09	+0.028	-0.12	4265	99.74	99.75	-0.01
24	-3.5	-0.09	+0.028	-0.12	4270	99.85	99.8	+0.05
25	-5	-0.13	+0.028	-0.16	4260	99.63	99.7	-0.07
26	-6	-0.15	+0.028	-0.18	4255	99.52	99.6	-0.08

3・3・3 ボルトと側材間に充填されたエポキシの発熱量の把握

(1) 供試体の作成

図3-1、写真3-2-1～写真3-2-3に示すように、厚さ73mmのべいまつ中に、熱伝対を取り付けた16mmφのボルトを通し、両側から座金をあて、締め付けた。実際の施工に倣い、木材のボルト孔は20mmφとし、Oリングを用いて充填厚さを確保することとした。なお、熱伝対が木材の中央でエポキシ充填層の中間に設置されるように努めた。

実験当初 室温27℃の中で、必ずしも温度が一定に保たれていない実験室での実験ではあるが、実際のボルト接合供試体に注入されたエポキシの強度を推定するためのテストピースの形状を決定する場合、テストピースでの発熱量が実際にボルト接合供試体に注入されたエポキシの発熱量と同様であればよいと考えたため、現状での把握という意味で実施した。

(2) 試験方法

粘性の高いエポキシを2種類（TE-117、TE126A）選択し、写真3-3のような状況で、注入後約4時間にわたってその発熱温度を測定した。

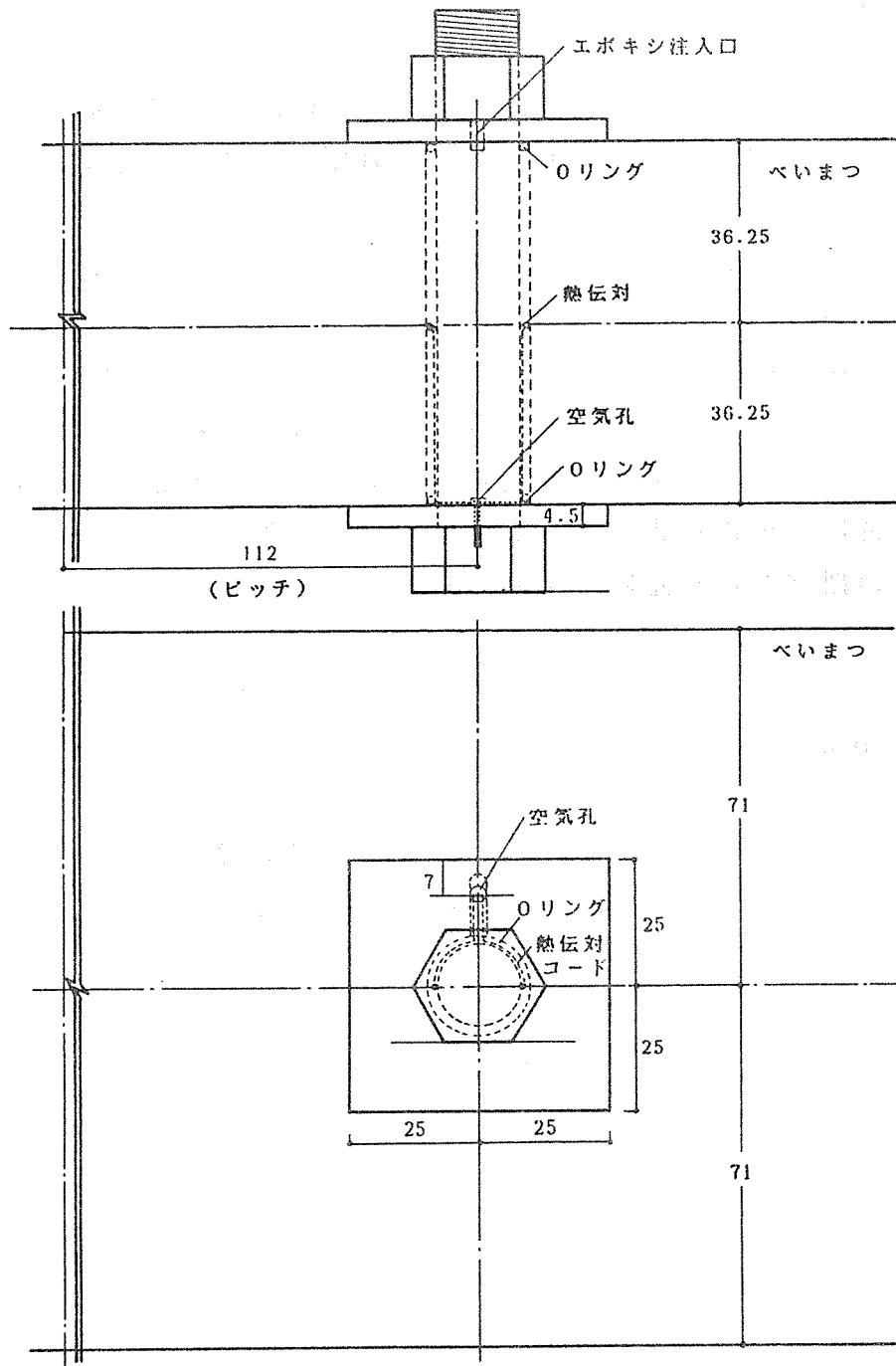


図3-1 供試体の作成

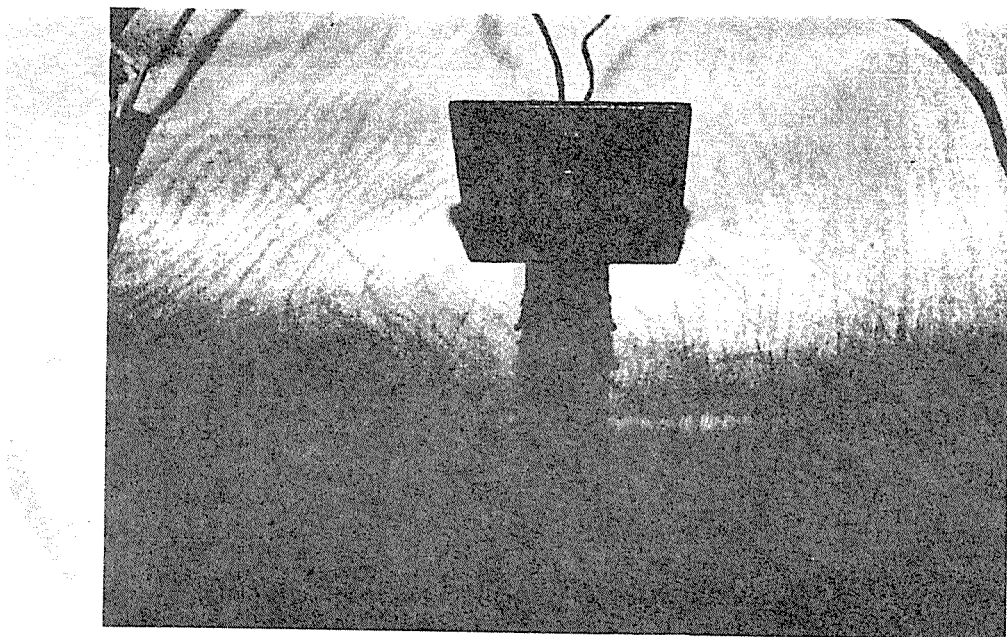


写真3-2-1 熱伝対のボルトへのとりつけ

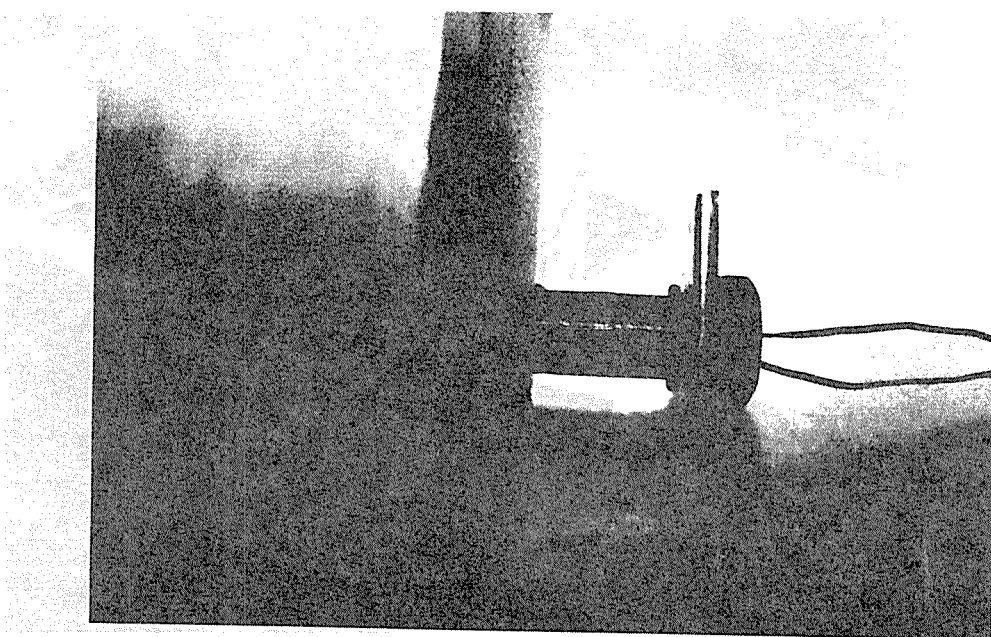


写真3-2-2 熱伝対をとりつけたボルトの木材へのおさまり

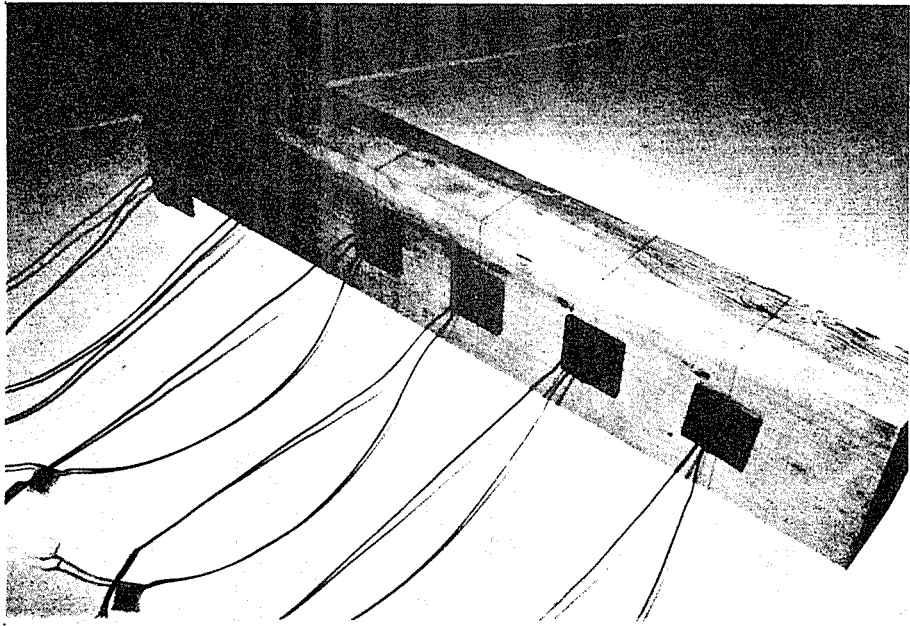


写真3-2-3 熱伝対をとりつけたボルトの最終的なおさまり

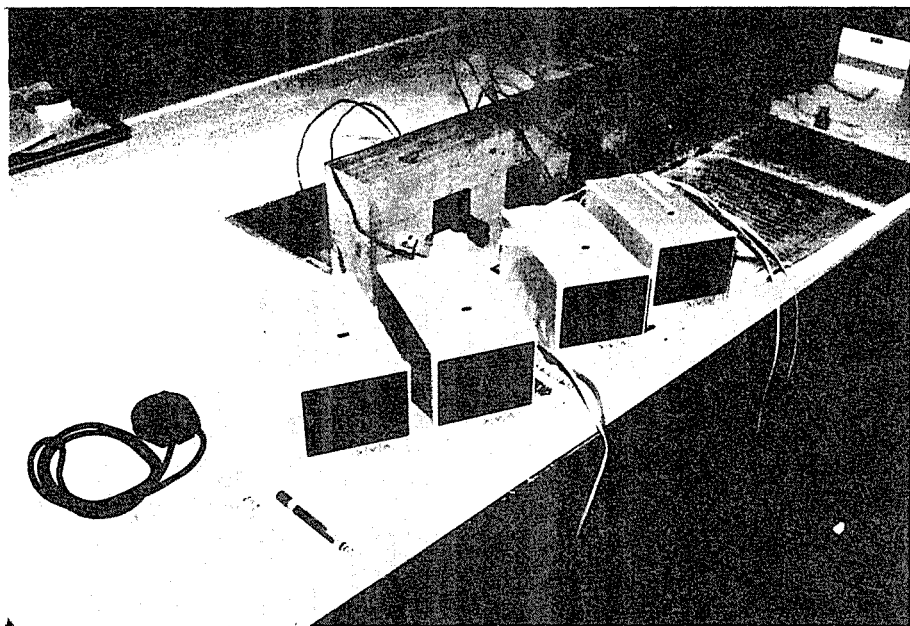


写真3-3 注入されたエポキシの温度測定

(3) 試験結果

結果を表3-2及び図3-2に示す。TE-117の発熱温度はTE-126Aのそれと比較するとやや高いもののその差は1・Cに満たない。またエポキシの発熱は、これまでの経験から混合後2~3時間の間に発生すると予測されたので測定は4時間にて打ち切った。以上によりボルトと側材間に注入されたエポキシの発熱量は、その層が薄いこととボルトにより熱が奪われるために、ほとんど無視できるものと考えられる。

表3-2 充填されたエポキシの温度変化

経過時間 (min)	エポキシの温度 (・C)			
	TE-117		TE-126A	
	1	2	3	4
0	25.2	25.4	25.2	24.6
5	25.2	25.4	25.1	24.55
10	25.3	25.5	25.0	24.5
15	25.3	25.5	25.05	24.55
20	25.3	25.5	25.1	24.55
25	25.35	25.55	25.1	24.6
30	25.4	25.6	25.1	24.55
35	25.4	25.7	25.15	24.6
40	25.5	25.7	25.15	24.6
45	25.5	25.7	25.15	24.6
50	25.5	25.7	25.2	24.6
55	25.6	25.8	25.2	24.65
60	25.6	25.85	25.2	24.65
65	25.6	25.85	25.2	24.65
70	25.65	25.9	25.25	24.65
75	25.7	25.85	25.2	24.7
80	25.7	25.9	25.25	24.7
85	25.65	25.85	25.3	24.7
90	25.7	25.85	25.3	24.7
95	25.7	25.85	25.3	24.7
100	25.7	25.9	25.3	24.7
105	25.7	25.9	25.3	24.75
110	25.7	25.9	25.3	24.75
115	25.7	25.9	25.3	24.75
120	25.7	25.9	25.35	24.75
125	25.7	25.9	25.4	24.8
130	25.7	25.9	25.4	24.75
135	25.7	25.9	25.4	24.8
140	25.7	25.8	25.4	24.8
145	25.7	25.9	25.4	24.8
150	25.7	25.9	25.5	24.9
155	25.8	26.0	25.5	24.9
160	25.8	26.0	25.5	24.9
165	25.85	26.0	25.45	24.9
170	25.8	26.0	25.5	24.9
175	25.8	25.9	25.45	24.9
180	25.75	25.9	25.4	24.85
185	25.65	25.8	25.4	24.85
190	25.65	25.8	25.4	24.8
195	25.6	25.8	25.4	24.8
200	25.55	25.75	25.3	24.8
205	25.5	25.65	25.2	24.7
210	25.4	25.6	25.2	24.7
215	25.4	25.4	25.2	24.6
220	25.3	25.4	25.2	24.6
225	25.3	25.4	25.2	24.6
230	25.3	25.4	25.1	24.6
235	25.2	25.3		

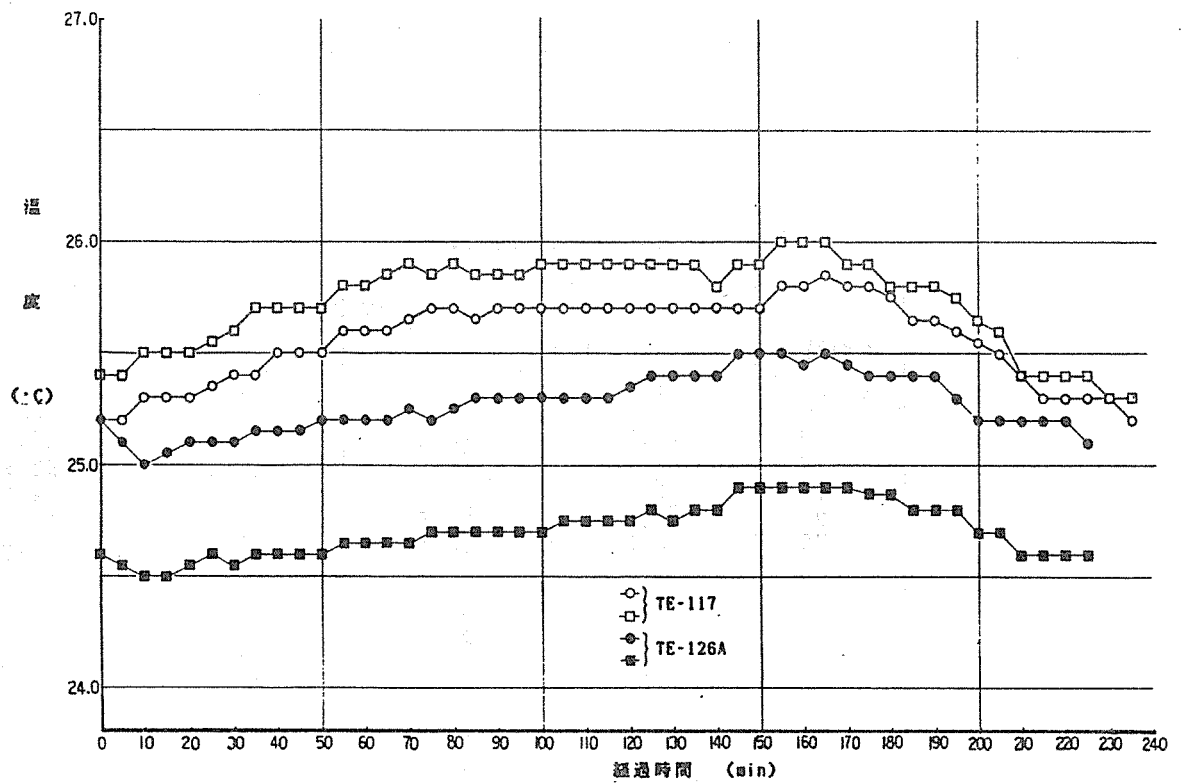


図3-2 ホルト接合部にて充填されたエポキシの温度変化 (気温27℃)

3・3・4 ボルトと側材間に充填されたエポキシの強度の把握

実際のボルトと側材間に注入されたエポキシの強度を把握するため、発熱量の少ないTE-126Aに関して薄肉パイプ供試体、円柱供試体を用意し、養生温度を変えると共に、発熱温度を測定し、供試体の適切な養生温度および形状を提案している。

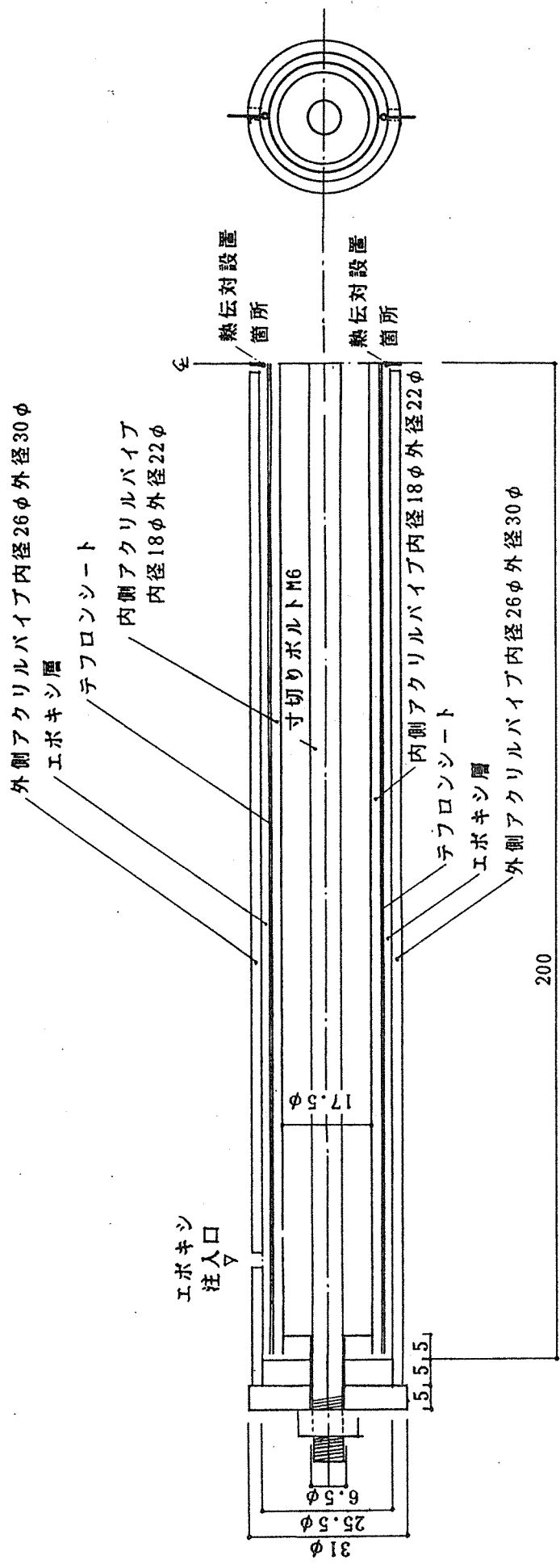
(1) 供試体の作成

(a)薄肉パイプ供試体

図3-3のように長さ400mm、内径18mmφ、外径22mmφの亚克力パイプの外側に剝離効果を高めるためにテフロンシートを巻き、これを内側仮枠とし、外側仮枠に相当する長さ400mm、内径26mmφ、外径30mmφの亚克力パイプに挿入し、その間隙が一定となるように治具をしめつけた。上述の間隙にエポキシ（TE-126A）を注入し、硬化後に亚克力パイプを除去し、供試体とした。養生温度は20℃一定とした。また圧縮試験用供試体の他に温度測定用供試体を用意し、温度測定のための熱伝対は薄肉パイプの中央かつエポキシ層の真中にセットした。

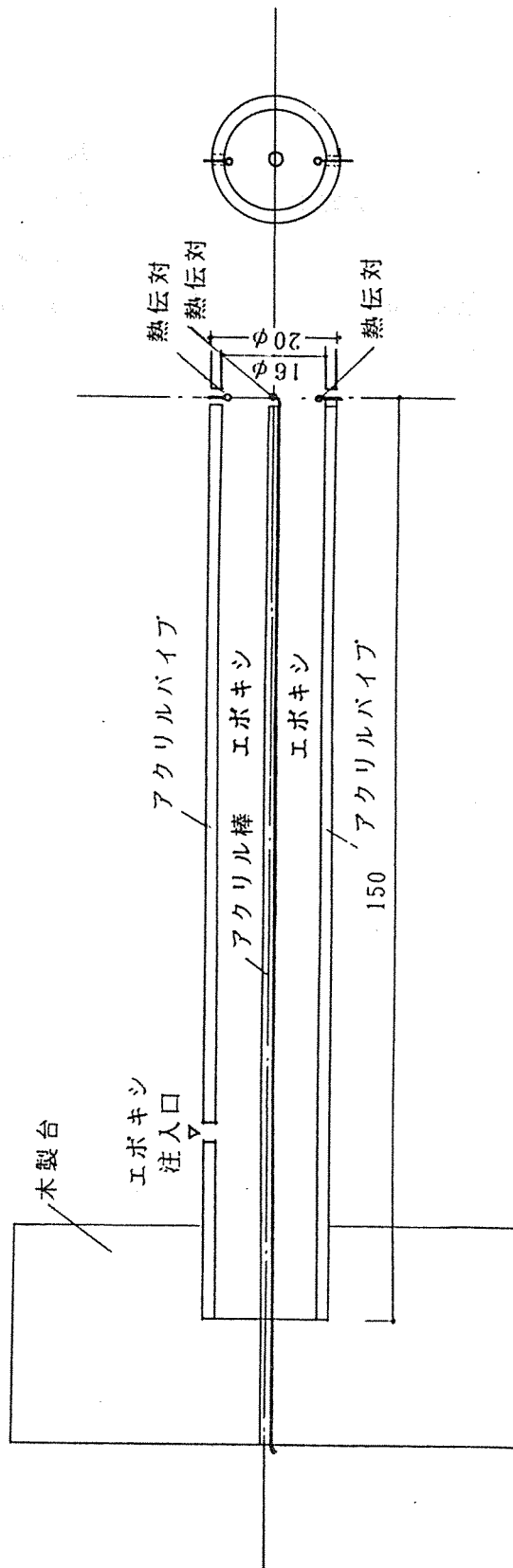
(b)円柱供試体

図3-4に示すように内径16mmφの亚克力パイプを木製台にセットし、パイプ下部よりエポキシを注入した後20℃一定にて養生したものと、35℃一定にて3時間保存後20℃一定にて養生したものの、2タイプを用意した。圧縮試験用供試体の他に温度測定用供試体を用意し、温度測定のための熱伝対は、エポキシの外表面近くに2箇所および中心部に1箇所とした。



薄肉パイプ供試体と熱伝対の設置箇所
 (ただし熱伝対による温度測定を行わない供試体に関してはパイプ中央の孔はな
 い。)

図3-3 薄肉パイプの供試体



アクリルパイプ（内径16φ）充填型エボキシ供試体と熱伝対の設置箇所
 （ただし熱伝対による温度測定を行わない供試体に関してはパイプ中央の
 アクリル棒及びび下から150mmの位置にある孔はない。）

図3-4 円柱供試体

(2) 試験方法

薄肉パイプ供試体および円柱供試体から外形の2倍の長さで供試体を切り出し、材令12～13日で圧縮試験を行った。なお載荷速度は $4\text{Kg}/\text{cm}^2/\text{min}$ である。また温度測定は写真3-4-1、写真3-4-2に示す様に行い、注入直後から最低3時間以上温度を精密に測定した後、自動記録計にきりかえた。なお恒温室（ 20°C 一定）の室温温度も熱伝対にて測定した。

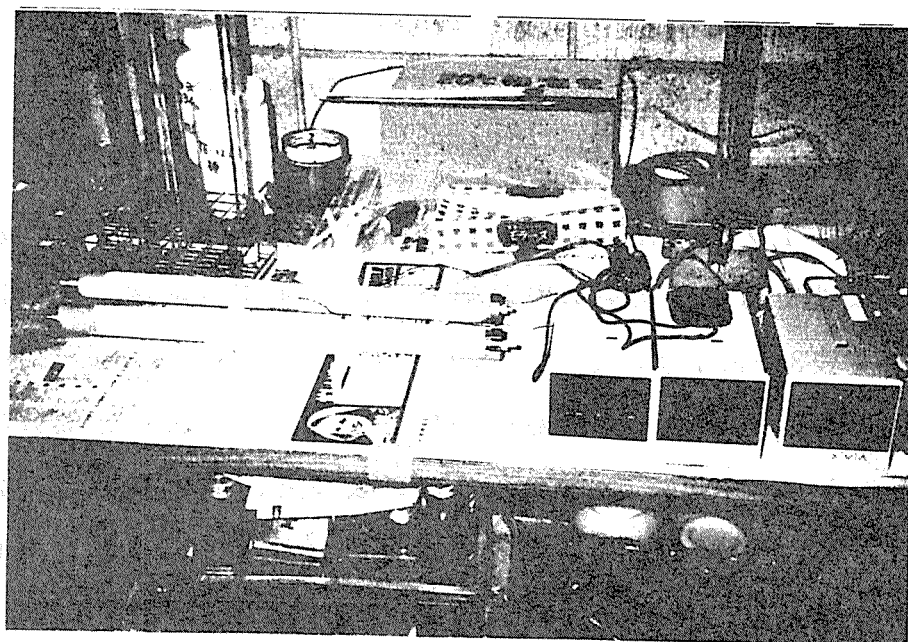


写真3-4-1 20℃一定養生の薄肉パイプ状供試体の温度変化の測定
測定機は左からエポキシ層の温度、同左、室温を計測

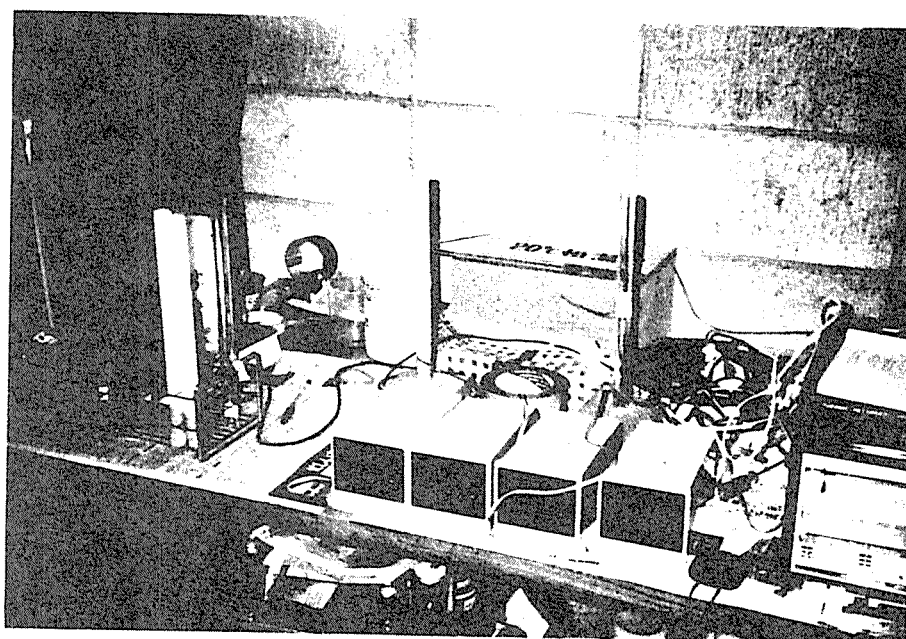


写真3-4-2 20℃一定養生の円形状供試体の温度変化の測定
測定機は左からエポキシ層の表面、中央、表面温度
および室温を計測

(3) 試験結果

(a) 圧縮試験

薄肉パイプの圧縮試験において、肉厚の不均一なもの、及び気泡の存在により異様な破壊に至ったものを除いた薄肉パイプ供試体、及び円柱供試体の圧縮試験結果を表3-3に示す。養生温度を20℃一定にした場合の円柱供試体と薄肉パイプ供試体の強度及びヤング係数の差異を検討するため、分散分析を行った。その結果を表3-4-1、表3-4-2に示す。これによると、強度においては供試体形状による差異はなく、ヤング係数に関しては有意となっている。しかしながら、工学的判断にたつならば、形状による差異は2つの特性値に関して共に有意となるべきで、大きな差があるとは考えられない。また、同様な傾向は養生条件を異にした円柱供試体に関して見受けられ、注入後35℃にて3時間養生した効果が大きいとも考えられない。

表3-3 エポキシ樹脂の接着剤及び養生条件による試験結果

供試体形状	接着剤名称	養生状態	材令 (日)	比重 (g/cm ³)		圧縮強度 (kg/cm ²)		ヤング係数 ($\times 10^4$ kg/cm ²)	
				平均値		平均値		平均値	
棒状	TE-117	5・cで15hr 後20・c一定	12	---	---	251	245	1.35	1.22
				241	245	1.10			
				244	245	1.22			
			27	1.13	1.13	266	248	1.22	1.14
				1.13		218		1.02	
				1.12		260		1.18	
			41	1.16	1.14	340	344	1.37	1.32
				1.14		333		1.24	
				1.13		358		1.36	
	TE-126A	5・cで15hr 後20・c一定	13	---	---	385	383	1.59	1.62
				380	383	1.64			
				385	383	1.63			
			27	1.18	1.19	504	468	2.07	2.09
				1.18		408		2.07	
				1.20		491		2.13	
			41	1.16	1.18	523	531	2.26	2.43
				1.19		528		2.36	
				1.18		543		2.67	
		20・c一定	13	1.16	460	472	1.82	1.88	
					478		472		1.90
					479		472		1.93
		35・cで3hr 後20・c一定	13	1.16	449	438	1.87	2.05	
					409		438		1.99
					457		438		2.28
パイプ状	TE-126A	20・c一定	13	1.17	432	440	2.07	2.06	
					466		440		2.13
					423		440		1.97

表3-4-1 薄肉パイプと中実棒状供試体の圧縮強度に関する分散分析表

要因 SOURCES	自由度 f	変動 s	分散 v	分散比 f _o
m	1	1249441		
A	1	1536	1536	4.89
e	4	1257	314	
T	6	1252234		

m: 一般平均、A:形状、e:誤差

表3-4-2 薄肉パイプと中実棒状供試体のヤング係数に関する分散分析表

要因 SOURCES	自由度 f	変動 s	分散 v	分散比 f _o
m	1	23.2854		
A	1	0.04507	0.0451	9.24
e	4	0.01953	0.00488	
T	6	23.35		

m: 一般平均、A:形状、e:誤差

(b)温度測定

20℃一定にて養生された薄肉パイプ供試体の温度変化を表3-5、図3-5に示す。図3-2のTE-126Aでは、注入後4時間の範囲における温度変化は1℃以下であるのに対し図3-5の薄肉パイプでは、注入後7分～3時間の範囲における温度変化は最大3℃で、時間の経過と共に減少する傾向にある。したがって薄肉パイプ供試体から、実際のボルト接合に注入したエポキシの強度を把握する際には、注入後1時間における3℃の温度上昇が強度に及ぼす影響を把握する必要がある。

次に20℃一定にて養生された円柱供試体の温度変化を、表3-6、図3-6に示す。図3-6を薄肉パイプの温度変化を示す図3-5と比較すると同様な傾向がみられ注入後10分～3時間の範囲における温度変化は4℃以下で、時間の経過と共に減少する傾向にある。したがって、20℃一定にて養生された薄肉パイプ供試体と円柱供試体の発熱量は共に大差ないと考えられる。これは(a)において、両者の圧縮強度、ヤング係数に差がなかったことと一致する。

また35℃一定にて3時間保存し、その後20℃一定にて養生した円柱供試体の温度変化を、表3-7-1～表3-7-3、図3-7-1～図3-7-3に示す。注入後5時間の範囲における温度変化は、35℃で3時間一定の後、1時間半経過後安定する傾向にある。これを、20℃一定にて養生された円柱供試体の温度変化を示す図3-6と比較すると、初期における変化が大きいことがわかる。エポキシの養生温度が高い場合、強度が高くなることが予想されるが、養生温度の異なる円柱供試体の性状を比較すると、(a)において述べたように、強度及びヤング係数に大差はない。これは、前述の薄肉パイプ供試体と実際のボルト接合に注入されたエポキシの温度変化に関して、注入後1時間における3℃の温度上昇が、強度及びヤング係数に与える影響の小さいことを示しており、同温で養生された薄肉パイプ供試体から、ボルト接合に注入されたエポキシの強度が推定されることを示唆している。したがって、20℃一定にて養生された薄肉パイプ供試体と円柱供試体の強度及びヤング係数に差のないことから、実際のボルト接合に注入されたエポキシの強度は、同温にて養生された円柱供試体より推定されよう。

表3-5 薄肉パイプ供試体の温度変化（20℃一定養生）

経過時間 (min)	エポキシの温度(°c)		室温 (°c)
	1	2	
注入前	20.8	21.4	19.3
1	21.9	22.3	18.2
7	21.7	21.6	18.6
10	21.5	21.5	18.8
15	21.0	21.2	19.0
20	20.7	21.0	19.0
25	20.6	20.8	19.0
30	20.4	20.6	19.1
35	20.3	20.4	18.7
自動にきりかえ			
105	19.7	19.4	18.9
110	19.7	19.5	19.0
115	19.5	19.3	17.9
120	19.7	19.5	18.3
125	19.7	19.6	18.6
130	19.7	19.7	18.8
135	19.7	19.7	18.6
140	19.5	19.3	18.0
145	19.6	19.4	18.4
150	19.7	19.5	18.7
155	19.7	19.7	18.8
160	19.7	19.5	17.9
165	19.7	19.4	18.4
170	19.7	19.5	18.6
175	19.7	19.6	18.8
180	19.6	19.5	17.6
185	19.6	19.3	18.1

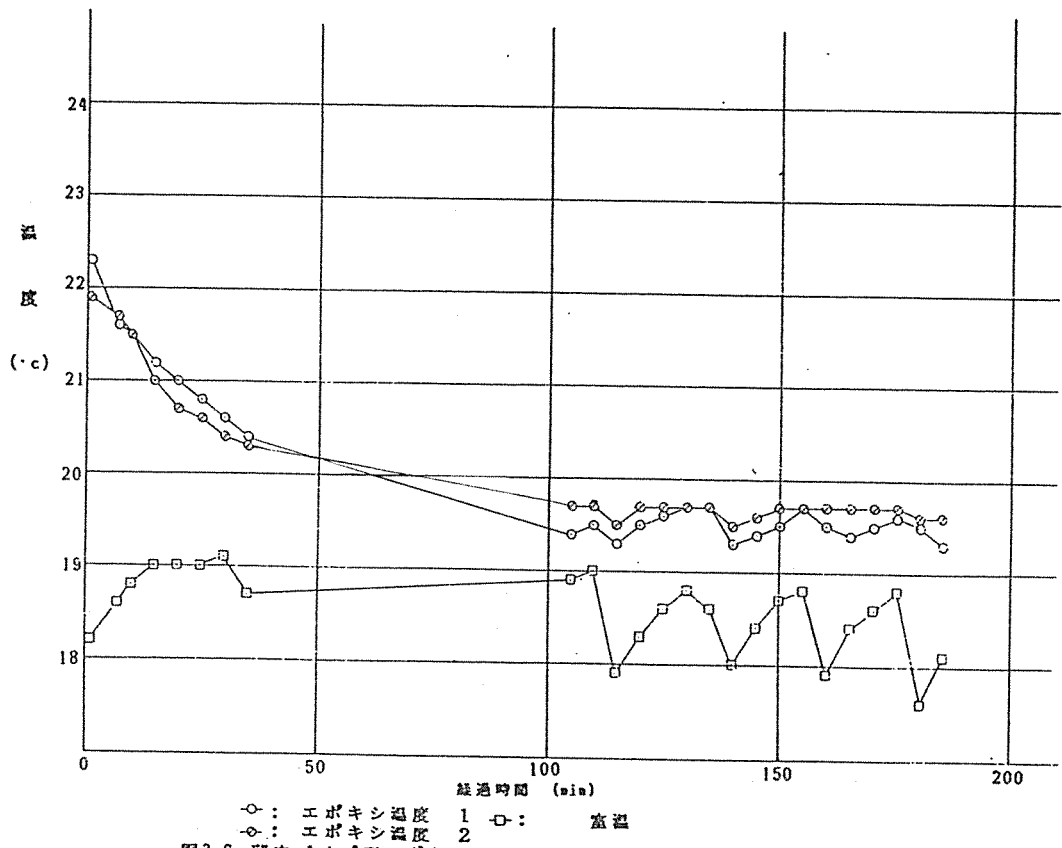
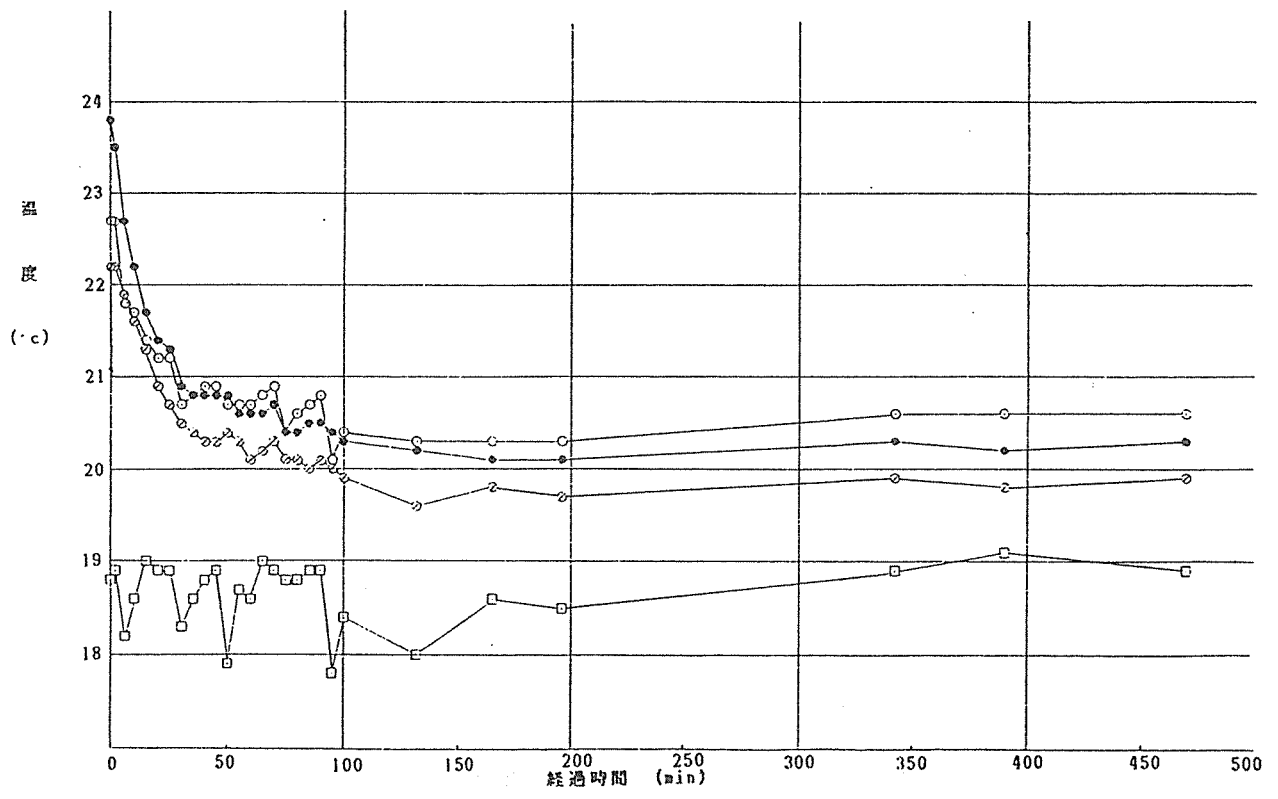


図3-6 豚肉パイプ型エボキシの温度変化 (20°C 一定養生)

表3-6 円柱供試体の温度変化 (20°C 一定養生)

経過時間 (min)	エボキシの温度 (°C)			室温 (°C)
	外	内	外	
1	22.7	23.8	22.2	18.8
2	22.7	23.5	22.2	18.9
6	21.8	22.7	21.9	18.2
10	21.7	22.2	21.6	18.6
15	21.4	21.7	21.3	19.0
20	21.2	21.4	20.9	18.9
25	21.2	21.3	20.7	18.9
30	20.7	20.9	20.5	18.3
35	20.8	20.8	20.4	18.6
40	20.9	20.8	20.3	18.8
45	20.9	20.8	20.3	18.9
50	20.7	20.8	20.4	17.9
55	20.7	20.6	20.3	18.7
60	20.7	20.6	20.1	18.6
65	20.8	20.6	20.2	18.6
70	20.9	20.7	20.2	19.0
75	20.4	20.7	20.3	18.9
80	20.6	20.4	20.1	18.8
85	20.7	20.4	20.1	18.8
90	20.8	20.5	20.0	18.9
95	20.1	20.5	20.1	18.9
100	20.4	20.4	20.0	17.8
132	20.3	20.3	19.9	18.4
165	20.3	20.2	19.6	18.0
196	20.3	20.1	19.8	18.6
342	20.6	20.1	19.7	18.5
390	20.6	20.3	19.9	18.9
470	20.6	20.2	19.8	19.1
		20.3	19.9	18.9



○: 外周部エポキシ温度 1 ●: 中心部エポキシ温度
 ◇: 外周部エポキシ温度 2 □: 室温
 図3-6 円柱供試体の温度変化 (20℃一定養生)

表3-7-1 円柱供試体の温度変化 (35℃3時間 - 20℃一定養生)

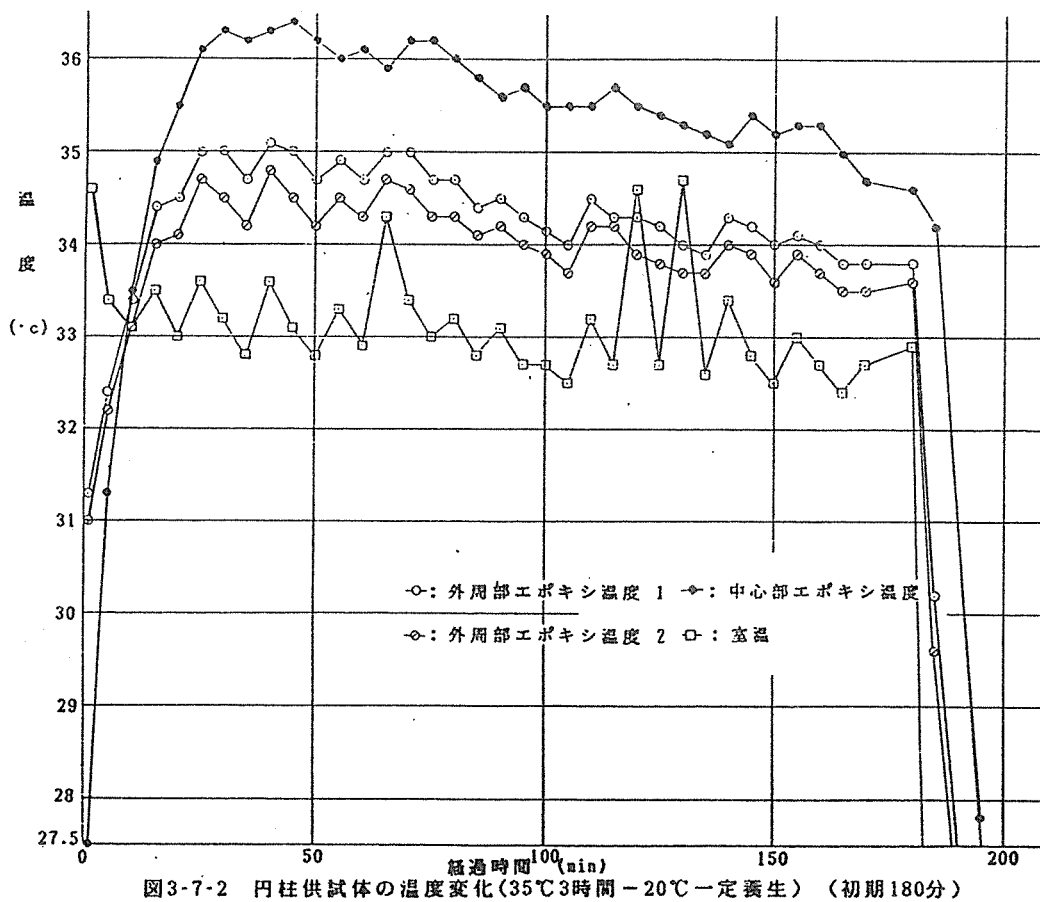
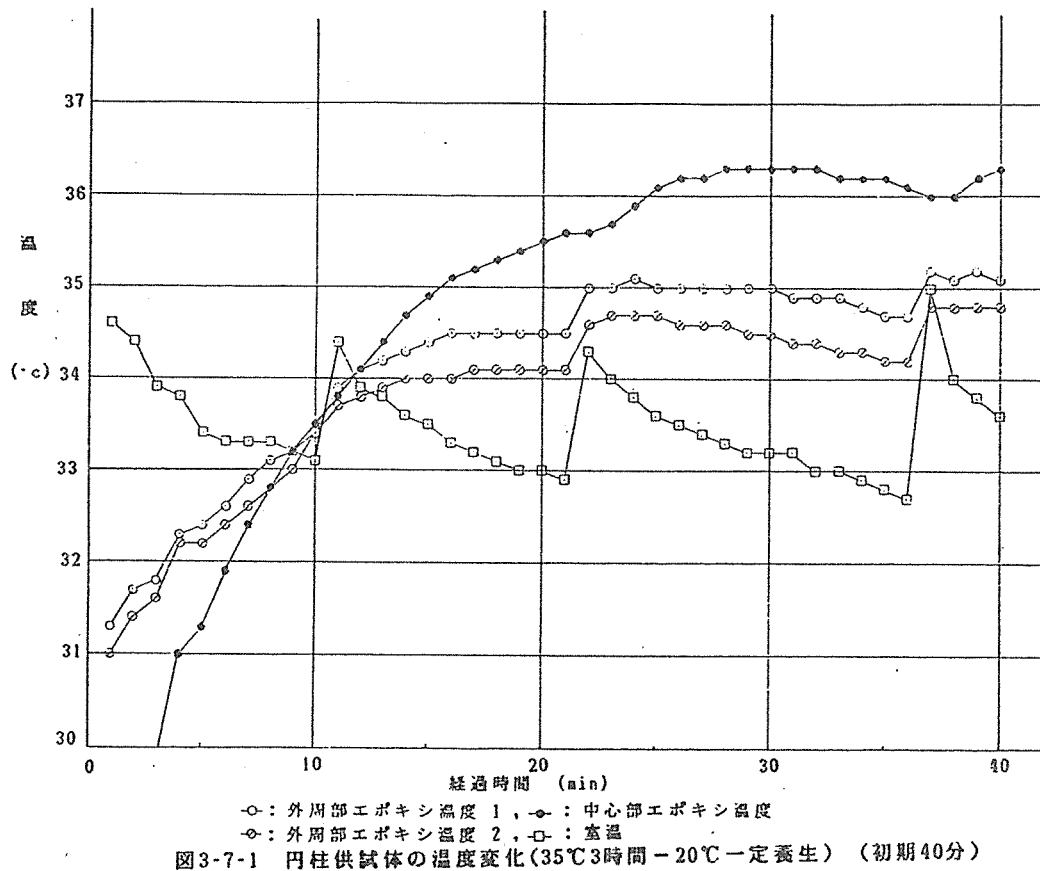
経過時間 (min)	エポキシの温度 (°c)			室温 (°c)
	外-1	内	外-2	
1	31.0	27.5	31.3	34.6
2	31.4	28.7	31.7	34.4
3	31.6	29.8	31.8	33.9
4.5	32.2	31.0	32.3	33.8
5	32.2	31.3	32.4	33.4
6	32.4	31.9	32.6	33.3
8	32.8	32.8	33.1	33.3
9	33.0	33.2	33.2	33.2
10	33.1	33.5	33.4	33.1
11	33.7	33.8	33.9	34.4
12	33.8	34.1	34.1	33.9
13	33.9	34.4	34.2	33.8
14	34.0	34.7	34.3	33.6
15	34.0	34.9	34.4	33.5
16	34.0	35.1	34.5	33.3
17	34.1	35.2	34.5	33.2
18	34.1	35.3	34.5	33.1
19	34.1	35.4	34.5	33.0
20	34.1	35.5	34.5	33.0
21	34.1	35.6	34.5	32.9
22	34.6	35.6	35.0	34.3
23	34.7	35.7	35.0	34.0
24	34.7	35.9	35.1	33.8
25	34.7	36.1	35.0	33.6
26	34.6	36.2	35.0	33.5
27	34.6	36.2	35.0	33.4
28	34.6	36.3	35.0	33.3
29	34.5	36.3	35.0	33.2
30	34.5	36.3	35.0	33.2
31	34.4	36.3	34.9	33.2
32	34.4	36.3	34.9	33.0
33	34.3	36.2	34.9	33.0
34	34.3	36.2	34.8	32.9

表3-7-2 円柱供試体の温度変化 (35℃3時間-20℃一定養生)

経過時間 (min)	エポキシの温度 (°c)			室温 (°c)
	外-1	内	外-2	
35	34.2	36.2	34.7	32.8
36	34.2	36.1	34.7	32.7
37	34.8	36.0	35.2	35.0
38	34.8	36.0	35.1	34.0
39	34.8	36.2	35.2	33.8
40	34.8	36.3	35.1	33.6
45	34.5	36.4	35.0	33.1
50	34.2	36.2	34.7	32.8
55	34.5	36.0	34.9	33.3
60	34.3	36.1	34.7	32.9
65	34.7	35.9	35.0	34.3
70	34.6	36.2	35.0	33.4
75	34.3	36.2	34.7	33.0
80	34.3	36.0	34.7	33.2
85	34.1	35.8	34.4	32.8
90	34.2	35.6	34.5	33.1
95	34.0	35.7	34.3	32.7
100	33.9	35.5	34.2	32.7
105	33.7	35.5	34.0	32.5
110	34.2	35.5	34.5	33.2
115	34.0	35.7	34.3	32.7
120	33.9	35.5	34.3	34.6
125	33.8	35.4	34.2	32.7
130	33.7	35.3	34.0	34.7
135	33.7	35.2	33.9	32.6
140	34.0	35.1	34.3	33.4
145	33.9	35.4	34.2	32.8
150	33.6	35.2	34.0	32.5
155	33.9	35.3	34.1	33.0
160	33.7	35.3	34.0	32.7
165	33.5	35.0	33.8	32.4
170	33.5	34.7	33.8	32.7
180	33.6	34.6	33.8	32.9

表3-7-3 円柱供試体の温度変化（35℃3時間－20℃一定養生）

経過時間 (min)	エポキシの温度 (°c)			室温 (°c)
	外-1	内	外-2	
185	29.6	34.2	30.2	21.5
190	24.5	27.8	25.4	20.4
195	23.6	25.9	24.0	20.2
200	22.7	24.5	23.0	20.1
205	21.7	23.5	22.1	19.6
215	21.2	22.4	21.5	19.8
220	21.0	22.0	21.1	19.6
225	20.7	21.5	20.7	19.5
230	20.3	21.3	20.4	19.5
235	20.1	20.9	20.3	19.4
240	20.1	20.8	20.3	19.3
246.5	19.7	20.7	20.0	18.2
250	19.8	20.6	20.0	19.4
255	19.8	20.4	20.1	19.2
260	19.8	20.3	19.8	19.4
266.5	19.6	20.3	19.7	18.9
270	19.6	20.2	19.8	18.9
275	19.6	20.2	19.8	19.2
282	19.5	20.2	19.7	18.6
285	19.5	20.1	19.7	19.0
290	19.6	20.1	19.8	19.3



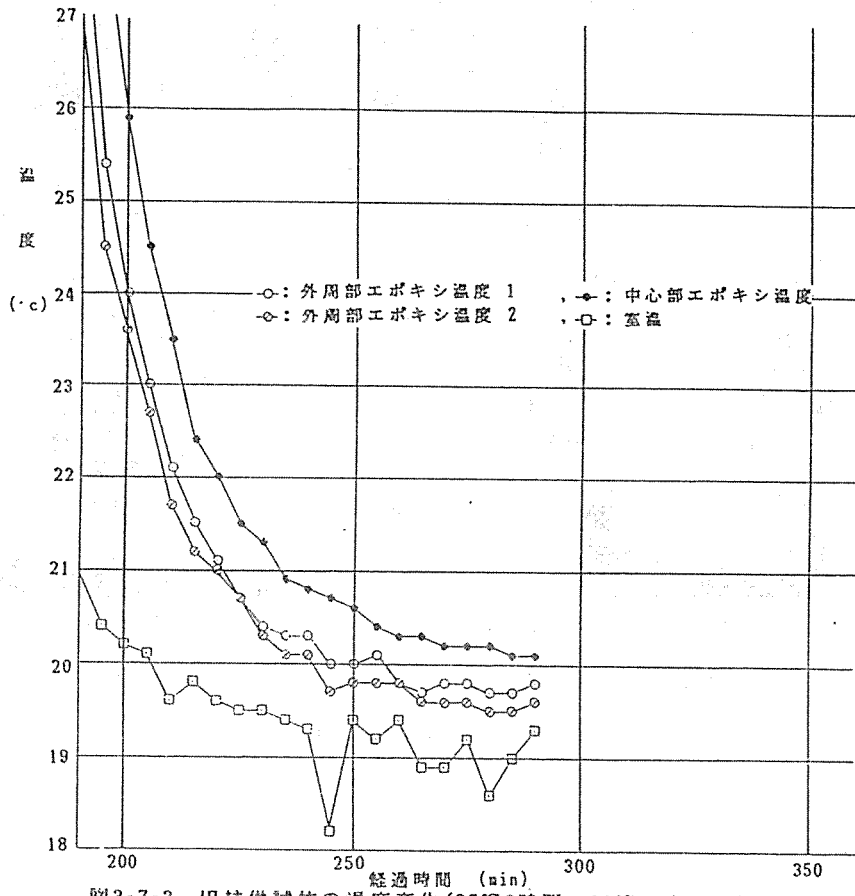


図3-7-3 円柱供試体の温度変化(35℃3時間-20℃一定養生) (200分～)

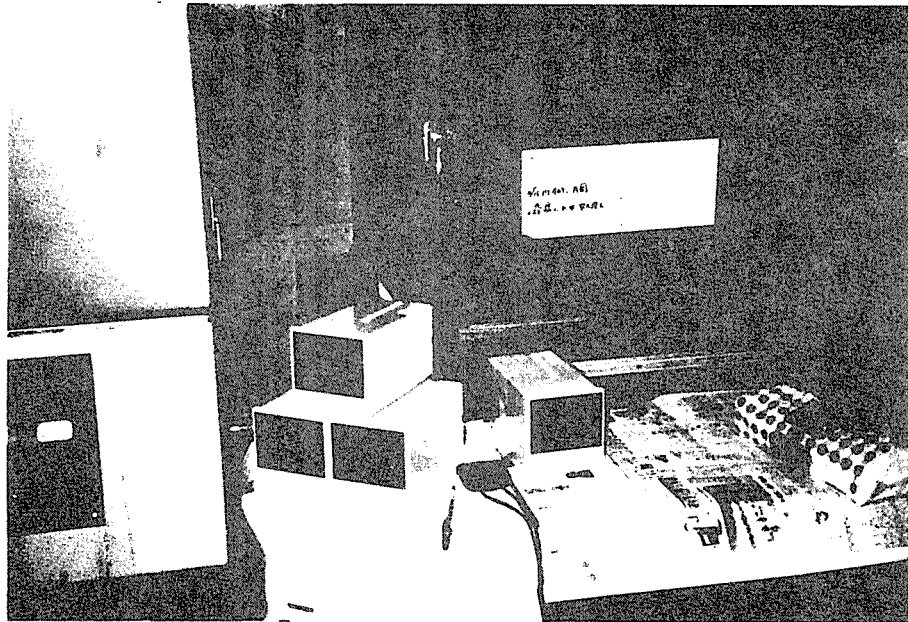


写真3-5-1 35℃養生中の円柱状供試体の温度変化の測定
測定機は左上段がエボキシ中央、下段2つがエボキシ表面、
右が恒温層内の温度を計測

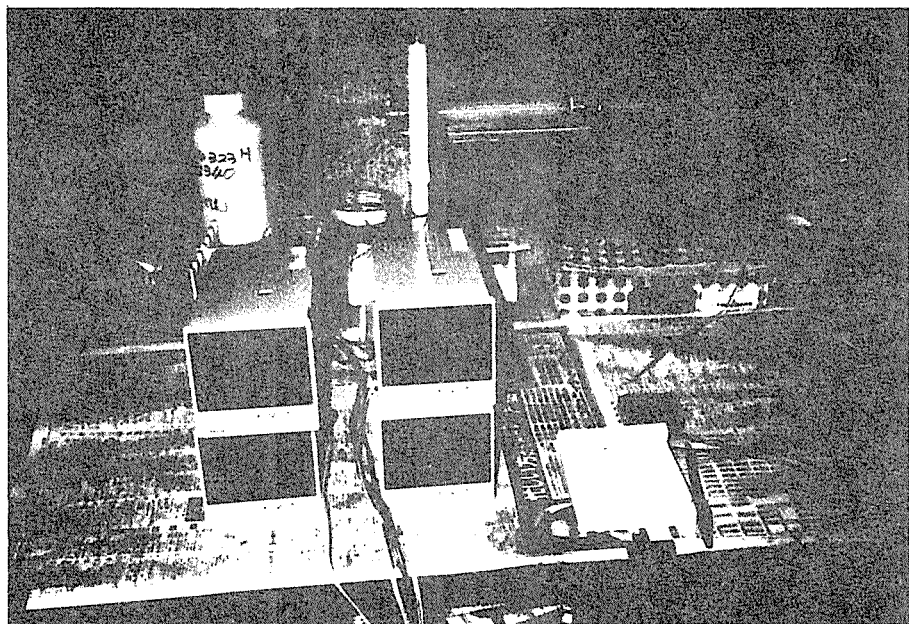


写真3-5-2 35℃で3時間養生後、20℃の恒温室に移された円柱供試体の
温度の測定
測定機は左上段がエボキシ中央、右上段が恒温室、下段2つが
エボキシ表面の温度を計測

3・3・5 エポキシの種類による性状の比較

エポキシを2種類選び、材令の変化に伴う強度、ヤング係数の推移を示したのが表3-8、図3-8-1、図3-8-2である。なお両供試体とも円柱供試体で5℃にて15時間保存後20℃一定にて養生した。これによると接着剤の種類により、発現強度、ヤング係数は大きく異なり、現場では、施工条件と等しく養生された円柱供試体により強度、ヤング係数を求めエポキシが十分な性能を持った後、接合部に外力がかかるように心がけるべきである。

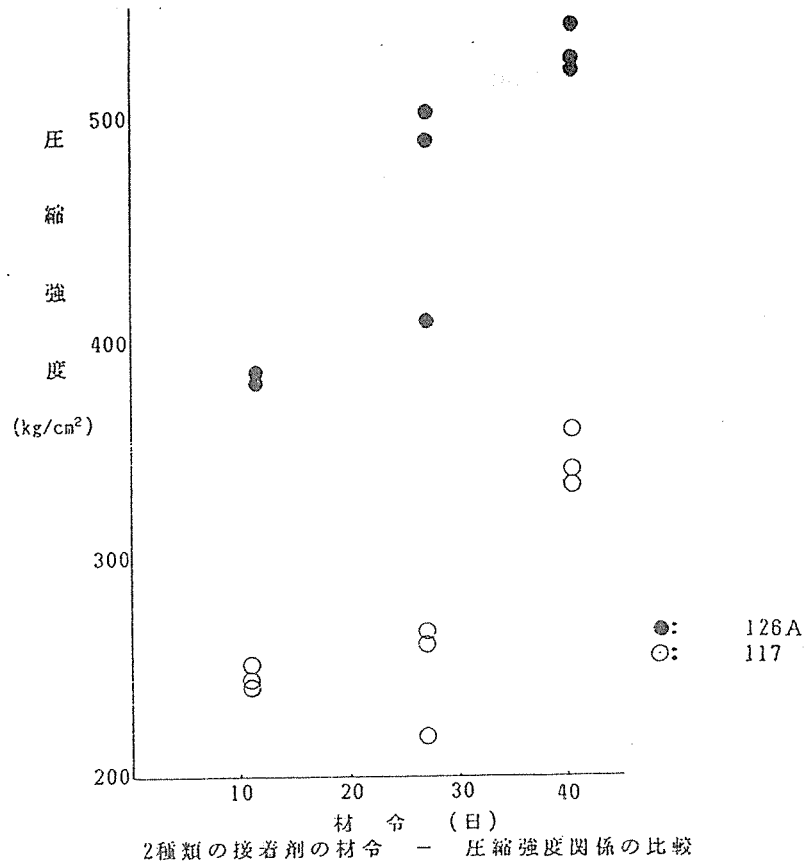


図3-8-1

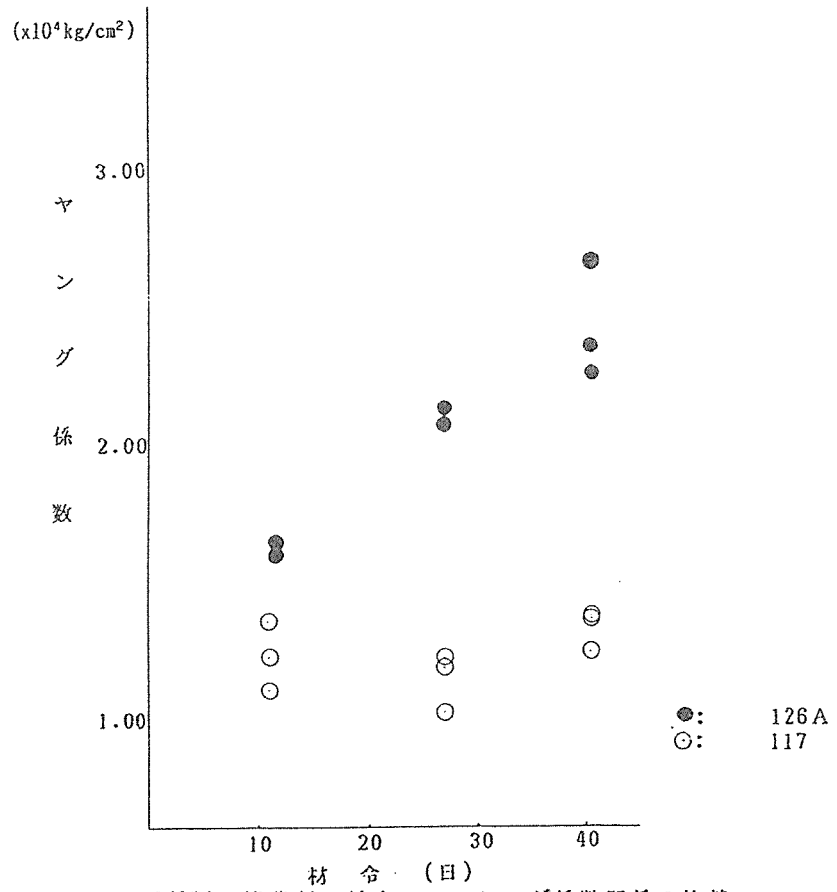


図3-8-2

3・3・6 エポキシの強度がバネ定数におよぼす影響

エポキシの養生条件を変えることによりその強度を変化させ、バネ供試体の耐力に及ぼすエポキシの強度の影響を検討した。

(1) 供試体の作成

エポキシはTE-126A、樹種はべいまつとして 図2-1に倣って供試体を作成した。バネ供試体はエポキシを注入しないもの1体(BNK11)、注入したもの2体を用意した。エポキシを注入したもののうち1体(BEK13)は5℃一定にて、他の1体(BEK16)は30℃一定にて養生し、それぞれに対し同温で養生されたエポキシによる円柱供試体を作成した。

(2) 試験方法

試験方法は図2-4による

(3) 試験結果

表3-8にバネ供試体の耐力と、充填されたエポキシに対応する円柱供試体の強度を示す。5℃一定にて5日間養生されたエポキシの強度は47.7kg/cm²で、木材の強度よりはるかに低い。それに対して30℃一定にて5日間養生されたエポキシの強度は459kg/cm²で、過去に実験してきたエポキシの強度に近く、バネ供試体の耐力のオーダーとも合致している。エポキシを充填した場合でも、その強度が47.7kg/cm²の場合、エポキシが注入されていない供試体との耐力比は0.84と低くなるが、強度459kg/cm²の場合には、耐力比は1.84と著しく高くなる。

次にエポキシの強度の相異が荷重－相対変位関係におよぼす影響を図3-9-2に示す。エポキシの強度が459kg/cm²の場合は、その荷重－相対変位関係は過去のデータとも近くエポキシ注入の効果が高いが、強度が47.7kg/cm²の場合には、エポキシを注入していない供試体の荷重－相対変位関係よりも劣っている。

以上より、エポキシの強度がバネ供試体の耐力、荷重－相対変位関係に及ぼす影響は大きく、現場でのエポキシの品質管理は不可避と考えられる。

表3-8 エポキシ樹脂の養生条件の違いによるパネ供試体試験結果

パネ供試体 名称	平均 年輪幅 (mm/本)	気乾比重 (g/cm ³)	最大耐力 (K g)	エポキシ樹脂 (材令5日) TE126A			
				充填の 有無	養生条件	ヤング係数 (kg/cm ²)	耐力 (kg/cm ²)
BNK11	0.851	0.563	1540	無	—	—	—
BEK13	0.771	0.549	1290	有	5・C一定 養生	2858	47.69
BEK16	0.888	0.558	2835		30・C一定 養生	18794	459.00

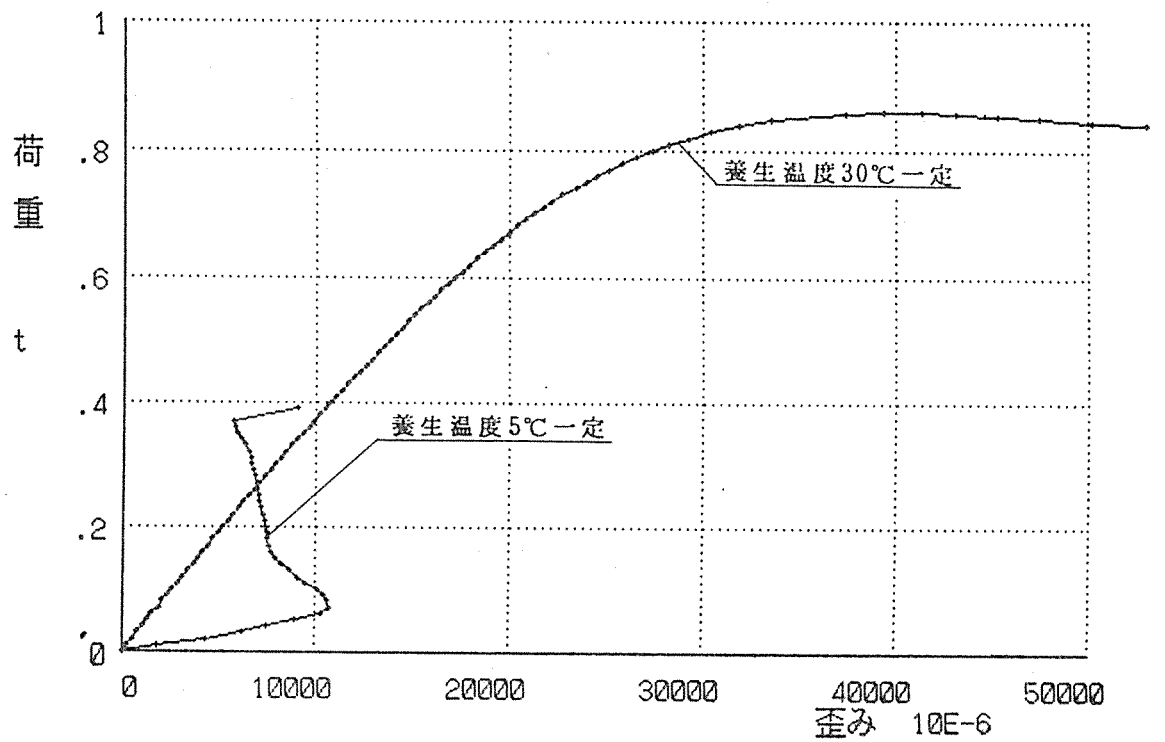


図3-9-1 エポキシ樹脂 (5日) 養生条件の違いによる荷重-歪み関係

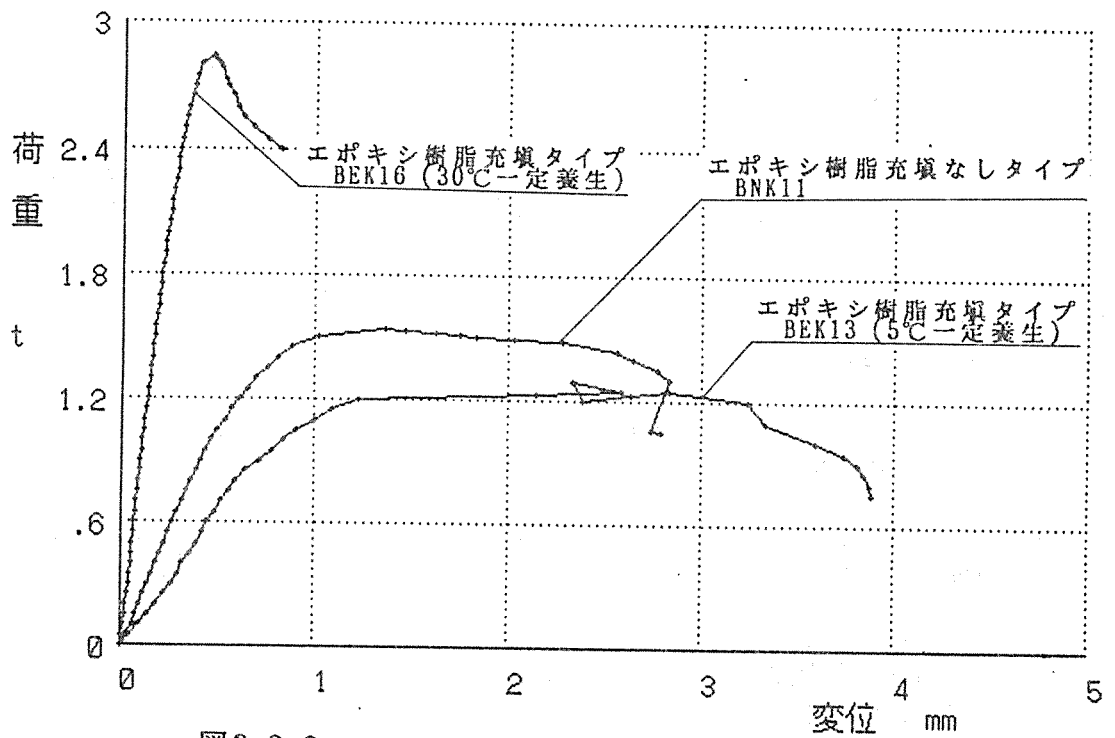


図3-9-2 エポキシの強度の相違が荷重-相対変位関係に及ぼす影響

3・3・7 まとめ

従来の研究においては、特定なエポキシを一定の養生条件のもとで実験してきた。実際の現場ではそれは満足されていないため、現場養生にてエポキシの円柱供試体を作成し、材令の変化とともに強度試験を実施し、その結果をもとに実際の接合部が最低、耐力 $400\text{Kg}/\text{cm}^2$ 以上(載荷速度 $4\text{Kg}/\text{cm}^2/\text{min}$)の性能をもった後に外力を受けるように施工すべきである。すでに既報の実験結果も、その条件にて満足されるものと考えている。

3・4 結論

本論文で得られた結果は以下にまとめられる。

(1) 実際のボルト接合供試体の施工においては、充填厚さを確保するためのリング、目止め剤としての発泡ウレタンを用いて施工するとともに、現場養生にて作成されたエポキシの強度を確認する必要がある。

(2) エポキシ充填ボルト接合の荷重-相対変位関係は、一般化された弾性基礎上の梁理論により推定され、これは多数本打ちボルト接合にも適用可能である。

参考文献

- 1) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・横川和人・垂井 睦：エポキシ充填ボルト接合に関する研究、その1 実験計画とバネ定数、日本建築学会大会学術講演梗概集、1987年10月。
- 2) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・横川和人・垂井 睦：エポキシ充填ボルト接合に関する研究、その2 実験計画とその検討、日本建築学会大会学術講演梗概集、1987年10月。
- 3) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・垂井 睦：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その3 ボルト孔近傍の応力分布と剛性-実験計画、日本建築学会大会学術講演梗概集、1989年10月。
- 4) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・垂井 睦：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その4 数値解析による実験結果の検討、日本建築学会大会学術講演梗概集、1989年10月。
- 5) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・太田俊昭・山辺 章：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その5 エポキシの注入法、日本建築学会大会学術講演梗概集、1990年10月。
- 6) 松井源吾・手塚 升・山田伸典：木構造接合部研究開発におけるコンピューター利用 エポキシ樹脂充填鋼板挿入式ボルト接合に関する研究、第13回 情報・システム・利用・技術シンポジウム、1990年12月。
- 7) 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2報)、木材学会誌、第29巻、第12号
- 8) 益田森治・室田忠雄共著：工業塑性力学、P52、1974年、義賢堂

4. 破壊力学的手法によるボルト接合耐力評価

4. 1 目的

木質構造部材のボルト接合で最も問題となることの一つに、木質部に割れ裂きが生じて接合部の耐力が維持できなくなることがある。木材の割れ裂きの問題は、力学的な取り扱いが難しく、できるだけ割れ裂きを回避するようにしているのが現状である。しかし、実際の使用環境下では木質構造材には割れ裂きが生じているケースもあり、終局耐力の評価には、接合部に生じた割れ裂きの力学的挙動を明らかにしなければならない。この研究はボルト接合部における割れ裂きの力学的挙動を線形破壊力学の立場から解析し、ボルト接合耐力の評価に応用を試みることである。ここでは、ボルトによって繊維方向に直交してせん断力が作用する場合について検討した。

4. 2 試験方法

4.2.1 試験体

試験体には構造用LVL（トラスジョイスト社製マイクロラム，グレード2.0E）を用いた。原板厚さは公称2インチ（38mm）である。

横引っ張り試験体の形状は図4-1に示すA型（帯板状）試験体、B型（帯板中央にボルト孔を有する）試験体、C型（一方をボルトを介して負荷する）試験体である。

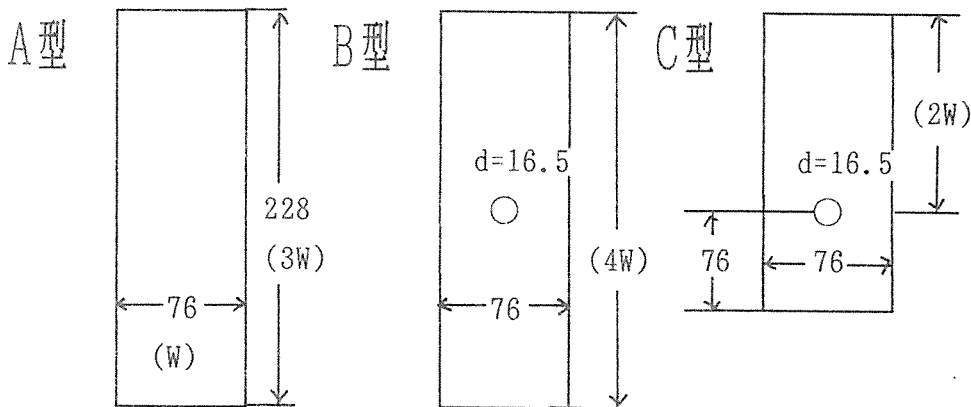


図4-1 横引っ張り試験体の形状

破壊力学試験体は、図4-1のA型およびB型試験体に人為的に初期き裂をいれて用いた。A型では片側き裂（SENT：Single Edge Notched Tension）および両側き裂（DENT：Double Edge Notched Tension）引っ張り試験体を、B型では中央のボルト孔の縁に初期き裂をいれた。き裂のいれ方は、まず木工用糸のこで適当にスリットをいれ、先端の約1mmを鋭いカッタの刃で整えた。初期き裂の長さ（無次元長さ： a/w ）は、A型で0～0.76、B型では0.21～0.8とした。

接合耐力におよぼすボルト位置の影響を調べる試験では、C型試験体を用い、試験体幅

2 $d \sim 12 d$ (d : ボルト直径, 16 mm)、ボルト-材端距離 $3 d \sim 10 d$ のとなる寸法の試験体を用意した。

4.2.2 実験方法

引っ張り荷重の負荷にはインストロンタイプの試験機を用い、クロスヘッドの移動速度は毎分 1 mm とした。SENT および DENT 試験体では、き裂部分にクリップゲージを取り付け、荷重と開口変位の関係を求めた。その他の試験では、荷重とクロスヘッドの移動量との関係を記録した。

4.2.3 等価き裂長さの考え方と評価方法

木質材料は、木材が生長の過程で生じるいろいろな欠陥や、のこなどによる切削加工や乾燥の過程で生じる欠陥を潜在的に持っている。したがって、材料に人為的なき裂を導入した場合、き裂が材料に固有な欠陥より十分に大きければ材料の破壊は導入した人為的なき裂に左右される。しかし、人為き裂の寸法が小さくなり、材料に固有なき裂の寸法より小さくなると、材料の破壊はもはや人為的に入れたき裂には支配されなくなる。このき裂長さの限界値は材料固有値と考えられ、これを等価き裂長さと呼ぶことにする。

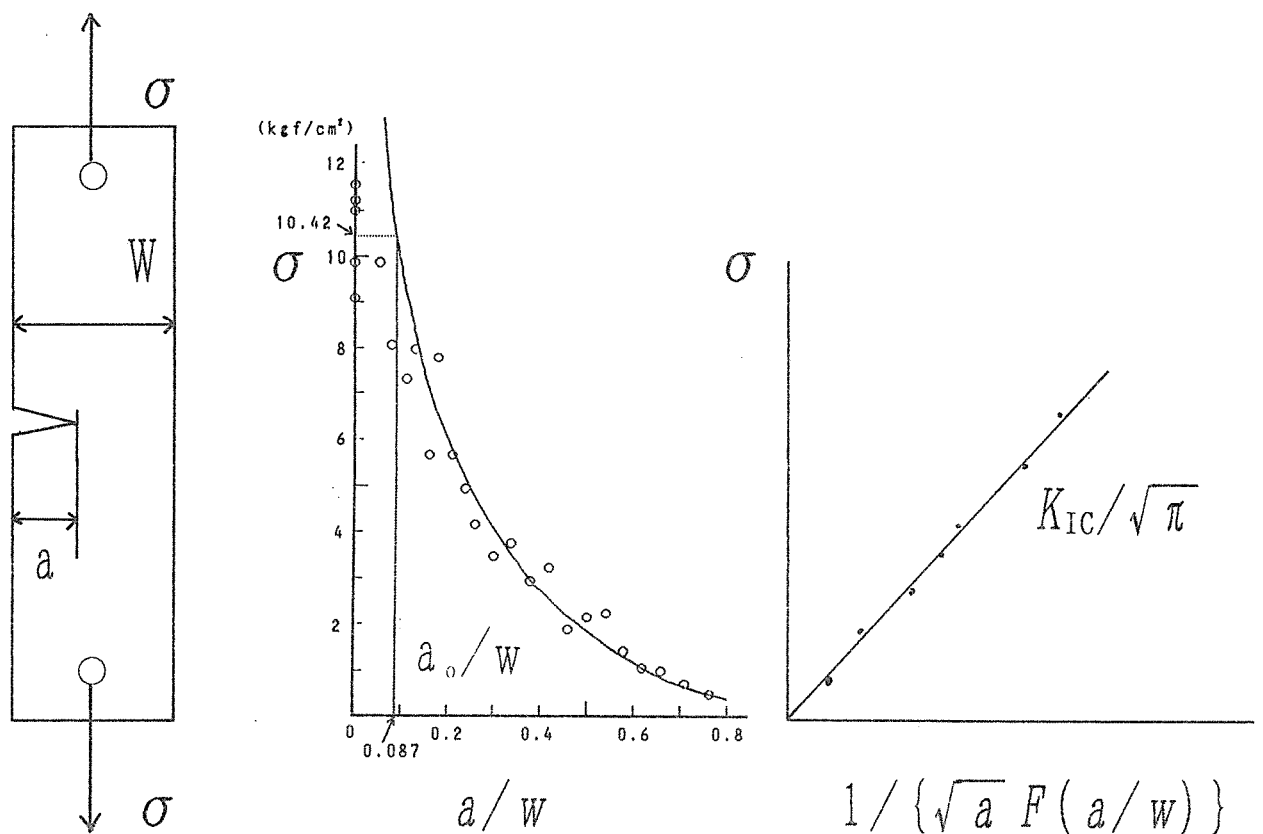


図4-2 等価き裂長さの求め方

線形破壊力学によれば、応力拡大係数 K_I とき裂長さ a との関係は次式で表わされる。

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} F(a/w) \quad (1)$$

ここで、 σ は公称応力、 $F(a/w)$ はき裂に関する形状因子である。

したがって、公称応力は、

$$\sigma = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi a} F(a/w)} \quad (2)$$

となる。

き裂長さが十分に長い場合には上式が適用できるので、図4-2のように σ と $\sqrt{a} \cdot F(a/w)$ の関係をプロットすると直線関係が得られ、その傾斜から限界応力拡大係数 K_{Ic} が求まる。

次に、求まった K_{Ic} から、図4-2のように σ と無次元き裂長さのプロットに(2)式の曲線を重ね、この曲線と初期き裂の無い材($a/w=0$)の σ を通る横軸に平行な直線との交点を求めると、等価き裂長さ a_0 が決定される。

限界応力拡大係数の計算に必要な荷重は図4-3に示す方法にしたがってもとめた。荷重-クリップゲージ変位(SENTおよびDENT試験体以外ではクロスヘッドの変位)図形の初期の直線とこの直線のより勾配が5%低い直線の間の最大値を、限界荷重 P_0 として用いた。この荷重は、き裂の進展開始に対応すると荷重値と考えられる。

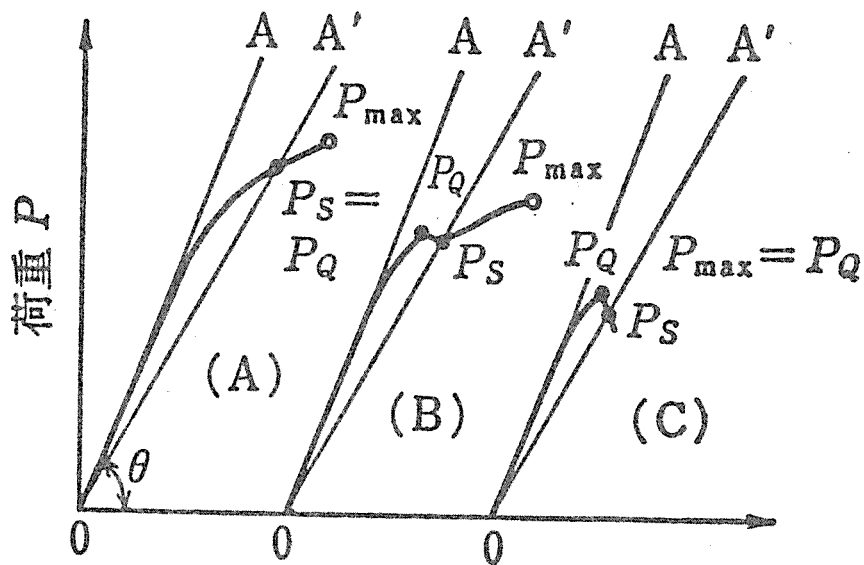


図4-3 限界荷重の決定法

4. 3 試験結果

4.3.1 A, B, C型試験体の破壊荷重の比較

表4-1にA, B, C型試験体の破壊荷重の比較を示す。

中央にボルト孔のあるB型試験体の限界荷重は、A型試験体に較べて強度で約6%の低減、ボルト孔直径を通る断面における面積率で約22%の低減となる。同一のLVL原板から採取した試験体であることから考えると、B型試験体の強度低減率がやや低いように思われる。

B型試験体とC型試験体の差異は、C型試験体でボルト孔に直接引っ張り荷重が負荷されることであり、ボルト孔周辺の応力集中がB型より高いことが考えられる。C型試験体で約4%の限界荷重の低減が認められた。

これらの結果は定性的な予測とは一致するが、定量的にはさらに検討を要する。

表4-1 A, B, C型試験体の破壊荷重の比較

	平均荷重 k g	変動係数	試験体数
A型	292.2 280.6	18.7 17.6	13
B型	264.0 262.8	12.9 12.7	5
C型	255.6 252.8	11.2 12.0	8

注) 上段: 最大荷重 下段: 限界荷重

4.3.2 等価き裂長さ

図4-4にSENTおよびボルト孔の縁における等価き裂長さを求める過程を示す。 σ と $\sqrt{a} F(a/w)$ の関係のプロットはほぼ直線に乗り、これから K_{Ic} を求めるとそれぞれ0.18および0.21 MPa \sqrt{m} となる。等価き裂長さは、それぞれ6.6 mmおよび2.62 mmが得られた。なお、DENT試験体では5.1 mmが得られた。

ボルト孔の縁における等価き裂長さとボルト孔半径を加えると10.87 mmとなる。縁き裂に較べてやや長いように思われる。本来なら中央き裂(CNT)材による等価き裂長さとの比較が必要と思われるが、中央に長さを調整した初期き裂がうまく導入できなかった。今後の検討課題としたい。

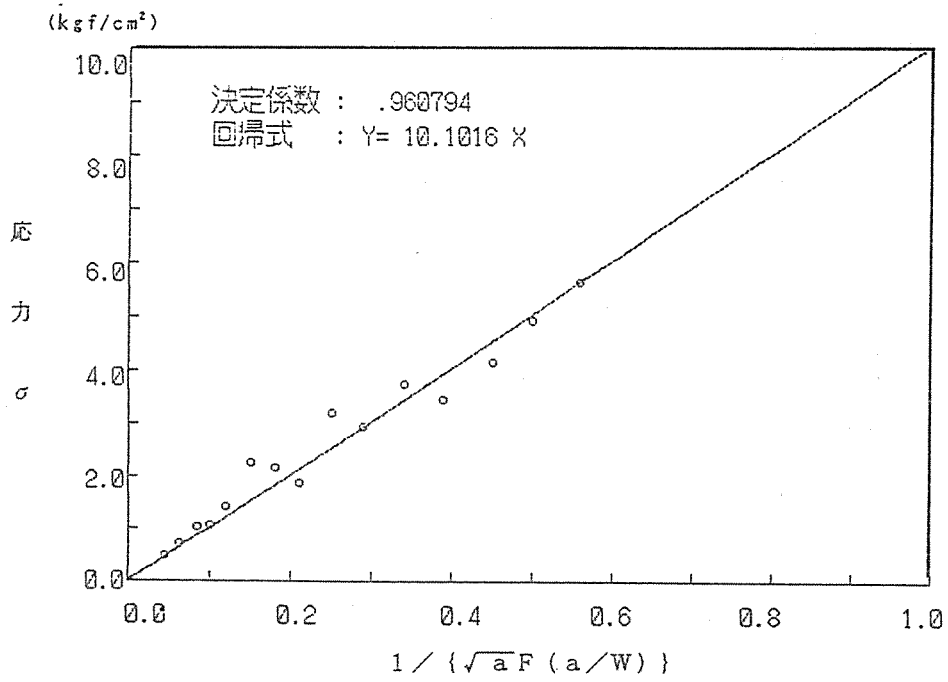
4.3.3 C型試験のモデル化

C型試験体の孔にボルトによる集中力が作用する場合のモデル化を図4-5のように行った。まず、等価き裂長さに相当するき裂がボルト孔の両側にあると考え、さらに簡略化して、これをボルト直径 d と等価き裂長さの和 $2a_0$ に等しい一本のクラックに置き換える。

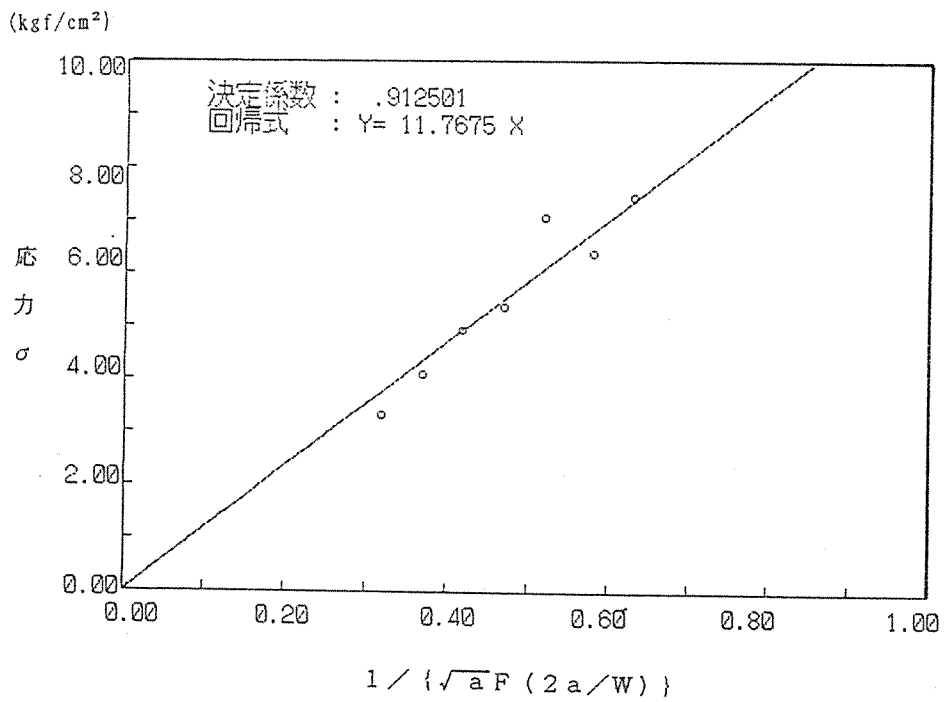
C型試験体モデルの応力拡大係数 K_I は、線形性の仮定のもとでは、図4-6に示す重ね合わせの原理から導かれる。

$$\begin{aligned}
 K_I &= K_{I1} + K_{I2} - K_I \\
 K_I &= (K_{I1} + K_{I2}) / 2 \\
 &= \frac{P}{2} \left(\frac{\sqrt{a\pi} F_1(x)}{t \cdot W} + \frac{F_2(x)}{t \sqrt{a\pi}} \right) \\
 F_1(x) &= (1 - 0.025X^2 + 0.06X^4) \text{SQR}(\sec(\pi X/2)) \\
 F_2(x) &= (1 - 0.5X + 0.957X^2 - 0.16X^3) / \text{SQR}(1-X)
 \end{aligned}$$

$F_1(x)$ 、 $F_2(x)$ は、き裂の形状に関する補正因子である。



SENT 試験体



ボルト孔の縁に等価き裂がある場合

図4-4 等価き裂長さを求めるためのデータの当て嵌め

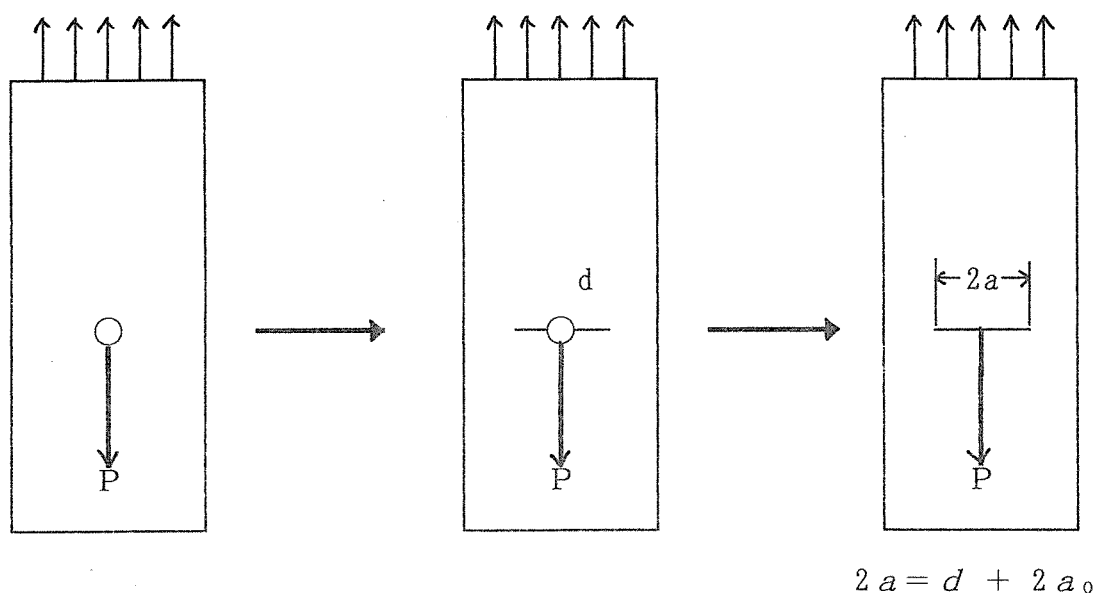


図4-5 C型試験のモデル化

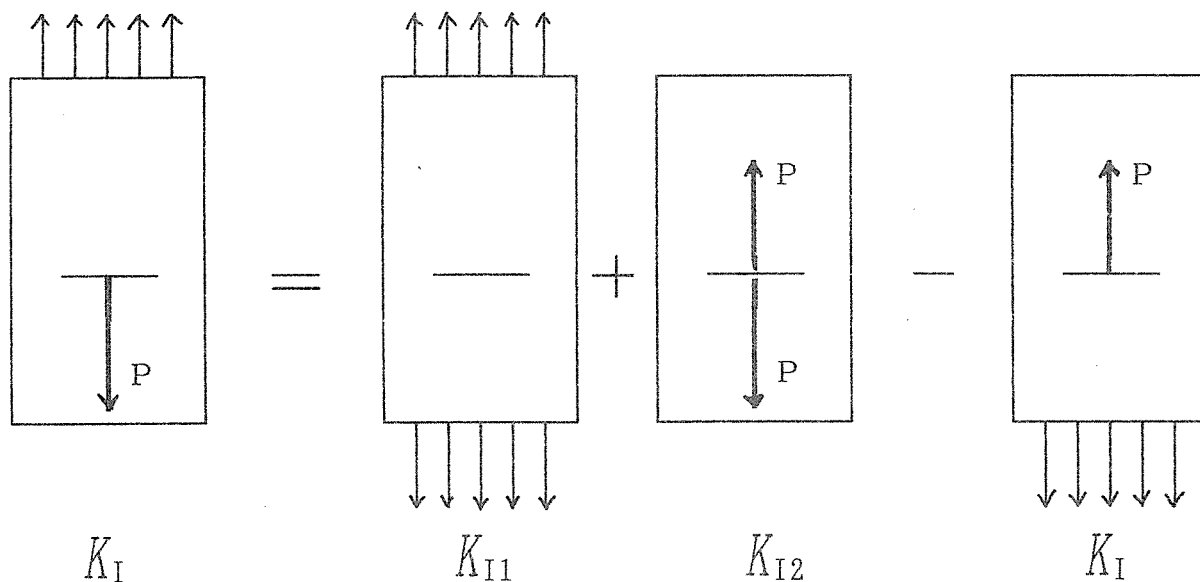


図4-6 C型試験体モデルの応力拡大係数（重ね合わせの原理）

ここで、 $K_{Ic} = 19.05 \text{ kgf/cm}^{3/2}$ 、 $t = 3.8 \text{ cm}$ 、 $W = 7.6 \text{ cm}$ 、 $a = 1.087 \text{ cm}$ を代入すると、 $P = 170 \text{ kgf}$ を得る。

このモデルを用いた計算値と実験値の比は、1.49（実験値／計算値）となった。計算値と実験値の差は約50%程度となり、安全側の予測となる。この乖離はやや大きいように思われるが、おおざっぱな仮定の割りには近いとも考えられる。

さらに、ボルトによる加力を一様分布力で近似すると図4-7のモデルが考えられる。

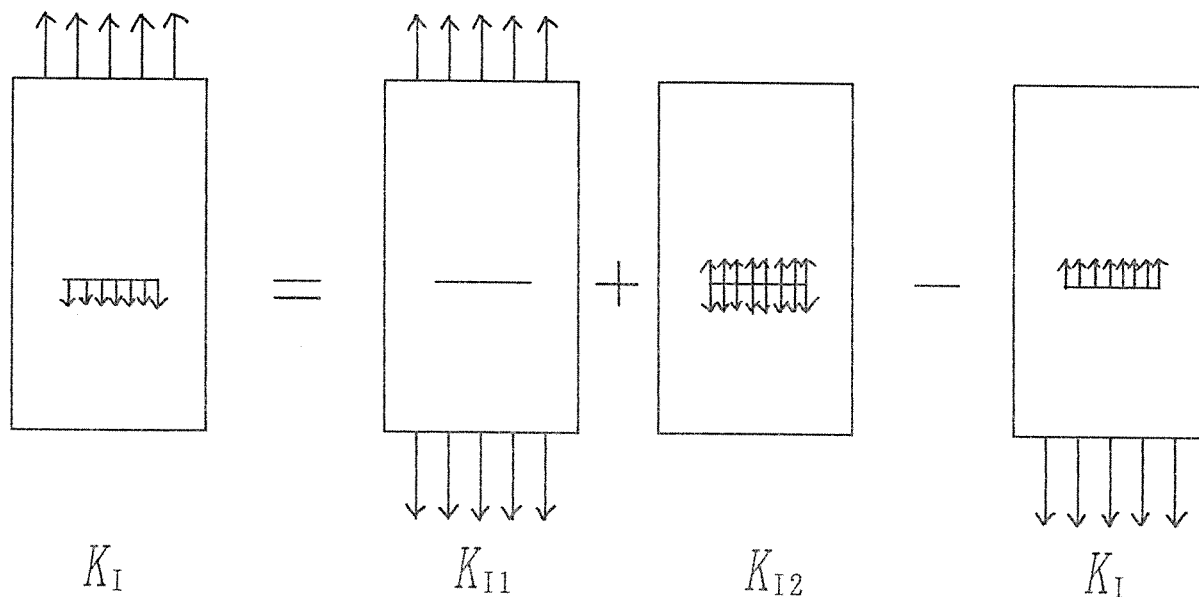


図4-7 ボルトによる加力を一様分布力で近似したモデル

このモデルの応力拡大係数は次式で表わされる。

$$K_I = (K_{I1} + K_{I2}) / 2$$

$$= \frac{P}{2} \left(\frac{\sqrt{a\pi} F_1(x)}{t \cdot W} + \frac{\sqrt{a\pi} F_2(x)}{t \cdot W} \right)$$

$$F_1(x) = (1 - 0.025x^2 + 0.06x^4) \text{SQR}(\sec(\pi x/2))$$

$$F_2(x) \doteq 1 \quad x \ll 1$$

ここで、 $K_{Ic} = 19.05 \text{ kgf/cm}^{3/2}$ 、 $t = 3.8 \text{ cm}$ 、 $W = 7.6 \text{ cm}$ 、 $a = 1.087 \text{ cm}$ を代入すると、 $P = 283 \text{ kgf}$ を得る。

この修正モデルを用いた計算値と実験値の比は、0.89（実験値／計算値）となった。計算値と実験値の差は約10%程度となり、やや危険側の予測となる。修正モデルでは、ボルトによる加力を一様分布力で近似しているが、実際の分布は中央に大きく端に近付くにしたがって減少すると考えられる。したがって、応力拡大係数の右辺の第2項に寄与がこれより小さくなることにより、計算値はもう少し実験値に近付くと思われる。

4.3.4 接合耐力におよぼすボルト位置の影響

図4-8にボルト接合部の限界荷重とボルト位置との関係を示す。ボルトから材端までの距離 e の影響は小さく、試験体幅（ボルトから材縁までの距離）の影響が大きいことがわかる。最大荷重および限界荷重とも、試験体幅にほぼ比例して増加している。

図4-9に公称応力（限界荷重を実質断面積で除した値）

$$\sigma_{nom} = P_Q / \{ (w - d) \cdot t \}$$

とボルト位置との関係を示す。この場合もボルトから材端までの距離 e の影響は小さく、試験体幅（ボルトから材縁までの距離）の影響が認められる。

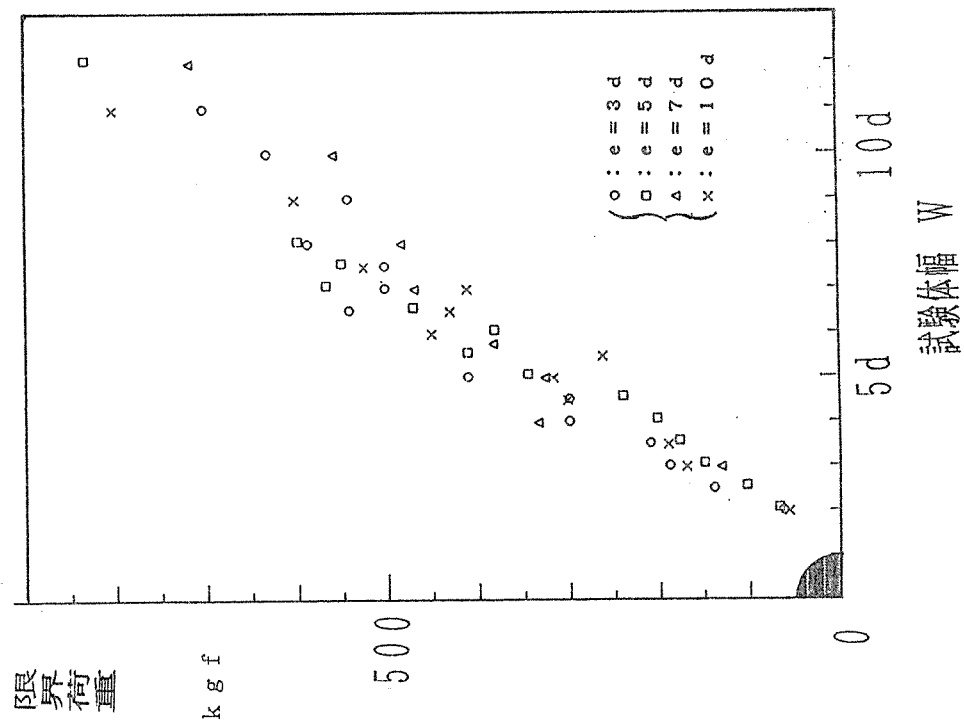


図4-8 接合部の限界荷重とボルト位置の関係

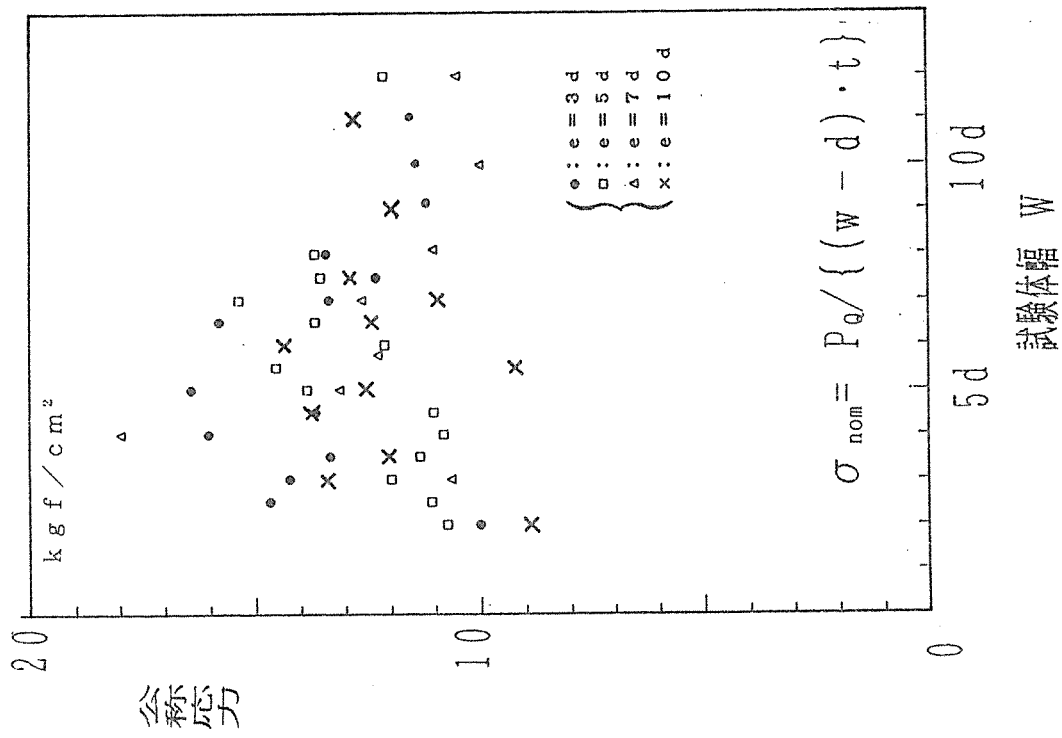


図4-9 破壊時の公称応力とボルト位置の関係

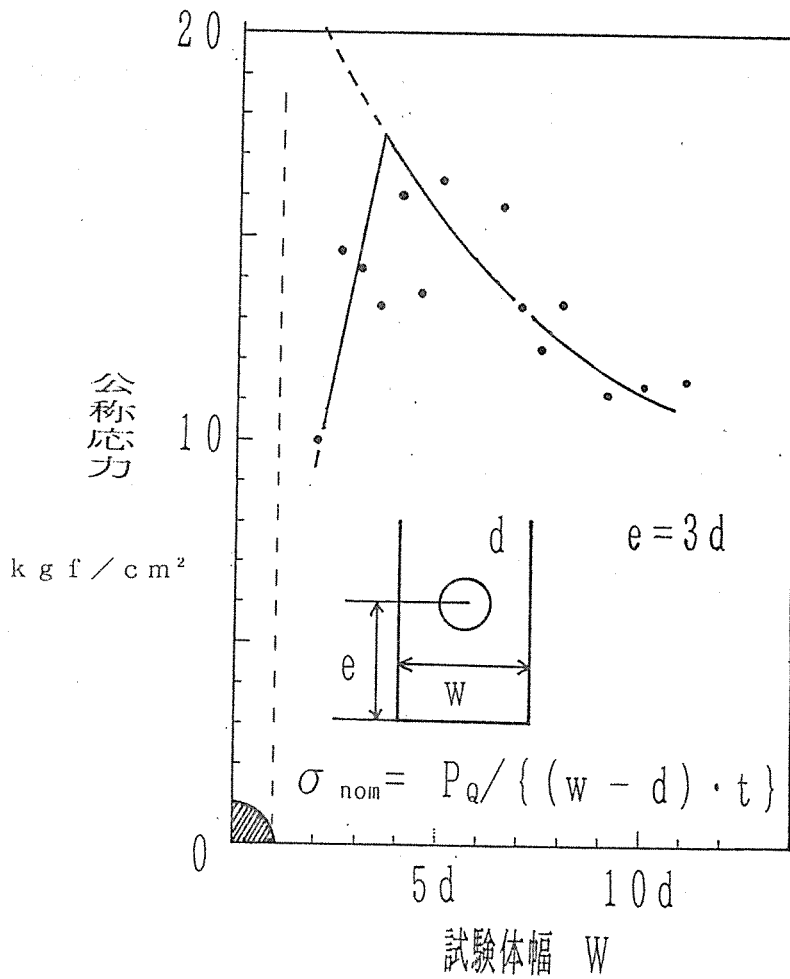


図4-10 破壊時の公称応力と試験体幅の関係

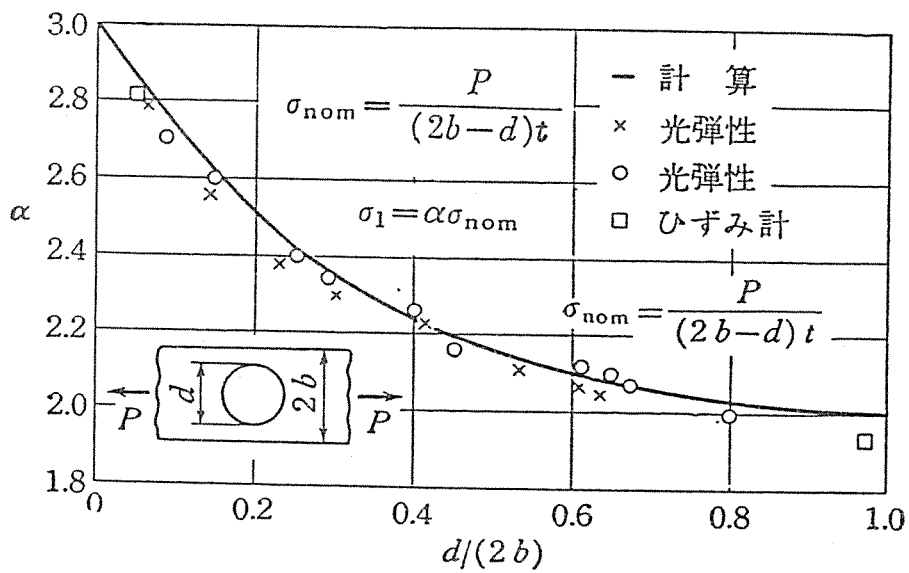


図4-11 円孔周辺の応力集中係数 (等方体)

試験体幅の影響をみるため、図4-10に $e = 3d$ の場合の結果を示す。試験体幅が $3d \sim 4d$ 以上では試験体幅の増加につれて公称応力の限界値は低下する傾向が認められる。試験体幅が $3d \sim 4d$ 以下では、試験体幅の減少につれて公称応力の限界値も低下する傾向が認められる。このことから、ボルト接合部の破壊には、ボルト孔周辺の応力集中が影響していることが考えられる。

円孔周辺における応力集中の材料力学的な解釈では、図4-11に示すように、孔の直径 d に対して試験体幅 $2b$ が広くなる ($d/2b$ が小さくなる) にしたがって応力集中係数 α が大きくなる。すなわち、応力集中係数が大きくなるほど、小さな公称応力で破壊することを意味する。このことから、図4-10に示した試験体幅が $3d \sim 4d$ 以上の傾向は説明できる。図4-12に、ボルト孔周辺にワイヤーストレンゲージを貼付し、ボルト孔周辺の応力集中を実験的に求めた結果を示す。

また、試験体幅が $3d \sim 4d$ 以下で破壊時の公称応力が低下する傾向は、供試LVLの単板の裏割れに基づくき裂状の欠陥と応力集中の相互作用によるものと解釈される。

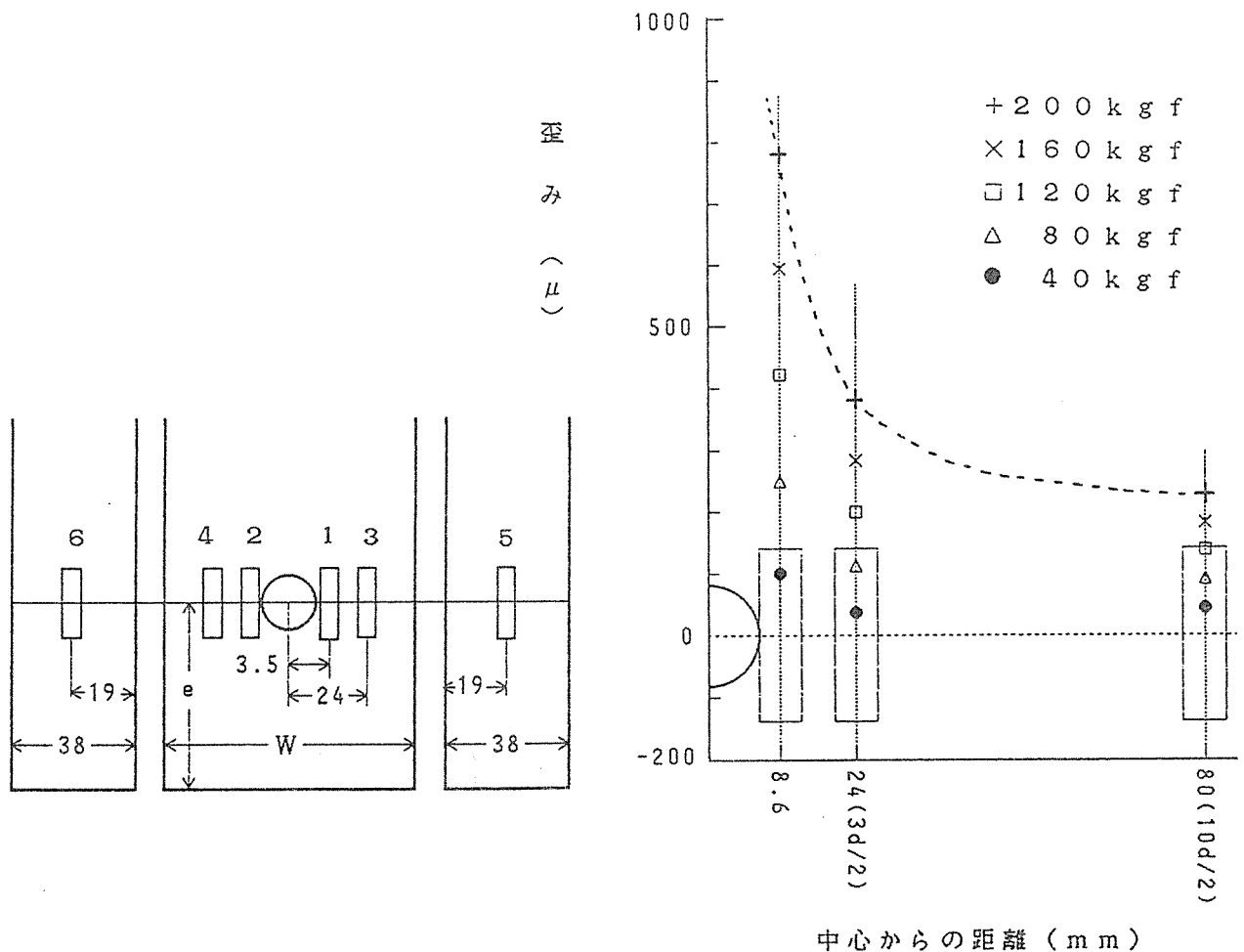
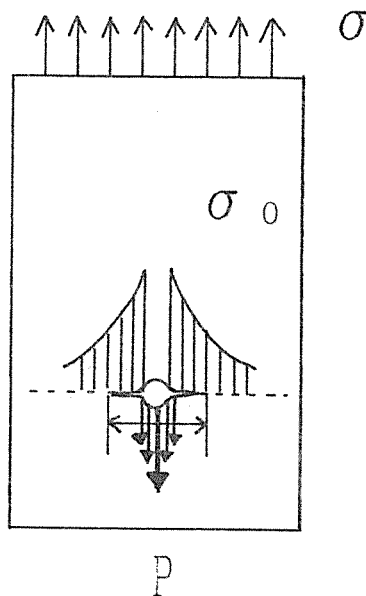


図4-12 ワイヤーストレンゲージによる応力集中の測定

4. 4 まとめ

ボルト接合部の耐力の予測に線形破壊力学の考え方を導入する試みを行なった。まず、木質材料に線形破壊力学を適用するため、材料内部に潜在的なき裂状の欠陥があることを想定し、等価き裂長さの考え方を導入してLVLを用いた実験的検討を行なった。

さらに、等価き裂長さを用いたボルト接合部の力学モデルを考え、接合耐力の予測を行なった。ボルトによる負荷を簡単な集中力と考慮して予測した結果は、実験値に対して約50%の過小（安全側）評価であった。さらに、ボルトによる負荷を分布力として考えたモデルでは、約10%の過大評価となったが、かなり実験値に近い予測が可能となった。



今後の展開としては、ボルト孔周辺に生じる応力集中の効果とボルトによる負荷にもっと現実的な分布力を与えることをモデルに組み込むことを考えている。

さらに、ボルト位置と接合耐力の関係を定量的に解析し、ボルト接合部の設計のための基礎的課題に取り組みたい。また、繊維方向に平行にせん断力が作用する場合の検討も必要と考えている。

5. 鋼板挿入式ドリフトピン接合部繊維直交方向引張試験

5. 1 目的

鋼板挿入式ドリフトピン接合の繊維に直交方向のせん断耐力試験方法としては、加力の形式により図5-1に示す3種類の方法が考えられる。

このうち上段に示す曲げ型Ⅰは、古くから標準試験法的にボルト、ドリフトピン、ジベル類の強度性能を調べるためによく用いられている方法で、集成材中央に接合具を打ち込み、集成材の両端を支持してこの中央の接合具を加力するものである。この方法は接合具の荷重-相対変位関係が、接合具および木材が完全に降伏するまで把握できる反面、接合具近傍から生じた割れが両木口に広がらずに止まってしまうため、最大荷重が他の方法に比べて高くなる、という欠点をもつ。

中央に示す曲げ型Ⅱは片持ち梁的な加力方法で、接合具を打ち込んだ鋼板部分と集成材の他端を支持し、その中央を加力する方法で、接合具から生じた割れは一方の木口へは進展するが、他方は木材が圧縮力を受けているため、割れが進展しない。

下段に示す横引張型は、集成材に横引張力を加えることにより接合具の繊維直交方向加力時のせん断強度を調べる方法で、割れは両木口へ自由に進展できるため、これにより得られた最大荷重は3種類の方法の中で最も低く、より安全側の結果が得られる反面、接合部が降伏点や塑性域にはいる前に集成材が破壊してしまい、荷重-相対変位関係が広範囲にわたって記録できない、などの欠点を持つ。

これらのうちどの方法が接合部の繊維直交方向加力時のせん断耐力試験方法として最適であるかは判断が難しく、これらの試験方法による実験を十分に行った上で判断する必要がある。

昨年度は、中央の曲げ型Ⅱによる試験をスギ集成材を用いた鋼板挿入式ドリフトピン接合について行ったが、本年度は横引張型による試験を同じスギ集成材を用いて行い、この試験方法が接合部の強度性能に及ぼす影響を最大荷重を中心に検討した。なお以下では、曲げ型Ⅱによる加力形式を単に曲げ型と表記している。

横引張型の試験方法としては、図5-1の下段の左側に示すように集成材の材せい方向の下端は堅固に保持し、上のドリフトピン接合部のみが破壊するようにした形式と、右側のように材せい方向の上下に全く同じ形状の接合部を作り、いずれが破壊してもかまわないようにした形式の2種類の加力形式があるが、ここでは試験の容易さから後者を採用した。この方法は、上下2ヶ所の接合部の弱い方が破壊するので、最大荷重はより低めの値が得られる。

5. 2 試験方法

試験材には、昨年同様スギ集成材（断面 300mm×100mm）を用いた。なお、供試材の気乾比重は平均 0.36、含水率は 11.4% であった。

昨年度実施した曲げ型のせん断耐力試験は、図5-2に示すようにスギ集成材の中央に

スリットをあけて厚さ 9mm の鋼板を挿入し、直径 8mm、12mm、16mm、長さ 100mm のドリフトピン（ミガキ鋼棒 S S 4 0 0）をいずれか 1 本打ち込み、この鋼板部とスギ集成材の他端を支持し、その中間部を加力する方法で行った。ドリフトピンの打ち込み位置は、縁距離 40mm、70mm、100mm、端距離 50mm、100mm、175mm の組み合わせ計 9 とおりの位置に変えてそれぞれ実験を行い、縁距離、端距離が最大荷重に及ぼす影響を調べた。

これに対して本年度実施した横引張型の試験は、図 5 - 3 に示す形状の試験体を用いて行った。まず材せい 300mm、材幅 100mm のスギ集成材の一端から材中央までスリットをあけて 2 枚の鋼板を上下にそれぞれ挿入し、そのおのおのに 1 本のドリフトピン（一部 2 本）を打ち込んだ。用いたドリフトピンの直径は 8mm、12mm、16mm、長さはいずれも 100mm で、これは昨年と同じである。ドリフトピンの打ち込み位置は、ドリフトピン 1 本打ちでは縁距離を 40mm、70mm、100mm（材せいは 300mm 一定なので、これに応じて上下ピンの間隔は 220mm、160mm、100mm と狭くなる）、端距離をスリットをあけた側の木口からの距離として 50mm、100mm、200mm（集成材の全長はそれぞれ 170mm、220mm、400mm であり、端距離 50mm と 100mm ではスリットをあけていない側の木口からの端距離はいずれも 120mm、端距離 200mm では反対側の端距離も 200mm）の組み合わせ計 9 とおりとし、それぞれについて実験を行った。

またドリフトピン 2 本打ちの試験は、図 5 - 3 の右下に示すようにドリフトピンの打ち込み間隔をドリフトピンの直径によらず 80mm 一定とし、左右両木口からピンまでの端距離は 200mm（従って集成材全長は 480mm）として上下それぞれに 2 本のピンを水平に打ち込んだ。この 2 本打ちの試験は直径 8mm、12mm、16mm、長さ 100mm それぞれのドリフトピンについて縁距離を 40mm、70mm、100mm の 3 とおりに変えて行った。

試験は同一条件 3 体づつとし上下の鋼板の間に引張力を加え、鋼板と集成材の間の相対変位を上下のドリフトピンおのおのについて電気式変位形を用いて測定し、荷重 - 相対変位関係を記録した。加力は上下いずれかの接合部が破壊するまでとし、最大荷重を求めた。従って破壊しなかった側の接合部は、本来ならばもう少し高い最大荷重が得られたものと考えられ、本実験の結果は、より安全側の最大荷重を与えることになる。

5. 3 試験結果

5. 3. 1 横引張型試験の結果

横引張型の試験で得られたドリフトピン接合部の一定変位時の荷重（0.5mm、1mm、2mm）、直線域の傾き、比例限度荷重とその時の変位の値は、上下 2 ヶ所 3 体繰り返しの計 6 体の平均値で、最大荷重とその時の変位は破壊した側の 3 体の平均値で表 5 - 1 に示した。なお、ドリフトピン 2 本打ちはピン 1 本あたりの値で示した。比較のために昨年度の曲げ型による結果を表 5 - 2 にそれぞれ 3 体の平均値で示した。

また図 5 - 4 には直径 8mm、図 5 - 5 には直径 12mm、図 5 - 6 には直径 16mm のドリフトピンを 1 本打ち込んだ場合の横引張型の荷重 - 相対変位曲線を、縁距離、端距離をパラ

メータとして破壊した側、しなかった側にかかわらず、各6体すべて表示した。

今回の横引張で得られた荷重-相対変位曲線(図5-4、5、6)をみると、直径8mmのドリフトピンの場合には、直線域の傾きは小さいものの、いずれの縁距離、端距離の場合でも荷重-相対変位曲線はほぼ降伏点をこえており、ピン自身も曲げ降伏するものが多かった。また縁距離、端距離を十分にとった場合には、破壊に至るまでの変位量の平均値が15mmに達し、かなりねばりのある接合部であった。一方、ドリフトピン直径が12mmになると、直線域の傾きは直径8mmのドリフトピンの1.5倍とかなり大きくなったものの、縁距離、端距離が小さいものでは直線域から降伏点に達しないうちに、また変位も1mmに達しないうちに集成材が割裂破壊してしまうものが多かった。さらに直径16mmのドリフトピンでは、直線域の傾きは直径8mmのドリフトピンの2倍以上の高い値を示したが、縁距離、端距離が最大の場合をのぞけば、ほとんどの試験体が降伏点に達しないうちに破壊し、破壊時の変位も1mmに達しないものが大半であった。

なお直線域の傾きのみでなく比例限度荷重も、直径16mmのドリフトピンは直径8mmのドリフトピンの2倍以上の高い値を示した。

しかしながら最大荷重は、直径が8mmから16mmになっても1.3倍程度にしか増えておらず、直径12mmと16mmではあまり差がなかった。最大荷重はドリフトピンの降伏条件よりも集成材の破壊条件に強く支配されており、ドリフトピンの直径の寄与は小さいようであった。

5. 3. 2 曲げ型と横引張型の比較

以下では、昨年度実施した曲げ型(表5-2)と本年度の横引張型(表5-1)の強度性能について比較、検討した。

(1) 初期性能

直線域の傾きおよび0.5mm変位時荷重などの初期剛性に関する性能としては、直径8mmのドリフトピンでは横引張型の方が曲げ型より20%以上高い値を示した反面、直径12mmや16mmのピンでは逆に曲げ型の方が場合により50%以上高い値を示した。このうち曲げ型では、ドリフトピンの直径が同じであれば縁距離、端距離によらず直線域の傾きはほぼ一定に近い値を示したのに対し、横引張型では縁距離、端距離が大きくなればなるほど直線域の傾きも大きくなる、という傾向を示した。このことから横引張型では、直線域の傾きが縁距離、端距離により敏感に変化し、一方、曲げ型ではこれらのパラメータによらず、木材そのものの強度性能を強く反映した値になったものと考えられる。

また比例限度荷重については、これを決める要因として、ドリフトピンの曲げ降伏、集成材側のめり込み降伏、ドリフトピン打ち込み部における小さな亀裂の発生、集成材の破壊などの種々の要因が加わるため、曲げ型と横引張型の違い、縁距離と端距離の影響はあまり顕著ではなかった。ドリフトピン直径の影響は大きい、あとは直線域の傾きの場合ほどはっきりした傾向はみられなかった。

(2) 最大荷重

昨年度行った曲げ型の試験で、ドリフトピン接合の最大荷重は縁距離、端距離に顕著に依存したが、図5-4~6の荷重-相対変位曲線を見ると、今年度行った横引張型の試験でも、縁距離、端距離が最大荷重に影響を及ぼしていることは十分にうかがえる。

そこでこの最大荷重 (P : kgf) を、昨年度行った曲げ型の結果と同様に、縁距離 (h : mm)、端距離 (e : mm) をパラメータとする重回帰式で推定してみた。

計算は各ドリフトピン直径ごとに最大荷重の対数を、縁距離、端距離の対数をパラメータとする重回帰式で推定するもので、これにより求めた重回帰式を曲げ型、横引張型それぞれについて表5-3に示した。なお、横引張型については、端距離のかわりに材長 (170mm、220mm、400mm) を用いても同様の重回帰式が求められるが、端距離を用いた場合より重相関係数は少し低くなった。また端距離と材長を同時にパラメータとして用いると、両者はほぼ重複した値であるため、かえって回帰式の有意の程度を示すF値が低くなってしまった。

表5-3の重回帰式をみると、曲げ型では最大荷重が縁距離の0.6~0.7乗、端距離の0.15~0.33乗に比例しており、特に縁距離の影響が顕著であった。また、重相関係数はいずれのドリフトピン直径でも0.9以上と高い値を示した。

一方横引張型では、最大荷重は縁距離の0.18~0.27乗と縁距離の影響が小さくなる反面、端距離は0.33~0.43乗と最大荷重に大きな影響を及ぼした。重相関係数は0.82~0.92と曲げ型より少し低かった。

横引張型で縁距離の影響が小さかった原因としては、試験体のせいが300mm一定であったために縁距離が大きくなるに従って上下2本のピンの間の距離が小さくなり、このためにピン近傍の繊維に直交する方向の引張力がかえって高くなってしまい、これが本来の縁距離の効果と逆の効果を与えてしまったことが考えられる。

この表5-3の結果をもとに、任意の縁距離、端距離の位置にドリフトピンを打ち込んだ場合に期待される最大荷重を等最大荷重曲線としてプロットしたものが図5-7~9である。図5-7が直径8mm、図5-8が直径12mm、図5-9が直径16mmのドリフトピンの場合で、それぞれ左側が曲げ型、右側が横引張型の結果である。図中の数字は実験結果を各3体の平均値で示したもので、点線は表5-3の重回帰式により計算した等最大荷重曲線である。

この結果をみると、いずれのドリフトピン直径でも曲げ型は等最大荷重曲線が水平にねており、縁距離の増大にともなって最大荷重は大きくなるが、端距離が大きくなっても最大荷重はほとんど増えない。これとは対照的に横引張型では、縁距離のみでなく端距離の影響もかなり大きく、端距離の増大にともなって最大荷重も大きくなる。この結果、縁距離40mm、端距離50mmの場合には、曲げ型は横引張型より最大荷重が20%程度大きいだけであったのが、端距離は50mmのまま縁距離が100mmになると、いずれのドリフトピン直径でも曲げ型は横引張型より2倍以上も最大荷重が大きくなった。このように、縁距

離が大きく、端距離が小さい場合ほど曲げ型と横引張型の最大荷重の差は大きく広がった。

現行の木構造計算規準では、縁距離は直径の4倍以上、端距離は直径の7倍以上あけるように定めているだけで、縁距離、端距離の増減による許容耐力の増減は認めていないが、縁距離、端距離を大きくとればより高い最大荷重が期待できるため、接合部設計に際しては寸法が許す限り縁距離、端距離を大きくとることが望ましい。

(3) 試験方法による最大荷重の比較

図5-10はスギ集成材ドリフトピン接合において、曲げ型と横引張型の最大荷重を、縁距離を直径(d)の4倍、端距離を直径(d)の7倍とした場合について比較したものである。

横引張型のうち前田の結果は、木造化推進標準設計施工マニュアル作成等事業報告書「木造化技術開発」(1987)の実験結果をもとにして、直径8mm、12mm、16mmで長さが100mmのドリフトピンの最大荷重を重回帰式を用いて推定したものである。なお、前田は図5-1の横引張型のうち、左側の下部は堅固に保持して上部だけにドリフトピン接合を設ける形で実験を行っている。

川元の横引張は、上下ともに同じ接合部を設ける形であり、縁距離4d、端距離7dちょうどの場合については実験を行っていないため、表5-3の重回帰式を用いてその時の最大荷重を推定した。曲げ型も表5-3の重回帰式を用いて同様に最大荷重を推定した。

この結果をみると曲げ型の最大荷重は横引張型よりも高く、ドリフトピンの直径が大きくなるほどその差がひらいていく。この結果直径16mmでは、曲げ型の最大荷重は横引張型の1.5倍になり、前田の結果を用いるとその差はさらに広がった。

このように曲げ型と横引張型により得られる最大荷重は、ドリフトピンの直径が大きくなるほど大きな差になっていき、横引張を受ける接合部の最大荷重は曲げ型の力を受ける接合部より小さくなるため、接合部設計に際しては、接合部になるだけ横引張力がかからないように注意する必要がある。

(4) ドリフトピン1本打ちと2本打ちの比較

図5-11はドリフトピンを2本打った場合と1本打った場合の、ドリフトピン1本あたりの直線域の傾きおよび最大荷重を比較したものであり、ドリフトピン1本打ちを100とする%値で2本打ちの性能を示した。

ドリフトピン2本打ちの試験は、図中の右上に示すようにピン間隔を80mm、ピンから材端までの距離を左右ともに200mm、全長を480mmとした場合の結果であり、分母となる1本打ちの結果は端距離200mm、全長400mmと最も端距離を大きくとった場合の値を用いた。

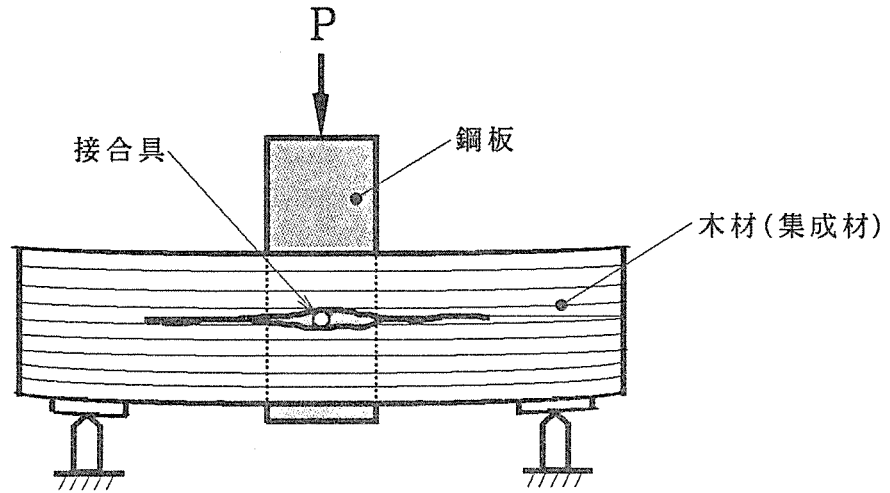
まず直線域の傾きをみると、ドリフトピン直径、縁距離によらずほぼ2本打ちは1本打ちの80~90%の値が出ており、若干加工精度の悪さによる初期ガタの影響がみられる程度であった。

一方最大荷重は、2本打ちは1本打ちの60~77%程度の値しか出ておらず、特に直径12mm、16mmで縁距離が70mm、100mmの場合の最大荷重の低下が目だった。

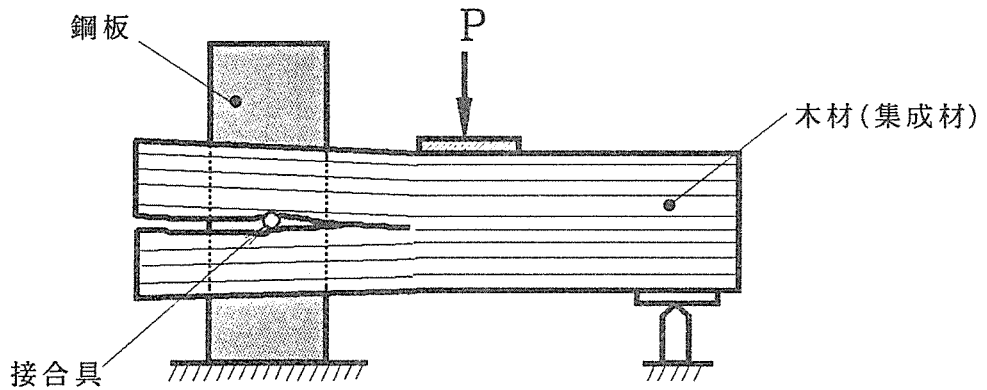
木構造計算規準では、2本のピンの間隔は直径の7倍以上とるように定めており、直径8mmのピンでは56mmとれば良いことになるので、この実験のピン間隔80mmは規準上は十分なピン間隔だといえる。また直径12mmでは規準の84mmに対して80mmはぎりぎりだめという値に相当する。直径16mmのピンではピン間隔を112mmとらなければならない、80mmは完全にピン間隔の不足である。一方実験結果の方は、直径8mmでも16mmでもドリフトピン2本打ちは同様に最大荷重が低く、ピン間隔は最大荷重にあまり影響を及ぼしていないようであった。

最大荷重に及ぼす影響が最も顕著だと考えられるのはドリフトピン1本あたりの荷重負担幅、すなわち材長であり、ドリフトピン1本打ちの材長400mmに対して2本打ちでは1本あたりの材長が240mmしかない。このため、この両者の材長の比 $240/400 = 0.6$ 近くにまで最大荷重が落ちたのだと推察される。

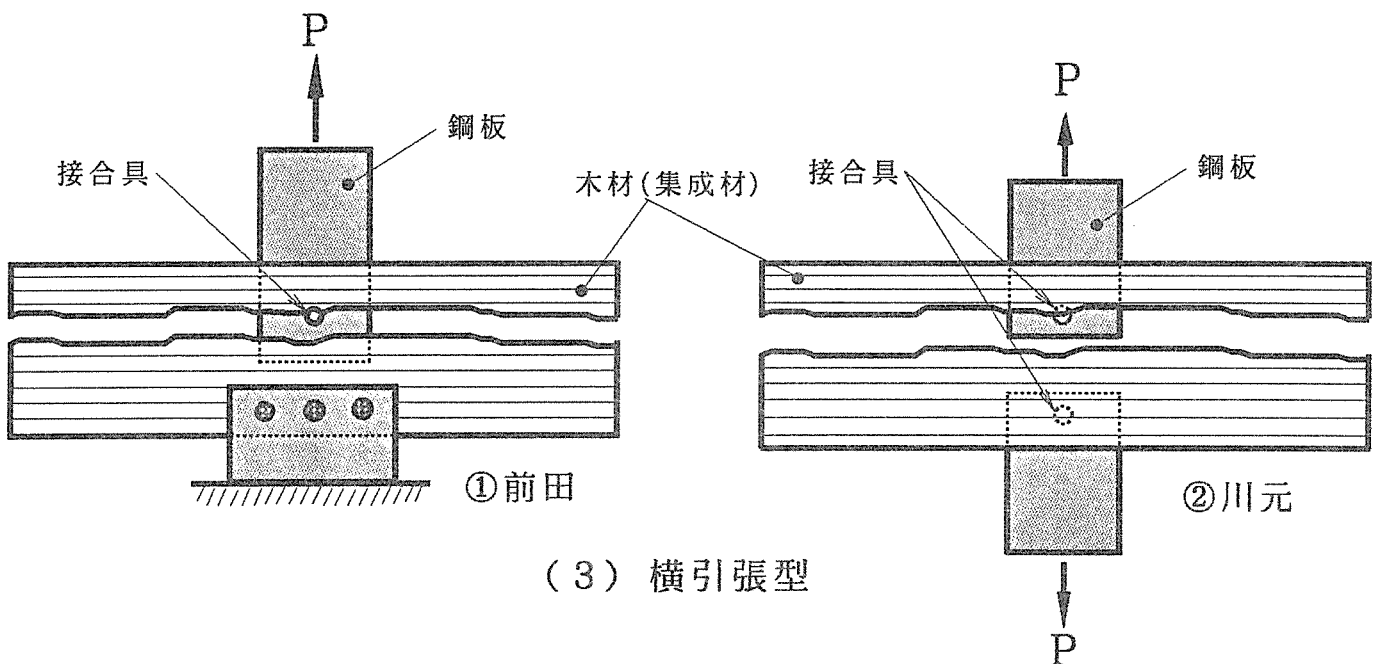
このことから、横引張を受ける接合部をやむなく設計する場合には、ドリフトピン1本あたりの荷重負担幅、すなわち材長が十分に確保されるよう、設計を工夫する必要がある。



(1) 曲げ型 I

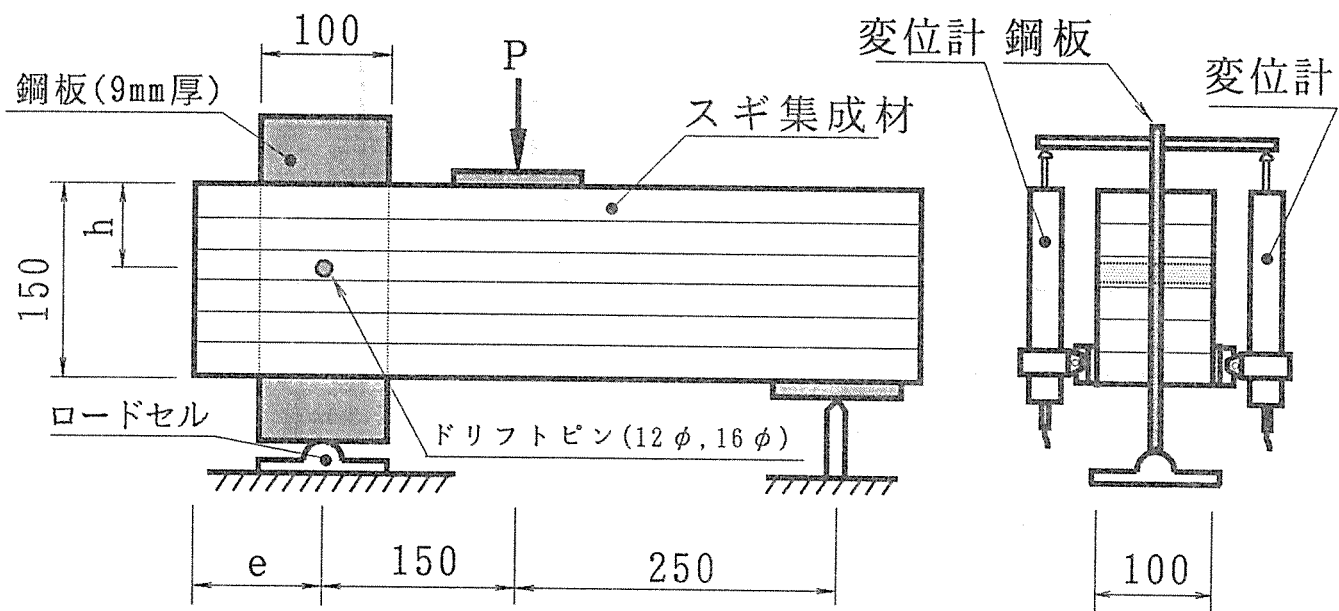


(2) 曲げ型 II



(3) 横引張型

図5-1. 繊維に直交する方向の接合部試験の加力方法による違い



鋼板 1 枚挿入

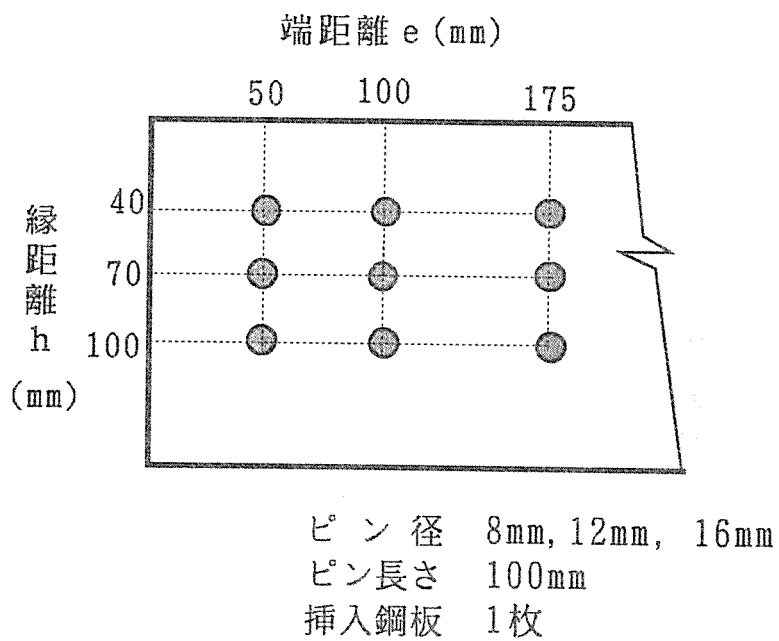
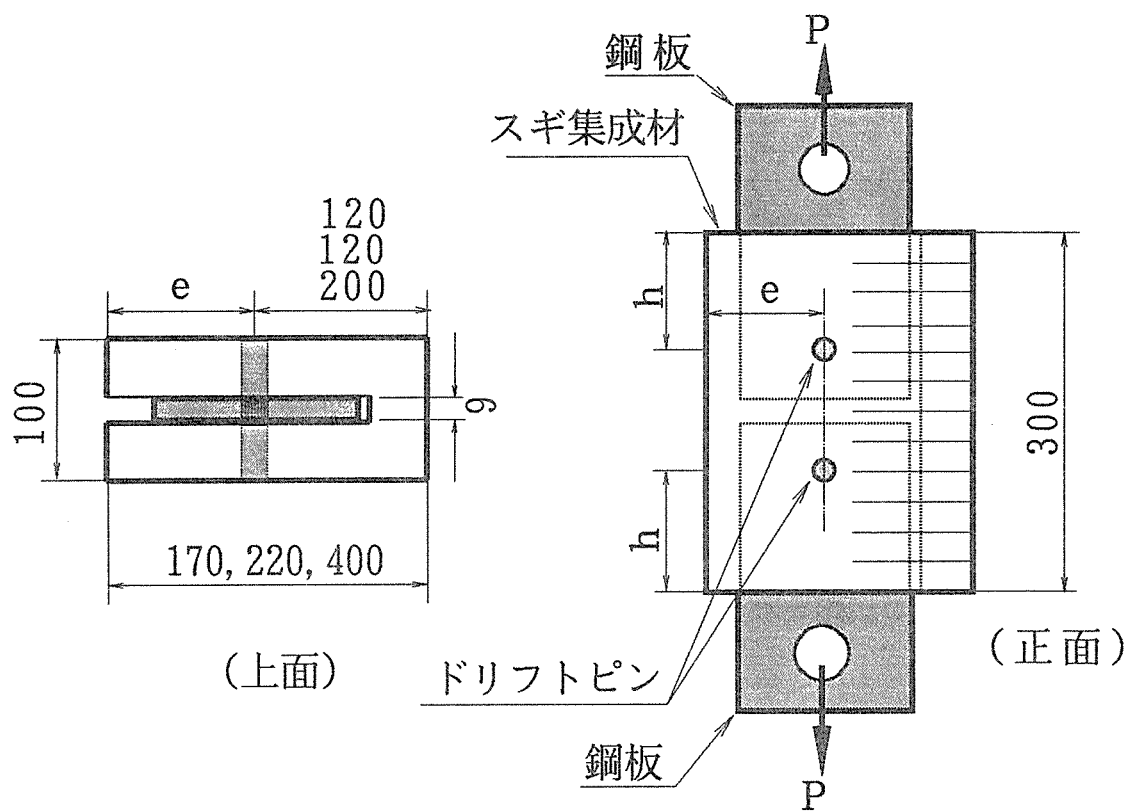


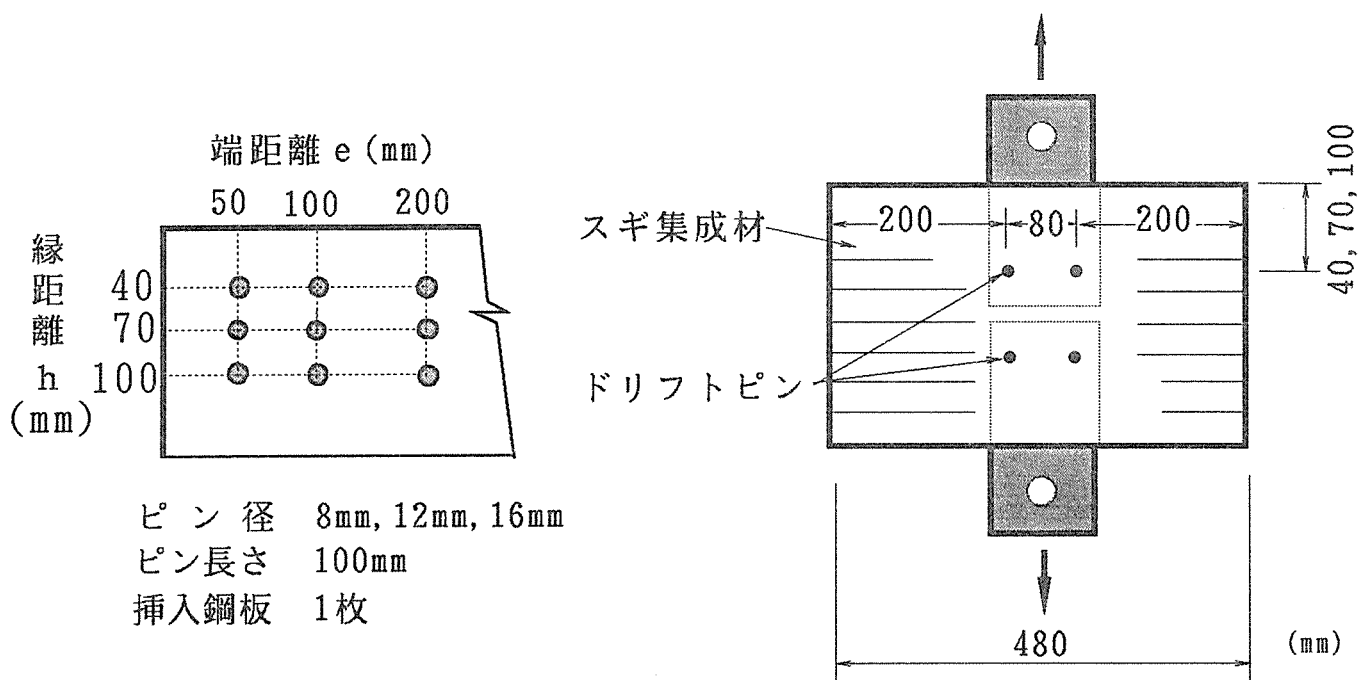
図 5 - 2 . 曲げ型による繊維直交方向加力試験の方法



(上面)

(正面)

(ドリフトピン1本打ち)



端距離 e (mm)

50 100 200

縁距離
 h
(mm)

40
70
100

ピン径 8mm, 12mm, 16mm

ピン長さ 100mm

挿入鋼板 1枚

(ドリフトピン2本打ち)

図5-3. 引張型による繊維直交方向加力試験の方法

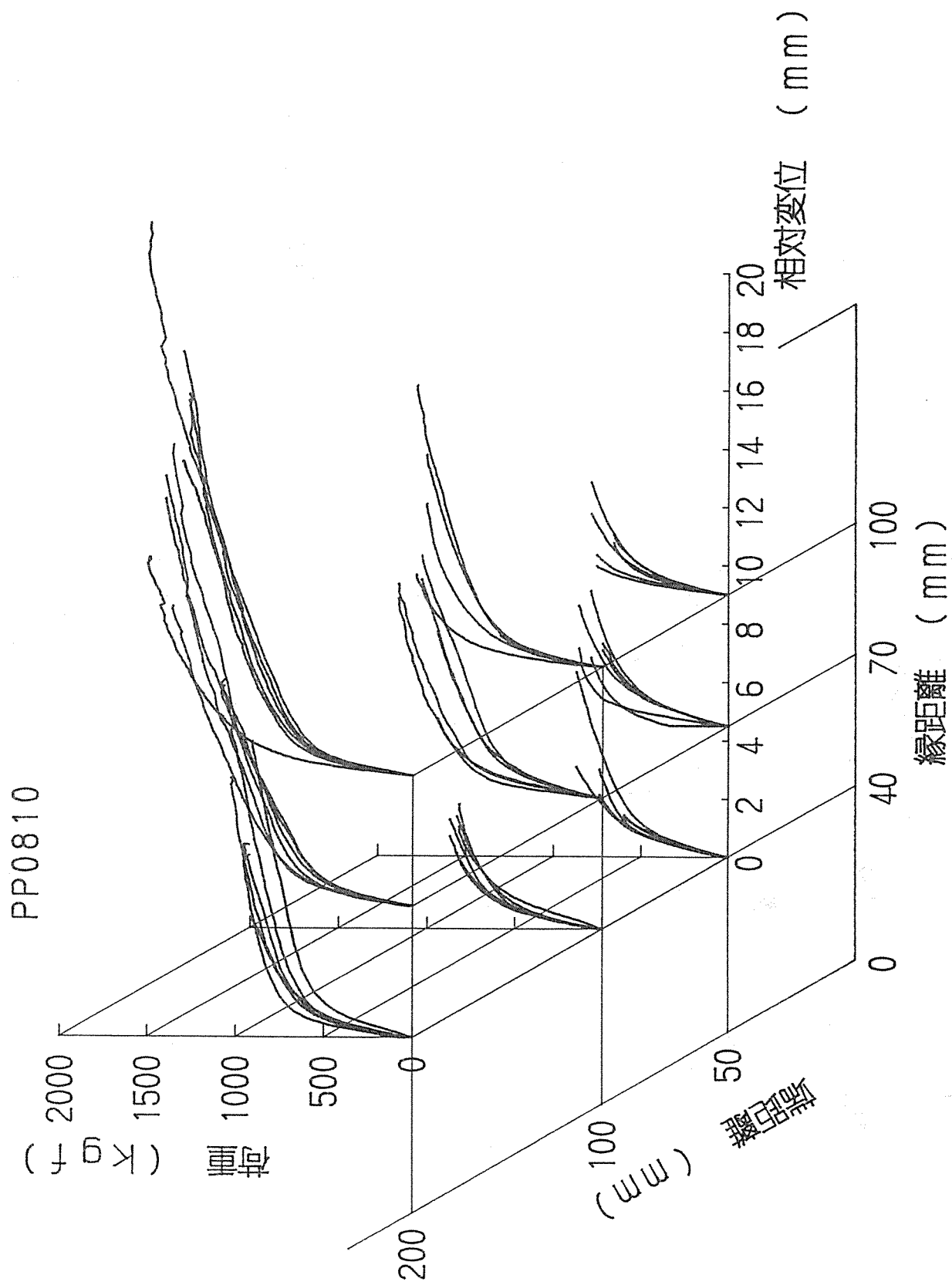


図5-4. 繊維直交方向加力時の荷重-相対変位曲線
 (スギ集成材ドリフトピン接合横引張型加力、ピン直径8mm、長さ100mm)

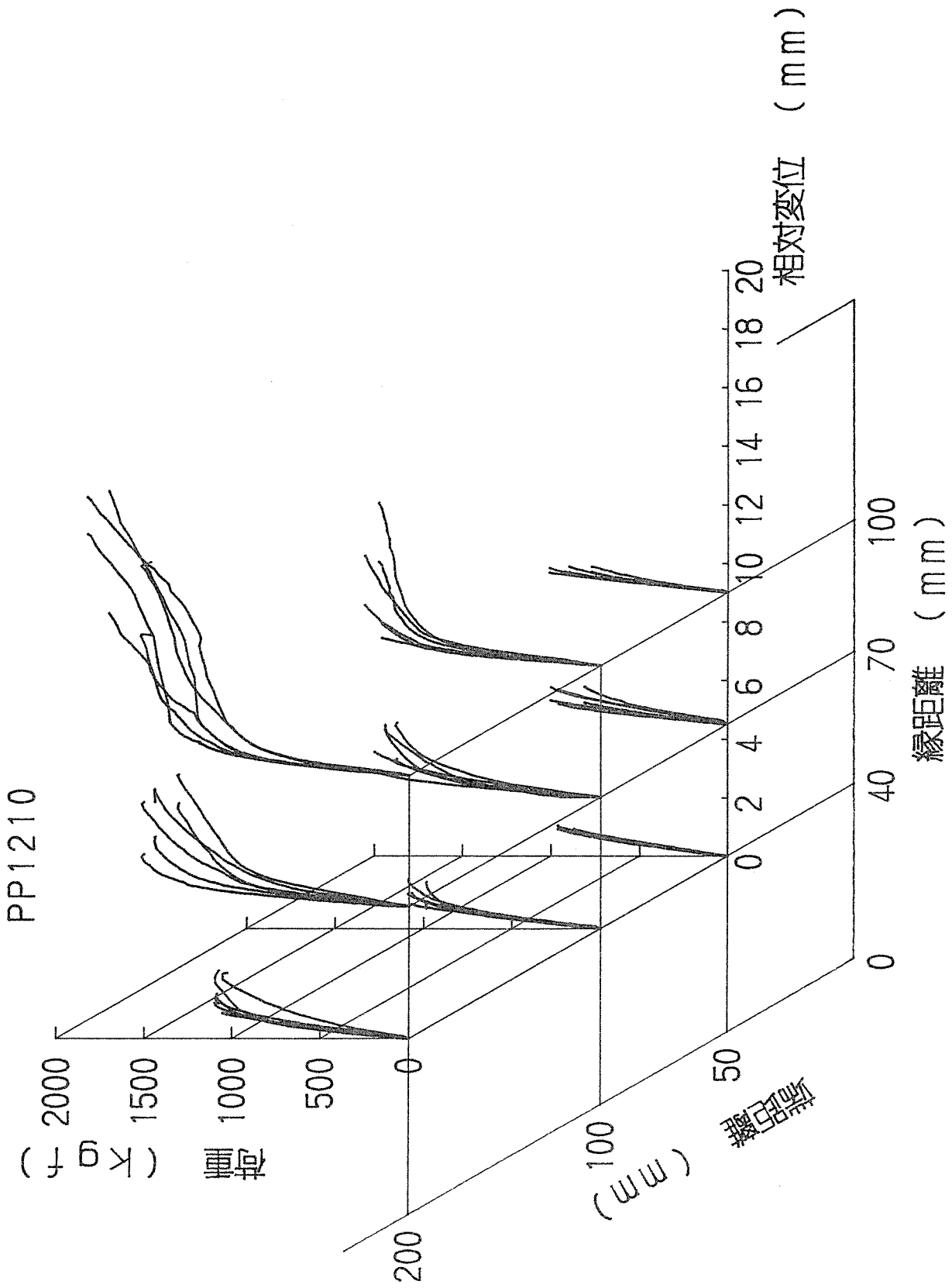


図5-5. 繊維直交方向加力時の荷重—相対変位曲線
 (スギ集成材ドリフトピン接合横引張型加力、ピン直径12mm、長さ100mm)

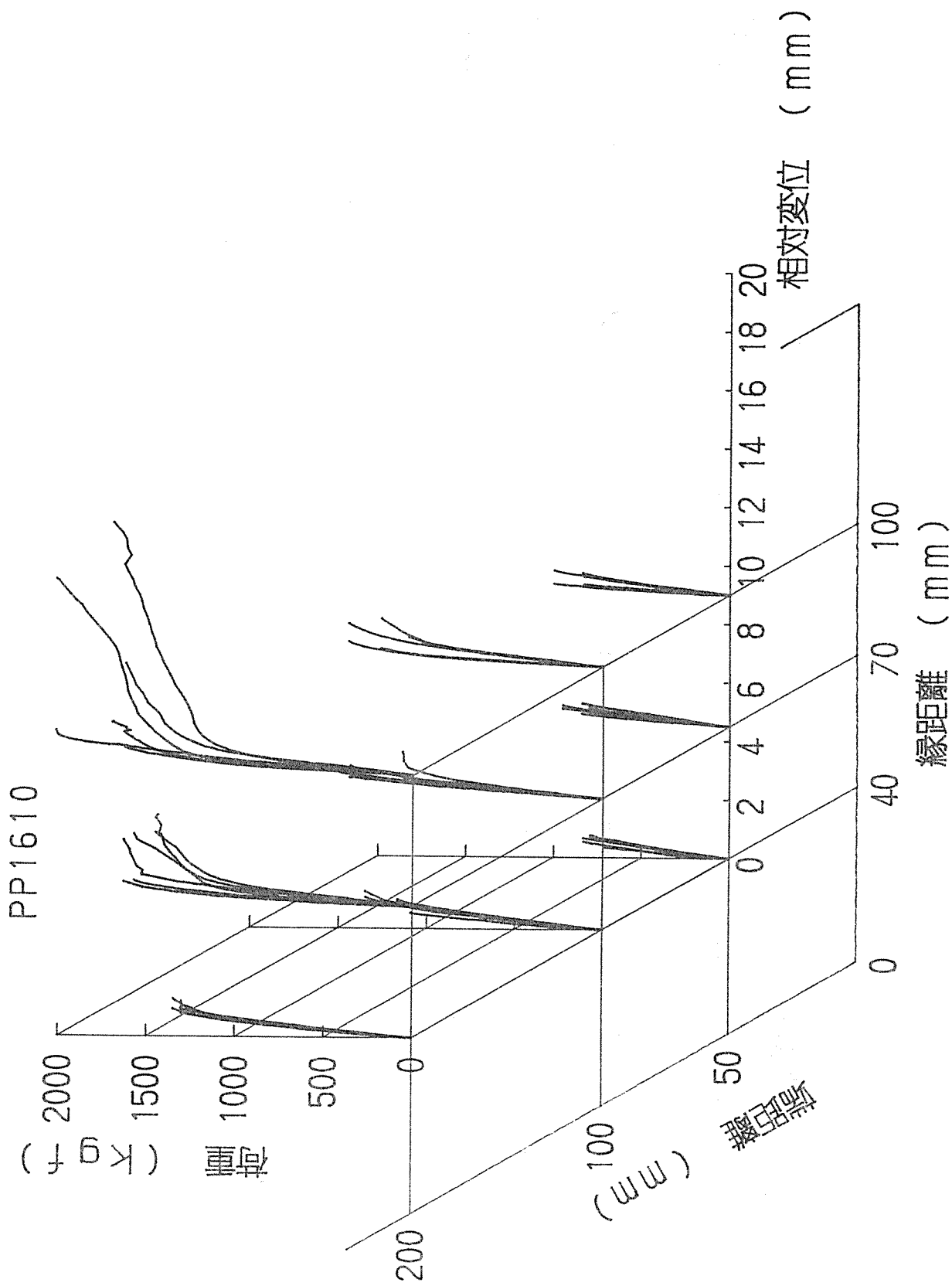


図5-6. 繊維直交方向加力時の荷重-相対変位曲線
 (スギ集成材ドリフトピンピン接合横引張型加力、ピン直径16mm、長さ100mm)

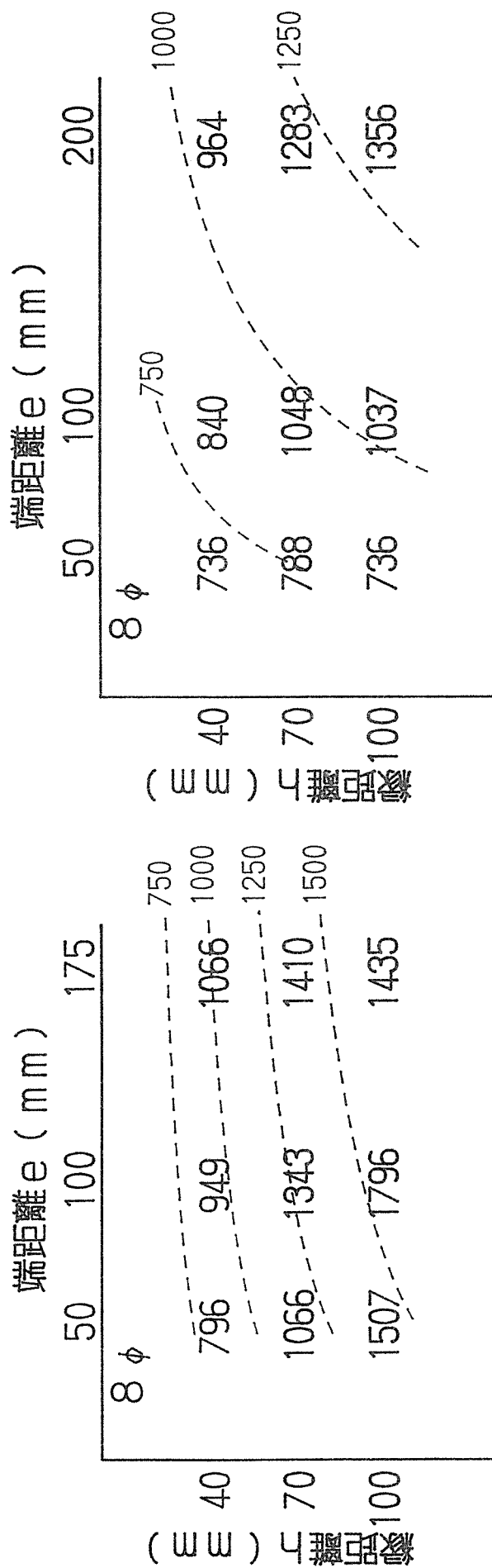


図5-7. 縁距離、端距離と最大荷重 (左列：曲げ型、右列：引張型)
 (ドリフトピン直径8mm、長さ100mm、点線は重回帰式による計算値)

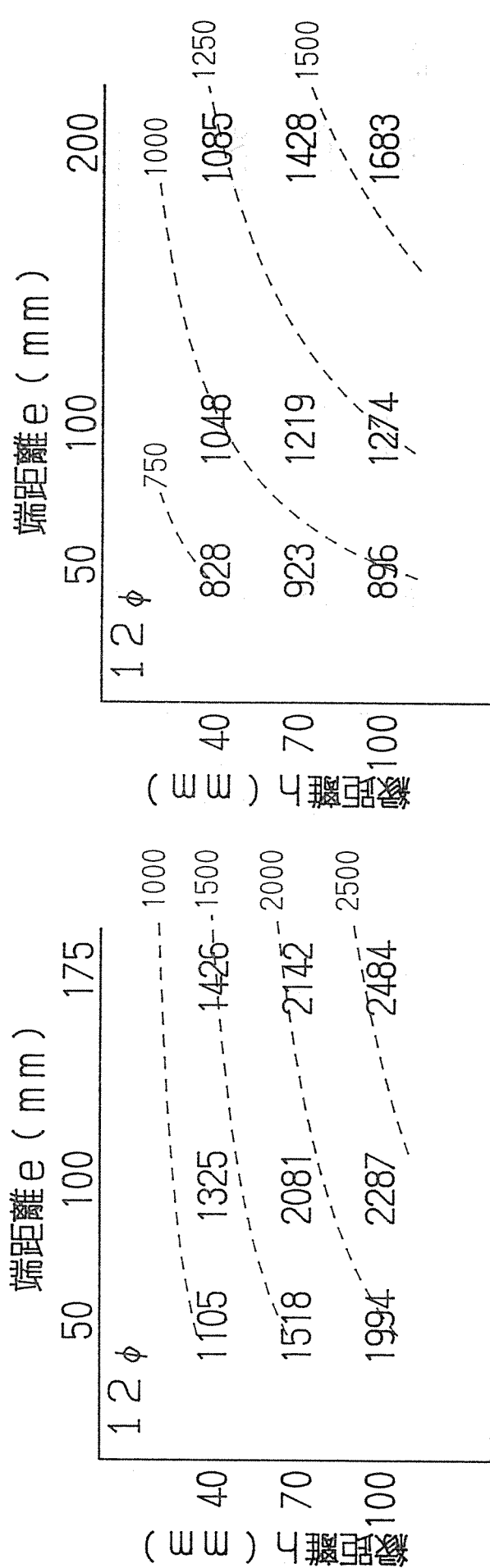


図5-8. 縁距離、端距離と最大荷重（左列：曲げ型、右列：引張型）
 （ドリフトピン直径12mm、長さ100mm、点線は重回帰式による計算値）

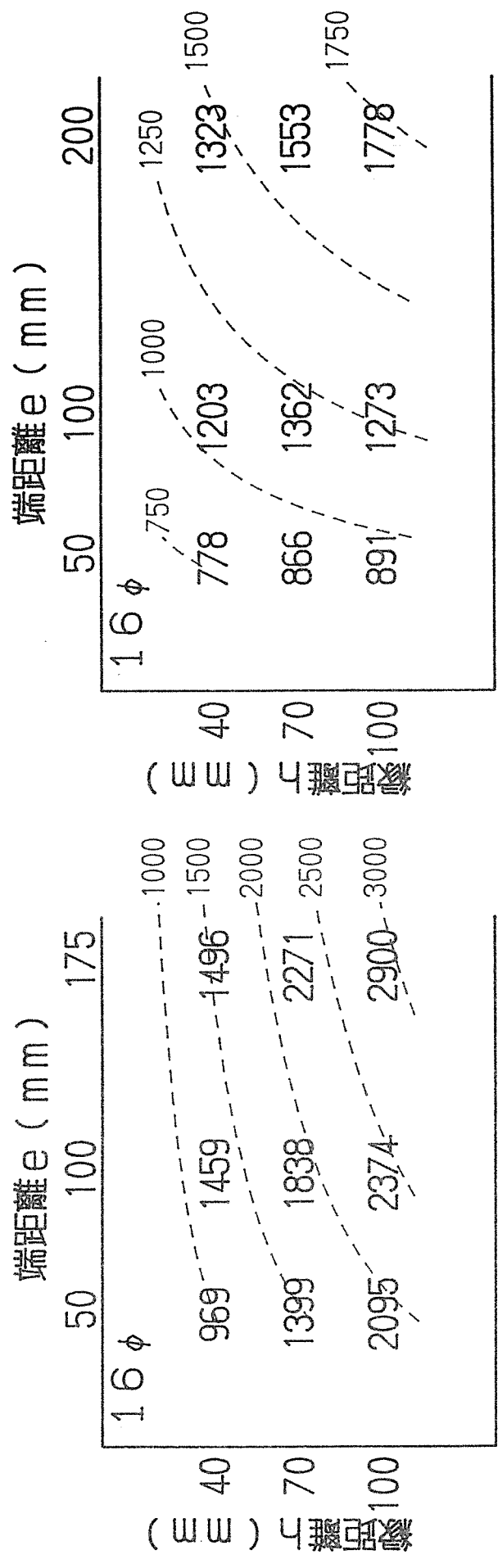


図5-9. 縁距離、端距離と最大荷重 (左列: 曲げ型、右列: 引張型)
 (ドリフトピン直径16mm、長さ100mm、点線は重回帰式による計算値)

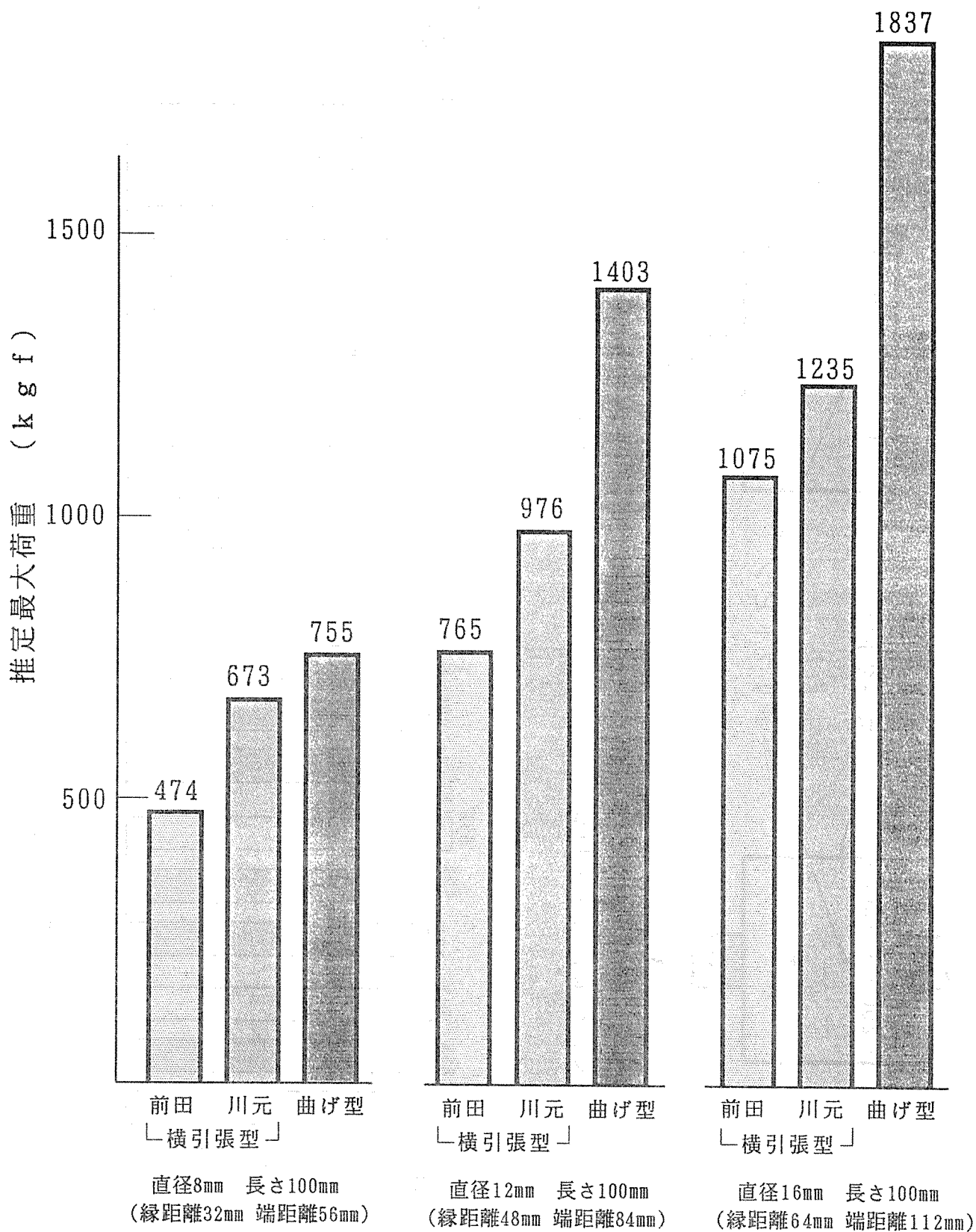


図 5 - 1 0 . ドリフトピン直径、長さ、縁距離、端距離を同一とした時の各試験体ごとの最大荷重推定値

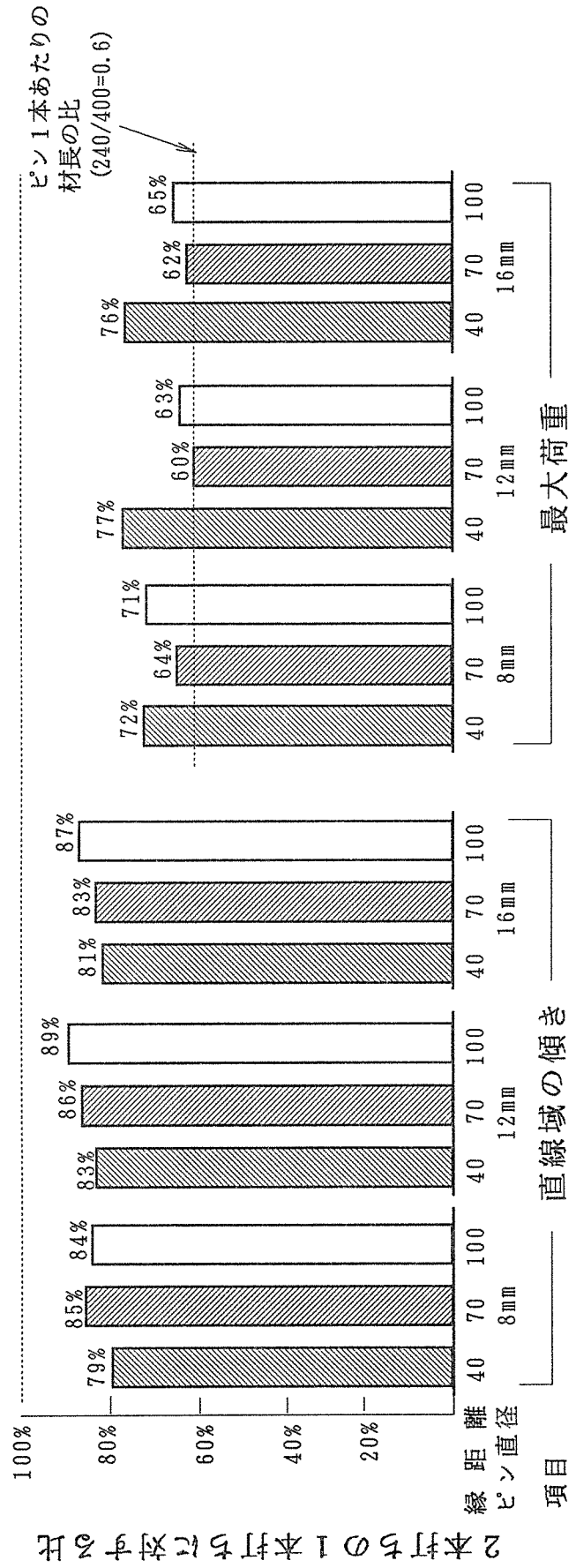
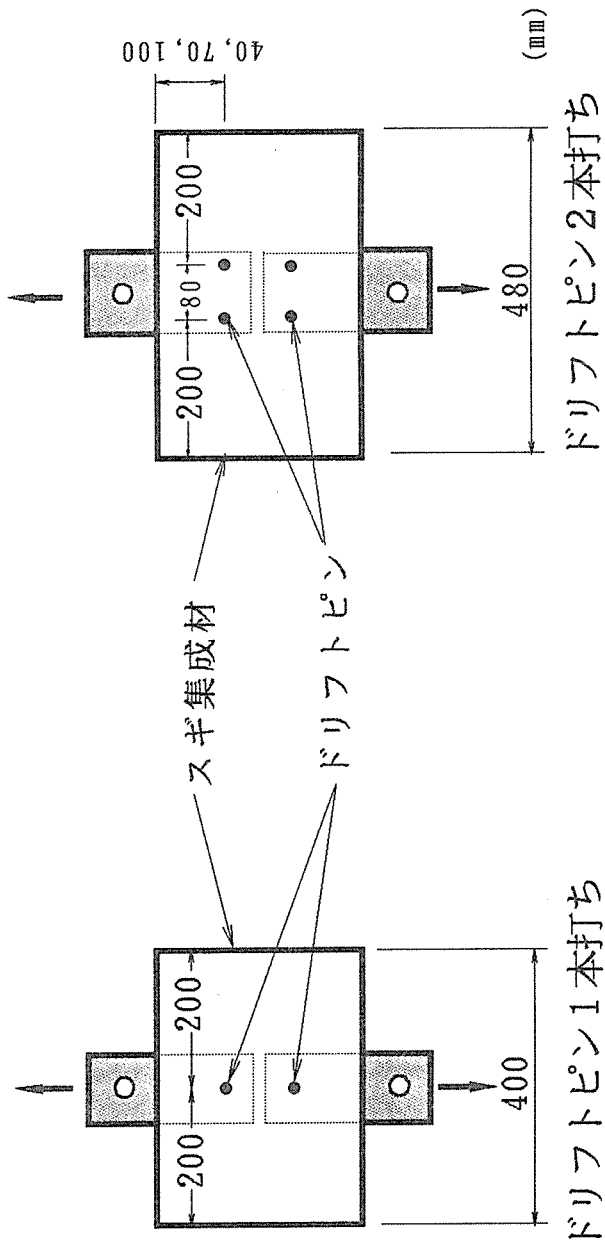


図5-11. ドリフトピン2本打ちの場合の1本打ちに対するピン1本あたりの直線域の傾きおよび最大荷重の比

表5-1 スチール鋼板挿入式ドリフトピン接合部 横引張試験の結果
 (各3試験体計6本のピンの平均値、最大荷重時の変位は先に破壊したピンの3本の平均値)

ピン直径 (mm)	ピン長さ (mm)	縁距離 (mm)	端距離 (mm)	P _{0.5} (kgf)	P _{1.0} (kgf)	P _{2.0} (kgf)	K (kgf/mm)	P _{PL} (kgf)	D _{PL} (mm)	P _{max} (kgf)	D _{Pmax} (mm)
8	100	40	50	331	527	-	667	253	0.36	736	3.61
			100	363	562	724	720	339	0.46	840	3.40
		70	200	404	575	707	876	283	0.31	964	8.93
			2本打ち	314	489	621	689	223	0.33	698	4.41
		50	50	335	536	696	623	353	0.56	788	3.84
			100	399	605	769	770	383	0.48	1048	7.05
12	100	40	200	387	570	714	797	321	0.39	1283	12.31
			2本打ち	326	512	645	877	282	0.43	820	4.91
		70	50	413	562*	-	923	283	0.30	736	2.41
			100	424	607	-	946	280	0.29	1037	8.37
		50	200	452	638	790	999	303	0.30	1356	15.06
			2本打ち	381	562	693	841	241	0.28	958	7.02
16	100	40	50	545	-	-	1037	640	0.60	828	0.87
			100	643	-	-	1346	567	0.41	1048	1.53
		70	200	614	929*	-	1327	578	0.44	1085	1.86
			2本打ち	537	-	-	1105	527	0.48	837	1.05
		50	50	553	-	-	1169	627	0.55	923	1.23
			100	702	976*	-	1414	576	0.39	1219	2.18
50	200	679	1029	1209*	1426	649	0.48	1428	2.41		
	2本打ち	554	-	-	1223	356	0.28	860	1.10		
16	100	40	50	656	-	-	1397	583	0.41	896	0.88
			100	750	1031*	-	1573	658	0.42	1274	2.92
		70	200	713	1003	1196	1536	557	0.36	1683	7.39
			2本打ち	613	912	-	1370	465	0.35	1056	1.74
		50	50	629*	-	-	1276	667	0.50	778	0.66
			100	777	-	-	1502	852	0.56	1203	1.06
50	200	873	-	-	1729	913	0.52	1323	1.05		
	2本打ち	708	-	-	1394	724	0.51	1006	0.65		
16	100	40	50	685*	-	-	1469	757	0.53	866	0.70
			100	937	-	-	1892	964	0.51	1362	1.16
		70	200	994	-	-	2142	853	0.42	1553	2.61
			2本打ち	783	-	-	1778	649	0.37	966	0.79
		50	50	674*	-	-	2079	755	0.40	891	0.72
			100	913*	-	-	2128	892	0.45	1274	1.37
50	200	1013	1378*	-	2353	838	0.38	1778	4.63		
	2本打ち	909	-	-	2042	606	0.29	1159	1.07		

P_{0.5} : 0.5mm変位時の荷重 (kgf)
 P_{1.0} : 1mm変位時の荷重 (kgf)
 P_{2.0} : 2mm変位時の荷重 (kgf)
 K : 直線領域の傾き (kgf/mm)
 P_{PL} : 比例限度荷重 (kgf)
 D_{PL} : 比例限度変位量 (mm)
 P_{max} : 最大荷重 (kgf)
 D_{Pmax} : 最大荷重時の変位量 (mm)
 * : 5体の平均

注: 2本打ちはピン1本あたりの値 (ピン間隔80mm、ピンから両材端まで200mm)

表5-2 スギ集成材ドリフトピン接合部 曲げ型IIによる繊維直交方向加力試験の結果(3体の平均値)

ピン直径 (mm)	ピン長 (mm)	縁距離 (mm)	端距離 (mm)	P _{0.5} (kgf)	P _{1.0} (kgf)	P _{2.0} (kgf)	K (kgf/mm)	P _{PL} (kgf)	D _{PL} (mm)	P _{max} (kgf)	D _{Pmax} (mm)
8	100	40	50	270	473	596	563	367	0.67	796	8.60
			100	310	526	675	621	402	0.65	949	10.80
			175	295	494	626	595	386	0.66	1066	14.20
	70	50	297	495	633	593	381	0.65	1066	13.15	
		100	307	512	657	636	381	0.61	1343	18.72	
		175	345	560	696	689	438	0.66	1410	24.52	
12	100	40	50	382	629	821	766	454	0.57	1507	20.18
			100	377	662	866	770	507	0.62	1796	18.11
			175	327	536	674	652	393	0.62	1435	22.42
	70	50	792	-	-	1611	626	0.37	1105	0.97	
		100	804	1179	-	1716	630	0.37	1325	1.53	
		175	819	1212	-	1714	679	0.39	1426	1.84	
100	50	841	1230	-	1709	815	0.47	1518	3.34		
	100	891	1320	1634	1773	879	0.48	2081	6.50		
	175	944	1377	1705	2058	721	0.36	2142	7.45		
16	100	40	50	863	1276	1500	1816	745	0.41	1994	7.62
			100	671	985	1233	1423	578	0.40	2287	10.88
			175	714	1064	1321	1494	649	0.43	2484	24.04
	70	50	905	-	-	2007	814	0.39	969	0.58	
		100	1070	-	-	2383	912	0.38	1459	0.95	
		175	973	1373	-	2037	833	0.40	1496	1.32	
100	50	975	1267	-	2004	864	0.42	1399	1.52		
	100	1053	1460	1699	2172	967	0.45	1838	3.15		
	175	996	1420	1830	2001	857	0.41	2271	4.13		
100	50	1176	1538	1733	2543	910	0.35	2095	6.60		
	100	1035	1417	1697	2259	867	0.38	2374	7.18		
	175	1030	1309	1566	2341	777	0.32	2900	12.98		

P_{0.5} : 0.5mm変位時の荷重(kgf)
 P_{1.0} : 1mm変位時の荷重(kgf)
 P_{2.0} : 2mm変位時の荷重(kgf)
 K : 直線域の傾き(kgf/mm)
 P_{PL} : 比例限度荷重(kgf)
 D_{PL} : 比例限度変位量(mm)
 P_{max} : 最大荷重(kgf)
 D_{Pmax} : 最大荷重時の変位量(mm)

表5-3 鋼板挿入式ドリフトピン接合の曲げ型と引張型の最大荷重推定式
 (縁距離、端距離をパラメータとする重回帰式による最大荷重の推定)

ピン 直径 (mm)	ピン 長さ (mm)	曲 げ 型		引 張 型	
		重 回 帰 式	重 相 関 係 数	重 回 帰 式	重 相 関 係 数
8	100	$P = 59.21 \cdot h^{0.5572} \cdot e^{0.1442}$	0.901	$P = 84.07 \cdot h^{0.2152} \cdot e^{0.3304}$	0.822
12	100	$P = 46.94 \cdot h^{0.6213} \cdot e^{0.2240}$	0.936	$P = 82.04 \cdot h^{0.2663} \cdot e^{0.3259}$	0.889
16	100	$P = 21.40 \cdot h^{0.6910} \cdot e^{0.3348}$	0.937	$P = 75.27 \cdot h^{0.1796} \cdot e^{0.4346}$	0.920

P : 最大荷重(kgf)、 h : 縁距離(mm)、 e : 端距離(mm)

6. 鋼板添板釘接合における接合耐力の実験的・統計的検討

6.1 はじめに

木構造の設計において接合部をどのように作るかということは、最も重要なことであり、かつまた難しい問題でもある。

我が国に於ては、接合に関する設計資料は従来からの蓄積に乏しく、他構造のそれらに比べて極めて貧弱であり、このことが木構造の発展の阻害要因の一つとなっていたことは周知の事実である。

このような状況を少しでも改善するべく、本プロジェクトではいくつかの接合方法が採り上げられ、実験的・解析的に検討が加えられて有益な情報が蓄積されてきているところである。

一昨年度は、釘接合の特長に着目し、これを実用化すべく、鋼板添え板接合の実験を行い許容耐力について検討が加えられた。昨年度は、やはり鋼板添え板を用いた釘接合実験を通して、接合強度全般に亘る問題について検討を加えている。

接合部、特に釘・ボルト・ジベル等を用いたメカニカルな接合部の応力は、非常に複雑なものであると考えられ、事実、現状では接合部の最大耐力を精確に予測できる方法は確立されていない。

ボルト接合に於ては、その許容耐力の決定において、いわゆる European Theory と呼ばれる降伏モード法が採られる場合があるが、この方法には大きな疑問が付きまとう。

即ち、この方法では、最大耐力が予測できないので、最大耐力と許容耐力の比（安全率）が不明である。これに加えて許容耐力に対応する接合部の変形量も不明である。

この例が示すように現状では接合の許容耐力を求めるには理論的な方法はいまだしの感があり、いきおい実験によって求めざるを得ないということになるろう。

さて、実験によって接合部の許容耐力を誘導する方法であるが、これについてもまだまだ多くの検討が必要である。

接合部の試験方法としては、ASTM、RILEM、CIB などの機関から、いくつかのものが出版されている他、オーストラリア、日本からも提案されている。

しかし、これらはオーストラリア、日本のそれを除いては、試験方法のみで、結果の評価法については触れていない。オーストラリアには結果の評価法を含んだ基準があるが、しかしこれはこれからの木造の設計の主流となると予測される確率論をベースにしたものでないため、現在改訂作業を進めていると聞く。

さて我が国においては、1988年に日本建築学会より「木構造計算規準・同解説」が出版され、このなかで接合部の試験方法と許容耐力誘導方法が示されている。しかし、この方法には仮定あるいは未だその正当性が確認されていない仮説が含まれており、それについての早急な検討が望まれているところである。検討事項として

1) 接合耐力発現の要因

耐力を手軽な方法で計測できるパラメータで表現するとして、パラメータに何を選ぶか、また回帰モデルを使う場合、パラメータの平均値の変動に伴って分散はどのように変わるか。

2) 耐力の母集団分布型

の2つが主なものとして挙げられる。

本報告では、この点のうち主に1)についての検討を行う目的で、鋼板添え板釘接合試験を行い統計学的検討を加えた。

6.2 実 験

耐力の分布を、比重をパラメータとして両者の直線回帰関係を利用して求めるモンテカルロシミュレーションの方法があるが、この場合、予測の誤差は期待値0、分散 σ^2 に従う正規分布とするのが一般的に行われている方法である。この場合、分散は変数(パラメータ)に独立であるという仮定が設けられている。この仮定を検証するためには、狭い範囲内のパラメータを何組か標本として採り、その分散を求めて比較するという作業が必要になる。

本研究では、密度のそろったベイツガを用い、81体の鋼板添え板釘接合試験を行った。この試験結果を用いて、耐力と密度の関係について検討を加えた。

試験体を図-1に示す。寸法等は前年度と全く同一である。鋼板厚は6mmで釘は太め鉄丸釘 CN90 を用いた。

木材ブロックは、10cm正角材(ベイツガ)、長さ3mの製材を購入し、これを試験体の長さ150mmに切断し、恒温恒室内(温度20℃、相対湿度65%)に重量変動が一定の幅に納まるまで放置した。購入時の木材の含水率はほぼ気乾状態であった。切断後、節、割れ等接合耐力に影響を与えそうな欠点があるものは、この時点でまずとり除いている。

試験用木材は殆んどが芯持ち材であった。

鋼板はSS41で、予じめ釘径+0.1mm即ち(4.1+0.1)mmの先孔をあけた。

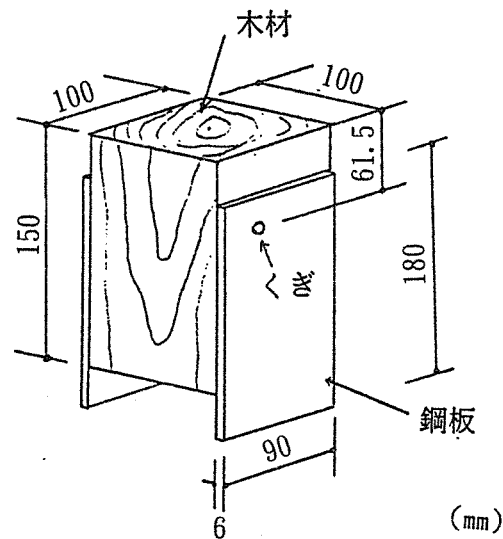


図-1 接合試験片

釘は図-1に示すように両側から各1本ずつ打っている。木材には先穴はあけていない。このため木材ブロックの幾つかは釘打ちのとき割れが生じたが、このようなものは試験から除いている。

釘から木材の端部までの距離、即ち端距離は木構造設計規準に従い $15d$ (61.5mm)とした。

木材ブロックは接合試験を終了した後、天地を逆にして再度試験に用いている。

前回までの実験では木材と鋼板の摩擦を防ぐため、両者の間に0.2 mm~0.3 mmのすき間を設けていたが、今回の実験は手違いのためこのすき間は設けていない。

したがって、木材と鋼板のスベリは摩擦の影響を受けている状態にあった。

接合部の迂りについては、鋼板と木材の相対的なズレを測定するようにしている。

6.3 実験結果と考察

試験体に用いた木材の密度の頻度分布を図-2に示す。ベイツガの場合、密度のバラツキが大きく、当初予想より範囲は大きくなってしまった。

最大荷重は306kgfから700kgfに亘り、ベイツガ材の接合耐力のバラツキの大きさを物語っている。

最大荷重の平均値は610kgf（標準偏差62.6kgf、変動係数10.2%）であった。

最大荷重の頻度分布図を図-3に示す。

最大荷重のときのすべり量を最大すべり量と呼ぶとし、これの頻度分布図を図-4に示す。最大すべり量の平均値は13.2mm（標準偏差2.83mm、変動係数21.4%）であった。

最大荷重と密度との関係を図-5に示す。ベイツガ材の接合耐力は、同一密度であってもかなりバラツキを示している。

破壊モードは、表-1に示すように殆どのものが釘のせん断破壊となっている。しかし図-5でみるように木材の密度と耐力の間には正の相関関係が存在しているようである。

昨年行ったベイマツを用いた実験結果を同一図にプロットしてある。あてはめた回帰直線の傾きは両者ほぼ等しいが、ベイマツの方が下に位置している。この理由は、両者の試験方法の違い、即ち木材-鋼板間のすき間の有無に関係しているものと思われる。

6.4 ま と め

- a. ベイツガの釘接合耐力はバラツキが大きい。
- b. 木材-鋼板間のすき間は最大耐力に影響し、すき間のないものは耐力が大きく出る傾向にある。
- c. 鋼板添え板釘接合耐力の予測に用いるパラメータとして、木材の密度を用いることができる。

表-1 密度、最大荷重等

No. 1

番号	試験体 記号	密度 kg/m ³	最大荷重 (kg)	最大すべり* (mm)	破壊 モード**
1	H150A	491	568	14.7	0
2	H150B	491	541	12.0	0
3	H044A	532	648	17.0	1
4	H095A	493	640	16.6	0
5	H095B	493	674	15.3	0
6	H152A	520	306	7.2	1
7	H004A	519	603	12.9	0
8	H040A	487	591	13.4	0
9	H055A	497	647	15.8	0
10	H055B	497	478	9.5	0
11	H056A	535	690	14.5	0
12	H056B	535	601	13.2	0
13	H034A	510	698	15.5	0
14	H034B	510	633	13.6	0
15	H052A	479	618	17.1	0
16	H052B	479	591	20.9	0
17	H053A	503	664	15.5	0
18	H053B	503	642	14.6	0
19	H133A	536	672	14.5	0
20	H133B	536	623	13.1	0
21	H138A	459	583	16.2	0
22	H139A	488	624	13.9	0
23	H139B	488	588	15.3	0
24	H038A	508	680	14.7	0
25	H038B	508	582	15.9	0
26	H009A	498	666	16.2	0
27	H009B	498	567	12.1	0
28	H145A	451	586	17.0	0
29	H145B	451	512	15.1	0
30	H078A	529	674	16.8	0
31	H078B	529	626	16.0	0
32	H102A	550	672	10.4	0
33	H102B	550	611	10.6	0
34	H045A	505	593	13.0	0
35	H045B	505	571	11.8	0
36	H121A	526	666	12.3	1
37	H121B	526	627	11.6	0
38	H043A	555	657	13.5	0
39	H043B	555	628	10.0	0
40	H114A	494	619	12.0	0
41	H086A	567	688	10.1	0
42	H087A	538	489	7.6	1
43	H096A	552	636	8.9	0
44	H096B	552	659	6.2	0
45	H112A	456	568	19.9	0
46	H112B	456	538	11.6	0
47	H109A	495	634	14.0	0
48	H109B	495	583	12.9	0
49	H041A	515	643	11.3	0
50	H041B	515	622	9.7	0

* 最大荷重時のすべり量

** 0 : 釘せん断
1 : 木材割れ
2 : ひき抜け

番号	試験体 記号	密度 kg/m ³	最大荷重 (kg)	最大すべり* (mm)	破壊 モード**
51	H115A	502	632	12.3	0
52	H115B	502	583	13.4	0
53	H117A	508	650	10.4	0
54	H117B	508	569	11.5	0
55	H051A	540	637	12.8	0
56	H051B	540	556	11.4	0
57	H130A	538	700	12.5	0
58	H130B	538	653	17.0	0
59	H116A	553	606	8.5	0
60	H116B	553	651	13.3	0
61	H074A	542	631	12.7	0
62	H074B	542	626	12.9	0
63	H140A	485	629	10.4	0
64	H105A	498	585	11.3	0
65	H105B	498	659	9.3	0
66	H048A	541	679	12.5	0
67	H142A	539	655	12.9	0
68	H149A	531	625	16.9	1
69	H022A	453	503	12.8	0
70	H022B	453	556	10.8	0
71	H003A	518	619	16.4	0
72	H064A	559	642	13.1	0
73	H097A	540	544	9.7	0
74	H101A	543	416	8.5	2
75	H050A	532	617	14.4	0
76	H050B	532	648	13.4	0
77	H047A	490	572	16.4	0
78	H037A	535	631	14.9	0
79	H054A	493	598	13.9	0
80	H054B	493	573	10.1	0
81	H001A	525	644	17.1	0

* 最大荷重時のすべり量

** 0 : 釘せん断
1 : 木材割れ
2 : ひき抜け

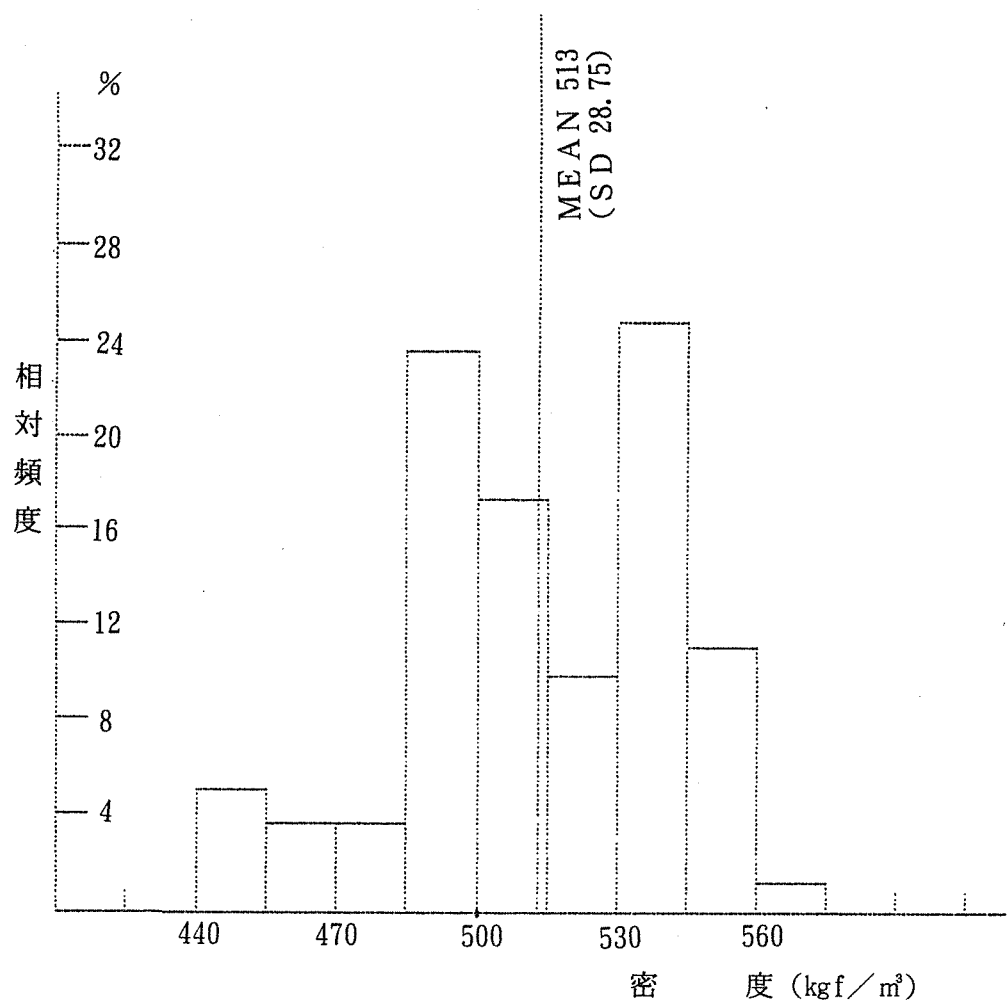


図-2 密度の頻度分布

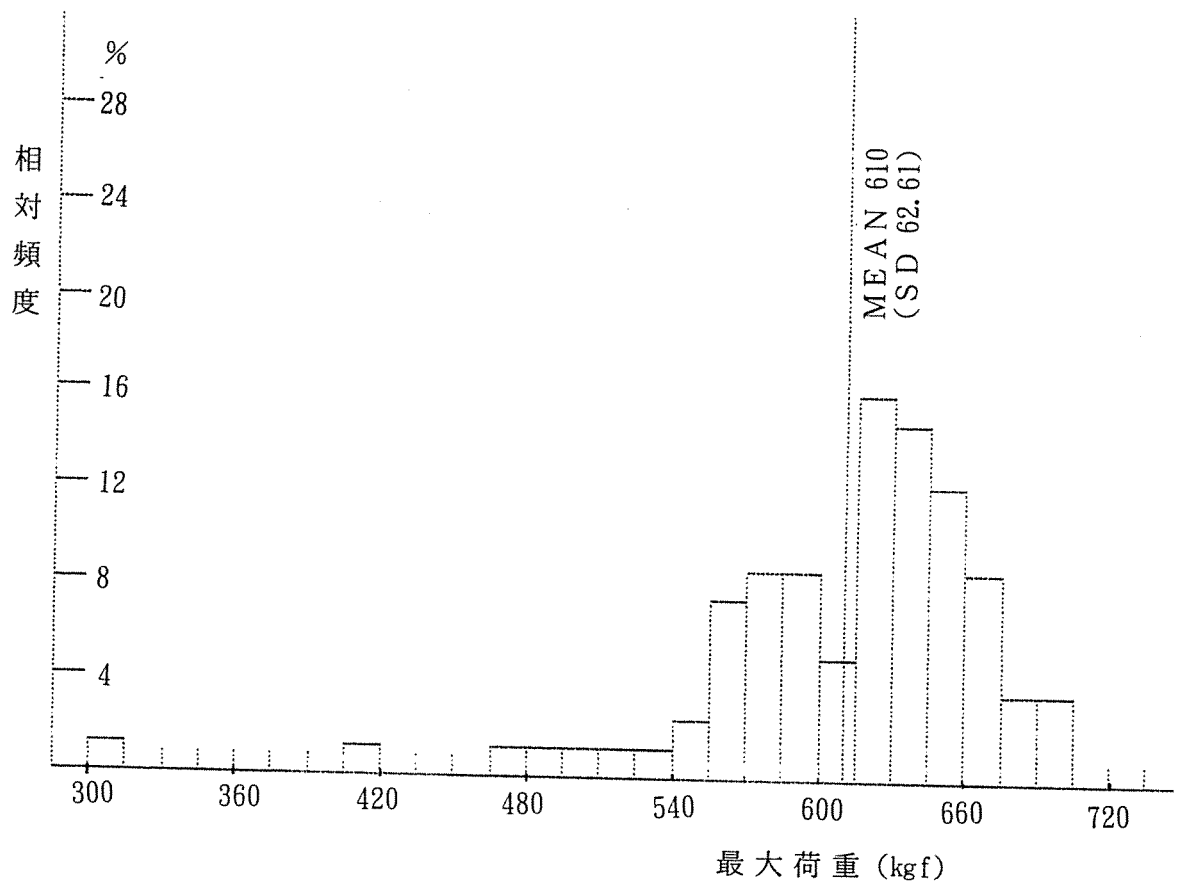


図-3 最大荷重の分布

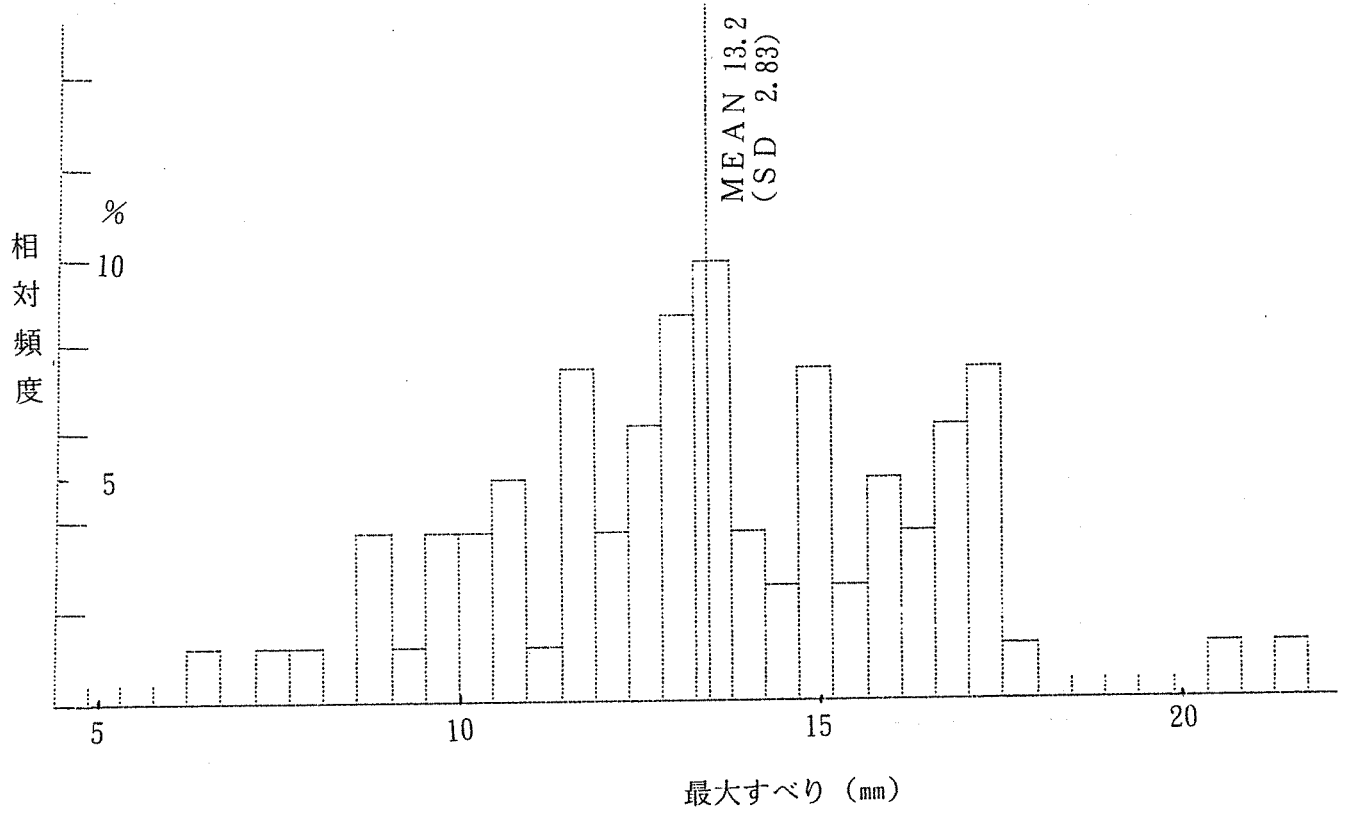


図-4 最大すべり量の分布

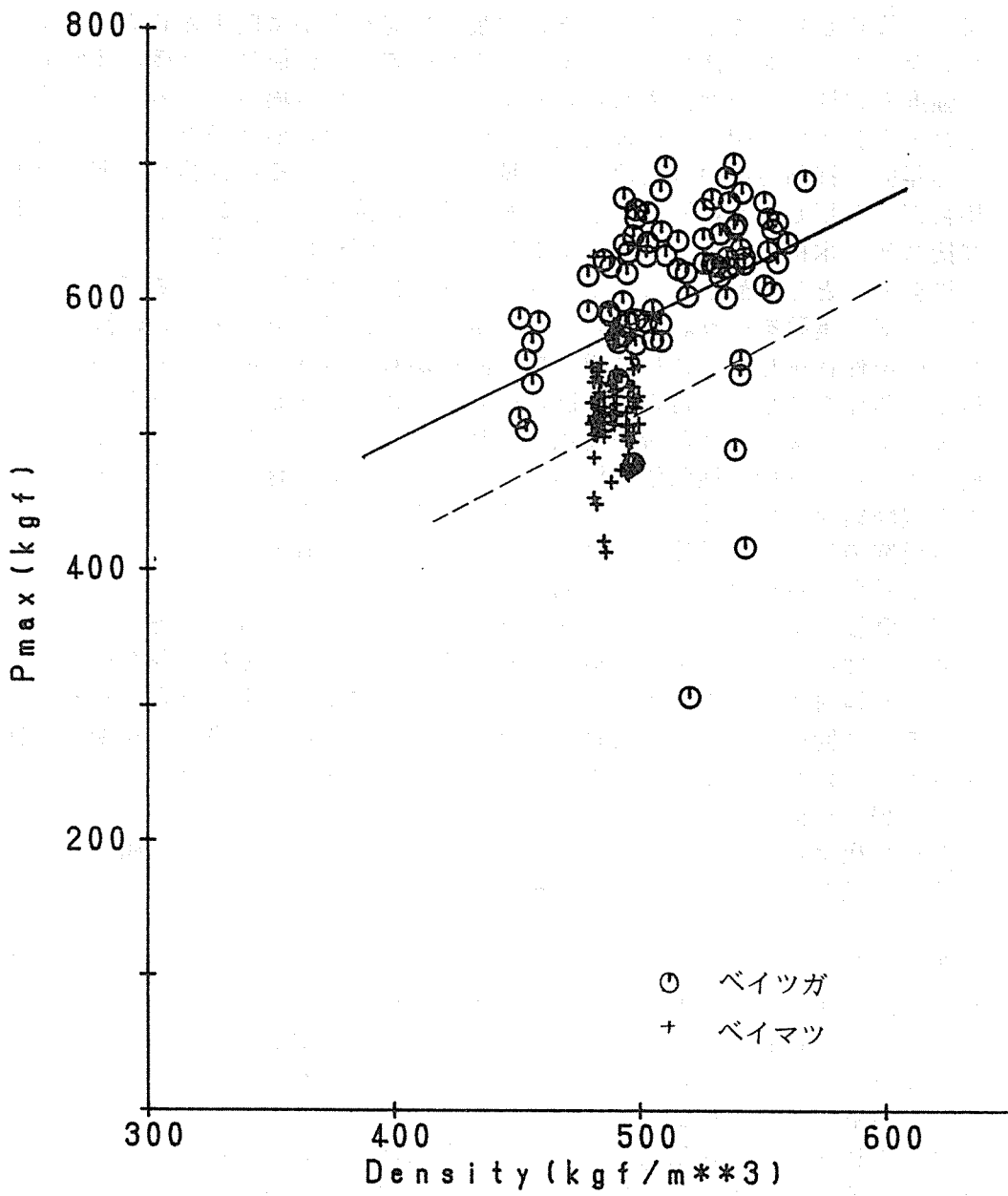


図-5 最大荷重と密度の関係

7・ 繊維方向と直交方向の力を受けるボルト接合の補強方法とその応用

7.1 目的

集成材接合部で木材が繊維と直交方向に引張り応力を受ける場合は、強度、靱性ともに劣る。そして前年度の基礎的実験研究により、直交方向に補強筋を挿入し、エポキシで木材と一体化させることにより、その引張り性能を大幅に向上させることができることが示された。モーメント接合においてもこの直交方向の性能により接合部性能が左右され、この強度と靱性向上が期待される。また一方多数本打つ場合の許容値の設定方法や接合部の木材応力分布の解明は、合理的設計の確立のための重要課題となっている。

昨年度の補強方法の基礎研究に継続し、本研究ではその補強法の応用として、集成材剛接合部に応用し、その性能を示す。また同時に接合具の多数本配置によるP- δ 特性および接合部の木材応力分布についても実験および解析により示す。

接合方法として最もポピュラーな、釘またはボルト接合による鋼板添板によるモーメント接合部の実験を行う。釘接合では一重、二重、三重それぞれの配置で実験、接合部の挙動、破壊性状を見ると共に荷重-変位曲線から接合性能の比較とこの接合法における許容値との関係を考察し、合理的設計の確立のための資料を求めようとするものである。

またボルト接合では割裂が弱点となり易いが、これらの防止のためエポキシ樹脂と補強筋によるボルト接合補強法を提案し、実験によりその有効性を検証する。この手法の有効性と実験結果の普遍性を得るため、非線形応力解析を行った。

本研究の目的は、具体的には下記の事項に集約される。

1) 治具が多数打たれた場合の問題

鋼板添板釘接合について、釘接合部の挙動、破壊性状及び正方形と円形配置特性を見ると共に多数の釘打ちの場合、最外端釘の降伏または破壊と接合部全体の耐力はどのような関係かを検討する。これは、即ち許容値や終局強度、安全率はどう見るべきかという問題となる。今回の実験では、釘打ち接合について、一重、二重、三重配列の接合性能の比較を行う。また釘の破断後の解析も可能な数値解析法の検討を行なう。

2) 割裂防止補強効果について

鋼板添板ボルト接合部の割裂防止のために補強筋とエポキシ樹脂による補強を行った供試体と無補強供試体の比較によりその補強効果を検討する。

3) 接合部のせん断応力分布の把握

現在の剛接合部の設計では治具（治具近傍の応力や治具単体の特性）に重点が置かれているが、本来木材側の応力分布の検討と設計への対応も重要である。今回は接合パネル部のせん断応力に着目し、パネル部のひずみ分布を測定する。また鋼板添板も考慮した木材応力を有限要素法解析により求め、その特性を調べる。

4) 数値解析による検証

鋼板添板接合は、比較的理論的な解析が可能とされている。しかしながら、最大耐力近傍については、必ずしも検討されていない。今回釘接合について、外端釘の破断も考慮した数値解析法を採用し、実験との適合性を検討する。

また木材の応力分布に着目し、鋼板と木材を同時に要素分割した有限要素法応力解析を試みる。（今後接合具の非線形すべり特性や補強筋の影響も導入したい）

7. 2 実験方法

(1) 実験概要

実験は、マルチプル効果に関するものも補強効果に関するものも、図-1のような供試体で接合部の純曲げ実験を行った。接合部は、鋼板添え板、釘またはボルト接合で一般に使用される十字型の柱-梁接合部を想定した。また、測定を容易にし純曲げを確実に加えられるよう一方の部材は変形の少ないH型鋼を使用している。荷重は一方加力とした。

(2) 供試体材料

1) 集成材

ベイツガ1級、ラミナ厚は35mm、寸法形式：416 (8.9cm x 38.7cm)

長期許容応力度 (短期は、x2) kg/cm ²			ヤング係数	日本建築学会 木構造計算基 準・同解説より
曲げ	圧縮・引張	せん断		
125	90	10	90 x 10 ³	

2) 鋼板

SS400鋼材、板厚は釘・ボルト接合ともに12mm

3) 接合具

釘 : ZN40 (釘径3.33mm、長さ38.1mm、頭部厚さ1.5mm)

ボルト : せん断ボルトM12

4) 補強筋関係

ボルト : M6mm全ネジボルトまたはM9mm全ネジボルト

角座金 : ボルトM6mm用 50×50×4.5 ボルトM9mm用 50×50×5.6

5) 補強用エポキシ樹脂

アサヒボンド551

(実験室5週間養生供試体10体平均圧縮強度 : 972Kg/m²)

(3) 接合部

全供試体の一覧を表-1に、また供試体の接合部形状を図-2に示す。

接合部の釘間隔は木構造規準に適合しているが、ボルト接合は補強効果の目的のため、間隔は基準より小さく(57~80%)になっている。鋼板の釘穴径は+0.17mm、ボルト穴径は+0.5mm、初期ガタを少なくするため、集成材のボルト穴径は12mm丁度とした。ボルトについては、摩擦抵抗を少なくするためボルト締めは手締め程度とした。

補強筋とエポキシによる割裂防止は、図-2に示すように接合部木口に、内径10mmまたは12mm、深さ98mmの穴を明け、M6またはM9の全ネジボルトを奥まで挿入し、廻りにエポキシを注入し、2~3週間後強度が十分発生してから接合部を組立加力実験を行った。

補強筋でワッシャーとナット付きの供試体では、角座金がめり込まないようにボルト締めを行った。

(4) 加力方法

加力方法は電気油圧式アクチュエータを使用し、静的な片振れ加力とし、5mm毎に計測と観察を行い増分した。

(5) M-θの計測法

接合部の鋼板と集成材の相対的回転変位の測定は、図-3のように鋼板を剛体と見なし、変位計No.0と1を接合中心より20cm位置の鋼板上に設置し、接合中心の集成材に固定した治具から延ばした片持ち梁先端に当てて測定した。それぞれの変位をδ0、δ1とすると、回転角θは、 $\theta = \delta / 20 = (\delta 1 - \delta 0) / 40$ と表わせる。

曲げモーメント荷重は、一対の加力用鋼製柱により加えられるモーメント和より1.5P (= 1.5P0 + 1.5P1) T・Mとなる。

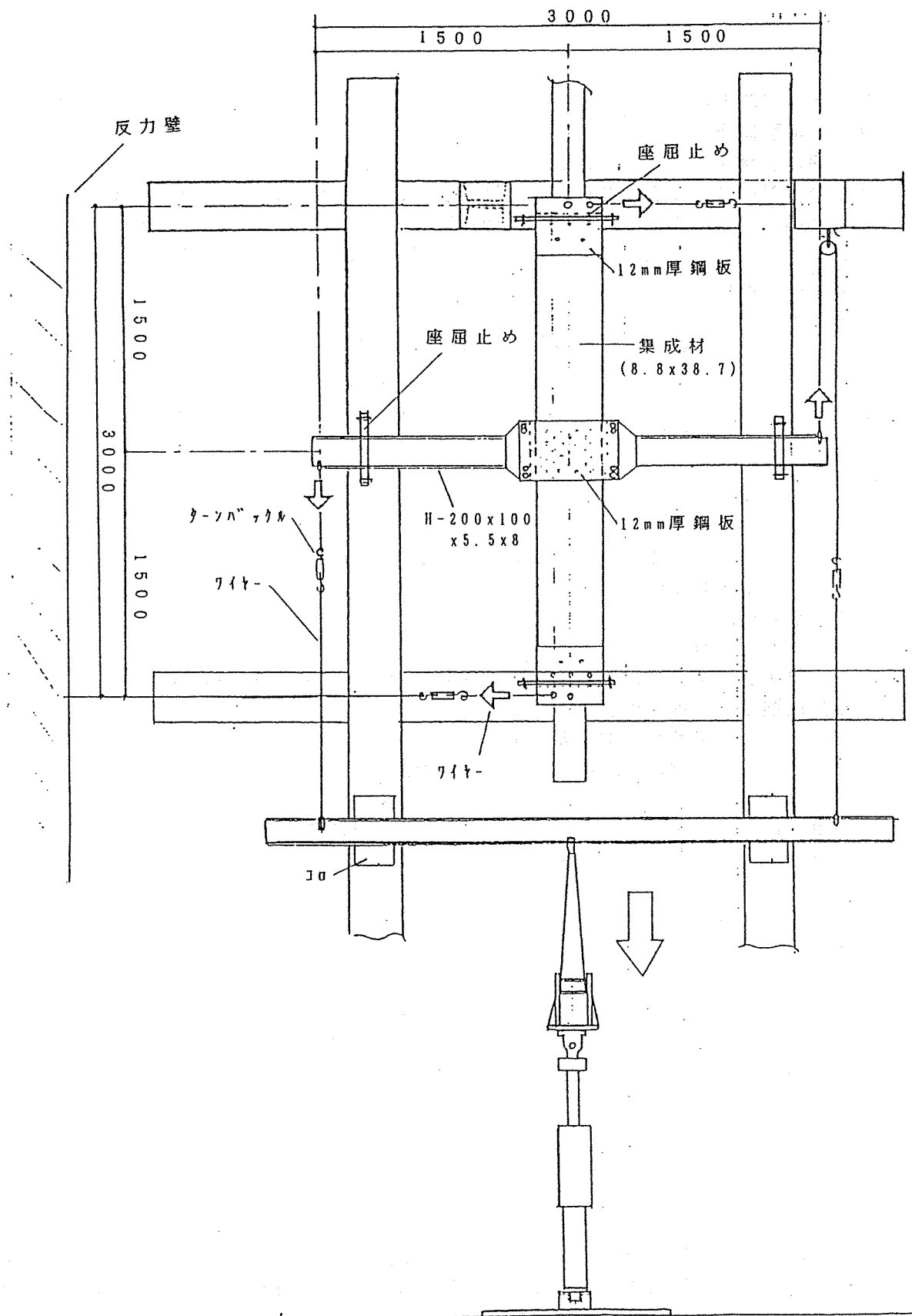


図-1 実験加力状況

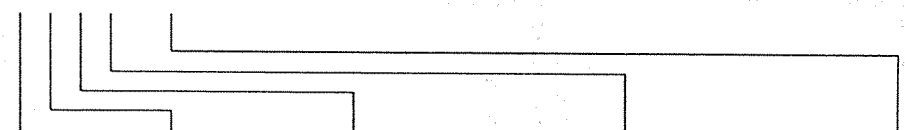
表 - 1 供 試 体 一 覧

No.	供試体名	主 目 的		治具種別	治具本数	俗 称
1	JN1-A	マ	歪み	釘 ZN-40	片面28本	釘一重配置
2	JN1-B	チ			28	釘一重配置
3	JN2-A	プ			48	釘二重配置
4	JN3-A	ル			60	釘三重配置
5	JN3-B	・			60	釘三重配置
6	JN3-C	配置 形状			60	釘三重配置
7	JNR1				28	釘円形一重配置
8	JNR3				60	釘円形三重配置
9	JB100-1	補 強 効 果	歪み	ボルト M12	全 12本	無補強
10	EB16 ₃ N-1		歪み		12	無補強
11	JB300-1				24	無補強
12	JB300-2				24	無補強
13	JB300-3		歪み		24	無補強
14	EB36 ₂ 0-1		歪み		24	補強各2列
15	EB36 ₃ 0-1				24	補強各3列
16	EB36 ₃ N-1				24	補強各3列、座金
17	EB39 ₃ N-1				24	補強各3列、座金

凡例

J N : 釘矩形配置、 J N R : 釘円形配置

E B 3 9 ₃ N - 1 J B : ボルト矩形配置、 E B : ボルト矩形配置 (補強型)



ボルト列数、補強筋径、(補強筋数)、座金有(N)無(0)、供試体 No.

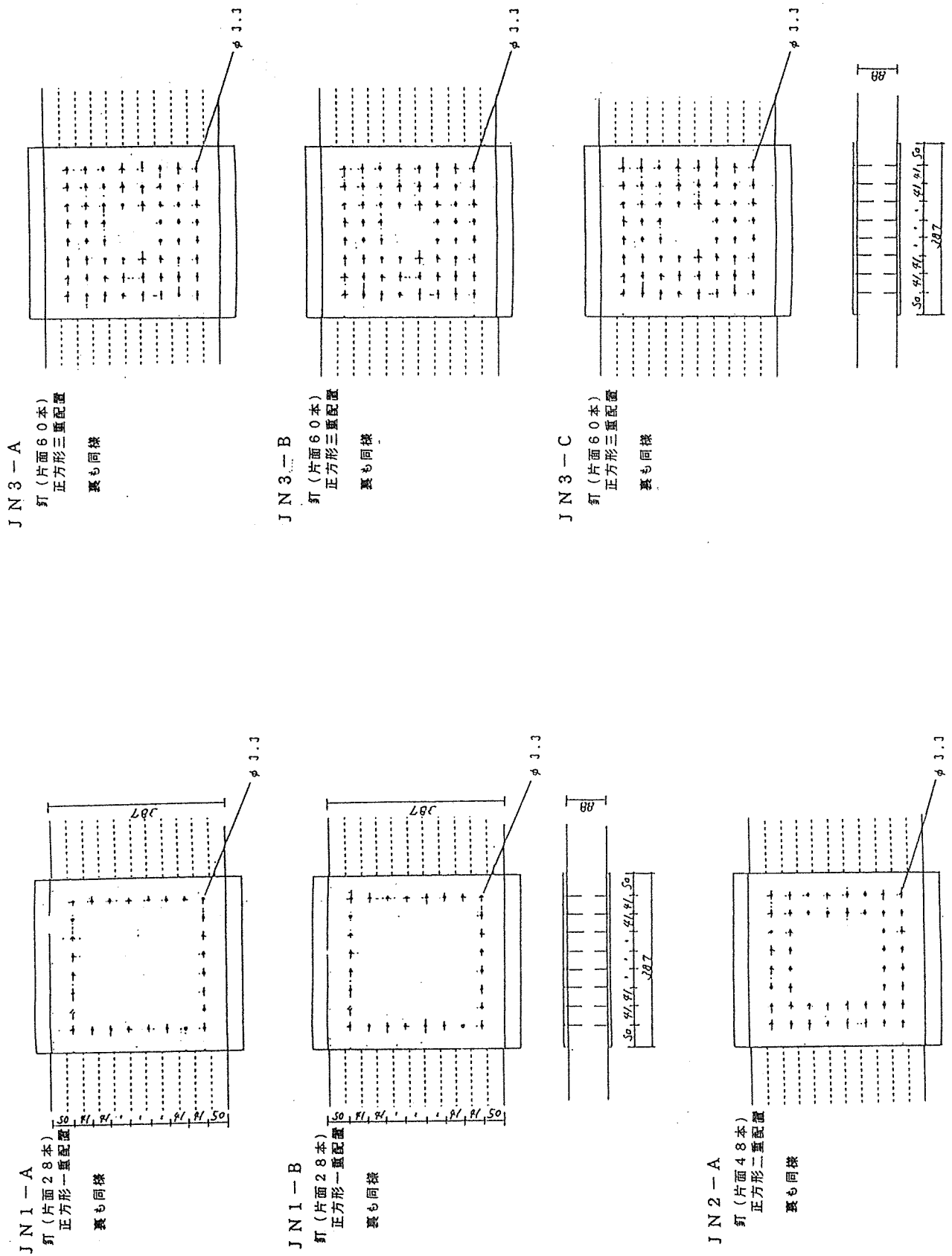


図-2 A 供試体接合部詳細 (その1. 釘、正方形配置)

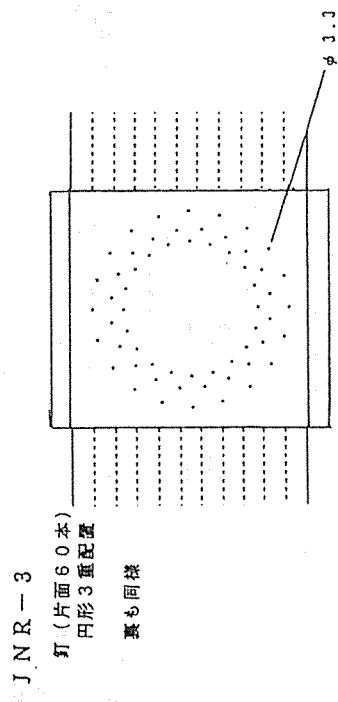
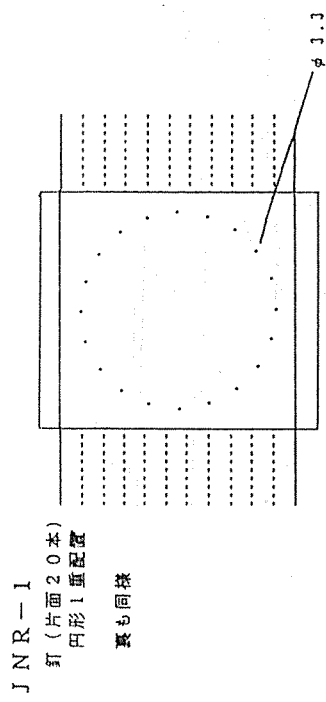


図-2 B 供試体接合部詳細 (その2. 釘、円形配置)

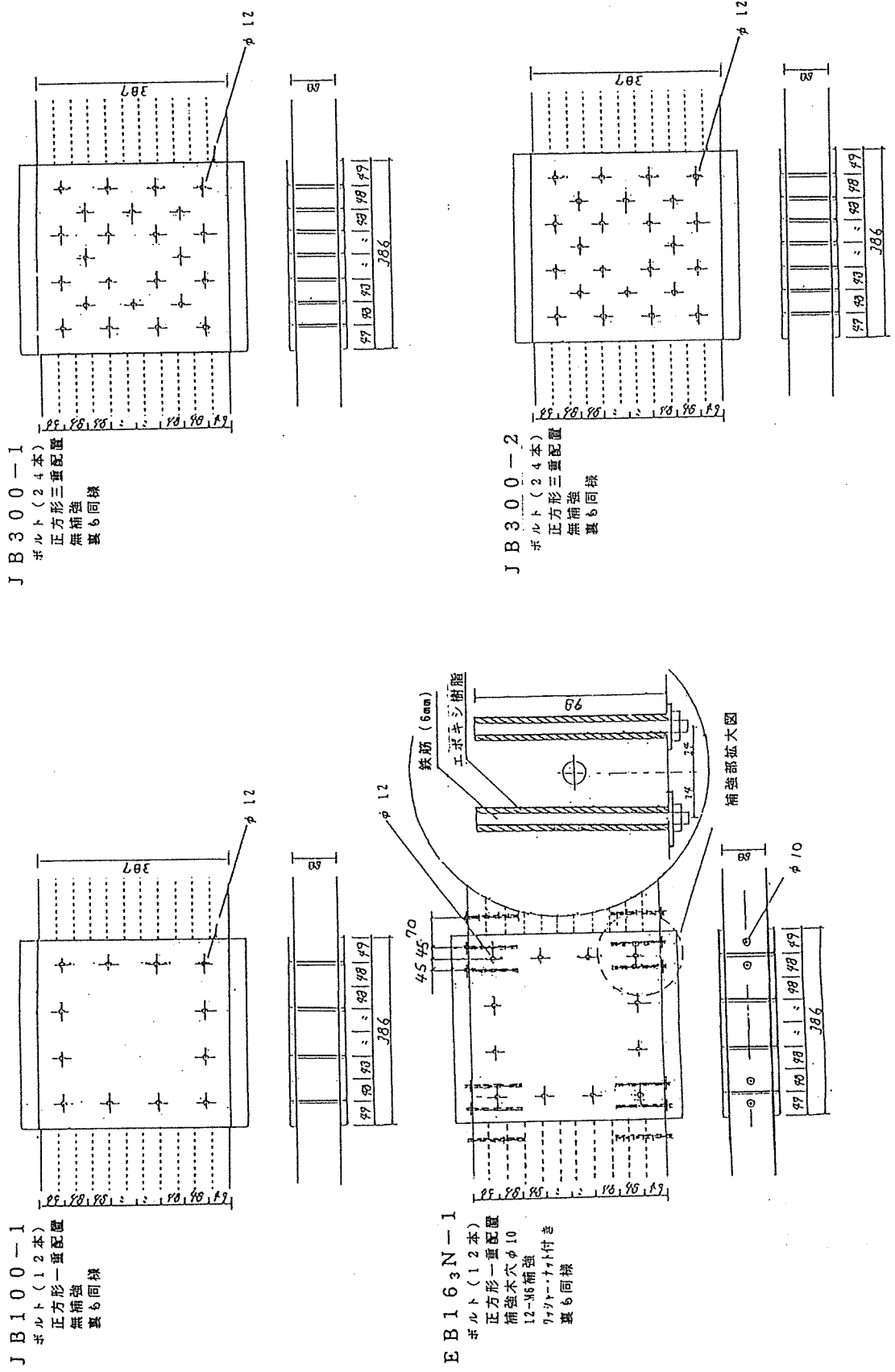
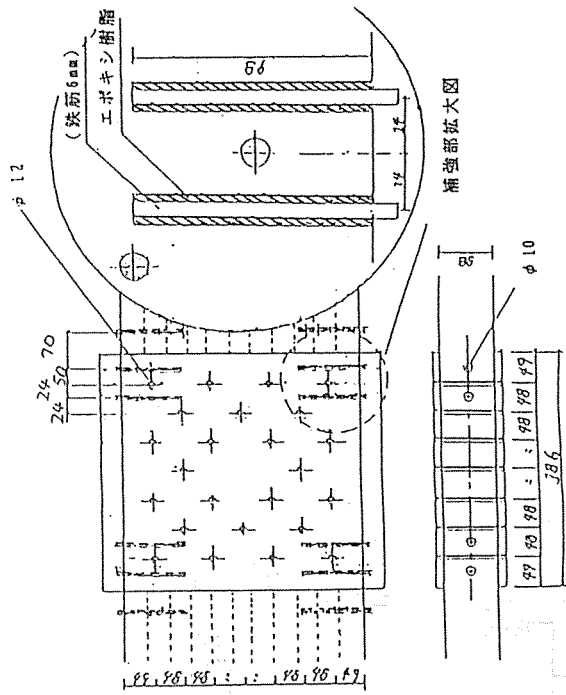
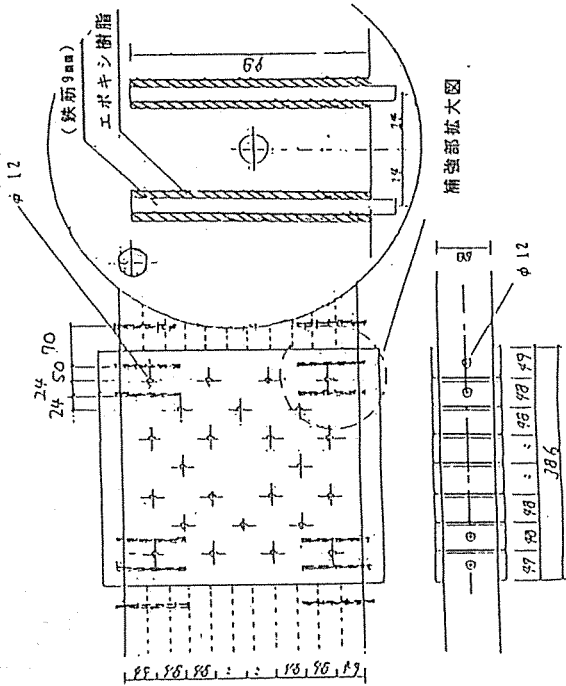


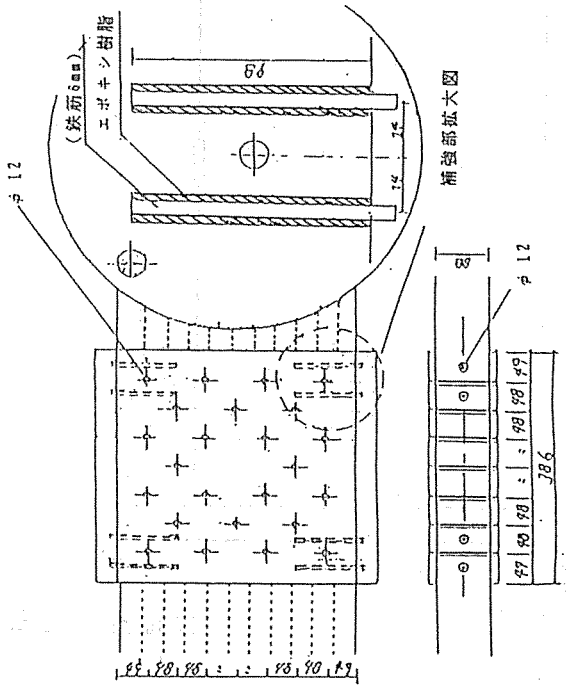
図-2C 供試体接合部詳細 (その3. ボルト、正方形配置)



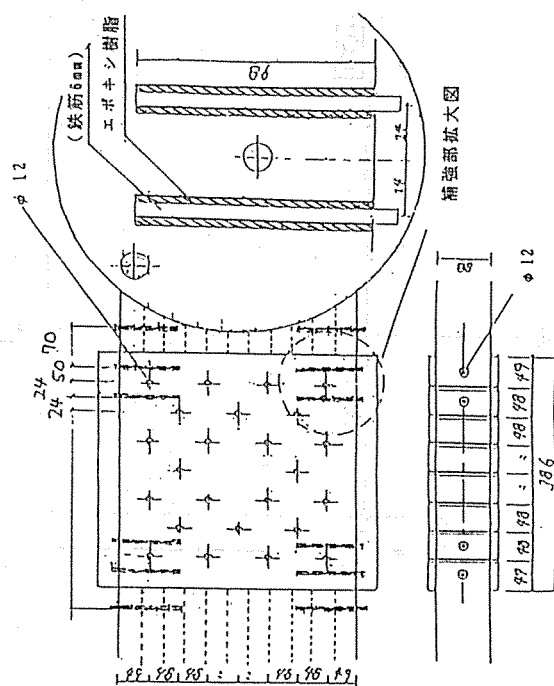
EB363N-1
ボルト(24本)
正方形三重配置
補強木穴 $\phi 10$
12-M6補強
ワッシャー付
裏も同様



EB393N-1
ボルト(24本)
正方形三重配置
補強木穴 $\phi 12$
12-M9補強
ワッシャー付
裏も同様



EB3620-1
ボルト(24本)
正方形三重配置
補強木穴 $\phi 12$
8-M6補強
ワッシャーなし
裏も同様



EB3630-1
ボルト(24本)
正方形三重配置
補強木穴 $\phi 12$
12-M6補強
ワッシャーなし
裏も同様

図-2D 供試体接合部詳細(その4. ボルト、正方形配置)

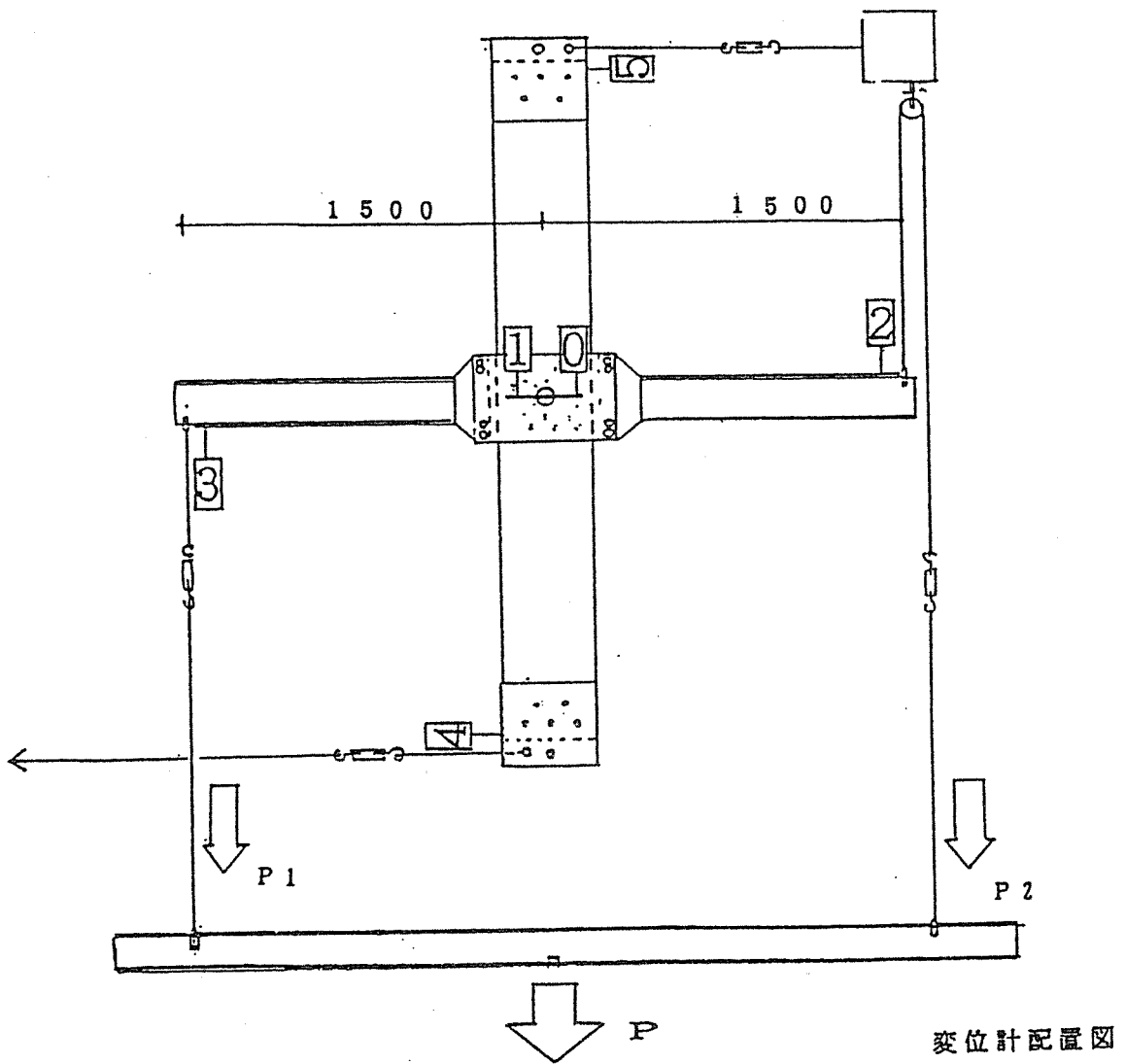


図-3 変位計とひずみゲージ測定位置

7. 3 実験結果
(1) 結果の一覧

表 - 2 実験結果一覧

No	供試体 名称	治具 本数	降伏強度		最大耐力		破 壊 性 状 割裂位置は供試体の表側から見たもの。
			M t·m	θ rad.	M t·m	θ rad.	
1	JN1-A	片28	1.65	1/200	2.40	1/20	釘破断23本、大きな割裂
2	JN1-B	28	1.10	1/200	1.88	1/15	釘破断21本
3	JN2-A	48	2.35	1/154	3.45	1/22	釘破断60本
4	JN3-A	60	2.70	1/200	*>2.7 *>-1/200		釘破断23本
5	JN3-B	60	2.67	1/111	3.93	1/21	釘破断42本、割裂多数分布
6	JN3-C	60	1.75	1/285	4.02	1/14	釘破断71本、左下3番目より小さい割裂
7	JNR1	20	1.10	1/300	1.34	1/27	釘破断18本
8	JNR3	60	1.83	1/200	3.20	1/16	釘破断44本、小さい割裂
9	JB100-1	全12	5.12	1/41	5.35	1/11	ボルト変形、上下2番目より、割裂
10	EB16 ₃ N-1	12	6.00	1/33	7.50	1/11	ボルト補強筋変形、2番目より割裂
11	JB300-1	24	6.90	1/83	9.00	1/28	ボルト変形、割裂箇所2箇所
12	JB300-2	24	9.00	1/108	9.61	1/45	ボルト変形、左上右下2番目より割裂
13	JB300-3	24	7.05	1/83	8.83	1/35	ボルト変形、上右下2番目より割裂
14	EB36 ₂ 0-1	24	8.00	1/43	9.90	1/23	ボルト補強筋変形、割裂
15	EB36 ₃ 0-1	24	4.50	1/66	9.41	1/7	ボルト筋変形、繊維方向にボルト穴つなぐ割裂
16	EB36 ₃ N-1	24	8.25	1/50	10.27	1/10	ボルト補強筋変形、左下4番目より大きな割裂
17	EB39 ₃ N-1	24	6.10	1/77	11.13	1/29	ボルト補強筋変形、左上4番目より割裂

凡例

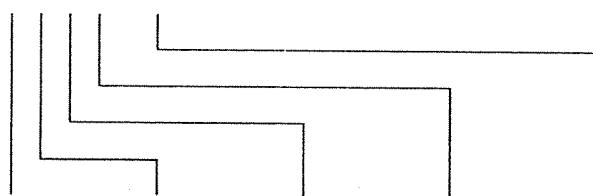
EB39₃N-1

JN: 釘矩形配置

JB: ボルト矩形配置

JNR: 釘円形配置

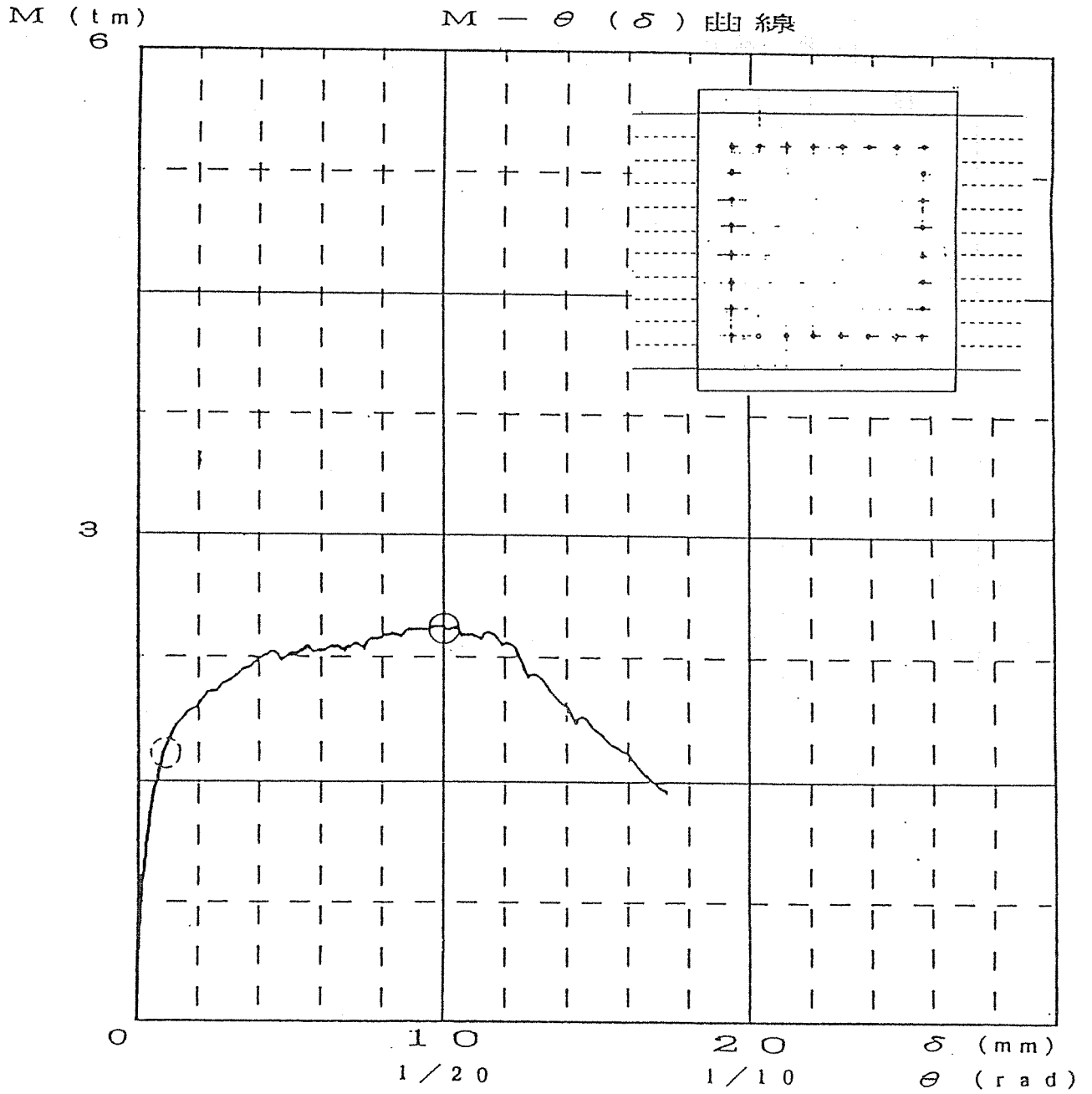
EB: ボルト矩形配置 (補強型)



※ 変位計取り付けミスのため測定できず。

ボルト列数、補強筋径、補強筋数、座金有無、供試体 No.

(2) 荷重-回轉變位曲線



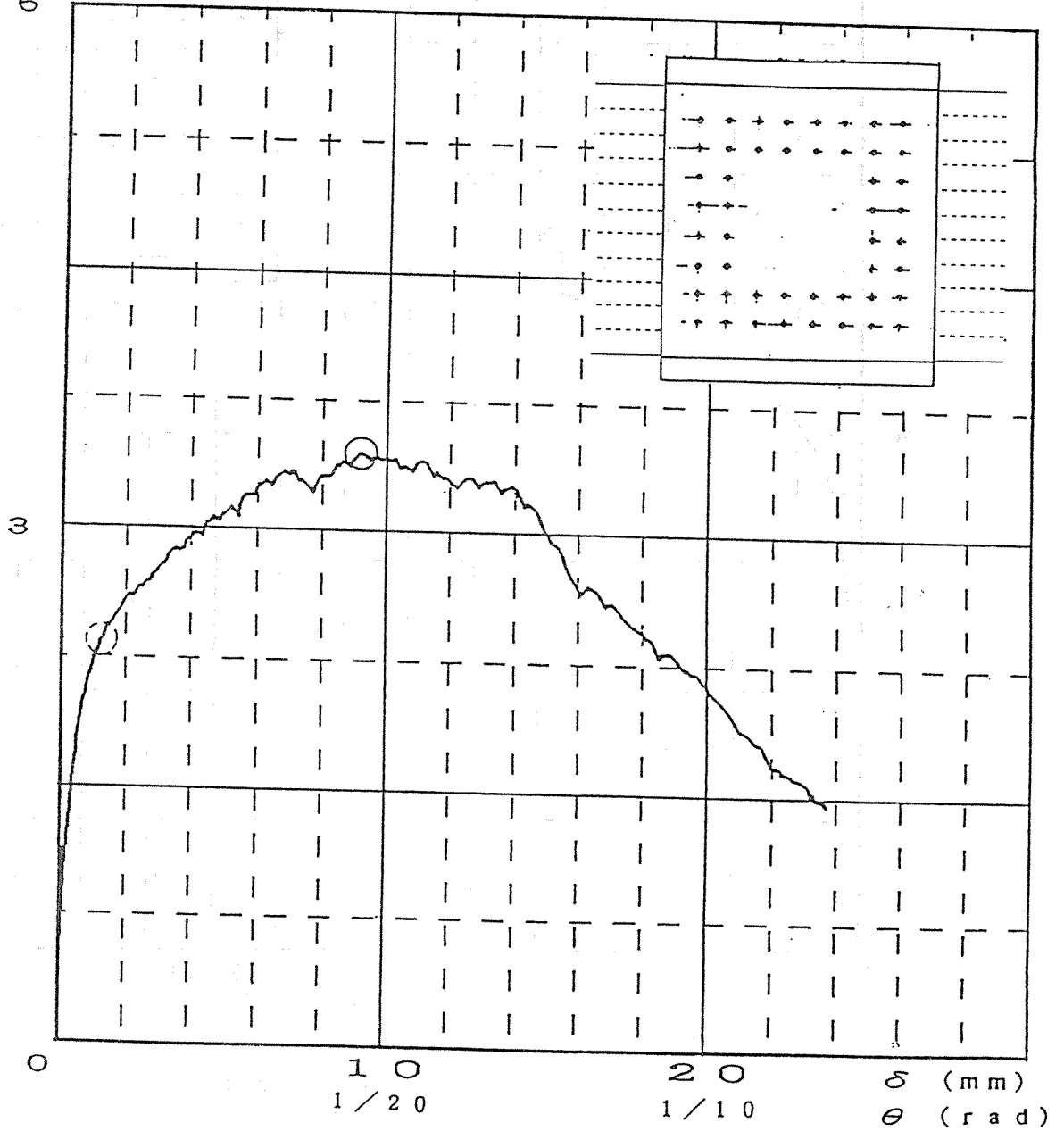
	M (tm)	θ (rad)
○ (dashed) 降伏点	1.65	1/200
○ (solid) 終局強度	2.40	1/20

δ は接合中心より 20cm の位置の回轉變位である。

図-4A JN1-A 供試体荷重-回轉變位曲線

M (tm)
6

M - θ (δ) 曲線

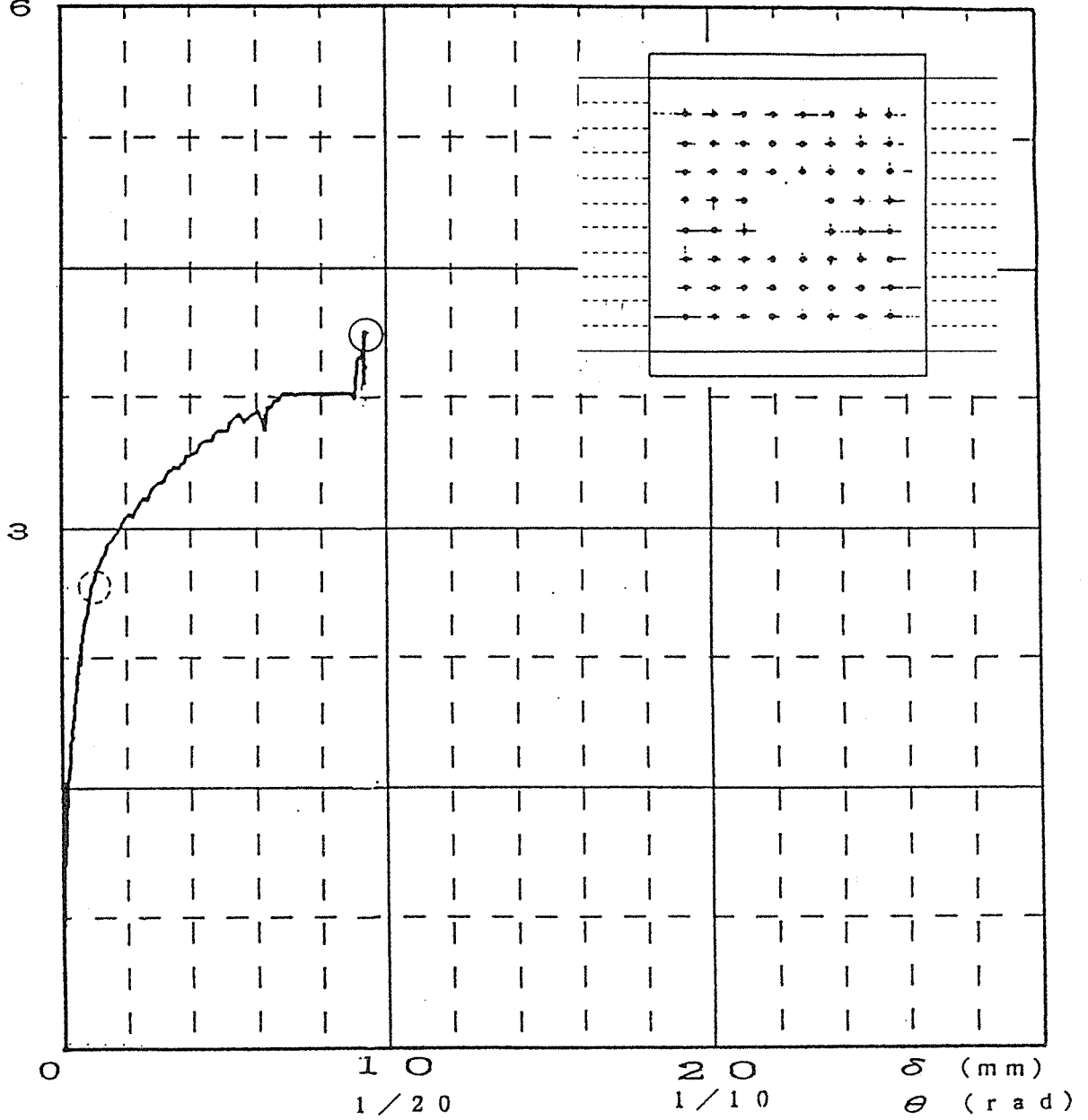


	M (tm)	θ (rad)
○ 降伏点	2.35	1/154
○ 終局強度	3.45	1/22

図-4B JN2-A 供試体荷重-回轉變位曲線

M (tm)
6

M - θ (δ) 曲線



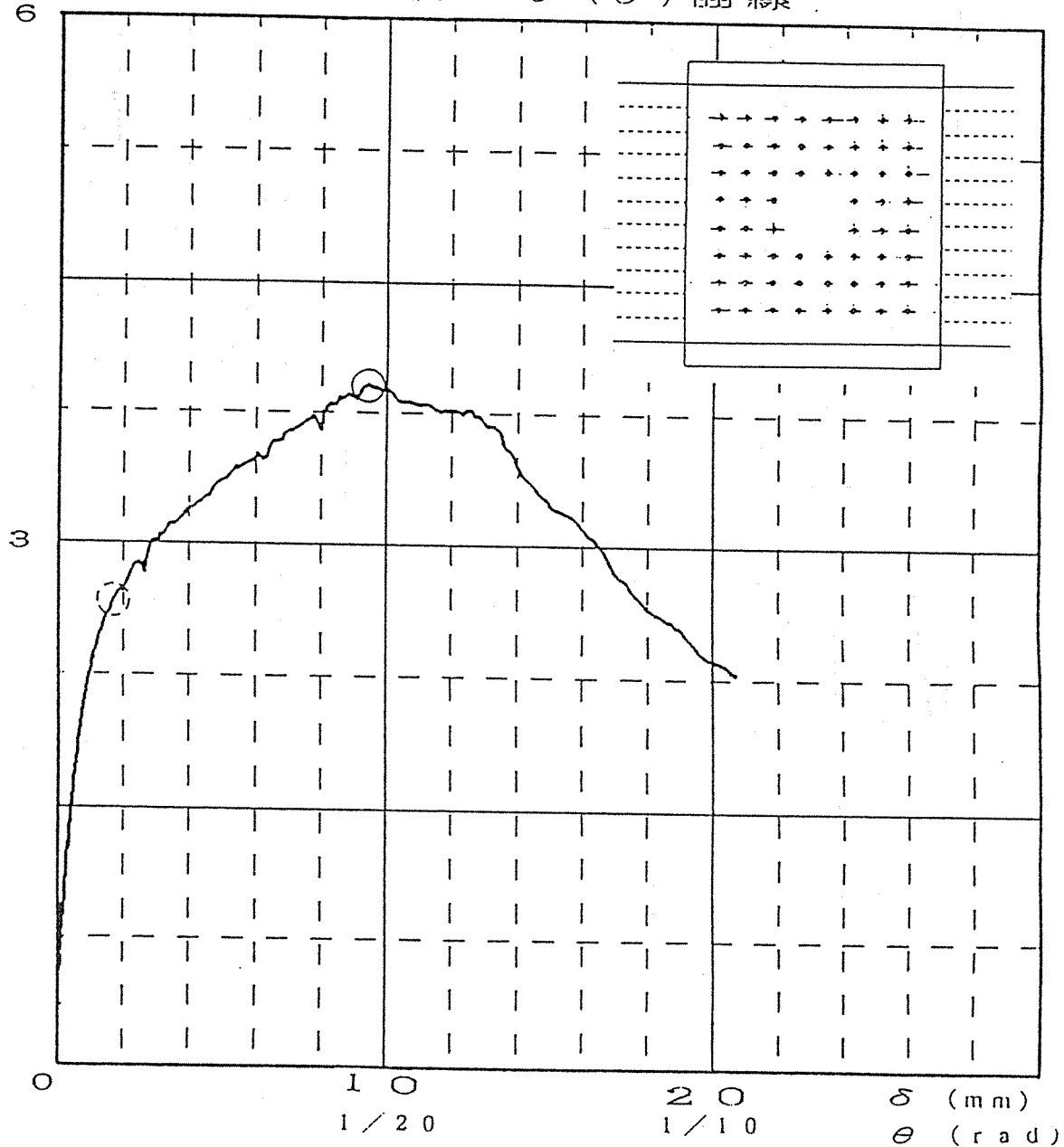
	M (tm)	θ (rad)
○ 降伏点	2.70	1/200
終局強度	>4.00	>1/22

※変位計の設置ミスの為、終局強度まで測定できず。

図-4C JN3-A供試体荷重-回転変位曲線

M (tm)

M - θ (δ) 曲線



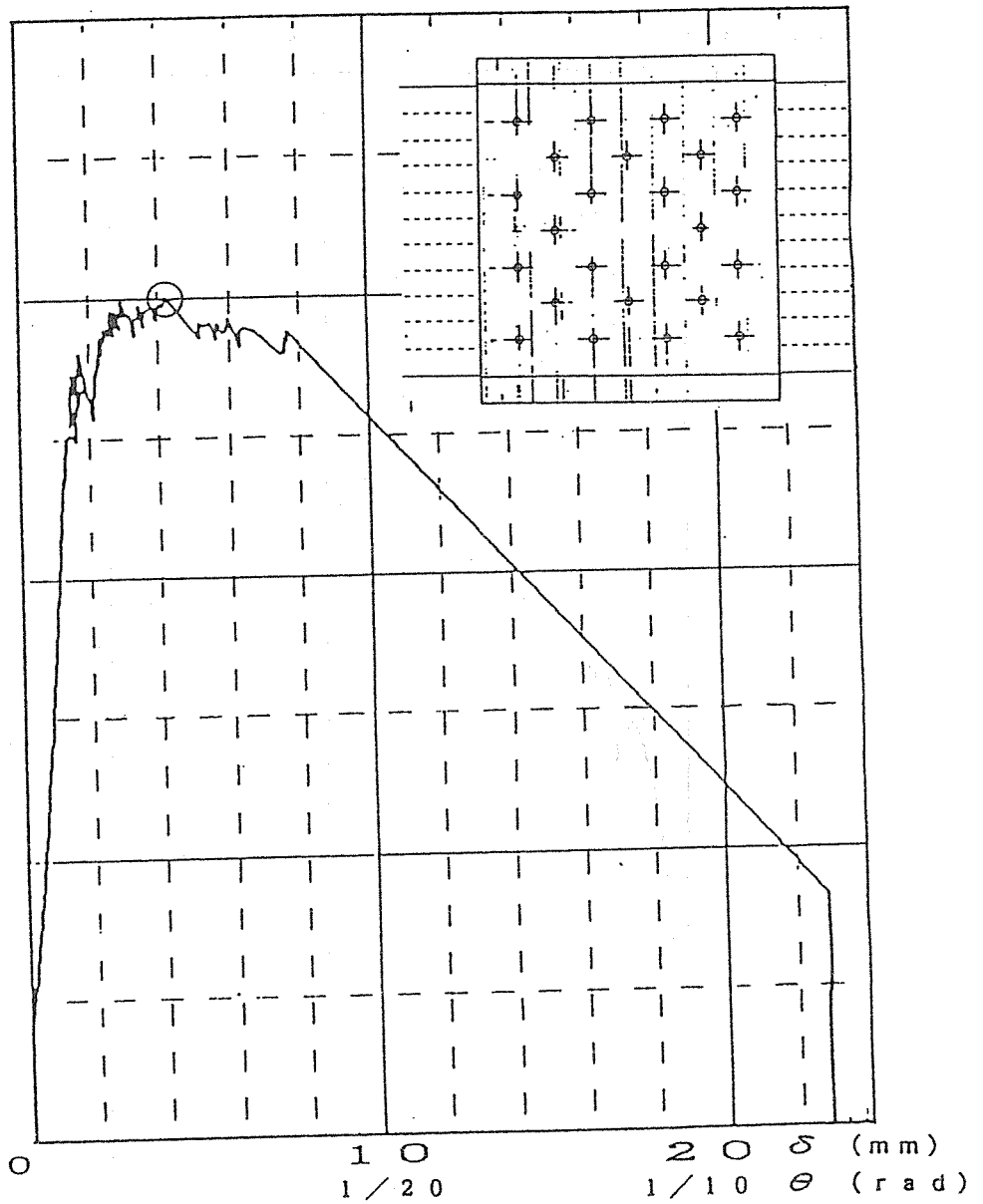
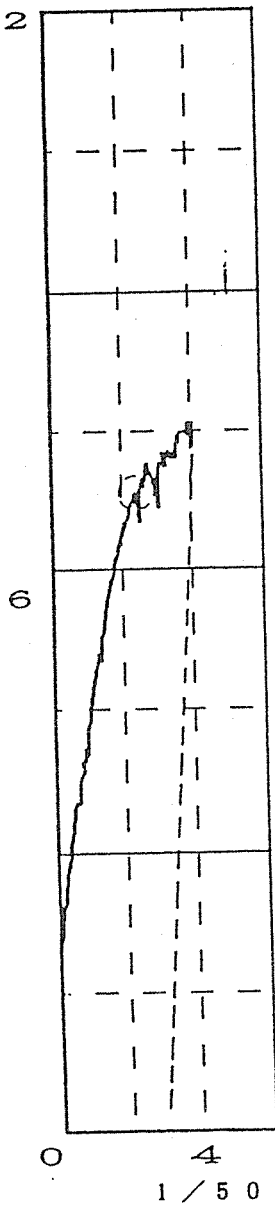
	M (tm)	θ (rad)
○ 降伏点	2.67	1/111
○ 終局強度	3.93	1/21

圖-4D JN3-B供試体荷重-回轉變位曲線

M (tm)

M - θ (δ) 曲線

1 2



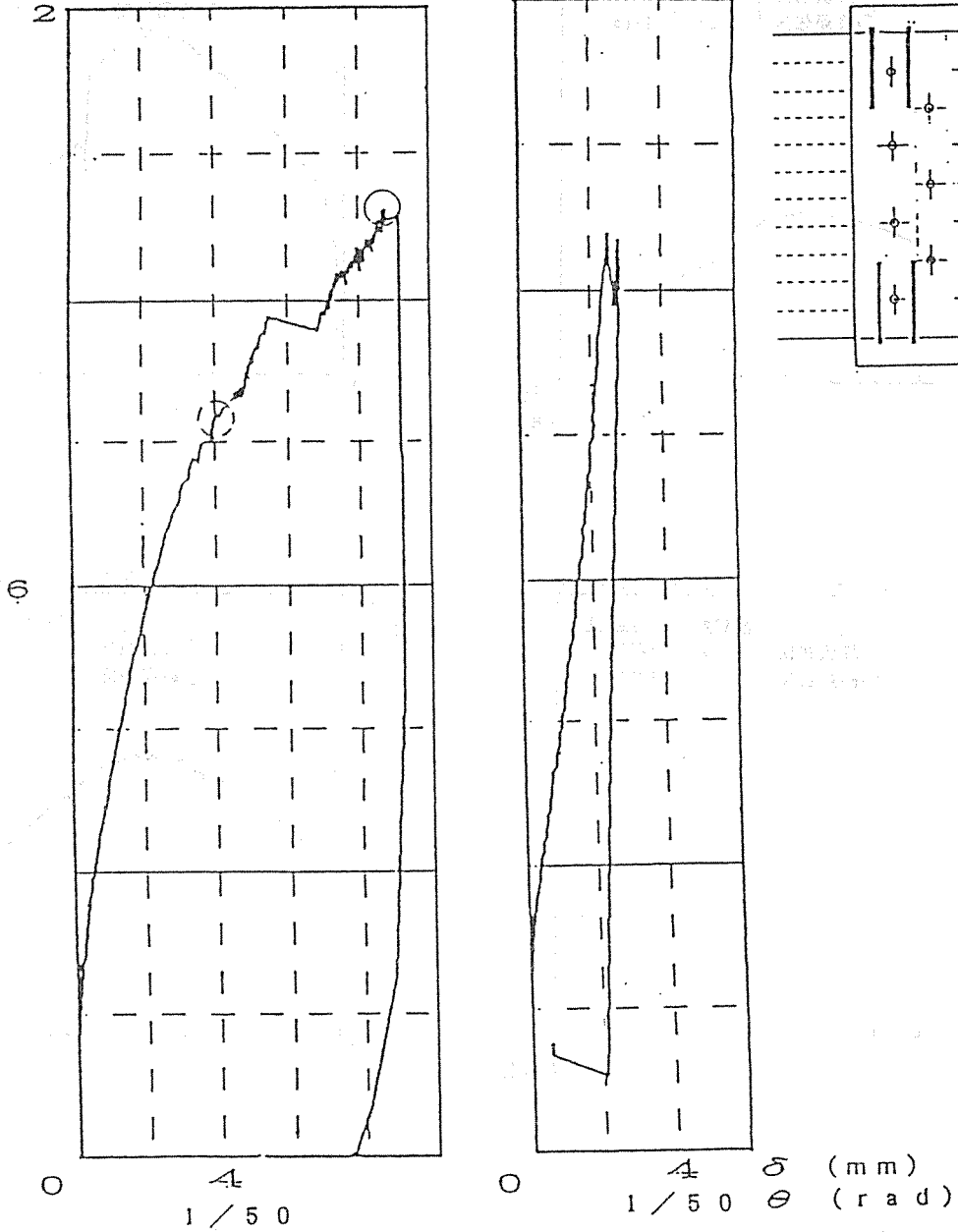
	M (tm)	θ (rad)
○● 降伏点	6.90	1/83
○ 終局強度	9.00	1/28

※計測限界の為、荷重ゼロより再試験した。
 尚、左図 ----- の軌跡は、右図の初期剛性より予想したものである。
 従って、右図のゼロ変位は、左図の 1/65 (rad) 程とする。

図-4 E JB300-1 供試体荷重-回転変位曲線

M (t m)
1 2

M - θ (δ) 曲線



	M (t m)	θ (rad)
○ 降伏点	7.74	1/50
○ 終局強度	9.90	1/23

※計測限界の為、荷重ゼロより再試験した。
従って、右図の終局強度以降のM - θ 曲線のゼロ変位は、
1 / 27 (rad) 程とする。

図 - 4 F E B 3 6 2 0 - 1 供試体荷重 - 回転変位曲線

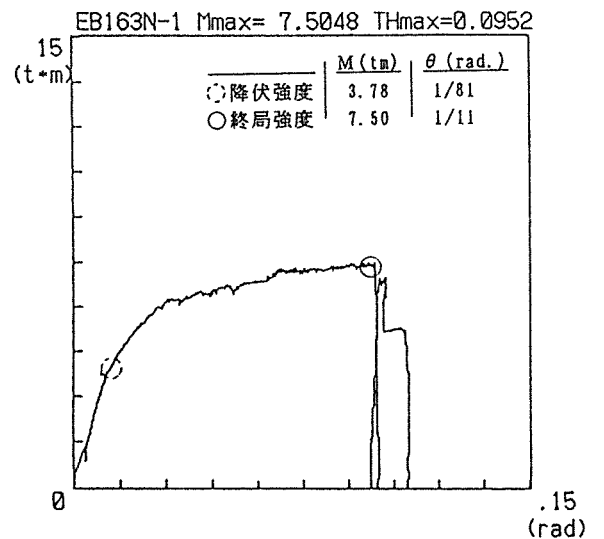
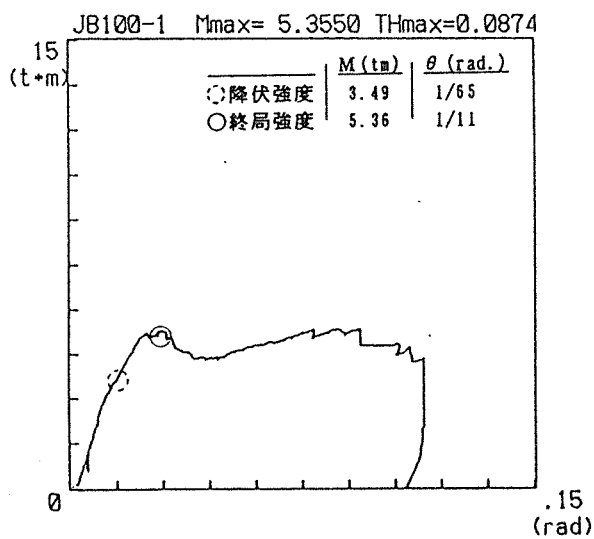
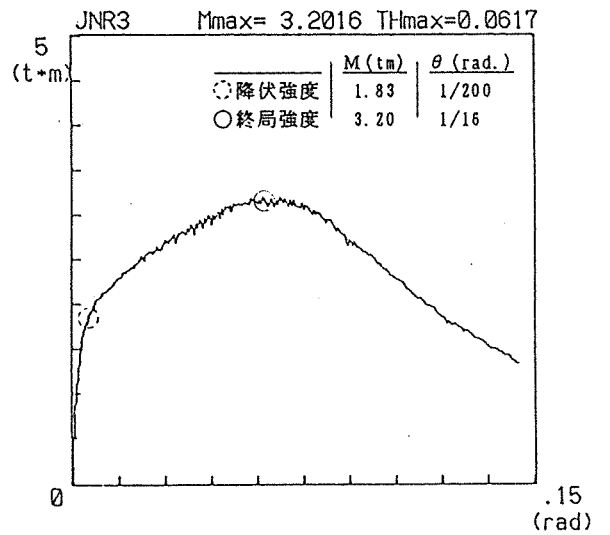
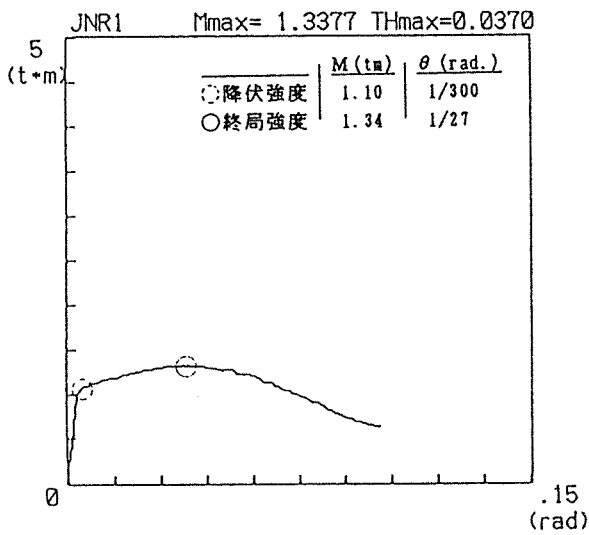
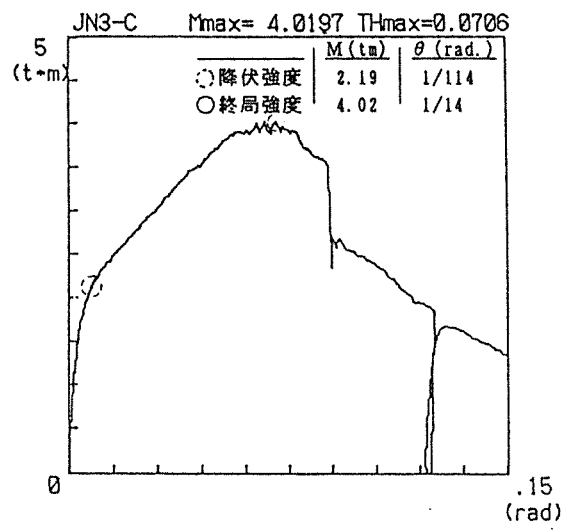
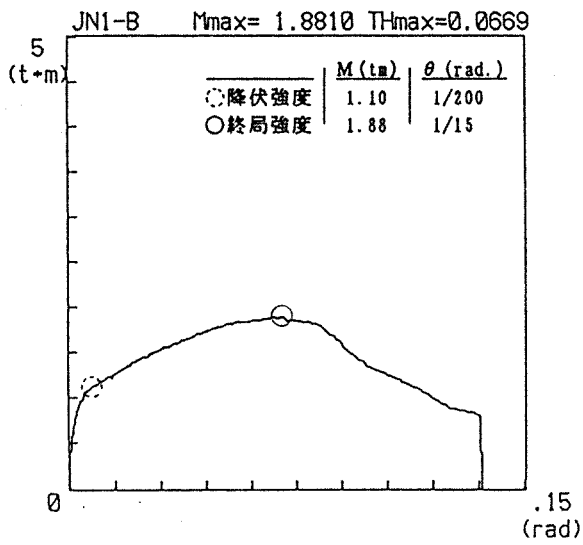


圖-4 G 荷重-回轉變位曲線

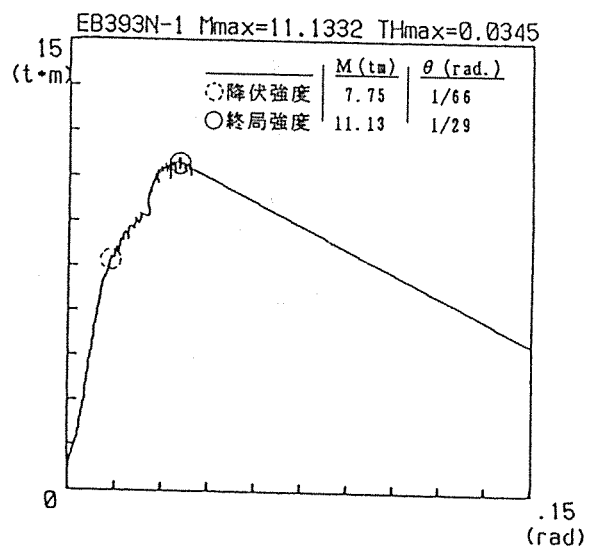
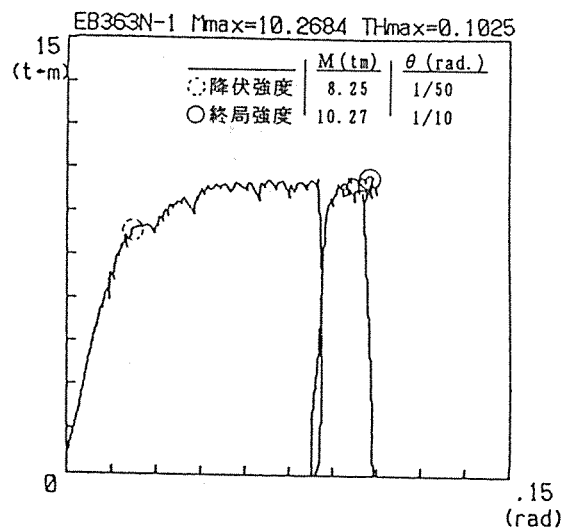
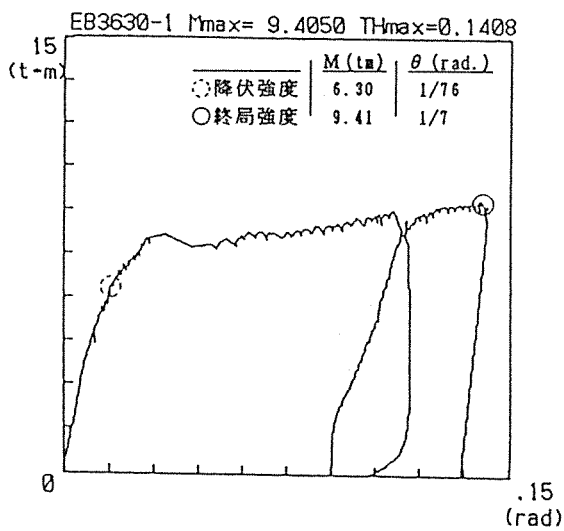
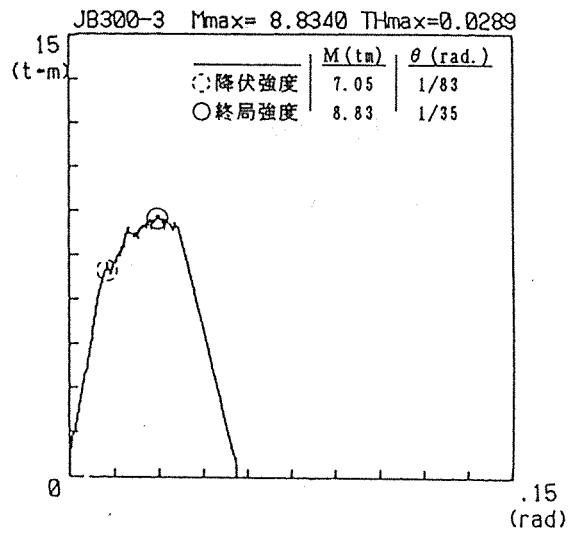
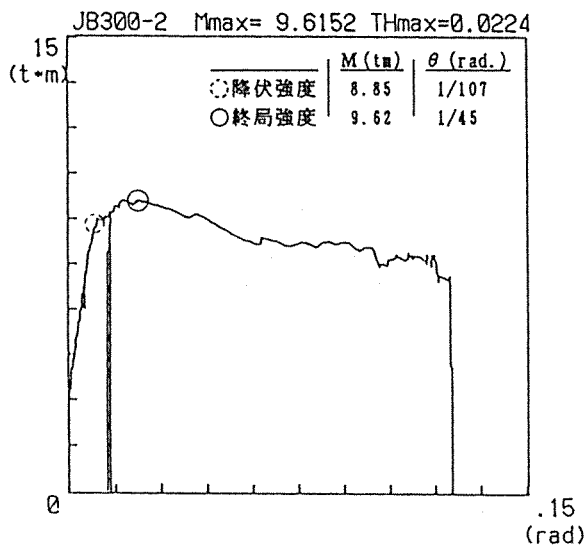


圖-4 H 荷重-回轉變位曲線

(3) 破壊状態

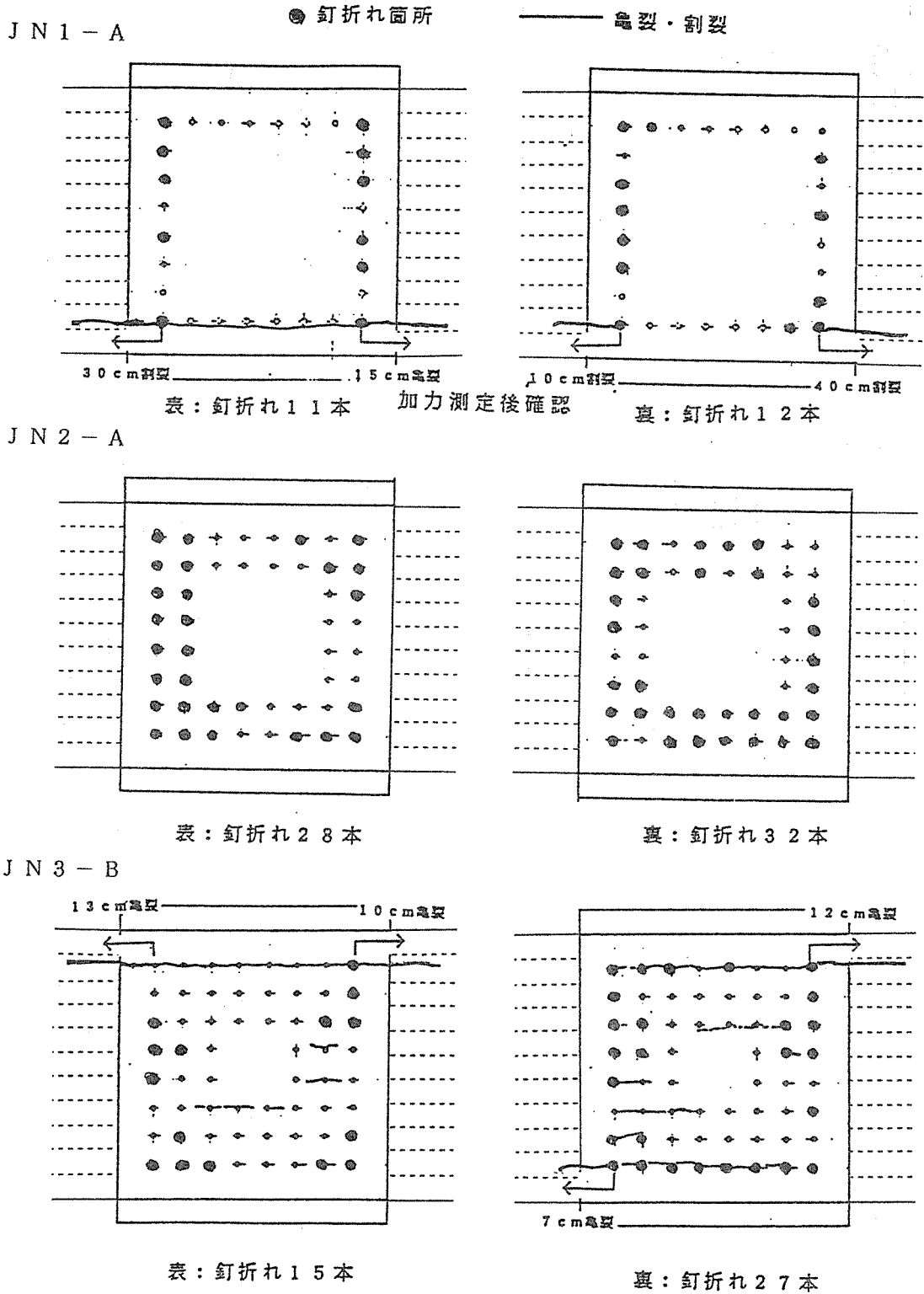
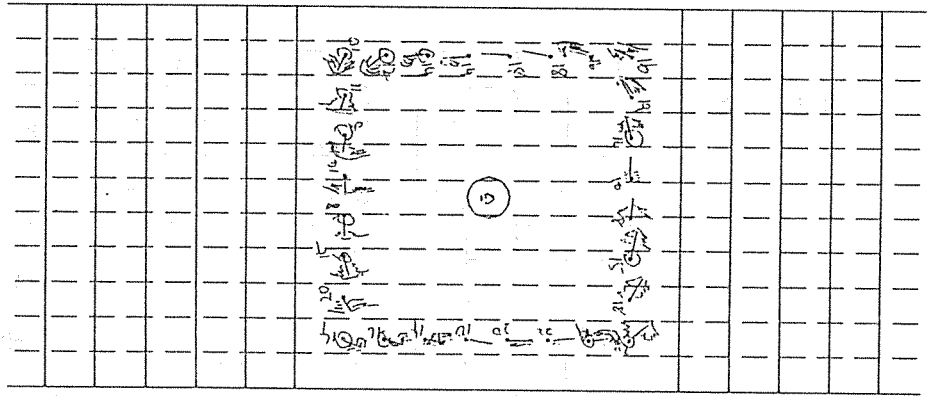
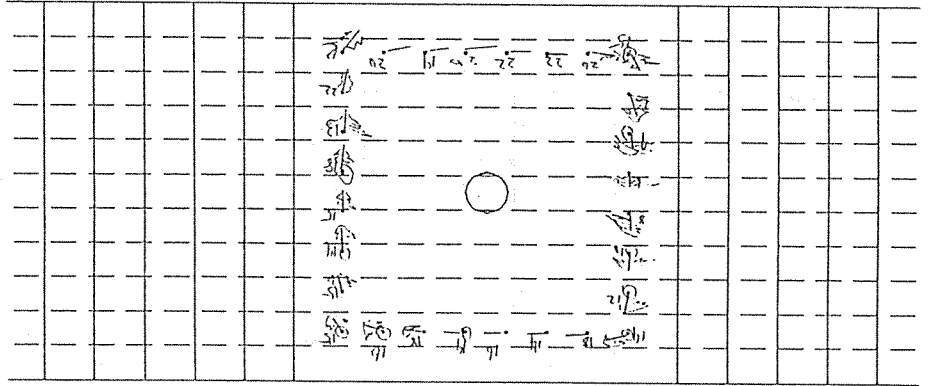


図-5A 接合部破壊状況 (その1)

JN1-B 表

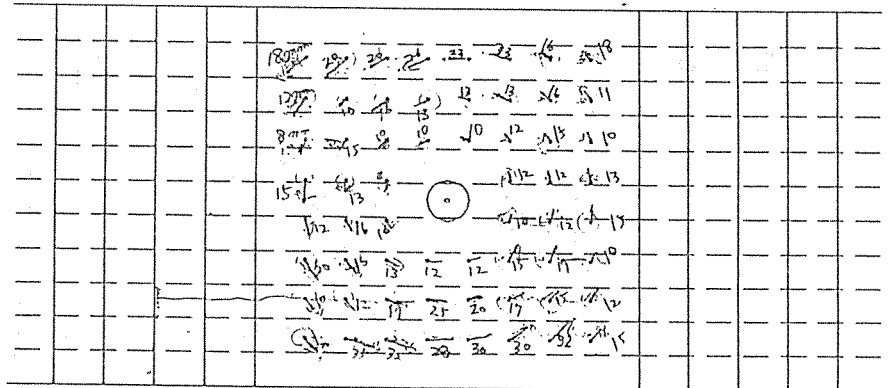


JN1-B 裏



数値は釘のすべり (mm)

JN3-C 表



JN3-C 裏

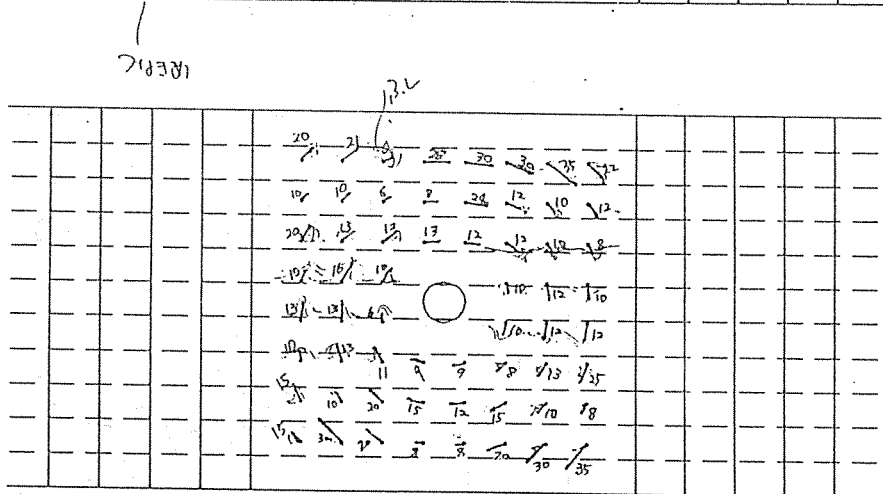
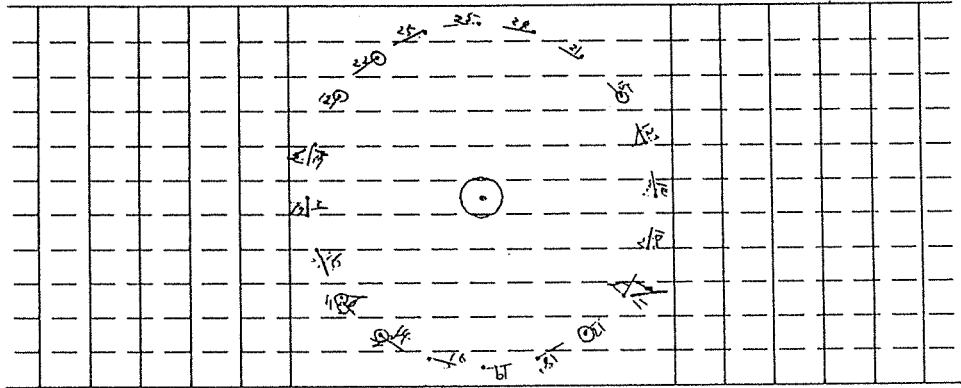
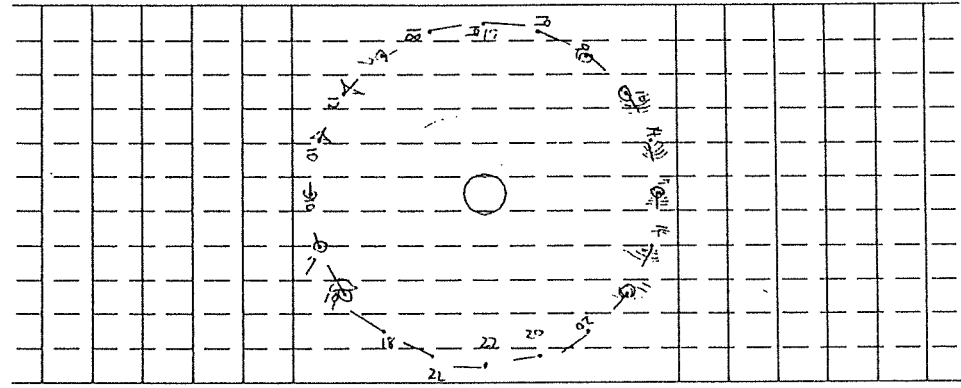


図-5 B 接合部破壊状況 (その2. JN1-B、JN3-C)

JNR1 表

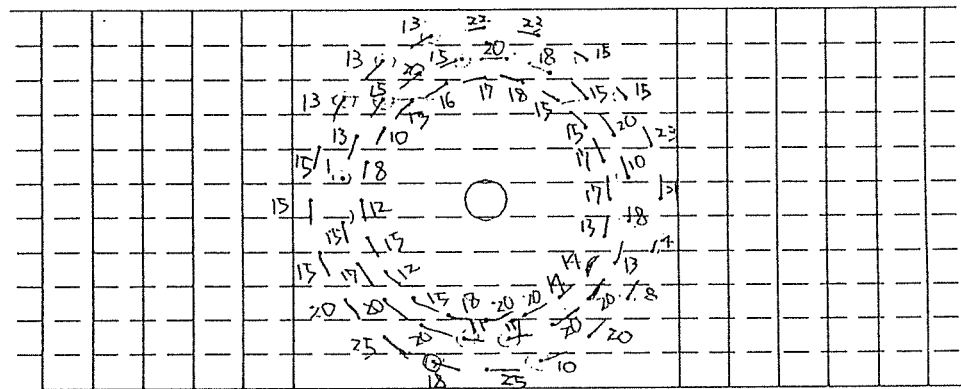


JNR1 裏



数値は釘のすべり (mm)

JNR3 表



JNR3 裏

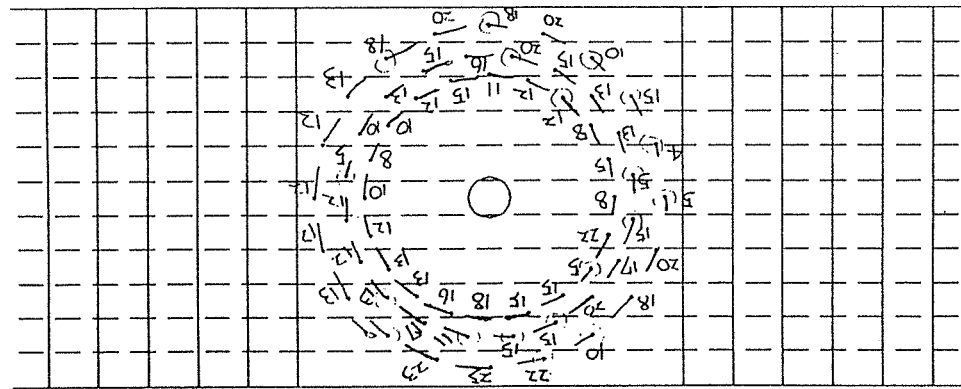
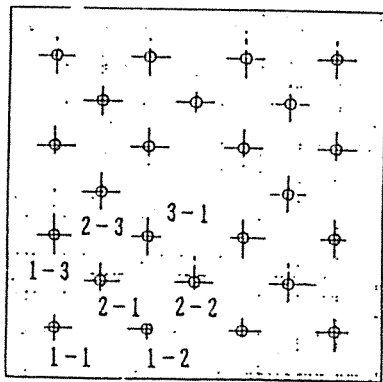
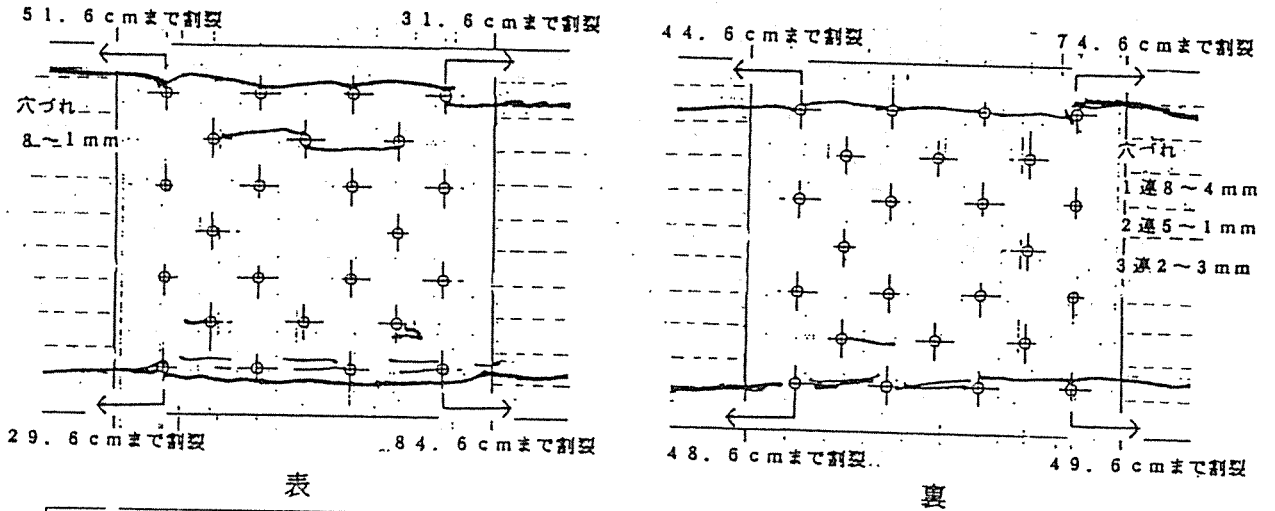


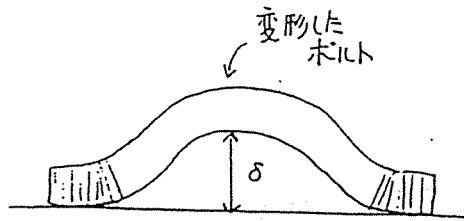
図-5 C 接合部破壊状況 (その 3. JNR1、JNR3)

JB300-1

亀裂・割裂



ボルト変形状態
終局強度：3.93 t m



- δ 1-1 = 12.0 mm
- δ 1-2 = 9.5 mm
- δ 1-3 = 8.0 mm
- δ 2-1 = 8.2 mm
- δ 2-2 = 8.0 mm
- δ 2-3 = 1.0 mm
- δ 3-1 = 4.0 mm

EB3620-1

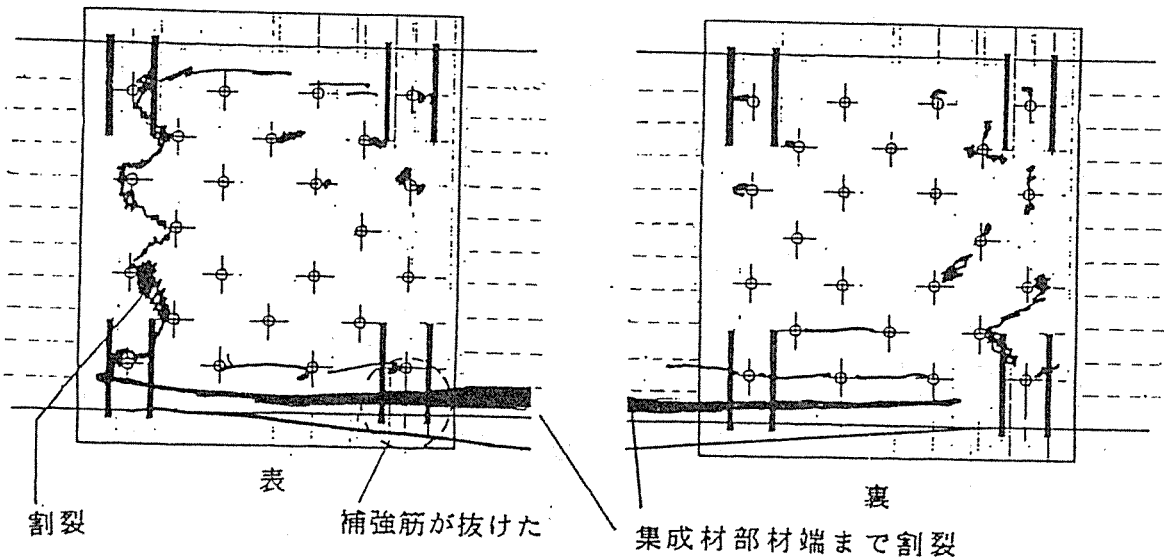
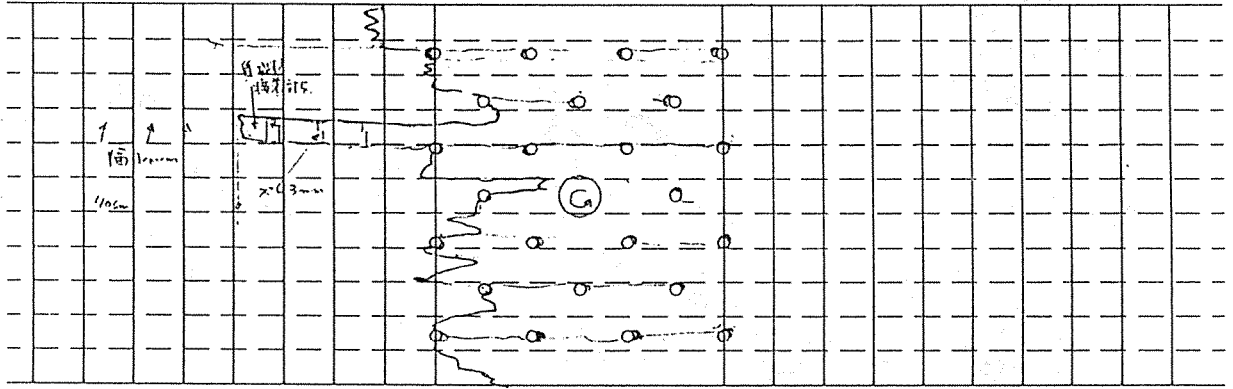


図-5 D 接合部破壊状況 (その4. JB300-1、EB3620-1)

EB3930-1 表

ボルト 24本
 正方形三重配置
 補強木穴 $\phi 12$
 12-M9補強
 ワッシャー・ナット付き



EB3930-1 裏

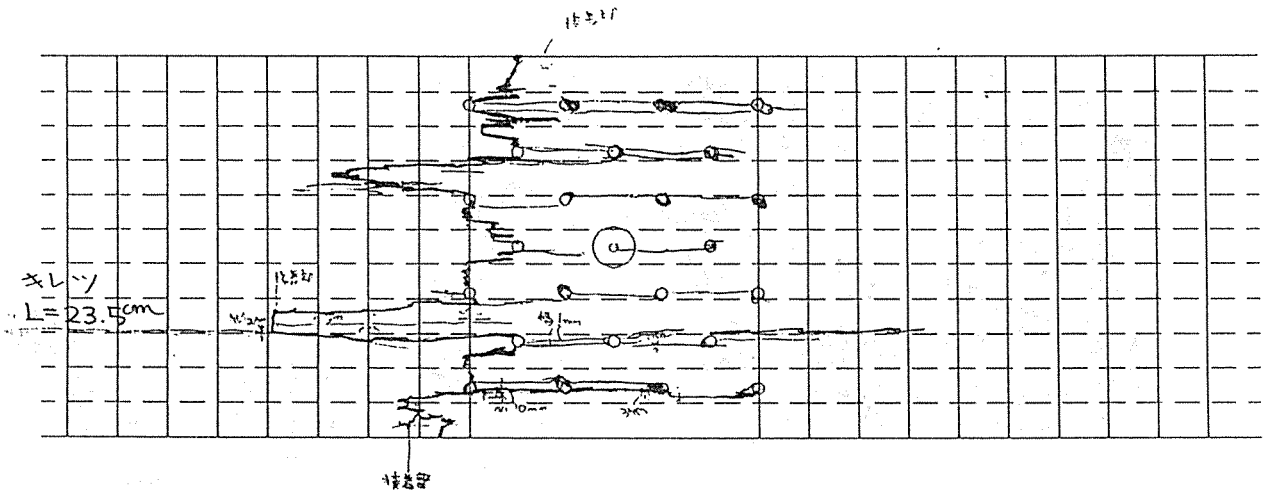
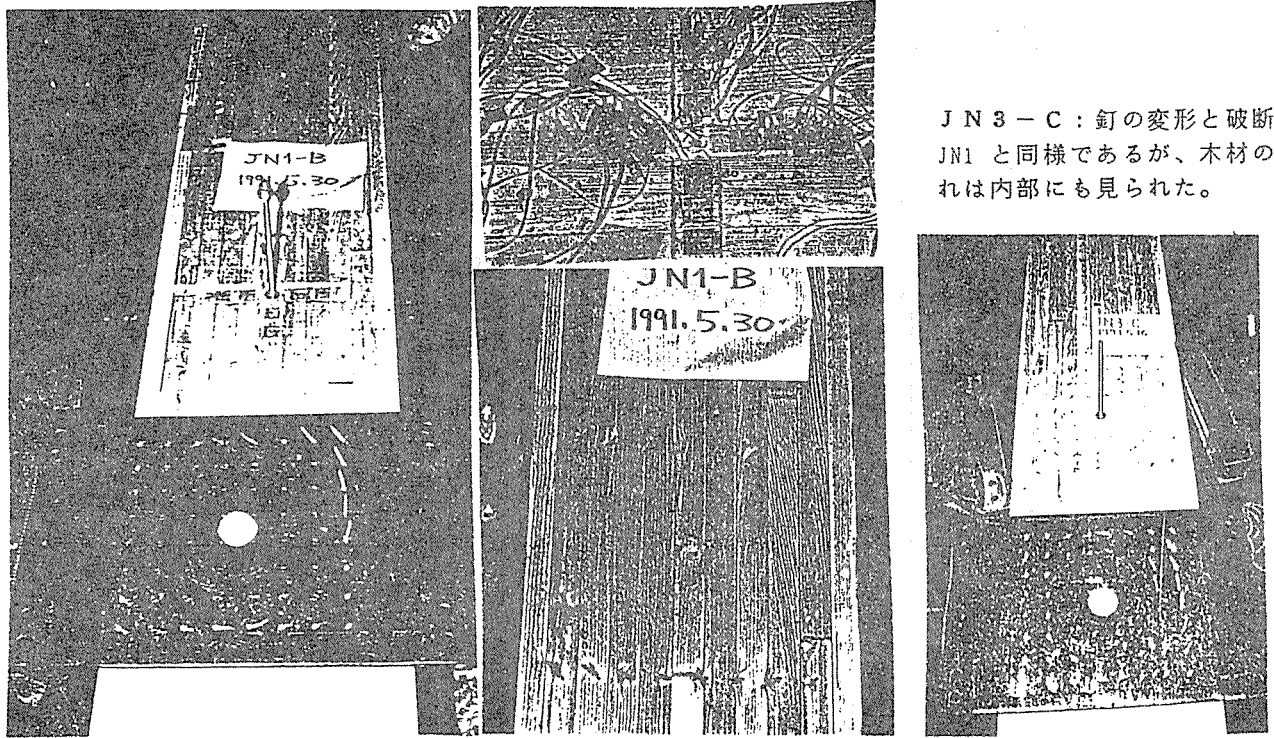


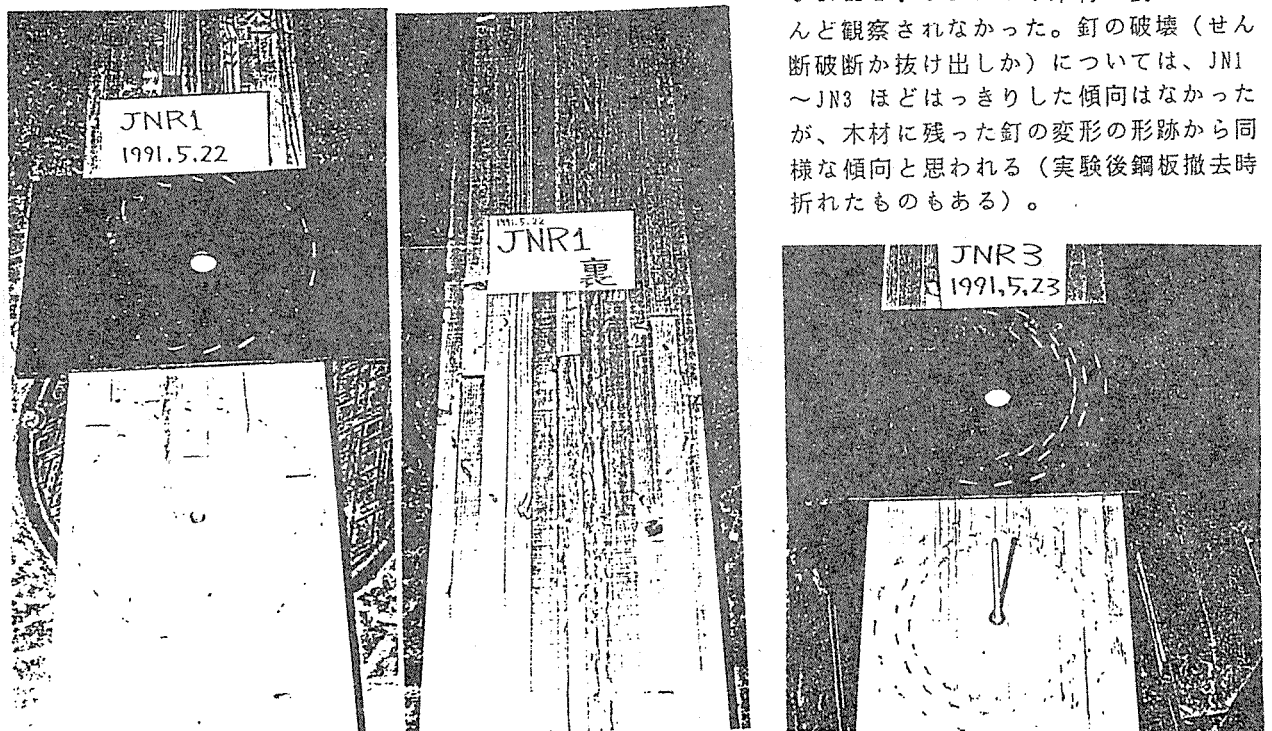
図-5 H 接合部破壊状況 (その8. EB3930-1)

JN1-B : 鋼板の剛体回転による、釘のすべりが観察される。4辺の釘列の内主に木材軸と直行方向の釘列では釘のせん断破断、平行方向では抜け出しが見られた。JN1-A では終局近傍で、繊維方向の釘列に沿って90°方向の木材の割れが生じた。

接合部のひずみを測定するため、木材を数mm削りゲージを貼り、リード線は鋼板中央の穴や側面から引き出した。接合中心の鋼棒は変形測定のための治具を固定するためのものである。

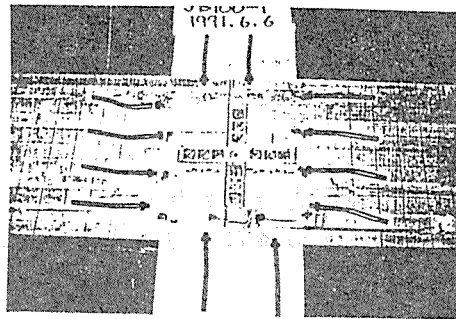
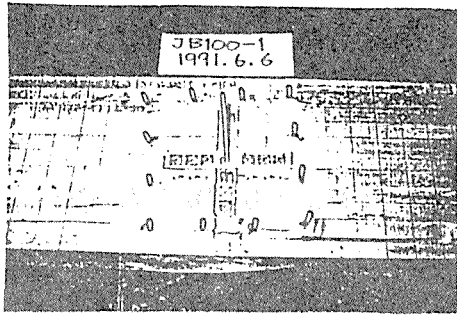


JN3-C : 釘の変形と破断はJN1と同様であるが、木材の割れは内部にも見られた。

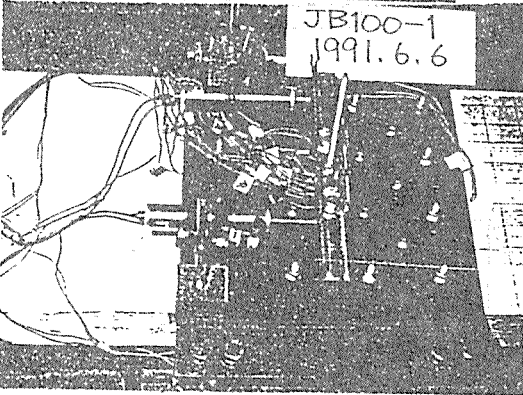
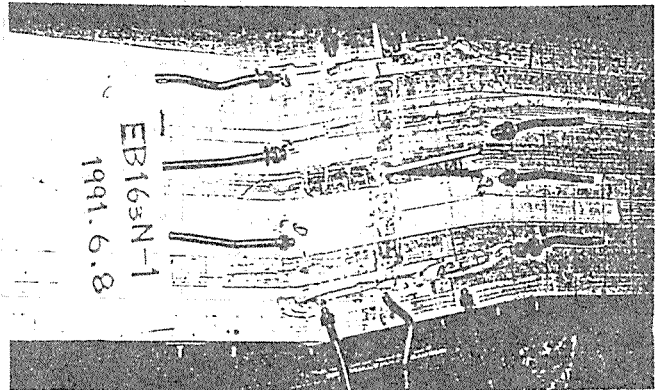
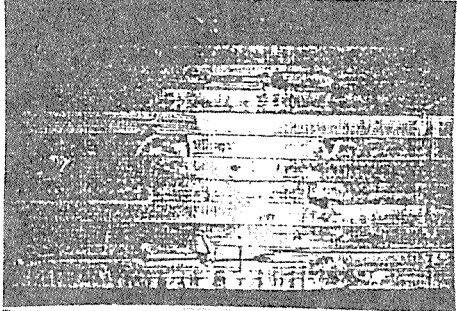


JNR1、JNR3 : 木材の割れはほとんど観察されなかった。釘の破壊（せん断破断か抜け出しか）については、JN1～JN3ほどはっきりした傾向はなかったが、木材に残った釘の変形の形跡から同様な傾向と思われる（実験後鋼板撤去時折れたものもある）。

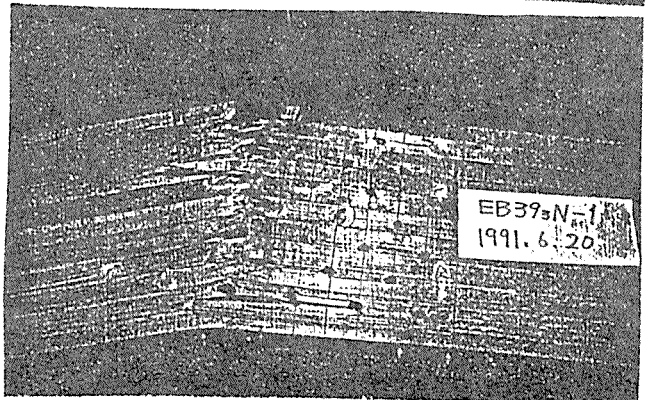
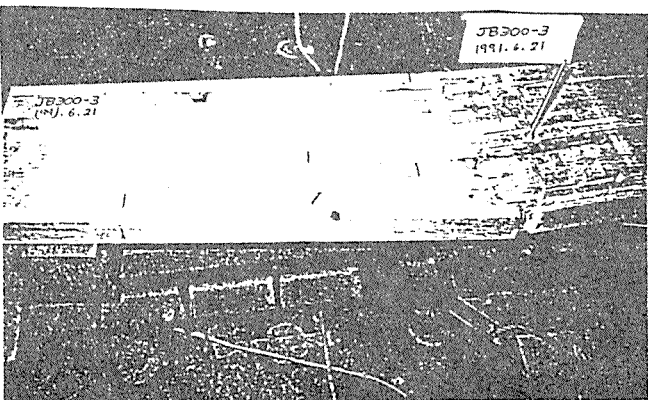
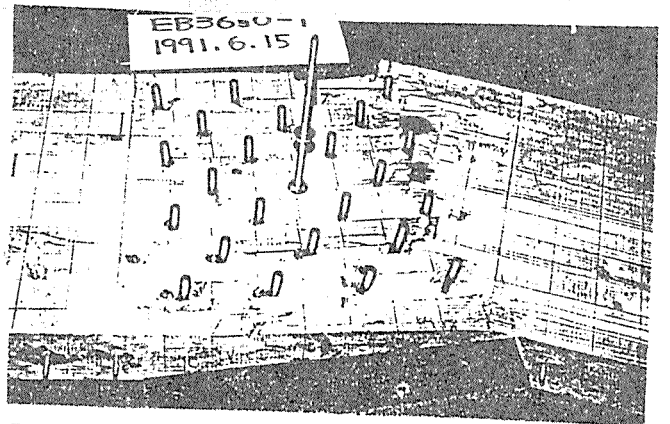
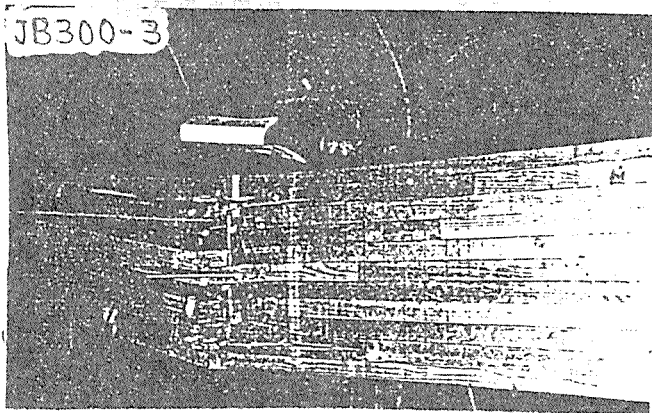
写-1A 破壊後の供試体写真（その1）



←JB100-1：繊維方向に沿う釘列線上に、90°方向の引張りによる割れが発生し、急激に両側に大きく進展する。終局領域ではボルトの曲げ変形が起こるが、割れが破壊要因である。
↓EB163N-1：補強により割れの進展はかなり抑えられる。終局強度と靱性の向上が見られ、ボルトの曲げ耐力まで耐力を保持できた。



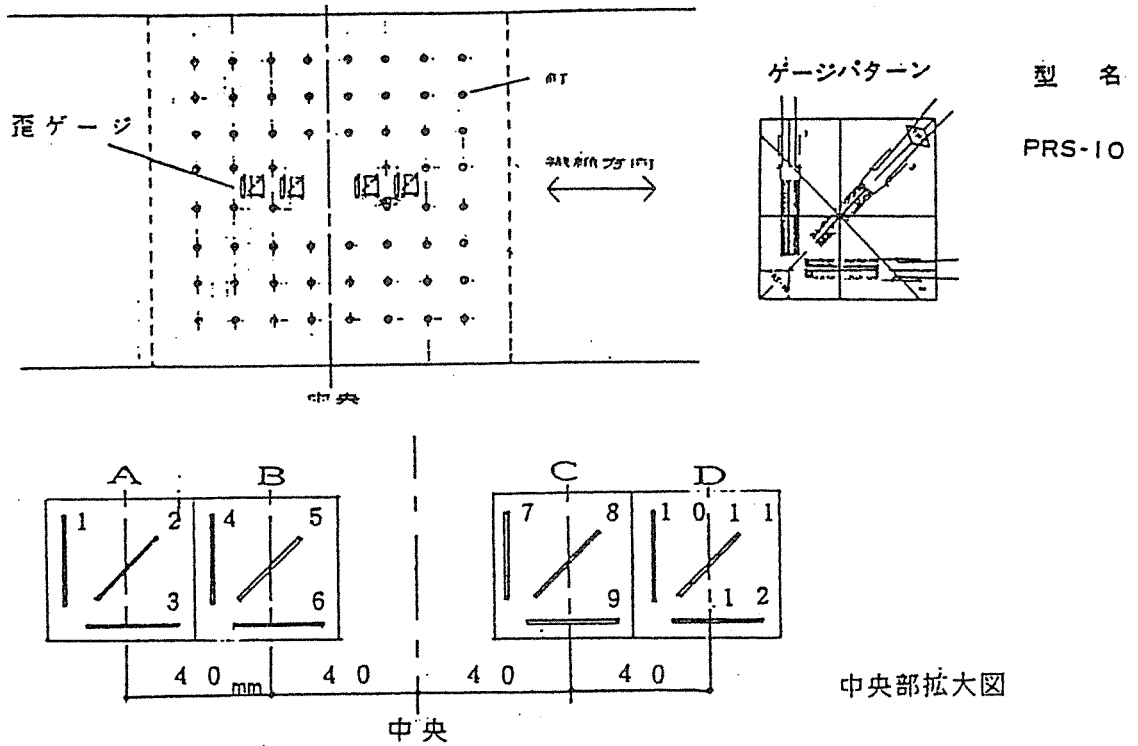
↙JB300-3：91°方向の割れの後、曲げ引張り破壊し、降伏強度は比較的高いが、靱性不足である。
↘EB3630-1、EB393N-1：割れは完全に防止され、終局強度も大であるが、EB393N-1は靱性不足である。ボルトや補強穴の断面欠損による曲げ破壊。



写-1B 破壊後の供試体写真(その2)

(4) ひずみの測定

接合パネル部の木材の応力分布を知るため、ひずみゲージにより測定した。図-3、6に測定位置を、また図-7以降に測定結果を示す。



注) J N 3 - B のひずみゲージ貼付位置の例。他の供試体については測定結果と一緒に示す。

図-6 ひずみゲージ貼付位置

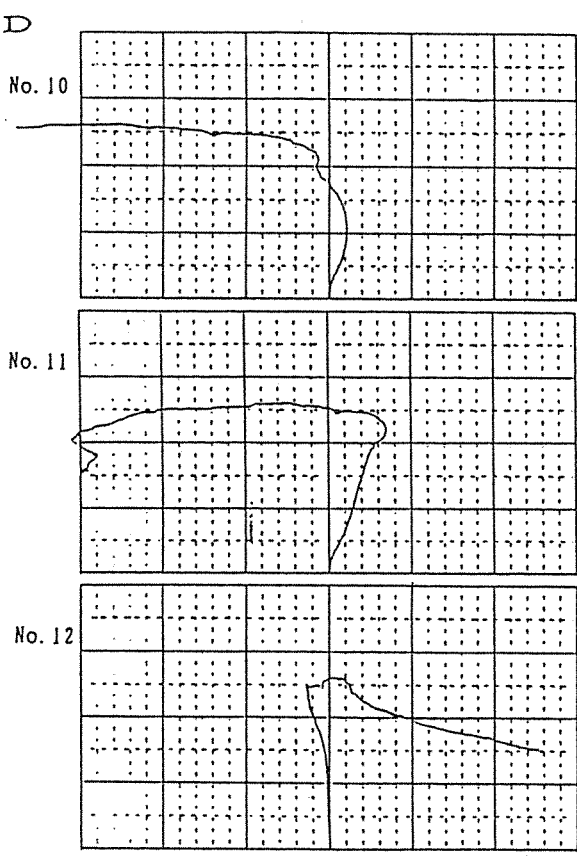
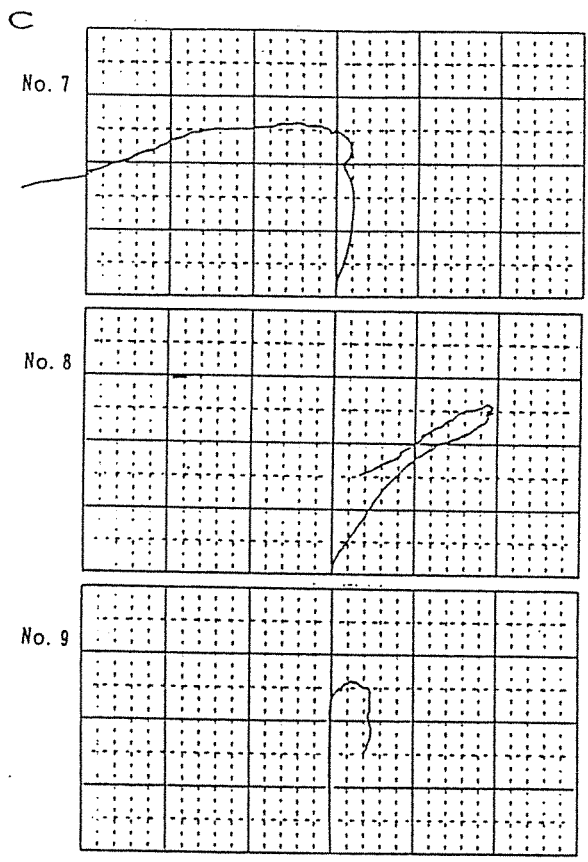
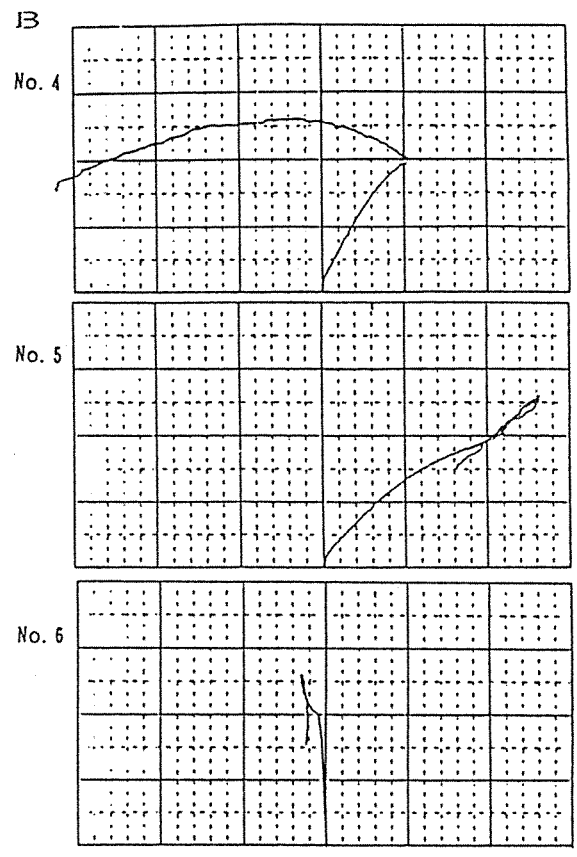
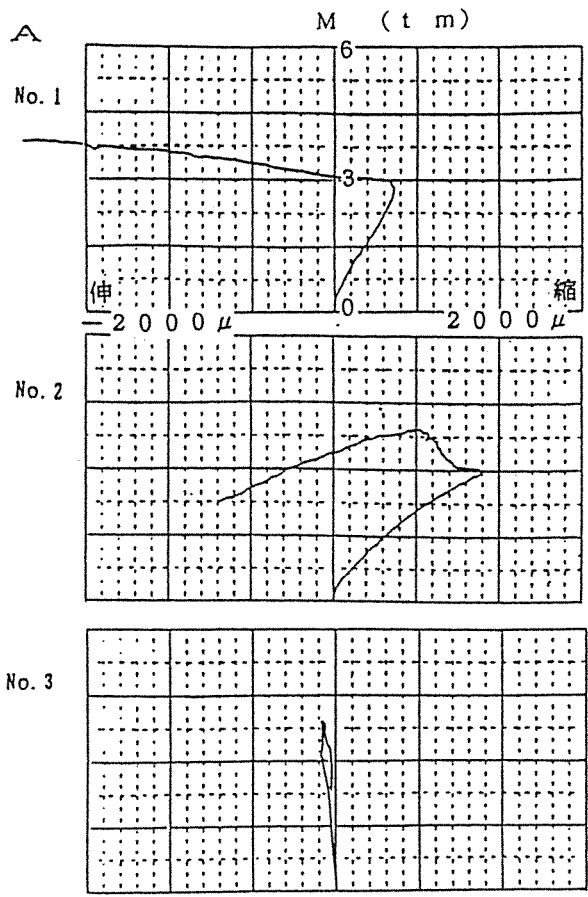
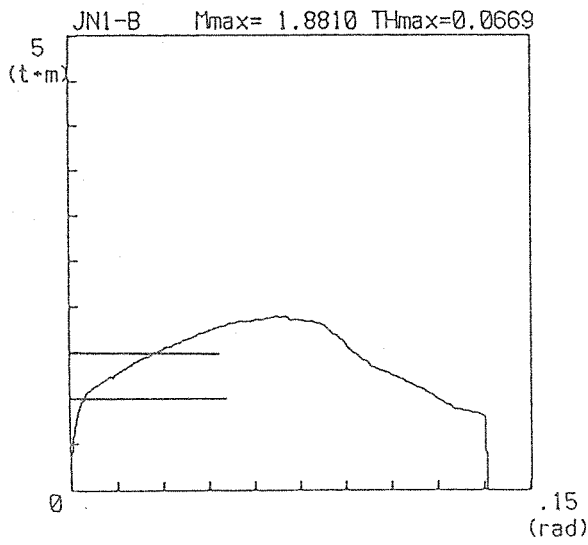


図-7 荷重-ひずみ曲線 (JN3-B)



JN1-B 1.00tm 時 位置 Y 45° X (μ) :1000 μ

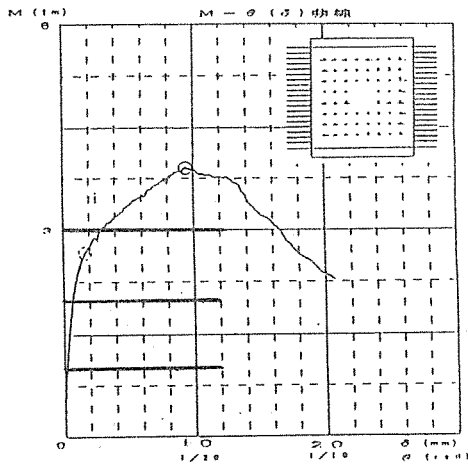
位置	Y	X (μ)
0	-29	266
1	-42	278
2	-47	476
3	-16	458
4	-45	531
5	-56	596
6	-31	344
7	-13	513
8	-26	606

X方向測定不能

JN1-B 1.50tm 時 位置 Y 45° X (μ) :1000 μ

位置	Y	X (μ)
0	-87	524
1	-96	585
2	-2	1067
3	-5	1005
4	-80	1120
5	-113	1218
6	-34	708
7	-36	884
8	-93	1242

X方向測定不能



JN3-B 1.00tm 時 位置 Y 45° X (μ) :1000 μ

位置	Y	X (μ)
0	190	353
1	211	382
2	132	275
3	170	198

JN3-B 2.00tm 時 位置 Y 45° X (μ) :1000 μ

位置	Y	X (μ)
0	442	740
1	425	784
2	195	526
3	208	321

JN3-B 3.00tm 時 位置 Y 45° X (μ) :1000 μ

位置	Y	X (μ)
0	513	1748
1	1037	2147
2	100	1312
3	-164	577

図-8 A ひずみ分布 (釘接合 JN1-B、JN3-B)

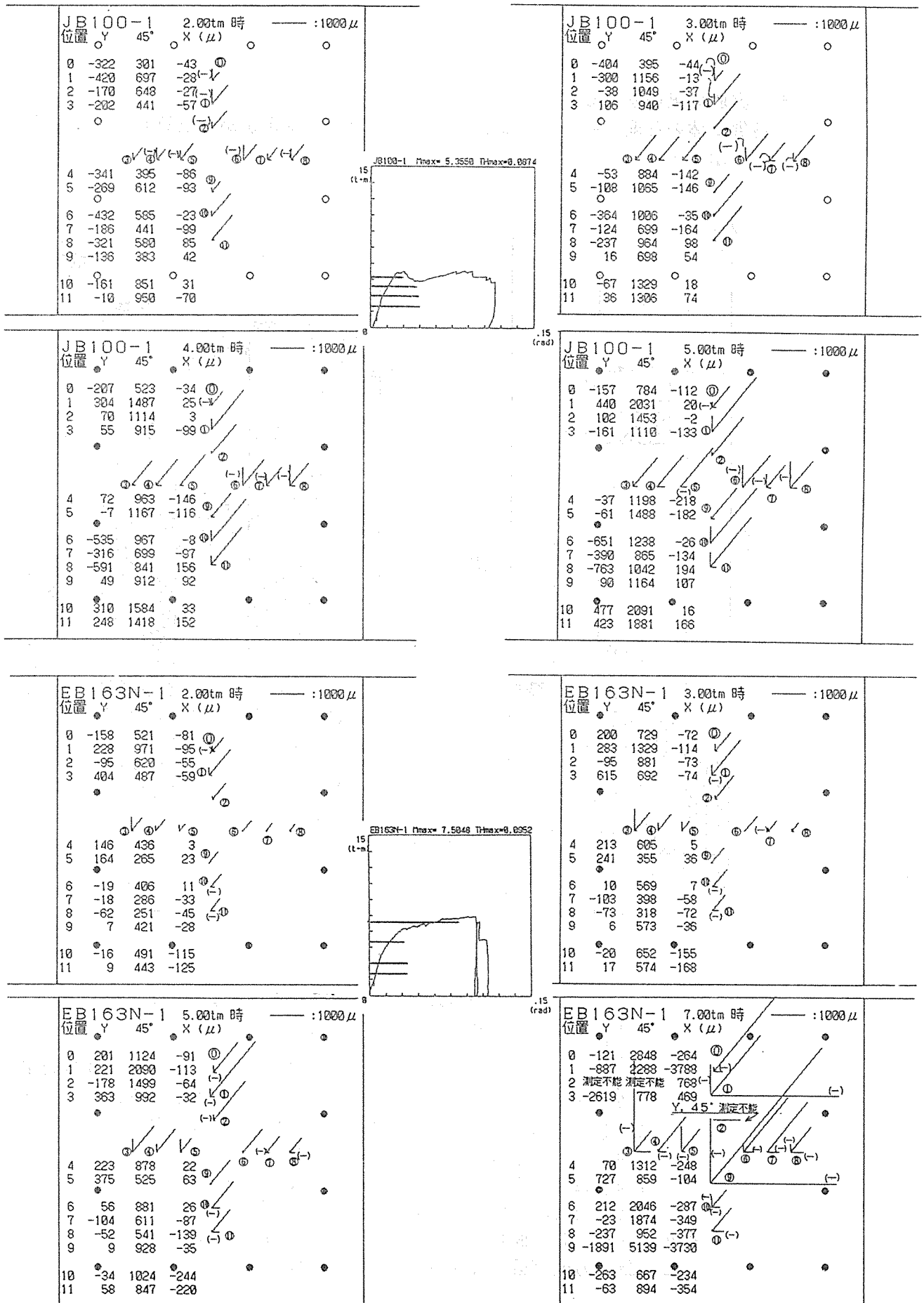


図-8 B ひずみ分布 (ボルト接合JB100-1、EB163_N-1)

(5) 実験結果のまとめ

各供試体の強度比較を図-9、またひずみゲージ測定値から換算したせん断応力を表-3に示す。

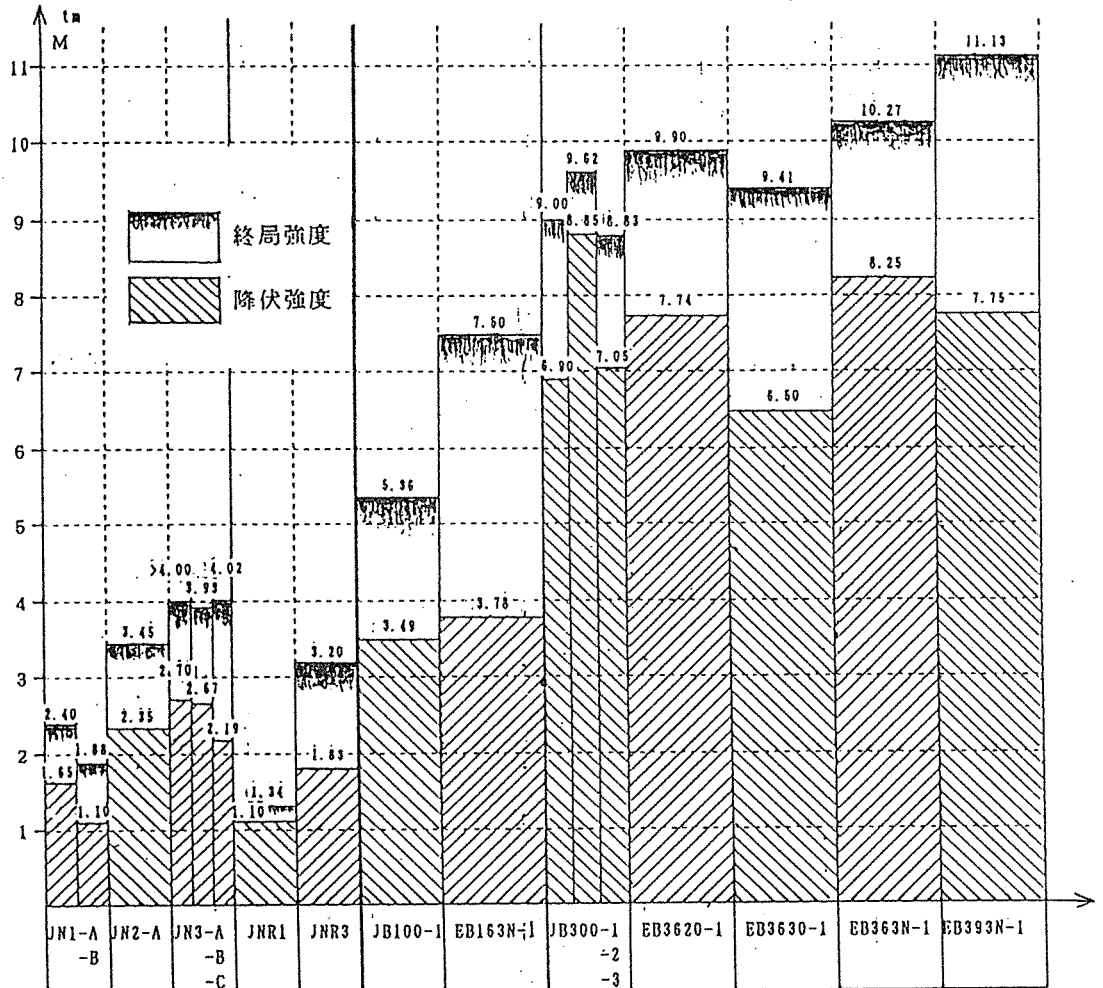


図-9 各供試体強度の比較

表-3 接合部木材せん断応力度一覧表 (kg/cm²)

M (tm)	A	B	C	D
0.5	1.978	2.072	1.634	1.268
1.0	6.030	6.230	4.649	3.164
1.5	10.570	11.040	7.962	4.761
2.0	12.113	12.659	9.078	5.255
2.5	22.391	23.684	16.395	9.323
3.0	32.048	35.456	25.468	15.062

注) JN3-Bの測定ひずみから換算したせん断応力度

※ゲージC, Dの間にふしがあるためA, Bと比べてせん断応力度が低く算出されたものと思われる。

7. 4 数値解析

解析と実験値の比較による設計法の検討を目的とし、純曲げ載荷時の応力解析を行なった。ここでは次の2種類のモデルについて解析を行う。

7. 4. 1 鋼板を剛体とし治具単体のすべり特性を用いる解析法

これは、弾性床（非線形域も考慮）上の梁理論による非線形有限要素法数値解から、治具1本のすべり曲線を決定し、次にこれを用い剛な鋼板に接合された多数本の治具による集成材接合部の応力解析を行う方法である。釘については破断も考慮し、釘のせん断試験を参考に単体のすべり特性を決定した。

(1) 単体荷重-すべり曲線の決定

ここで採用された接合具-鋼板-集成材間の荷重-すべり関係を次の3パラメーターの $e \times p$ 関数で表現される。

関数表示

① 関数形： $P = (P_0 + K_U \delta) \{1 - \exp(-K_0 \delta / P_0)\}$

② 接合部解析に採用した3パラメーターの値

パラメータ		釘(ZN40)	ボルト(M12)
0 度 方 向	P_0	208	1800
	K_0	4000	11000
	K_U	40	0
90 度 方 向	P_0	92	950
	K_0	1650	4600
	K_U	260	714

③ 破断

破断については、実験値を参考に治具にせん断力がせん断耐力（断面積×鋼材の降伏応力 $\sigma_y = 3,225 \text{ Kg/cm}^2$ とした）に達した時、耐力を0とした。

④ 参考値（有限要素法による解析値と実験値）

解析と実験の結果は、表-4に示す。

表-4 釘のすべり特性（ZN40 集成材：ベイツガ）

	有限要素法による解析値		実験値	
	繊維方向	繊維直角方向	繊維方向	繊維直角方向
P_0 kg	174	114	194	197
K_0 kg/cm	3725	1275	3725	1275
K_U kg/cm	44	145	44	145

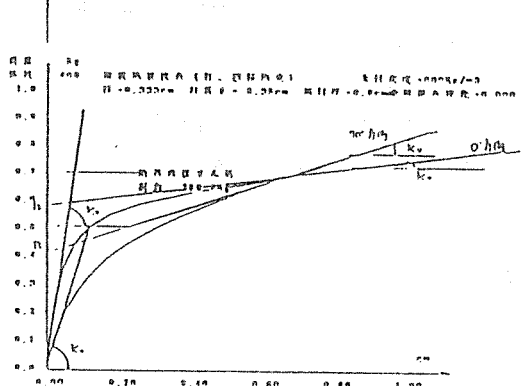
注1)：せん断試験にはアカマツを使用

注2)：実験（付録参照、両面でZN40釘8本使用）は、8本の釘で行ったものである。また、繊維直角方向においては、 $\delta = 9\text{mm}$ (3100 kg/cm^2) 付近から釘が、折れ始めた。

尚本解析以外の代表的な各種治具単体の解析結果は、次ページのとおりである。

(2) 各種の接合具のすべり特性の解析例

① 鋼板添板釘接合 (釘 C N 65)

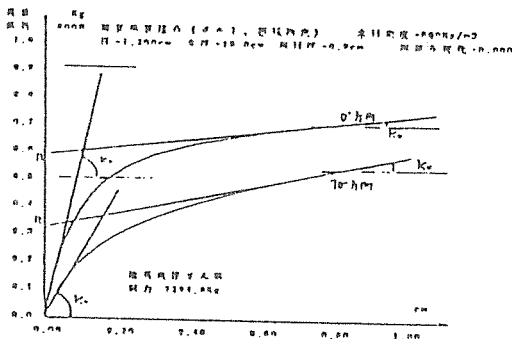


	0° 方向	90° 方向
P_0	230kg	165kg
K_U	70kg/cm	172kg/cm
K_0	4000kg/cm	1770kg/cm

短期許容耐力: トマツ 1等使用

	0° 方向	90° 方向
P	70.7kg	70.7kg

② 鋼板添板ボルト接合 (ボルト M12、 $l=150$ mm)



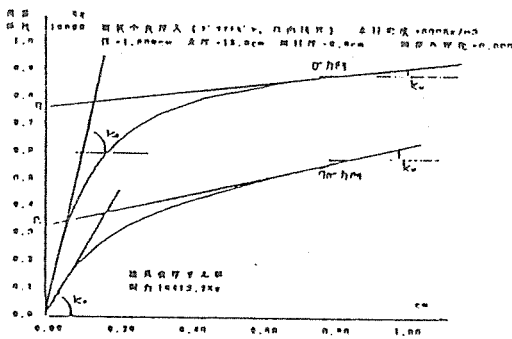
	0° 方向	90° 方向
P_0	4768kg	2632kg
K_U	1160kg/cm	2080kg/cm
K_0	47290kg/cm	18400kg/cm

短期許容耐力

: 材厚 150mm、トマツ 1等使用

	0° 方向	90° 方向
P	1260kg	728kg

③ 鋼板挿入ドリフトピン接合 ($d=18$ mm, $l=150$ mm)



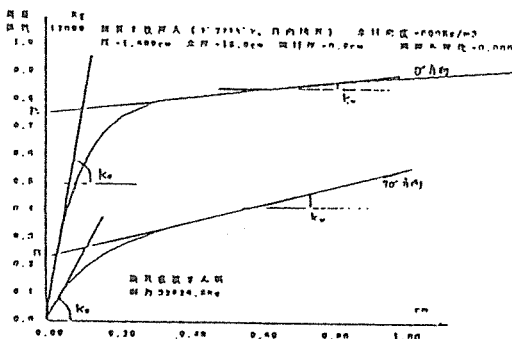
	0° 方向	90° 方向
P_0	7600kg	3250kg
K_U	1500kg/cm	3000kg/cm
K_0	63500kg/cm	23000kg/cm

短期許容耐力

: 材厚 150mm、トマツ 1等使用

	0° 方向	90° 方向
P	1415kg	707kg

④ 鋼板 2 枚挿入ドリフトピン接合 ($d=18$ mm, $l=150$ mm)



	0° 方向	90° 方向
P_0	9000kg	2856kg
K_U	1800kg/cm	3864kg/cm
K_0	92400kg/cm	27900kg/cm

短期許容耐力

: 材厚 150mm、トマツ 1等使用

	0° 方向	90° 方向
P	1415kg	707kg

図-9 各種治具単体の荷重-すべり曲線

(3) 接合部の非線形解析法 (添板完全剛のモデルの場合)

添板鋼板が完全剛で、接合される木材も接合具近辺の変形だけで、接合部全体的には剛であると仮定すると、一箇所の接合部の各接合具は鋼板と木材も剛体的相対変位から算出される。接合具の荷重-変位曲線から、接合具の0°と90°方向のせん断応力が求められる(加力方向が繊維方向と角度をなすときは、強度はHankinsonの式が知られているが、剛性については、十分解明されていないので、ここでは成分に分けることとした)。そして、接合部全体のXおよびYの合力とモーメントが計算される。

一個所の接合の曲げだけの作用を考えると静定であるから、図-10のように強制変位を与え各治具の変位を求め、治具のせん断力を計算し、その合力を求めることから計算できる。ここでは解析と実験との比較および釘の配置、降伏、破断の影響を調べる。破断を考慮するため、1本の釘に対しては図-12のすべり特性を採用した。各釘の強度判定については、存在応力は合力とし、方向により耐力が異なる降伏については、Hankinsonの式を採用、釘の破断については合力の方向に関係なく90°方向の実験確認強度とした。

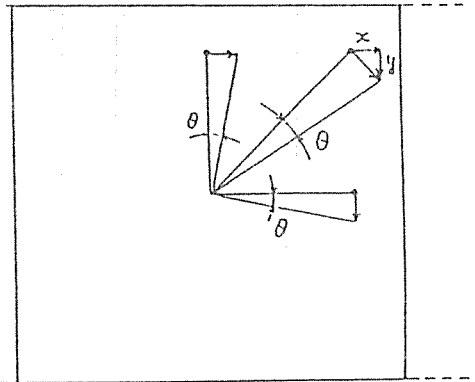


図-10 接合部と治具の変形

解析値：非線形有限要素法による解析値
 モデル曲線：解析値3パラメーター
 e x p関数表示したもの

解析例

①釘配置形状

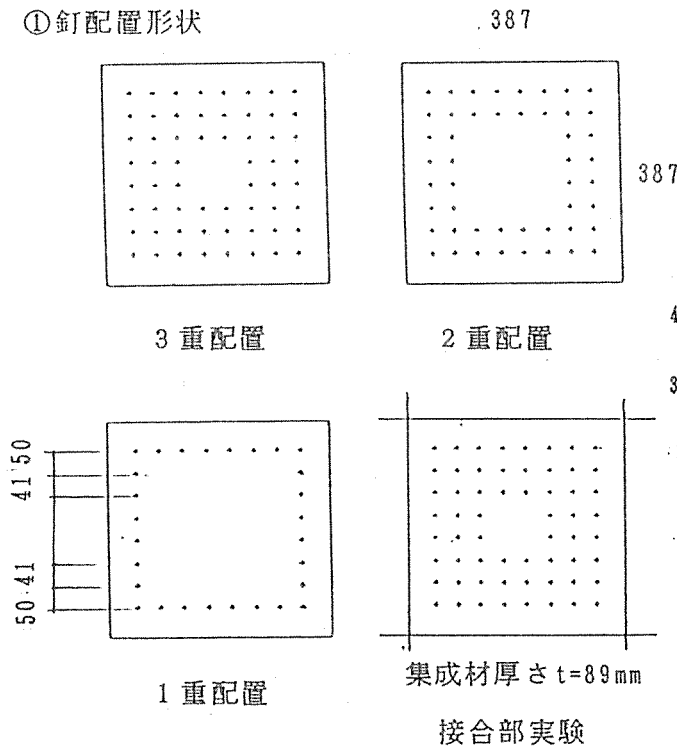


図-11 接合形状

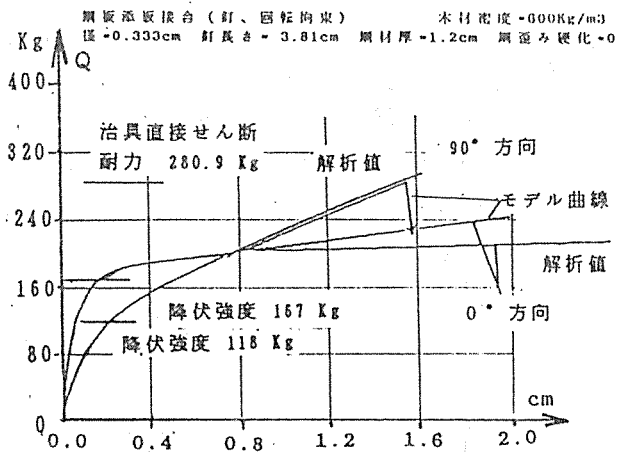


図-12 釘ZN40のすべり特性

②材料

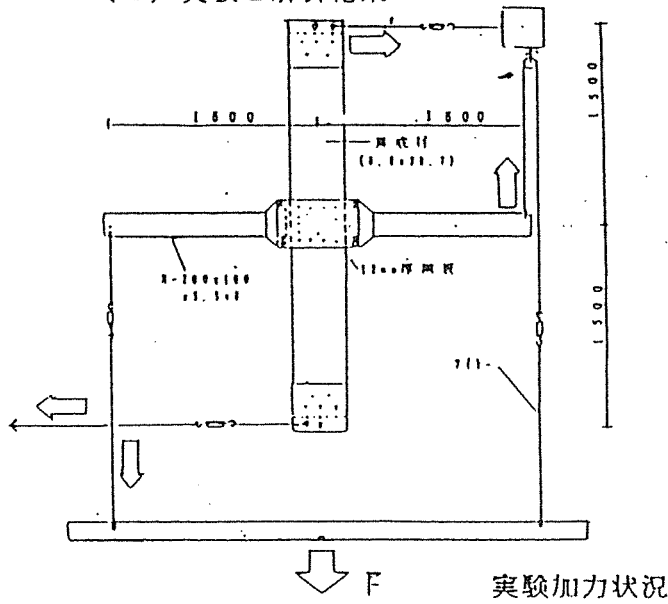
- ・集成材 $\rho = 600\text{Kg/m}^3$
樹種グループ: J1
- ・釘 ZN40 $d = 0.333\text{mm}$
短期許容値
 $s_p = K d^{1.8} = 510 \times 0.333^{1.8} = 70.5\text{Kg/cm}^2$
- ・添板鋼板
SS400 $t = 12\text{mm}$

表-5 解析に用いた釘せん断許容と終局強度

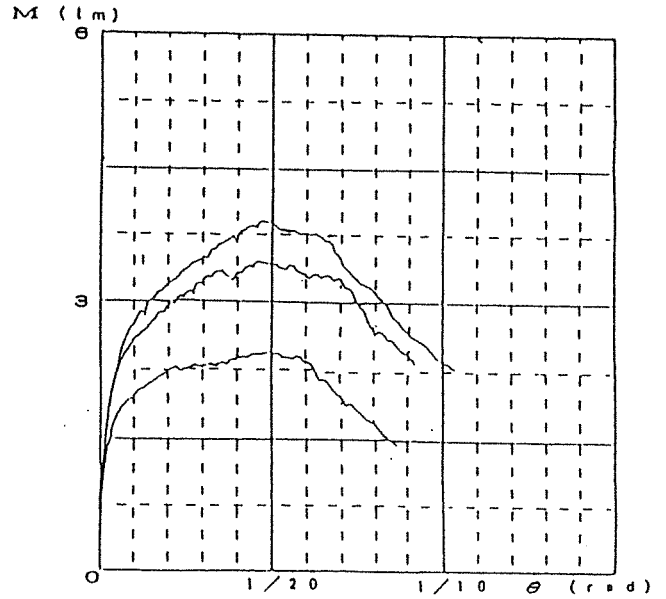
	解 析		短期許容 学会規準	終局強度 解 析
	0.38mm時	1.0mm時		
繊維方向	191.2Kg	209.4Kg	70.5Kg	224.7Kg
繊維直交方向	167.9Kg	258.8Kg	70.5Kg	280.9Kg

注) 釘の直接せん断による破断耐力で、実験値である。

(4) 実験と解析結果



(A) 実験概要

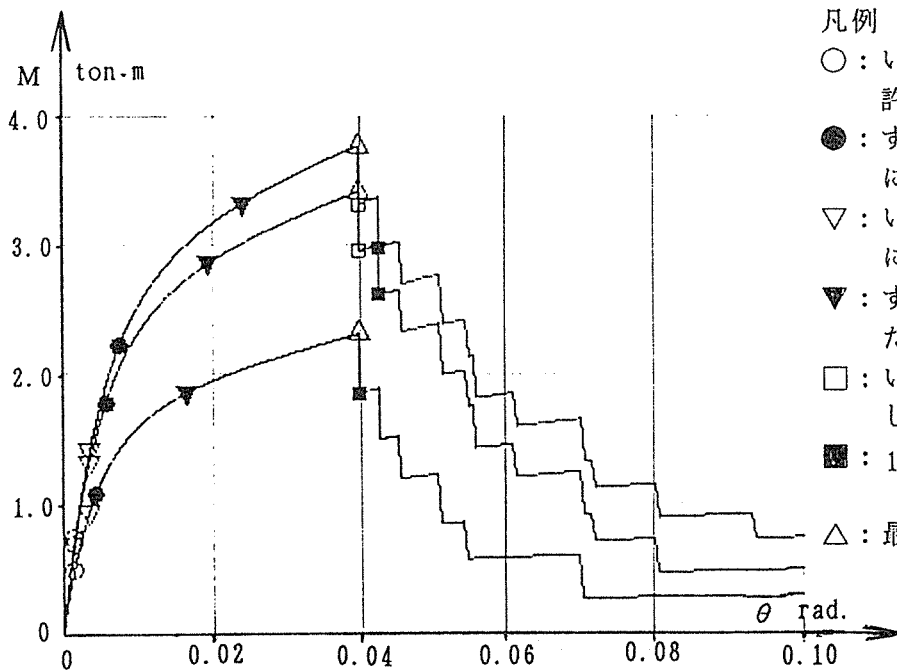


(B) 曲げモーメント-回転変形曲線

図-13 接合部の加力実験

表-6 強度と変形 (解析結果) 単位: M(t·m) $\theta (\times 10^{-3} \text{rad})$

釘の配置	M_{a1}	M_{aAL}	M_{y1}	M_{max}	M_{r1}	Mf10	釘破断率	$\frac{M_{aAL}}{M_{a1}}$	$\frac{M_{y1}}{M_{a1}}$	$\frac{M_{max}}{M_{a1}}$	$\frac{M_{yAL}}{M_{y1}}$	$\frac{M_{max}}{M_{y1}}$	θ_{y1}	$\frac{\theta_{yAL}}{\theta_{y1}}$	$\frac{\theta_{max}}{\theta_{y1}}$
3重	0.75	2.24	1.44	3.76	3.30	2.97	8/60	3.00	1.93	5.04	2.31	2.61	3.62	6.77	11.03
2重	0.70	1.78	1.34	3.40	2.95	2.61	8/48	2.54	1.91	4.86	2.13	2.54	3.62	5.48	11.03
1重	0.50	1.09	0.95	2.31	1.86	1.86	4/28	2.18	1.90	4.62	1.96	2.43	3.62	4.60	11.03



凡例

- : いずれか1本の釘が短期許容値に達した状態 M_{a1}
- : すべての釘が短期許容値に達した状態 M_{aALL}
- ▽: いずれか1本の釘が降伏に達した状態 M_{y1}
- ▼: すべての釘が降伏に達した状態 M_{yALL}
- : いずれか1本の釘が破断した状態 M_{f1}
- : 10%の釘が破断した状態 $M_{f10\%}$
- △: 最大耐力 (破断開始) M_{max}

図-14 曲げモーメント-回転変位曲線

(5) 解析結果 (接合具が多い場合、釘はZN40)
 ① 釘配置形状 (1~5重正方形配置)

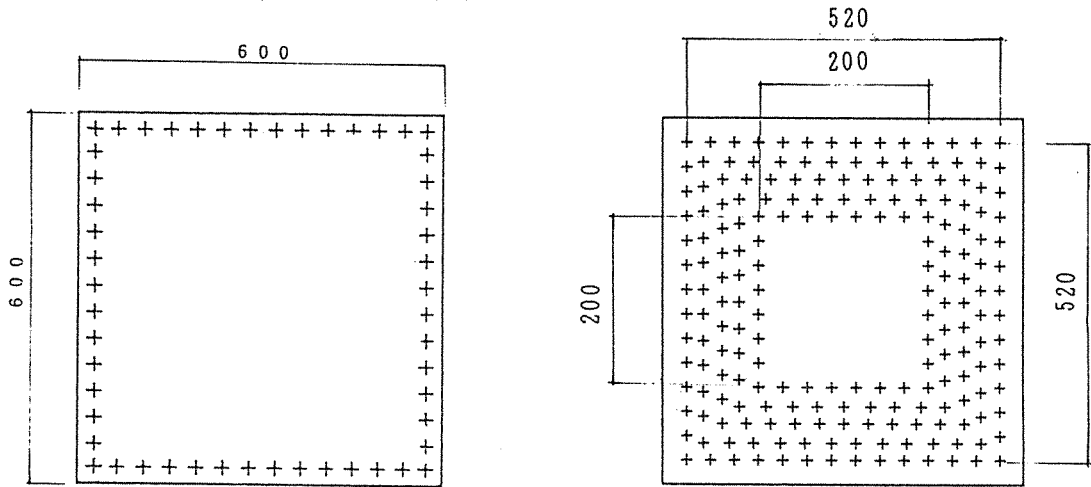


表-7 強度と変形 (解析結果) 単位: M(t·m) θ ($\times 10^{-3}$ rad)

釘の配置	M_{a1}	M_{aAL}	M_{y1}	M_{max}	M_{r1}	釘破断率	Mf10	$\frac{M_{aAL}}{M_{a1}}$	$\frac{M_{y1}}{M_{a1}}$	$\frac{M_{max}}{M_{a1}}$	$\frac{M_{vAL}}{M_{y1}}$	$\frac{M_{max}}{M_{y1}}$	θ_{y1}	$\frac{\theta_{vAL}}{\theta_{y1}}$	$\frac{\theta_{max}}{\theta_{y1}}$
5重	4.57	13.9	8.80	22.4	21.6	18.7	24/196	3.04	1.93	4.89	2.46	2.54	2.00	11.3	10.95
4重	4.09	12.5	7.91	20.5	19.6	17.4	20/168	3.06	1.93	5.00	2.49	2.59	2.00	11.2	11.02
3重	3.62	10.1	6.95	17.6	16.8	15.2	16/13	2.79	1.92	4.84	2.45	2.54	2.00	9.55	11.02
2重	2.82	6.95	5.38	13.4	12.5	11.3	12/96	2.46	1.91	4.74	2.16	2.48	2.00	6.20	11.02
1重	1.68	3.86	3.18	7.74	6.92	6.23	8/52	2.30	1.89	4.61	2.08	2.43	2.00	5.78	11.02

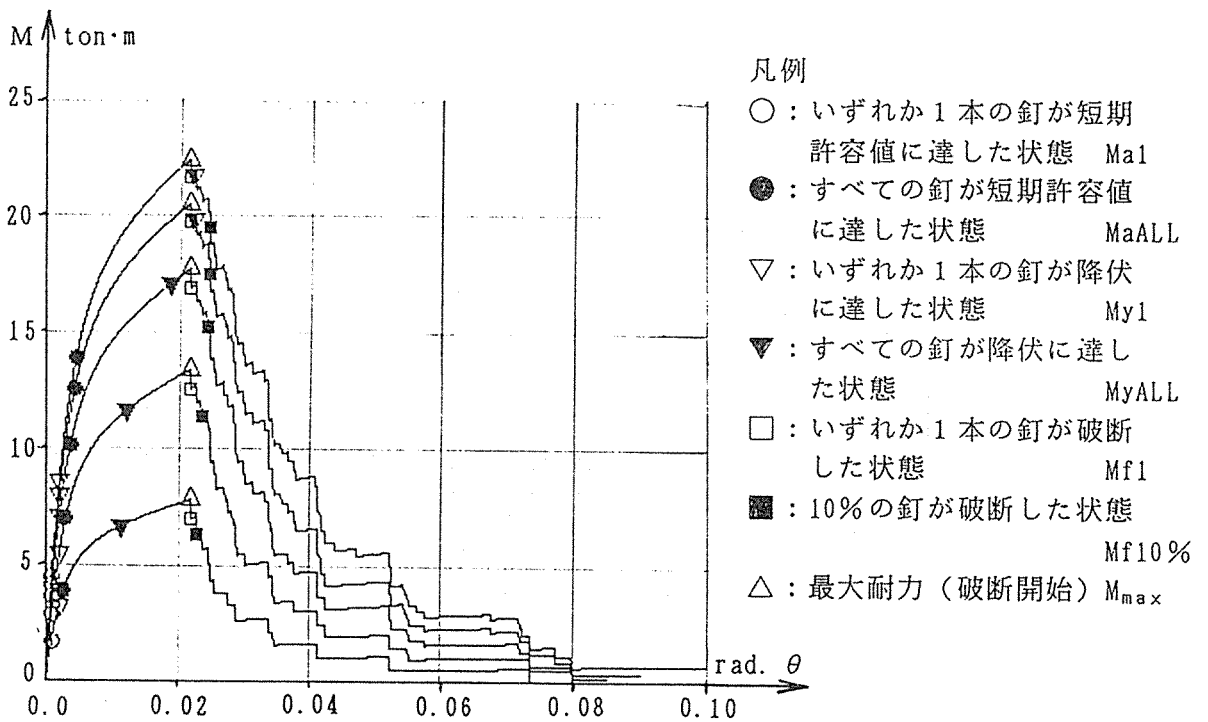


図-15 曲げモーメント-回転変位曲線

7. 4. 2 木材と鋼板をそれぞれ弾性体とした解析

木材及び鋼板の弾性変形を考慮した接合パネル部の応力分布を求めるため、木材と鋼板を弾性体として、それぞれを直交異方性および等方性平面応力要素として解析を行う。ここでは、接合部のすべりおよび非線形性は考慮されていない。

(1) 解析法

①有限要素法：線形平面応力解析法

三角及び四角形要素

②仮定：解析では、以下の事を仮定するものとする。

- ・せん断ボルトの曲げ変形は考慮しない（剛体として扱いかい、木材は平面応力場とする）。
- ・側材鋼板と木材が接する面には摩擦抵抗はない（ボルトの側圧抵抗のみ）とする。
- ・集成材は直交異方弾性体で均質である。ボルトによる木材へのめり込み等の非線形性は考慮されていない。

尚解析は、ハードとして APOLLO DN3500、そして解析プログラムは MARC/MENTATを用いた。

(2) 解析モデル

図-16に示すモデルとした。

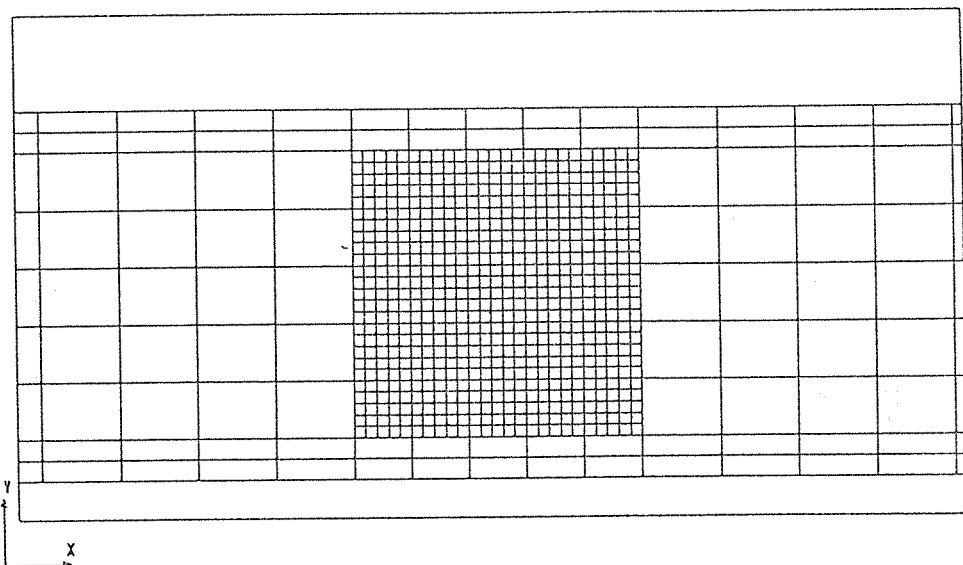
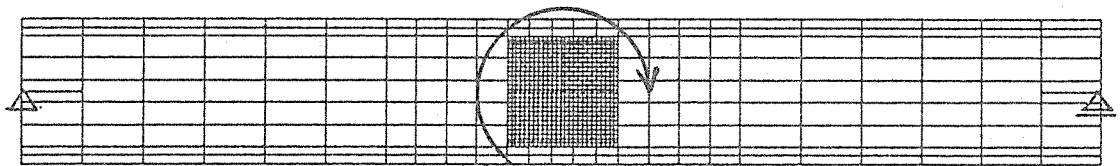


図-16 有限要素法要素分割、荷重と境界条件

(3) 材料定数

①集成材

集成材は2次元の直交異方性板とし、材料特性として下記の値を採用した。

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_x & E_y & 0 \\ E_y & E_x & 0 \\ 0 & 0 & G_{xy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}$$

0°方向のヤング率 $E_x = 120 \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$

90°方向のヤング率 $E_y = 12.5 \times 10^3$

ポアソン比 $\nu_{xy} = 0.40$

$\nu_{yx} = 0.0417$

せん断弾性係数 $G_{xy} = 10.0 \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$

横引張り強度 $\sigma_y = 34.4 \text{ kg/cm}^2$

材料定数は、以下のように材料実験と既往の研究を参考に決定したものである。また、 ν_{yx} は次式により決定した。

$$\nu_A = \nu_B (E_A / E_B)$$

また、木材の材厚は88mmとした。

表-8 集成材の材料定数

樹種	ヤング係数	ヤング係数	ポアソン比	ポアソン比	せん断弾性係数	横引張り強度 σ_y
	10^3 Kg/cm^2 E_x	10^3 Kg/cm^2 E_y	ν_x	ν_y	10^3 Kg/cm^2 $G_{xy} \quad \quad G_{yx}$	
手塚 米松	193	17.1	0.395	0.0344	平均 9.08 9.07 9.08	
ダグラスファー	167	13.3	0.43	0.028	12.0	
アカマツ	120	12.5	0.40		10.0	
澤田の式	120として	9	0.40	0.016	7.2	39.6
本研究の材料 実験値	曲げ 122 圧縮 114	圧縮 84.4 引張 2.87				26.7 ~ 34.3
解析採用値	120	12.5	0.40	0.0417	10.0	34.3

②鋼板添板

鋼材種 SS400

板厚さ $t = 2 \times 12 \text{ mm} \rightarrow$ 比較のため $2 \times 0.15 \text{ mm}$ および $2 \times 0.3 \text{ mm}$ も解析

ヤング係数 $E = 2.1 \times 10^6 \text{ Kg/cm}^2$

(4) 数値解析結果

外力モーメント $1 \text{ t}\cdot\text{m}$ 時の木材の応力を図-17に示す。鋼板厚は実験では裏表各12mmであるが、参考のため鋼板厚裏表各0.15mm、0.3mmの例も示す。

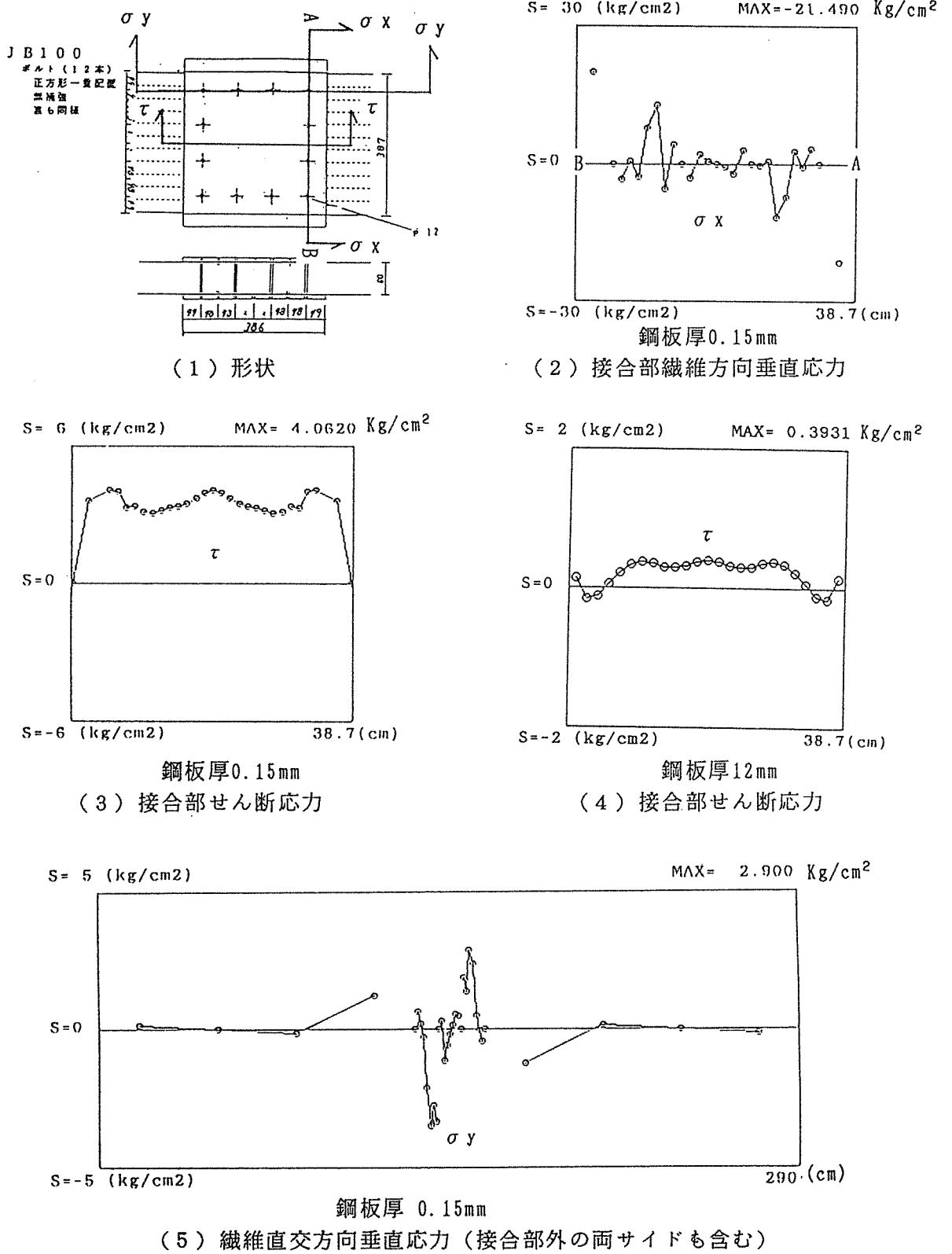
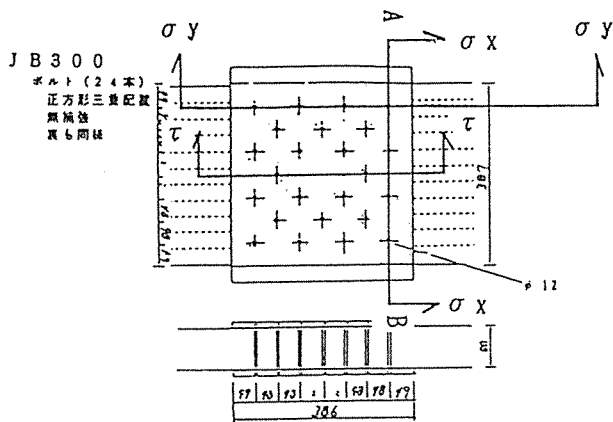
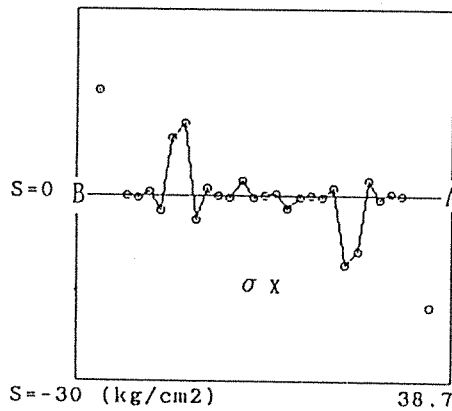


図-17A 数値解析結果 (JB100)



(1) 形状

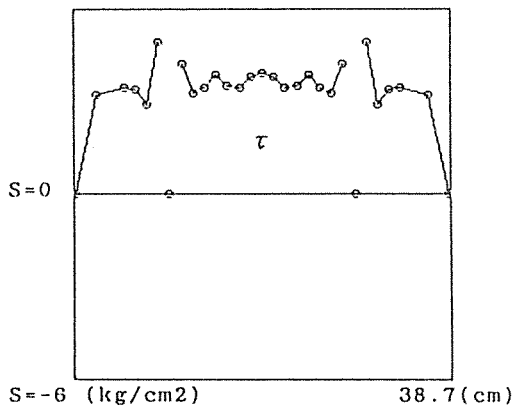
S = 30 (kg/cm²) MAX = -17.930 Kg/cm²



鋼板厚0.3mm

(2) 接合部繊維方向垂直応力

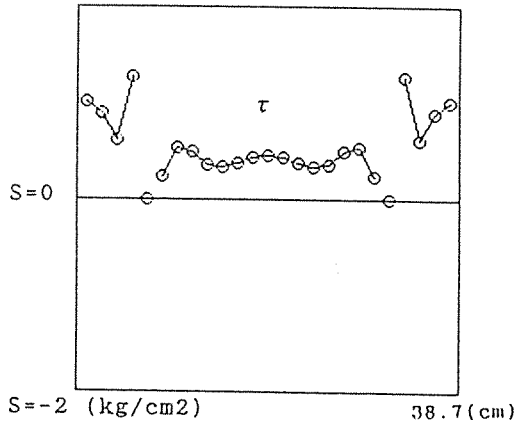
S = 6 (kg/cm²) MAX = 4.9620 Kg/cm²



鋼板厚0.3mm

(3) 接合部せん断応力

S = 2 (kg/cm²) MAX = 1.2820 Kg/cm²

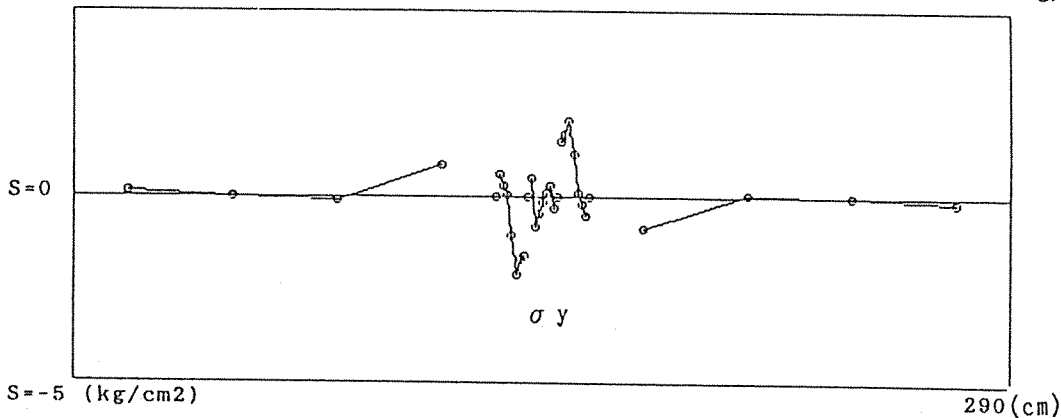


鋼板厚12mm

(4) 接合部せん断応力

S = 5 (kg/cm²)

MAX = 2.062 Kg/cm²



鋼板厚0.3mm

(5) 繊維直交方向垂直応力 (接合部外の両サイドも含む)

図-17B 数値解析結果 (J B 3 0 0)

7. 4. 3 数値解析のまとめ

(1) 治具の非線形すべり特性による解析について

木材と側板を剛体とし、治具の非線形すべり特性を用いた解析によれば下記の通り。

- 1) 釘の場合は、木材の破壊が起こらず殆どが釘のすべり、抜け出しおよびせん断破断であり、解析の仮定と合うため実験と比較的良く一致した。
- 2) 釘の破断後の強度低下も良く一致する。
- 3) 最大強度は、一重の供試体一体（実験値は19%小さい）を除き良く一致する（一重1体、二重1体、三重2体で実験の方が2~5%程度大きい）。
- 4) 最大強度時の変形は解析の方が若干小さかった。実験供試体の材料試験や材料のばらつきにも依存し、解析で想定した木材密度が高すぎたことも一因と考えられる。
- 5) 終局強度は、最初の1本が短期許容値に達した時の強度の4~5倍であり、今回の矩形配置では一重も五重もその倍率はほぼ同じであった。
- 6) 最大強度時の変形は、最初の1本が短期許容値に達した時の約25倍で、1本が降伏した時の約11倍で、5)と同様何重配列かには関係なかった。
- 7) 最大強度は最初の1本が破断する時点であり、その後の強度低下は急激である。これは実験でも同様であったが、解析の方が急激であった。

(2) 有限要素法応力解析について

前項の解析とは丁度逆で、木材と鋼板を弾性体、そして治具のすべりはないものとして木材の応力分布特性（特に接合部のせん断応力および最外端治具列線上の法線応力分布）を知るために試みた解析であり、（線形解析のため実験との対比には無理があるが）その結果は以下のように要約される。

- 1) 接合治具列内の木材のせん断応力分布はほぼ均等分布で、鋼構造のH形鋼十字形接合部の応力と同様であるが、鋼構造と違いリブがないことと添え鋼板の剛性拘束により、せん断応力の大きさは小さい。鋼板厚が大きくなるに従い小さくなり、鋼構造の設計で良く用いられる下式の値の1/10（鋼板厚さ2×12mm）~1/2（鋼板厚さ2×0.3mm）となる。

$$\tau = \frac{M}{t \cdot b \cdot h}$$

ここで、t：木材板厚さ（88mm）

b：ボルト列の幅

h：ボルト列の成

注）鋼構造ではパネル部のせん断耐力が周辺リブで保たれている。鋼構造では一般に値の2倍としている。

集成材の鋼板添え板剛接合では、側板の拘束効果等によりせん断応力が小さくなるのが予測される。

鋼板厚12mmの実験で測定されたひずみから換算されるせん断応力は、解析値の3倍程度で0.3mm厚さの解析結果に近い。解析では鋼板と木材が接合治具位置で一体となっているが、実験では木材穴のがたや治具の弾性変位があり鋼板の拘束効果がそれほど高くないものと思われる。

- 2) 繊維に沿った最外端治具列線上の法線応力（繊維と直交方向）は、曲げ外力により引張りとなす。線形性を仮定すればJB100では、12tmで木材は局所的に横引張り強度に達する。実験では降伏強度は5.12tmであった。

JB300では16.5tmで、実験値は6.9~9.0tmであった。

- 3) 繊維と直交方向の最外端治具列線上の法線応力（繊維方向）は、曲げ外力により大きな曲げ応力を発生する。ボルト穴による断面欠損もあり、JB300で線形性を仮定すれば、20tm程度で最大応力が繊維方向圧縮強度に達する。実験では最大耐力は、8.8~9.6tmで割れ破壊を示し、エポキシ補強して曲げ破壊したものは、11tmであった。

7.5 まとめ

(1) 接合部変形の解析と実験値について

釘単体のすべり特性と釘の破断を考慮すると、終局強度までの確に評価できることが分かった。しかしながら、最大耐力後の剛性低下域の解析値は実験より急激であった。この領域の正確な解析は困難であったが、工学的見地からすればそれ程重要とは思われない。(釘の場合)

また有限要素法応力解析と木材のひずみ測定により、接合部の木材の応力分布特性を把握することができた。(ボルトの場合)

(2) マルチプル効果について(釘の場合)

実験供試体数が少なく信頼性に欠けるが、解析とは良く一致する。

正方形多重釘配置の $M-\theta$ 曲線を比較すると、接合部全体の降伏(線形限界、明確に定義出来ないが)及び終局荷重は、最外端が許容値に達する時のモーメント荷重の2倍及び5倍となる。最外端釘の許容状態時を全体の許容とすることは、若干過小評価と思われる。しかしながら最初の1本の釘の破断後の強度低下が著しいことのも考慮しなければならない。また、繰り返し加力の検討が別途必要と思われる。

(3) 補強効果について(ボルトについて)

ボルト(ドリフトピンでも同じ)接合の弱点である繊維と直交方向の引張り応力による脆性的な割裂破壊の防止のため、エポキシ樹脂と鉄筋による補強を行なった結果、降伏点と終局強度は一重配置では3~4割り、三重では1~2割程度上がった。三重配置ではその効果が小さかった。

その一番大きな原因は、三重配置ではボルト穴による断面欠損が大きく、木材が曲げ破壊を生じたことであろう。また座金のない一部の供試体では、補強筋の抜け出しも強度低下につながった。座金を用いたものおよび十分な補強筋を用いたものでは、割れを完全に防止することが出来た。

(4) 接合パネル部の応力分布について

接合部の中心領域では、せん断応力分布が鋼構造のH形鋼による十字形接合部と同様等分布であることが確かめられた。しかしながら、鋼板の剛性による拘束効果等により、数値解析ではH形鋼の理論式の1/10、実験値は同理論式の1/3程度になる。

8. 接合具1本または1対による接合基本単位の履歴特性の把握

8. 1 はじめに

「木構造は接合で決まる」と云われるほど、木造建築の構造強度と接合強度との関係は密接である。鋼構造や鉄筋コンクリート構造では、トラス架構の耐震性能は剛節架構のそれより低い、木構造では、接合法の選択によっては逆の場合もあり得る。昔から「木造の耐震性は、接合部で地震エネルギーを吸収することによって図られる」と云われている所以である。

ところで、木構造の解析技術は、個々の接合具に発生する応力を求め、非線形の荷重－変形関係を予測することが可能になるなど急速な進歩を遂げている。しかしながら、この解析は、一方向に単調に増加する荷重に対してしか適用できないため、木構造の履歴性の評価は、設計した接合部について正負繰り返し加力実験を行うという実験的手法を採用しているのが実情である。

木構造の接合具は種類が多く、柱・梁などの具体的な接合部の履歴特性は、使用する接合具の種類と接合法とによって異なる。したがって、まず、各接合具の履歴特性を把握することが基本的に重要であるが、そのような研究は殆ど行われていない。

この研究の目的は、釘、ボルト、ラグスクリュー、ドリフトピン、シアプレート、スプリットリングなどの接合具1本、または1対による接合部分の正負繰り返し実験を行い、その履歴特性に関するデータを整備することである。本研究は3ヶ年を目途とし、本年度はダイアフラム構造を対象として、合板－木材の釘接合について実験を行った。

8. 2 試験の概要

8. 2. 1 加力条件

この種の研究は非常に少ないため、加力条件の設定など不明な点が多い。そこで、次のような試験を行った。

- ①変位速度を変える単調載荷試験
- ②一定変位での繰り返し加力試験
- ③正負対称の変位レベルを漸時増加、次いで減少させる繰り返し加力試験

④正負対称ランダム変位による繰り返し加力試験

⑤正負非対称の変位レベルを漸時増加、次いで減少させる繰り返し加力試験
加力条件の詳細は、各試験の項で述べる。

8. 2. 2 試験体

製材を主材とし、合板を側材として釘CN50を片側に1本(計2本)打ち付けた。製材は無欠点のベイツガ204材(再度プレーナー掛け)、合板は厚さ7.5mmまたは12mmのラワン構造用合板(1級)である。合板の端あきは40mm、へりあきは50mmとした。

試験体は長目に作製し、試験の終了の毎に合板の先端を切り取り、位置をずらして釘打ちし、次の実験を行う方式とした(図8-1参照)。

8. 2. 3 試験装置

装置および試験体を図8-1に示す。

アクチュエータはドイツCarl Schenk社と(株)東京衡機によるもので、ジャッキは容量1ton(動的荷重時)である。

変位計は、ジャッキ内臓の変位計ではストロークが250mmと長く、精度が低くなるので、ストローク100mmのインダクティブ型LVDT(HBM社製)をアクチュエータに取り付け、これで制御を行った。スリップの測定は、合板と製材とのスリップを歪変換式変位計(出力 $200\mu/\text{mm}$)で測定したところ、制御用LVDTの変位と差がないことが分かったので、制御用LVDTの変位をもってスリップとした。

荷重と変位の測定は、12ビットA/Dコンバータ(± 2049 ディジット)により、400Hz、あるいは1サイクル当り80点以上の測定を行った。

アクチュエータの変位命令は、加力スケジュールによって、プログラマブルジェネレータ(単調载荷)、低周波発振器(一定変位での繰り返し)、コンピューターとD/Aコンバータ(変位レベルを漸増・漸減する繰り返し)によった。D/Aコンバータを用いる場合は、最大変位20mmを2049ディジットと対応させ、1ディジットずつ所定の速度で発信させた。試験装置のブロックダイアグラムを図8-2に示した。

8. 3 変位速度を変えた単調載荷試験

8. 3. 1 変位スケジュール

変位速度を1, 10, 100, 560, 1000, 3150, 6000mm/分の7段階に設定した。最大荷重時の変位は8~20mmであるので、約0.1秒~20分で破壊に至らしめたことになる。

8. 3. 2 変位速度の影響

荷重-スリップ関係の形は、図8-3に示すように、変位速度が違ってても大差はない。変位速度と最大耐力およびスリップ一定時の荷重との関係を図8-4に示した。7.5mm合板の場合、変位速度が速くなると、耐力がやや上昇する傾向が見られるが、速度6000mm/分では速度1mm/分の場合と比べて10%程度の違いである。7.5mm合板では、変位速度100mm/分以下では釘の引き抜け、560mm/分以上では主として合板のパンチングシアで破壊しており、変位速度が破壊形態に影響している可能性がある。12mm合板では、破壊形態は全ての釘の引き抜けで耐力と変位速度との関係は見られない。

FPLによる所謂マジソンカーブは、無欠点木材の強度と荷重継続時間との関係を表したもので、荷重継続時間が0.1秒と20分とでは強度が大幅に異なっている。本実験のパラメータは荷重速度であって荷重継続時間ではなく、直接比較することはできないが、変位速度と釘接合強度との関係はマジソンカーブほどではないと云えよう。

8. 4 一定変位での繰り返し加力試験

8. 4. 1 変位スケジュール

先ず、変位レベルを±2mm一定とし、1, 3, 5Hzで20回の繰り返し加力実験を行った。その結果、周波数(最大変位速度12.6~62.8mm/秒)の影響は殆ど認められなかった。そこで、周波数を0.5Hz一定、変位レベルを±0.5, 1, 2, 3, 4, 5mmの7段階(最大変位速度9.4~94mm/秒)に設定し、正弦波による20回の繰り返し加力実験を行った。繰り返しの後、単調増加変位を与え最大耐力を測定した。この試験は7.5mm合板で行った。

8. 4. 2 繰り返し加力による耐力の減少

設定変位レベル時の耐力の減少は、図8-5に示すように、繰り返し数の増加によって進行するが、その程度は次第に緩やかになる。また、変位レベルによっても違いがある。図8-6に示すように、変位レベル1mmでは1回目のループと2回目のループはわずかに異なるものの、2回目以後のループは変化が少なく、20回の繰り返しでも1回目の約80%の耐力を保持している。これに対して変位レベル5mmでは、ループは変化を続け、30回の繰り返しでは、耐力は1回目の50%迄低下する。

以上から、許容耐力程度の応力が発生する地震では、繰り返しによる強度的性質の変化は僅かであると考えられる。なお、繰り返し加力後の最大耐力は、変位レベルによらず一定であった。

8. 4. 3 等価減衰定数

等価減衰定数は、図8-7に示すように、繰り返しの1回目（ループの形が正負で非対称になる）を除けば、繰り返し数に関係なくほぼ一定である。ただし、変位レベルが1mm以下では約0.25であるのに対して、変位レベルが2mm~5mmでは約0.2と変位レベルの影響がある。

8. 5 正負対称の変位レベルを漸増・漸減する繰り返し加力試験

8. 5. 1 変位スケジュール

周波数を0.05Hz一定とし、三角波あるいは正弦波による繰り返し加力試験を行った。変位レベルは、 $\pm 0.2\text{mm}$, \dots (この間0.2mmきざみ) \dots , $\pm 1\text{mm}$, \dots (この間0.5mmきざみ) \dots , $\pm 4\text{mm}$ と漸時増加させ、同様に $\pm 0.4\text{mm}$ まで減少させる方式とした。繰り返しの後、単調増加変位を与え最大耐力を測定した。

8. 5. 2 ループの形

図8-8は、全体的な荷重-変形関係を示したものである。変位レベルを少しずつ上昇させているために、繰り返しの領域では処女変形曲線から外れた包絡線を描いている。

各変位レベルでのループを、変位を基準化して描くと、図8-9のようになる。これを見ると、変位レベルを漸増させていくとき、 $\pm 1\text{mm}$ 程度までのループはバイリニア型であるが、それ以上になるとスリップ成分が現れる。変位レベルを減少させていくときのループはほぼバイリニア型であるが、耐力は変位レベル増加時と比べてはるかに低い。なお、正弦波によった場合と三角波によった場合とでは、ループの形に差はなかった。

8. 5. 3 等価減衰定数

等価減衰定数の値、およびその値と変位レベルとの関係は、合板厚さによって異なる傾向にある。

7.5mm合板の場合、等価減衰定数は、図8-10aに示すように、変位レベルに余り関係なく、ほぼ0.2~0.3の間にある。しかしながら、12mm合板の場合は、図8-10bに示すように変位が小さいときの約0.4から、変位レベルが $\pm 4\text{mm}$ のときの約0.2まで直線的に減少する。次いで変位レベルを減少させていくと、直線的に増加するが、変位増加時より0.1ほど高い軌跡を描く。

8. 6 正負対称のランダム波による繰り返し加力試験

8. 6. 1 変位スケジュール

0~4.0mmの乱数を18個発生させ、それらを繰り返しの正負変位レベルとする図8-11の変位スケジュールを作成した。周波数は0.5Hzとし、波形は正弦波とした。荷重-変形関係の例を図8-12に示す。

8. 6. 2 等価減衰定数

等価減衰定数は、変位レベルを漸増・漸減する場合と同様に、変位レベルが大きいと低下する傾向を示した(図8-13)。

8. 7 正負非対称の変位レベルを漸増・漸減する繰り返し加力試験

8. 7. 1 変位スケジュール

変位レベル等は基本的に8.6の試験と同じであるが、マイナス変位(絶対値)をプラス変位の1/2とする繰り返し試験、変位レベルはプラス側だけとし、

変位ゼロで折り返す繰り返し加力試験、荷重ゼロで折り返す繰り返し試験の3つを行った。

8. 7. 2 ループの形

それぞれの荷重-変形関係を図8-14~16に示した。3番目の試験を除いて、プラス側のループの形は、8. 6の試験のそれと大きく変わるものではない。

8. 7. 3 等価減衰定数

変位ゼロで折り返す試験、荷重ゼロで折り返す試験での等価減衰定数は、変位レベルを漸増させていくときは、値、傾向とも正負対称の繰り返し試験と同様である。しかしながら、変位レベルを漸減させていくときの等価減衰定数は、正負対称の繰り返し試験の場合より高い値を示している（等価減衰定数は付録を参照）。

8. 8 履歴モデル作成のための考察

任意の変形スケジュールに対応できる履歴モデルが作成できれば非常に便利である。ここではその作成のための基礎資料として、時間依存性（変形速度）、繰り返しによる耐力の低下、等価減衰定数、残留変形、残留荷重（用語として適切性に疑問があるが、英語のresidual loadを直訳した）の傾向について考察する。

8. 8. 1 時間依存性

変位速度を変えた単調載荷試験、一定変位での繰り返し試験の結果からみて、時間依存性は無視しても大違わないと思われる。

8. 8. 2 繰り返しによる耐力の低下

繰り返しによる耐力の低下は、許容耐力レベルでは小さいが、変位が大きくなるに従って著しくなり、4~5mmでは20~30%の低下となる。

8. 8. 3 等価減衰定数

合板の厚さによって値が異なり、7.5mm合板では約0.2、12mm合板では変位レベルによって0.2～0.4である。12mm合板の場合は釘の曲げスパンが大きくなることがこの傾向に関係していると思われる。なお、一旦大きな変形を経験した後の等価減衰定数は、処女領域でのそれより大きくなる傾向がある。一定変位の繰り返しを行えば、耐力は低下するが、減衰定数は殆ど変化しない。

8. 8. 4 残留変形

残留変形と繰り返し変位あるいはその時の荷重と比較した結果、残留変形 (S_r) は繰り返し変位 (S_p) とほぼ直線的関係 (原点を通る) にあることがわかった (付図参照)。すなわち、

$$S_r = K S_p, \quad K = \text{定数}$$

この関係は、処女領域でも、一旦大きな変形を受けた後の非処女領域でも同じである。Kの値の各試験毎の平均値は、7.5mm合板で0.76～0.88、12mm合板で0.82～0.95で、変位スケジュールが違ってても (正負両振りと一方向片振りなどの違い)、余り変わらない。

8. 8. 5 残留荷重

残留荷重と繰り返し変位、その時の荷重、経験最大荷重、経験最大変位などとの関係を調べたが、残留変位のようなすっきりした関係を求めることはできなかった。図8-17に、残留荷重と繰り返し変位、あるいはその時の荷重との関係を示した。

付録一 減衰定数と残留変形の図

図番号一覧

変位スケジュール	合板厚さ (mm)	試験体 ¹⁾	試験番号	減衰定数 の図番号	残留変形 の図番号
正負対称漸増・漸減	7.5	A	R1~4	A1~4	A24
	12	B	R101~106	A5~9 ²⁾	A25
正負対称ランダム変位	12	C	R201~203	A10~12	A26
マイナス変位はプラス 変位の1/2	7.5	A	R10, 11	A13, 14	A27
	12	B	R109, 110	A15, 16	A28
変位ゼロで折り返し	7.5	A	R5~9	A17~21	A29
	12	B	R107, 108	A22, 23	A30
荷重ゼロで折り返し	12	B	R111, 112	—	A31

1) A: 合板比重=0.562, 製材比重=0.508

B: 合板比重=0.570, 製材比重=0.560

C: 合板比重=0.571, 製材比重=0.544

2) R103はノイズのためデータより除外した

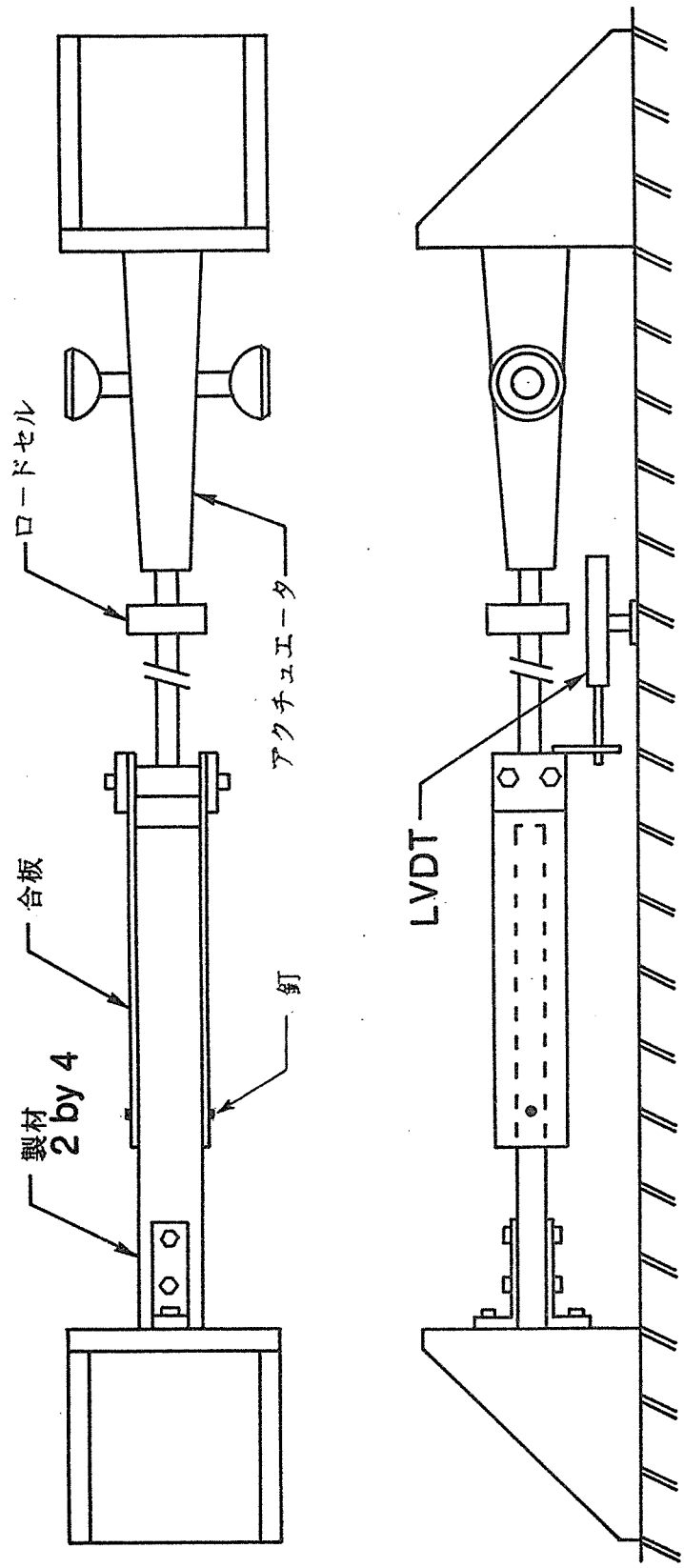


図8-1 加力装置と試験体

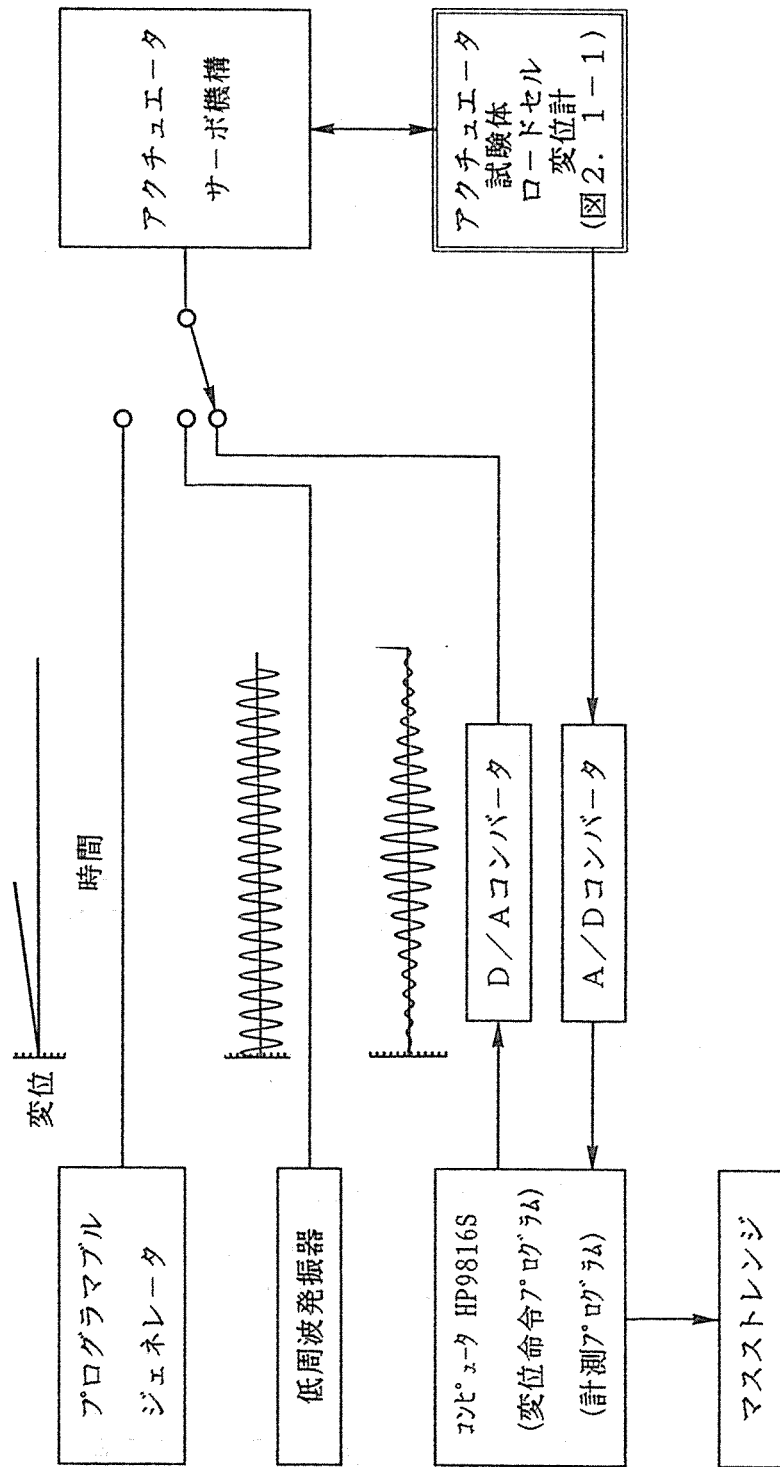


図8-2 試験装置のダイアグラム

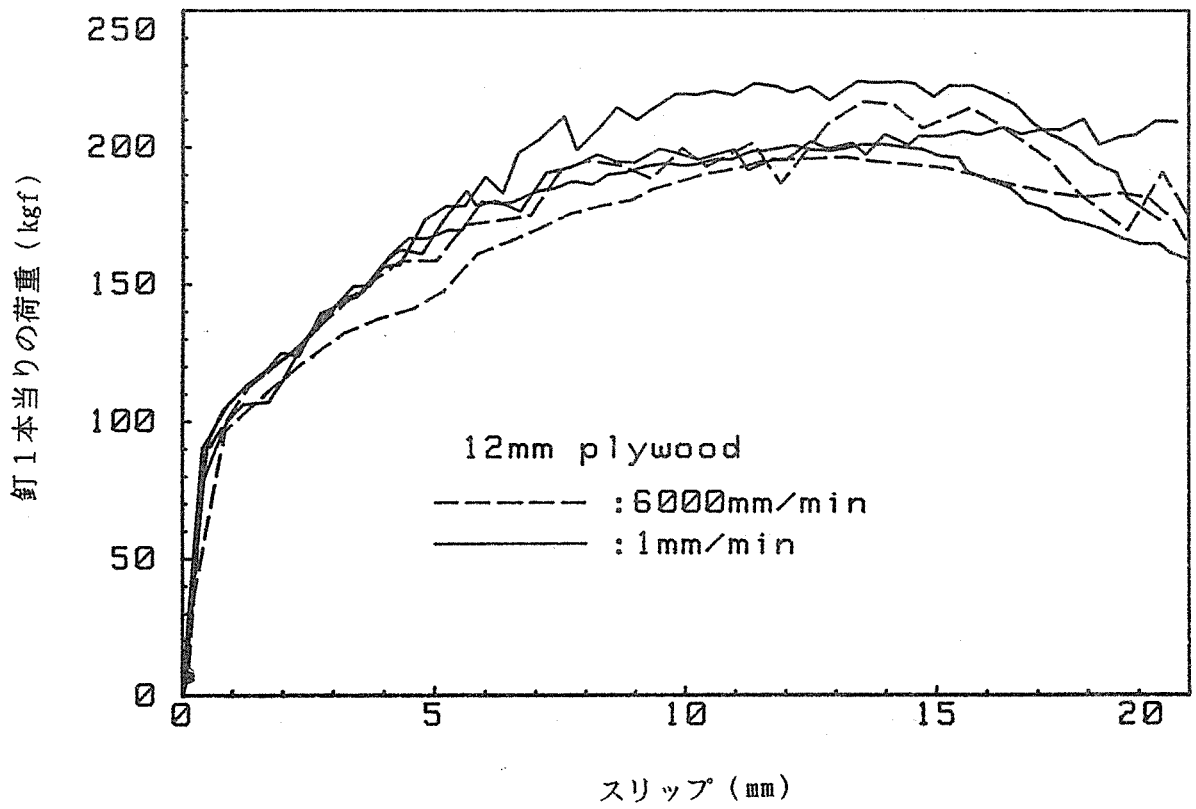
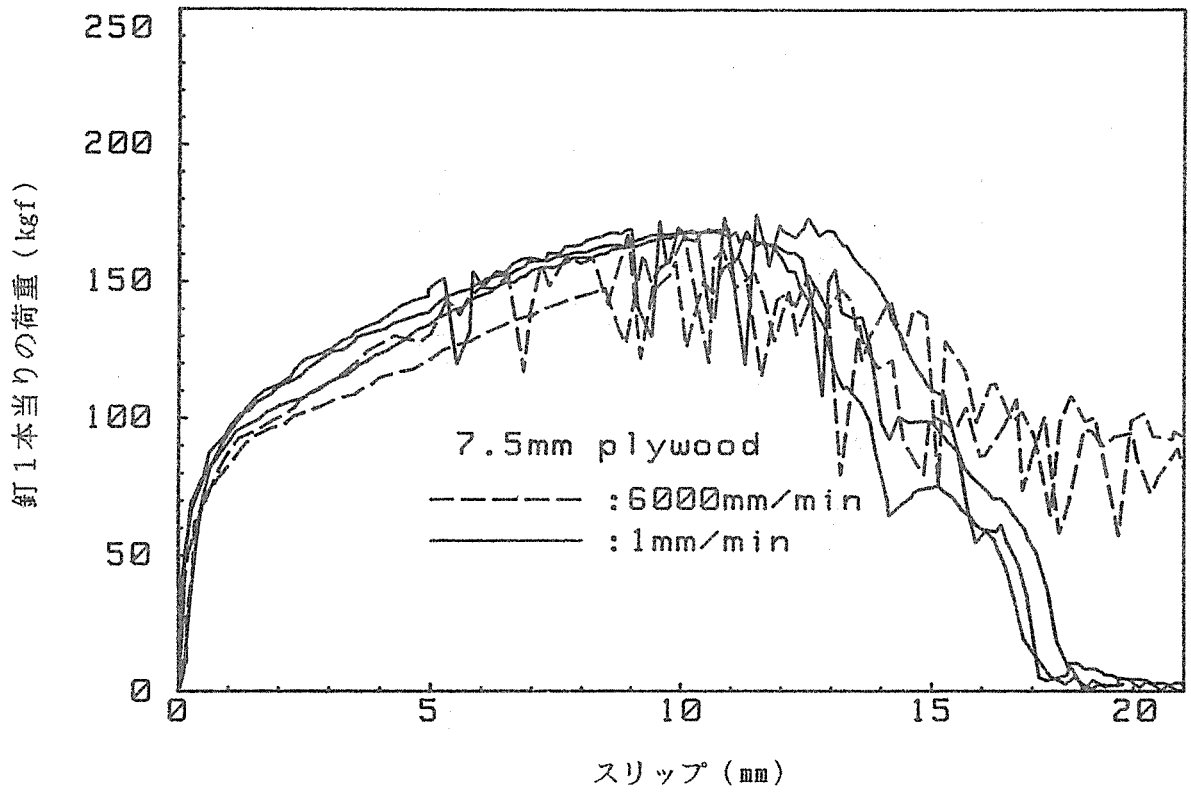


図8-3 変位速度を変えたときの荷重-変形関係

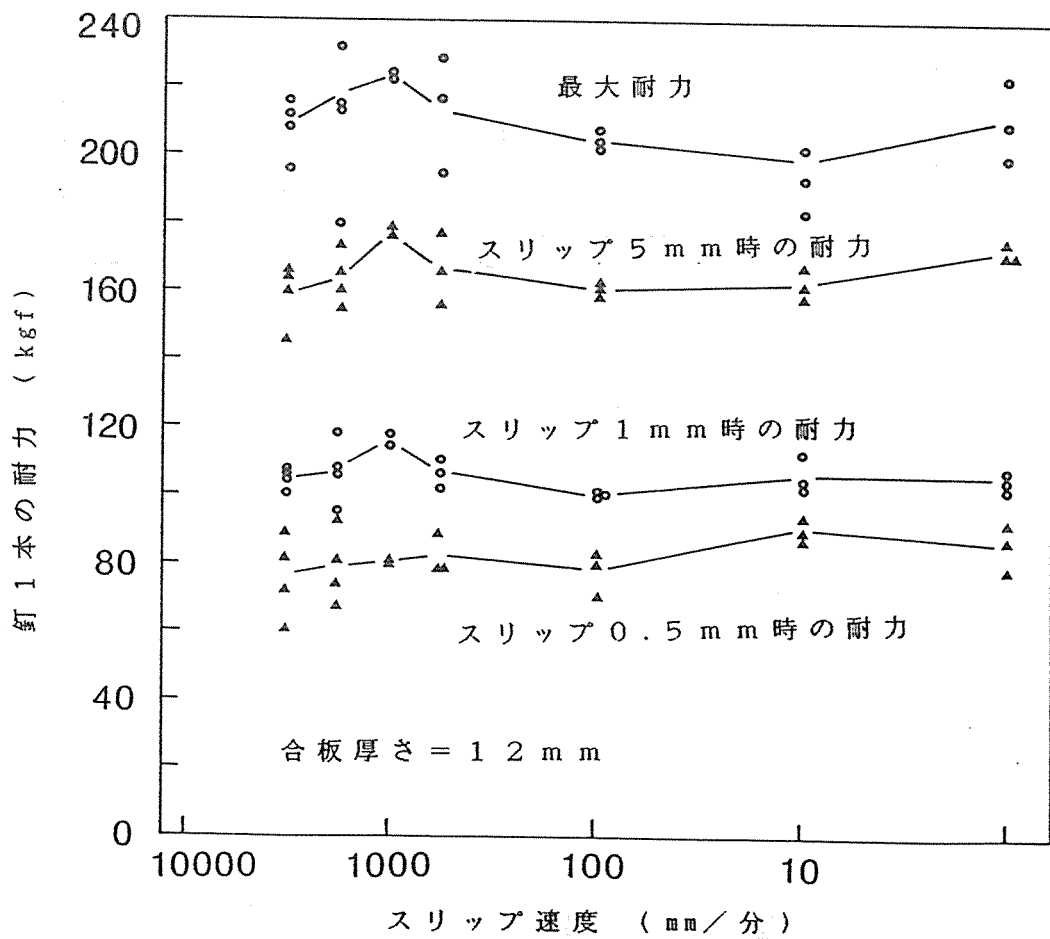
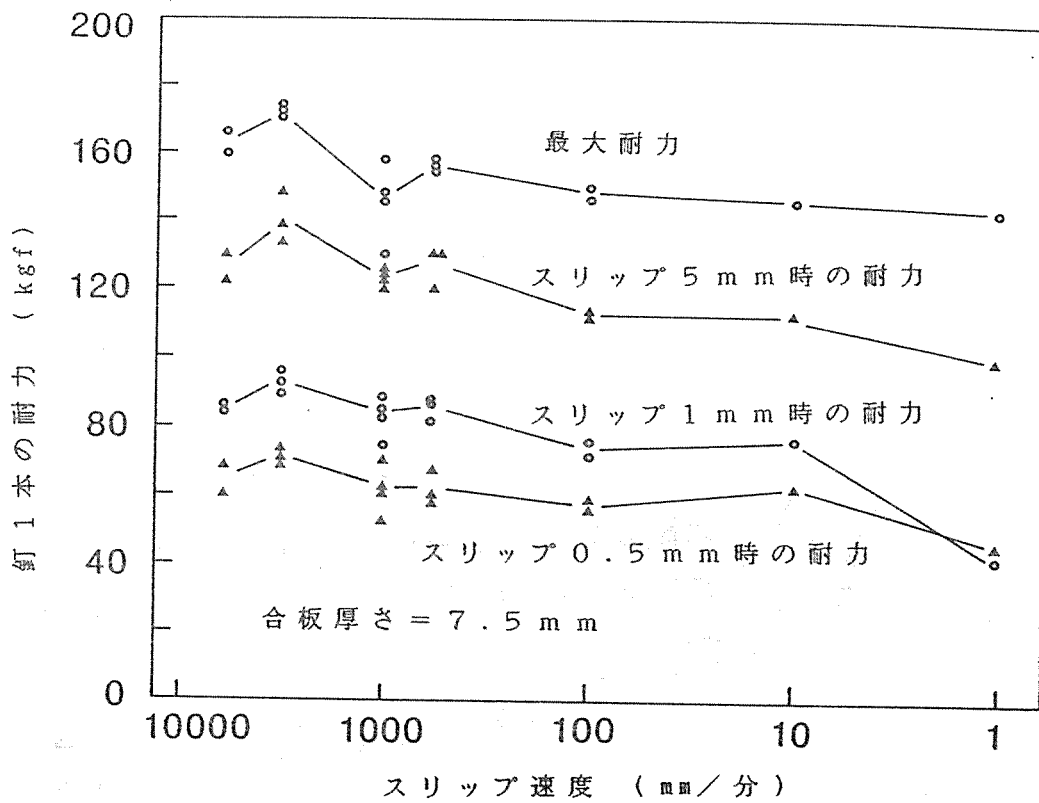


図8-4 変位速度と耐力との関係

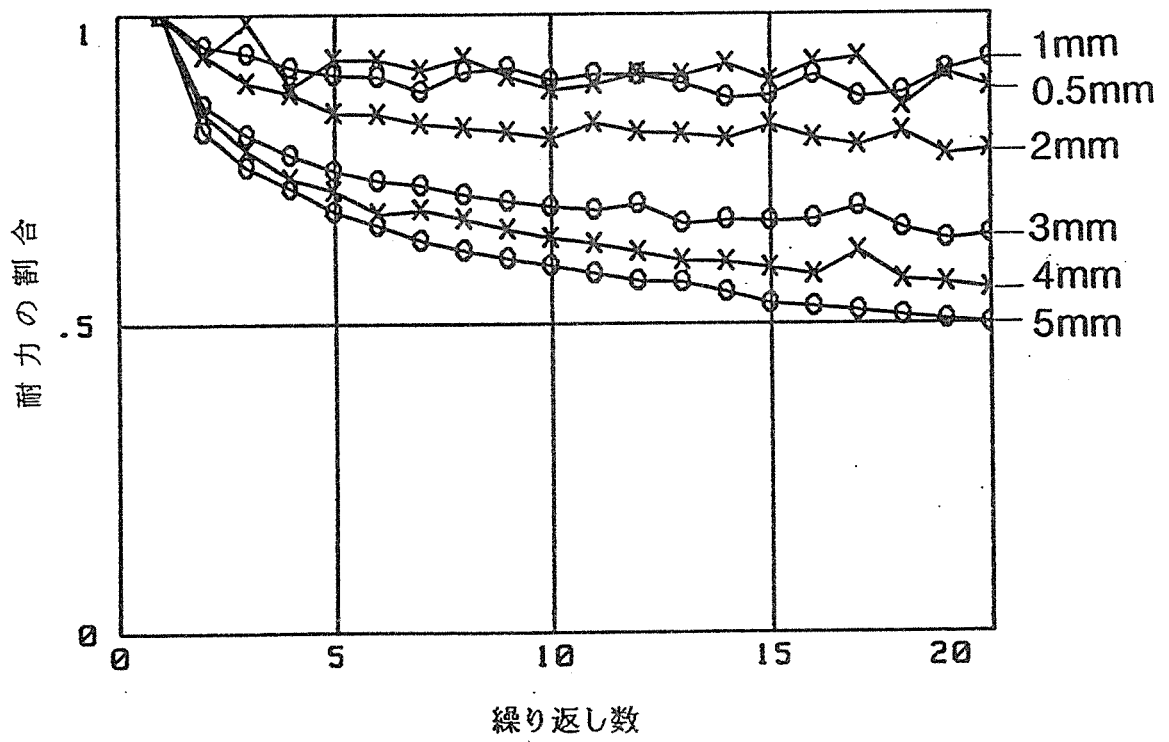


図8-5 一定変位の繰り返しによる耐力の低下

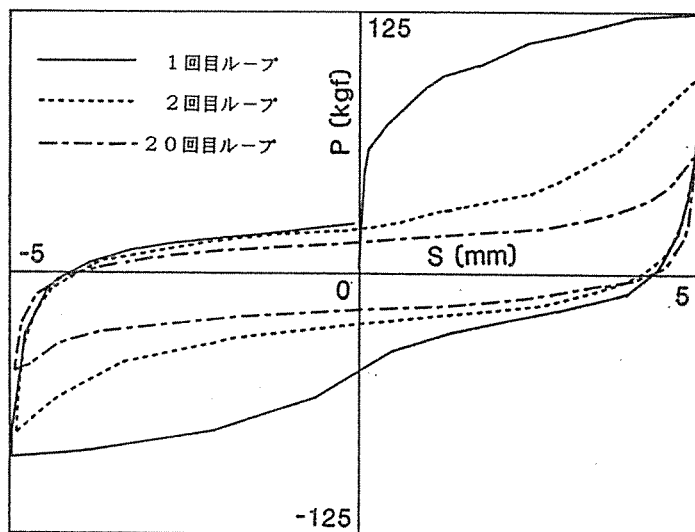
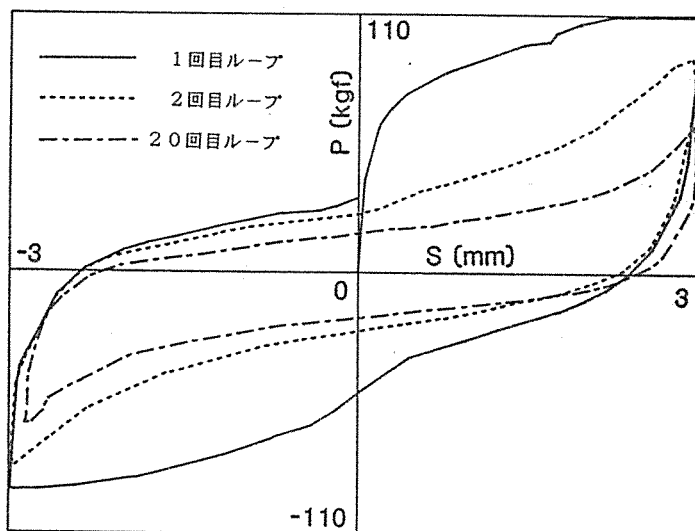
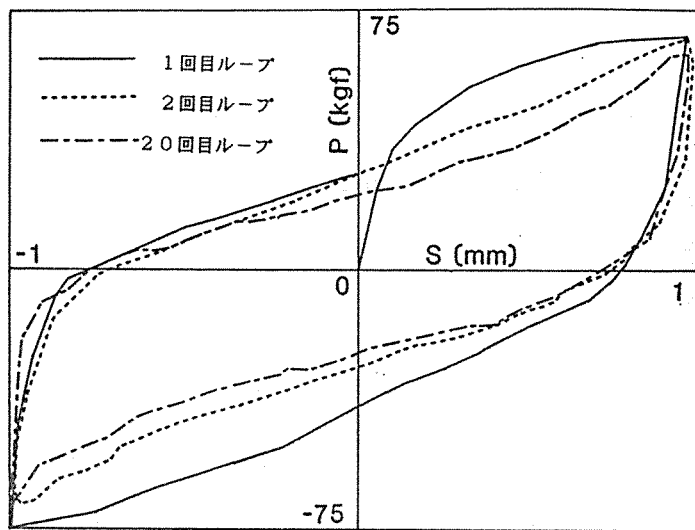


図8-6 一定変位 (1, 3, 5mm) の繰り返しによる荷重-変形
ループの変化

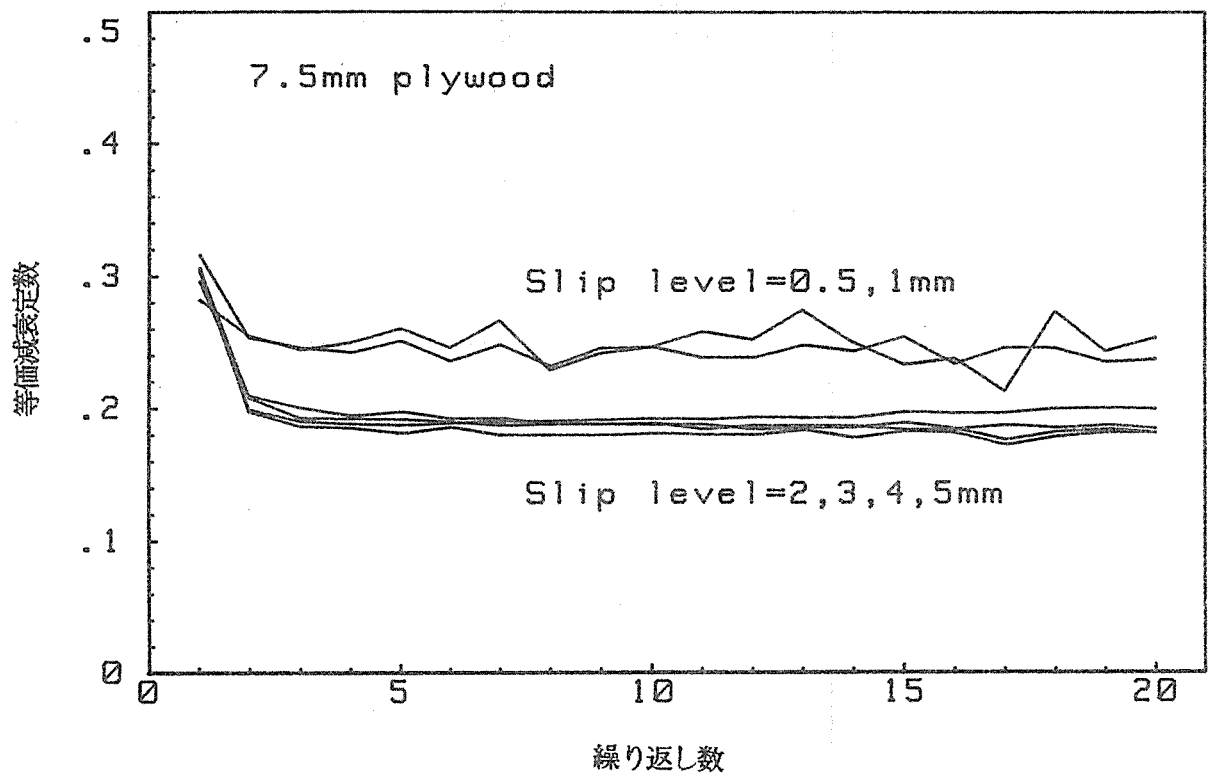


図8-7 一定変位で繰り返したときの等価減衰定数の変化

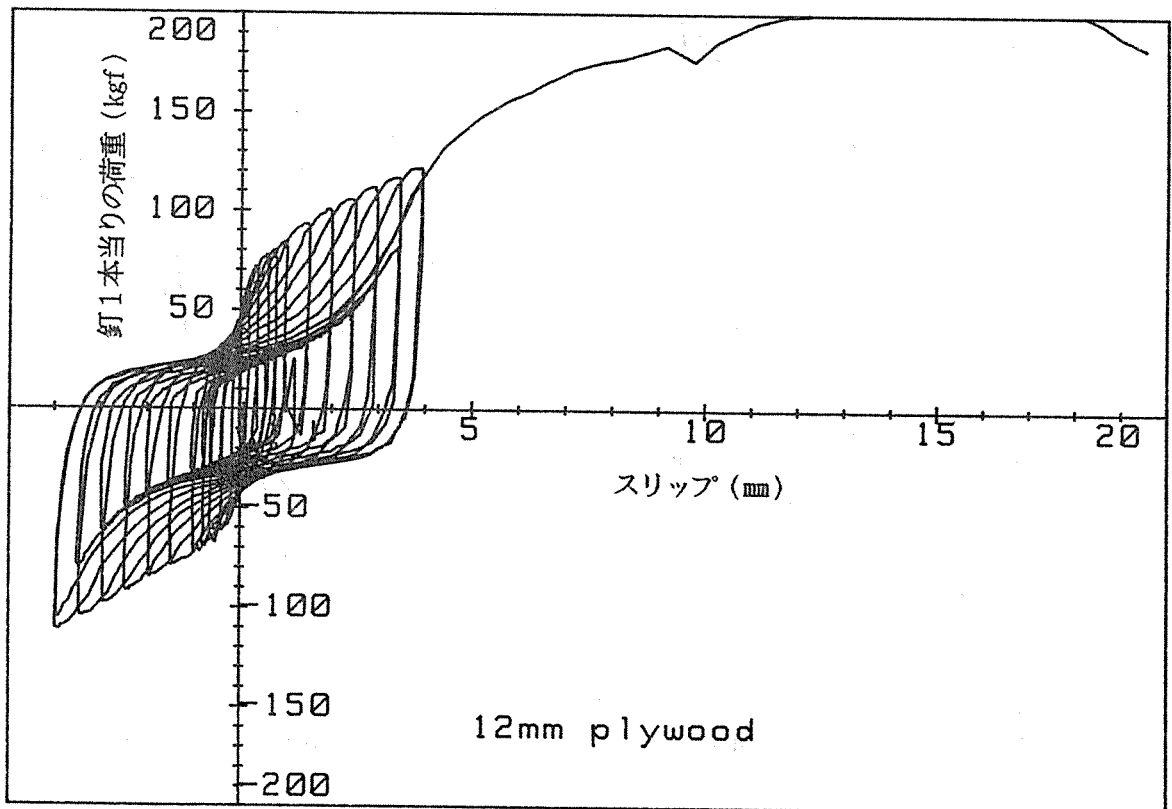
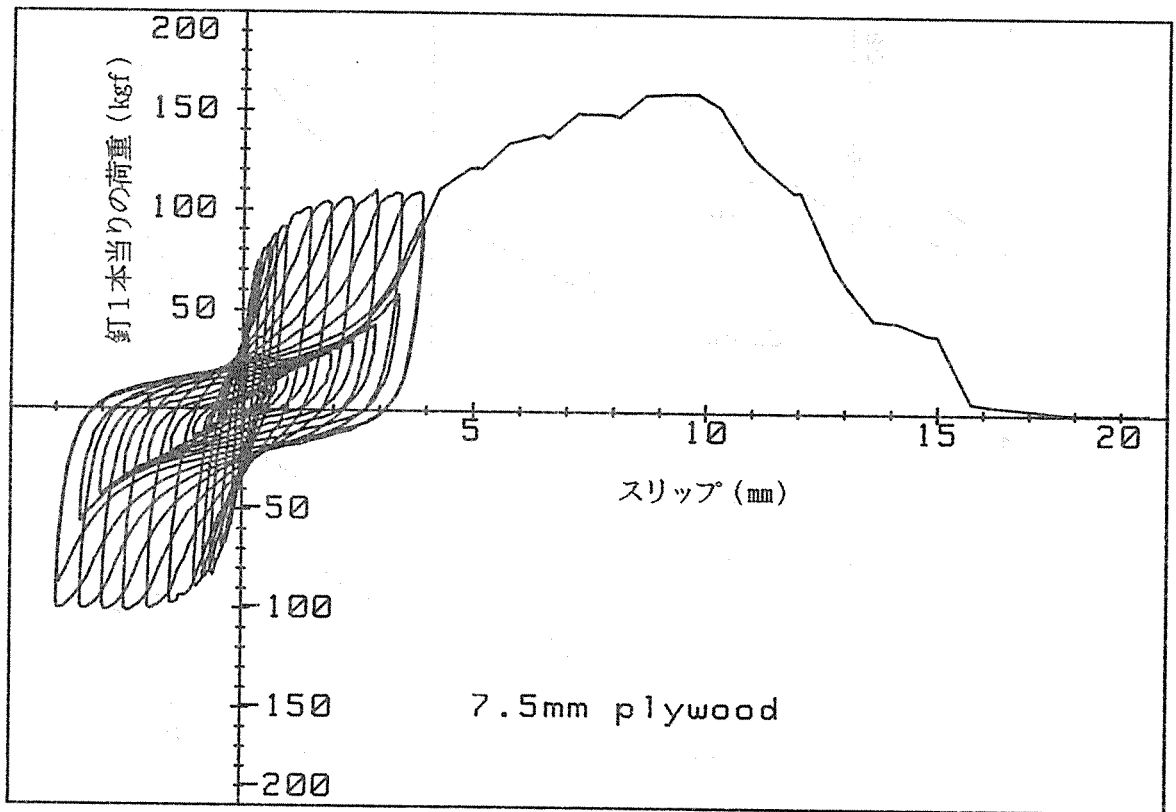


図8-8 変位レベルを漸増・漸減した場合の荷重-変形関係

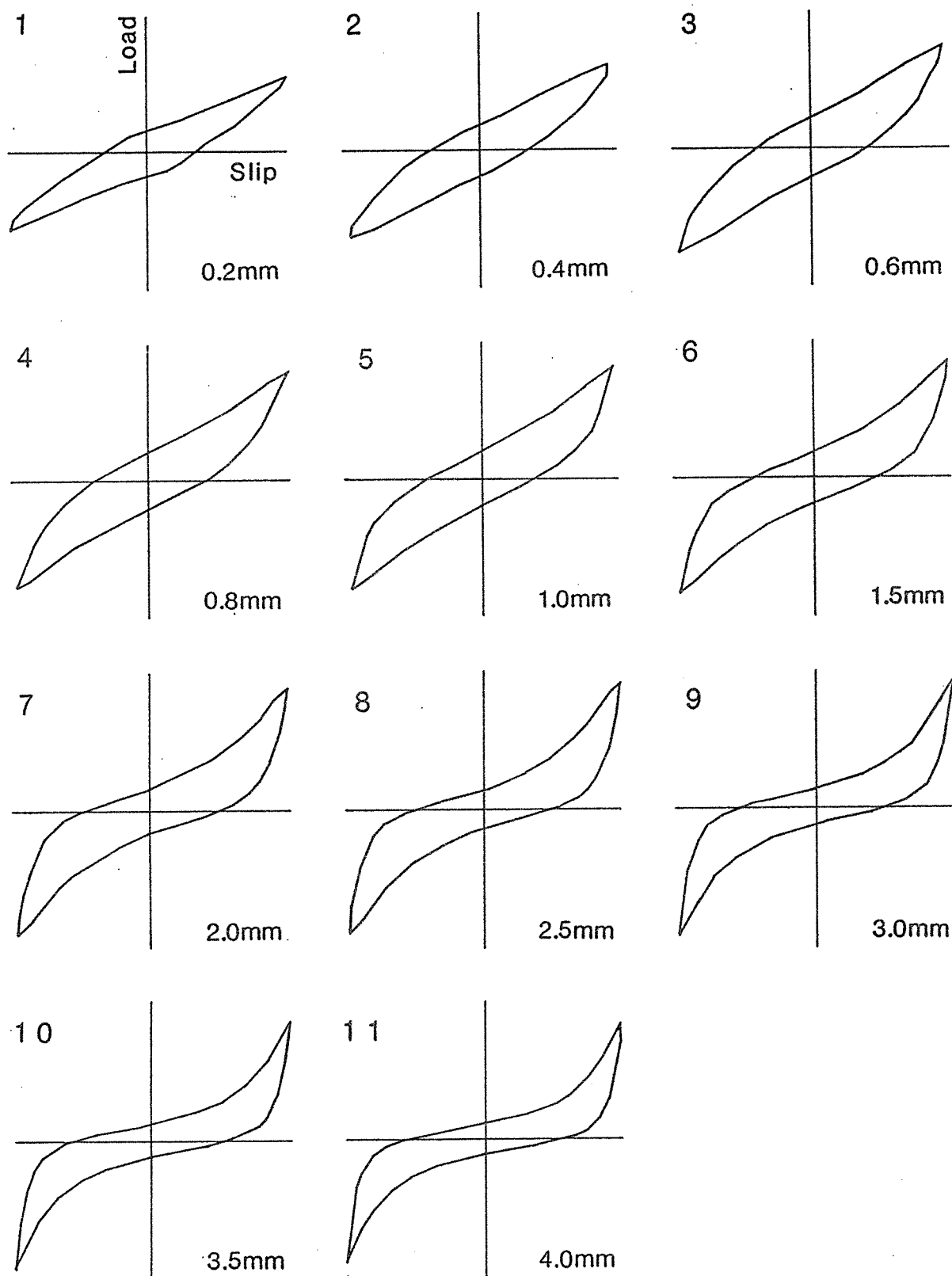
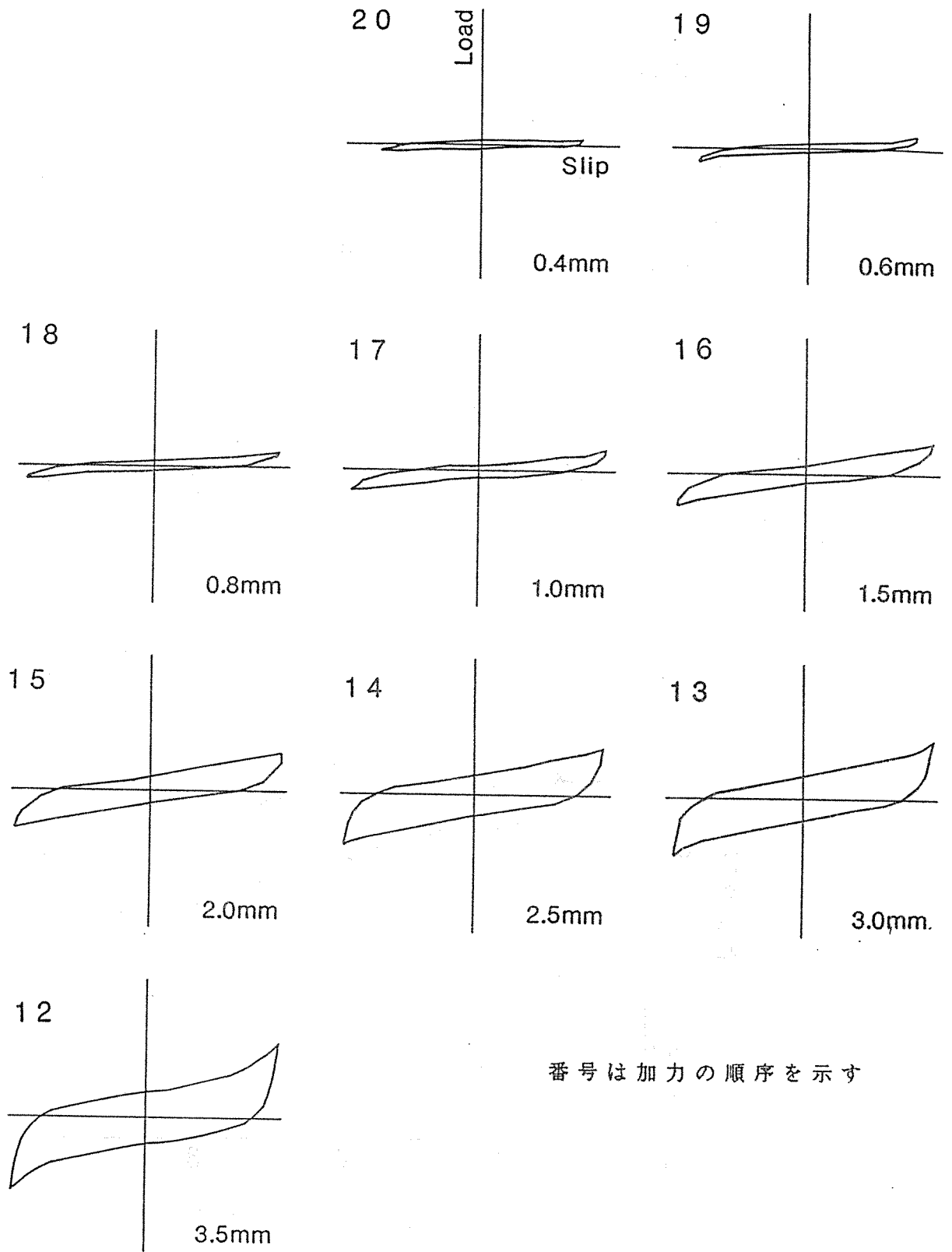


図8-9 変位レベルを漸増・漸減したときの荷重-変形ループの変化
(変位：正規化)



番号は加力の順序を示す

図8-9 続き

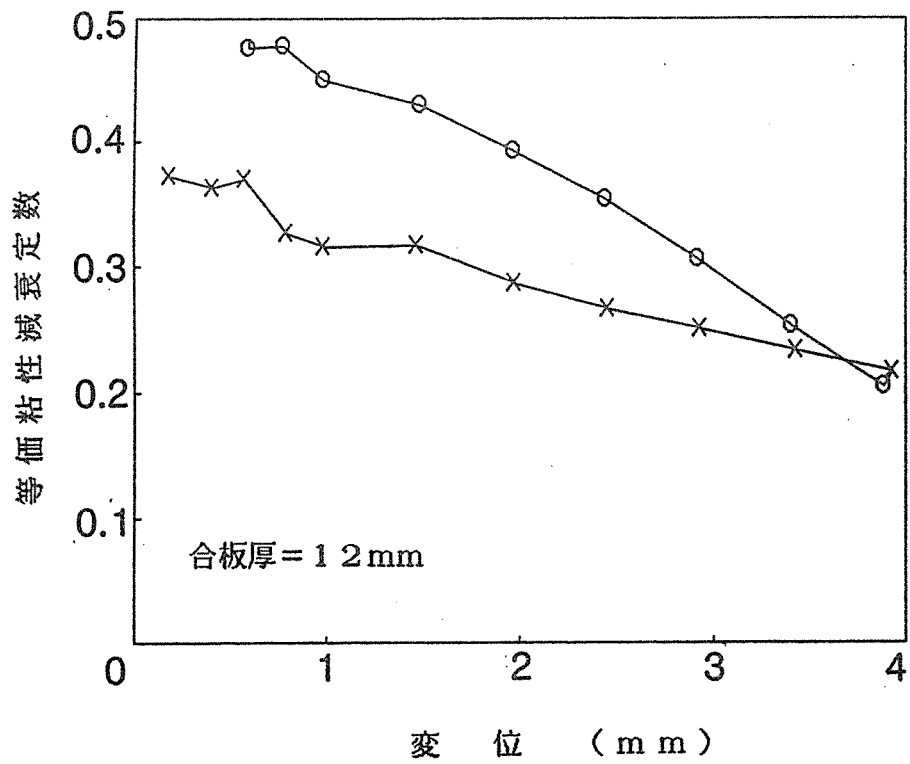
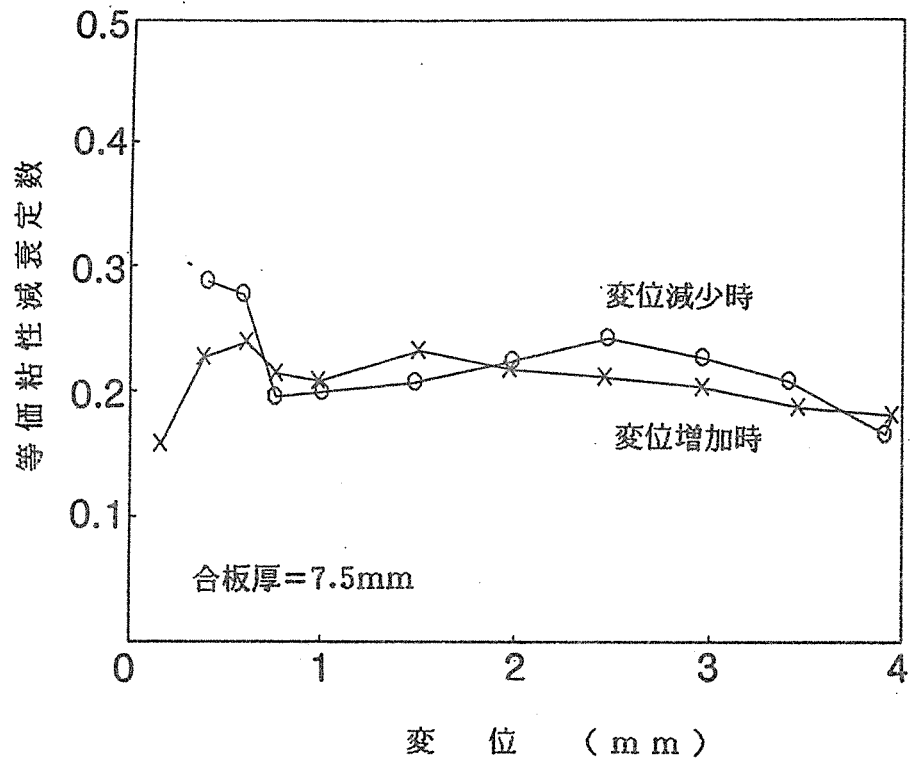


図8-10 変位レベルを漸増・漸減したときの等価減衰定数の変化

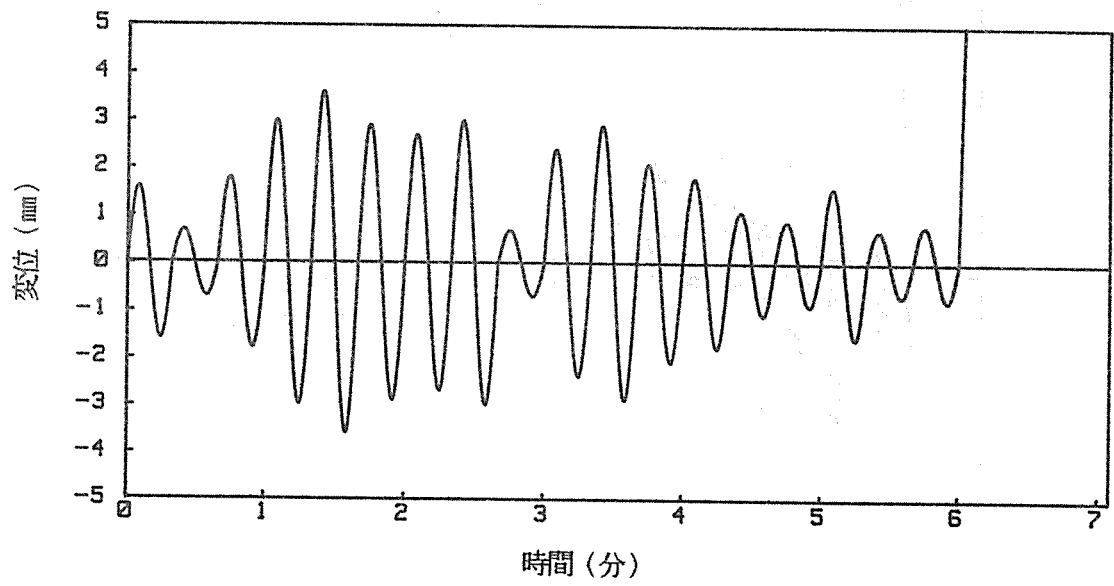


図8-11 ランダム波による繰り返し加力スケジュール

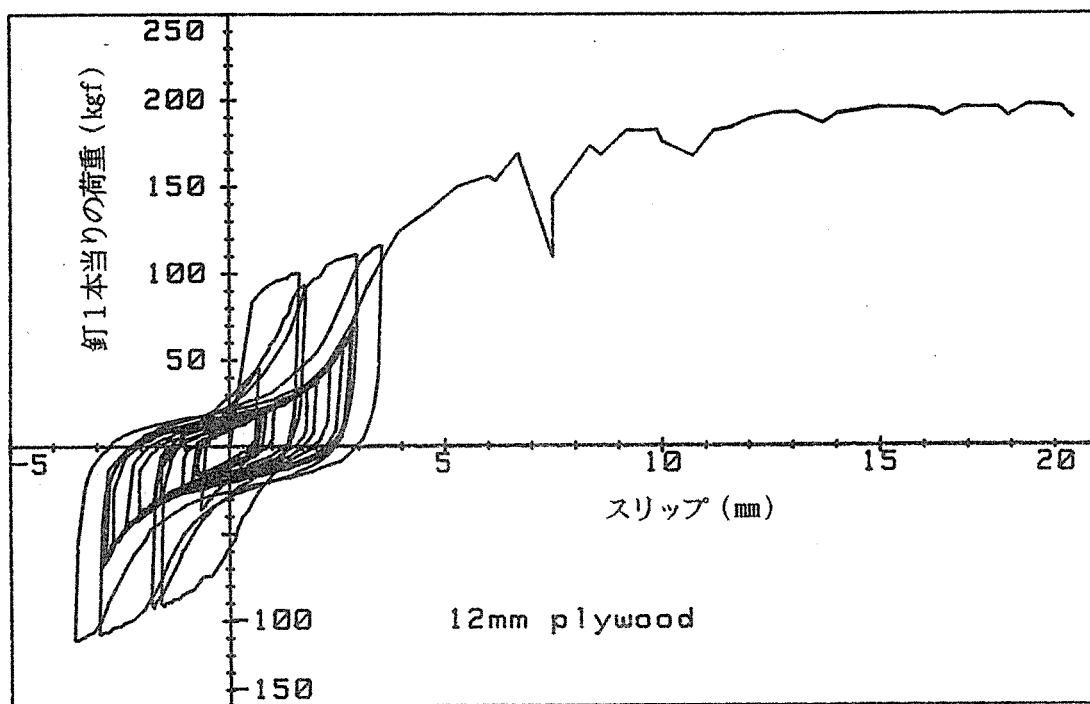


図8-12 ランダム変位の繰り返し加力試験における
荷重-変形の関係

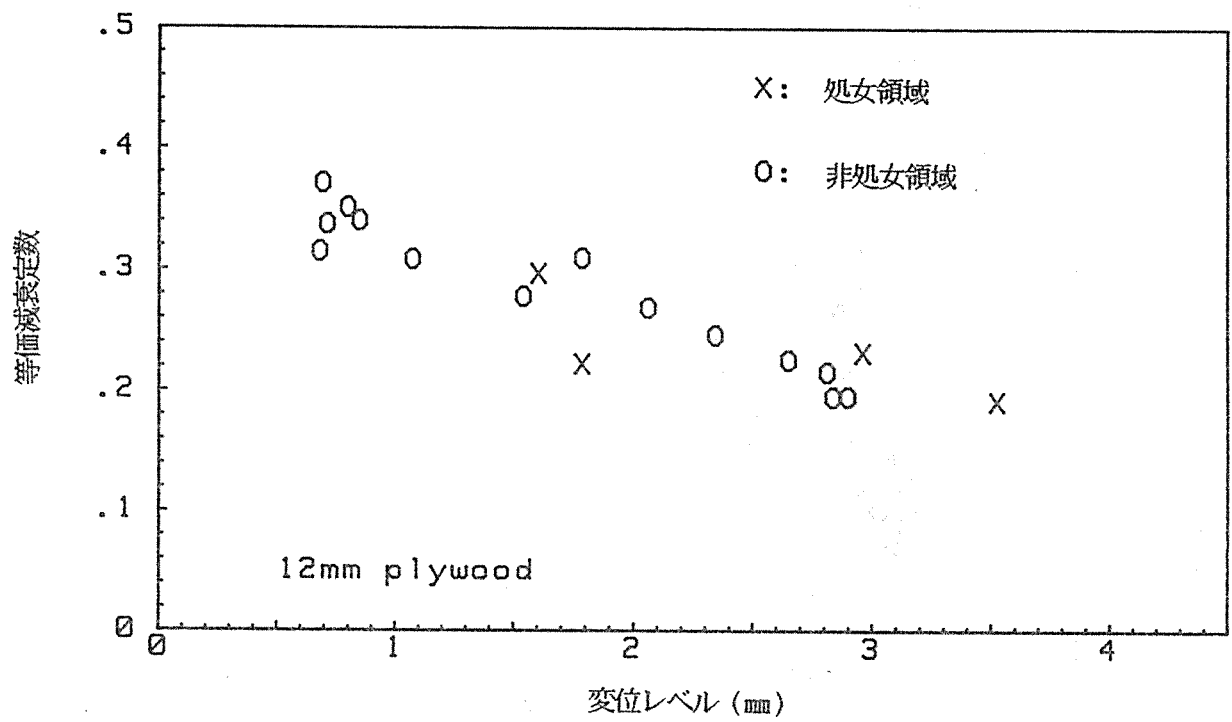


図8-13 ランダム変位の繰り返し試験における
等価減衰定数

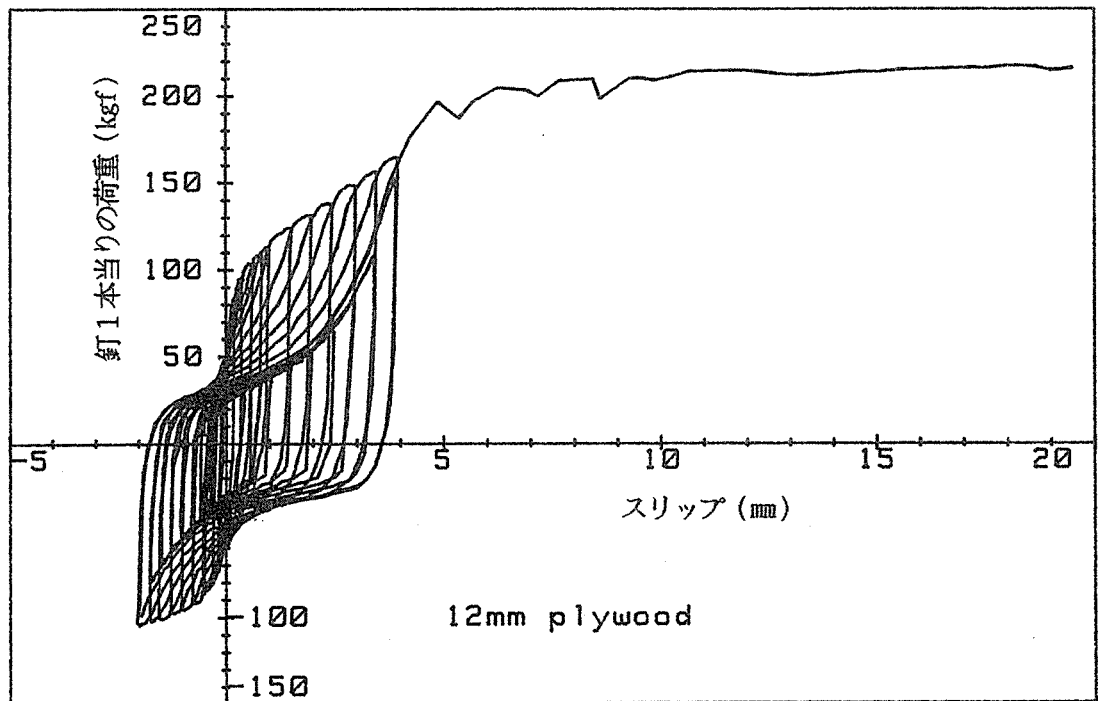
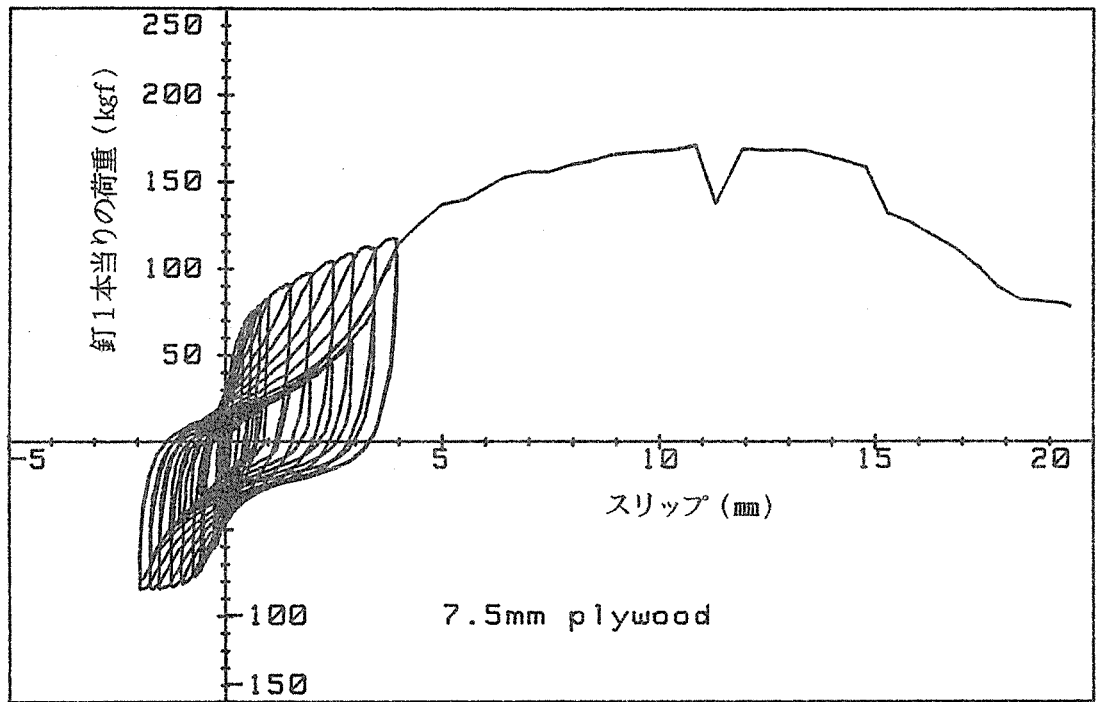


図8-14 マイナス変位をプラス変位の1/2とする繰り返し加力試験
における荷重-変形の関係

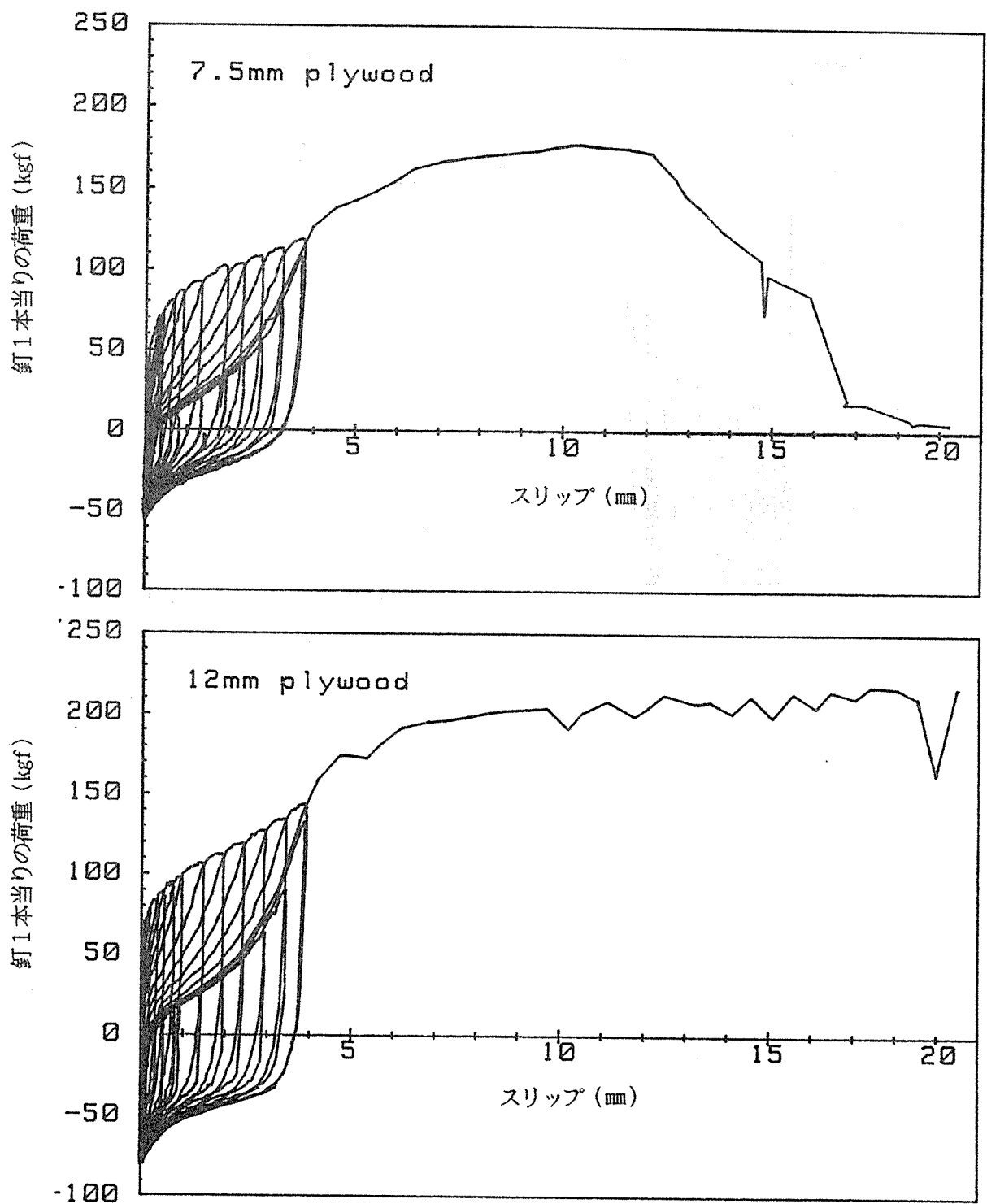


図8-15 変位ゼロで折り返す繰り返し加力試験
における荷重-変形の関係

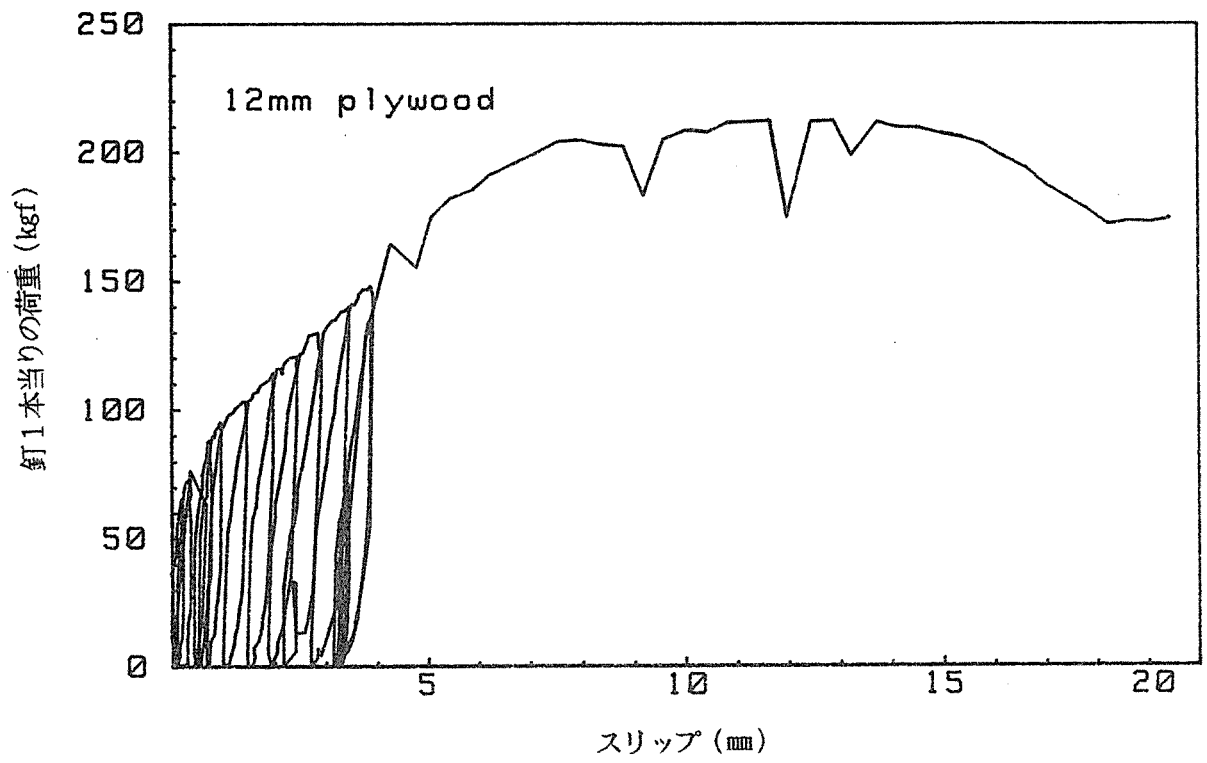


図8-16 荷重ゼロで折り返す繰り返し加力試験
における荷重-変形の関係

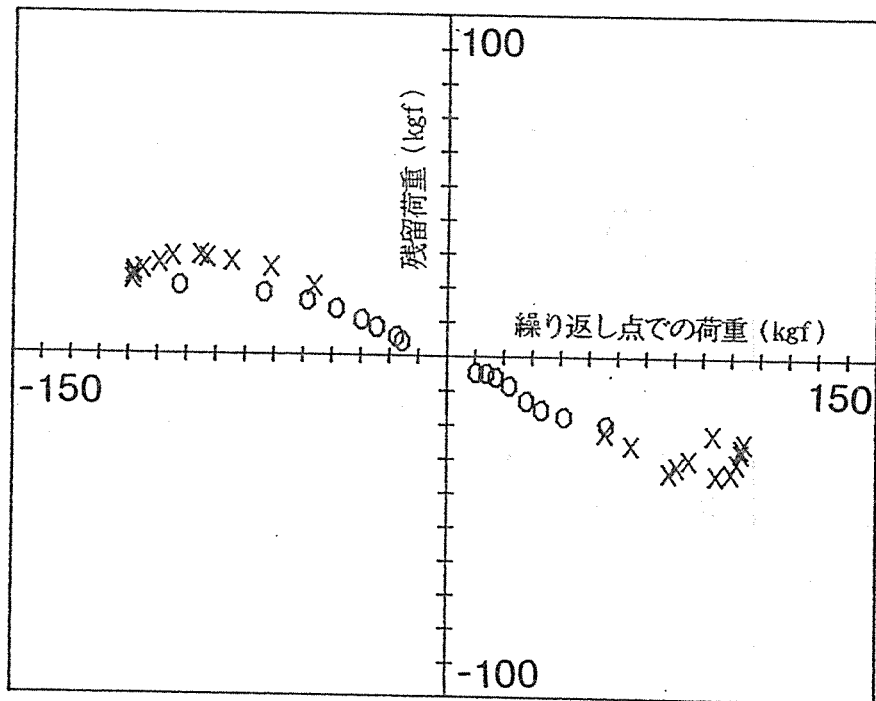
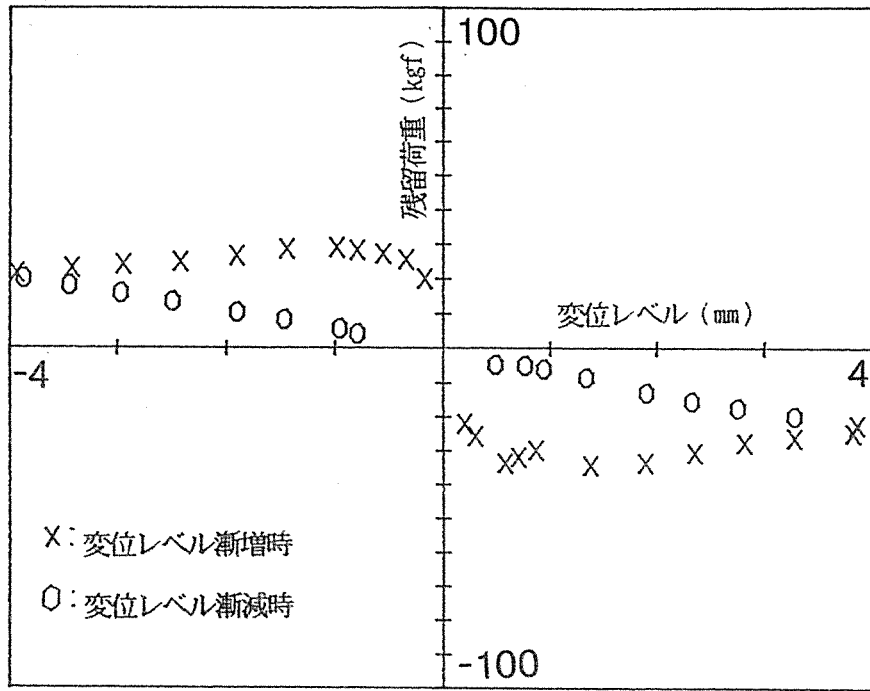
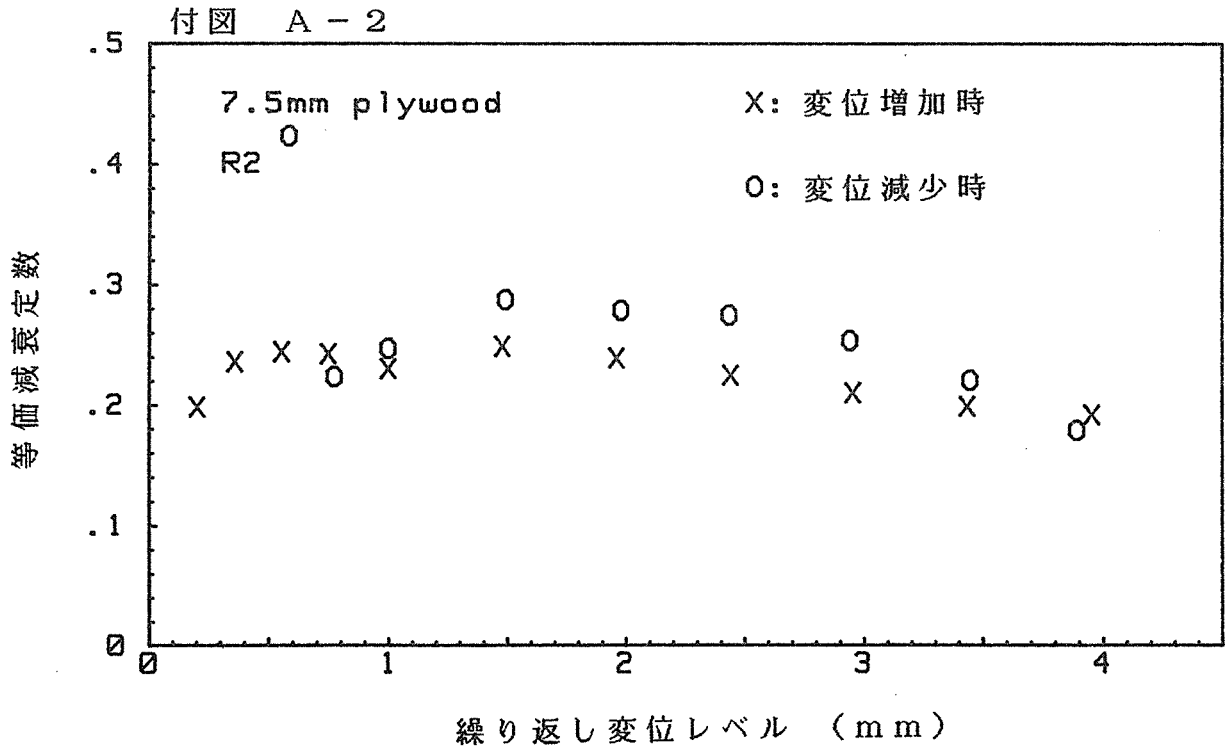
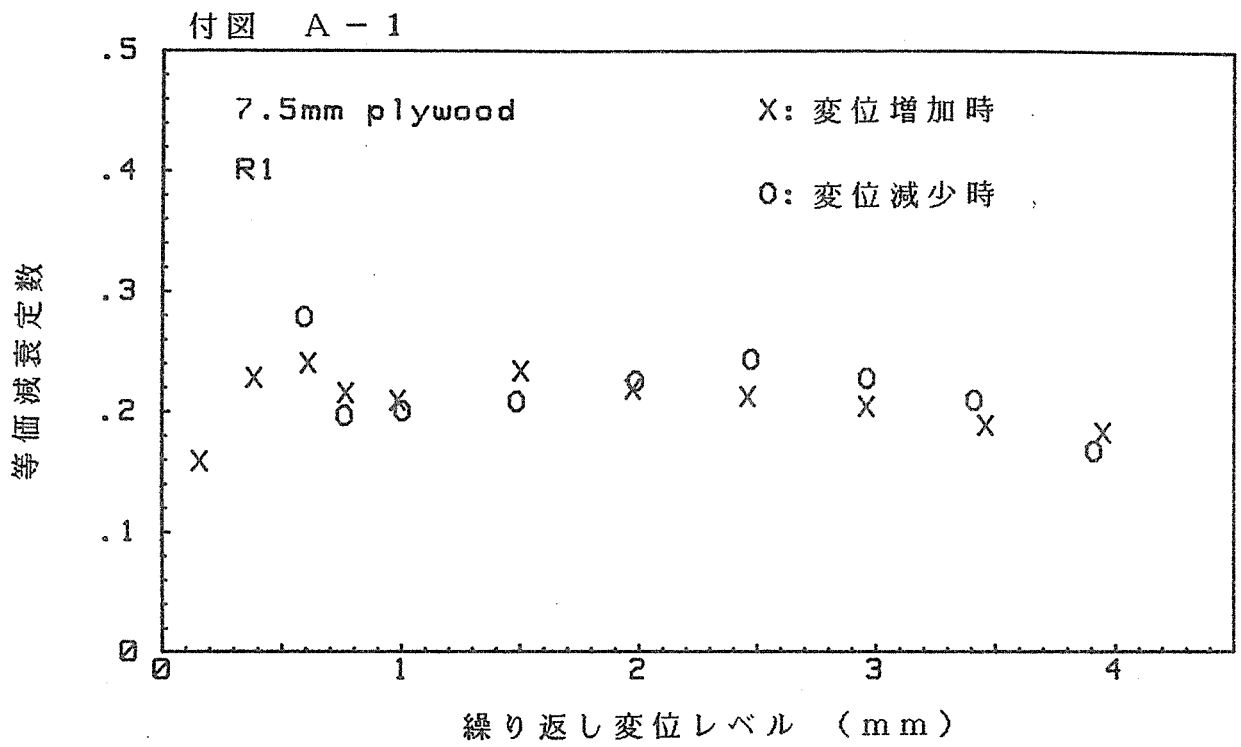
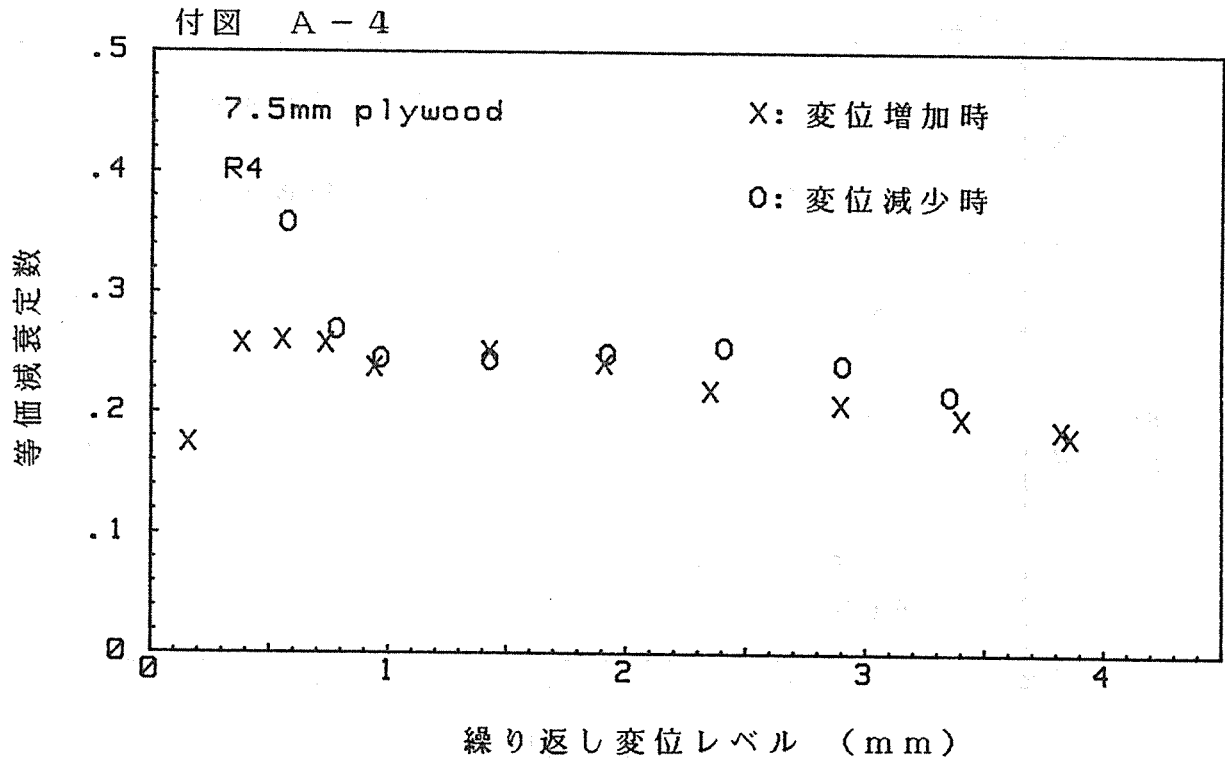
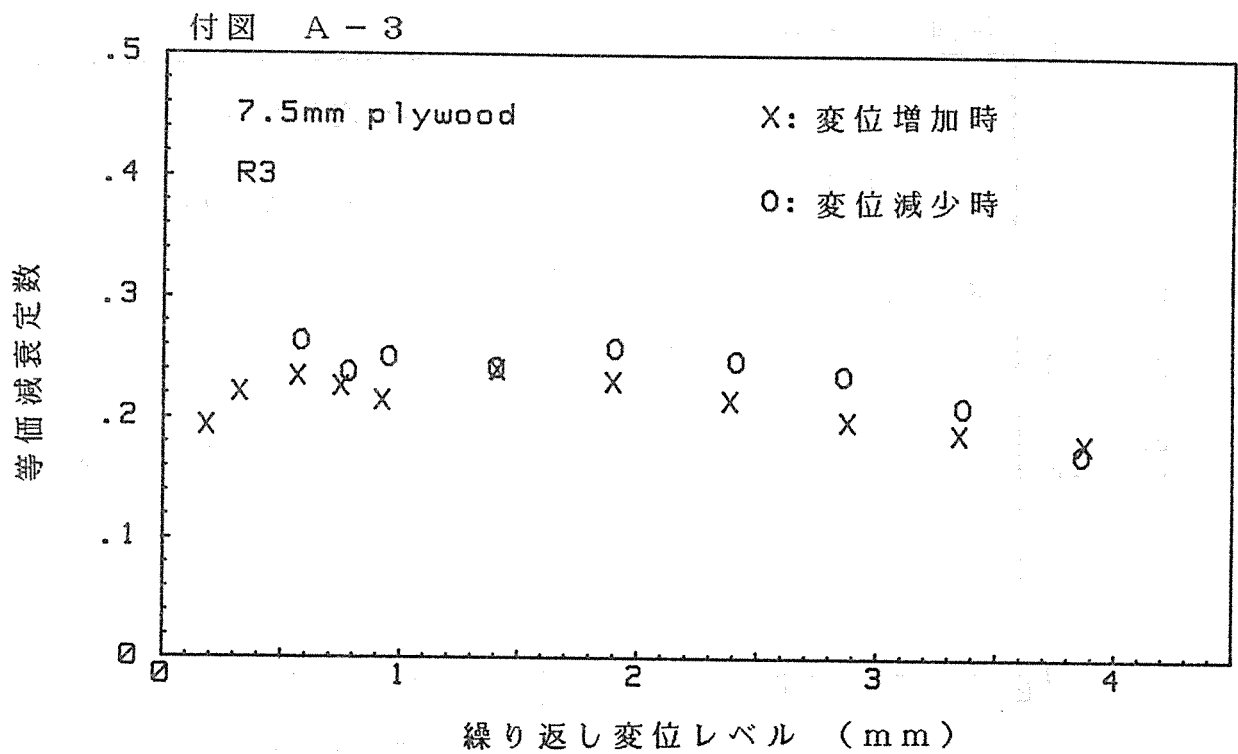


図8-17 残留荷重と変位レベルあるいはその時の荷重との関係



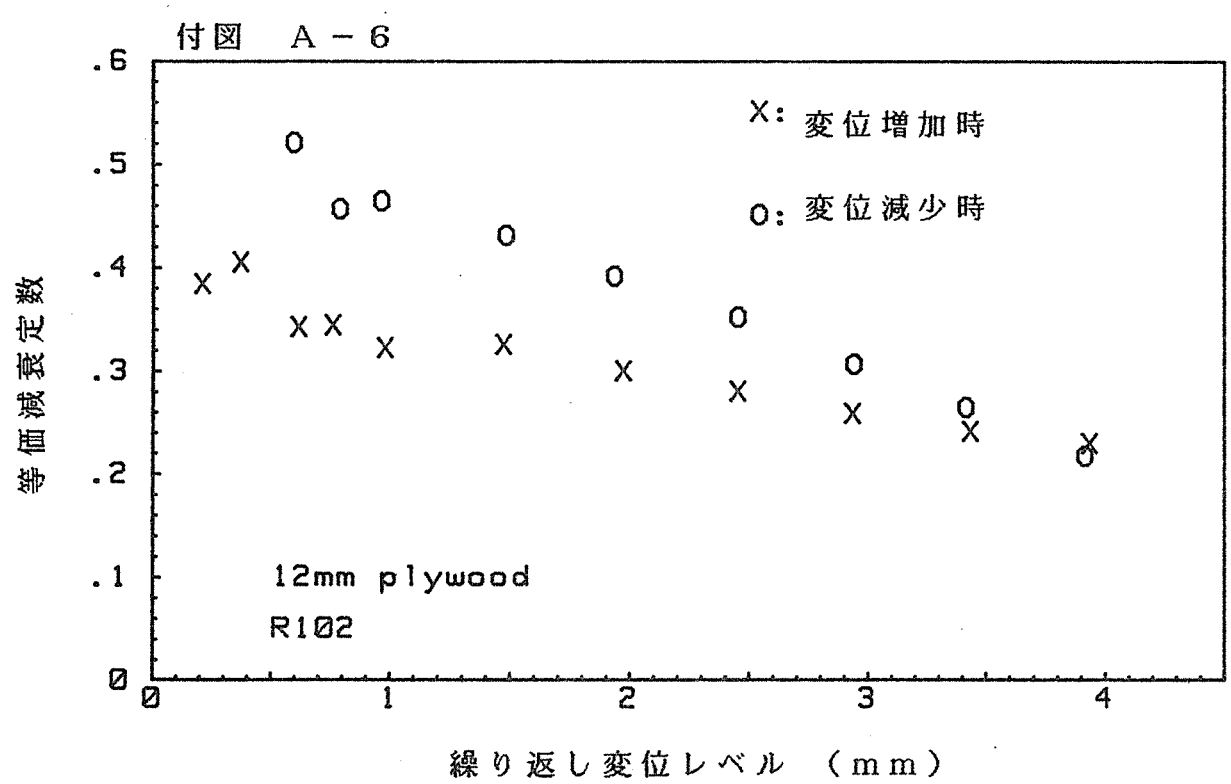
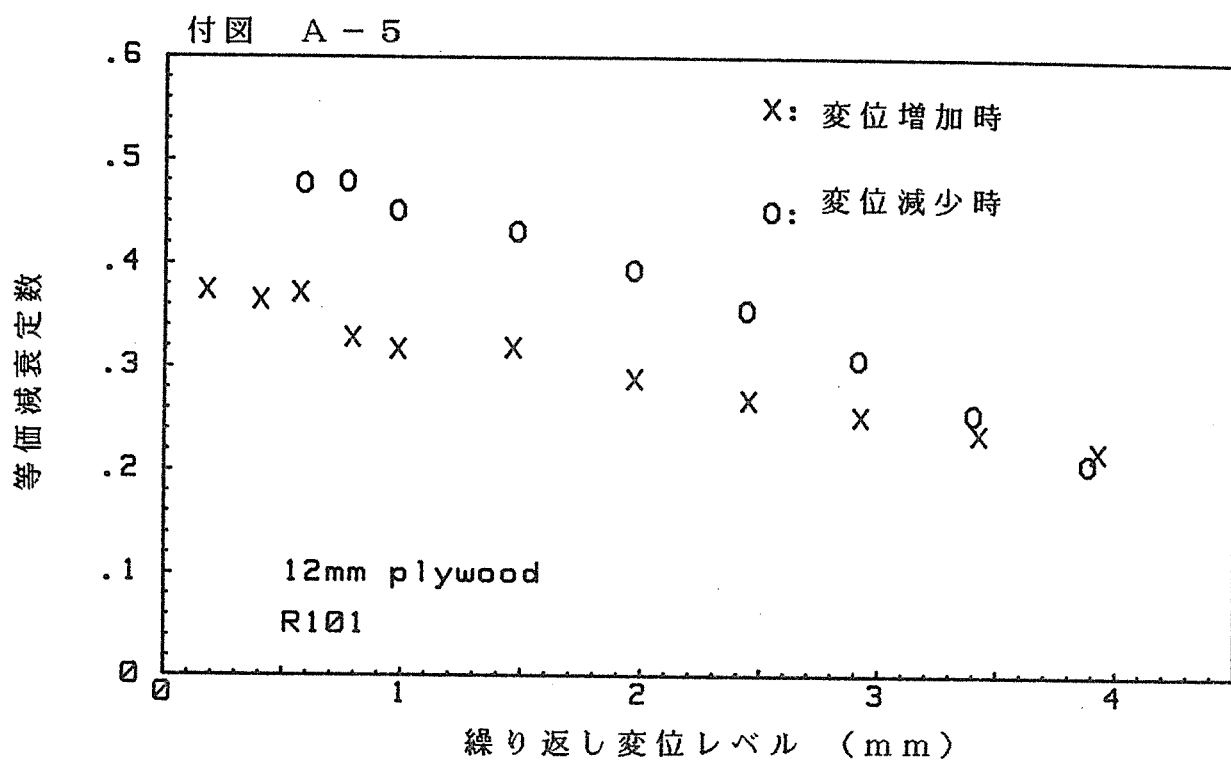
繰返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール: 正負対称変位を漸増・漸減



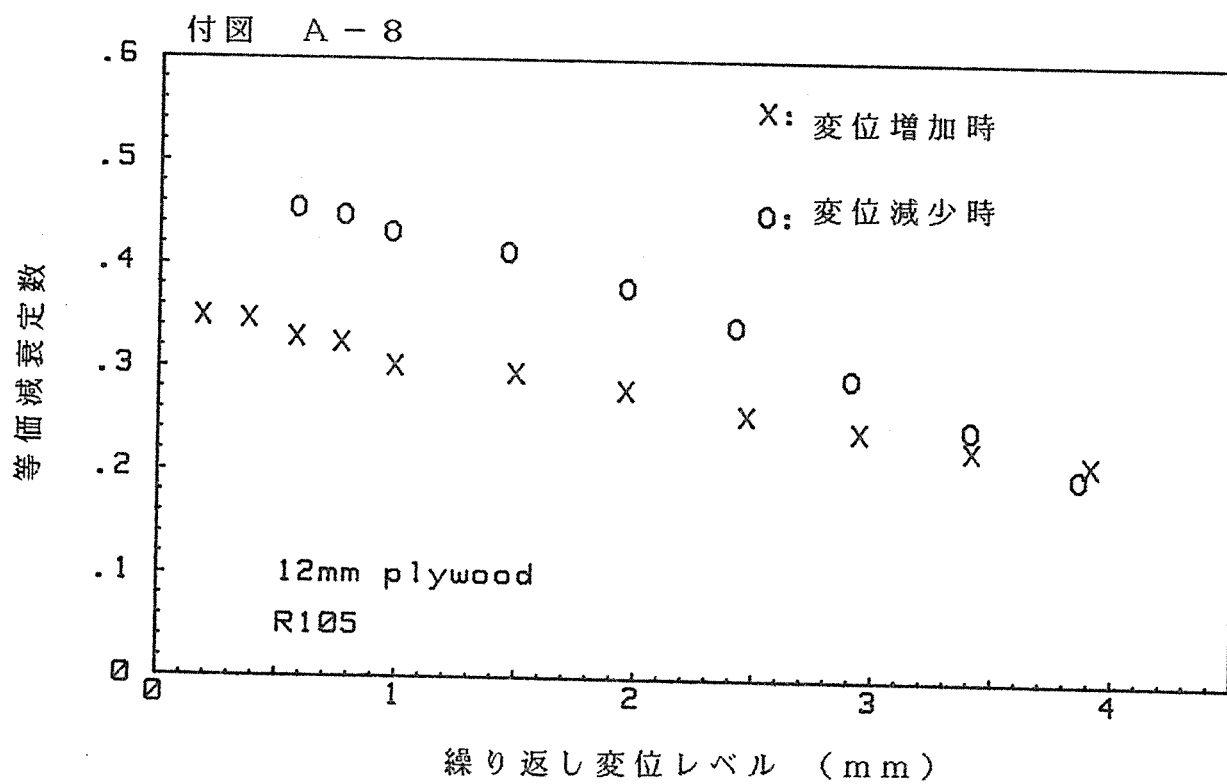
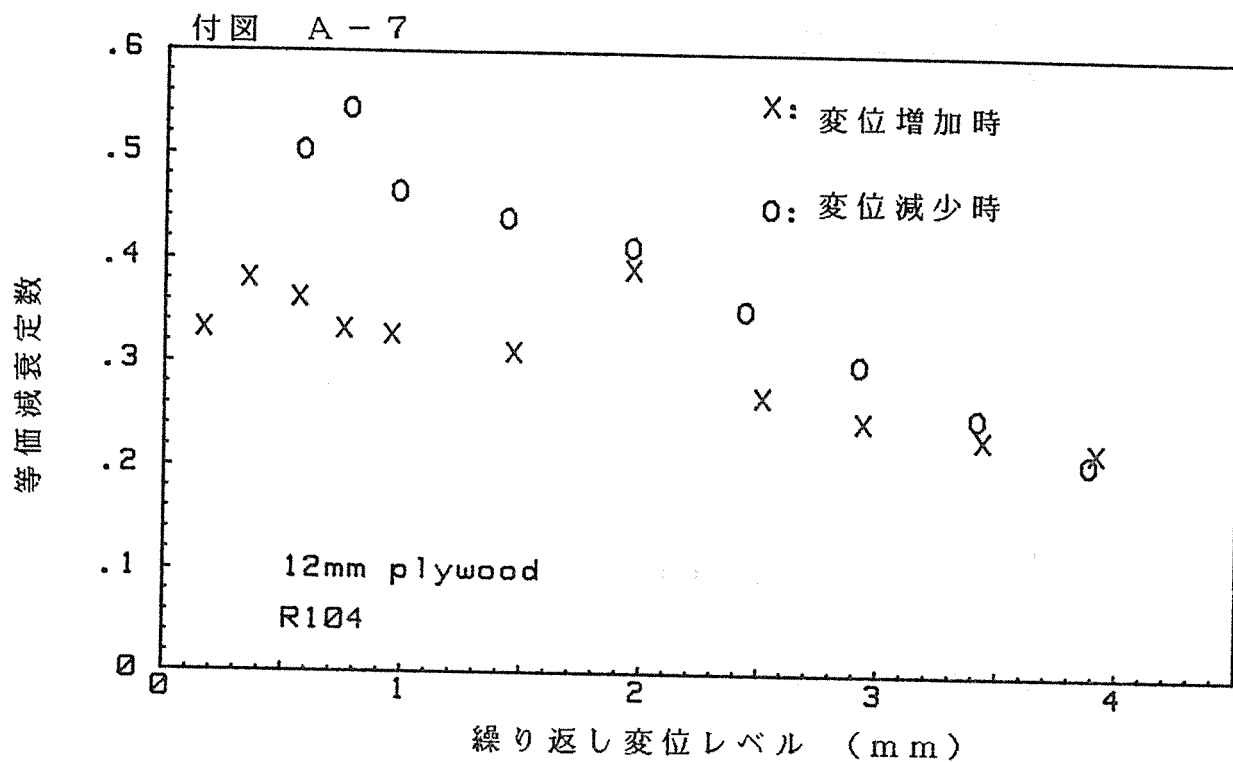
繰り返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール：正負対称変位を漸増・漸減



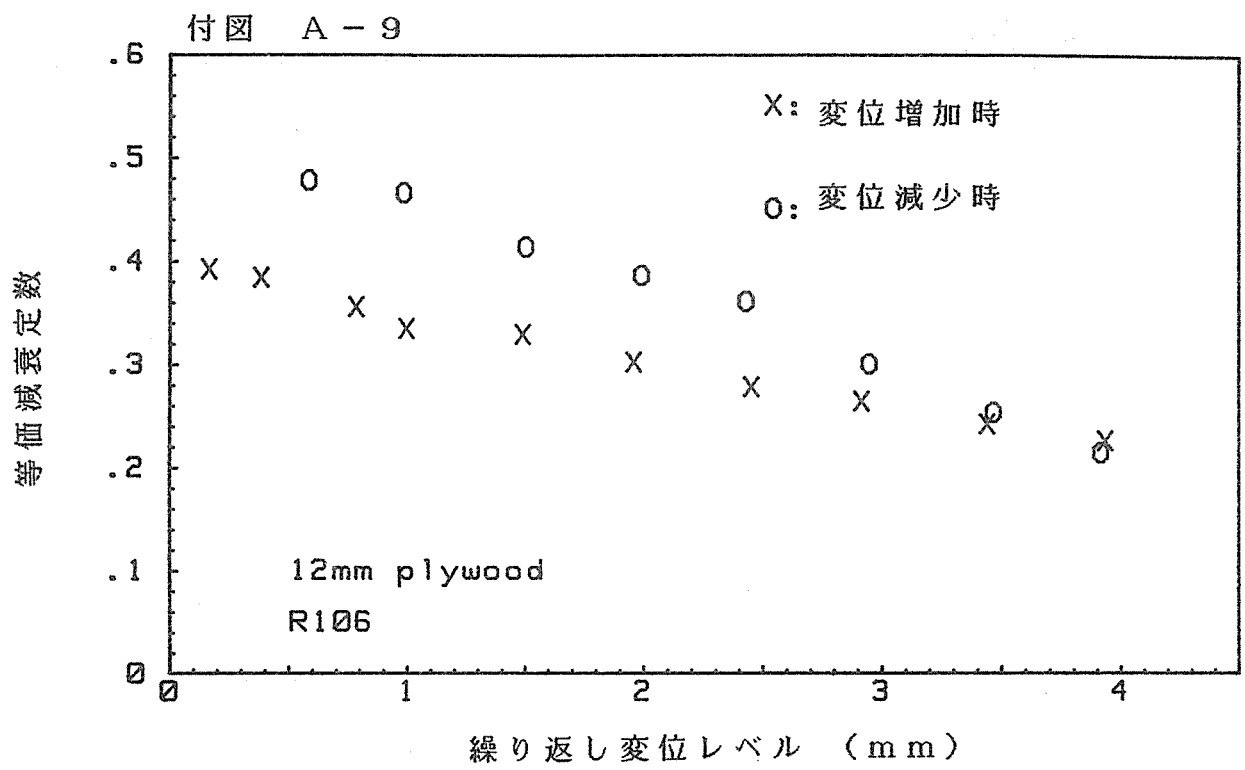
繰り返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール: 正負対称変位を漸増・漸減



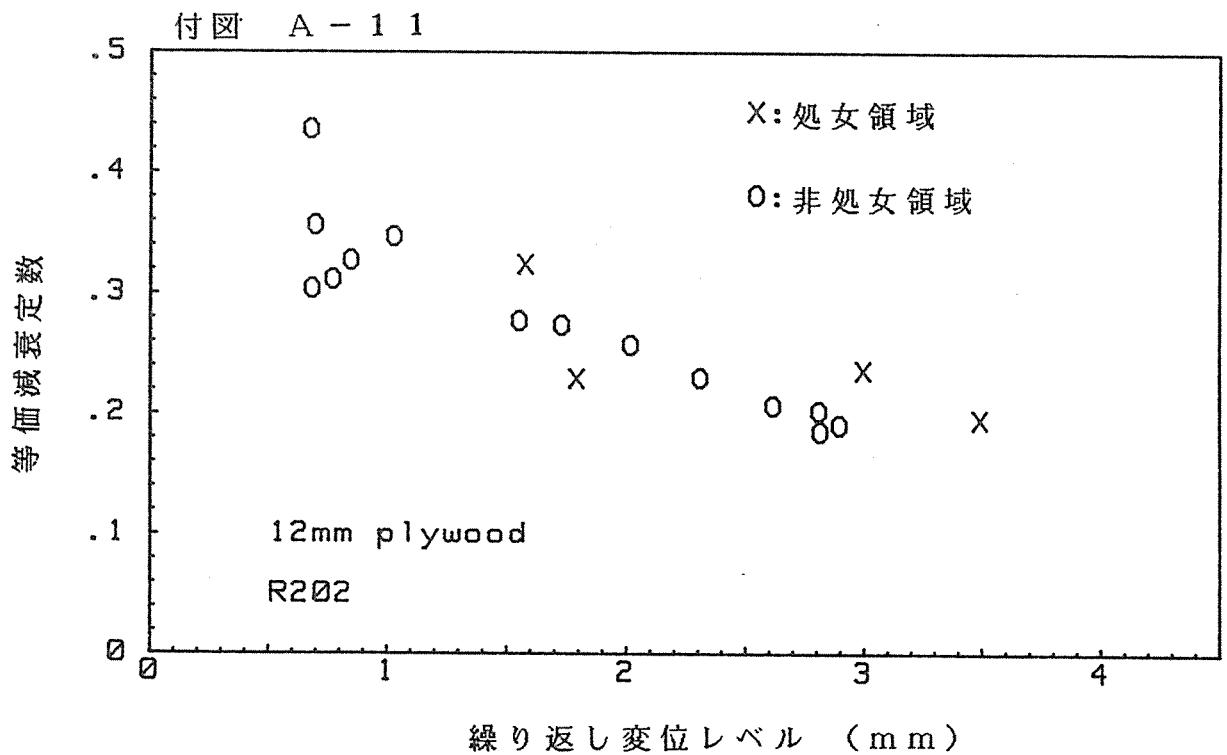
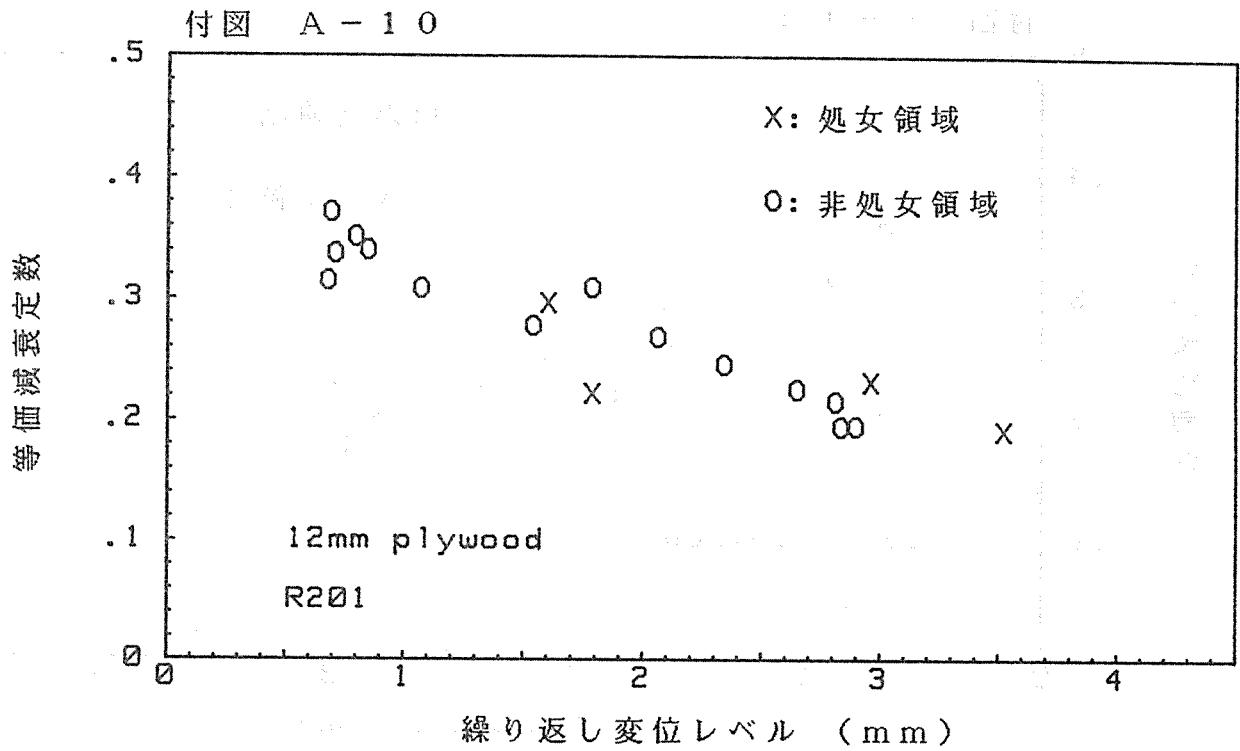
繰り返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール：正負対称変位を漸増・漸減



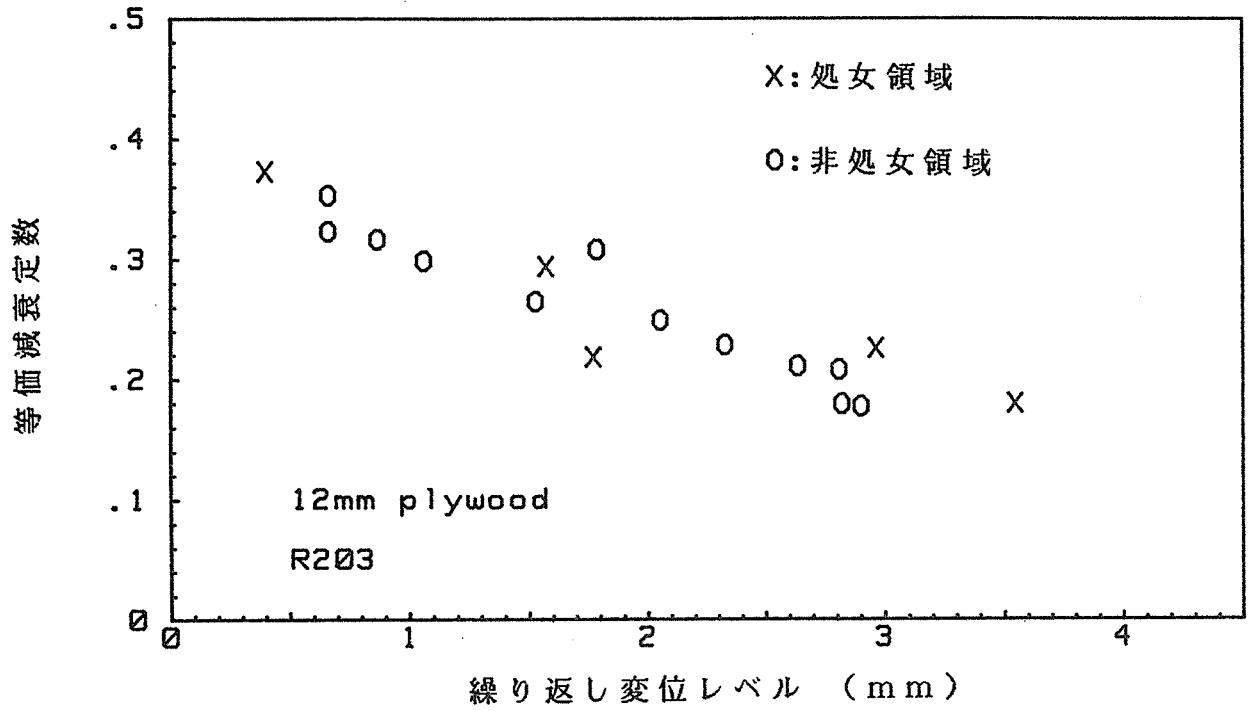
繰返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール：正負対称変位を漸増・漸減



繰返し変位レベルと等価減衰定数との関係
 変位スケジュール: 正負対称ランダム変位

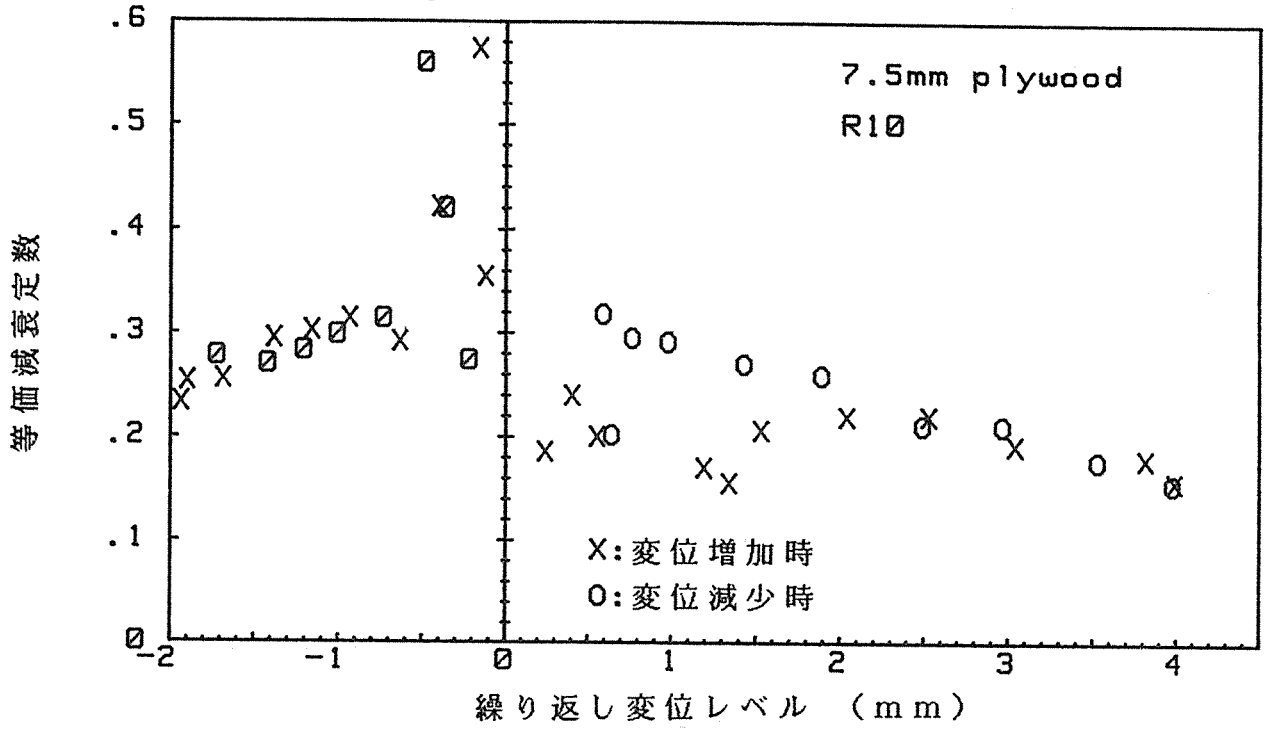
付図 A-12



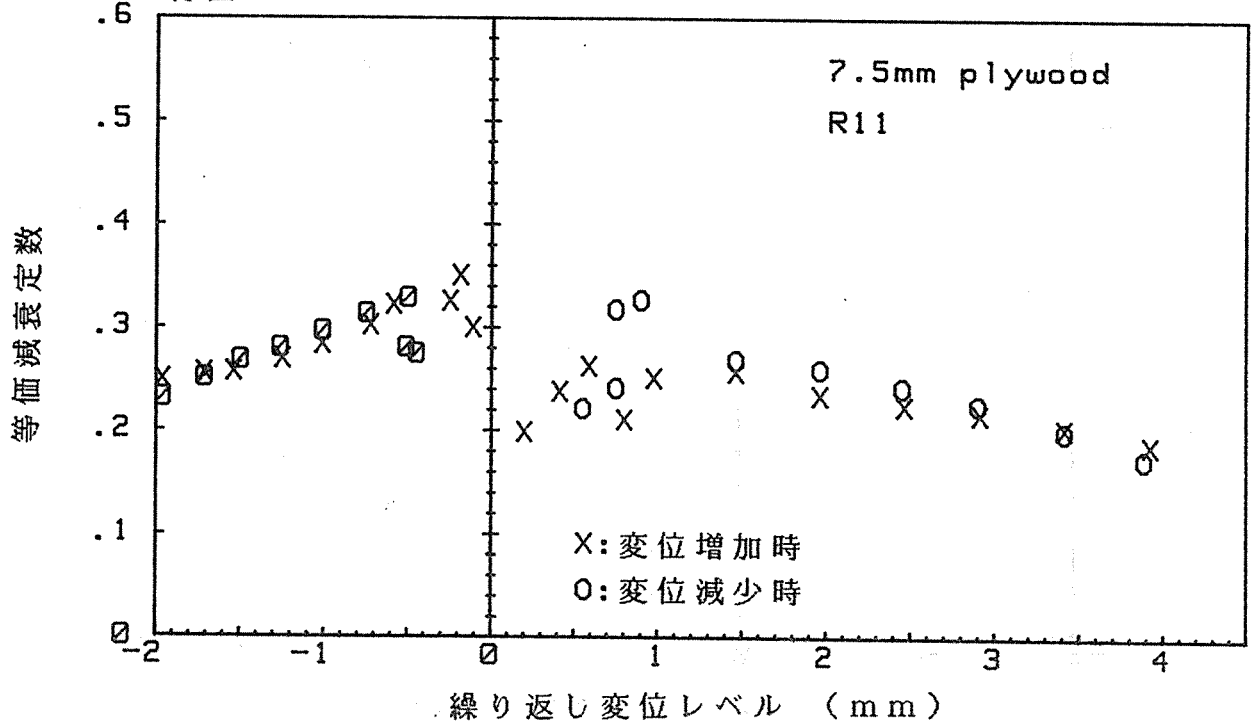
繰返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール：正負対称ランダム変位

付図 A-13

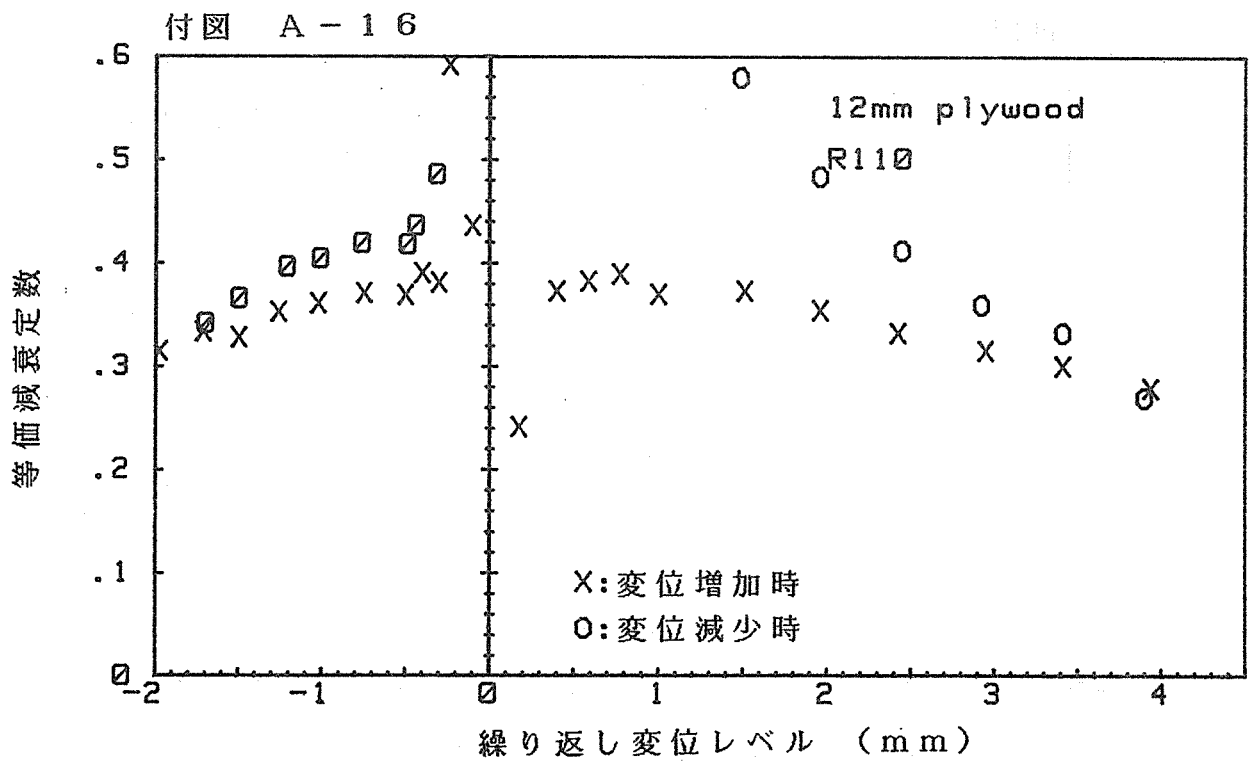
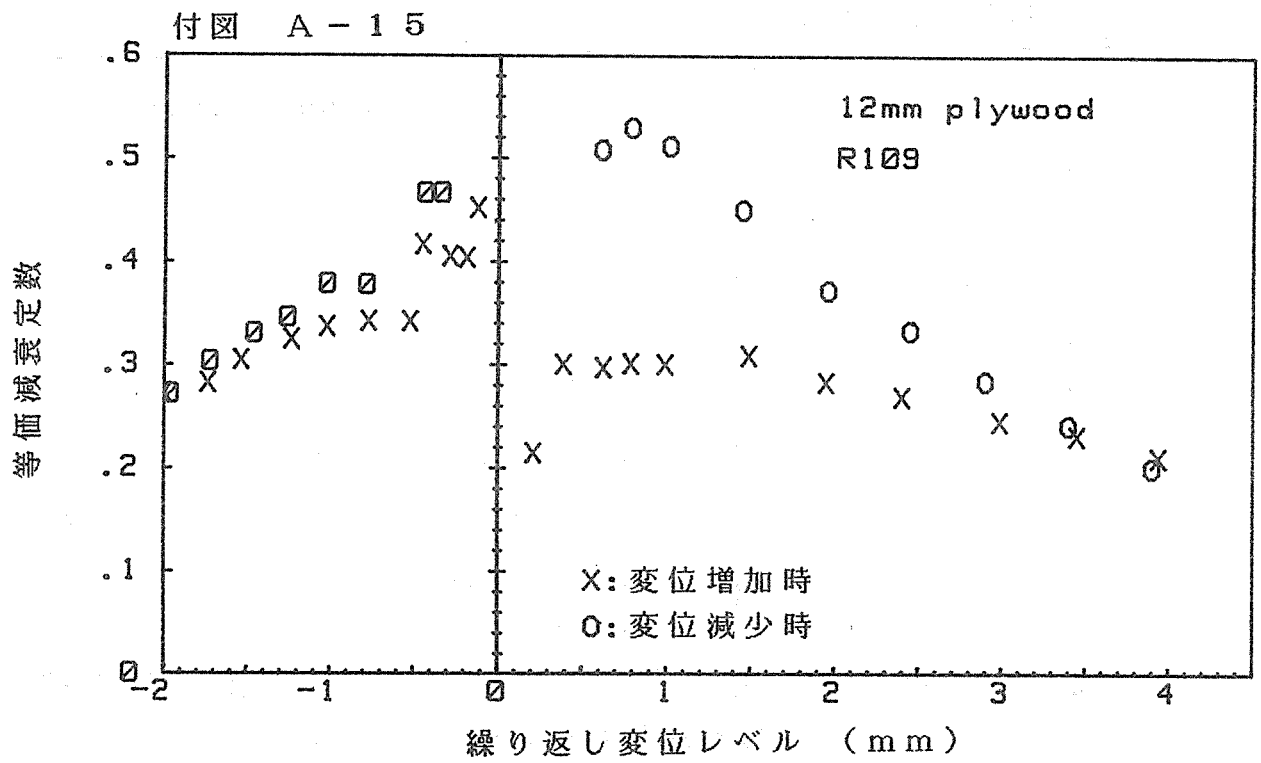


付図 A-14



繰返し変位レベルと等価減衰定数との関係

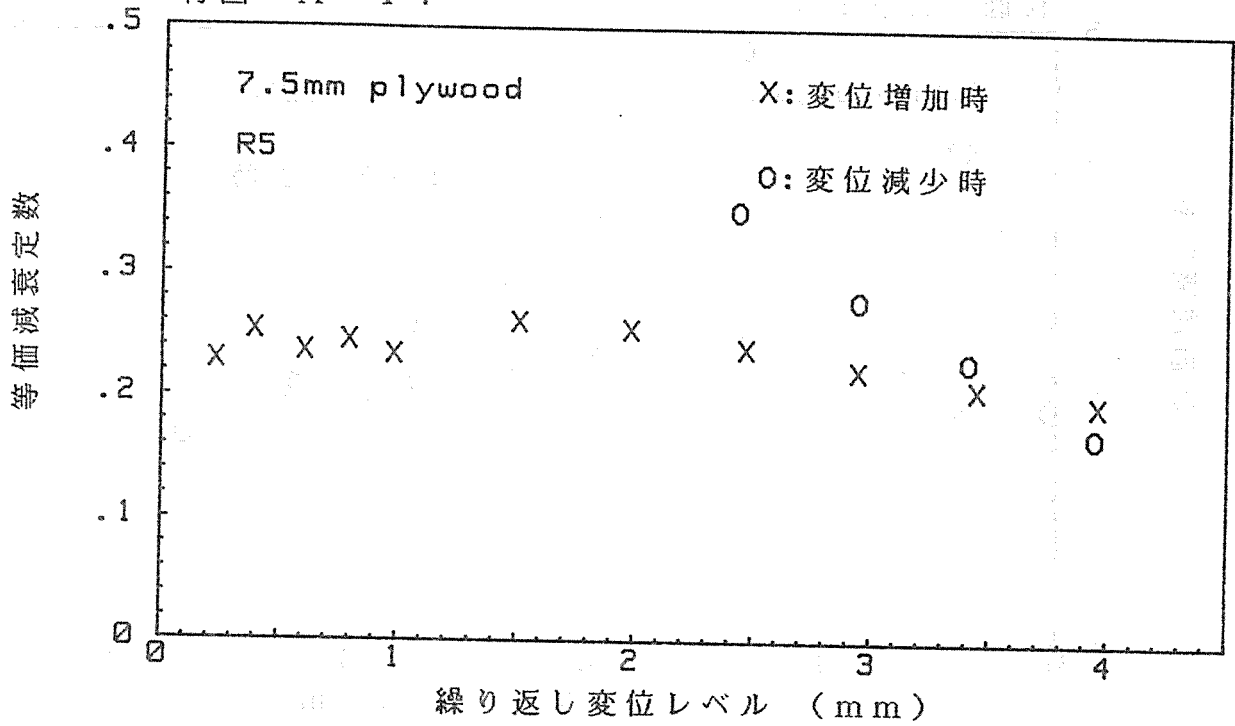
変位スケジュール: マイナス変位はプラス変位の 1/2



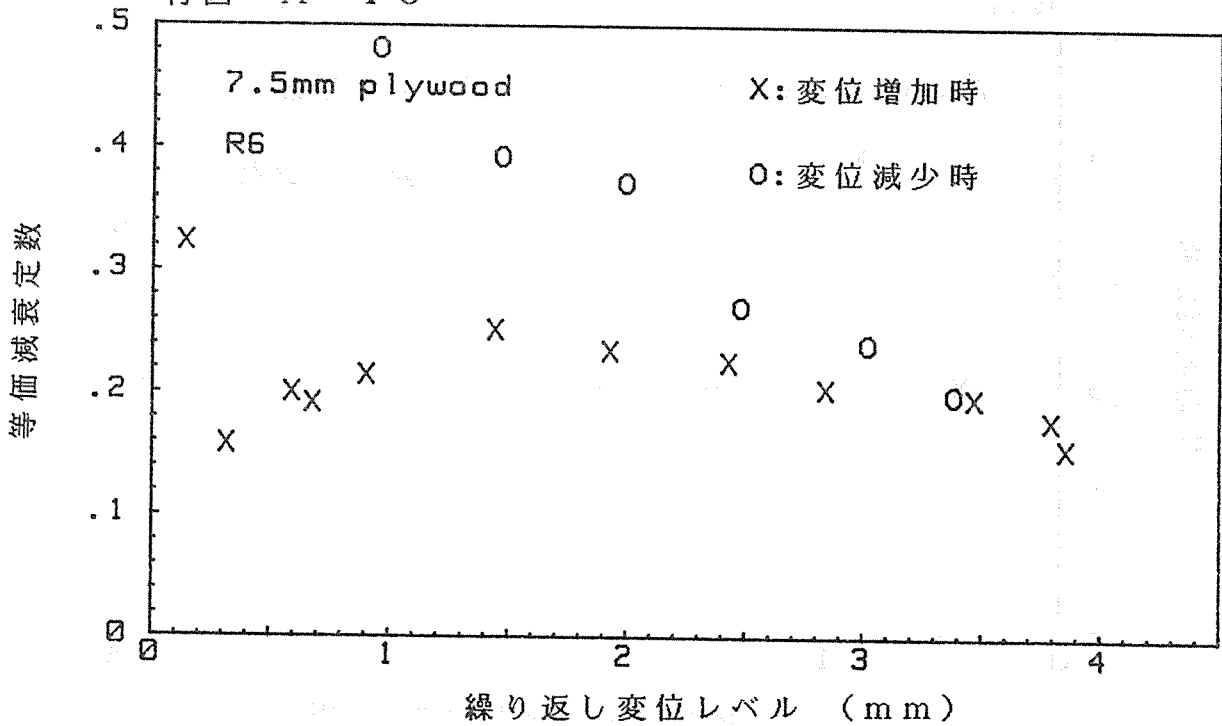
繰り返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール: マイナス変位はプラス変位の 1/2

付図 A-17

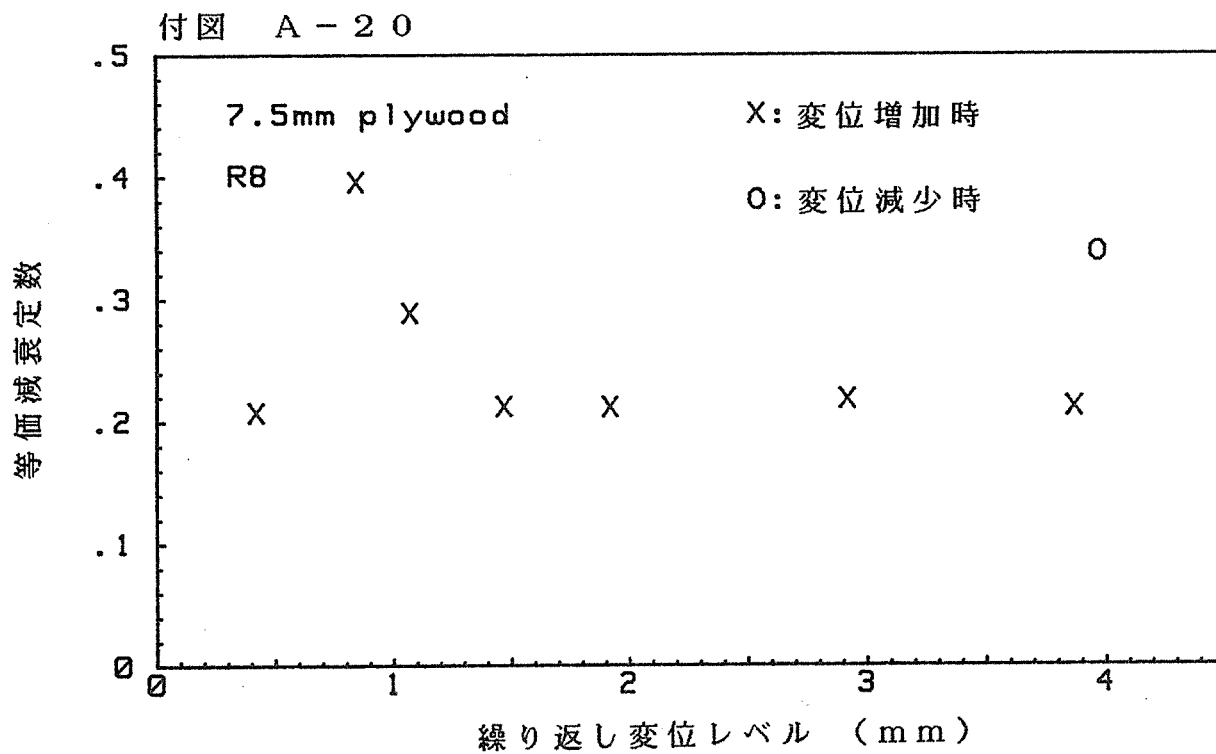
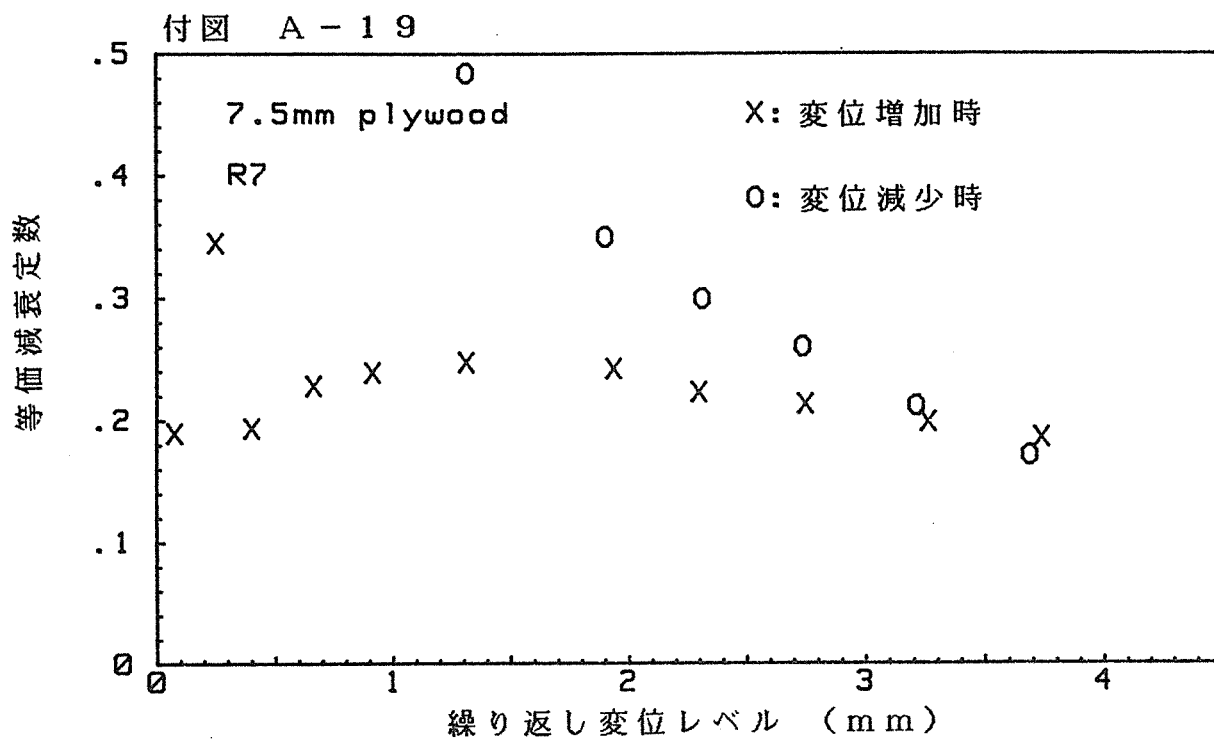


付図 A-18



繰返し変位レベルと等価減衰定数との関係

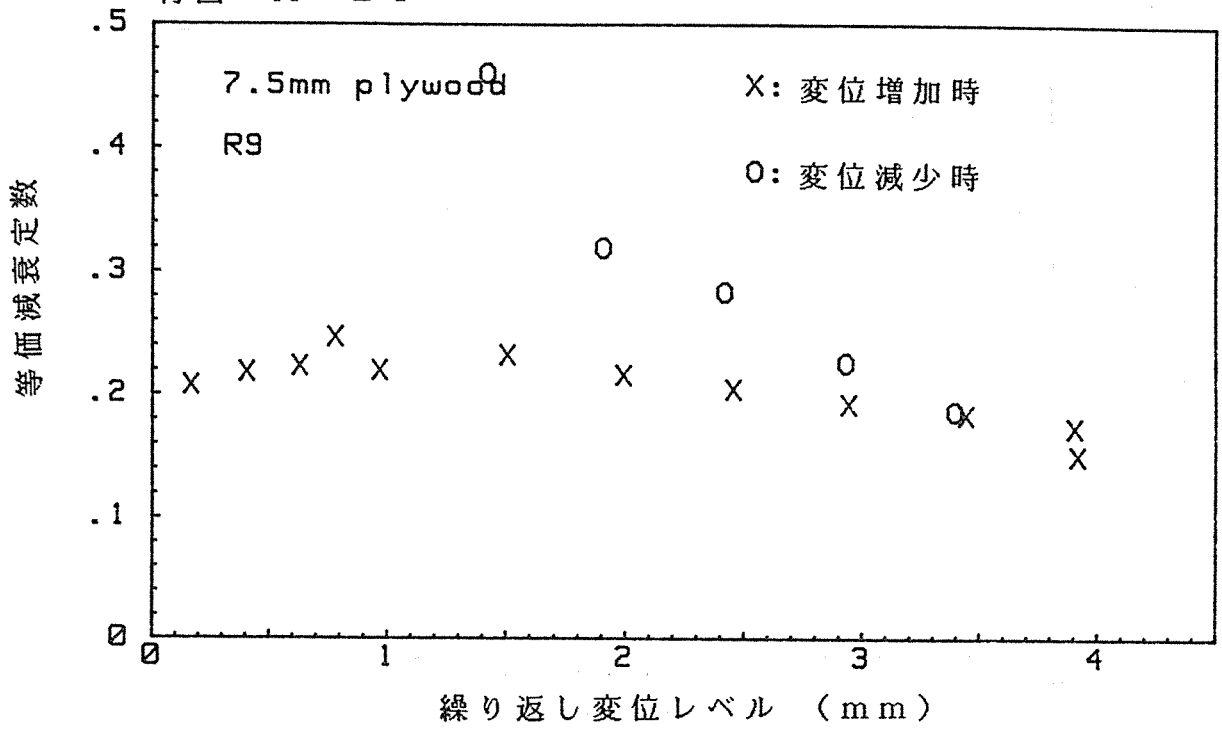
変位スケジュール：変位ゼロで折り返し



繰り返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール：変位ゼロで折り返し

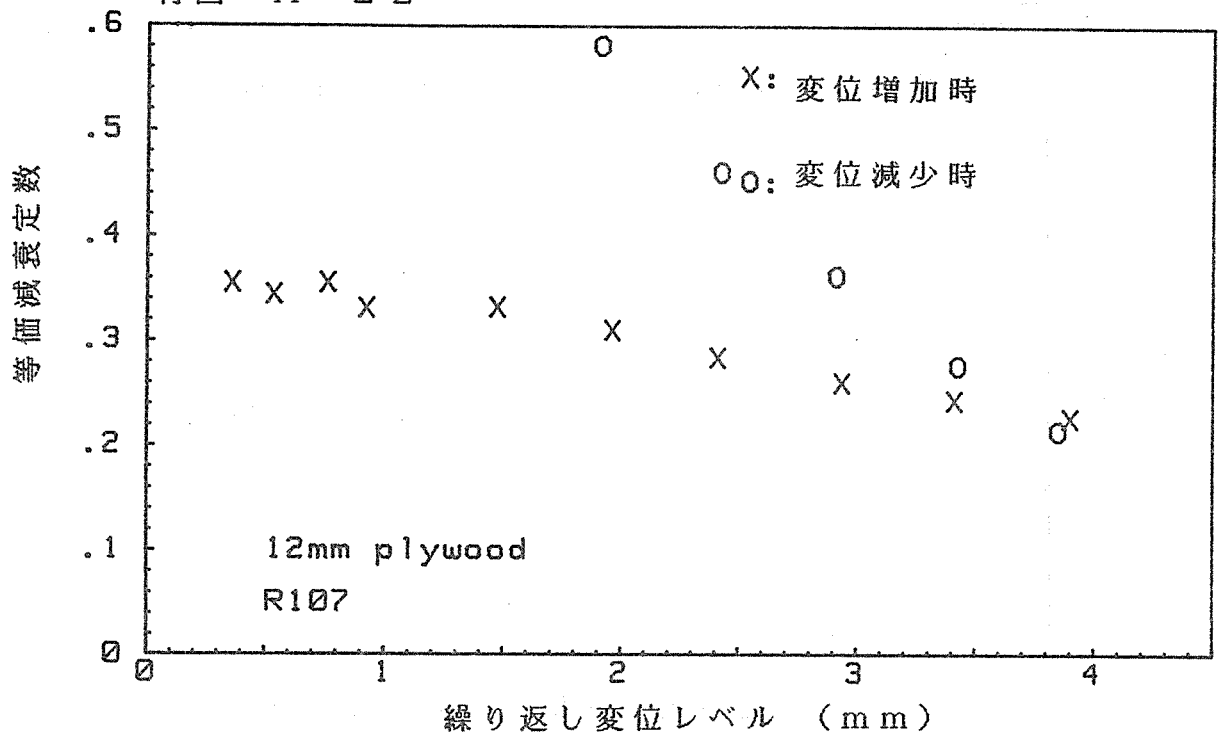
付図 A - 2 1



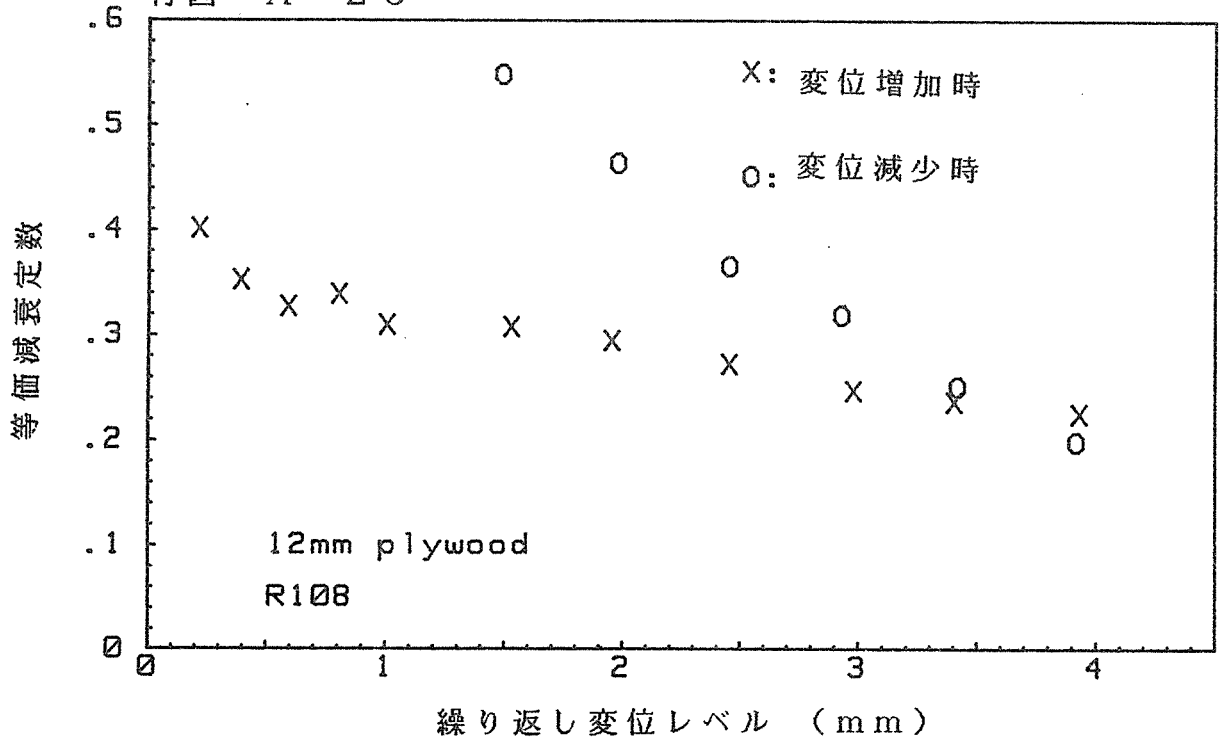
繰返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール：変位ゼロで折り返し

付図 A-22



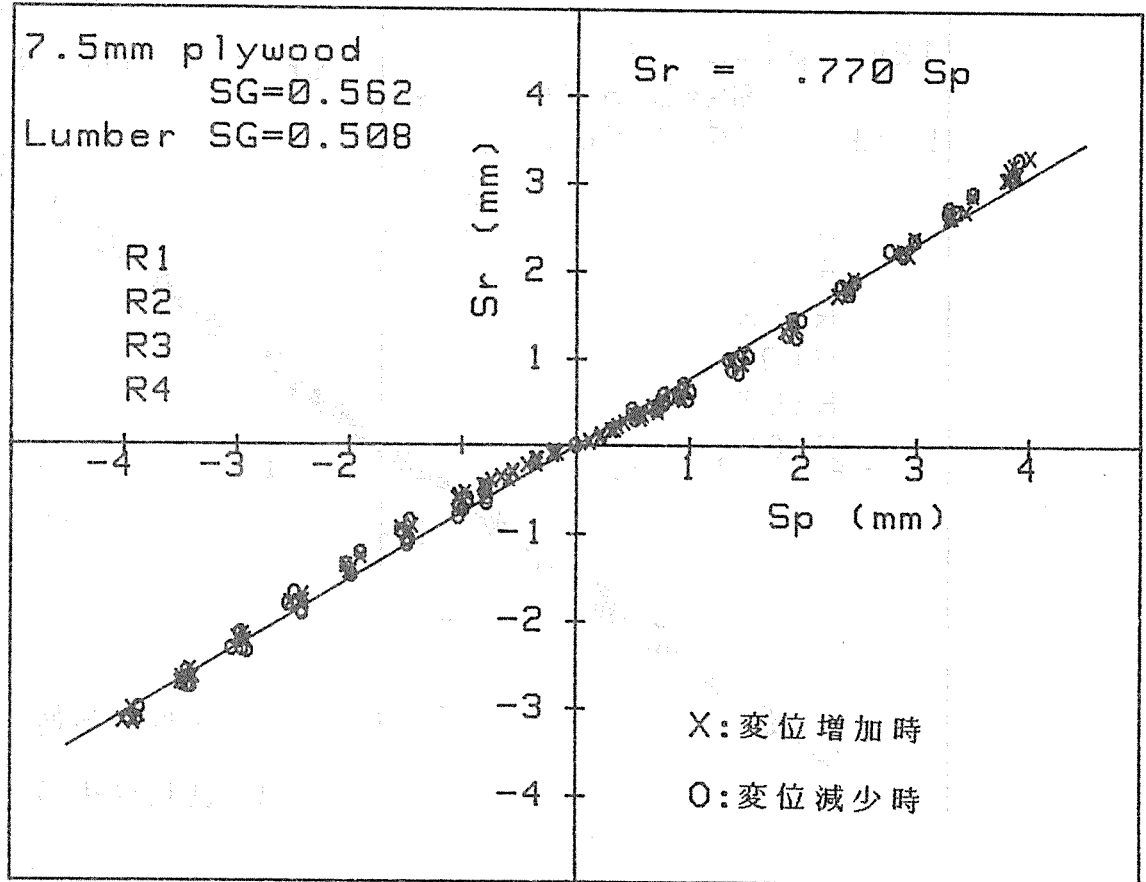
付図 A-23



繰返し変位レベルと等価減衰定数との関係

変位スケジュール：変位ゼロで折り返し

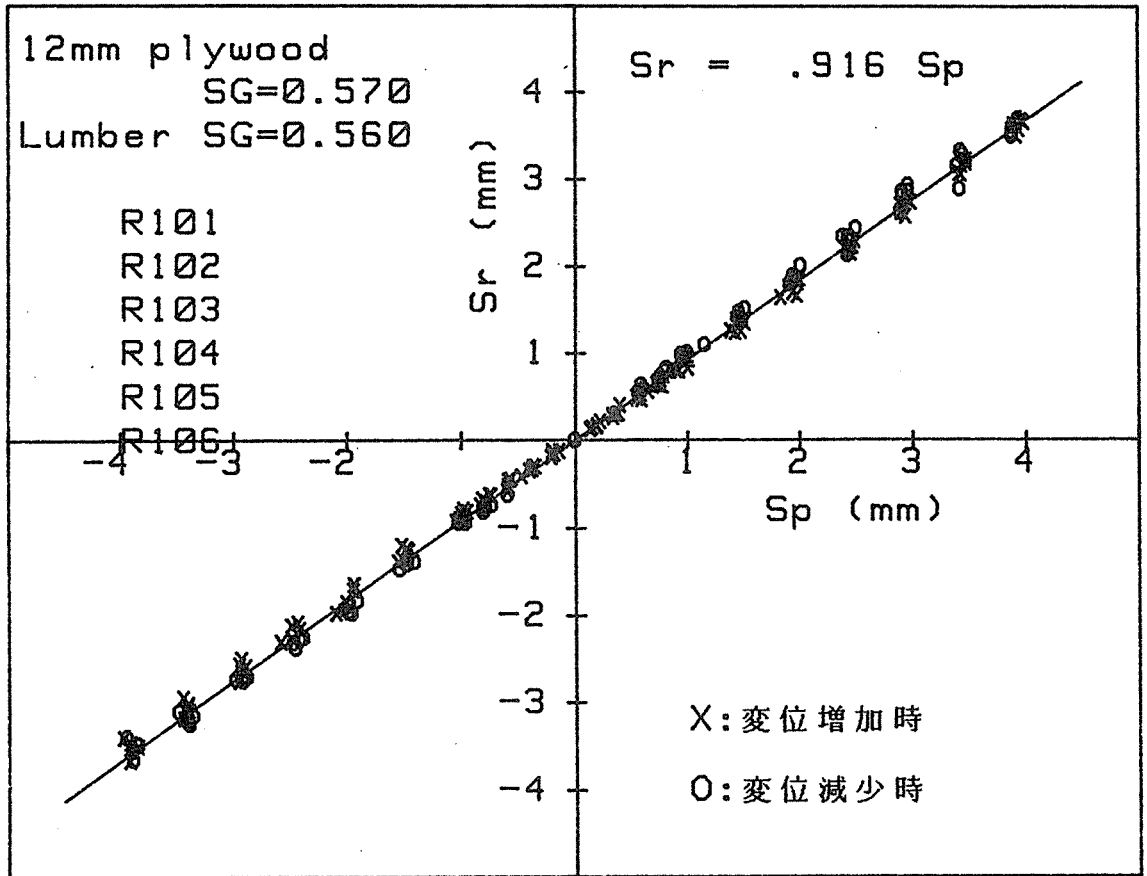
付図 A-24



繰り返し変位レベルと残留変位との関係

変位スケジュール：正負対称変位を漸増・漸減

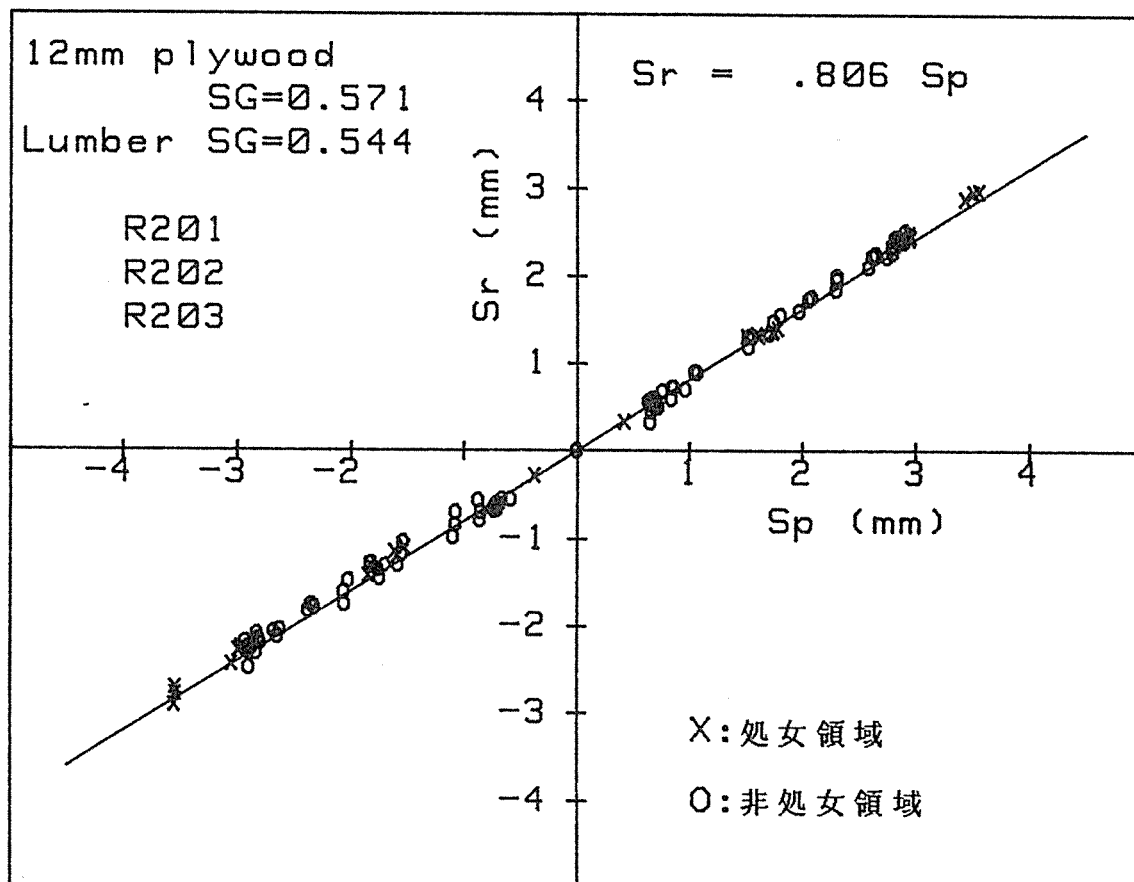
付図 A - 25



繰り返し変位レベルと残留変位との関係

変位スケジュール：正負対称変位を漸増・漸減

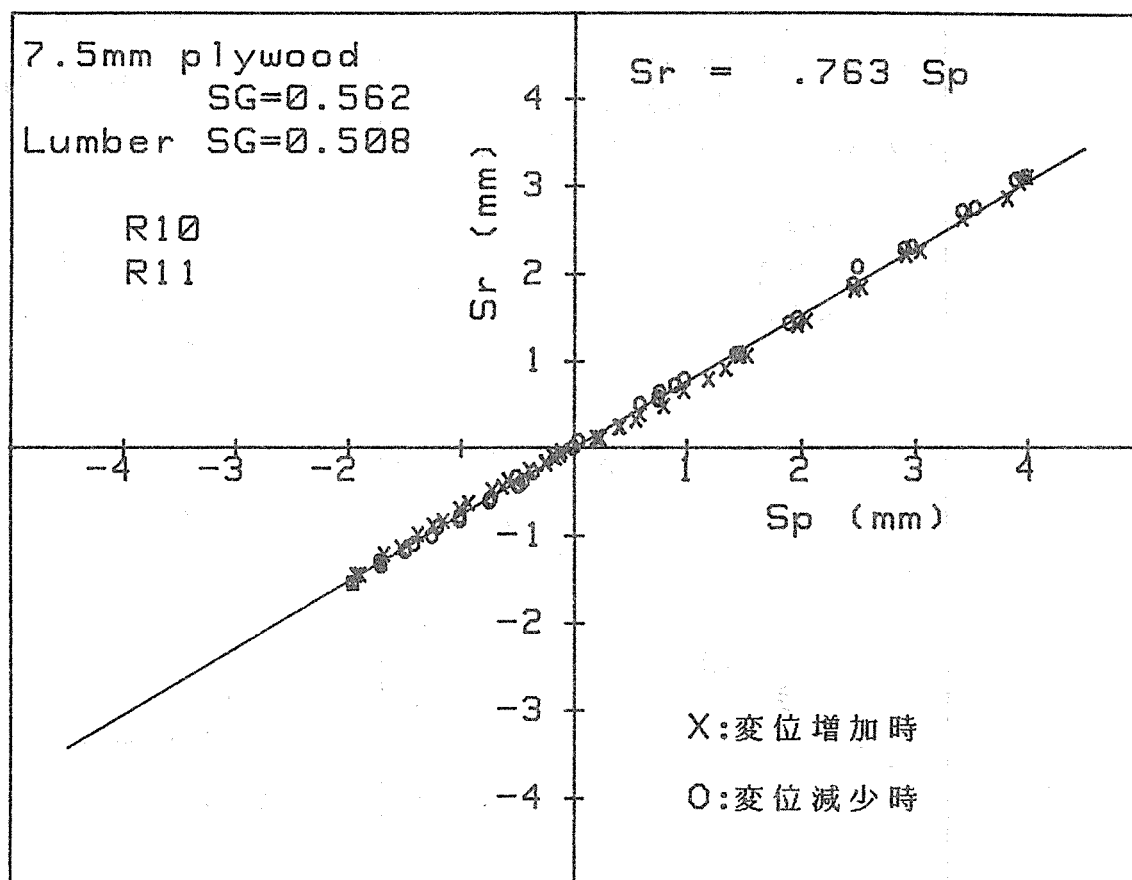
付図 A - 26



繰返し変位レベルと残留変位との関係

変位スケジュール：正負対称ランダム変位

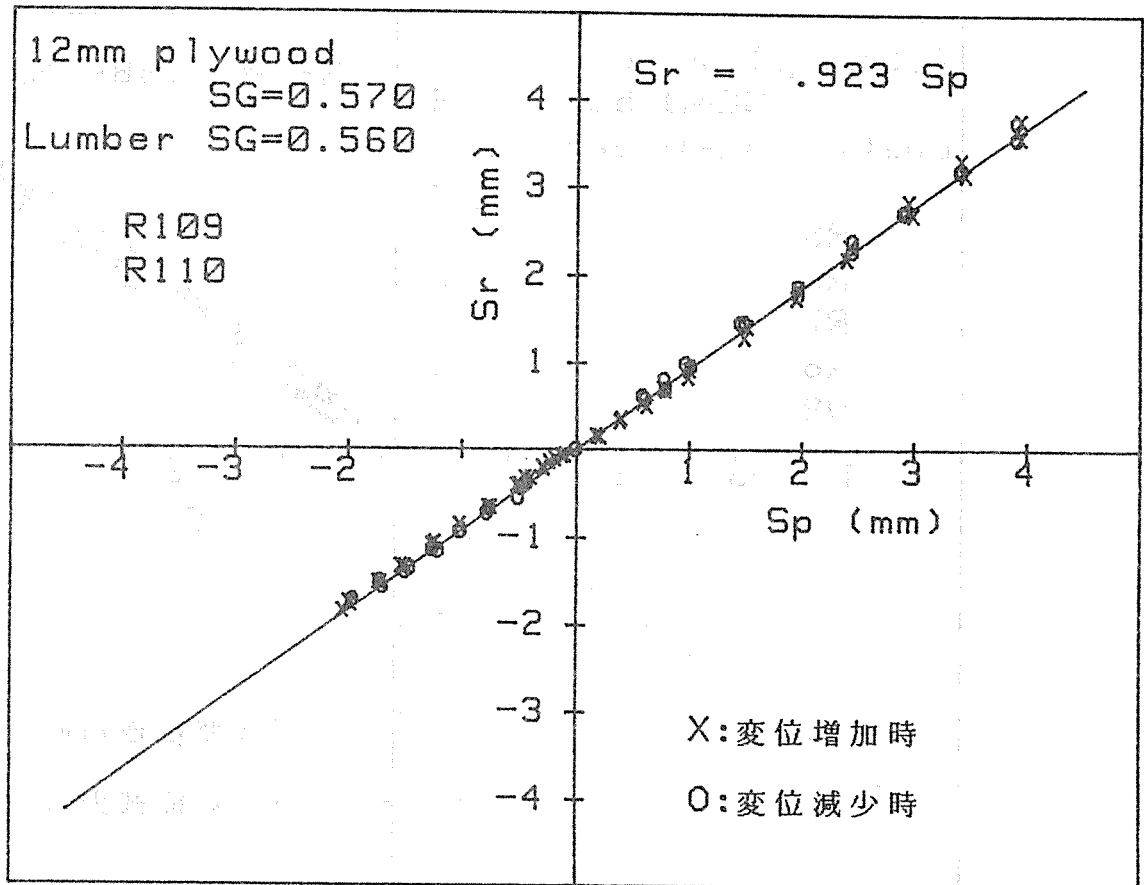
付図 A - 27



繰り返し変位レベルと残留変位との関係

変位スケジュール：マイナス変位はプラス変位の1/2

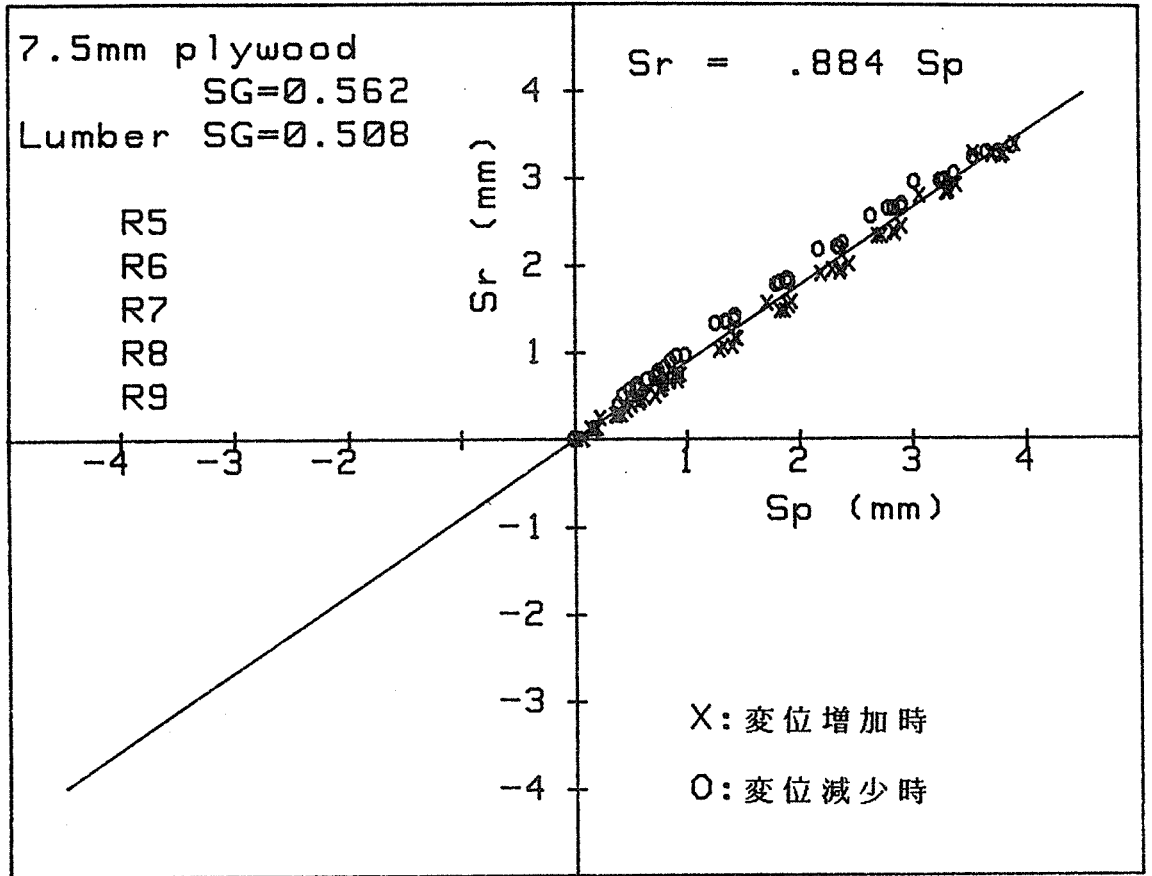
付図 A - 28



繰り返し変位レベルと残留変位との関係

変位スケジュール：マイナス変位はプラス変位の1/2

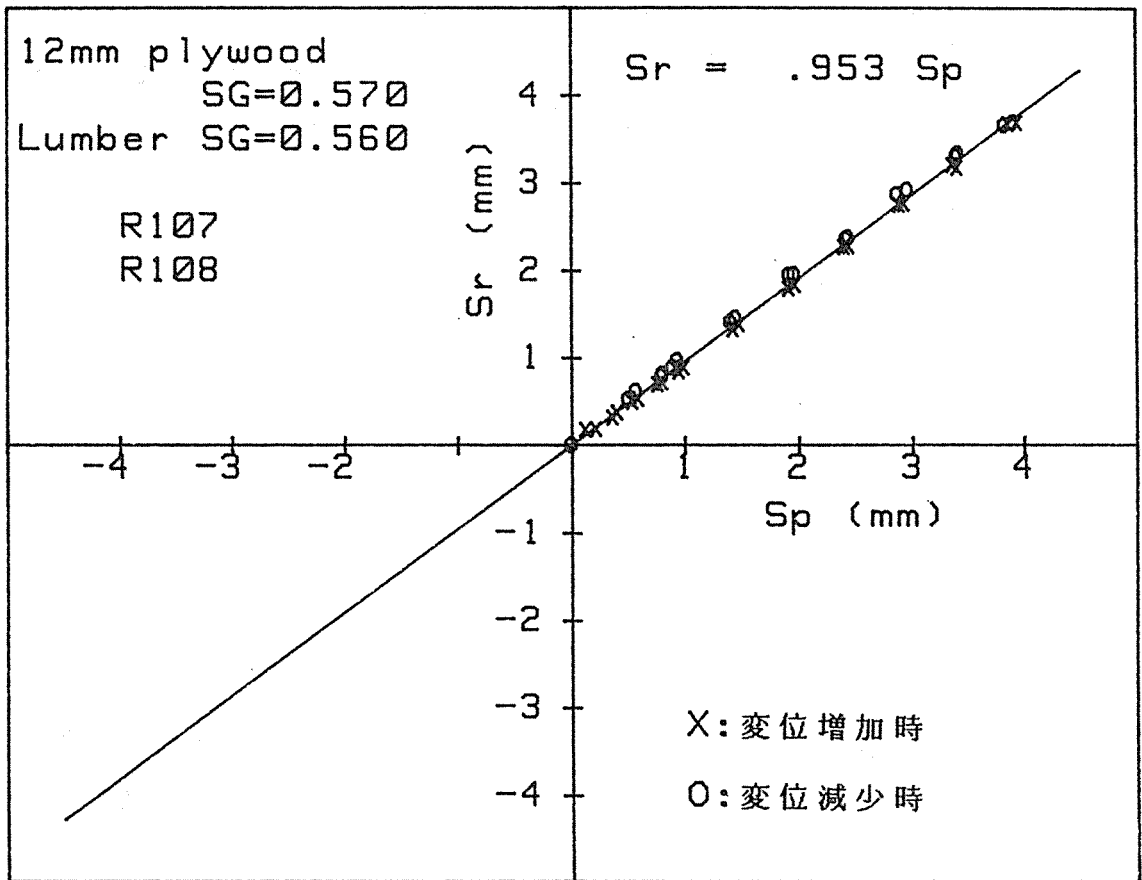
付図 A - 29



繰り返し変位レベルと残留変位との関係

変位スケジュール：変位ゼロで折り返し

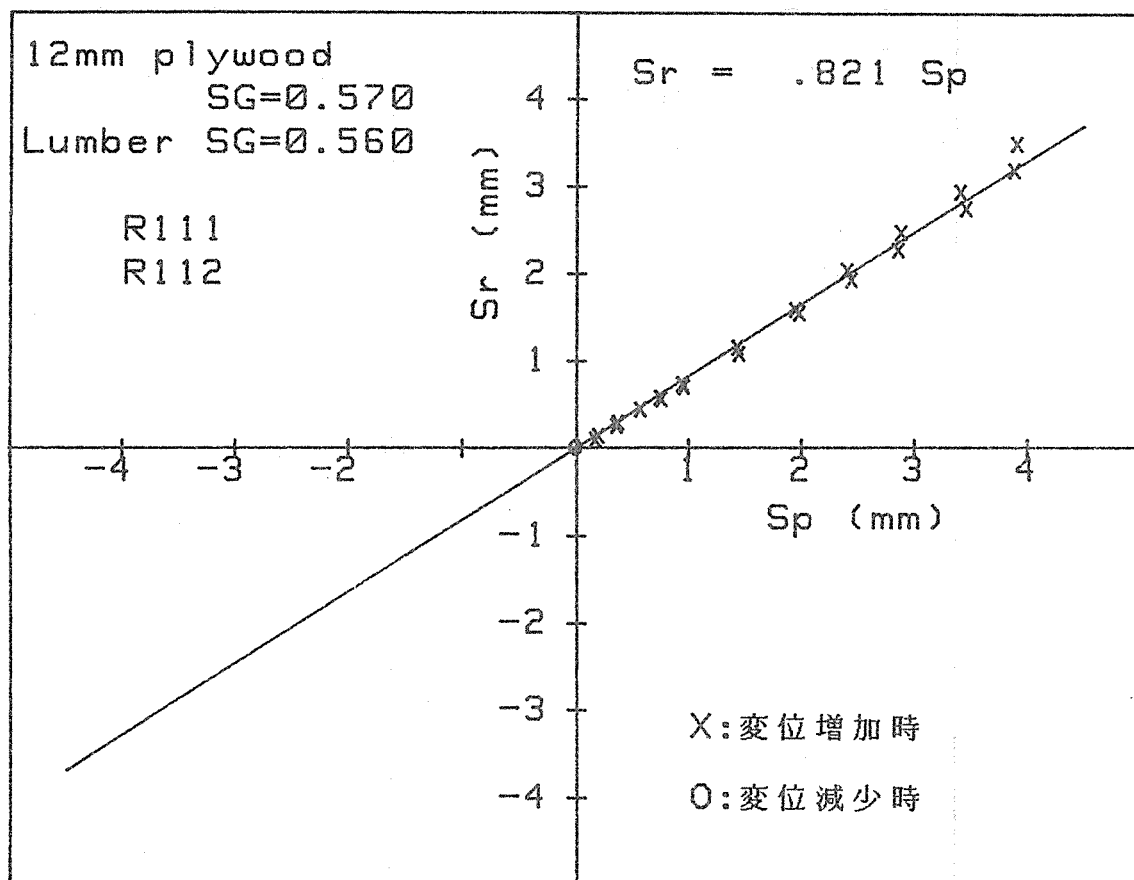
付図 A - 3 0



繰り返し変位レベルと残留変位との関係

変位スケジュール：変位ゼロで折り返し

付図 A - 3 1



繰り返し変位レベルと残留変位との関係

変位スケジュール：荷重ゼロで折り返し

第2章 木造化に必要な防火性能技術開発 (集成材接合部の耐久性に関する研究)

1. 目的

大断面の構造用集成材を用いた架構接合部を対象に、標準的な火災に対して30分から1時間程度の耐火性能を有する接合構法を開発することを目的とする。このため、種々の構法による接合部について載荷加熱試験を行い、火災時におけるこれらの変形、破壊等の性状を明らかにする。

2. 試験方法

2.1 試験体

1) はり継手試験体

はり継手試験体No.1～4は、中央部に継手を設けた長さ7mのはりである。試験体の概要を図1～4に示す。継手の構法は、基本的には、木材断面中央に挿入してドリフトピンにより木材と緊結した鋼板相互を添え板を介して高力ボルトで接合するものである。この接合部分は、試験体No.3では耐火塗料により、また試験体No.4では厚さ25mmの木板により被覆した。なお、試験体No.1は比較用のもので継手はなく、試験体No.2の高力ボルト接合部は無被覆とした。

2) 部分架構試験体

部分架構試験体は、図5～9に示すように、加熱炉内に組み立てた集成材架構に厚さ100mmのALC版の壁と床を取り付けたものである。この場合、柱とはり、大ばりと小ばりの接合には、図10に示すようなT型金物を用いた。また、このT型金物と集成材とを緊結するボルトの露出部分には耐火塗料を塗布するとともに、金物の小口部分も埋木または耐火塗料により被覆した。

2.2 載荷加熱試験

JIS A 1304(建築構造部分の耐火試験方法)に規定する加熱温度曲線に従って、はり継手試験体では上端を除く3面を、また部分架構試験体では壁、床及び架構の室内側を加熱した。はり試験体への載荷は、支点間距離6.8mで3等分点2点集中荷重とし、この試験荷重の大きさは、接合部の長期許容耐力に等しい応力が接合部に生じるようなものとした。この場合、接合部における木材の有効断面の大きさは加熱前のものとし、加熱時の炭化による断面欠損は考慮しなかった。部分架構試験体への載荷は床のみに行い、その大きさは法令に定める床の積載荷重300kg/m²(事務所用)とした。

3. 試験結果

3.1 はり継手試験

はり継手試験体については、破壊が生じるまで載荷加熱を行った。試験結果の概要を表1に、破壊に至るまでのはり継手部のたわみ変化を図11に、高力ボルトの接合部の鋼材温

度を図12に示す。高力ボルト接合部が無被覆の試験体2のたわみは、加熱開始後約20分から急増したが、この接合部を被覆した試験体No.3、4のたわみは、約40分までは僅かであった。また接合部のない試験体No.1は約80分で破壊したが、接合部を被覆しない試験体No.2は約30分とかなり短い時間で破壊した。一方、接合部を被覆した試験体No.3、4が破壊した時間は約50～60分であり、これらの時間は上記試験体No.2のものよりもかなり長かった。

3.2 部分架構試験

部分架構試験体については、75分の載荷加熱試験を行った。壁と床のALC版の目地部の裏面温度を図13に、T型金物とボルト頭部の温度を図14～16に、試験体各部の鉛直変位を図17に示す。試験終了時においても壁と床の裏面温度は100℃以下であり、柱と大ばりの仕口部分のたわみも僅かであった。床のALC版中央のたわみは約40mmに達したが、これも支点間距離の約1/50と小さかった。

4. 考察

以上のような試験結果から、木材や耐火塗料で接合金物を被覆すると接合部の耐火性が大きく向上することは明かである。高力ボルト接合部を無被覆としたはり試験体No.2の破壊時間に比較して、その部分を被覆した試験体No.3、4の破壊時間が長かったのは、被覆に用いた木材または耐火塗料が鋼板やボルトを比較的低温に保持してこれらの強度低下を防止したためである。図12に示すように、加熱温度に比較して高力ボルト接合部の鋼材温度はかなり低く抑えられている。この結果から、耐火塗料よりも厚さ25mmの木板の方が全体として遮熱性が高いことがわかるが、実際の施工は前者の方が簡単な場合が多い。木板の場合、鋼材温度の上昇は加熱初期にはかなり緩やかであり、加熱開始後約20過ぎから含水の影響で100℃での停滞が少しあり、加熱開始後40分以降急激に上昇する。この時点で木板の燃焼が裏面に達し、また50分近くでは脱落も生じたのではないかと考えられる。図11において、試験体No.4の接合部のたわみが加熱開始後40分過ぎから急に増大しているのはこのためである。このようなことから、接合金物の被覆に用いる木板の厚さを今回のものの2倍の50mmとすれば、1時間の耐火性能を接合部に確保することは可能であると考えられる。耐火塗料の場合は、図12に示すように、遮熱性は木板に比較して劣るが鋼材温度の上昇がほぼ直線的で安定しており、塗厚を少し厚くすることにより1時間の耐火性能を確保することができると考えられる。ここで使用した発泡性耐火塗料は、長時間の加熱を受けると発泡層の収縮、ひび割れ、脱落等が起こる可能性があるが、接合部のように塗布面積が小さい場合は、かなりの時間加熱に耐えることができると考えられる。なお今回の試験では、2.2に述べたように、接合部における木材部分の加熱による断面欠損は考慮していない。図11に示したたわみの測定結果から見て、30分程度の加熱では問題ないが、1時間の加熱では、接合金物の被覆とともに、木材部分の炭化による断面欠損も考慮して、適切な燃えしろ設計を行う方がより安全であると考えられる。

部分架構試験体に用いたT型金物は、露出する部分が比較的少ないが、小口やボルトの両端部は木材や耐火塗料で被覆する方が安全である。集成材と金物の緊結にはドリフトピンを用いることが望ましいが、施工に手間がかかるのが欠点である。ボルトを用いる場合は、ボルト穴の周りのガタは避けられないので、ボルト両端部に発泡性の耐火塗料を塗布するとその周囲の木材の焼損をある程度遅らせることができる。図14～16に示すように、T型金物の小口やボルト頭の温度が低いのは、埋め木や耐火塗料による被覆の効果が現れたものである。図13と図17に示す裏面温度とたわみの測定結果からみて、集成材架構に支持される厚さ100mmのALC版の壁と床は1時間の耐火性能を十分に有していると考えられる。ただし架構については、この場合のように炭化速度を0.6～0.7mm/分と設定して、1時間の加熱を受けてもなおALC版の十分なかかりしろがあるような燃えしろ設計が必要である。

5. まとめ

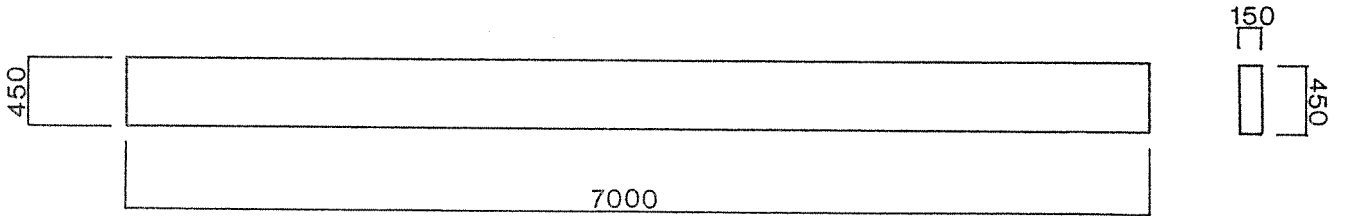
木材断面中央に挿入してドリフトピンにより木材と緊結した鋼板相互を添え板を介して高力ボルトで摩擦接合するはり継手において、摩擦接合部分の鋼板やボルト等の鋼材露出部分を耐火塗料（30分耐火仕様）または厚さ25mmの木板で被覆すれば、接合部にその長期許容耐力に等しい応力が生じるような場合でも30分以上の耐火性能を十分に確保することができる。また、上記の耐火塗料の塗厚や木板の厚さを大きくすることにより、1時間の耐火性能を確保することも可能であると考えられる。

集成材架構に支持される厚さ100mmのALC版の壁や床は、炭化速度を0.6～0.7mm/分と設定し、かつ断面欠損後もALC版に十分なかかりしろ（床では40mm）を確保するような燃えしろ設計を架構について行えば、1時間の耐火性能を十分に有する。

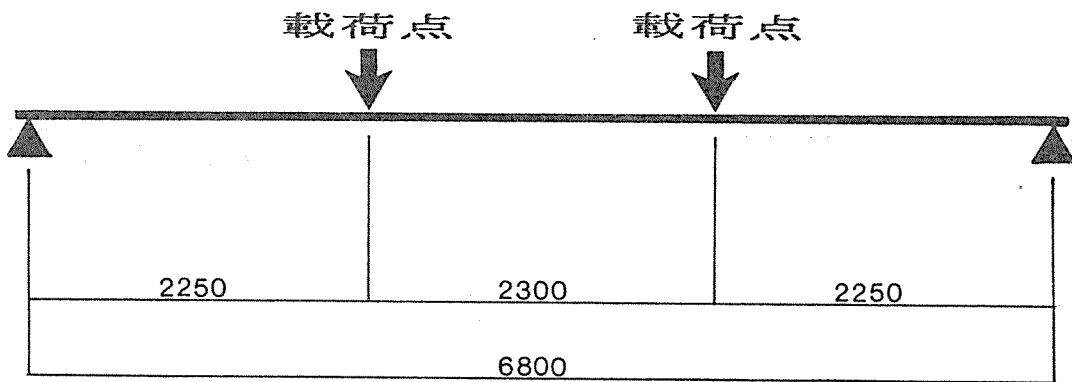
表1 載荷加熱試験結果の概要

試験体 番号	接合金物部分の 埋木, 被覆等	載荷重 (tf) [荷重係数]	破壊が生じるま での時間 (分)	破壊時の中央部 たわみ (mm)
No. 1	接合部なし	1.18×2 (0.38)	80.7	141.2
No. 2	埋木, 被覆なし	1.18×2 (1.0)	29.0	143.1
No. 3	耐火塗料塗布	1.18×2 (1.0)	60.0	101.7
No. 4	木栓, 木板被覆	1.18×2 (1.0)	53.0	99.8

試験体No.1 樹種：べいまつ
ラミナ数：13ply
載荷重：1.18tonf



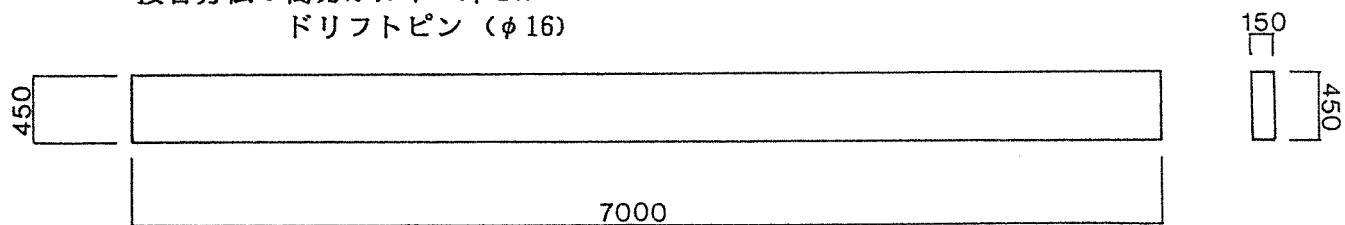
試験体図



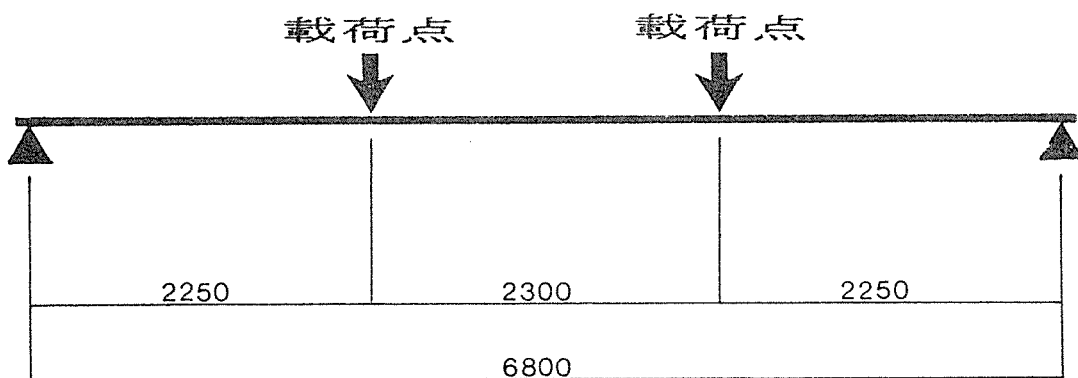
載荷位置図

図1 はり継手試験体NO.1 (接合部なし)

試験体No. 2 樹 種：べいまつ
 ラミナ数：13ply
 載荷重：1.18tonf
 接合方法：高力ボルト（φ20）
 ドリフトピン（φ16）



試験体図



載荷位置図

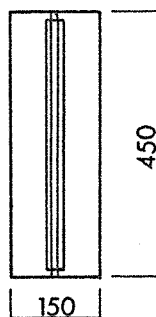
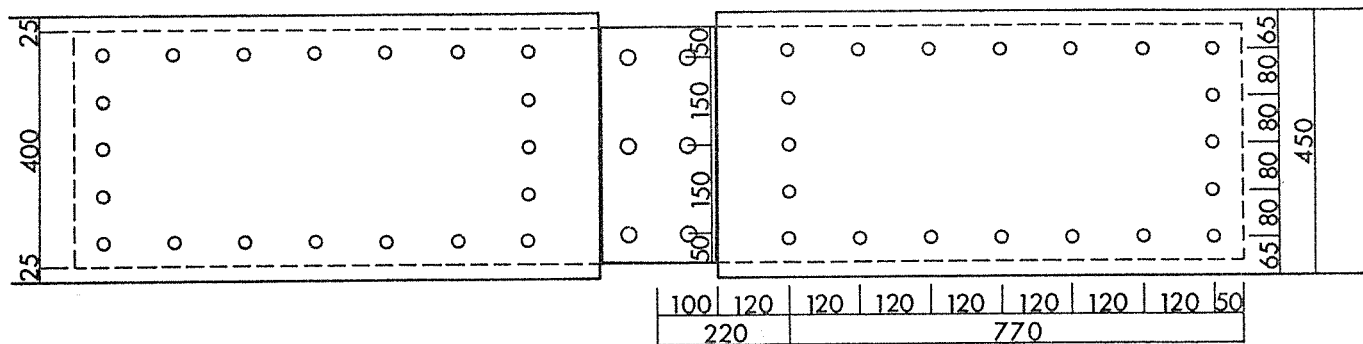
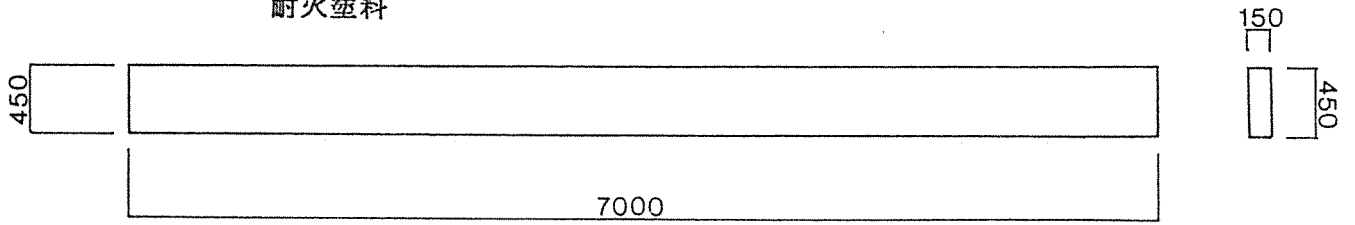


図2 接合部詳細図
 （はり継手試験体NO.2接合部無被覆）

試験体No.3 樹種：べいまつ
 ラミナ数：13ply
 載荷重：1.18tonf
 接合方法：高力ボルト（φ20）
 ドリフトピン（φ16）
 耐火塗料



試験体図

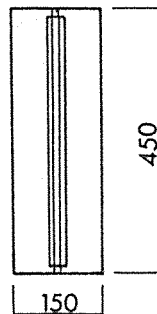
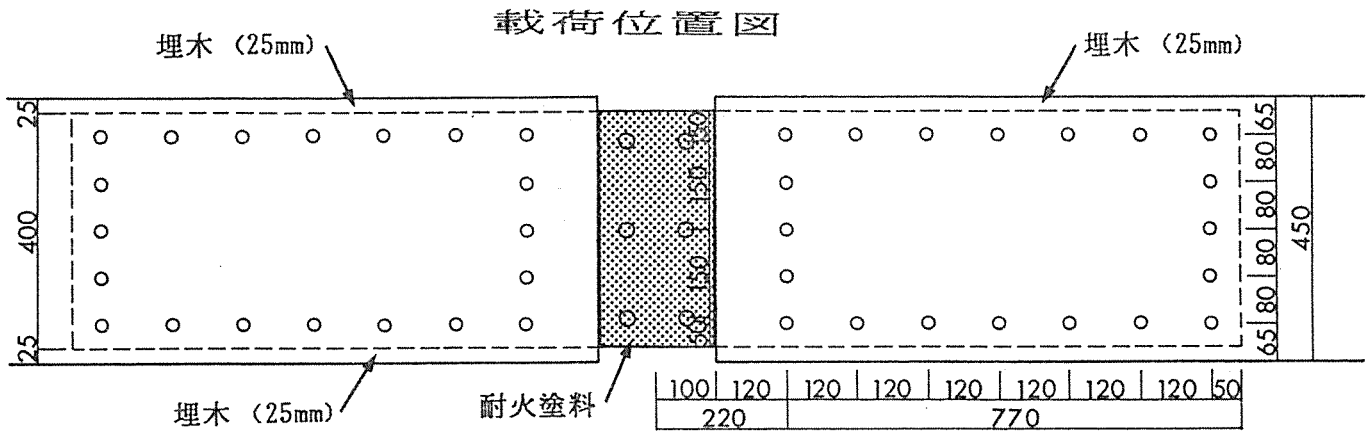
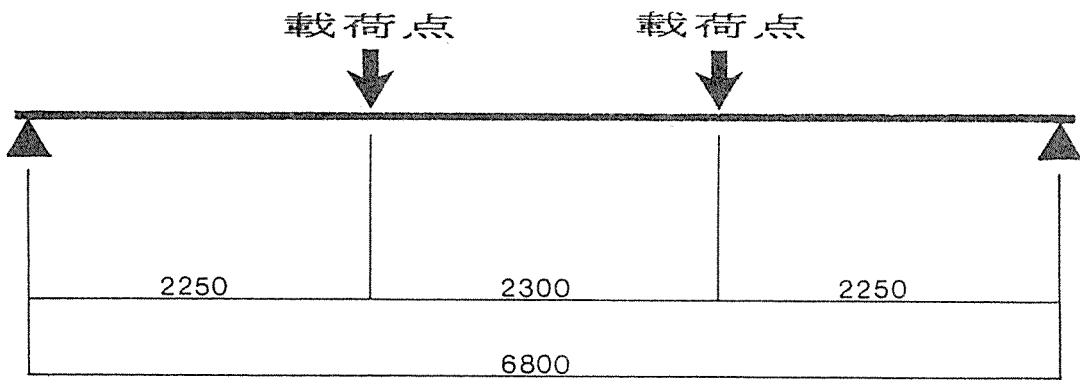


図3 接合部詳細図
 (はり継手試験体NO.3 接合部耐火塗料塗布)

試験体No.4 樹種：べいまつ
 ラミナ数：13ply
 載荷重：1.18tonf
 接合方法：高力ボルト（φ20）
 ドリフトピン（φ16）
 鋼板部分埋木

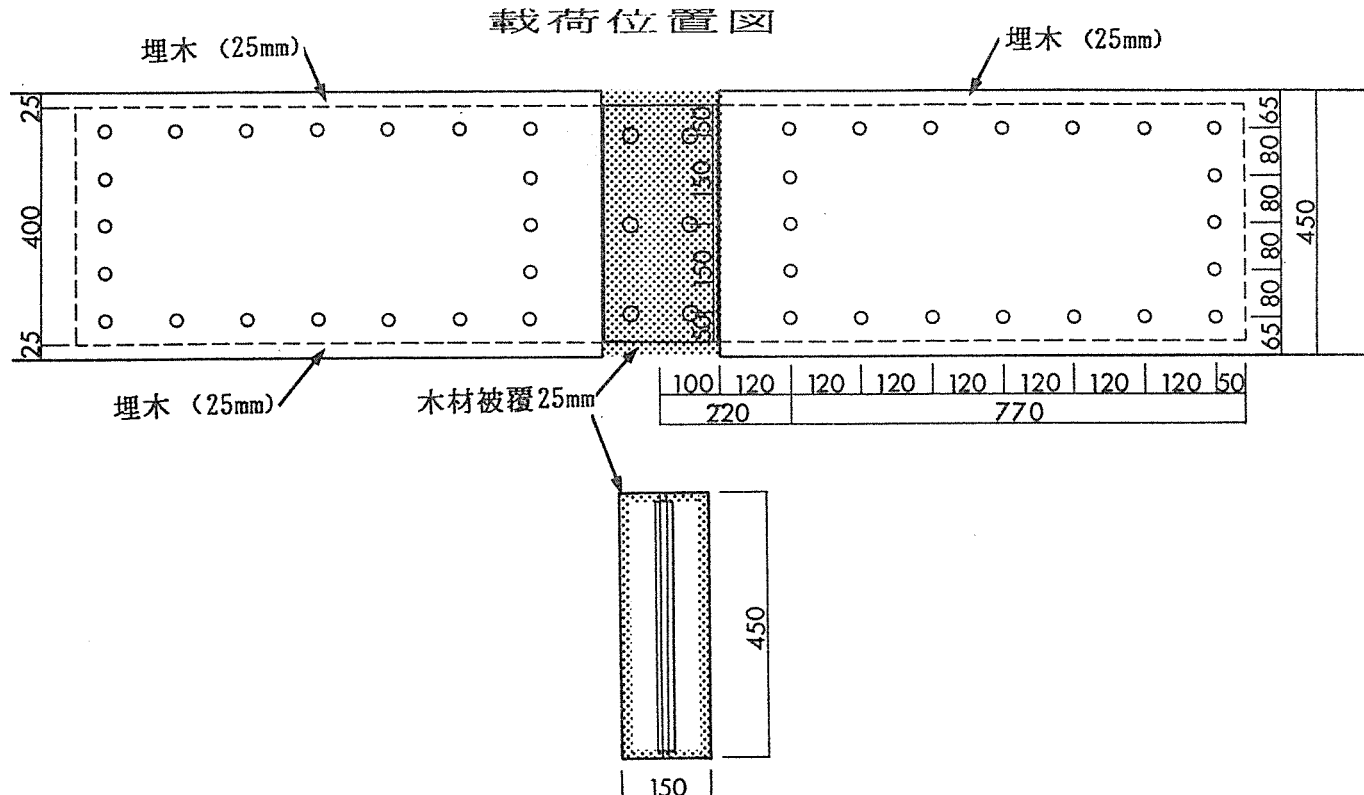
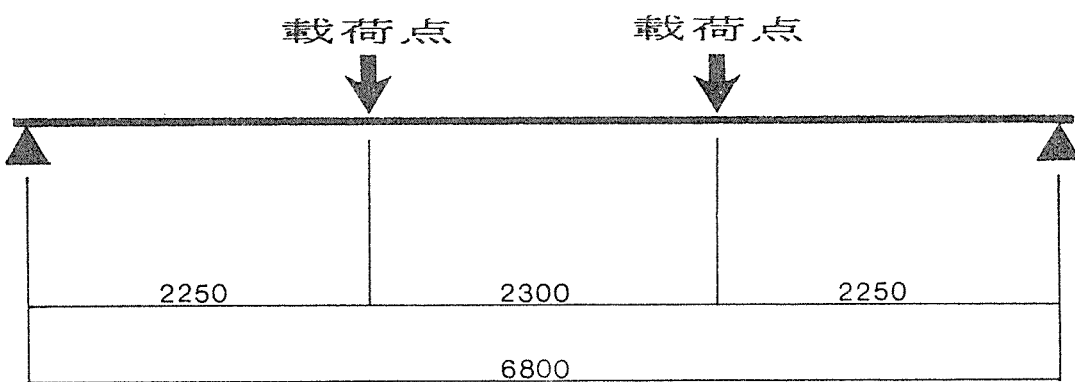
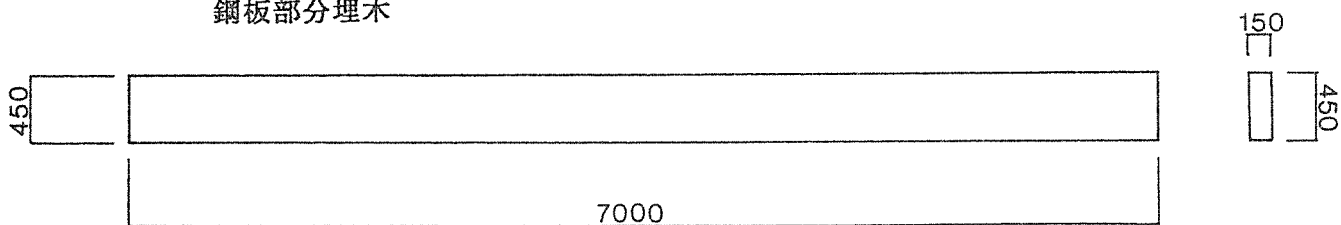


図4 接合部詳細図
 (はり継手試験体NO.4 接合部木板被覆)

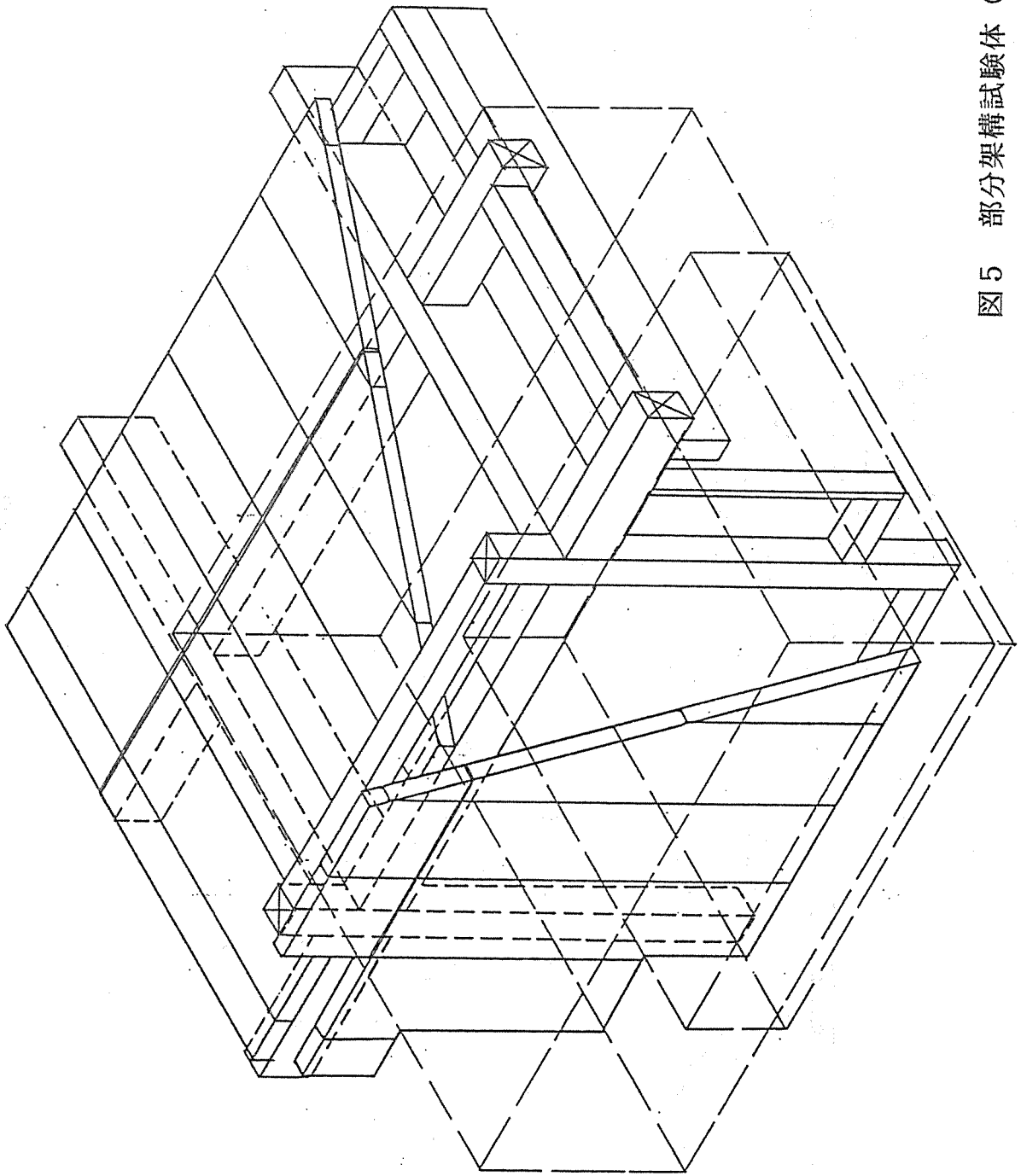


图5 部分架構試驗体 (外觀図)

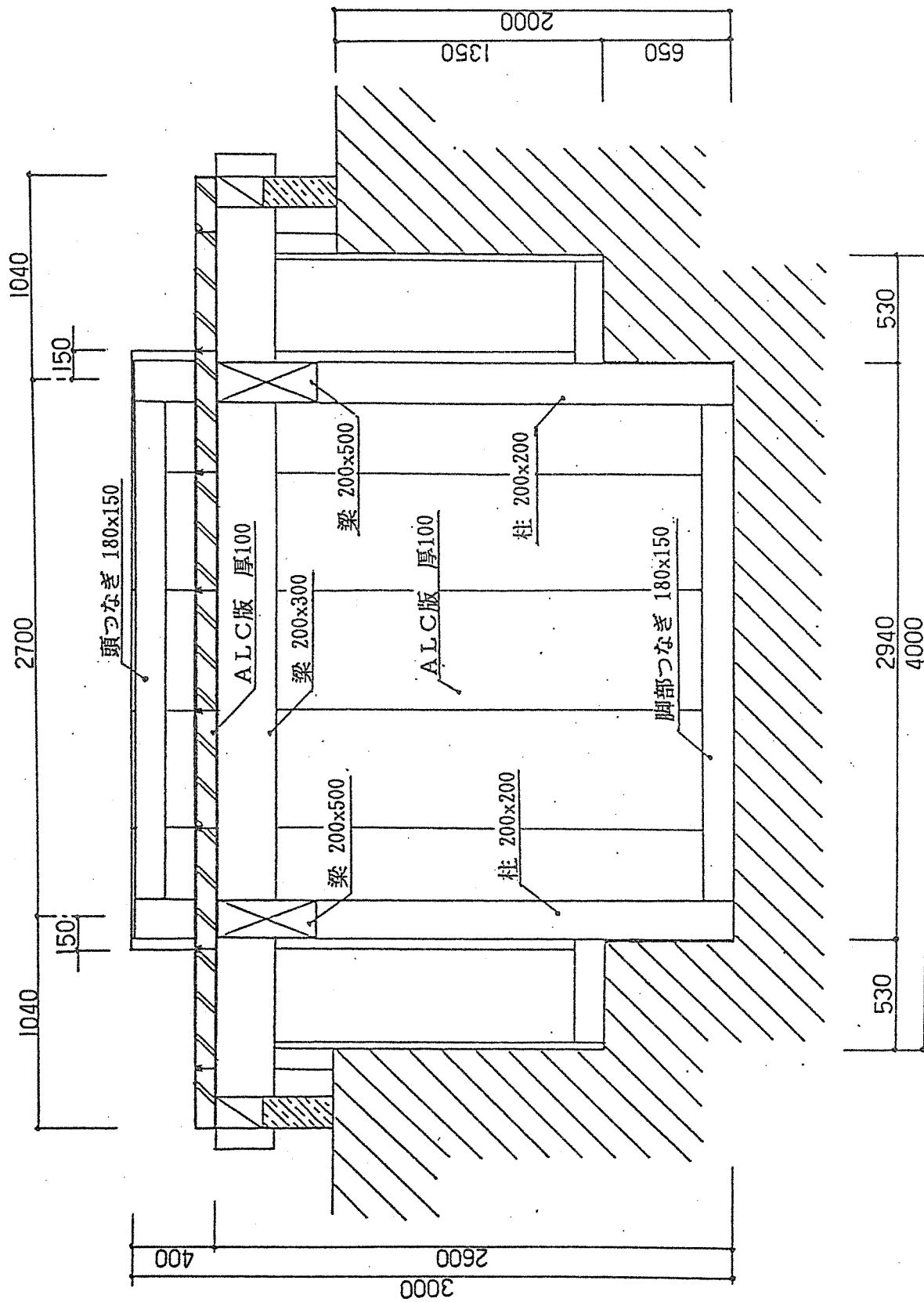


図6 部分架構試験体 (鉛直断面図)

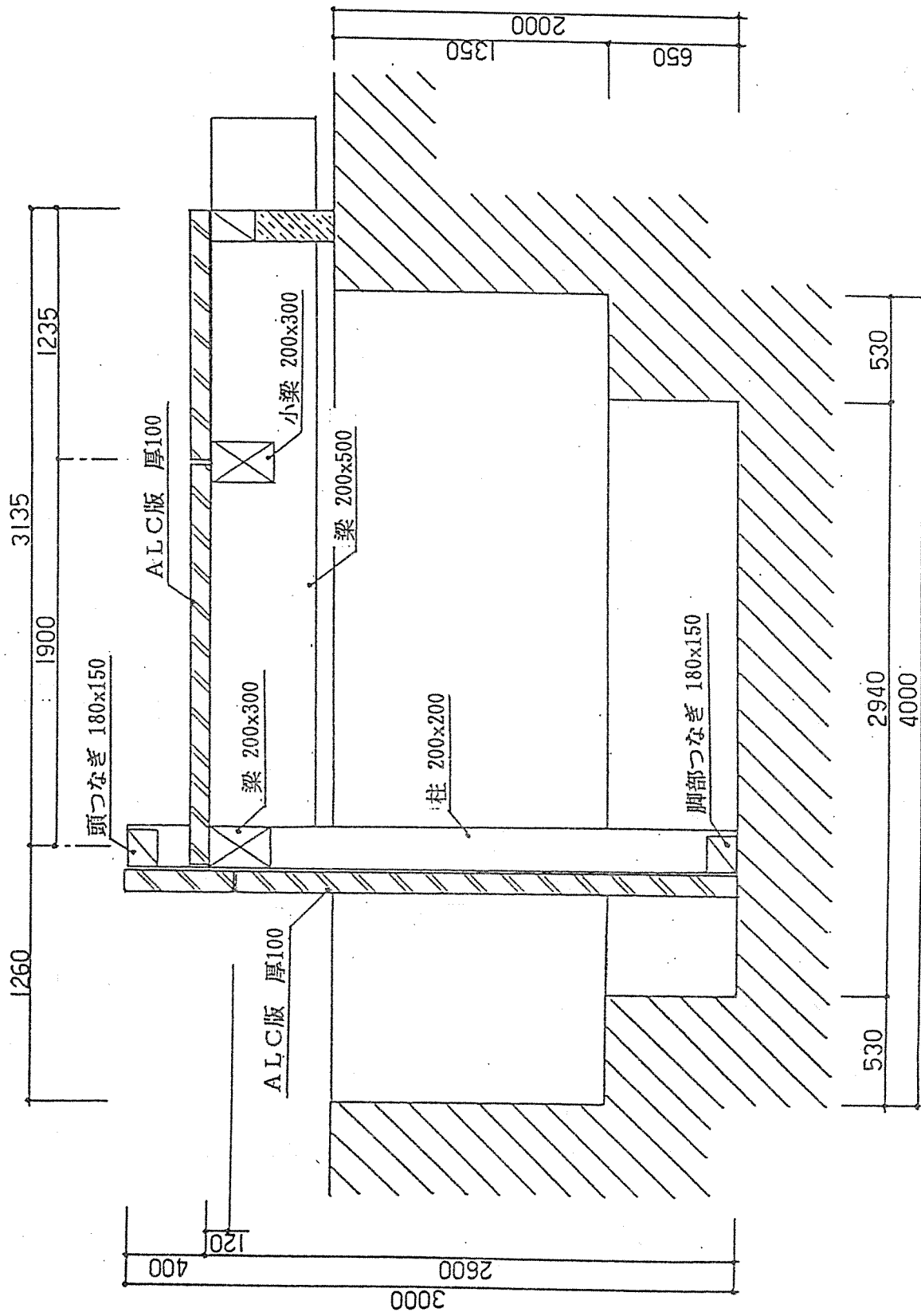


図7 部分架構試験体 (鉛直断面図)

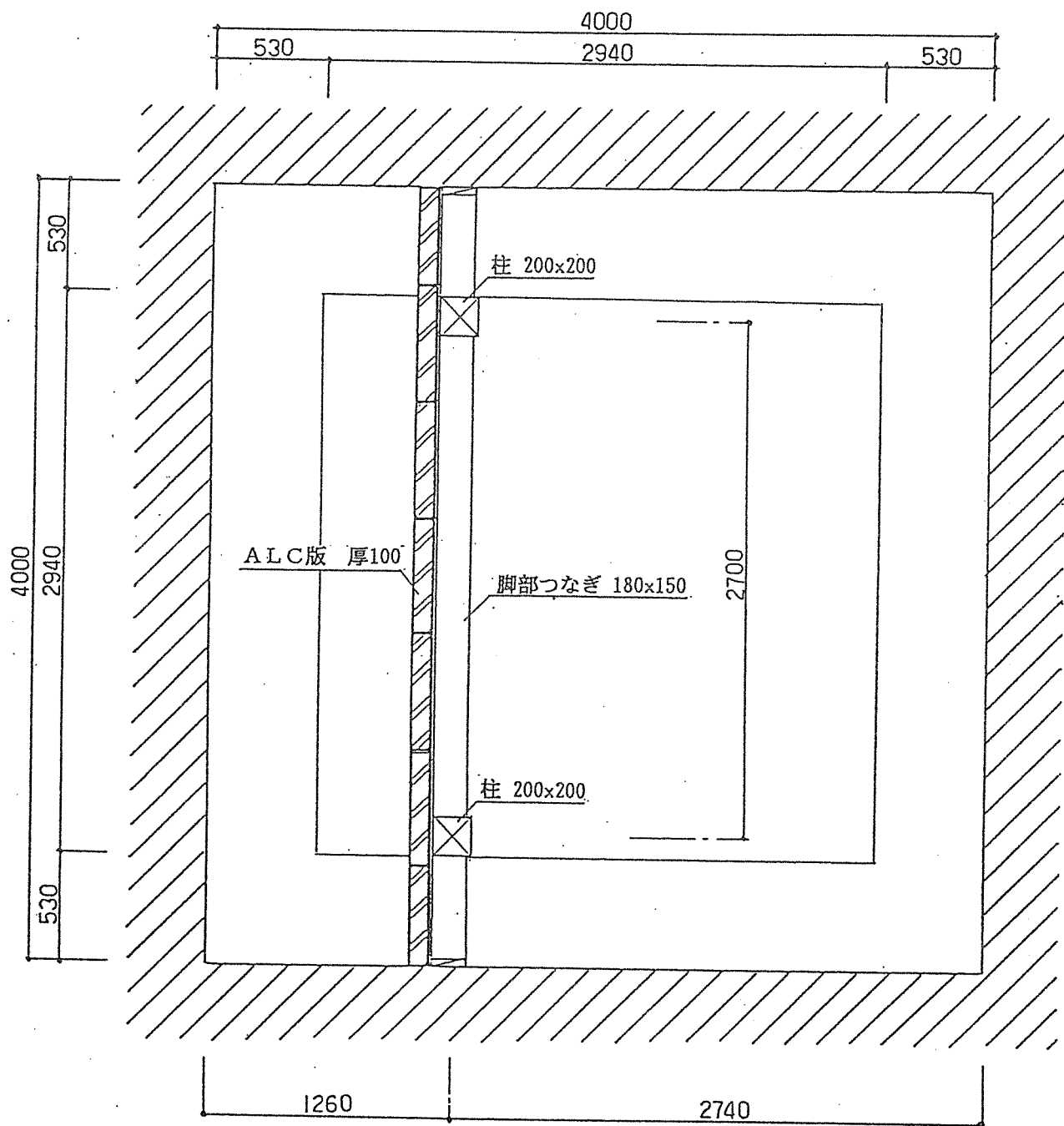


図8 部分架構試験体（水平断面図）

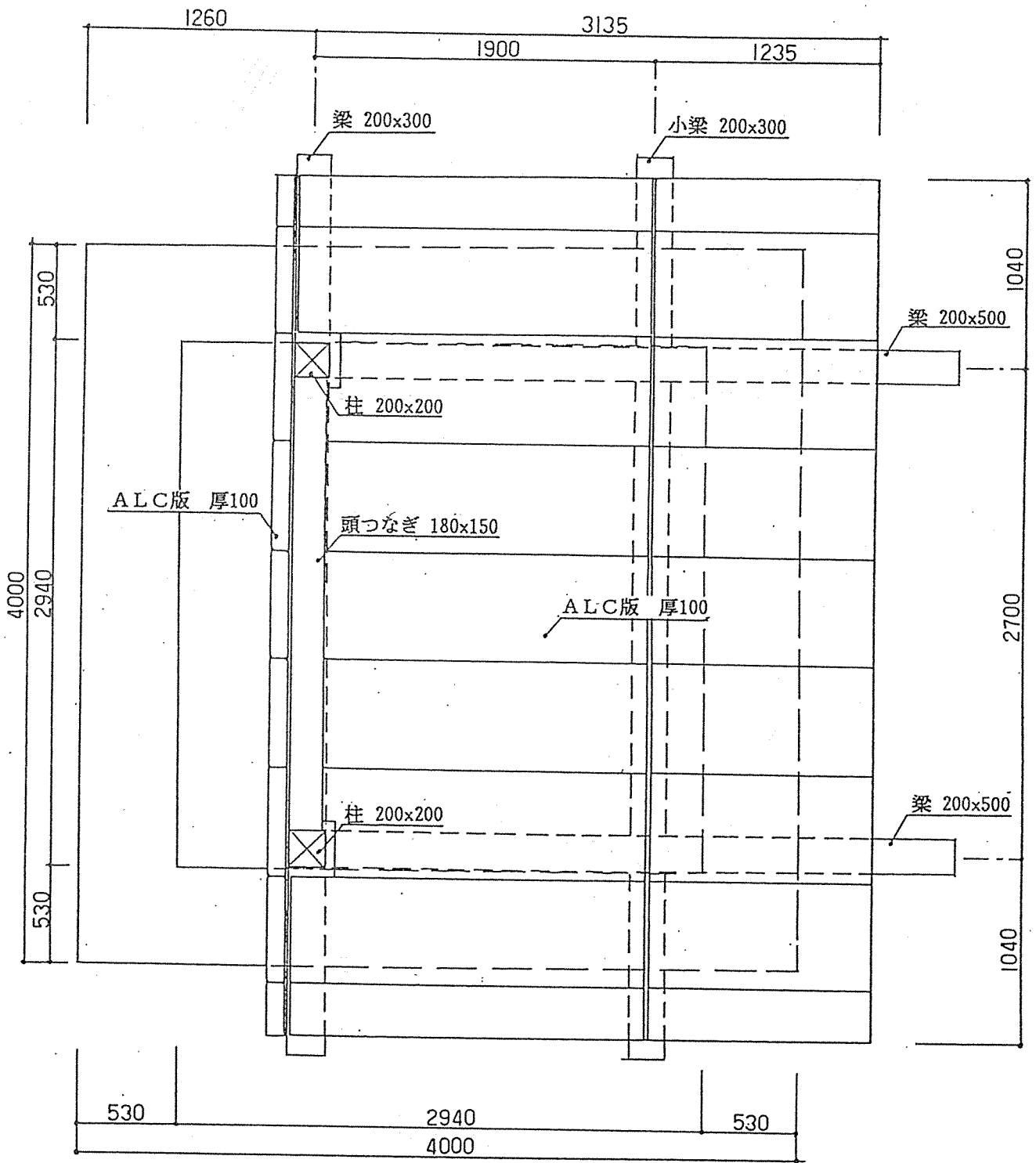


図9 部分架構試験体（水平断面図）

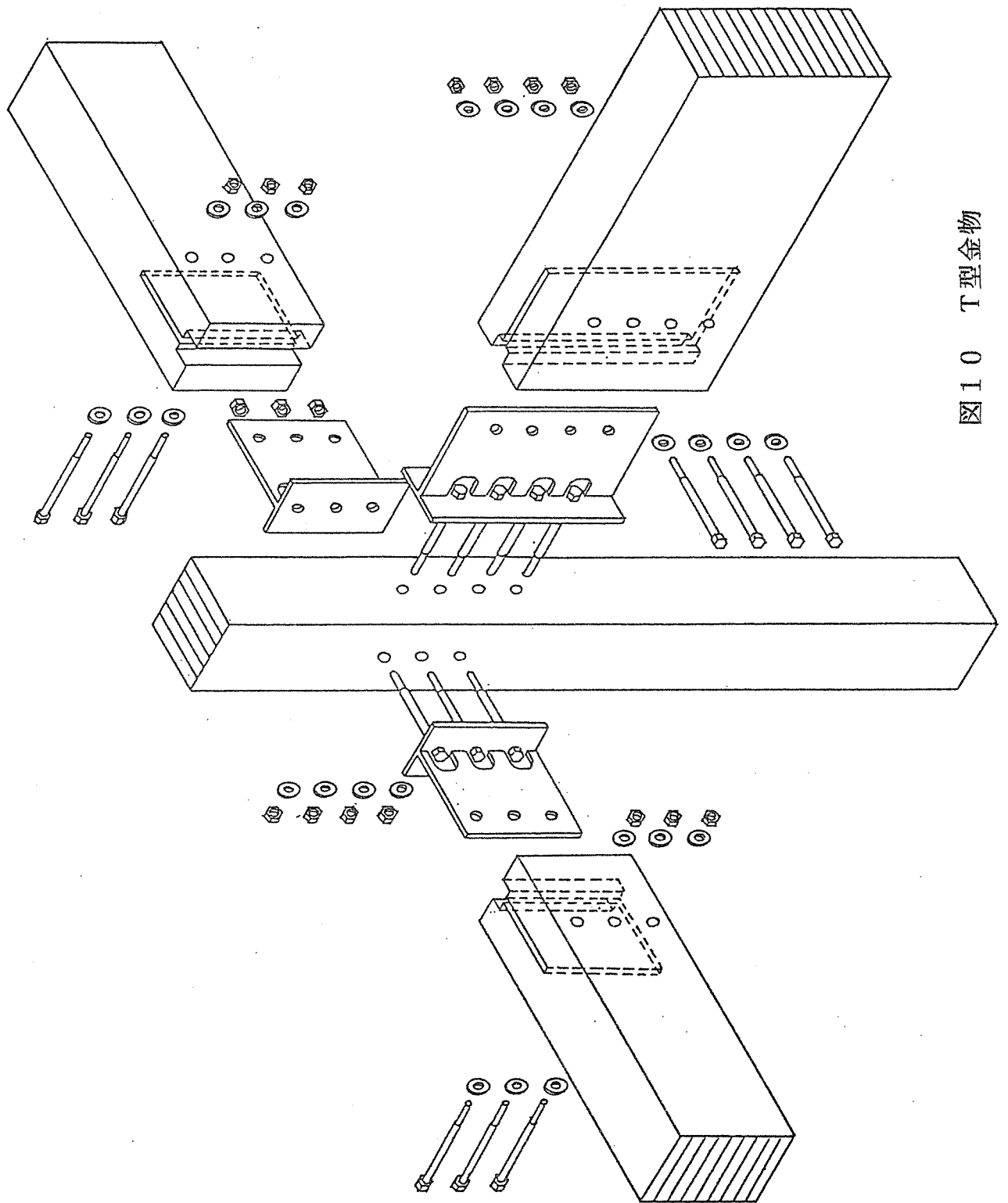


图10 T型金物

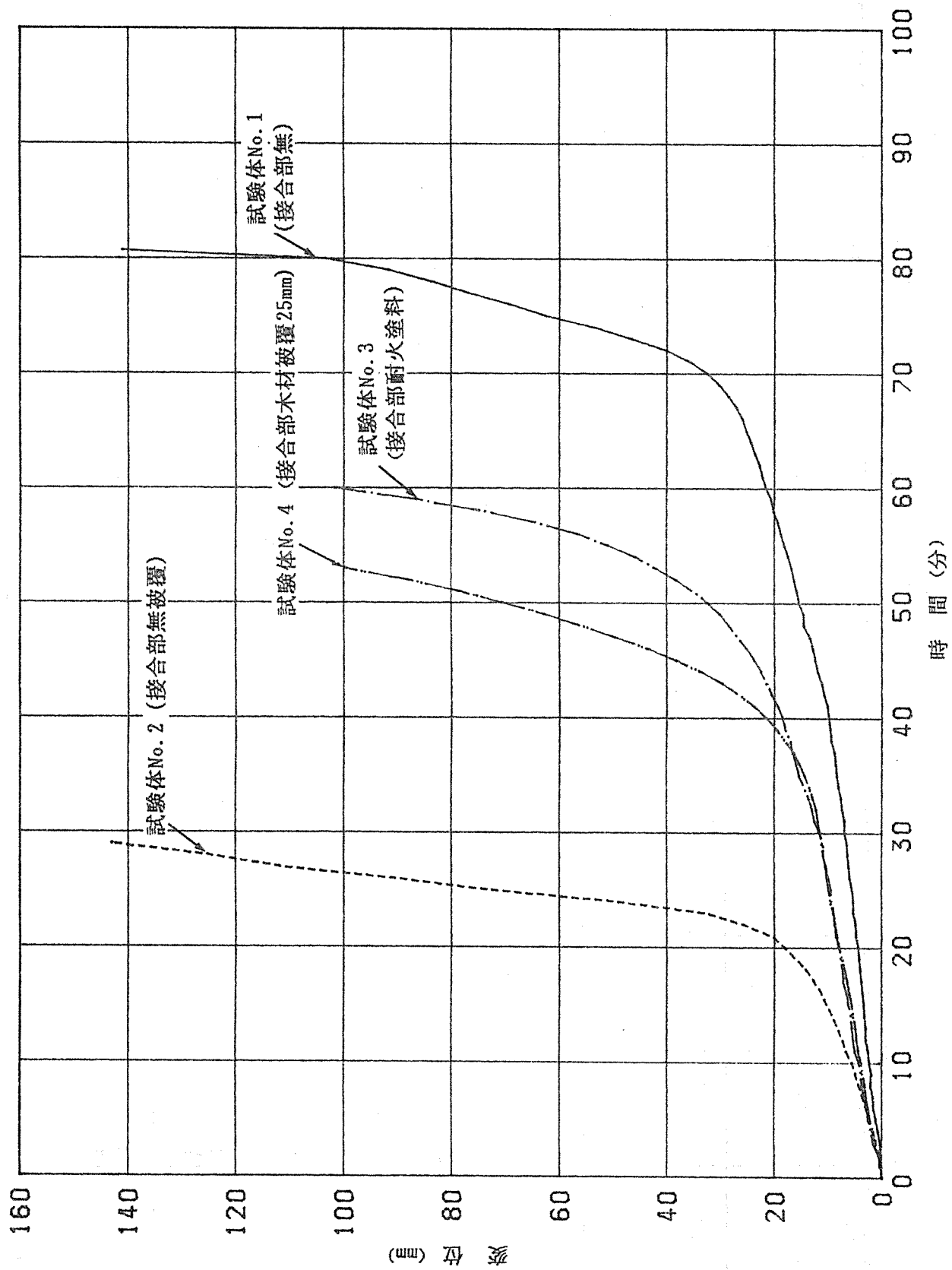


図111 はり継手部のたわみ変化

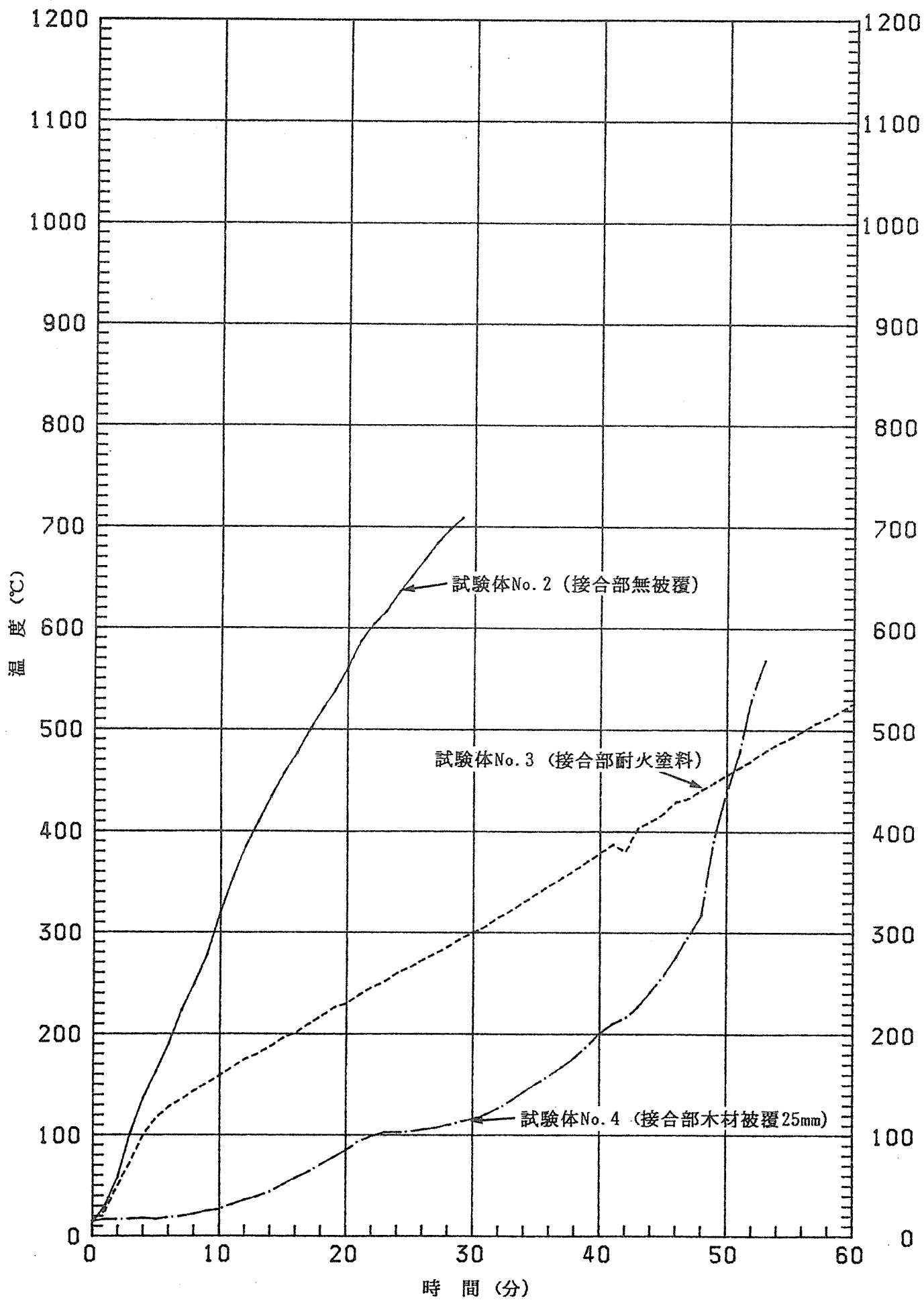


図12 高力ボルトの鋼材温度

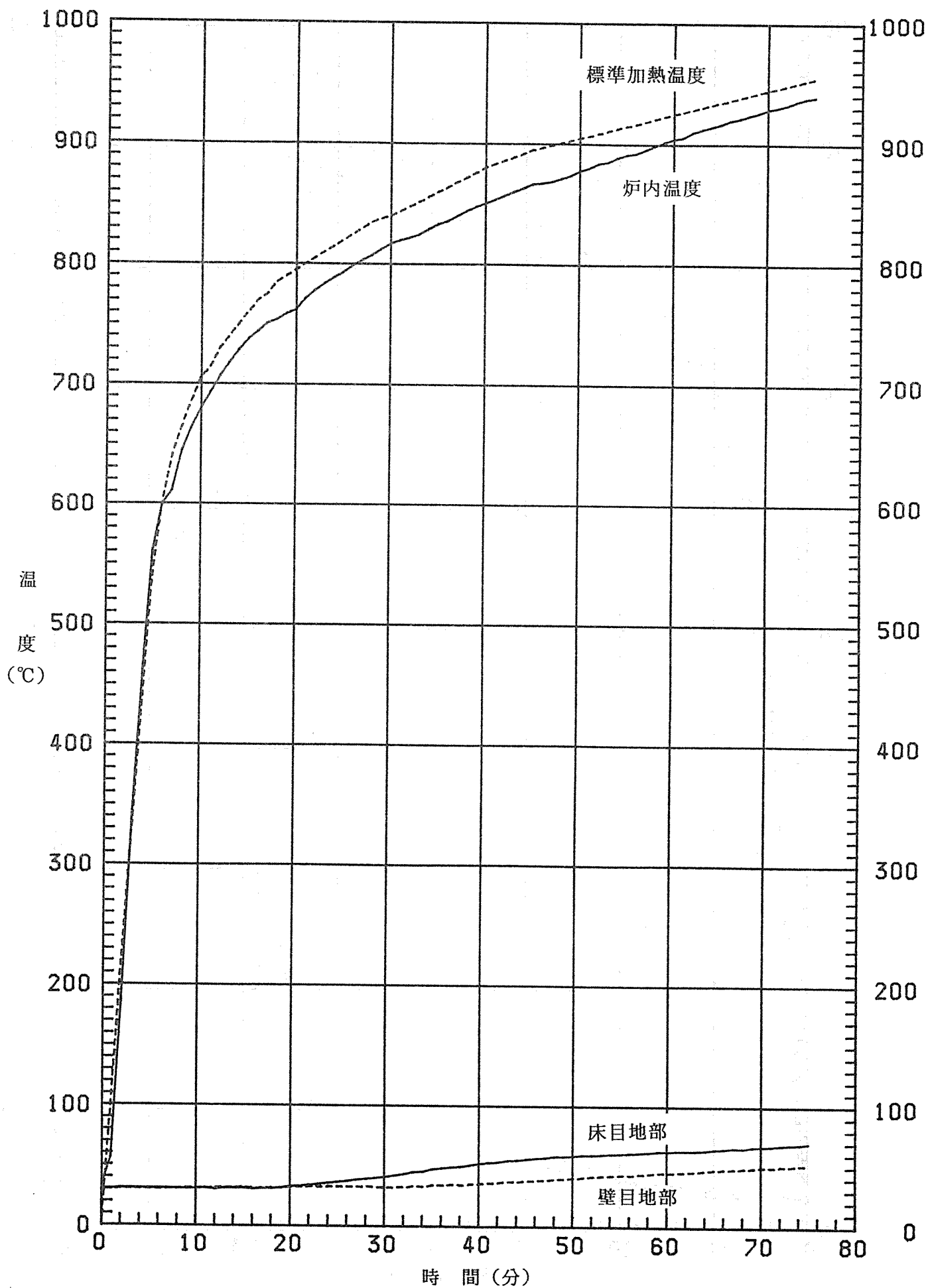


圖 1 3 A L C 版裏面溫度 (平均值)

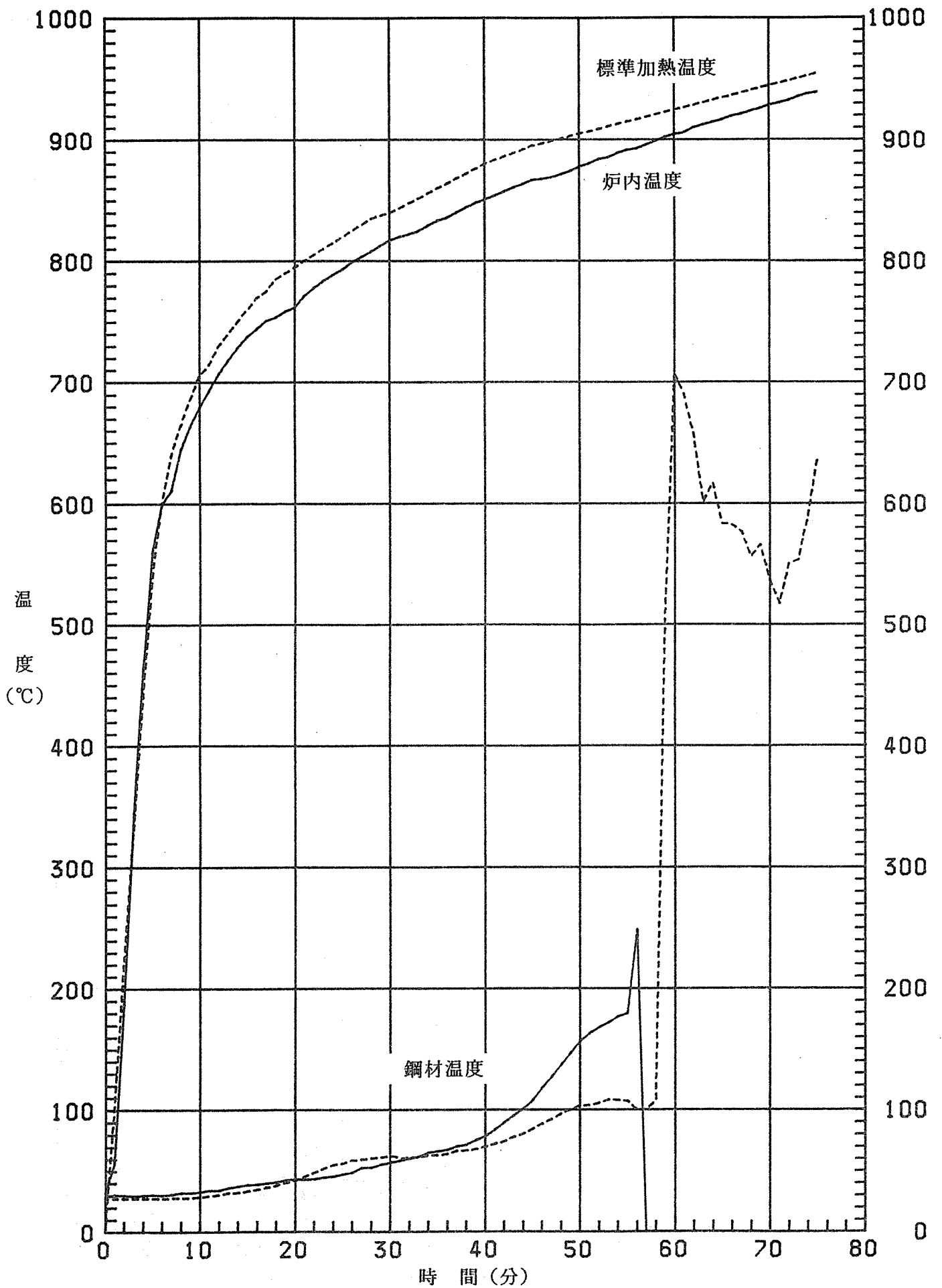


図14 T型金物小口部分の鋼材温度 (埋め木被覆)

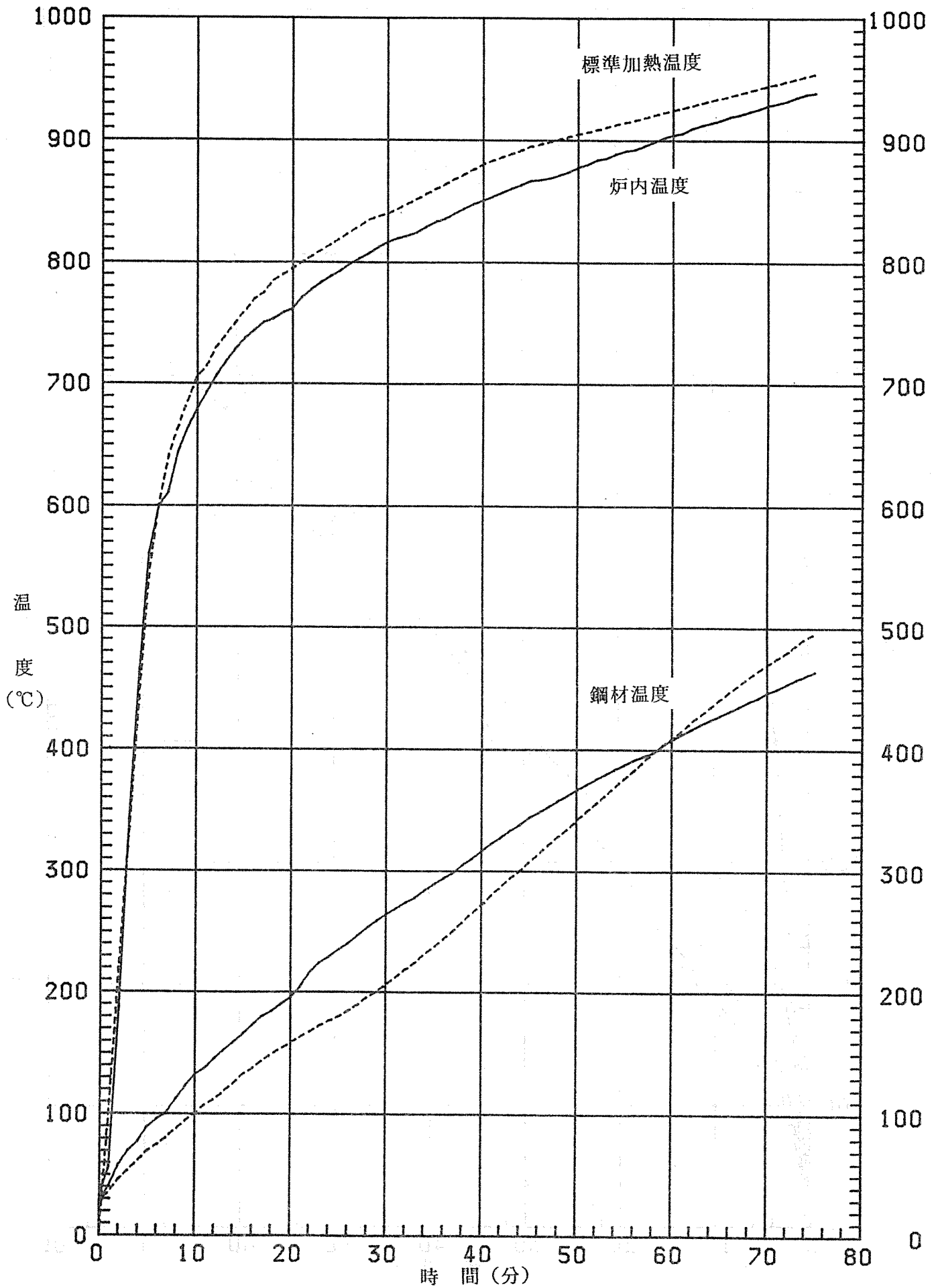


図15 T型金物小口部分の鋼材温度 (耐火塗料塗布)

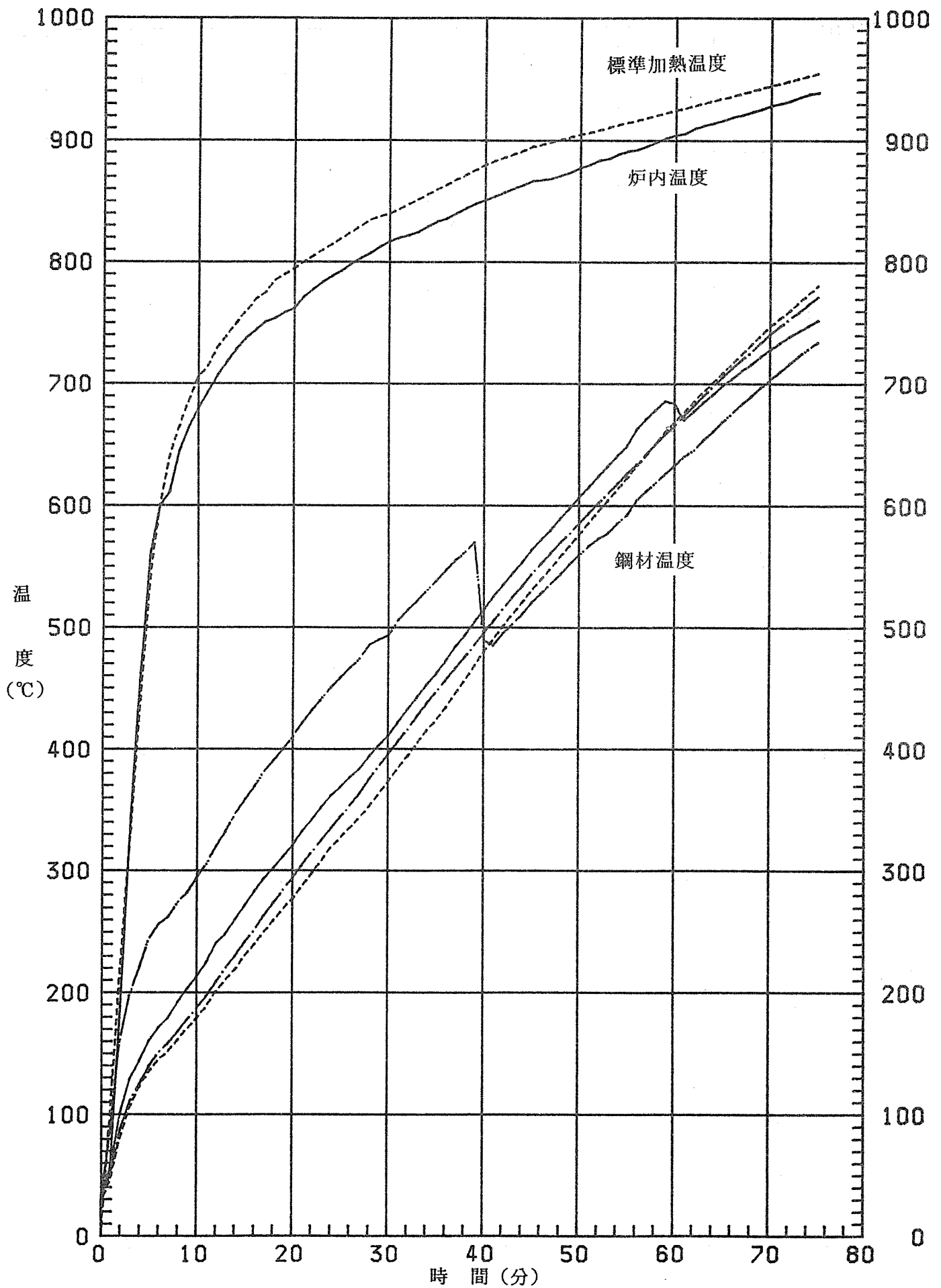


図16 ボルト頭部の鋼材温度 (耐火塗料塗布)

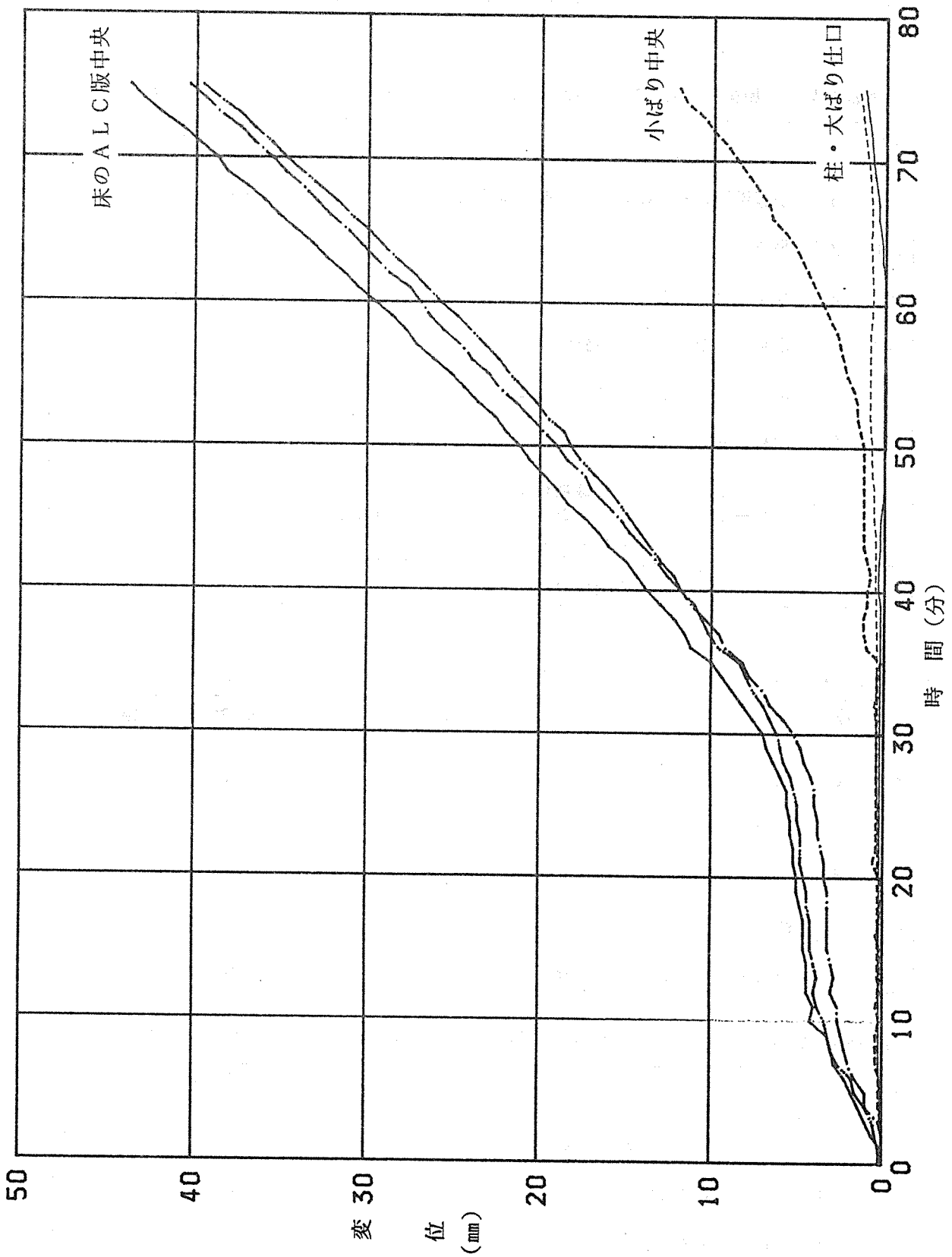


図17 試験体各部の鉛直変化

第3章 マニュアル作成

前年度に引続き、この事業で進めた「木造化に必要な技術開発」の成果を中心に設計者及び施工者が設計資料等として実用に供するよう冊子に取りまとめ、講習会等を通じて配付しその普及を図った。作成したものは次の13編で、前年度作成したものと合わせて19編の資料を作成した。

1. 前年度収集した原稿に検討を加え、資料編として作成配付したものは次の8編である。

記号	項目	執筆者	備考
FA-5	鋼板添板釘打ち接合の一面せん断実験	小松	
EL-2	張弦梁	平嶋	
FA-4	コネクター接合	神谷・鯨海	
ST-2	水平ダイヤフラムの設計法	神谷	
WB-1	ポータブルグレーダ法による構造材のヤング率測定	祖父江	
WB-2	木材の知識	飯島	
MT-1	構造用集成材の強度と破壊性状 パート1. フィンガージョイントラミナを引張側最外層に配置した集成材の強度性能	小松	
MT-2	パート2. 任意グレードラミナで構成された大断面集成材の断面設計		

2. 原稿を収集・検討のうえ、資料編として作成配付したものは次の5編である。

記号	項目	執筆者	備考
FA-6	鋼板挿入式ドリフトピン接合	川元	
FA-7	合板を側板とする釘接合	神谷	
FA-8	ジベル接合	平嶋	
EL-3	接着重ね梁	平嶋	
WB-3	構造用製材の強度等級区分	飯島	

3. 原稿を収集し検討を加えたものは次の3編であり、次年度以降資料編として作成する予定である

記号	項目	執筆者	備考
	モーメント接合の強度実験	宮沢	
	モーメント接合の設計法	宮沢	
	エポキシ充填ボルト接合	手塚	

モーメント接合の強度実験

1. はじめに

接合法の研究開発および集成材自体の製作技術とコストダウン、設計法の研究と設計体系の整備により、近年大断面集成材による大規模建築物の建設が盛んとなった。従来集成材は湾曲集成材によるピン接合構造が大半であったが、近年は通直集成材を含むラーメン構造も多用されるようになった。ラーメン構造の応力分布は、剛性に大きく依存する。ところが木構造では、宿命的に部材自体の剛性不足、材料特性のばらつきと接合部強度と剛性確保の難しさがある。特に接合部の強度と剛性は接合方法や接合治具に大きく依存し、接合方法の研究開発が重要である。精力的かつ先駆的な研究開発により、ここ数年で多くの建設実績をあげている。しかしながらこれらの構造技術にはまだ多くの解決しなければならない点も多い。それらは、

接合方法の研究開発	接合具、ディテール
接合部の力学特性	強度（許容値、終局強度）、剛性、変形性能、初期のガタ、繊維と直交方向の強度、割裂、多数の接合具が用いられる時の許容耐力と信頼性、履歴特性、クリープ、リラクゼーション
架構としての利用方法	構造計画、耐震問題（地震入力、終局耐力）、設計法・設計体系、コスト
その他の問題	耐火性、耐久性、施工性、信頼性とその保証の設計施工体系

等がある。

これらの問題解決のため近年多くの研究が行なわれている。しかしながら、他の構造とは違う木構造の特殊性もあり、情報の不足は免れない。本小冊子では、剛接合法の研究開発の現状を概観し、既往の実験研究を調査整理し概説する。また実験方法とその評価方法についても述べる。尚設計法については、別冊「モーメント接合の設計法」を参照下さい。

2. モーメント接合法

2. 1 接合方法の種別

接合具、モーメント接合法および、構造設計法は現在も研究開発の段階であり¹⁵⁾、今後も多くの提案がなされるであろうが、接合法を分類すると次のようになる。

1) 接合部材・位置により

- 継手-----部材を部材木口で接合する方法で、柱-柱やはり-はりなどがある。集成材アーチ構造で中間に剛接合を設ける場合もこれに含まれるが、このときは曲率の影響を考慮しなければならない。
- 仕口-----部材を柱-はりのように、直交またはT字形などに接合する方法。
- 柱脚-----1階層剛性不足をカバーするための柱脚部の剛性と強度確保のため、基礎ばりや直接基礎に剛接合する方法で、相手はコンクリートである。治具やエポキシなどが用いられる。

2) 応力伝達の方法により

- M、Q分離型----それぞれの接合具により曲げとせん断を別々に伝達する方法
- M、Q一体型----一つ（種類）の接合具により、曲げとせん断力を伝達させる方法

3) 接合部剛性により

- 完全剛接合----接合部剛性が充分あり、完全剛と見なしてよい接合方法
- 半剛接合----接合部剛性が低く、応力解析や変形計算時、接合部の変形を考慮しなければならない接合方法で、接合部剛性により接合部の設計応力も変わる。このため最適設計を行うためには、場合によっては試行錯誤の検討が必要である。

4) 接合具により

- 張力伝達 : 引張りボルト、PC鋼棒
- せん断力伝達 : 釘、せん断ボルト、ラグスクリュー、ドリフトピン、グルーラムリベット、シアプレート、スプリットリング、ジベル、木材ダボ、鋼材ダボ
- 添え板 : (目的により張力やせん断力を伝達)
鋼板、合板
- その他 : (初期ガタ防止、応力伝達、補強)
接着材、エポキシ樹脂

2. 2 接合法の例

既往の研究開発により、各種の接合法が提案されたり実施設計に採用されている。ここではそれらを接合形式別に分類し、その例を挙げ、実験的検証や実施設計に採用されたものには、識別記号を付して記載する。

1) 継手の接合

部材のたて接合で、曲げと軸力およびせん断力の伝達方法により次のように分類される。

①はり継手 (M、Q分離型) の例

注) 出典欄の数字は引用文献番号を示す。

番号	接 合 方 法	提案、実験、建設	出 典
1	曲げは鋼板添板／フランジT型鋼+せん断ボルト せん断はシアプレート+ダボボルト	変位制御 ±1/300~1/45	安村 8 永松他
2	曲げは鋼板添板付きシアプレート せん断は木質ダボ	荷重制御 10t→20t→破壊	太田宮林 葉多他 2
3	曲げは上下フランジ面鋼板添板せん断ボルト／ラ グボルト、せん断はシアプレート	変位±1/300~1/45 荷重10t→20t→破壊	安村他 8 宮林他 2
4	曲げは上下フランジ面鋼板添板せん断ボルト／ラ グボルト、せん断は木質ダボ	荷重10t→20t→破壊	太田宮林 葉多他 2
5	曲げは鋼板挿入ドリフトピン、鋼相互引張ボルト せん断はシアプレート	変位制御 ±1/300~1/45	安村 8 永松他
6	曲げは挿入PC鋼棒プレストレス引張り接合 せん断はシアプレート	変位制御 ±1/300~1/45	安村 8 永松他
7	曲げは挿入鋼を直接鋼製コネクタにナット止め接合 せん断は箱型鋼製コネクタ	変位制御 ±1/1000~1/100	8 野口

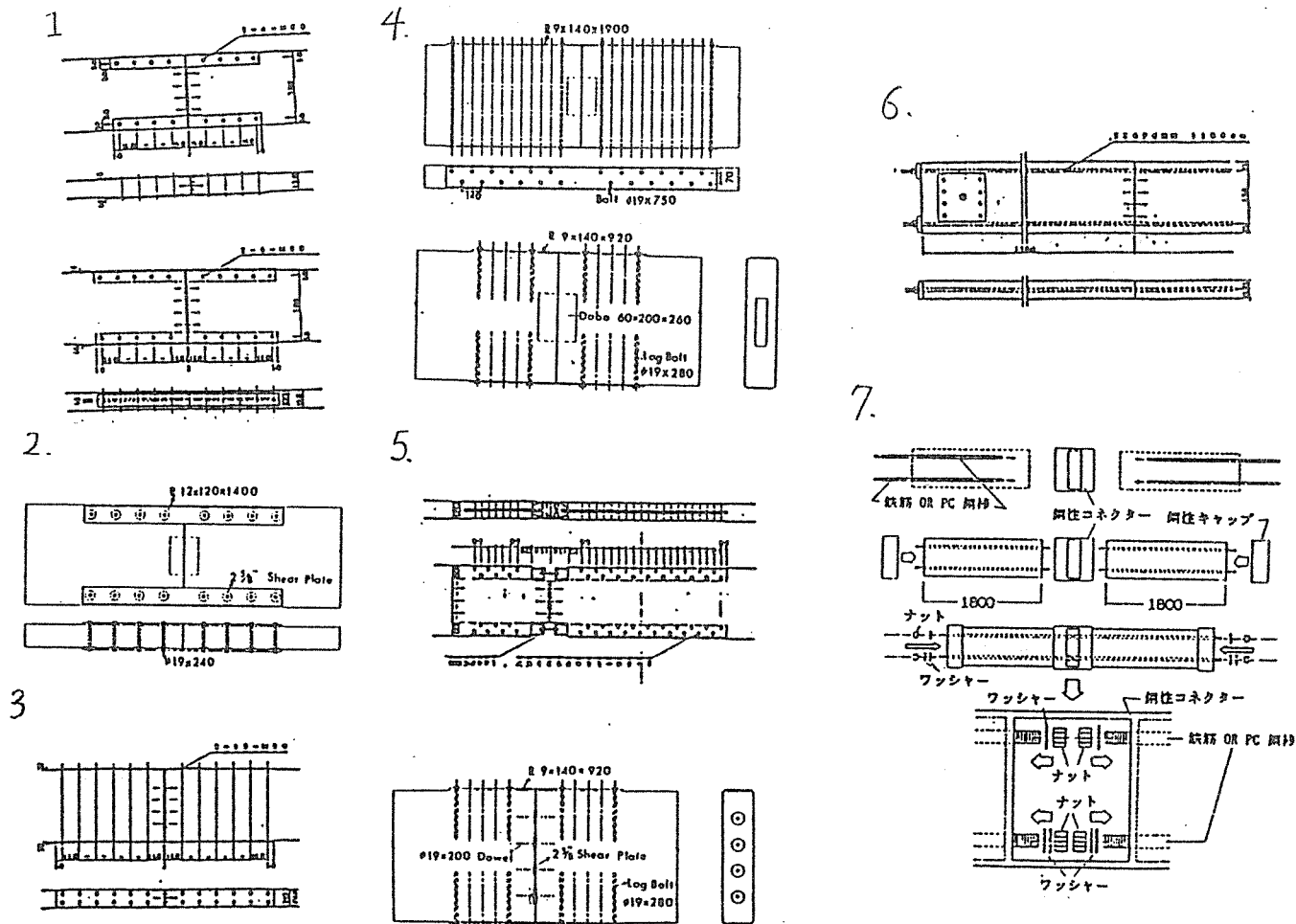


図-1 接合法の事例1

②はり継手（M、Q一体型）の例

番号	接 合 方 法	提案、実験、建設	出 典
1	鋼板挿入 接合具はボルトまたはドリフトピン	提案	Holzbau Atlas 13
2	鋼板添板 接合具は釘、ボルトまたはラグスクリュー	提案	
3	合板、製材または集成材の添板接合、接合具は釘、ボルト、ラグスクリュー／ジベル併用も	提案	Holzbau Atlas 13

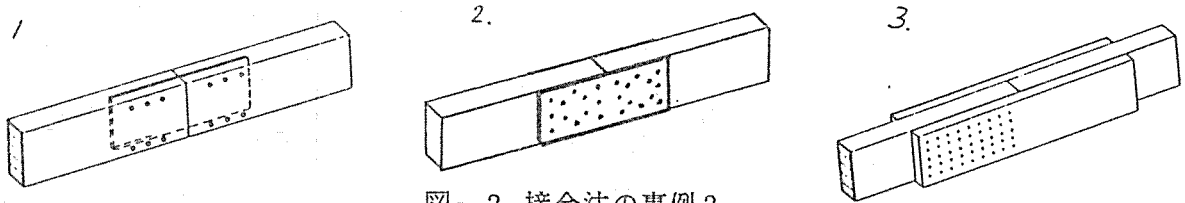


図-2 接合法の事例2

③はり継手（その他の継手方式）の例

番号	接 合 方 法	提案、実験、建設	出 典
1	曲げは挿入鉄筋D29引張り接合、鉄筋付着は接着剤、せん断は曲げ接合用鉄筋のダボ効果期待	片振各10サイクル設計耐力の0.5 1 1.5 破壊	坂本 8 安達他
2	曲げは挿入鉄筋2-D25 引張り接合、鉄筋付着は接着剤、せん断は曲げ接合用鉄筋のダボ効果期待	設計荷重の 0.5, 1, 1.5各10回後破壊迄	鴛海 9 高坂他
3	軽微な接合、ベイマツ集成材 700*165 L=6,700 接着（高粘度レゾル・シノール）接合	純曲げ（区間2,400） 片振1回破壊まで	畑中 8 木村他
4	天秤鎌継ぎ 継ぎ手金物、ボルト、くさび	単調載荷破壊まで	定方 9 丸井他
5	軽微な接合、SPF、208、実験スパン=2,700 各種寸法ネイルプレート	純曲げ（区間900） 片振1回、剛性目的	佐藤 4 宮村他

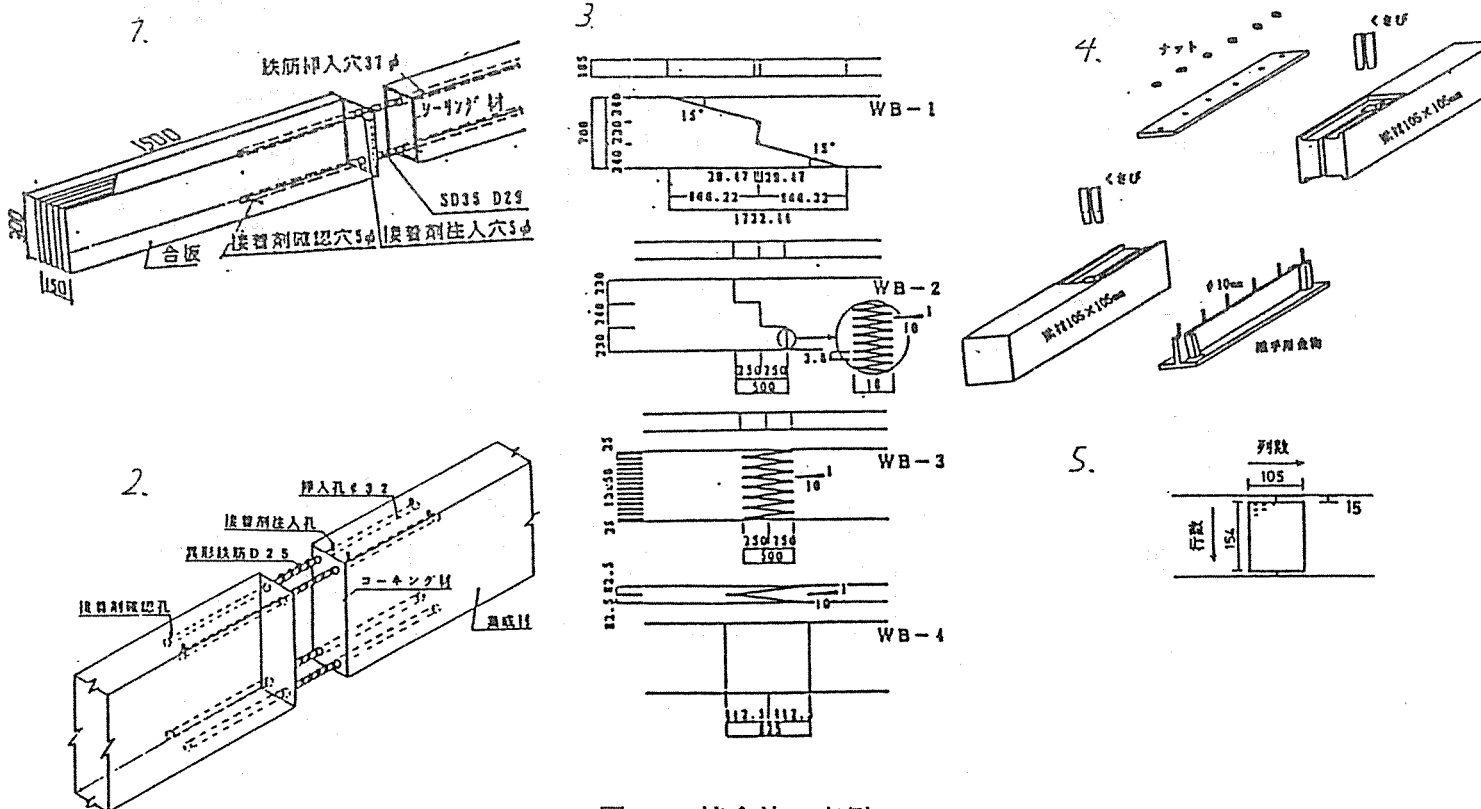


図-3 接合法の事例3

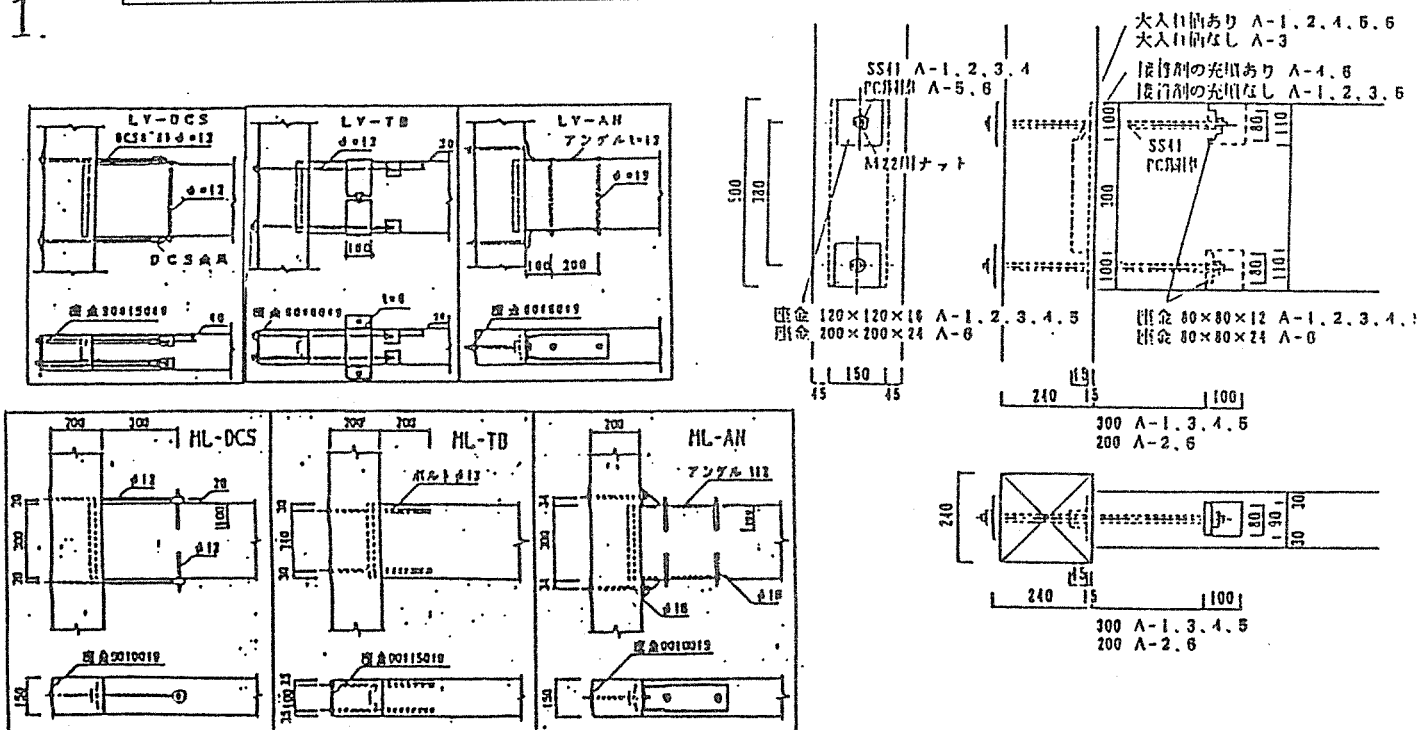
2) 仕口の接合

はりとはり柱のような接合で、応力伝達方法により次のように分類することができる。

① はり-柱接合 (M、Q分離型) の例

番号	接合方法	提案、実験、建設	出典
1	曲げは引張りボルト、一部簡易鋼製治具使用 せん断は梁端をダボとして使用	変位 $\sim \pm 1/12$ $\pm 1/500 \sim \pm 1/15$	定方他 8 大橋他 9
2	鋼板添板全ネジ/コーチスクリュー/木ネジ せん断は梁端をダボとして使用	変位 $\sim \pm 1/11$ ないし $1/9$ 位	定方 9 長屋他
3	鋼板添板/鋼板挿入、梁と鋼板はせん断ボルト、 曲げは引張りボルト、せん断はせん断ボルト	変位 $\pm 1/600 \sim 1/25$ $\rightarrow 1/20$	7 宮澤
4	鋼板添板、曲げ、せん断共せん断ボルト/ 梁の割れ防止と曲げ伝達にラグスクリュー	変位 $\pm 1/600 \sim 1/25$ $\rightarrow 1/20$	7 宮澤
5	曲げはL型金物引張りとせん断ラグスクリュー せん断は梁を柱に貫通または突付けせん断ボルト	変位 $\pm 1/333 \sim 1/40$ 各3サイクル	佐藤宮村 葉多 4, 5
6	腰掛けやコ型金物引張りボルト せん断は梁端を柱に直接乗せ掛け	提案	1 飯塚

1.



2.

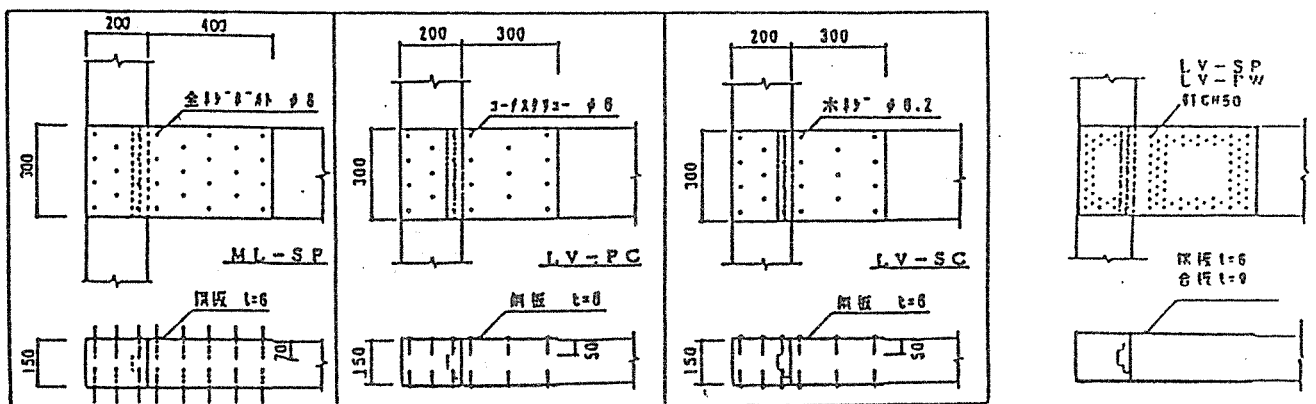
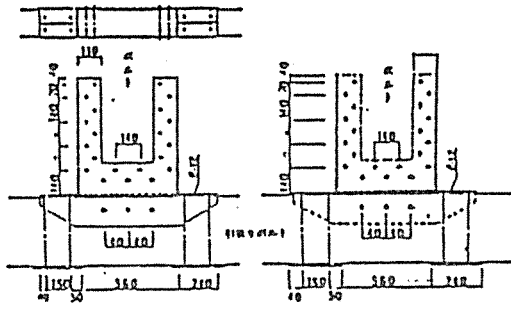
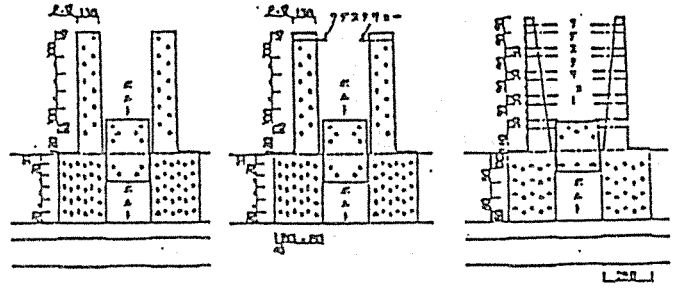


図-4 接合法の事例4 A

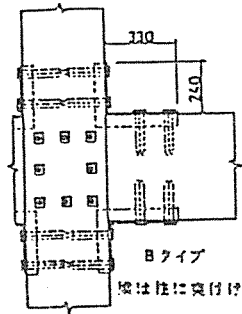
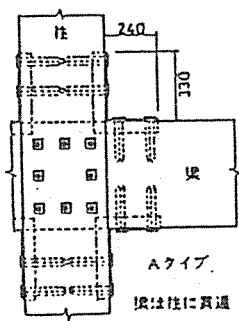
3



4



5.



6.

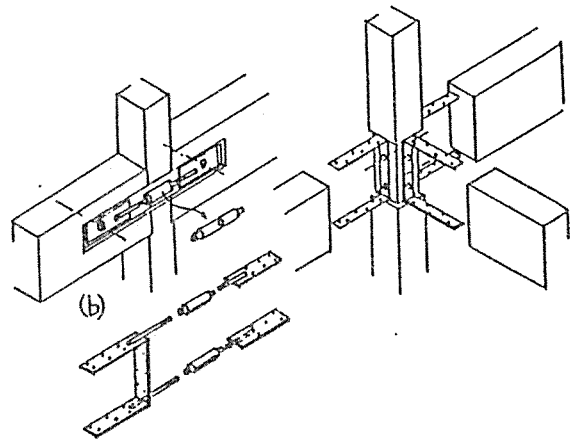


図-4 接合法の事例 4 B

②はり-柱接合 (M、Q-一体型、接合中心1箇所) の例

番号	接 合 方 法	提案、実験、建設	出 典
1	交差重ね接合 ブルドックジベル/スプリットリング/シアープレート+ボルト	変位 $\pm 1/500 \sim 1/15 \sqrt{2}$ づつ増分	坂本 8 大橋他 14
2	交差重ね接合 接着接合 柱-梁L型接合仕口くの字型で別途	提案、理論解析	小松
3	交差重ね接合 接着接合 柱-梁T型/+型接合仕口	±目標荷重Py(0.5, 1, 1.5, 2) → Pmax	篤海 8 高坂他
4	交差重ね接合 ブルドックジベル/スプリットリング/シアープレート+ボルト 治具円形配置	提案 ドイツ実施例多数	Holzbau Atlas 13
5	梁を柱に貫通 せん断ボルト	変位 $\pm 1/333 \sim 1/40$ 各3サイクル	佐藤宮村 葉多 4, 5

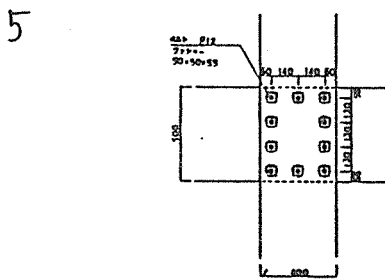
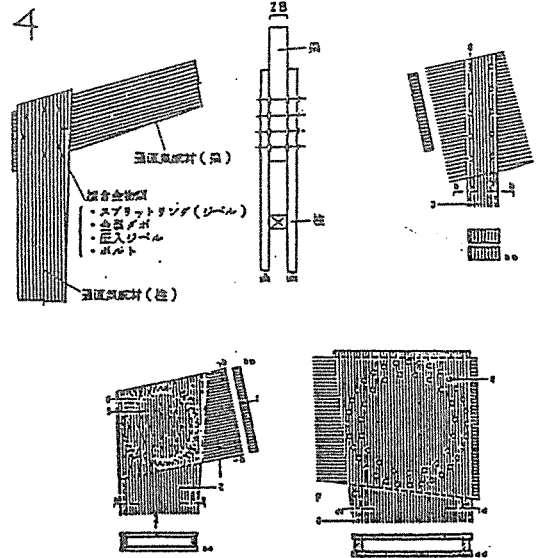
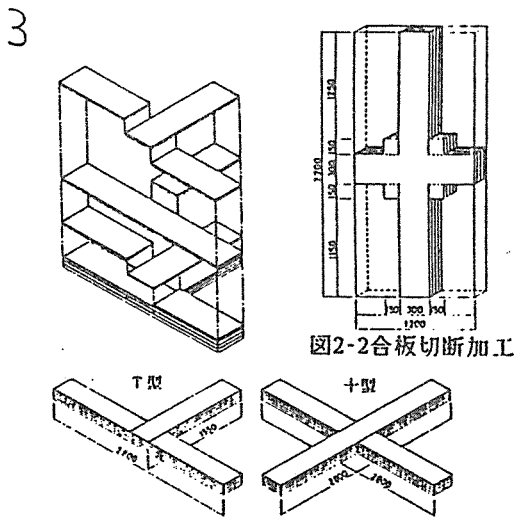
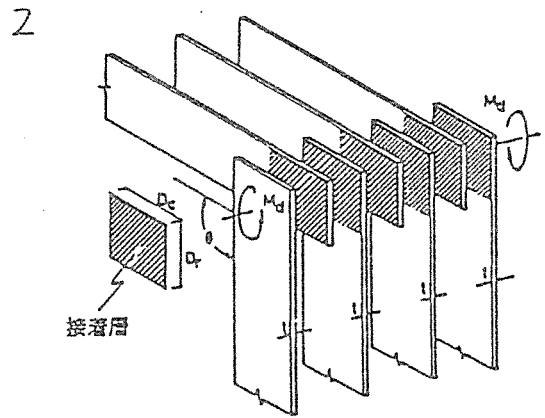
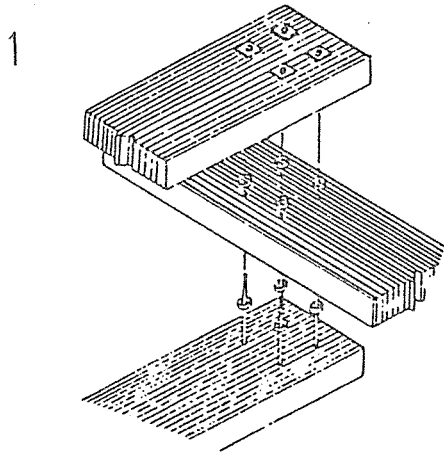


図-5 接合法の事例5

③はり-柱接合 (M、Q-一体型、接合中心2箇所) の例

番号	接 合 方 法	提案、実験、建設	出 典
1	鋼板(4.5mm)添板ボルト(M19)接合 鋼板(9mm) 添板ボルト(M12)接合	変位 ±数サイクル 変位 ±1/500~1/15	小松他 5 坂本他 7
2	鋼板(4.5mm)/(9mm)添板釘(CN65)打接合 鋼板(9mm) 添板釘(CN65)打接合	変位 ±数サイクル 変位 ±1/500~1/15	小松 5, 8 坂本他 7
3	鋼板(9mm)挿入ドリフトピン(φ18)接合 鋼板(9mm)挿入ドリフトピン(φ18)接合	変位 ±数サイクル 変位 ±1/500~1/15	小松他 8 坂本他 7
4	鋼板(9mm)二重挿入ドリフトピン(φ8~20mm)接合 の集成材梁と柱の二枚鋼板を直接 HTB 8-M24接合	変位 ±1/500~1/16 まで8サイクル	小松他 9
5	鋼板ガセット挿入ボルト締め接合 シアプレートコネクター併用	提案	小松 4

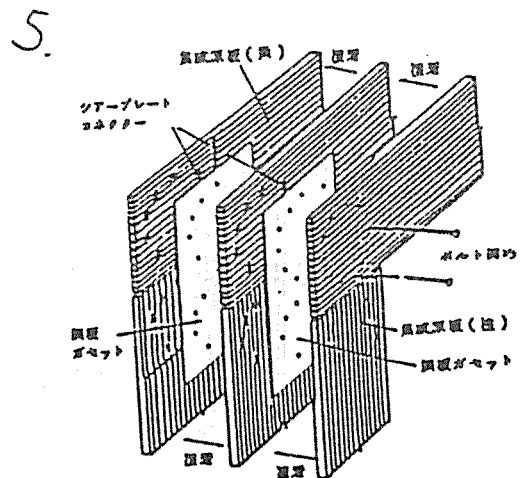
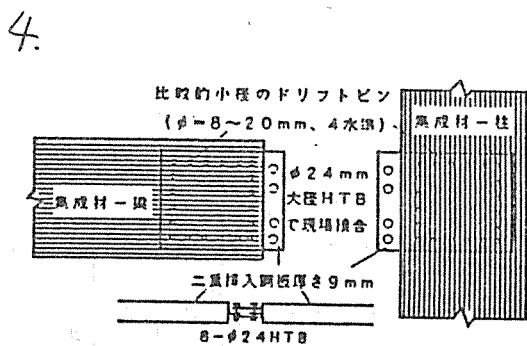
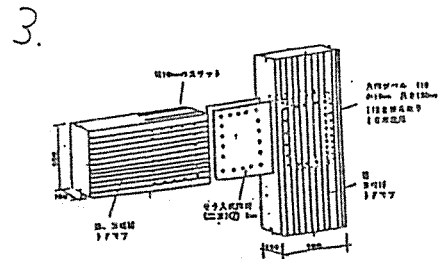
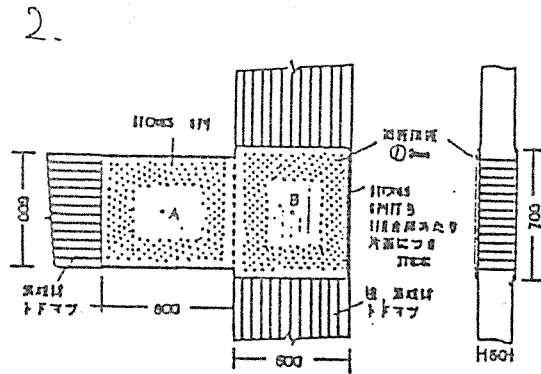
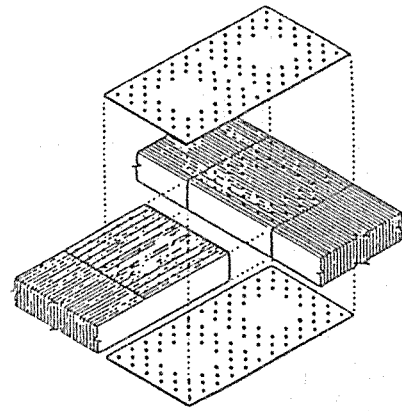
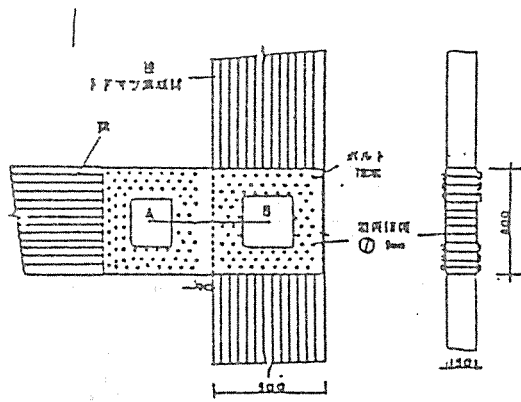


図-6 接合法の事例6

3) 柱脚の接合

柱と基礎の接合で、1階の剛性や強度確保のために用いられる方法である。

番号	接 合 方 法	提案、実験、建設	出 典
1	H型鋼を基礎と仮定し、柱集成材(150×300) 柱脚プレート 埋め込み引張りボルト(M12 l=300)	軸力、変位 5サイクル ～±1/15 破壊	9 定方他
2	H型鋼を基礎と仮定し、柱集成材(150×300) 柱脚プレート、柱側引張り樹脂アンカー	軸力、変位 5サイクル ～±1/15 破壊	9 定方他
3	H型鋼を基礎と仮定し、柱集成材(150×300) 柱脚プレート+L金物、柱側せん断樹脂アンカー	軸力、変位 5サイクル ～±1/15 破壊	9 定方他
4	柱に20d埋め込んだ異形鉄筋をRC基礎穴(スパ イラルダクト)に挿入グラウト処理	±設計荷重*(.5-0-1 -0-1.5) →破壊	8 駕海 小野他
5	RC基礎、柱集成材、柱脚プレート 埋め込み鋼管通しHTB(M12 l=)、アンカープレート	±設計荷重*(.5-0-1 -0-1.5-0-2)→破壊	7 稲山 駕海他
6	アンカープレート付き柱脚角型鋼管金物をRC 基礎のアンカーボルトに接合	±設計荷重*(.5-0-1 -0-1.5-0-2)→破壊	7 稲山 駕海他

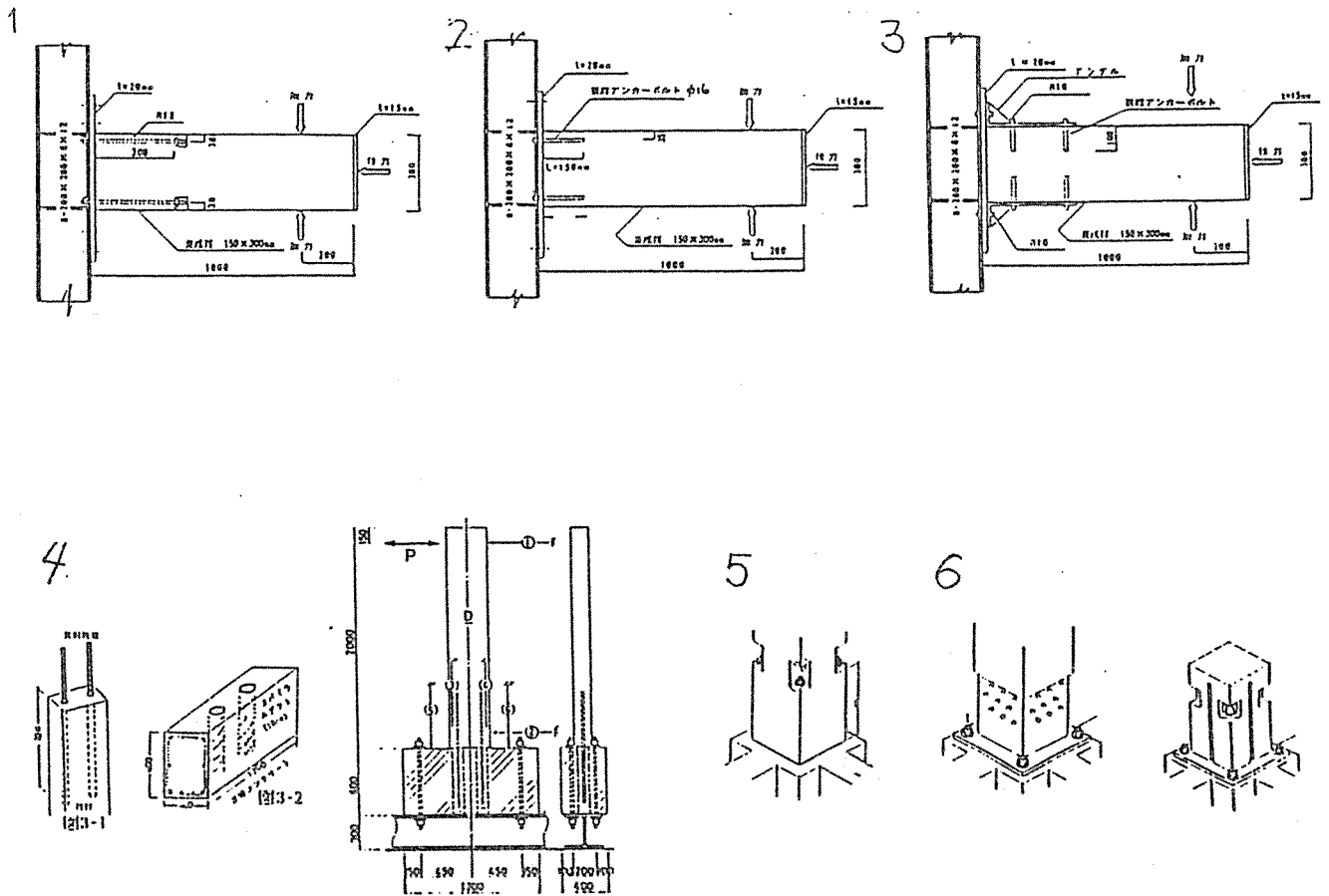


図-8 接合法の事例8

3. モーメント接合の実験法

モーメント接合がまだ比較的新しい構造技術であることと木材や接合のメカニズムの特性から実験的研究が重要である。この章では、実験方法やその評価法等を概観してみる。実験の対象となる接合部や構造については、前章および後述の実験例を参考にして下さい。

3. 1 加力方式について

実験対象構造と実験目的にもよるが、接合部の加力方法は次のように分類することができる。

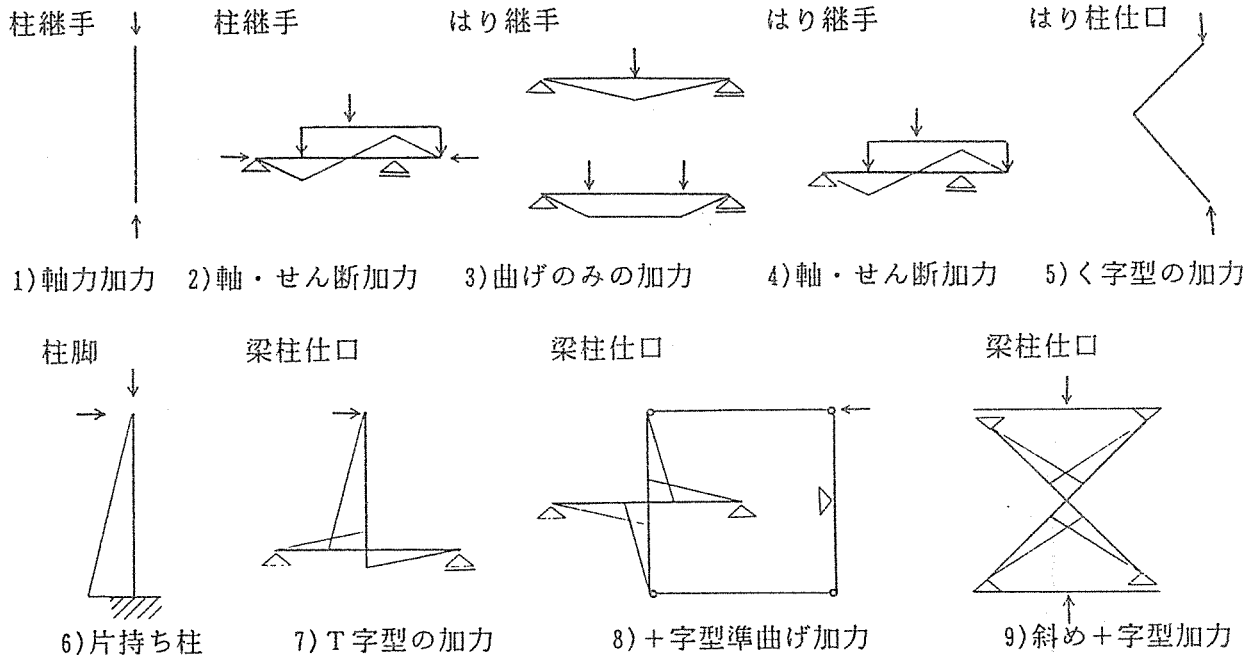


図-9 接合部の加力方法

これらの加力は、おもり、手動オイルジャッキ、電動オイルジャッキやサーボ弁による電気制御式オイルジャッキ等で行われる。

3. 2 加力制御形式

制御物理量の種別により次のように分類することができる。

変位制御：構造物の特定位置の変位成分を制御するもので、一般に加力点の加力方向変位を制御するもの。加力点以外の変位成分を制御するときは、後述するひずみ制御と呼ぶこともある。

荷重制御：構造物への作用荷重を制御するもの。

ひずみ制御：一般にオイルジャッキと一体の変位計やロードセル以外の供試体任意点の変位、ひずみや応力を制御するもの。この制御値はセンサーで測定されたものをフィードバック回路により補正制御し、荷重や変位を調節する。鋼構造の筋違付きラーメン構造で、筋違の張力を制御するとき用いられる。

履歴特性の研究では、変位制御が良く、現在の実験例では変位制御の方が多い。実験精度からすると剛性が高い所では荷重制御が、そして剛性が小さいか負の剛性（荷重制御は不可）のときは変位制御の方が良い。このため近年の荷重制御装置では、途中で切り替えが可能なものもある。また脆性破壊が予想される場合は変位制御の方が安全である。

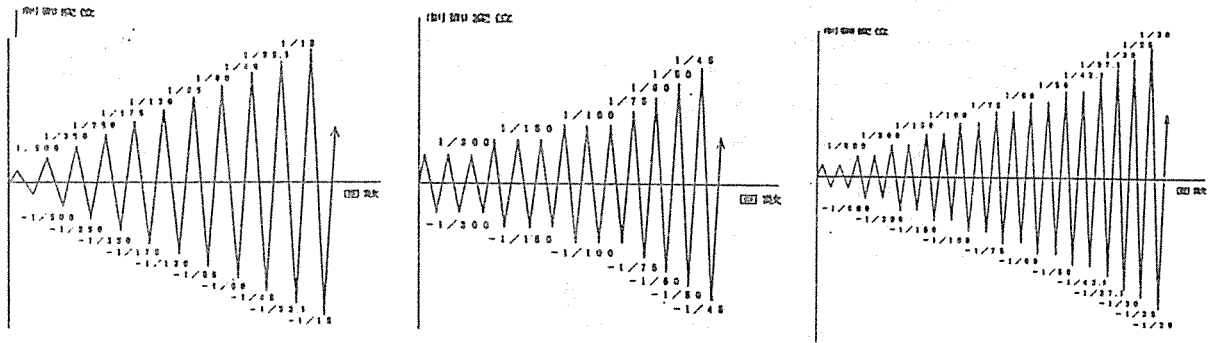
3. 3 繰返し加力の形式

加力の正負と繰返し回数により次のように分類することができる。

片振れ加力 1回または多数回
両振れ加力 多数回

地震力を想定するときは、多数回の繰返し加力とすべきであろう。また長期荷重との組合せ状態では、定荷重+変動荷重となる。柱脚部の実験では特に長期荷重が重要である。梁柱接合部も実際にはこの応力状態であるが、現在行われている実験の大半が変動荷重だけである。

以下に代表的な加力例を示す。



(1)加力計画例 1 (7.8.9.11)

(2)加力計画例 2 (8.12)

(3)加力計画例 3 (7.11)

図-10 繰り返し加力計画の例

3. 4 加力速度と加力回数

制御加力速度で分類すれば、次のようになる。

- クリープ実験 : 接合部や構造物としての実験はまだ殆ど行われていない。
 - 静的加力実験 : 現在多くの実験がこれである。加力速度は遅い方が良いが、高い荷重レベルでは構造劣化が生ずるので実験目的に合ったものとする。こと。
 - 仮動的加力実験 : 地震応答解析と加力実験を同時に行うもので、地震時の非線形挙動の解析である。モーメント接合ではまだ行われていない。加力速度は静的であるが、近年比較的早い速度で加力する傾向がある。
 - 動的加力実験 : 実際の地震時の状態での加力である。まだ行われていない。
 - その他 : リラックゼーション(鋼構造のHTBやプレストレス構造の導入張力の長期のゆるみを指すのが一般的であるが、木質構造では乾燥収縮や繰り返しによっても大きなゆるみが起こると思われるが、リラックゼーションとは必ずしも呼んでいない。)
 - 疲労実験(多数回の繰り返しによる構造劣化で、他の構造では一般には0.5~10ヘルツ以下で数千~数十万サイクルの実験が行われている。)
- いづれもまだ木質構造の接合部の実験としては、知られていない。リラックゼーションについては、検討が必要と思われる。

3. 5 計測その他

測定装置は次のようなものが用いられる。

- 計測物理量 : 変位(相対、絶対)、荷重、ひずみ
- 計測装置 : 変位計、ロードセル、クリップゲージ、クラックゲージ、X線透視写真、亀裂観察、超音波探傷、写真撮影

大半の実験が荷重と各部の変位や亀裂の観測であるが、木材表面、治具や鋼棒のひずみを測定することもある。また計測の回数とタイミングは、1/4 サイクル当り5~10回位が適当で、履歴減衰を評価するためにはやや多目の方が良い。

3. 6 その他の注意

その他の注意として、次の点が上げられる。

- 1) ボルトの初期導入張力 : 木材の乾燥収縮やゆるみを考え、低目の値を決め測定しながら締め付ける。
- 2) 木材同士および木材と添板の摩擦抵抗 : テフロンシートを用いるか締め付け張力を小さくし、摩擦抵抗を低くする。
- 3) 木質部材の材料のばらつき : 品質管理、部材選定と材料試験
- 4) 供試体支持部の変形 : 支持部の剛性と強度を十分に高くする。必要な場合は変形を測定し補正する。

4. 強度試験の事例

前節で接合方法の提案、実験や実施設計への応用例を示したが、ここでは加力実験を行ったものについて、その実験方法や結果の概要を述べる。

4.1 加力実験の事例

(1) はり継手

1) はり継手の実験例1

凡例

M : 曲げ伝達、Q : せん断伝達
 wPu : 部材からの推定終局荷重
 jPu : 接合部からの推定終局荷重
 tPu : 実験終局荷重 5章参照

出典 : 安村、永松 1989.10 8.12)

<p>部材 ベイマツ/スプルス集成材、150*600</p> <p>接 ①16mm鋼板添板、M20せん断ボルト 合 ②16mm T型鋼挿入、M20せん断ボルト ③梁上下面22mm鋼添板、M20せん断ボルト</p> <p>M ④梁上下面22mm鋼添板、M20ラグスクリュー ⑤梁上下面22mm鋼添板、M20ラグ+接着剤 ⑥梁埋め込みφ23PC鋼棒引張り接合 ⑦19mm鋼板挿入φ16ドリフトピン、鋼板相互はM18引きボルト</p> <p>Q : φ67シアープレート</p> <p>加 純曲げ両振れ、変位制御 力 ±1/300~1/45 →破壊</p>	<p>特 各種接合の総合的検討、純曲げ両 徴 振れ繰返し、後述純せん断実験も 破 ①②木割裂脆性破壊、③④⑤接合 具降伏後木水平せん断、⑥木突付 壊 け圧壊 ⑦ド接合部木せん断破壊</p> <p>強度 $wPu=32.36/25.67^t$ (曲げ)</p> <p>① $tPu=15.0tPu/wPu=0.58tPu/jPu=0.84$ ② $tPu=9.5tPu/wPu=0.37tPu/jPu=0.95$ ③ $tPu=16.5tPu/wPu=0.64tPu/jPu=0.90$ ④ $tPu=21.3tPu/wPu=0.66tPu/jPu=0.78$ ⑤ $tPu=25.0tPu/wPu=0.77tPu/jPu=0.92$ ⑥ $tPu=15.1tPu/wPu=0.47tPu/jPu=0.64$ ⑦ $tPu=15.8tPu/wPu=0.49tPu/jPu=0.54$</p>
---	--

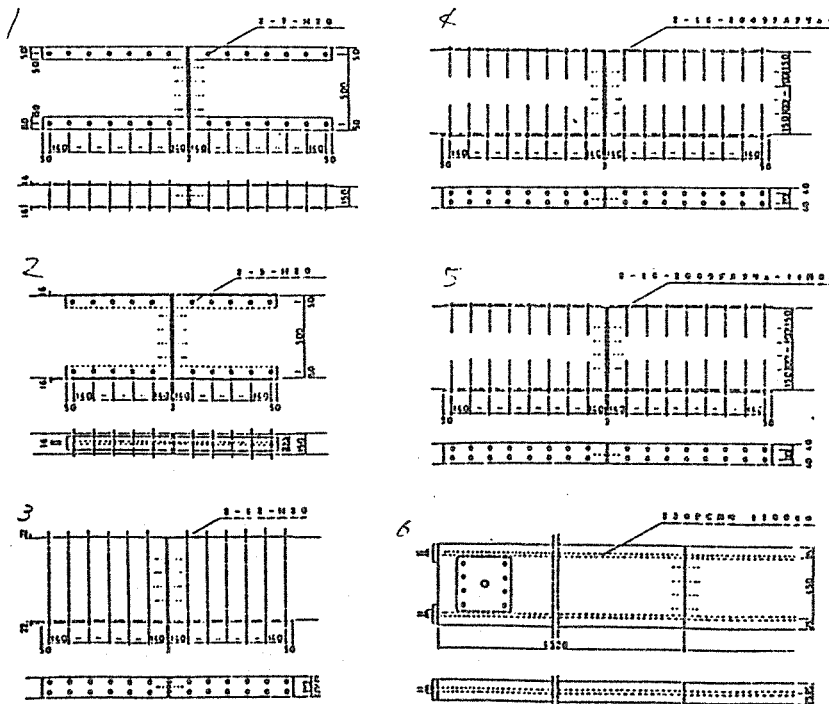
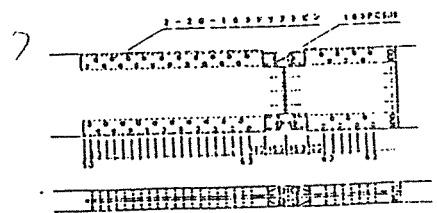
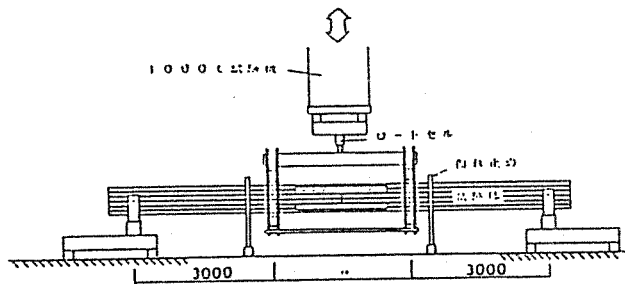


図-11 実験概要

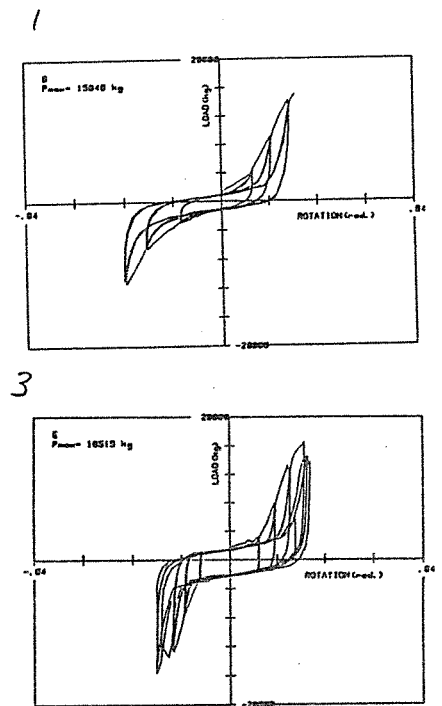


図-12 荷重-変位曲線

<p>部材 スプルー集成材、150*600</p> <p>接 M：12mm鋼板添板、M20せん断ボルト</p> <p>合 Q：①4-φ60樫ダボ</p> <p>②2-100*100*L200樫ダボ</p> <p>③4-φ67シアプレート+φ19丸鋼</p> <p>④ウェブ12mm鋼板添板、6-M20</p> <p>⑤ウェブ12mm鋼板挿入、6-M20</p>	<p>特 各種接合の総合的検討、片振れ純</p> <p>徴 せん断、前述純曲げ実験も</p> <p>破 ②は脆性的破壊</p> <p>壊</p> <p>強度 $wPu=64.8^t$ (せん断)</p> <p>① $tPu=31.3^t$ $tPu/wPu=0.48$ $tPu/jPu=$</p> <p>② $tPu=12.4$ $tPu/wPu=0.19$ $tPu/jPu=$</p> <p>③ $tPu=24.5$ $tPu/wPu=0.38$ $tPu/jPu=$</p> <p>④ $tPu=24.5$ $tPu/wPu=0.38$ $tPu/jPu=$</p> <p>⑤ $tPu=30.2$ $tPu/wPu=0.47$ $tPu/jPu=$</p>
<p>加 片振れ純せん断</p> <p>力 1、2サイクルで→破壊</p>	

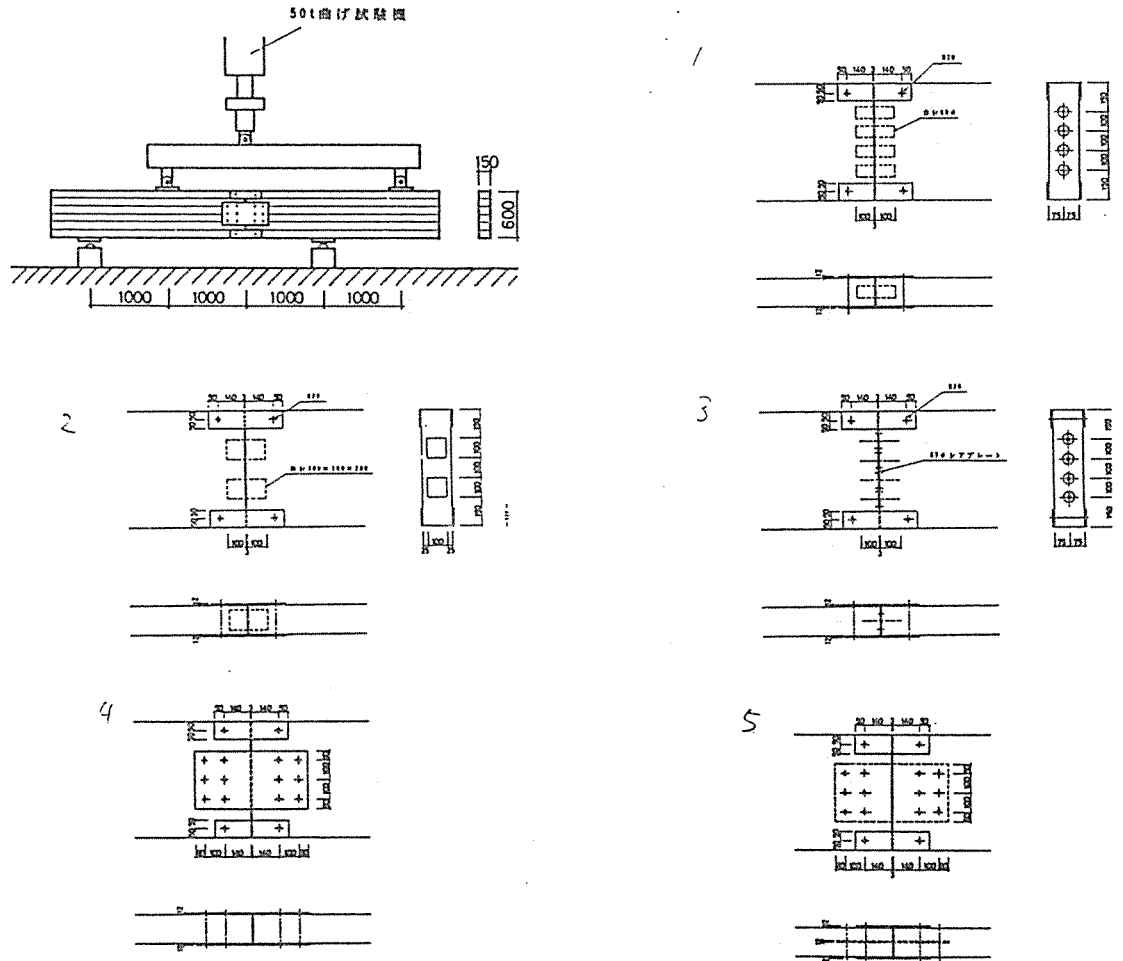


図-13 実験概要

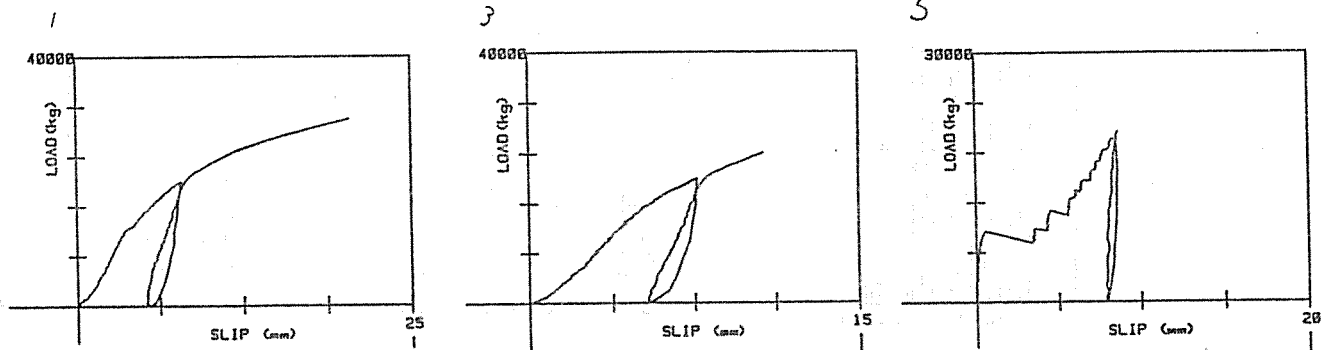


図-14 荷重-変位曲線

3) はり継手の実験例 3

出典：太田、宮林、葉多他 1983.9²⁾

部材	ベイマツ集成材、165*700	特	純曲げ実験、純せん断は後述
接合	M：梁上下9mm鋼添板φ19L750通しボルト 梁上下9mm鋼添板φ19L280ラグボルト 側面12mm鋼添板2 ⁵ / ₈ "シアープレート Q：ナラ60*200*L260ダボ	徴	曲げフランジ接合、通しボルト
加力	純曲げ、片振れ荷重制御、軟X線透視写真 0→10 ^t →0→20 ^t →0→破壊/各部鉛直変位 集成材ずれクリップゲージ、木・鋼の歪測定	破	ボルトずれ、添板、ラ：小口割れ、添板変形、シ：ずれ、割裂
		強	wPu=36.4 ^t jPu=29.1/31.2/22.7 ^t
		度	tPu = 32.13/28.16/26.75 ^t tPu/wPu=0.88 / 0.77 / 0.74 tPu/jPu= 1.10 / 0.90 / 1.18

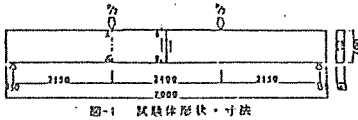


図-1 試験体形状・寸法

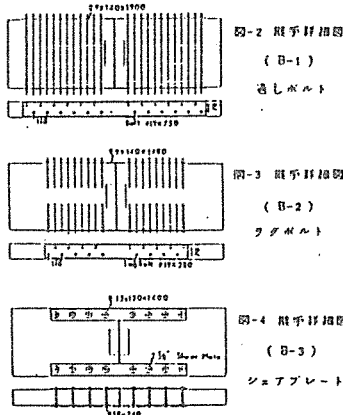


図-15 実験概要

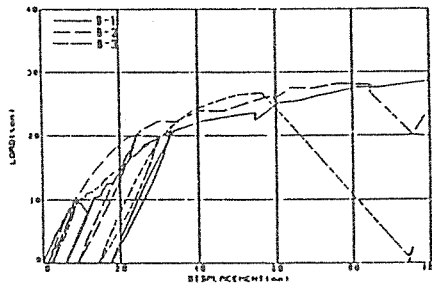


図-5 荷重・スパン中央部変形関係

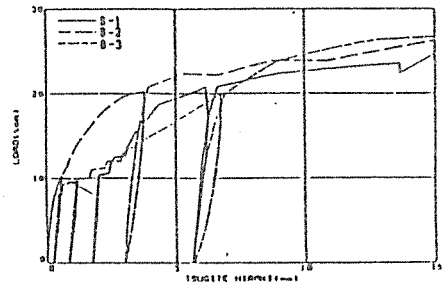


図-6 荷重・継手下部集成材の開き関係

4) はり継手の実験例 4

図-16 荷重-変位曲線

出典：太田、宮林、葉多他 1983.9²⁾

部材	ベイマツ集成材、165*700	特	純せん断実験、純曲げは前述
接合	M：梁上下9mm鋼添板φ19L280ラグボルト Q：①4-2 ⁵ / ₈ "シアープレート ②ナラ60*200*L260ダボ	徴	曲げフランジ接合、通しボルト
加力	純せん断、片振れ荷重制御、軟X線透視写真 0→10 ^t →0→20 ^t →0→破壊/各部鉛直・集成材ずれ変位計で、木3軸歪・鋼歪測定	破	①集成材割れ
		壊	②集成材割れ
		強	wPu=110.9 ^t jPu=20.0/38.7 ^t
		度	tPu = 71.0 / 69.5 ^t tPu/wPu=0.6/0.6 tPu/jPu=3.6/1.8

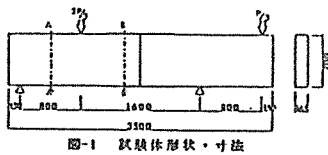


図-1 試験体形状・寸法

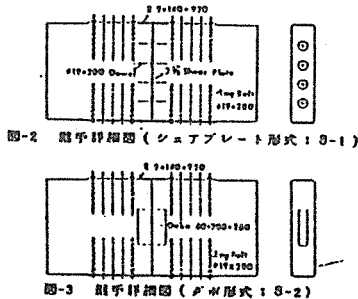


図-17 実験概要

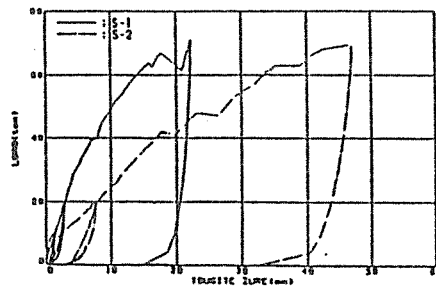


図-4 荷重・継手ズレ変形関係

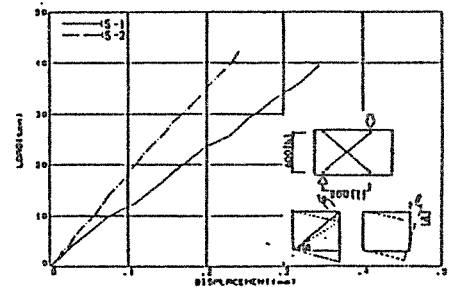


図-5 荷重・せん断変形関係

図-18 荷重-変位曲線

(2) 仕口の実験例

1) M、Q分離型の例1

出典：定方他 1989.10⁸⁾

部材	べいつが集成材、梁150*300、柱150*200	特徴	各種引きボルト、治具の検討
接合	M：DSC；梁フランジDCSボルトφ12 TB；梁埋込み引きボルトφ12 AN；梁アングル+引きボルト	破壊	座金めり込み、金具変形/ボルト
	Q：梁端を柱に掛けるダボ効果	強度	wPu=7.5 ^t tPu=1.3/1.7/2.5 ^t
加力	両振れ変位制御、数サイクル	破壊	/座金、アングルのめり込み
	力 1/12程度まで	強度	tPu/wPu=0.18 / 0.23 / 0.33
			tPu/jPu= / /

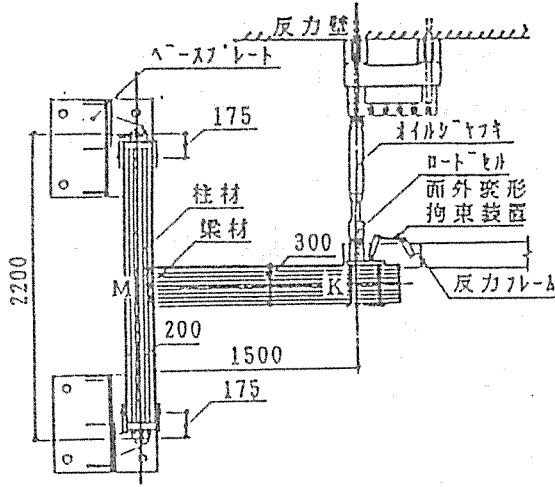


図-19 実験概要

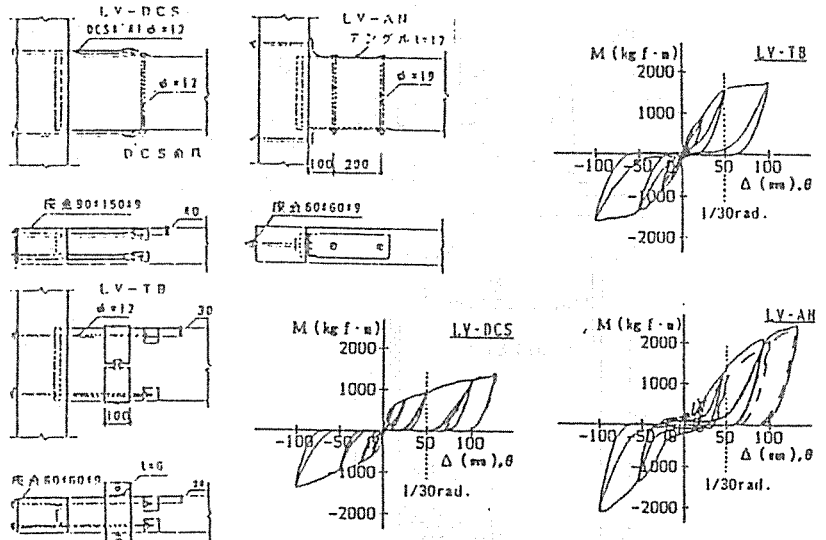


図-20 荷重-変位曲線

2) M、Q分離型の例2

出典：定方他 1989.1990.10^{8,9)}

部材	べいつが集成材、梁150*300、柱150*200	特徴	各種ネジ類、樹脂カプセル
接合	M：6mm 鋼板添板全ネジボルト/コーチス	破壊	？ / 柱割れ/柱割れ/
合	クリュー/木ネジ、樹脂カプセル使用	強度	wPu=7.5 ^t tPu=2.4/1.4/1.6/1.6 ^t
	9mm 合板添板釘打	破壊	柱割れ、釘せん断破壊
	Q：梁端を柱に掛けるダボ効果	強度	tPu/wPu=0.32/0.19/0.21/0.22
加力	両振れ変位制御、数サイクル		tPu/jPu= / / /
	力 1/12程度まで		

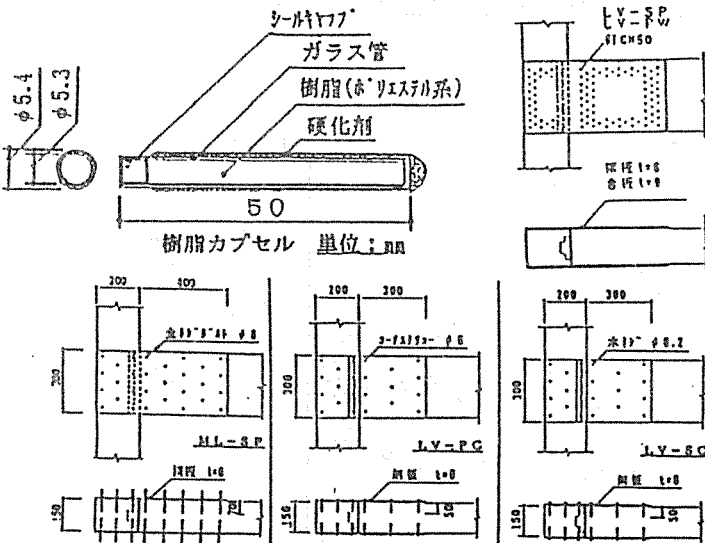


図-21 実験概要

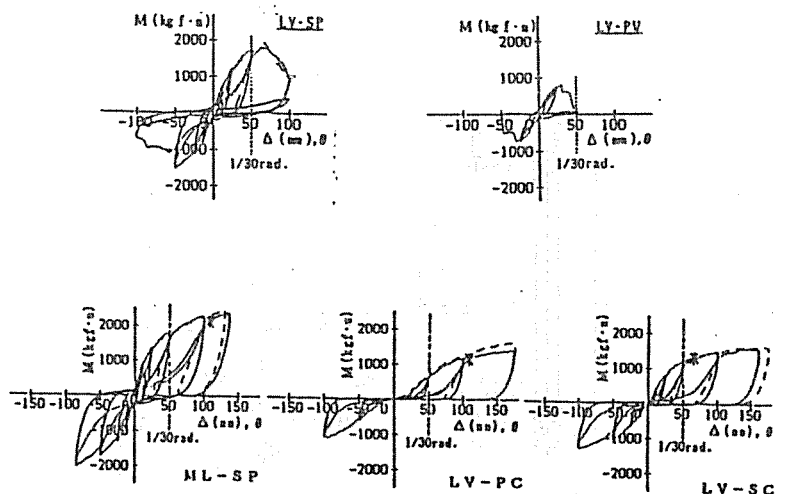


図-22 荷重-変位曲線

部材	トドマツ集成材2級(150*500)(150*400)	特徴	梁フランジ面のラグスクリューで割れ防止効果もねらう
接合	M：梁材包み込み鋼板添板(9mm) 梁フランジ面M20ラグスクリュー 柱M20せん断ボルト	破壊	接合パネルゾーンの柱繊維方向のすべりせん断と割裂
加力	変位 ±1/600~1/20、19.5サイクル 力 加力点最大変位150mm、各部の変位測定	強度	wPu=11.3 ^t tPu=5.0/ 5.3/ 6.7 ^t tPu/wPu=0.44 / 0.47 / 0.59 ^t tPu/jPu=0.36 / 0.42 / 0.55 ^t

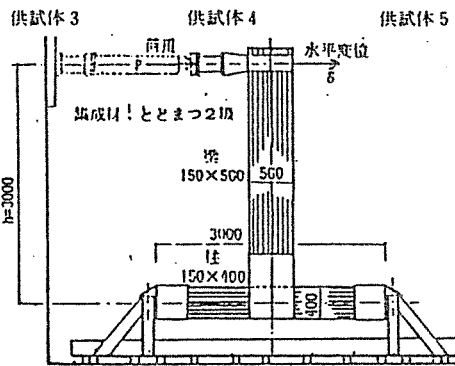
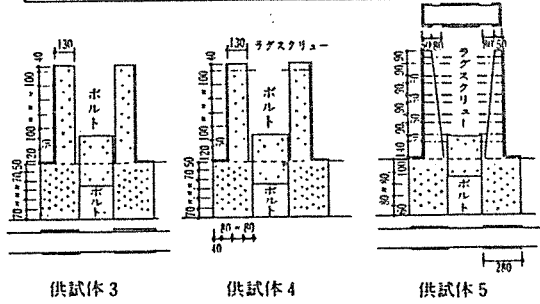


図-23 実験概要

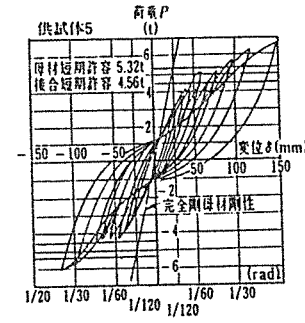
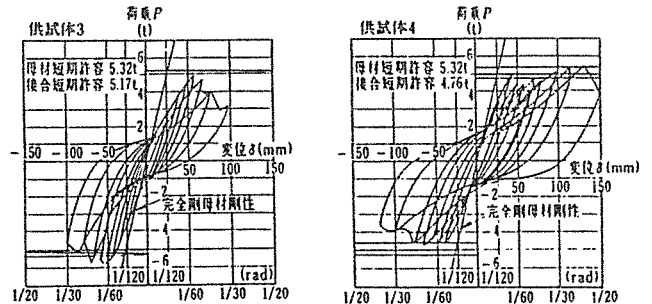
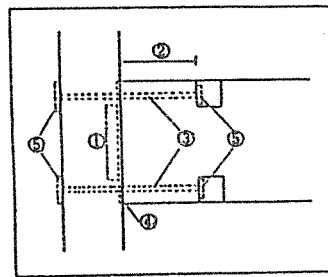
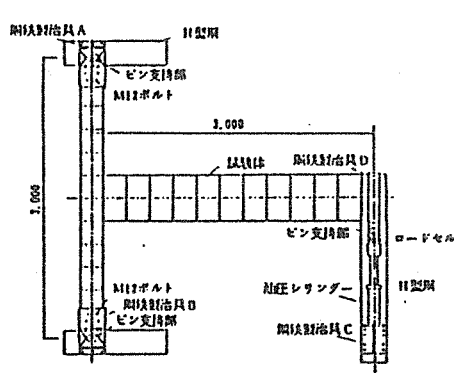


図-24 荷重-変位曲線

4) M、Q分離型の例4

部材	ベイマツ集成材(梁150*500、柱240*240)	特徴	日本古来の差し鴨居構法と引きボルトのミックス
接合	M：梁埋め込み引張り M22PC鋼棒(締付け長さ440mm)、他にSS41 M22 も実験 Q：梁端大入れ柄加工、他接着剤併用も	破壊	SS41ボルトは約1.5 ^t で降伏、PCは顕著な破壊無し2.7 ^t 打ち切り
加力	変位 ±1/500~1/15まで√2倍づつ増分	強度	wPu=8.9 ^t jPu= t tPu>2.7 ^t tPu/wPu=0.30 ^t tPu/jPu=



- ①大入れ柄加工
- ②引きボルトの押しえ張長さ (cm)
- ③引きボルト種類 (SS41、PC鋼棒)
- ④仕口部の接着剤充填
- ⑤柱、梁の座金寸法

図-25 実験概要

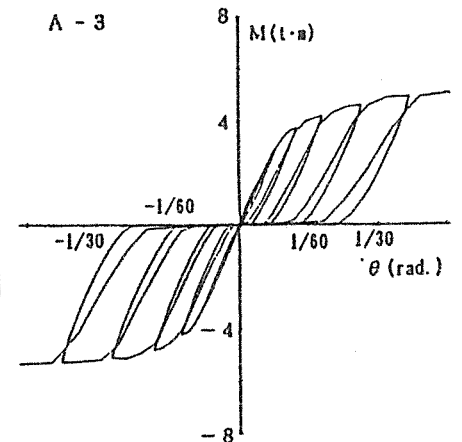


図-26 荷重-変位曲線

5) M、Q一体型、接合中心1箇所の例1

出典：篤海、高坂他 1989.10⁸⁾

部材	ベイマツ・アビトン 150*300	特徴	接着接合、治具使用せず
接合	M、Q：交差重ね接着接合3タイプ11体 T型、+型 接合パネル:300*300 ハンチ付き 接合パネル:600*600	破壊	部材曲げ及パネル部せん断破壊 ハンチ付きは梁の曲げ引張破壊
加力	目標荷重 $P_y(\pm 0.5, 1.0)$ を各10サイクル 後、 ± 1.5 、 ± 2.0 、破壊迄	強度	$w_{Pu}=10.9^t$ $t_{Pu}= 6.0/ 5.2/ 7.2^t$ $t_{Pu}/w_{Pu}= 0.55/ 0.49/ 0.66$ 代表

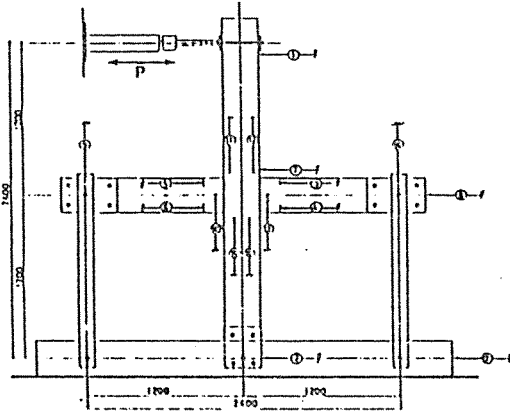
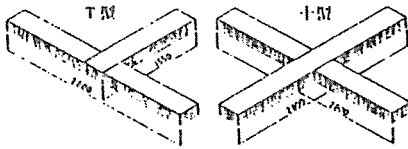


図-27 実験概要

区分	A1	A2	B
樹種	ベイマツ	アビトン	
構成材料(ラミナ)	換板16.7mm厚×9P	LVL16.4mm厚×9P	合板28mm厚×5P +3mm換板×4P
製造方法	交差重ね合わせ接着接合		合板の切断加工
試験体形状	T型	+型	ハンチ付
断面寸法	15×30cm (A=450cm ² 、I=2250cm ³)		
有効径比	5/9	4/9	緩衝方向比0.46
材質性能	σ_c : 729kg/cm ² E: 74×10^3 kg/cm ² G: 0.574	899kg/cm ² 101×10^3 kg/cm ²	751kg/cm ² 91×10^3 kg/cm ² 0.705

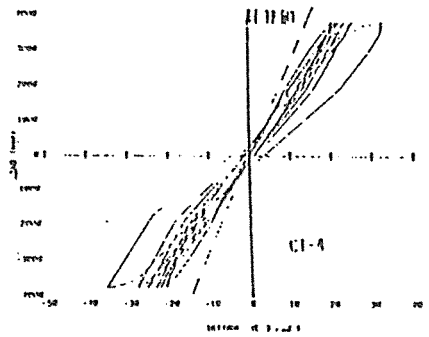


図-28 荷重-変位曲線(+型)

出典：坂本、大橋他 1989.10⁸⁾

6) M、Q一体型、接合中心1箇所の例2

部材	ベイマツ集成材、150*500 ラミナー18mm	特徴	梁が合わせ梁
接合	M、Q：交差重ねボルト(M12)締め、9体 ブルドッグジベル(φ62)/スプリットリン グ(φ72)/シアプレート(φ67)挿入 円形配置、導入トルク700Kg·cm	特徴	各種ジベルの比較検討
加力	変位 $\pm 1/500 \sim 1/15$ まで $\sqrt{2}$ 倍づつ増分	破壊	ジベルの変形・倒れ、周辺木部のめり込み
		強度	$w_{Pu}=12.1^t$ 2*12個/2*12個/2*8個 $t_{Pu}= 5.07/ 7.29/ 3.93^t$ $t_{Pu}/w_{Pu}= 0.42/ 0.60/ 0.32$

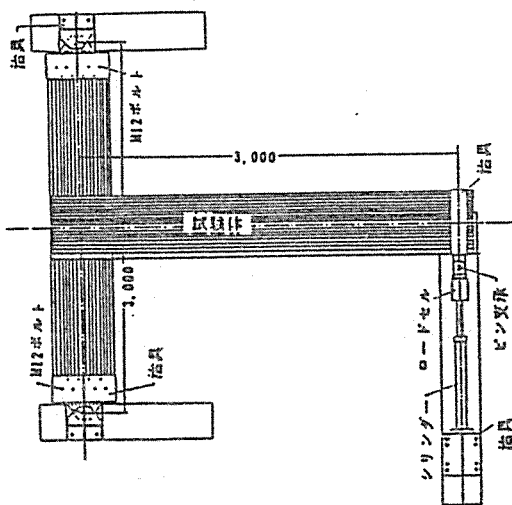


図-29 実験概要

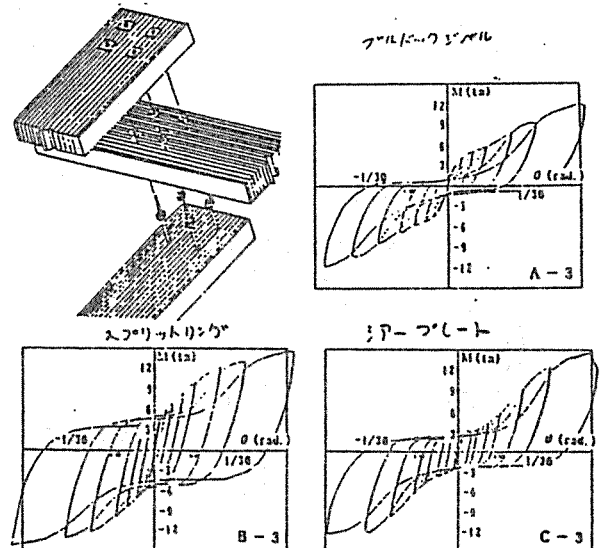


図-30 荷重-変位曲線

7) M、Q一体型、接合中心2箇所の例1

出典：小松 1986.8⁵⁾

部材	エゾマツ・トドマツ集成材 150*450	破壊	①釘せん断破壊、②③④鋼板座屈⑤⑥
接合	M、Q：鋼板添板(4.5mm)	強度	$w_{Pu}=10.0^t$
合	①釘(CN65), 3列 ②釘, 6列 ③ボルト(B19), 1列 ④ボルト, 2列 ⑤シアプレート(φ67), 1列 ⑥2列	変位	① $t_{Pu}=2.98$ $t_{Pu}/w_{Pu}=0.298$ $t_{Pu}/J_{Pu}=0.79$ ② $t_{Pu}=4.76$ $t_{Pu}/w_{Pu}=0.476$ $t_{Pu}/J_{Pu}=0.91$ ③ $t_{Pu}=0.88$ $t_{Pu}/w_{Pu}=0.088$ $t_{Pu}/J_{Pu}=0.28$ ④ $t_{Pu}=0.88$ $t_{Pu}/w_{Pu}=0.088$ $t_{Pu}/J_{Pu}=0.66$ ⑤ $t_{Pu}=0.66$ $t_{Pu}/w_{Pu}=0.066$ $t_{Pu}/J_{Pu}=0.99$ ⑥ $t_{Pu}=$ $t_{Pu}/w_{Pu}=$ $t_{Pu}/J_{Pu}=0.88$
加荷重			
力	±2500Kg → ±375Kg → Pmax		
特徴	各種接合法を総合的に検討		

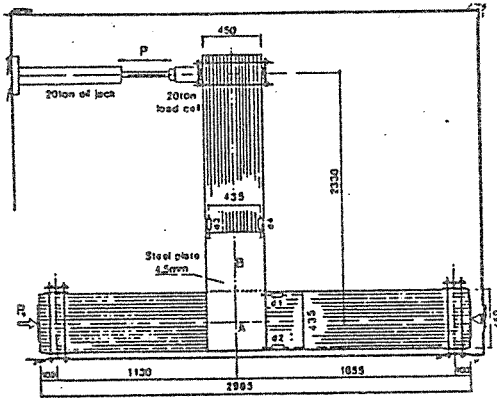


図-31 実験概要

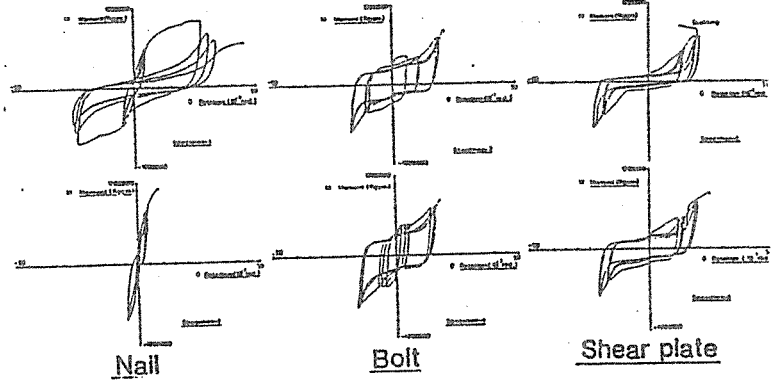


図-32 荷重-変位曲線

8) M、Q一体型、接合中心2箇所の例2

出典：坂本、大橋他 1988.10⁷⁾

部材	ベイマツ集成材1級 150*500	特徴	細径ボルト、細径ドリフトピン
接合	M、Q：鋼板(9mm)添板/挿入	破壊	①柱側釘せん断②梁せん断曲げ ③柱梁共ピン周辺繊維方向割れ
合	①釘CN65 片面 96/120/225本 3体 ②ボルトM12 28/ 48/ 60本 3体 ③ドリフトピンφ18 8/ 12/ 16本 3体	強度	$w_{Pu}=18.1^t$ 225/ 48 / 12 本 $t_{Pu}=$ 13.9/ 17.7 / 6.9 ^t $t_{Pu}/w_{Pu}=$ 0.77/ 0.98/ 0.0.38
加変位			
力	±1/500~1/15まで√2倍づつ増分		

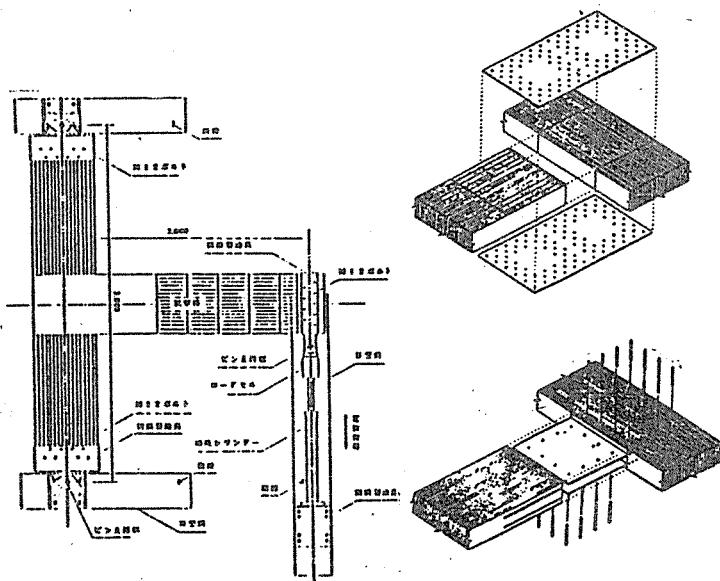
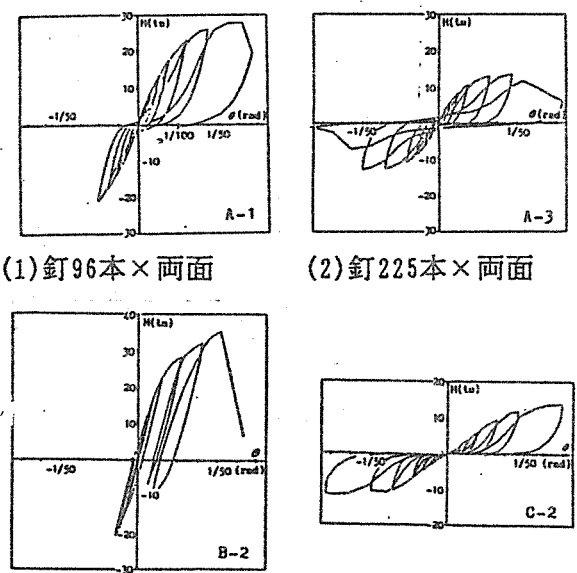


図-33 実験概要



(1) 釘96本×両面 (2) 釘225本×両面
(3) ボルト48本 (4) ドリフトピン16本

図-34 荷重-変位曲線

9) M、Q一体型、接合中心2箇所例3

出典：小松 1989.10 8)

部材	エゾマツ・トドマツ集成材 150*500	破壊	
接合	M、Q：9mm鋼板、釘穴+0.1、ピン穴+1mm	強度	wPu=9.58 ^t tPu/wPu tPu/jPu
組合	ドリフトピンφ18挿入鋼板①1枚、13本 ②1枚、21本③2枚、13本④2枚、21本 釘CN65相当⑤104本⑥150本⑦192本⑧230本	①tPu=3.05	0.32 1.69
加力	変位 両振れ1/500~1/35まで√2倍づつ増分、10サイクル目に破壊まで	②tPu=4.85	0.51 2.04
特徴	鋼板挿入(1/2枚)ドリフトピンと鋼板添板釘打ちの治具配置について検討	③tPu=4.19	0.44 1.40
		④tPu=4.57	0.48 1.84
		⑤tPu=3.26	0.34 1.22
		⑥tPu=4.92	0.51 1.58
		⑦tPu=4.95	0.52 1.89
		⑧tPu=5.58	0.58 2.12

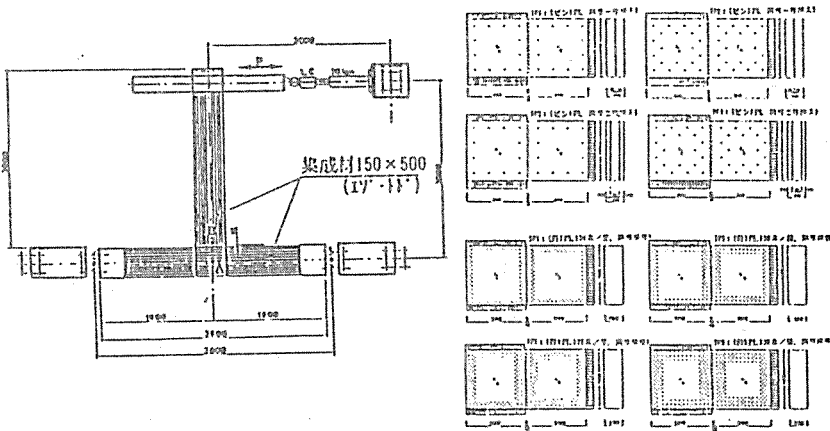


図-35 実験概要

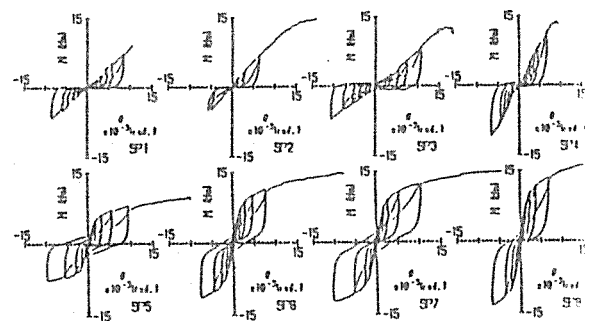


図-36 荷重-変位曲線(曲げ-変形角)

10) M、Q一体型、接合中心2箇所例4

出典：小松 1990.10 9)

部材	カラマツ集成材 150*500	特徴	現場接合の改良、鋼降伏靱性型
接合	M、Q：二重鋼板(9mm)挿入、ドリフトピン①φ8、②12、③16、④20mm接合	破	L/D=8.25, 5.50, 4.13, 3.30
加力	鋼板相互は高力ボルト4-M24現場接合	壊	T字型鋼板ウェブ材が曲げ変形を起こし、大きな粘りを見せた
変位	±1/500~1/16rad 8サイクル正負繰り返しを原則	強度	wPu=11.25 tPu=4.7, 4.9, 4.8, 4.3 ^t
力			tPu/wPu=0.42, 0.44, 0.43, 0.38
			tPu/jPu=1.02, 1.00, 0.90, 1.01

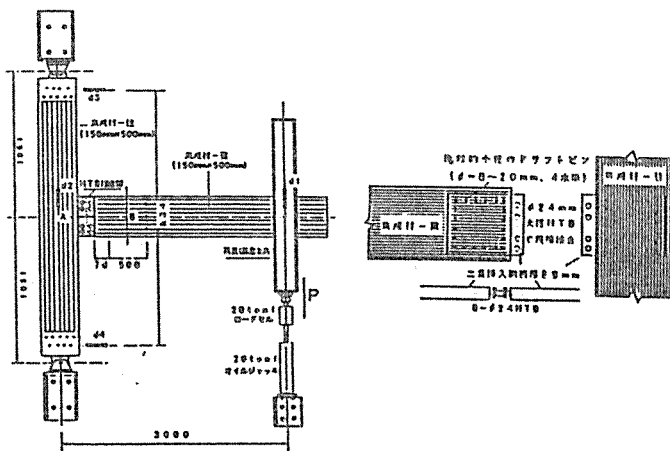


図-37 実験概要

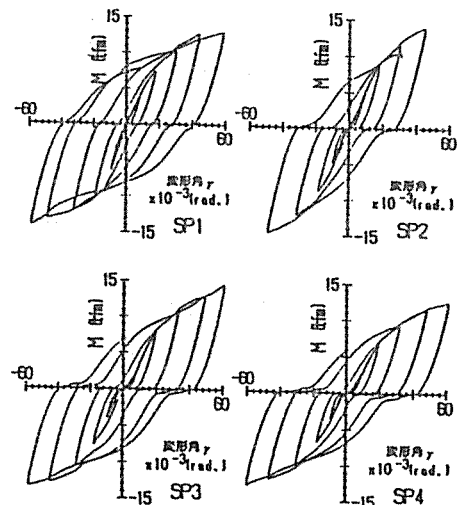


図-38 荷重-変位曲線(曲げ-変形角)

部材	柱：ベイツガ製材103*103 梁：軽量形鋼	破	エンドプレートの変形、木柱へのめり
接	M、Q：鋼板SS41(6.0mm厚)	壊	込み、ボルトによる柱の割裂
合	エンドプレート形：①ウェブのみ ②フランジのみ	強	$w_{Pu}=1.38^t$ t_{Pu}/w_{Pu} t_{Pu}/j_{Pu}
	③ウェブ・フランジ接合 ボックス形：④曲げボルト	度①	$t_{Pu}=0.31^t$ 0.22 $j_{Pu}=\quad^t$
	⑤せん断ボルト ⑥曲げ、せん断合併	②	$t_{Pu}=1.02$ 0.87 $j_{Pu}=\quad^t$
加	変位制御 各タイプとも2体は単調載荷	③	$t_{Pu}=1.00$ 0.72 $j_{Pu}=\quad^t$
力	1体は正負交番載荷	④	$t_{Pu}=0.50$ 0.36 $j_{Pu}=\quad^t$
特	接合ブロック金物の利用	⑤	$t_{Pu}=1.23$ 0.89 $j_{Pu}=\quad^t$
徴	比較的小さい柱断面(正角材)	⑥	$t_{Pu}=0.71$ 0.51 $j_{Pu}=\quad^t$

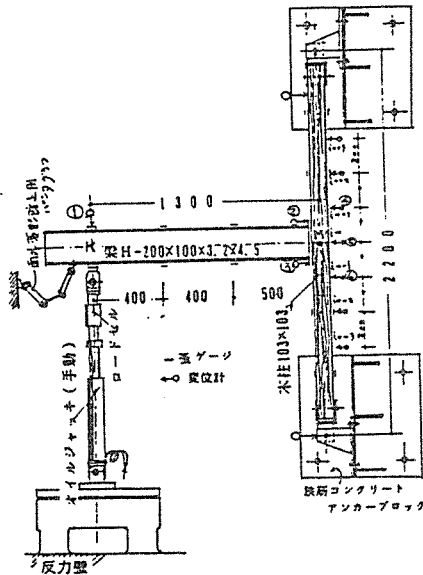


図-3 試験体および載荷装置

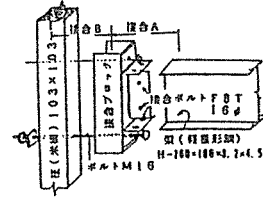


図-4 接合区分図

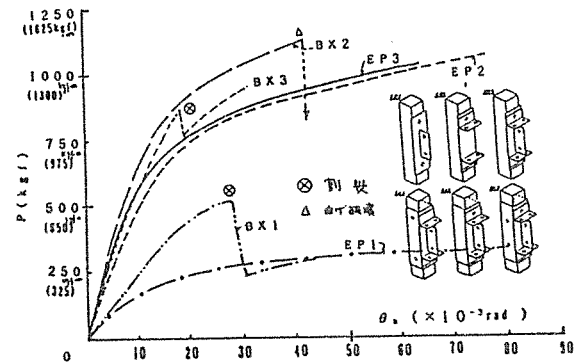


図-5(a) P-θ₀曲線

図-39 実験概要

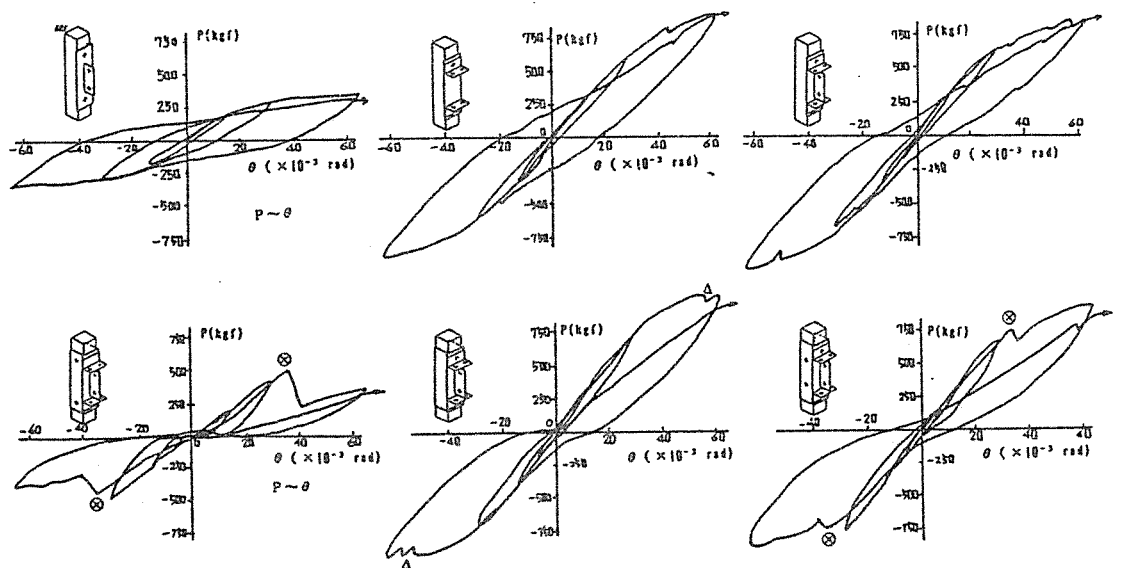


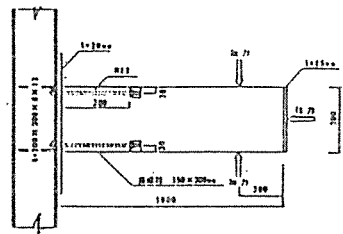
図-40 荷重-変位曲線

(3) 柱脚の実験

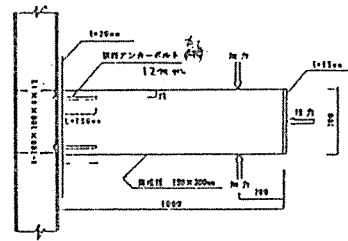
1) 柱脚の実験例 1

出典：定方他 1990.10⁹⁾

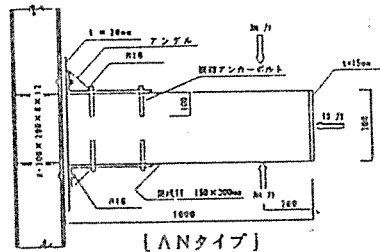
部材	柱：集成材 基礎：H型鋼で基礎想定	特徴	樹脂アンカー、軸力考慮、18体
接合	TB:柱脚プレート、柱埋め込み引きボルト GA:全ネジボルト引っ張り樹脂アンカー AN:アングル利用、せん断樹脂アンカー	破壊	TB:柱脚繊維方向せん断 GA:埋め込み穴拡大割れ脚部ずれ AN:柱底面割れ突出、ボルト曲げ
加力	変位 ±(1/240, 1/120, 1/60, 1/30, 1/15)、破壊	強度	tPu = 2.14 / 2.36 / 2.43 ^t jPu = / / tPu/jPu = / /



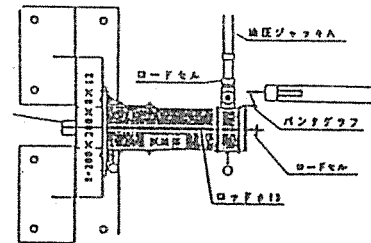
1)TBタイプ



2)GAタイプ

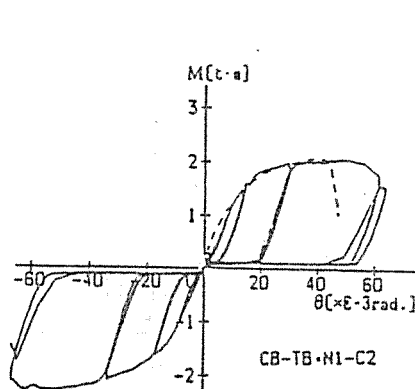


3)ANタイプ

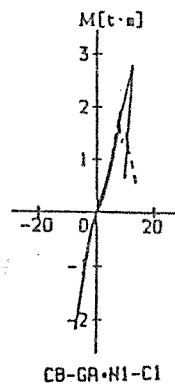


3)試験装置全景

図-41 実験概要



1)TBタイプ



2)GAタイプ

3)ANタイプ

図-42 荷重-変位曲線

2) 柱脚の実験例2

出典：鴛海、小野他 1989.10 8)

部材	柱：合板接着、幅300と350 基礎：RC	特徴	合板接着柱、RCへの接合スパイラルダクトとグラウト処理
接合	鉄筋D25/D29を柱側 20d埋め込みウレタン / エポキシ接着、RC側穴スパイラルダクト埋め込み (端距離1.5d/3d) グラウト	破壊	柱側鉄筋に沿う合板割裂 グラウト亀裂
加力	荷重 短期許容荷重Pa ±(0.5, 1.0)各 10サイクル、±1.5 →破壊	強度	wPu= tPu=2.45~4.38t tPu/wPu= ~ JPu=2.3~4.7t tPu/JPu=1.1~0.9

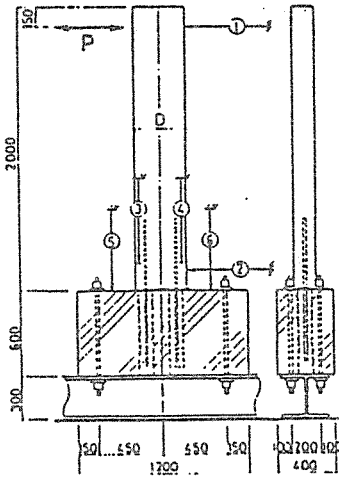


図-43 実験概要

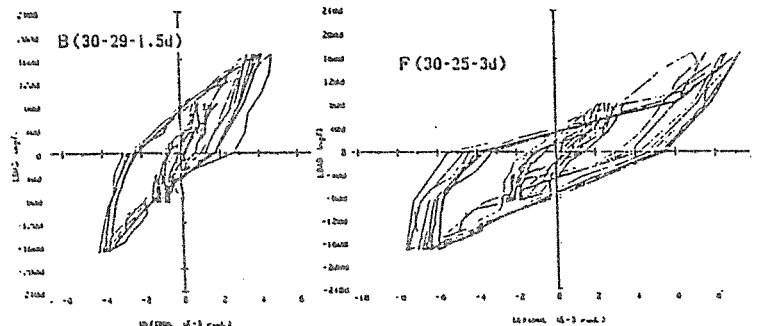


図3-4 p-γ 曲線

図3-5 p-γ 曲線

(1) 柱幅30, D29, 端距離1.5d (2) 柱幅30, D25, 端距離3d

3) 柱脚の実験例3

出典：鴛海、稲山他 1988.10 7)

部材	ベイマツ集成材(220*220)	特徴	柱脚金物の工夫
接合	①アンカーボルト4本を 350mm柱貫通しアングルプレート締め②ベースプレート付き角形鋼管に柱脚ラグスクリュー接合③柱断面45°切込みに鋼管挿入シアーリング接合	特徴	集合住宅システムの開発
加力	短期設計許容値Py(±0.5, ±1.0を3回、±1.5, ±2.0) →破壊	破壊	脚部木曲げせん断 / ラグスクリューせん断 / 木割裂、プレート変形
		強度	wPu=4.9t tPu=2.48/3.11/2.75t tPu/wPu=0.51 / 0.63 / 0.56 tPu/JPu=

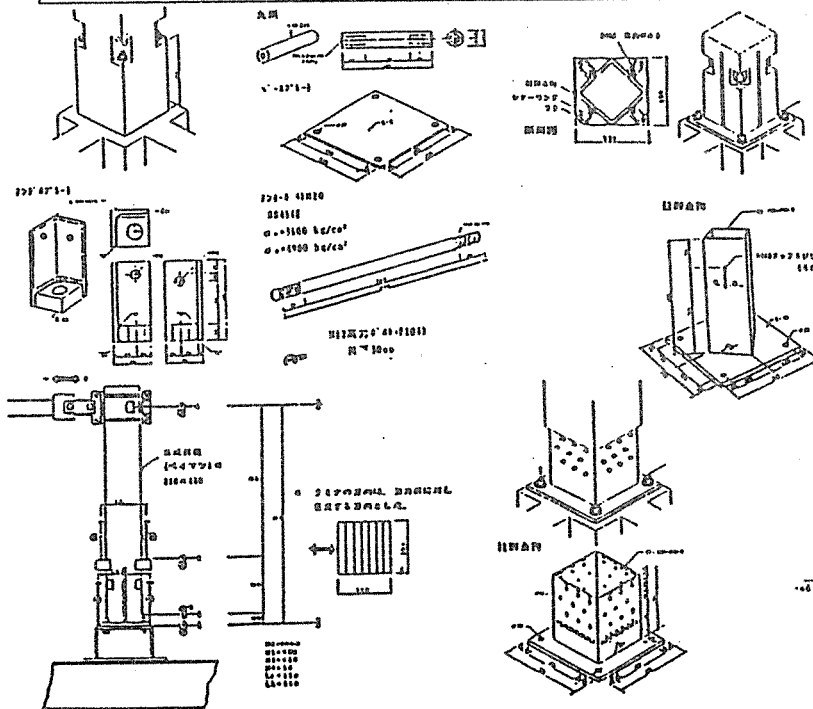


図-45 実験概要

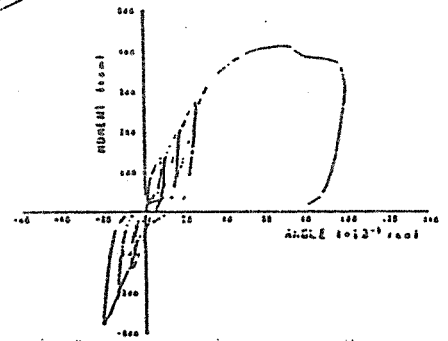


図-46 荷重-変位曲線 (②の一例)

(4) く の 字 形 変 形 仕 口 の 実 験 例

出典：小松 1985.10⁴⁾

部材	トマツ33mm*65mmを22層3枚合わせ195*700	特徴	接合部の非線形性を解析的研究も、実施設計のための検討
接合	鋼板(2mm 2枚)挿入シアープレート接合 φ67シアープレート+φ19ボルト	破壊	加力点の破壊、コネクターの破壊
加力	長期設計許容荷重Pa=6.5t×(1, 0, 2, 0, 3, 0) →破壊 各部変位、△-ハケ-シ L=20mmも	強度	wPu=44.2t jPu=52.0t tPu=39.5t tPu/wPu=0.89 tPu/jPu=0.76?

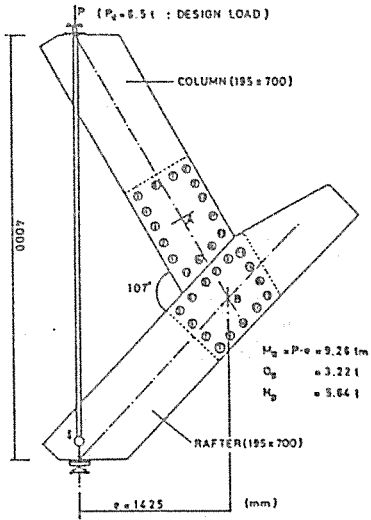


図-47 実験概要

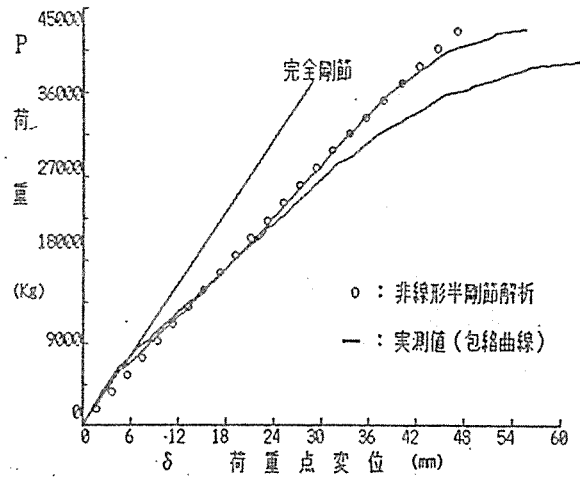
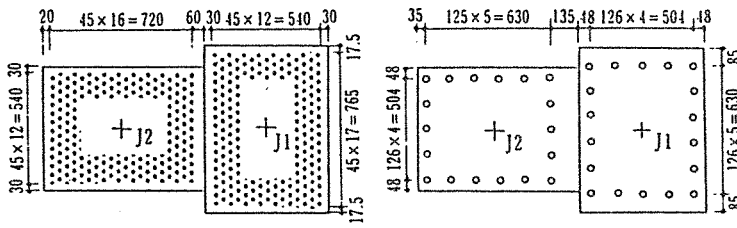


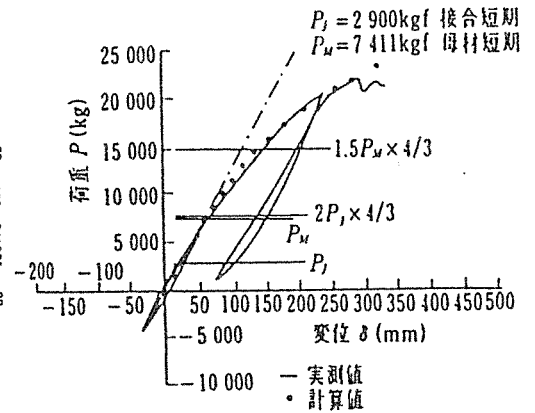
図-48 荷重-変位曲線(3体の内の1例)

部材	トドマツ 1 等、柱梁共150*600	破壊	釘：1階柱頭接合下部曲げ引張り
接合	釘：鋼板添板(9mm)釘打(CN65)	ド	ド：2床接合部割裂から柱頭曲げ
	ド：鋼板挿入(9mm)ドリフトピン(φ18)	ボ	ボ：2階接合近く梁曲げ引張り
	ボ：鋼板添板(9mm)ボルト(B12)	強度	$wPu = \frac{t}{t}$
加力	鉛直定荷重		$tPu = 22.56 / 15.00 / 22.52 \text{ t}$
	水平繰返し荷重		釘： $tPu/wPu = 1.5Z$ $tPu/JPu = 0.08$ $JPu = 2.33$
特徴	2階建て小学校想定		ド： $tPu/wPu = 1.0/$ $tPu/JPu = 1.40$ $JPu = 10.73$
			ボ： $tPu/wPu = 1.5Z$ $tPu/JPu = 2.4Z$ $JPu = 2.276$

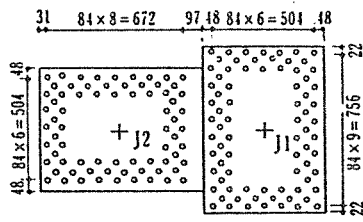


(1) 釘接合

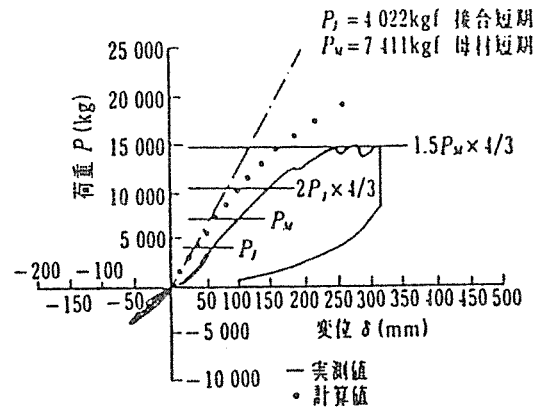
(2) ドリフトピン接合



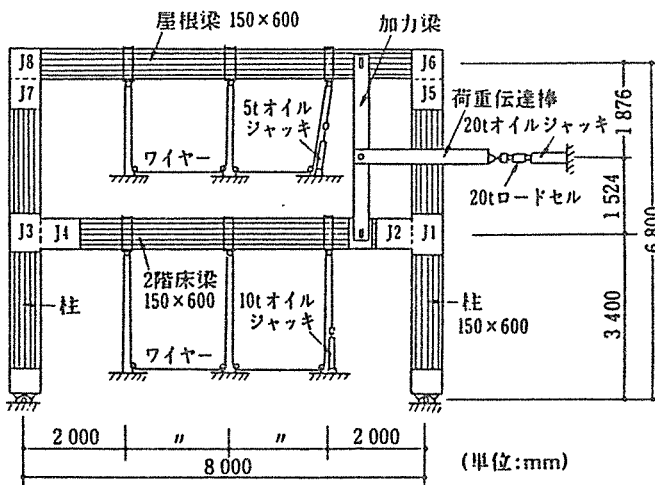
(1) 釘接合



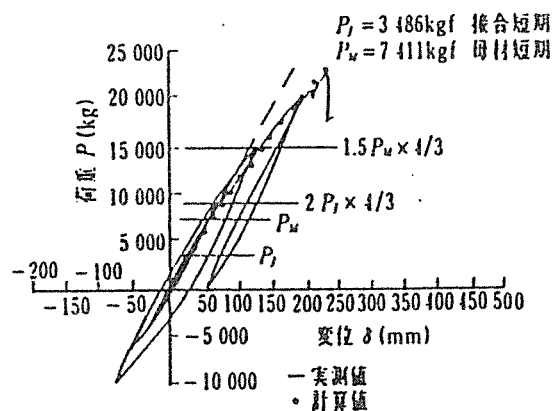
(3) ボルト接合



(2) ドリフトピン接合



(4) 実験装置全景
図-49 実験概要



(3) ボルト接合

図-50 荷重-変位曲線

5. 接合部の性能評価計

木質構造はその特性から、接合部が弱点となり易く、最適な接合部の計画やディテールの決定が建物全体の構造性能の評価を左右する。その接合部の特性の評価はいろいろ考えられるが、主に次の点が挙げられる。

5. 1 強度性能

目安となる強度は、線形限界強度、特定変形時強度、破壊開始時強度、終局強度および許容強度など、または接合部の主要応力の種別により軸力、曲げ、せん断などがある。そしてこれらの強度性能は高ければ良いが、母材（集成材や製材部材断面）の曲げやせん断強度より高くする事は困難であるし、場合によってはあまり意味の無い場合もある。そこで、母材の強度に対する接合強度の比をもって接合性能として評価する事が妥当であろう。本小冊子では、終局強度を評価規準として採用してきた。このとき設計許容強度から推定される終局強度（母材の曲げとせん断および接合部強度）は、次のように関連づける方法が考えられる。

$$\text{母材終局強度} = \text{母材短期許容強度} \times 1.5 \times 4 / 3$$

$$\text{接合部終局強度} = \text{接合部短期許容強度} \times 2.0 \times 4 / 3$$

ここで、1.5 は材料許容強度の安全率、2.0 は接合具許容強度の安全率

4/3 はバラツキを考慮した許容耐力誘導時の低減率の逆数

また接合部や構造全体の強度を議論するときは、母材終局強度としてフェースモーメントをとるか芯モーメントを採るかの問題がある。本小冊子では、フェースモーメントを採用することとした。

(1) 仕口接合実験における強度性能評価の事例 1 出典：小松、川元、堀江 1990.10⁹⁾

鋼板挿入ドリフトピン接合の鋼板相互を 表-1 接合部実験の強度性能評価の例 1

H T B 現場接合する方式の実験で、実験概

要と荷重-変位曲線等は P. 20 参照のこと。

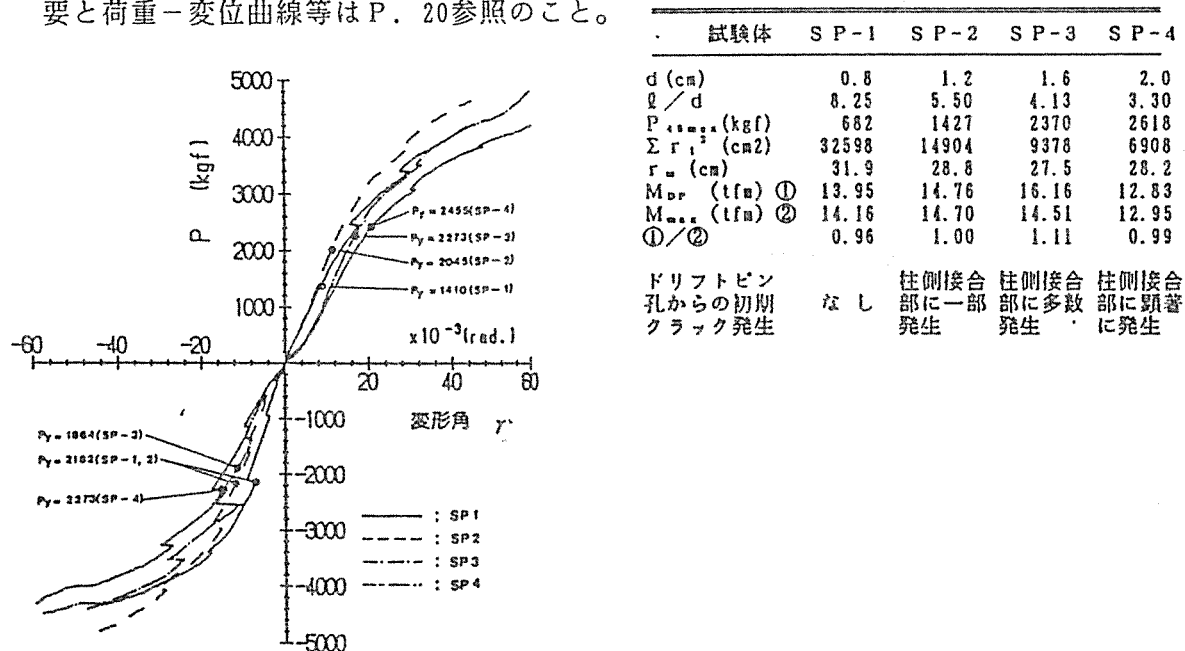
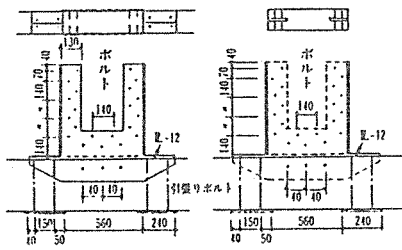


図-51 繰り返し加力の荷重-変形角位包絡線

(2) 仕口接合実験における強度性能評価の事例2 出典：宮澤 1988.10⁷⁾

実験概要と供試体3～5は、P. 17参照

表-2 接合部実験の強度性能評価の例2



(1)TYPE.1 (2)TYPE.2

図-52 実験概要(接合部ディテール)

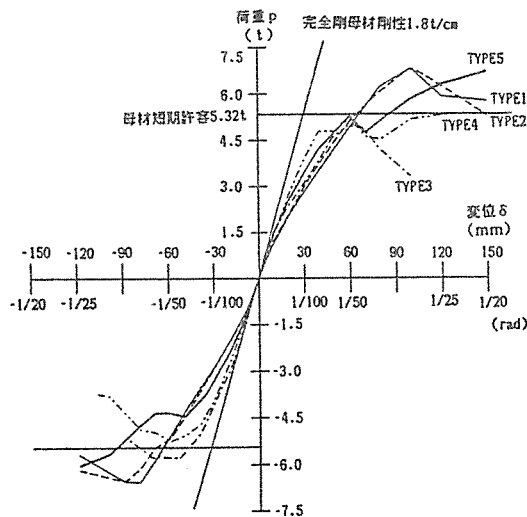


図-53 繰り返し加力の荷重-変位包絡線

供試体 TYPE	短期許容 (許/母)		降伏強度 押 引	終局強度 押 引	剛性 t/cm (実/剛接)	破 壊 性 状
1	3.45 (0.65)	実験値 実/母 実/許	6.1 ^t 6.6 ^t 1.15 1.24 1.77 1.91	6.7 ^t 6.6 ^t 1.26 1.24 1.94 1.91	1.03t/cm (0.57)	柱接合部ラミナー方向の すべり亀裂、柱曲げ亀裂 ボルトゆるみ
2	2.64 (0.50)	実験値 実/母 実/許	6.4 ^t 6.1 ^t 1.20 1.15 2.42 2.31	6.8 ^t 6.5 ^t 1.28 1.22 2.58 2.46	1.09 (0.61)	はり接合ボルト列線に沿 う、鋼板強制変位による 渠成材割れ亀裂
3	5.17 (0.97)	実験値 実/母 実/許	4.7 ^t 5.5 ^t 0.88 1.03 0.91 1.06	5.0 ^t 5.7 ^t 0.94 1.07 0.97 1.10	1.29 (0.72)	はり接合ボルト列線に沿 う、鋼板強制変位による 渠成材割れ亀裂
4	4.76 (0.89)	実験値 実/母 実/許	4.8 ^t 4.8 ^t 0.90 0.90 1.01 1.01	5.3 ^t 5.3 ^t 1.00 1.00 1.11 1.11	1.37 (0.76)	柱接合部ラミナー方向の すべり亀裂
5	4.56 (0.86)	実験値 実/母 実/許	5.0 ^t 4.4 ^t 0.94 0.83 1.10 0.96	6.7 ^t 6.0 ^t 1.25 1.13 1.47 1.32	1.24 (0.69)	柱接合部ラミナー方向の すべり亀裂、柱接合ボル ト列線に沿う亀裂

注1) 母は母材短期許容強度(短期曲げ14.9^t)を外力に換算したものである。

注2) 許は接合部短期許容強度を外力に換算したものである。

注3) 剛接は、±1/200 ラジアン変形時の剛性である。支持点変位、初期のゆるみ等は補正して
いない。また、剛接は渠成材だけの完全剛接合の場合の剛域考慮した理論剛性である。

注4) *印: 変位制御限界以上となり、試験打ち切り。終局強度は表示値以上であり、確認でき
なかった。

5. 2 剛性性能

木質構造の接合部では完全な剛接合は困難で、多くの場合接合部の変形が大きくなり易い。治具の種別やディテールが異なる場合は、強度と剛性は必ずしも比例しない。また不静定ラーメン構造の応力状態が剛性により左右されることと、木質構造では設計断面や接合部が変形で決まることも多いことから、剛性に対する接合部性能の評価も重要である。接合部自体の剛性評価としては、完全剛に対する接合部自体の半剛性の量的評価は出来ない。そのため部材や構造の変形を含む形での評価に成らざるを得ない。従って完全剛な接合の場合（理論値、接合部の扱いを剛域とするか線材のままで扱うか問題があるが）と比較して、接合部を含む架構全体の剛性として評価する。

また実際の設計のためには割線剛性が重要であるが、既往の実験結果のまとめでは 1/120 や 1/200 ラジアン時の値が示されることが多い。

(1) 仕口接合実験 (P. 20) における剛性評価の事例 1 出典: 小松 1989.10⁸⁾

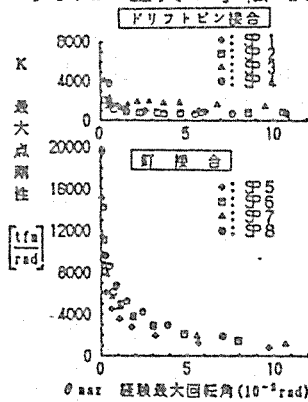


図-54 各サイクル最大変位点剛性

(2) 仕口接合実験 (P. 17, 27) における剛性評価の事例 2 出典: 宮澤 1988.10^{7, 11)}

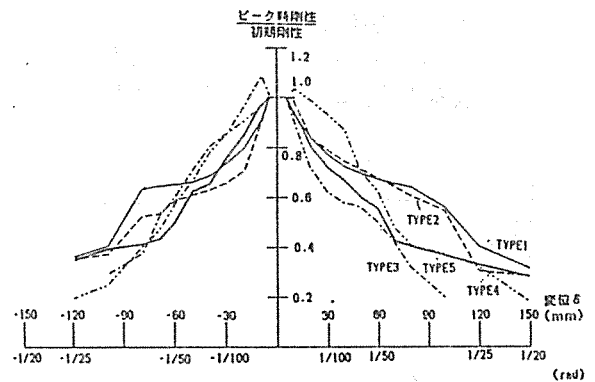


図-55 各サイクル最大変位点剛性

(3) 仕口接合部実験 (P. 19) における剛性評価の事例 3 出典: 坂本、大橋 1988.10⁷⁾

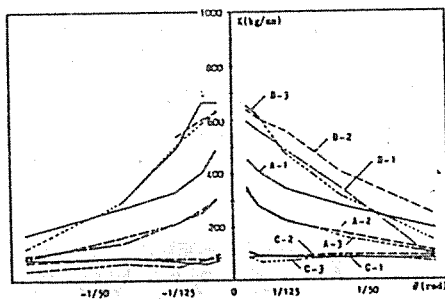


図-56 各サイクル最大変位点剛性

(4) 仕口接合部実験 (P. 19) における剛性評価の事例 4 出典: 坂本、大橋 1989.10⁸⁾

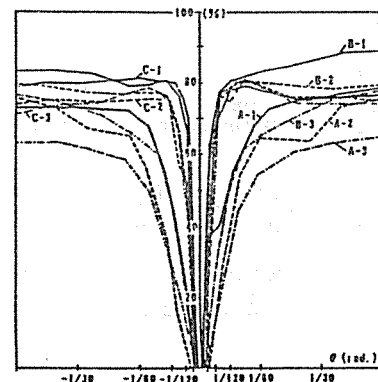


図-57 残留変形率の変化

(5) 仕口接合部実験 (P. 17) における剛性評価の事例 5 出典: 坂本、五十田 1990.10⁹⁾

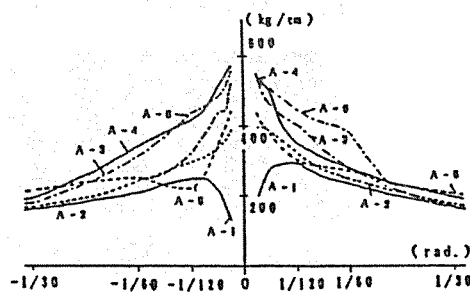


図-58 各サイクル最大変位点剛性

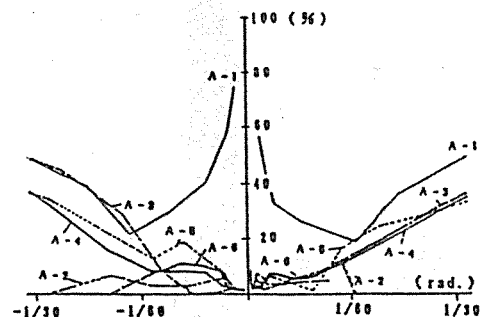


図-59 残留変形率の変化

5. 3 破壊性状と塑性変形性能（靱性）

接合部や構造部材が靱性に富む場合、想定外力以上の荷重を受ける不静定構造では応力再配分により急激な破壊は起こらない。また地震のような動的外力に対しては、塑性変形のエネルギー吸収により応答が低減される。地震時には繰り返し加力に対して、履歴が安定していることが望ましいが、静的にも動的にも塑性変形は建築構造物に重要である。

接合部変形を含む構造体で降伏点が明瞭に現われる場合は、塑性変形率で評価することが出来る。しかし部材変形と独立して接合部自体の変形を評価することは困難で、各種接合方式相互の比較や他の構造形式との比較しか出来ない。部材強度が十分で、接合部の設計により強度と変形性能をコントロールできる場合は好都合で、地震外力との関連で強度型設計を行うことも、エネルギー吸収性能を活かした靱性型設計を行うことも自由となる。

接合部の終局強度設計では、破壊形式と塑性変形量を評価することが必要で、設計で強度、変形および破壊性状をコントロールすることが望ましい。特に理論や解析により破壊性状を求めることは難しく、実験によりその性状を明かにすることは極めて重要である。

- (1) 破壊性状の事例1 出典:小松^{6,10)} (2) 破壊性状の事例2 出典:坂本、大橋¹¹⁾
 2層1スパンの繰り返し加力実験の例で、釘とボルト接合の仕口実験の例で、実験概要
 実験概要についてはP. 25参照。 についてはP. 19参

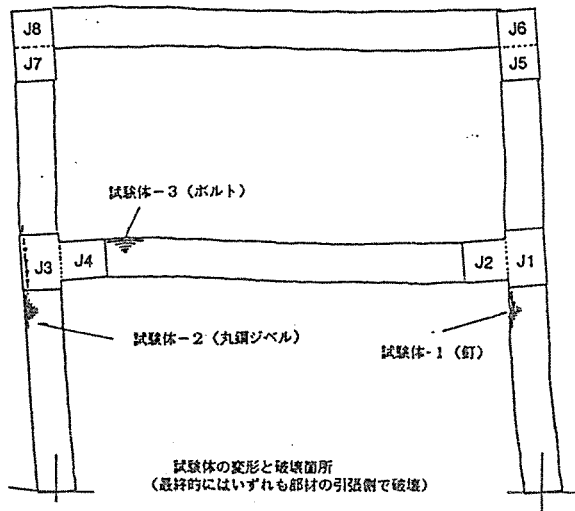
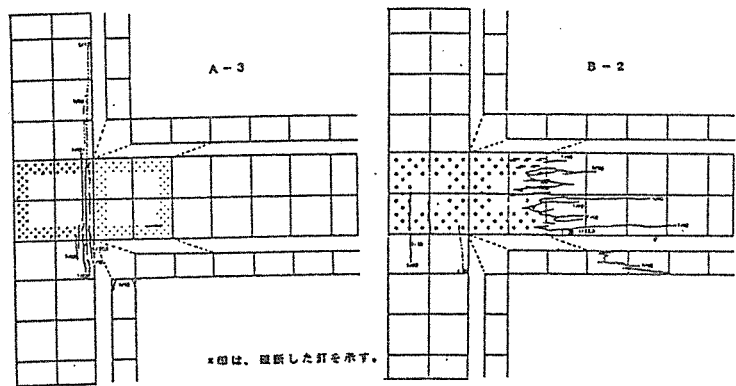


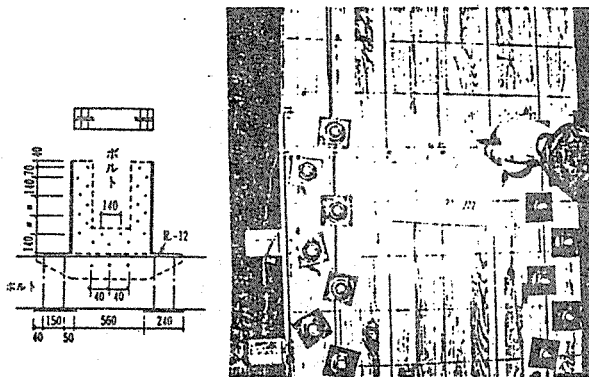
図-60 破壊状態スケッチ例1

- (3) 破壊性状の事例3 出典:宮澤¹¹⁾ 仕口実験の例で、実験概要についてはP. 17と27を参照。

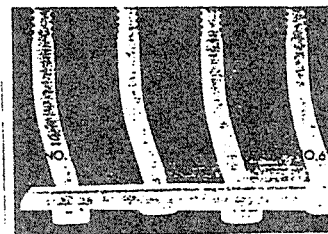


(1)CN65釘192本×両面 (2)M12ボルト96本
 図-61 破壊状態スケッチ例2

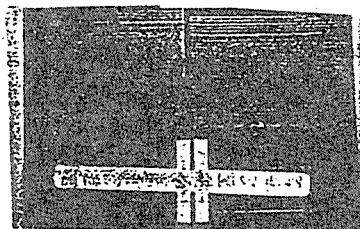
- (4) 破壊性状の事例4 出典:太田、宮林、葉多²⁾ はり継ぎ手の曲げとせん断実験の例で、実験概要についてはP. 15を参照。治具の変形を正確に測定することができる。



写-1 破壊状態写真の例



(1)曲げ試験のフランジ部分 (供試体B-2)



(2)せん断試験のウェブ部分 (供試体S-1)

写-2 X線透過写真の例

5. 4 繰り返し加力の影響とエネルギー吸収性能

想定している接合部が地震のような動的な荷重を受けるときは、繰り返し荷重による剛性劣化と接合部の減衰性が重要となってくる。剛性劣化は繰り返し加力試験のP-δ曲線の包絡線と同一変形での繰り返し加力による強度低下として評価される。

振動時の減衰性に与える接合部の影響は、繰り返し加力履歴ループの面積から計算される等価減衰により評価される。

(1) 等価減衰の評価例1 出典：小松⁸⁾

ドリフトピンと釘接合の仕口実験の例で、実験概要はP. 20をを参照。

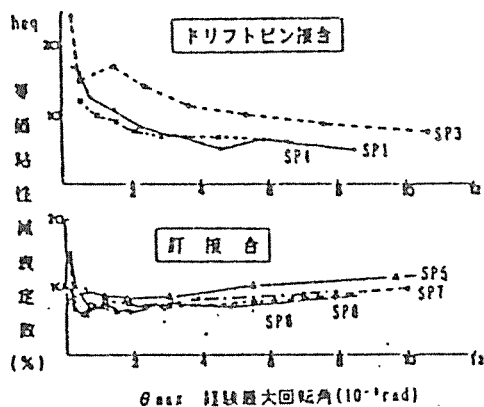


図-62 等価減衰

(2) 等価減衰の評価例1 出典：宮澤¹¹⁾

仕口実験の例で、実験概要はP. 17と27を参照。

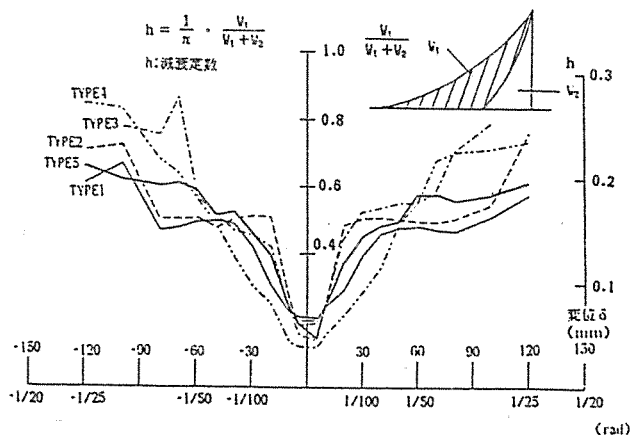


図-63 等価減衰

(3) 等価減衰の評価例3 出典：坂本、大橋
交差重ねジベル接合仕口の実験の例で、実験概要はP. 18を参照。

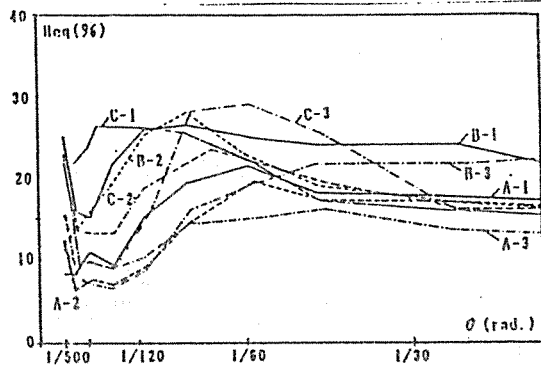


図-64 等価減衰

(4) 等価減衰の評価例4 出典：坂本、五十田
引きボルト接合仕口の実験の例で、実験概要はP. 17を参照。

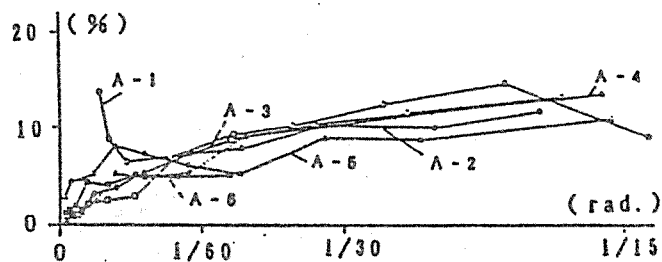
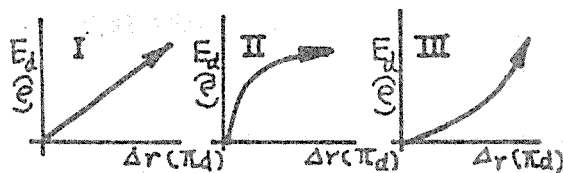


図-65 等価減衰

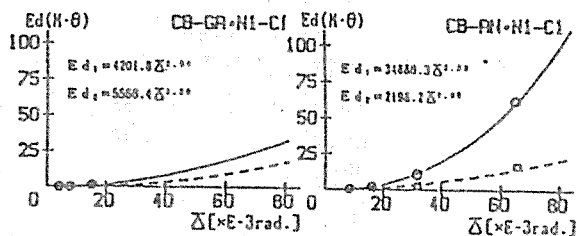
(5) 残留変位とエネルギー吸収性能 出典：定方^{9,15)}

残留変位と履歴ループのエネルギー吸収に着目した評価方法がある。一般的に構造のエネルギー吸収特性は図-66のように分類している。柱脚の実験P. 22の結果を図-67に、他の木質構造の例を図-68に示す。



(1) 標準型 (2) 柔軟型 (3) 靱性型

図-66 エネルギー吸収特性の分類



(1) GAタイプ (2) ANタイプ

図-67 エネルギー吸収特性 (柱脚の例)

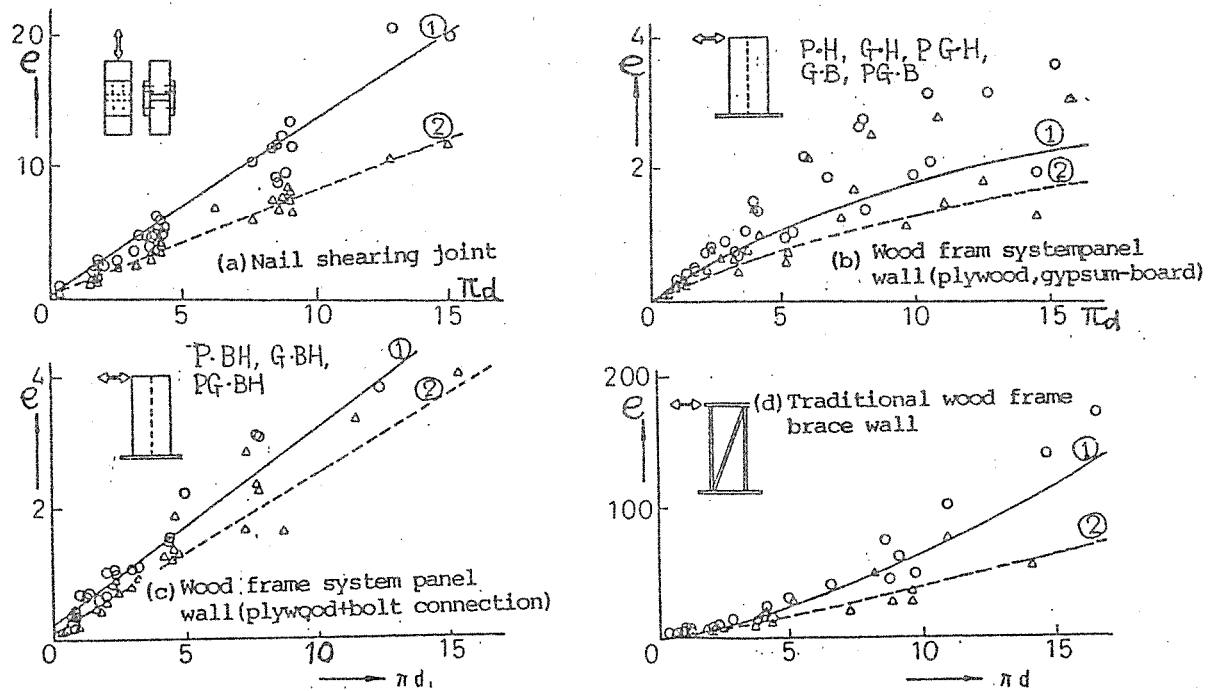


図-68 エネルギー吸収特性の一般例

5. 5 その他

(1) クリープ、リラックゼーションと疲労強度

まだ十分な研究が行われていない。疲労破壊はさほど問題にならないであろうが、クリープとリラックゼーションは重要な問題であり、早急な検討が必要である。

(2) 施工性と信頼性やコスト

上記の性能がいくら良くても施工が困難であったり、施工のばらつきが多かったり、また現実問題として設計・施工・施主の間でその強度等の性能を保証出来ない場合は、一般の設計体系の中では実際には採用されないであろう。

(3) 耐火性能と耐久性能など

構造性能とは別に、特に木質構造では耐火や耐久性能が重要となってくる。

6. 強度試験の規格化

材料や接合具の強度試験は、JISやJASの規格あるいは規格に準ずる提案がある。しかしながら、接合部全体や構造物の部分や全体の強度試験の規格や提案はない。繰り返しによる強度低下などは、加力計画、ボルトの締め付け張力や乾燥収縮がその結果に大きく影響する。剛接合が地震力を受けるラーメン構造に用いられることから、接合手法相互の比較等は同一実験規準でなければ困難である。早急の検討が望まれる。

参考・引用文献

1~9) 日本建築学会大会学術講演梗概集

1): 1982 2): 1983 3): 1984 4): 1985 5): 1986

6): 1987 7): 1988 8): 1989 9): 1990

10) 日本住宅・木材技術センター；木造化推進標準設計マニュアル作成等事業報告書(3)

「木造化技術開発」、昭和61年度農林水産省補助事業・日本住宅・木材技術センター事業

11) 日本住宅・木材技術センター；木造化推進標準設計マニュアル作成等事業報告書(1)

「木造化技術開発」、昭和62年度農林水産省補助事業・日本住宅・木材技術センター事業

12) 建設省建築研究所、建設省総合技術開発プロジェクト、新木造建築技術の開発・報告書

No. 62-1 構造分科会、昭和63年度3月

13) HolzbauAtlas、1890

14) 北海道立林産試験場、林産試験場月報、1985年7月号(第402号)

15) 第7回日本地震工学シンポジウム、P. 1399~1403、1986年、定方啓

16) 日本建築学会、「建築耐震設計における保有耐力と変形性能(1990)」、1990年10月

モーメント接合の設計法

1. はじめに

接合法の研究開発および集成材自体の製作技術とコストダウン、設計法の研究と設計体系の整備により、近年大断面集成材による大規模建築物の建設が盛んとなった。従来集成材は湾曲集成材によるピン接合構造が大半であったが、近年は通直集成材を含むラーメン構造も多用されるようになった。ラーメン構造の応力分布は、その剛性に大きく依存するところが木構造では、宿命的に部材自体の剛性不足と接合部強度と剛性確保の難しさがある。精力的かつ先駆的研究開発により、ここ数年で多くの建設実績をあげた。しかしながらこれらの構造技術にはまだ多くの解決しなければならない点も多い。それらは、

接合法の研究開発

接合具、ディテール

接合部の力学特性

強度（許容値・終局強度）、剛性、変形性能、初期のガタ、繊維と直交方向の強度・割裂、多数の接合具が用いられた時の許容耐力と信頼性、履歴特性、クリープ、リラクゼーション

架構としての利用方法

構造計画、耐震問題（地震入力、終局強度と変形性能）、設計法と設計体系、コスト

等がある。

これらの問題解決のため近年多くの研究が行なわれている。しかしながら、他の構造とは違う木構造の特殊性もあり、情報の不足は免れない。本小冊子では、設計法を概説する。

2. モーメント接合の構造概要

2. 1 接合法の種類

接合具、モーメント接合法、構造設計法ともに現在も研究開発の段階であり、今後多くの提案がなされるであろうが、接合法を分類すると次のようになる。

1) 接合部材・位置により

継手-----部材を部材の木口同士で接合する方法で、柱-柱や梁-梁などがある。

仕口-----部材を柱-梁のように、直角またはT字形などに接合する方法。

柱脚-----柱脚部の剛性と強度確保のため、基礎梁や直接基礎に剛接合する方法で、相手はコンクリートである。治具やエポキシなどが用いられる。

2) 応力伝達の方法により

M、Q分離型----それぞれの接合具により曲げとせん断を別々に伝達する方法

M、Q一体型----一つ（種類）の接合具により、曲げとせん断力を伝達させる方法

3) 接合部剛性により

剛接合-----接合部剛性が充分あり、完全剛と見なしてよい接合法

半剛接合-----接合部剛性が低く、接合部変形を考慮しなければならない接合法

4) 接合具により

張力伝達 : 引張りボルト、P C 鋼棒

せん断力伝達 : 釘、せん断ボルト、ラグスクリュー、ドリフトピン、ジベル（スプリットリング、シアプレート、その他のジベル）、メタルプレートコネクター、グルーラムリベット

添え板、治具 : 鋼板、合板

その他 : 接着材、エポキシ樹脂（応力伝達、初期ガタ防止、補強）

2. 2 木質ラーメン構造の特徴と接合方法決定の注意点

木質ラーメン構造の構造設計は他の鋼構造やRC構造と多くの点で共通しているが、異なるところもある。木質ラーメン構造の特徴は、次のとおりである。

1) 接合部の方式やディテールが普遍的でなく構造計画が十分なされなければならない。
建物平面の1方向だけか、両方向をラーメン構造とするか。両方向の場合は、梁-柱仕口が難しくなる。

後述のような理由から、概略設計の段階で、接合方式、接合具およびディテールを十分検討しておかなければならない。

2) 接合部の剛性が応力解析に影響することがある。

接合部の剛性が不足すると、接合部の変形が生じ、不静定構造では応力状態にも影響し、その結果、接合部の設計全体やディテールの変更が必要なときもある。

3) 変形により決まることがある。

ブレース構造と違い水平力に対し部材自体と接合部の剛性が不足しがちで、部材強度の略算だけでは不可である。

4) 終局耐力のためには部材の靱性は期待できず、接合部の塑性変形に頼らざるを得ない。

集成材(製材でも同じ)部材の曲げ破壊は脆性的であり、塑性域のエネルギー吸収は接合部の塑性回転変形により架構の変形性能を確保しなければならない。

5) 燃え代計算が必要なときもある。

高さ13m、軒高さ9m以上の建物は、木材表面の2.5cm厚が燃えて強度を失っても短期強度で耐えられること。接合金物も耐火被覆をしなければならない。

6) 接合部の施工性の検討が重要である。

接合部のガタは、応力状態と全体変形に大きく影響する。また新しい構法のため、施工時特殊な技術や精度を要するものは避けたい。

7) 力学特性の解明が遅れているものが多い。

リラックゼーションやクリープの明解な研究はないが、治具やディテールによっては生じ易い。また、木材の乾燥収縮や鋼材の腐食劣化の問題もある。

このような構造の接合方法の決定には、以下の注意が必要である。

1) 接合位置

2) 伝達すべき力と接合法

3) 剛性と強度、強度型か靱性確保型かの設計方針の決定(弾性強度、終局強度、破壊方式、靱性)

4) 接合部の半剛性はラーメン部材の応力分布に影響し、構造計算が難しい

5) 初期ガタとリラックゼーションは生じ易くないか

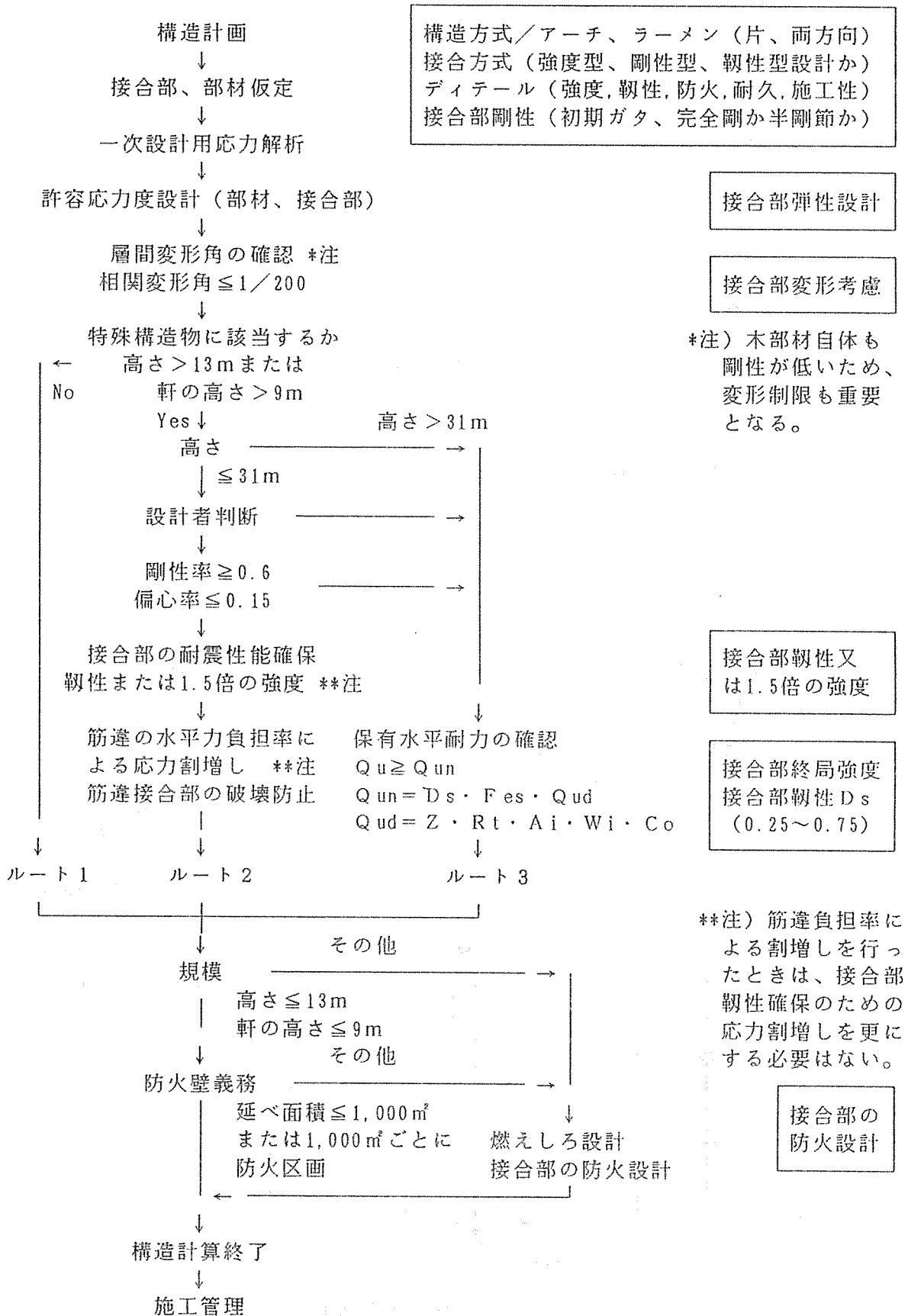
6) 90°方向の割れは生じ易くないか

7) 防耐火、防錆、施工性、コスト

3. 木質ラーメン構造の設計

3.1 大断面木造の構造設計の手順

構造設計は、構造計画、構造計算および施工管理からなり、接合部の設計に着目したフローを下記に示す。



3. 2 接合部設計方針と手順

接合部の設計方針と手順を以下に示す。

- 設計方針 強度型設計か靱性型設計か
 部材強度
 接合形式
 接合部弾性強度
 接合部終局強度
 接合部変形性能

接合形式の決定

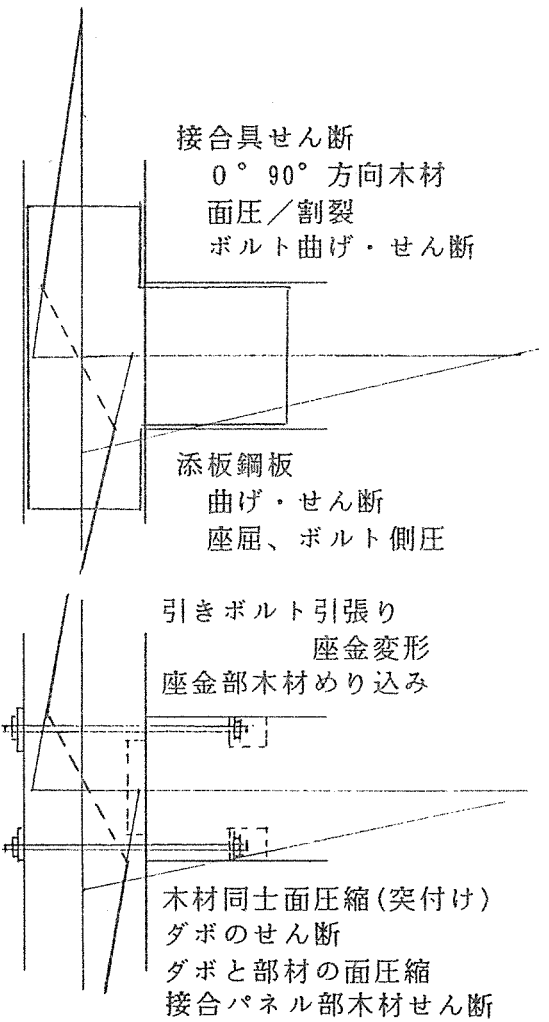
一次設計用概算応力

接合具／接合鋼板／接合治具／ダボ材の決定

接合部弾性強度
 各部の弾性強度
 接合部全体としての弾性強度

接合部の終局強度
 各部の終局強度
 接合部全体としての終局強度

接合部の靱性
 各部の破壊形式→靱性
 接合部全体としての靱性



応力伝達と破壊のメカニズム

構造全体の終局強度（保有耐力）

- 部材の終局強度
 接合部の終局強度と比較
 各柱の終局せん断力
 各層の終局層せん断力 → Q_u

必要保有耐力

- C_0 : 標準せん断力係数
 Z : 地域係数
 R_t : 振動特性係数
 A_i : せん断力分布係数
 W_i : 地震時重量
 F_{es} : 形状係数
 Q_e : 大地震時層せん断力
 D_s : 構造特性係数

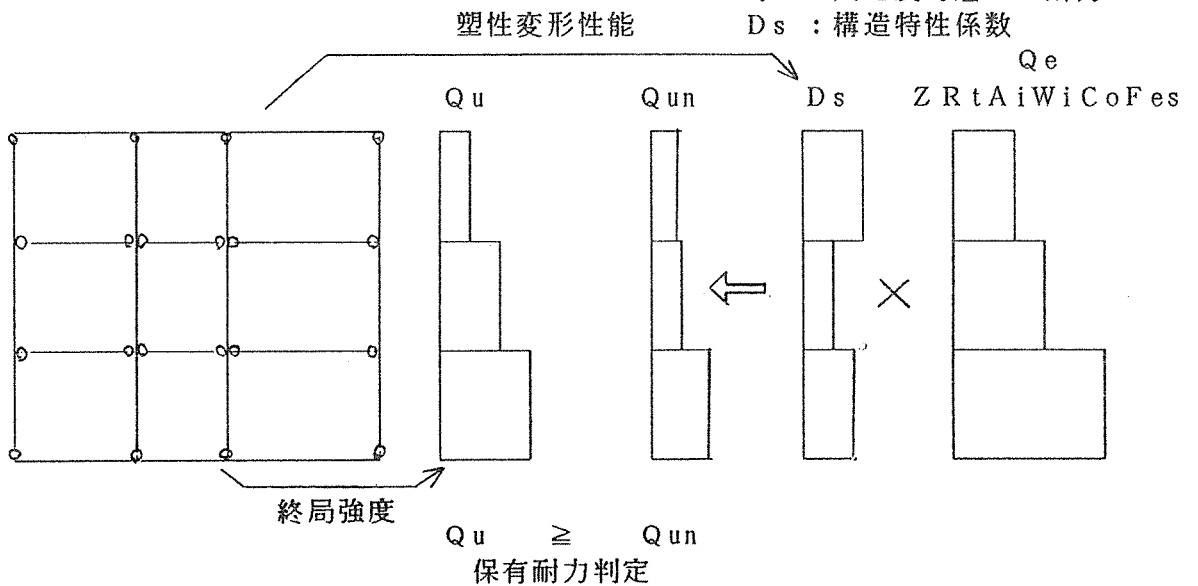


表-1 木質構造の構造特性係数 D_s (建設省告示第1792号)
柱及びはりの大部分が木造であるもの

架構の形式 架構の性状		(イ)	(ロ)	(ハ)
		剛節架構又はこれに類する形式の架構	(イ)欄及び(ロ)欄に掲げるもの以外のも	各階に生ずる水平力の大部分を当該階の筋かいによつて負担する形状の架構
(1)	架構を構成する部材に生ずる応力に対して割裂き、せん断破壊等の耐力が急激に低下する破壊が著しく生じ難いこと等のため、塑性変形の度が特に高いもの	0.25	0.3	0.35
(2)	(1)に掲げるもの以外のもので架構を構成する部材に生ずる応力に対して割裂き、せん断破壊等の耐力が急激に低下する破壊が生じ難いこと等のため、塑性変形の度が高いもの	0.3	0.35	0.4
(3)	(1)及び(2)に掲げるもの以外のもので架構を構成する部材に塑性変形を生じさせる応力に対して当該部材に割裂き、せん断破壊等が生じないこと等のため、耐力が急激に低下しないもの	0.35	0.4	0.45
(4)	(1)から(3)までに掲げるもの以外のもの	0.4	0.45	0.5

注) 構造特性係数の決定はまだ確たる論拠がなく、次のような提案もある。

構造形式	アーチ構造	半剛節構造	ブレース構造	耐力壁
構造特性係数	0.75	0.25~0.75	0.4~0.75	0.3~0.5

構造特性係数は変形性能、破壊性状およびその構造物の減衰性のも関係するものであり、今後の研究が必要である。

4. モーメント接合の構造設計

4. 1 接合具の剛性と接合部の剛性評価

モーメント接合の設計では、接合部剛性と変形性能の評価が重要であるが、この剛性は、使用される接合具単体の荷重-変形関係と接合部として多数本使用されたときの接合具の配置、応力伝達、破壊のメカニズムに依存する。即ち次のような手順の検討が必要となる。

木材の特性 → 接合具単体の特性 → 接合部（多数の接合具の効果） → 架構の特性
 そして力の伝達と破壊性状に関与するもとして、以下のものがある。

- ・ 引張り接合具（ボルトやP C鋼棒）
 - 鋼材の軸力、座金の变形
 - 木材や鋼棒ダボのせん断
- ・ 引張り接合具座金部の木材めり込み
 - 木材や鋼棒ダボと木材の面圧縮
- ・ 木材同士の面圧縮（突け接合）
 - 添板
 - 曲げ、せん断、座屈、治具穴部での側圧
- ・ せん断接合具
 - 木材0° 90° 方向の面圧、割裂
 - 接合パネル部の木材せん断
- ボルト（治具）の曲げ・せん断

各部の存在応力の種別とこれら各部の応力-変形特性により接合部の総合的な耐力と変形（弾性と塑性）性能が決まる。使用される接合具のうち、解析的手法が可能なものと実験によらざるを得ないものなどがある。

1) 解析的手法が可能なもの

釘、ボルト、ドリフトピンなどで、荷重-変位曲線は、弾性床板モデルによる線形弾解や非線形有限要素法が可能である。しかし木材の変形、応力状態や割裂および鋼板の変形や座屈の検討は困難である。

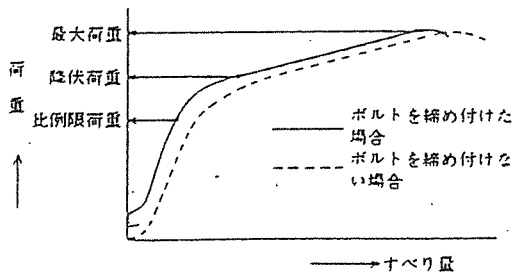
2) 実験的手法によらざるを得ないもの

各種ジベル類、複雑な応力状態のめり込み、せん断ダボ、繰り返し加力による剛性劣化

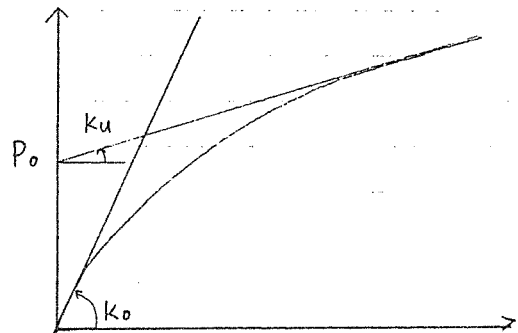
3) その他

引張りボルト（めり込みどうするか）

設計のための荷重-すべり変位曲線のモデル化で注意しなければならないのは、接合部のガタ（隙間）である。また実験からモデル化するときには、摩擦抵抗の注意が必要である。解析や設計にはこれをモデル化した以下のような曲線が用いられる。



(A) ガタの影響



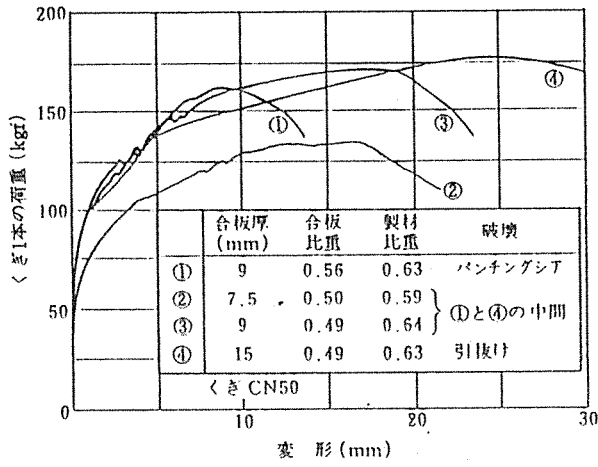
$$P_0 = (P_0 + K_u \delta) (1 - \exp(-\frac{K_0 \delta}{P_0}))$$

- K_0 : 初期剛性
- K_u : 終局剛性
- δ : すべり変位
- P_{max} : 最大耐力

(B) 摩擦の影響

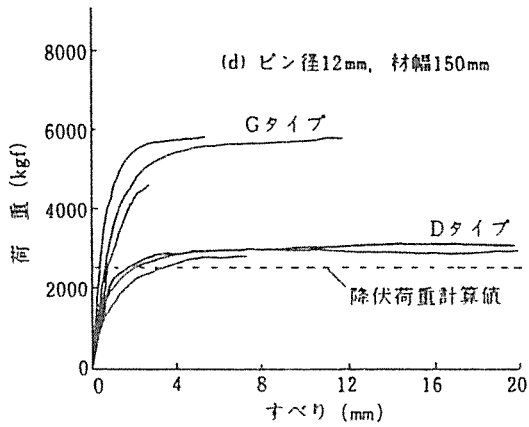
図-4 荷重重-すべり変位の一般的傾向

図-5 すべり変位曲線のモデル化

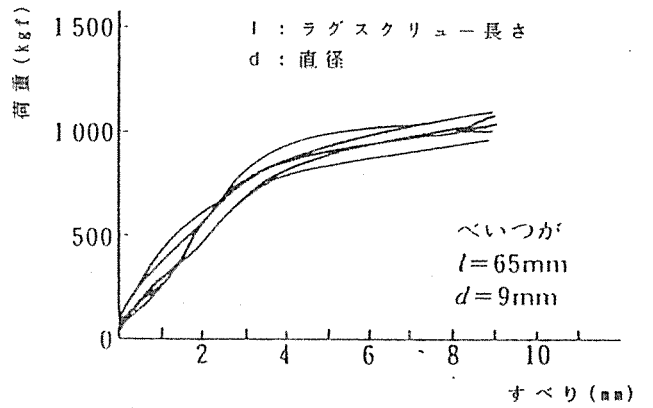


(A) 釘

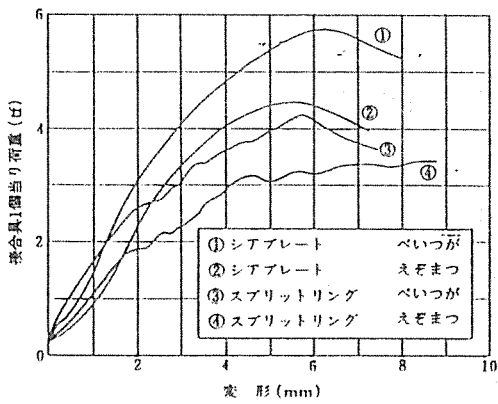
(B) ボルト (鋼板添板接合)



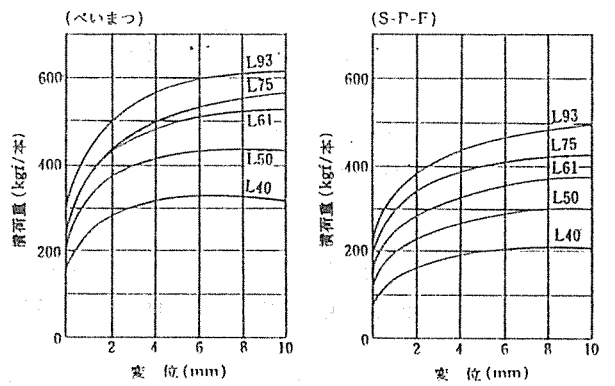
(C) ドリフトピン



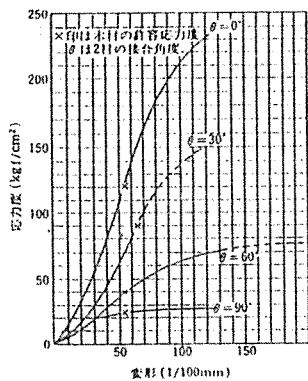
(D) ラグスクルー



(E) スプリットリング・シアプレート



(F) グルーラムリベット



(G) 突付け接合

図-6 接合具の荷重-変位曲線の事例

4. 2 荷重-すべり曲線の解析例

現在研究が進んでおり、解析的手法が可能とされている釘、ボルトおよびドリフトピンへの弾性床板モデルの応用を示す。

(1) モデル

木材を弾性（非線形解析も行う）床板、釘やボルトを曲げ部材と見なすと、次のようなモデルとなる。

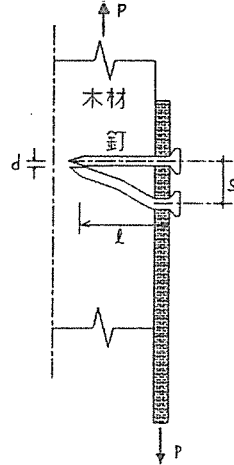


図-6 弾性床板上の梁モデル

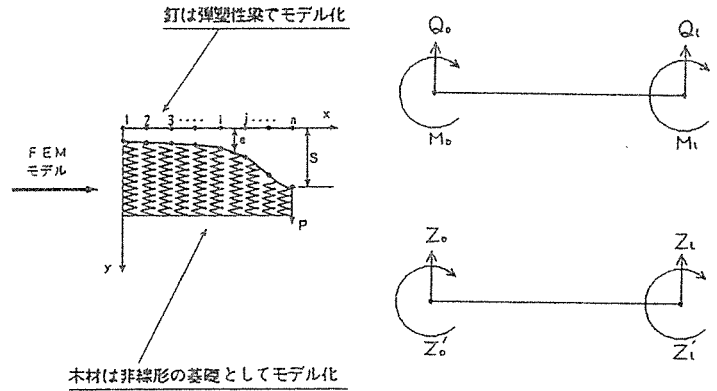


図-7 有限要素モデルと座標

(2) 要素剛性の誘導

床のめり込み剛性が評価できれば、ボルトを弾性床上的の梁と考え、その弾性曲線を表わす微分方程式は次式で与えられる。

$$\frac{d^4 z}{dx^4} + 4\mu^4 z = w_x \quad (1)$$

$$\mu = \frac{4}{4E_s I_s \alpha} = \frac{4}{4E_s I_s} \frac{E_w d_n}{d_n k_w} \quad (2)$$

E_w = 材のヤング係数、 $E_s I_s$ = ボルトの曲げ剛性

d_n = ボルトの直径、 α = 有効弾性床深さ

k_w = 床剛性

さて、(1)式的一般解は

$$z = A \sin \mu x \sinh \mu x + B \cos \mu x \sinh \mu x + C \sin \mu x \cosh \mu x + D \cos \mu x \cosh \mu x \quad (3)$$

ここで要素の一端 $x=0$ における撓み、撓み角、せん断力、曲げモーメントをそれぞれ z_0 、 z'_0 、 Q_0 、 M_0 とすれば、係数 A 、 B 、 C 、 D は次のようになる。

$$A = -\frac{M_0}{E_s I_s 2\mu^2}, \quad B = \frac{z'_0}{2\mu} + \frac{Q_0}{E_s I_s 4\mu^3}$$

$$D = \frac{z'_0}{2\mu} - \frac{Q_0}{E_s I_s 4\mu^3}, \quad C = z_0$$

さらに(3)式から $x=1$ における撓み z_1 、撓み角 z'_1 、せん断力 Q_1 、曲げモーメント M_1 を求め、マトリックス表示すると

$$\begin{vmatrix} z_1 \\ z'_1 \\ M_1/E_s I_s \\ Q_1/E_s I_s \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} z_0 \\ z'_0 \\ M_0/E_s I_s \\ Q_0/E_s I_s \end{vmatrix} \quad (4)$$

ここで、

$$\begin{aligned}
 a_{11} &= \cos \mu l \cosh \mu l \\
 a_{12} &= (\cos \mu l \sinh \mu l + \sin \mu l \cosh \mu l) / 2 \mu \\
 a_{13} &= -\sin \mu l \sinh \mu l / 2 \mu^2 \\
 a_{14} &= (\cos \mu l \sinh \mu l - \sin \mu l \cosh \mu l) / 4 \mu^3 \\
 a_{21} &= \mu (\cos \mu l \sinh \mu l - \sin \mu l \cosh \mu l) \\
 a_{22} &= a_{11}, \quad a_{23} = -a_{12}, \quad a_{24} = a_{13} \\
 a_{31} &= 2 \mu^2 \sin \mu l \sinh \mu l \\
 a_{32} &= -a_{21}, \quad a_{33} = a_{11}, \quad a_{34} = a_{12} \\
 a_{41} &= 2 \mu^3 (\sin \mu l \cosh \mu l + \cos \mu l \sinh \mu l) \\
 a_{42} &= a_{31}, \quad a_{43} = a_{21}, \quad a_{44} = a_{11}
 \end{aligned}$$

(3) 式において、左辺に接点力を右辺に変位がくるように整理し、かつ図-7のような座標を用いれば、次のような剛性方程式が得られる。

$$\begin{vmatrix} Q_0 \\ M_0 \\ Q_1 \\ M_1 \end{vmatrix} = \frac{2E_s l_s}{\quad} \begin{vmatrix} 4\mu^3(ac+bd) & -2\mu^2(a^2+b^2) & -4\mu^3(ad+bc) & -4\mu^3ab \\ & 2\mu(ac-bd) & 4\mu^2ab & -2\mu(ad-bc) \\ & & 4\mu^3(ac+bd) & 2\mu^2(a^2+b^2) \\ \text{sym.} & & & 2\mu(ac-bd) \end{vmatrix} \begin{vmatrix} z_0 \\ z'_0 \\ z_1 \\ z'_1 \end{vmatrix} \quad (5)$$

ここで、

$$a = \sinh \mu l, \quad b = \sin \mu l, \quad c = \cosh \mu l, \quad d = \cos \mu l$$

木材反力を受けない、曲げ材の要素剛性は

$$\begin{vmatrix} Q_0 \\ M_0 \\ Q_1 \\ M_1 \end{vmatrix} = \frac{2E_s l_s}{1} \begin{vmatrix} 6/l^2 & -3/l & -6/l^2 & -6/l \\ & 2 & 3/l & 1 \\ & & 6/l^2 & 3/l \\ \text{sym.} & & & 2 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} z_0 \\ z'_0 \\ z_1 \\ z'_1 \end{vmatrix} \quad (6)$$

これらはいずれも次式のように表わされ、

$$f = k u \quad (7)$$

更に系全体について重ね合わせると

$$F = K d \quad (8)$$

となる。ここに $F = \Sigma f$, $K = \Sigma k$, $d = \Sigma u$ であり Σ は各要素の総和を示す。

(3) 木材の特性

木材床の剛性は、一般に面圧試験という実験により決定される。

・ 繊維と平行方向

$$\sigma = (\sigma_0 + k_{u-0} \delta) (1 - \exp(-\frac{k_{s-0} \delta}{\sigma_0})) \quad (9)$$

・ 繊維と直交方向

$$\sigma = (\sigma_9 + k_{u-9} \delta) (1 - \exp(-\frac{k_{s-9} \delta}{\sigma_9})) \quad (10)$$

ここで、

$$\begin{aligned}
 k_{s-0} &= E_w / (3.16 + 10.9 d_n) & k_{s-9} &= k_{s-0} / 3.4 \\
 k_{u-0} &= 0 & k_{s-0} &= k_{s-0} / 1000 \\
 k_{u-9} &= k_{s-9} / 8.8 & & \\
 \sigma_0 &= 0.93215 \rho - 160.74 & \sigma_9 &= (0.25522 \rho - 5.27) d_n^{-0.4}
 \end{aligned} \quad (11)$$

E_w : 木材のヤング係数 (Kgf/cm²)

ρ : 木材の密度 (Kg/m³)

d_n : 接合具の直径 (cm)

木材のヤング係数と密度の関係は、

$$E_w = 117.161 \rho + 39029.657 \quad (12)$$

$$\rho = 0.0038499 E_w + 106.572 \quad (13)$$

(2) 式中の床剛性は、(10) または (11) 式と木材のめり込み変位より、

$$k_w = E_w / \alpha = d \sigma / d \delta$$

加力方法と繊維方向が、角度 θ をなすときは、Hankinsonの式を利用して、

$$\sigma_{\theta} = \sigma_{\theta} \sigma_{\theta} / (\sigma_{\theta} \cdot \sin \theta + \sigma_{\theta} \cdot \cos \theta)$$

(4) 接合具 (釘、ボルトなど) の曲げ特性

鋼材の材料特性を次のように仮定する (実測値)。

$$E_s : 2.041 \cdot 10^6 \text{ Kgf/cm}^2 \quad (\text{鋼材のヤング係数})$$

$$\sigma_v : 3225 \text{ Kgf/cm}^2 \quad (\text{鋼材の降伏点強度})$$

$$H'_s : 0 \text{ または } 0.105 \quad (\text{鋼材の歪硬化})$$

・一定歪硬化仮定の場合

図-8において、(A)は一定歪硬化仮定におけるボルトの弾塑性挙動を、(B)は歪硬化率 H'_s を持つ応力-歪曲線図を示すものである。

この場合、降伏後におけるボルトの等価曲げ剛性 $EI_{(a)}$ は次のように表わされる。

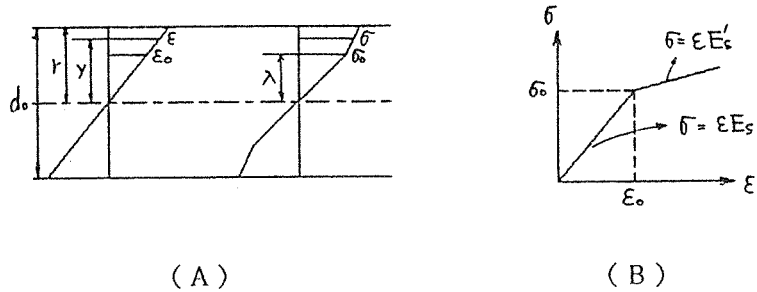


図-8 Elasto-plastic bending of a bolt (1).

(A) Constant strain hardening above the yield point.

(B) Stress and strain in the cross-section.

$$EI_{(a)} = \frac{E_s r^4}{6} \left\{ \frac{3}{2} k \pi + 3(1-k) \xi + (1-k) \phi (5-2\phi^2) \sqrt{1-\phi^2} \right\} \quad (14)$$

ここに

$$\phi = \epsilon_0 \rho / r, \quad \xi = \tan^{-1} (\phi / \sqrt{1-\phi^2}), \quad k = H'_s / E_s, \quad \rho = \text{曲率半径}$$

・完全塑性仮定の場合

図-9はボルトの完全塑性仮定における(A)弾塑性挙動と(B)応力-歪曲線図を示す。この場合、降伏後におけるボルトの等価曲げ剛性 $EI_{(b)}$ は次のようにあらわされる。

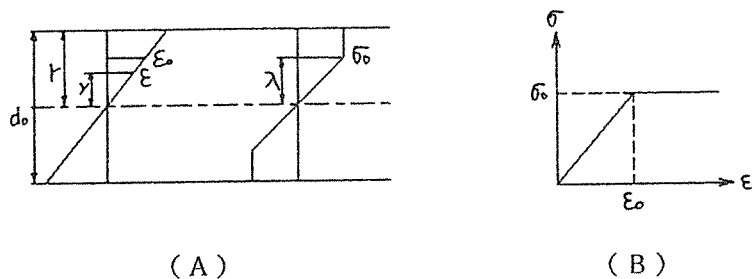


図-9 Elasto-plastic bending of a bolt (2).

(A) Perfect plasticity above the yield point.

(B) Stress and strain in the cross-section.

$$EI_{(b)} = \frac{E_s r^4}{6} \left\{ 3\xi + \phi (5-2\phi^2) \sqrt{1-\phi^2} \right\} \quad (15)$$

(14), (15)式における定数は、丸棒 (直径 6mm のミガキ鋼) の曲げ試験結果から試行錯誤法により決定したものである。

誤法により決定したものである。

(5) 解析フローチャート

非線形有限要素法の解析手順の概要を以下に示す。

- 開 始
- データ入力・初期化
- 要素・接点番号生成
- 基準荷重・境界条件
- 荷重ステップ開始
- 収斂ステップ開始
- 曲率→曲げ剛性
- 床剛性→剛性マトリックス作成
- 境界条件導入
- 連立方程式
- 増分変位
- 収斂判定
- 増分応力
- 全変位・応力
- 終了判定
- 終了

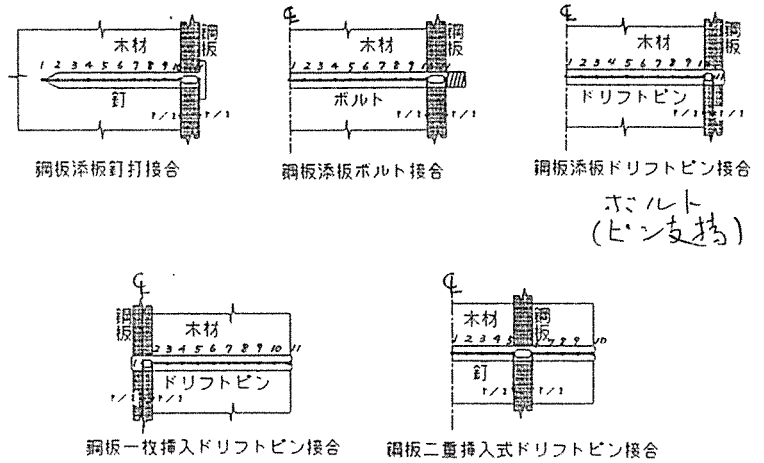


図-11 すべり解析フローチャート

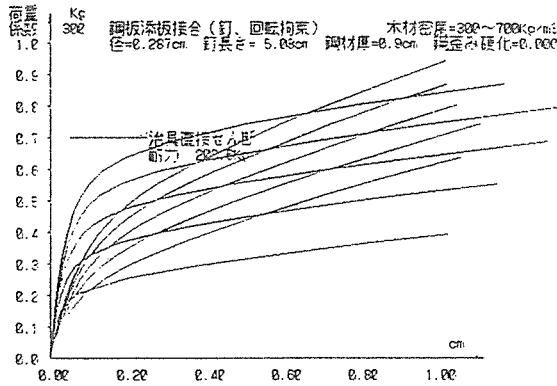
図-12 接合具すべり解析タイプ

(6) 各種接合の解析例

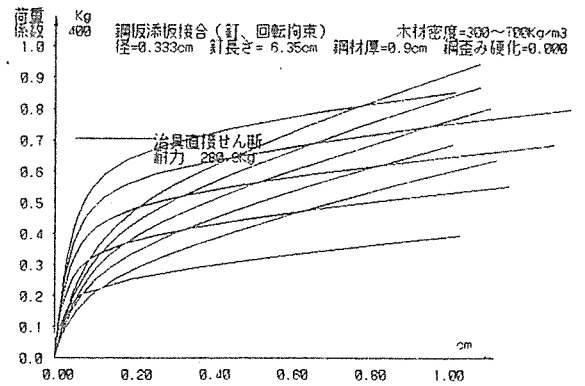
図-12の5種の接合について、解析例を示す。前述解析理論では接合具の直接せん断破壊が考慮されていないので、次のせん断破壊耐力を採用した。

$$Q_u = \sigma_y \pi d n^2 / 4$$

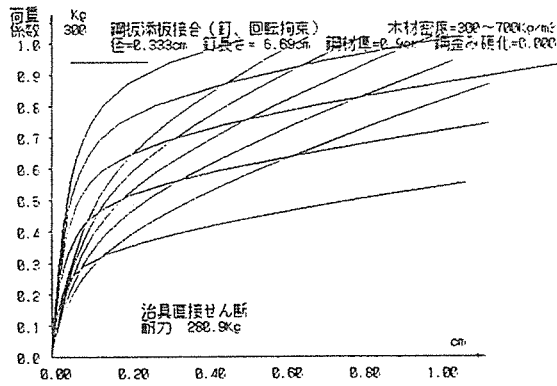
① 鋼板添板釘接合



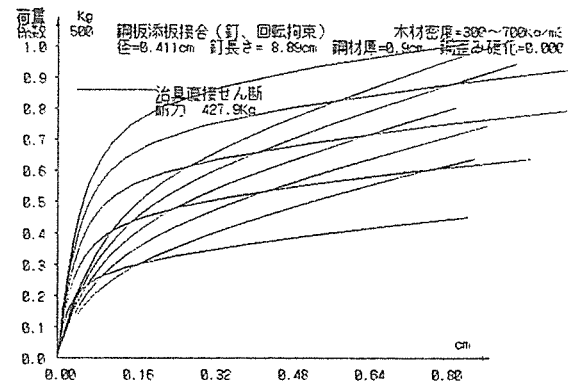
(A) CN 50



(B) CN 65



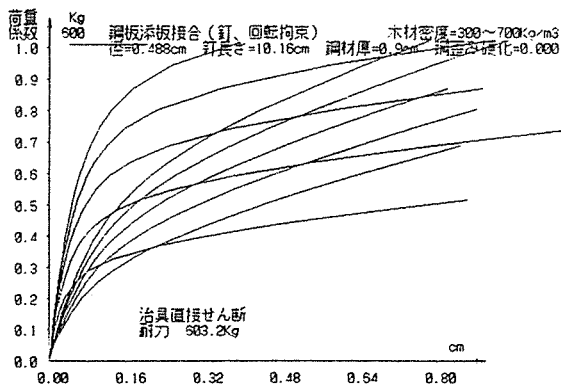
(C) CN 70



(D) CN 90

凡例

- 1) 加力方向は繊維方向と直交方向について示した。
初期剛性高い方が、0°である。
- 2) 木材密度は、300, 400, 500, 600, 700 Kg/m³について示す。
図では下から順に300, 400, ...となっている。



(E) CN 100

図-13 鋼板(9mm)添板釘接合

②鋼板添板ボルト接合（外端回転拘束）

(A) $d = 8\text{mm}$ $l = 120\text{mm}$

(B) $d = 8\text{mm}$ $l = 150\text{mm}$

(C) $d = 8\text{mm}$ $l = 180\text{mm}$

(D) $d = 8\text{mm}$ $l = 210\text{mm}$

(E) $d = 12\text{mm}$ $l = 120\text{mm}$

(F) $d = 12\text{mm}$ $l = 150\text{mm}$

☒-14A 鋼板（9mm）添板ボルト接合（外端回転拘束）

グラフまたはプログラム

```

100 '*****
110 '***** PR-NAME= JIGU (各種接合具の非線形有限要素法解析)
120 '***** 接合具 (釘、ドリフトピン、ボルト鋼板添板接合
130 '***** 小松の理論による 治具 要素 鋼板部 要素
140 '***** 単位系 入力 :cm,Kg 計算 :cm,Kg 出力 :cm Kg
150 '***** 要素10・節点 9 固定 1991. 3.10 12:30
160 '*****
170 WIDTH 80,25 :SCREEN 3 :CLS 3 :CONSOLE 0,25 :DEFDBL A-H,O-Z :DEFINT
I-N
180 DIM XY(41),NODE(20,1),IDAN(20),IB(41),TF(41),TXO(41),DX(41)
,DXO(41)
190 DIM NAILS(5),FIGNAIL(5,1),DEPTH(5,2),TLOAD(5)
200 DIM TK(41,3),EK(3,3),TSTR(10,3)
210 '-----
220 FOR I=1 TO 9 :NODE(I,0)=I :NODE(I,1)=I+1 :IDAN(I)=2 :NEXT I '標準・点番号
230 IHBAND=3 :NELEM=9 :NPOIN=10 :N=19 :TLOAD (1)=300 :TLOAD(2)=4000 '標準荷重
240 TLOAD(3)=5000 :TLOAD(4)=5000 :TLOAD(5)=8000
250 FOR I=1 TO 5 :READ NAILS(I),FIGNAIL(I,0),FIGNAIL(I,1) :NEXT I '釘
260 FOR I=1 TO 5 :FOR J=0 TO 2 :READ DEPTH(I,J):NEXT J,I '治具径、材
270 '----- 接合形式選択
280 LOCATE 5,0 :PRINT "接合形式選択"
290 LOCATE 15,1 :PRINT "1 : 鋼板添板接合 (釘 回転拘束境界)
300 LOCATE 15,2 :PRINT "2 : 鋼板添板接合 (ボルト、ピン支持境界)
310 LOCATE 15,3 :PRINT "3 : 鋼板添板接合 (ボルト、ピン支持境界)
320 LOCATE 15,4 :PRINT "4 : 鋼板中央挿入 (ドリフトピン、自由境界)
330 LOCATE 15,5 :PRINT "5 : 鋼板2枚挿入 (ドリフトピン、自由境界)
340 LOCATE 35,0 :INPUT "解析番号",ITYPE
350 TFO=TLOAD(ITYPE)
360 IF ITYPE<>1 THEN 430 ELSE LOCATE 5,7 :PRINT "釘形状選択"
370 FOR I=1 TO 5 :LOCATE 15,7+I :PRINT USING "##.### cm";I; :PRINT NAILS(I);
380 PRINT USING "長さ=##.### cm 径=##.### cm";FIGNAIL(I,0),FIGNAIL
(I,1)
390 NEXT I
400 LOCATE 35,7 :INPUT "釘種別番号";I
410 SLNAIL=FIGNAIL(I,0) :DN=FIGNAIL(I,1) :GOTO 470
420
430 LOCATE 5,7 :PRINT "治具径選択" :FOR I=1 TO 5 :LOCATE 15,7+I
440 PRINT USING "##.### cm";I,DEPTH(I,0) :NEXT I
450 LOCATE 35,7 :INPUT "治具種別番号",I :DN=DEPTH(I,0)
460
470 LOCATE 5,14 :PRINT "厚さ選択 木厚さ、鋼材厚さ"
480 FOR I=1 TO 5 :LOCATE 15,14+I
490 PRINT USING "##.### cm";I,DEPTH(I,1);DEPTH(I,2) :NEXT I
500 LOCATE 37,14 :INPUT "No.木 (釘はダミーNo.) , No.鋼",I,J
510 TPLATE=DEPTH(J,2) :IF ITYPE=1 THEN 540
520 WDEPTH=DEPTH(I,1)
530 '----- プリントコントロール -----
540 LOCATE 5,21 :PRINT "プリントコントロール" :LOCATE 15,22
550 PRINT "0 :しない 1 :する (変形、せん断、曲げ図、同計算値画面出
力)"
560 LOCATE 35,21 :INPUT IFPRINT
570 '----- 解析・表示最大すべり変位 -----
580 LOCATE 5,24 :INPUT "解析最大変位 (0.5 1.0,2.0 cm など) =" ,DNAILI
M
590 '----- 接合形状 (治具、木材厚、鋼板厚入力) -----

```

```

600 CLS 3 : CONSOLE 24,1,0,0
610 '節点座標、境界条件
620 ON ITYPE GOTO 640,690,740,790,840
630 '-----
640 LOCATE 20,1 : PRINT "鋼板添板接合 (釘、回転拘束)"
650 ELENGTH=(SLNAIL-TPLATE)/9
660 FOR I=2 TO 10 : XY(I)=XY(I-1)+ELENGTH : NEXT I
670 IB(N-1)=TFO : IDISP=N-1
680 '-----
690 LOCATE 20,1 : PRINT "鋼板添板接合 (ボルト、外端ピン)"
700 ELENGTH=WDEPTH/16 : IDAN(9)=1
710 FOR I=2 TO 9 : XY(I)=XY(I-1)+ELENGTH : NEXT I : XY(10)=XY(9)+TPLATE
/2
720 IB(1)=1 : TF(N-3)=TFO/4 : TF(N-1)=TFO/4 : IDISP=N-1
730 '-----
740 LOCATE 20,1 : PRINT "鋼板添板接合 (ボルト、回転拘束)"
750 ELENGTH=WDEPTH/18
760 FOR I=2 TO 10 : XY(I)=XY(I-1)+ELENGTH : NEXT I
770 IB(1)=1 : IB(N)=1 : TF(N-1)=TFO/2 : IDISP=N-1
780 '-----
790 LOCATE 20,1 : PRINT "鋼板中央挿入 (ドリップピン、自由境界)"
800 ELENGTH=(WDEPTH-TPLATE)/16 : IDAN(1)=1
810 XY(2)=TPLATE/2 : FOR I=3 TO 10 : XY(I)=XY(I-1)+ELENGTH : NEXT I
820 IB(1)=1 : TF(0)=TFO/4 : TF(2)=TFO/4 : IDISP=0
830 '-----
840 LOCATE 20,1 : PRINT "鋼板2枚挿入 (ドリップピン、自由境界)"
850 ELENGTH=(WDEPTH-2*TPLATE)/16 : IDAN(5)=1
860 FOR I=2 TO 5 : XY(I)=XY(I-1)+ELENGTH : NEXT I : XY(6)=XY(5)+TPLATE
870 FOR I=7 TO 10 : XY(I)=XY(I-1)+ELENGTH : NEXT I
880 IB(1)=1 : TF(8)=TFO/4 : TF(10)=TFO/4 : IDISP=10
890 '-----
900 READ ES,SHIGY,HARD
910 CUO=2*SHIGY/ES/DN
920 YIELD=SHIGY/ES
930 EI=ES*3.14159*DN^4/64
940 LOCATE 56,1 : PRINT "木材密度=300~700Kg/m3"
950 LOCATE 20,2 : PRINT USING"径=#.#cm":DN : IF ITYPE<>1 THEN 970
960 LOCATE 32,2 : PRINT USING"釘長さ=#.#cm 鋼材厚=#.#cm":SLNAIL,TPLA
TE : GOTO 980
970 LOCATE 32,2 : PRINT USING"木厚=#.#cm 鋼材厚=#.#cm":WDEPTH,TPLATE
980 LOCATE 62,2 : PRINT USING"鋼歪み硬化=#.###":HARD
990 '-----
1000 READ RANDMAX,SCALD,SMAX,SQMAX : DSX=DNAILIM/10 : DSR=RANDMAX/10
1010 IF ITYPE=1 THEN 1020 ELSE SMAX=SMAX*10 : SQMAX=SQMAX*10
1020 SCALX=400/DNAILIM : SCALY=320/RANDMAX : IX1=100 : IY1=358
1030 SCALM=50/SMAX : SCALQ=50/SQMAX
1040 IF ITYPE=1 THEN SCALF=200/XY(NPOIN) ELSE SCALF=200/XY(NPOIN)
1050 '-----
1060 LINE (100,358)-(100,9),2 : LINE (98,19)-(100,9),2
1070 LINE (100,9)-(102,19),2
1080 LINE (100,359)-(530,359),2 : LINE (540,357)-(550,359),2
1090 LINE (550,359)-(540,361),2
1100 LOCATE 7,0 : PRINT "荷重 kg" : LOCATE 64,21 : PRINT "cm"
1110 LOCATE 7,1 : PRINT USING"係数 ###":TFO
1120 FOR I=0 TO 9 : LINE (97,39+32*I)-(100,39+32*I),5 : NEXT I
1130 FOR I=0 TO 10 : LOCATE 8,2+I : PRINT USING"#.#":RANDMAX-DSR*I
EXT I

```

治具 Es σy 歪み硬化
'弾性限界曲率
'降伏歪み
'治具弾性曲げ剛性
木材密度=300~700Kg/m3
"径=#.#cm":DN : IF ITYPE<>1 THEN 970
"釘長さ=#.#cm 鋼材厚=#.#cm"
鋼材厚=#.#cm
鋼歪み硬化=#.###
'ラフイック画面設定データ

```

1140 FOR I=0 TO 9 :LINE (140+40*I,359)-(140+40*I,361),5 :NEXT I
1150 FOR I=0 TO 10 STEP 2 :LOCATE 11+5*I,23 :PRINT USING "#.##";I*DSX;
:NEXT I
1160 IF IPRINT=0 THEN 1260
1170 LOCATE 14,3 :PRINT "隆伏" :LOCATE 14,4 :PRINT "曲率"
1180 LOCATE 14,5 :PRINT "δ cm" :LOCATE 14,6 :PRINT "M"
1190 LOCATE 14,7 :PRINT "Q" :LOCATE 44,10:PRINT "δ"
1200 LOCATE 44,15:PRINT "Q" :LOCATE 44,19:PRINT "M"
1210 FOR I=1 TO NELEM: IX2=SCALF*XY(I) :IX3=SCALF*XY(I+1)
1220 LINE (370+IX2,166)-(370+IX3,166),2
1230 LINE (370+IX2,250)-(370+IX3,250),2
1240 LINE (370+IX2,310)-(370+IX3,310),2 :NEXT I 'M
1250 '釘直接せん断強度
1260 QMAX=SHIGY*3.14159*DN^2/4 :IF ITYPE=1 THEN 1264
1262 IF ITYPE=5 THEN QMAX=4*QMAX ELSE QMAX=2*QMAX
1264 QMAX=QMAX/TF0 :IXLO=25
1270 LINE(IX1+20, IY1-SCALY*QMAXO)-(IX1+100, IY1-SCALY*QMAXO),6
1280 IYLO=(IY1-SCALY*QMAXO)/16 :IF IYLO<5 THEN IYLO=19 :IXLO=24
1290 LOCATE IXLO,IYLO :PRINT "治具直接せん断"
1300 LOCATE IXLO,IYLO+1 :PRINT USING"耐力####, #Kg";QMAX
1310 -----
1320 READ REND, DRAMD, ILIMIT '打切り荷重係数、増分荷重係数、打切り回数
1340 '***** 計算開始 密度、加力方向 *****
*****
1350 FOR ITD=3 TO 7 STEP 1 :TD=100*ITD '計算ループ開始 木材密度
1360 EW=117.161*TD+39029.7 'σ 0-0
1370 SHIG0=.93215*TD-160.74 'σ 9-9
1380 SHIG9=(.25522*TD-5.27)*DN*(-.4)'σ 9-9
1390 GKSO=EW/(3.16+10.9*DN) 'Ks-0
1400 GKS9=GKSO/3.4 'Ks-9
1410 GKU0=GKSO/100 'Ku-0
1420 GKU9=GKS9/8.8 'Ku-9
1430 '-----
1430 '----- 初期化
-----
1440 FOR IDIRECT=0 TO 90 STEP 90 '計算ループ開始 縦進方向 0
90.
1450 FOR I=0 TO N :TX(I)=0 :DX(I)=0 :NEXT I
1460 FOR I=1 TO NELEM :FOR J=0 TO 3 :TSTR(I,J)=0:DSTR(I,J)=0 :NEXT J,
I :TRAM=0
1470 '----- 1回の計算開始 -----
1480 DRAM=DRAMD :ISTEP=0
1490 'ISTEP 荷重ステップ
1500 ISTEP=ISTEP+1 :JSTEP=0
1510 IF ISTEP=1 THEN 1540
1520 DRR=DRAM/DRAMO :FOR I=0 TO N :DX(I)=DDRR*(TX(I)-TXO(I)) :NEXT I
1530 'JSTEP 収斂ステップ
1540 JSTEP=JSTEP+1 :LOCATE 0,24
1550 PRINT USING "ISTEP=## 収斂値 荷重=## 変位=## 変位=##/ ISTEP=## JSTEP
P=## 変位=## 誤差=##.###";ISTEP-1, TRAM;TX(IDISP), ISTEP, JSTEP-1, TX(ID
ISP)+DX(IDISP), EP;
1560 '剛性マトリックス作成
1570 FOR I=0 TO N :FOR J=0 TO 3 :TK(I,J)=0 :NEXT J :NEXT I
1580 FOR L=1 TO NELEM :IETYP=IDAN(L) :IN=NODE(L,0) :JN=NODE(L,1)
1590 IF IETYP=1 THEN GOSUB 3010 ELSE GOSUB 3210 '要素剛性
1600 LL(3)-2*JN-1 :LL(2)=LL(3)-1 :LL(1)=2*IN-1 :LL(0)=LL(1)-1
1610 FOR IE=0 TO 3 :FOR JE=IE TO 3 :IT=LL(IE) :JT=LL(JE)
1620 IF IT>JT THEN SWAP IT, JT
1630 JT=JT-IT :TK(IT, JT)=TK(IT, JT)+EK(IE, JE)
1640 NEXT JE, IE :NEXT L
1650 '境界条件薄入
1660 FOR I=0 TO N :IF IB(I)=0 THEN 1710
1670 IF I=0 THEN 1700 ELSE IO=I-IHBAND
1680 IF IO>0 THEN 1690 ELSE IO=0

```

増分荷重を半、1/4減する回数、打切

IHARF, IHARF2, EPS

1330 READ IHARF, IHARF2, EPS

```

1690 FOR J=I0 TO I-1 :TK(J,I-J)=0 :NEXT J
1700 FOR J=1 TO IHAND :TK(I,J)=0 :NEXT J :TK(I,0)=1
1710 NEXT I
1720 ' 増分変位計算 連立方程式の解法
1730 GOSUB 4010 ' 連立方程式
1740 ' 収斂判定
1750 EP=ABS((DX(IDISP)-DX0(IDISP))/DX(IDISP))
1760 FOR I=0 TO N :DX(I)=DX(I) :NEXT I
1770 IF EP>EPS THEN 1780 ELSE 1830
1780 IF JSTEP<50 THEN 1800 ELSE LOCATE 46,24
1790 PRINT " *** 収斂せず 打切り***" :LOCATE 0,0 :END
1800 IF JSTEP=10 OR JSTEP=20 OR JSTEP=30 THEN 1810 ELSE 1540
1810 DRAM=.75*DRAM :FOR I=0 TO N :DX(I)=.75*DX(I) :NEXT I :GOTO 1540
1820 ' グラフディスプレイ表示
1830 ' 荷重-変位曲線
1840 IX2=SCALX*TX(IDISP) :IX3=SCALX*(TX(IDISP)+DX(IDISP))
1850 IY2=SCALY*TRAM :IY3=SCALY*(TRAM+DRAM)
1860 LINE (IX1+IX2,IY1-IY2)-(IX1+IX3,IY1-IY3),2
1870 ' 釘変形形状
1880 IF IPRINT=0 THEN 1940
1890 FOR I=1 TO NELEM :IX2=SCALF*XY(I) :IX3=SCALF*XY(I+1)
1900 :IY2=SCALD*TX(2*I-2) :IY3=SCALD*TX(2*I)
1910 LINE (370+IX2,166+IY2)-(370+IX3,166+IY3),4
1920 NEXT I :LOCATE 72,10:PRINT USING"###cm";IX(N-1)+DX(N-1)
1930 ' 増分応力計算
1940 FOR L=1 TO NELEM :IETYP=IDAN(I) :IN=NODE(L,0) :JN=NODE(L,1)
1950 FOR K=0 TO I :EX(K)=DX(2*(IN-1)+K) :EX(K+2)=DX(2*(JN-1)+K) :NEXT
K
1960 IF IETYP=1 THEN GOSUB 3010 ELSE GOSUB 3210 ' 曲げ、ウイックラー
要素剛性
1970 FOR I=1 TO 3 :FOR J=0 TO I-1 :EK(I,J)=EK(J,I) :NEXT J,I
1980 FOR IE=0 TO 3 :S=0 :FOR JE=0 TO 3
1990 S=S+EK(IE,JE)*EX(JE) :NEXT JE :DSTR(L,IE)=S :NEXT IE
2000 NEXT L
2010 ' 全荷重 全応力
2020 TRAM=TRAM+DRAM :FOR I=0 TO N :TX(I)=TX(I)+DX(I) :NEXT I
2030 FOR I=1 TO NELEM :FOR K=0 TO 3
2040 TSTR(I,K)=TSTR(I,K)+DSTR(I,K) :NEXT K :IF IPRINT=0 THEN 2140
2050 LOCATE 11+*I,6 :PRINT USING"###.#" ;(TSTR(I,1)+TSTR(I,3))/2
2060 LOCATE 11+*I,7 :PRINT USING"###.#" ;TSTR(I,2)
2070 IX2=SCALF*XY(I) :IX3=SCALF*XY(I+1)
2080 IY2=SCALM*TSTR(I,0) :IY3=-SCALM*TSTR(I,2)
2090 LINE (370+IX2,250+IY2)-(370+IX3,250+IY3),4
2100 IY2=SCALQ*TSTR(I,1) :IY3=-SCALQ*TSTR(I,3)
2110 LINE (370+IX2,310+IY2)-(370+IX3,310+IY3),4
2120 NEXT I
2130 ' 荷重スナップ判定
2140 IF TX(IDISP)>DNAILIM THEN 2220
2150 IF TRAM>=REND THEN 2220
2160 IF ISTEP=IHARF OR ISTEP=IHARF2 THEN DRAM=DRAM :DRAM=.75*DRAM :G
OTO 2190
2170 IF ISTEP=ILLIMIT THEN 2220
2180 DRAM=DRAM
2190 FOR I=0 TO N :TX(I)=TX(I)-DX(I) :NEXT I
2200 IF ISTEP>10 AND JSTEP<5 THEN DRAM=1.1*DRAM
2210 GOTO 1500
2220 LOCATE 0,24 :PRINT "
";
2230 NEXT IDIRECT :NEXT ITD
2240 LOCATE 50,20 :INPUT "L: COPY 0: STOP",I :IF I=1 THEN COPY
2250 LOCATE 0,0 :CLOSE :END
2260 -----
3000 ' SUB : 釘要素剛性マトリックス計算
3010 SL=ABS(XY(JN)-XY(IN))
3020 IF ISTEP+JSTEP=2 THEN CU=.0000001 :ABCU=.0000001 :GOTO 3050

```

```

3030 CU=(TX(2*L+1)-TX(2*L-1)+DX(2*L-1)+DX(2*L+1))-DX(2*L-1))/SL:ABCU=ABS(CU)
3040 IF IPPRINT=1 THEN LOCATE 11*7*L,4 :PRINT USING"###.###";CU
3050 IF ABCU<CUO THEN EIO=EI :GOTO 3110
3060 FAI=2*YIELD/ABCU/DN :ETA=FAI/SQR(1-FAI^2) :ETA=ATN(ETA)
3070 IF HARD=0 THEN 3080 ELSE 3090
3080 EIO=ES*DN^4*(3*ETA+FAI*(5-2*FAI^2)*SQR(1-FAI^2))/96 :GOTO 3110
3090 EIO=1.5*HARD*3.14159+3*(1-HARD)*ETA*(1-HARD)*FAI*(5-2*FAI^2)*SQR(
1-FAI^2)
3100 EIO=ES*DN^4*EIO/96
3110 EIZL=2*EIO/SL
3120 EK(0,0)=6*EIZL/SL^2 :EK(0,1)=-3*EIZL/SL
:EK(0,3)=EK(0,1)
3130 EK(0,2)=-EK(0,0)
:EK(1,1)=2*EIZL
3140 EK(1,1)=2*EIZL
:EK(2,2)=EK(0,0)
3150 EK(1,3)=EIZL
:EK(3,3)=EK(1,1) :IF IPPRINT=0 THEN RETURN
N
3170 TE1=(TX(2*L)+TX(2*L-2)+DX(2*L)+DX(2*L-2))/2
3180 IF IPPRINT=1 THEN LOCATE 11*7*L,5 :PRINT USING"###.###";TE1 :RETURN
N
3190 '-----
3200 'SUB : 非線形ウイニングラ--基礎剛性マトリックス計算
3210 SL=ABS(XY(JN)-XY(JN))
3220 IF ISTEP>JSTEP=2 THEN CU=.0000001 :ABCU=.0000001 :GOTO 3250
3230 CU=(TX(2*L+1)-TX(2*L-1)+DX(2*L+1)-DX(2*L-1))/SL :ABCU=ABS(CU) :SG
=SGN(CU)
3240 IF IPPRINT =1 THEN LOCATE 11*7*L,4 :PRINT USING"###.###";CU
3250 IF ABCU<CUO THEN FCU=EI :GOTO 3330
3260 IF IPPRINT=1 THEN LOCATE 11*7*L,3 :PRINT "Yiel"
3270 FAI=2*YIELD/ABCU/DN :ETA=FAI/SQR(1-FAI^2) :ETA=ATN(ETA)
3280 IF HARD=0 THEN 3290 ELSE 3300
3290 FCU=ES*DN^4*(3*ETA+FAI*(5-2*FAI^2)*SQR(1-FAI^2))/96 :GOTO 3330
3300 FCU=1.5*HARD*3.14159+3*(1-HARD)*ETA*(1-HARD)*FAI*(5-2*FAI^2)*SQR(
1-FAI^2)
3310 FCU=ES*DN^4*FCU/96
3320 '面圧剛性 要素中開めり込み剛性
3330 IF ISTEP>JSTEP=2 THEN TE1=.00001 :TEA=TE1 :TEO=0 :TEB=0 :SG1=1 :G
OTO 3370
3340 TE1=(TX(2*L)+TX(2*L-2)+DX(2*L)+DX(2*L-2))/2 :SG1=SGN(TE1) :TEA=AB
S(TE1)
3350 TEO=(TX(2*L)+TX(2*L-2))/2 :SGO=SGN(TEO) :TEB=AB
S(TEO)
3360 IF IPPRINT=1 THEN LOCATE 11*7*L,5 :PRINT USING"###.###";TE1
3370 IF IDIRECT=90 THEN 3410
3380 S1=SG1*(SHIGO+GKU*TEA)*(1-EXP(-GKSO*TEA/SHIGO)) '0
3390 SO=SGO*(SHIGO+GKU*TEB)*(1-EXP(-GKSO*TEB/SHIGO))
3400 GOTO 3430
3410 S1=SG1*(SHIG9+GKU9*TEA)*(1-EXP(-GKS9*TEA/SHIG9)) '90
3420 SO=SGO*(SHIG9+GKU9*TEB)*(1-EXP(-GKS9*TEB/SHIG9))
3430 GNK=(S1-SO)/(TE1-TEO)
3440 SMYU=DN*GNK/4/FCU :SMYU=SMYU*.25
3450 SMYUL=SMYU*SL
3460 EXO=EXP(-SMYUL) :EX1=EXP(SMYUL)
3470 A=(EX1-EXO)/2 :B=SIN(SMYUL) :C=(EX1+EXO)/2 :D=COS(SMYUL)
3480 CO=2*SMYU*FCU/(A^2-B^2)
3490 EK(0,0)=2*CO*SMYU^2*(A*C+B*D) :EK(0,1)=-CO*SMYU*(A^2+B^2)
3500 EK(0,2)=-2*CO*SMYU^2*(A*D+B*C) :EK(0,3)=-2*CO*SMYU*A*B
3510 EK(1,1)=CO*(A*C-B*D) :EK(1,2)=-EK(0,3)
3520 EK(1,3)=-CO*(A*D-B*C) :EK(2,2)=EK(0,0)
3530 EK(2,3)=-EK(0,1) :EK(3,3)=EK(1,1)
3540 RETURN
4000 'SUB : レンリツウチイシキ ノ カイホク (バンドマトリックス コレスキ-ホク)
4010 'LOCATE 32,17 :PRINT "ウエザンカク キ ヲフレツ"
4020 TK(0,0)=SQR(TK(0,0)) :FOR J=1 TO IHBAND :TK(0,J)=TK(0,J)/TK(0,0)
:NEXT J
4030 FOR I=1 TO N

```



```

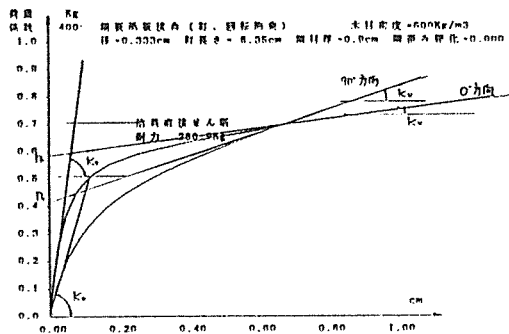
4040 IF N-I>IHBAND THEN MM=IHBAND ELSE MM=N-I
4050 FOR J=0 TO MM :Z=TK(I,J) :IF J=IHBAND THEN 4090
4060 IF IHBAND-J<I THEN MN=IHBAND-J ELSE MN=I
4070 FOR K=1 TO MN :Z=Z-TK(I-K,K)*TK(I-K,J+K) :NEXT K
4080 IF J>0 THEN 4090 ELSE TK(I,0)=SQR(Z) :GOTO 4100
4090 TK(I,J)=Z/TK(I,0)
4100 NEXT J,I
4110 LOCATE 32,17 :PRINT " センション ｼﾝｼﾞｮﾝ "
4120 DX(O)=DRAM*TF(O)/TK(O,0) :FOR I=1 TO N :Z=DRAM*TF(I)
4130 IF I>IHBAND THEN MM=IHBAND ELSE MM=I
4140 FOR J=1 TO MM :Z=Z-TK(I-J,J)*DX(I-J) :NEXT J
4150 DX(I)=Z/TK(I,0) :NEXT I
4160 LOCATE 32,17 :PRINT " ﾎﾞﾙﾀｲ ﾀﾞｲ ﾎﾞﾙﾀｲ "
4170 DX(N)=DX(N)/TK(N,0) :FOR I=N-1 TO 0 STEP -1:Z=DX(I)
4180 FOR J=1 TO IHBAND :IF I+J>N THEN 4200
4190 Z =Z-TK(I,J)*DX(I+J):NEXT J
4200 DX(I)=Z/TK(I,0) :NEXT I
5000 '***** DATA *****:RETURN
*****
5010 ' 記号 釘首下長さ、釘径 (cm)
5020 DATA C N 50, 5.08, 0.287
5030 DATA C N 55, 6.35, 0.333
5040 DATA C N 70, 6.69, 0.333
5050 DATA C N 90, 8.89, 0.411
5060 DATA C N 100, 10.06, 0.488
5070 ' 治具径、木材厚、鋼板厚さ (cm)
5080 DATA 1.0, 12.0, 0.6
5090 DATA 1.2, 15.0, 0.9
5100 DATA 1.6, 18.0, 1.2
5110 DATA 1.8, 21.0, 1.6
5120 DATA 2.0, 24.0, 2.0
5130 DATA 2041000,3225
5140 DATA 0
5150 DATA 1'(ｺﾞﾗｲ)
5160 DATA 50
5170 DATA 1000,1000
5180 DATA 1,0.050,150
5190 DATA 5.8, 0.01
許容誤差

```

治具径 σ_s (Kg, cm)
木材厚 σ_s (Kg, cm)
鋼板厚 σ_s (Kg, cm)
釘首下長さ (cm)
釘径 (cm)
最大荷重係数 1)
倍率 (釘変形図)
増分荷重を半、1/4 減する回数、打切り
増分荷重を半、1/4 減する回数、打切り

4. 3 各種の接合具のすべり特性の解析例

(1) 鋼板添板釘接合 (釘CN 65)

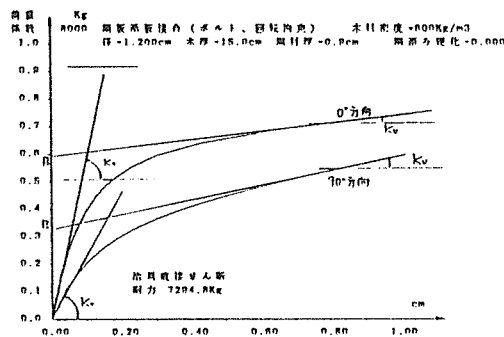


	0° 方向	90° 方向
P_0	230kg	165kg
K_U	70kg/cm	172kg/cm
K_0	4000kg/cm	1770kg/cm

短期許容耐力: トマツ 1等使用

	0° 方向	90° 方向
P	70.7kg	70.7kg

(2) 鋼板添板ボルト接合 (ボルトM12、 $l=150$ mm)



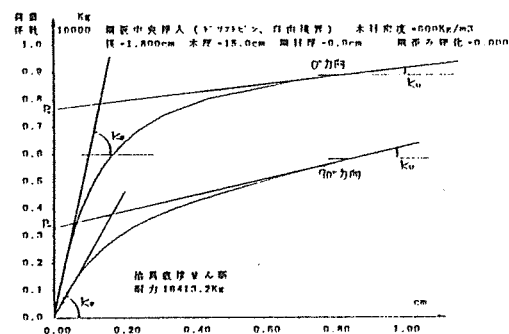
	0° 方向	90° 方向
P_0	4768kg	2632kg
K_U	1160kg/cm	2080kg/cm
K_0	47290kg/cm	18400kg/cm

短期許容耐力

: 材厚150mm、トマツ 1等使用

	0° 方向	90° 方向
P	1260kg	728kg

(3) 鋼板挿入ドリフトピン接合 ($d=18$ mm, $l=150$ mm)



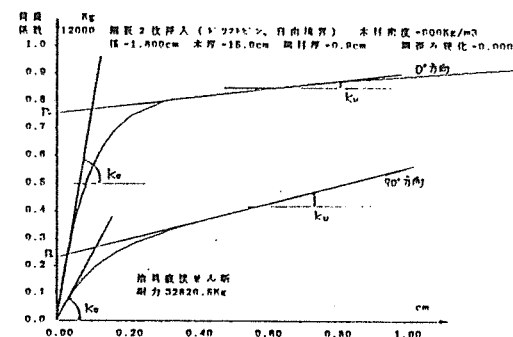
	0° 方向	90° 方向
P_0	7600kg	3250kg
K_U	1500kg/cm	3000kg/cm
K_0	63500kg/cm	23000kg/cm

短期許容耐力

: 材厚150mm、トマツ 1等使用

	0° 方向	90° 方向
P	1415kg	707kg

(4) 鋼板2枚挿入ドリフトピン接合 ($d=18$ mm, $l=150$ mm)



	0° 方向	90° 方向
P_0	9000kg	2856kg
K_U	1800kg/cm	3864kg/cm
K_0	92400kg/cm	27900kg/cm

短期許容耐力

: 材厚150mm、トマツ 1等使用

	0° 方向	90° 方向
P	1415kg	707kg

4. 3 接合部と架構応力の非線形特性

別冊「モーメント接合の実験法」では、接合部とモーメント接合の構造実験例としてモーメント接合の性質を述べたが、ここでは接合具の荷重-すべり変位曲線を基に鋼板添板接合の特性を解析のより示す。また、非線形有限要素法により架構の特性を示す。

(1) モーメント接合部の非線形特性 (添板完全剛のモデルの場合)

添板鋼板が完全剛で、接合される木材も接合具近辺の変形だけで接合部全体的には剛であると仮定すると、一箇所の接合部の各接合具は鋼板と木材も剛体的相対変位から算出される。接合具の荷重-変位曲線から、接合具の0°と90°方向のせん断応力が求められる(加力方向が繊維方向と角度をなすときは、強度はHankinsonの式が知られているが、剛性については、十分解明されていないので、ここでは成分に分けることとした)。

そして、接合部全体のXおよびYの合力とモーメントが計算される。

単一要素では静定であるから、強制変位を与え各治具の変位を求め、治具のせん断力を計算し、その合力を求めることから計算できる。

ここでは解析と実験との比較および釘の配置、降伏、破断の影響を調べる。破断を考慮するため、1本の釘に対しては図-20のすべり特性を採用した。

解析例

1) 釘配置形状

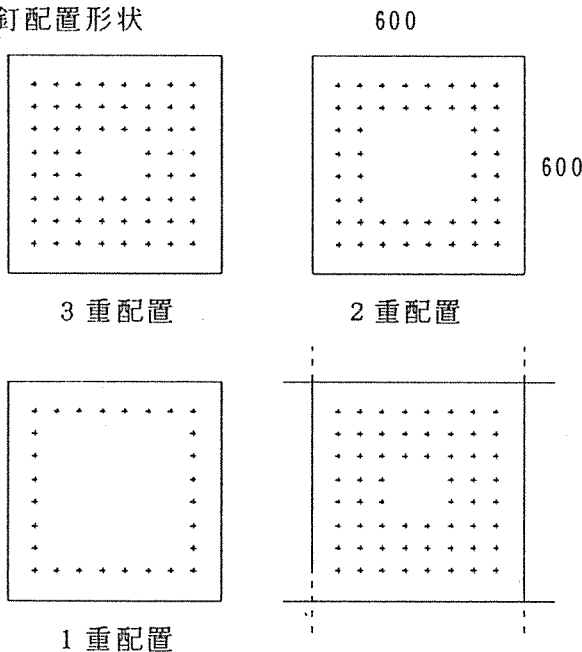


図-19 接合形状

2) 材料

- ・集成材 $\rho = 600 \text{ Kg/m}^3$
樹種グループ: J1
- ・釘 ZN40 $d = 0.333 \text{ mm}$
短期許容値
 $s_p = K d^{1.8} = 510 \times 0.333^{1.8} = 70.5 \text{ Kg/cm}^2$
- ・添板鋼板
SS41 $t = 12 \text{ mm}$

表-2 解析に用いた釘せん断許容と終局強度

	解 析		短期許容 学会規準	終局強度 解 析
	0.38mm時	1.0mm時		
繊維方向	191.2Kg	209.4Kg	70.5Kg	224.7Kg
繊維直交方向	167.9Kg	258.8Kg	70.5Kg	280.9Kg

注) 釘の直接せん断による破断耐力で、実験値である。

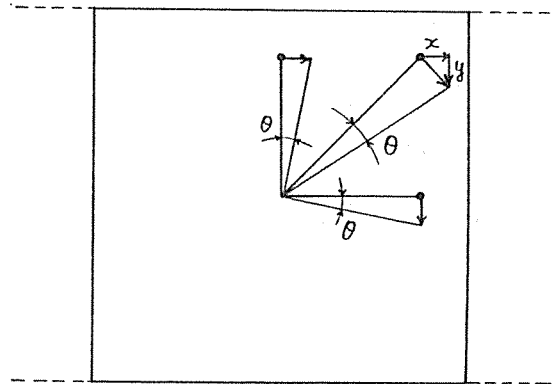


図-18 接合部と治具の変形

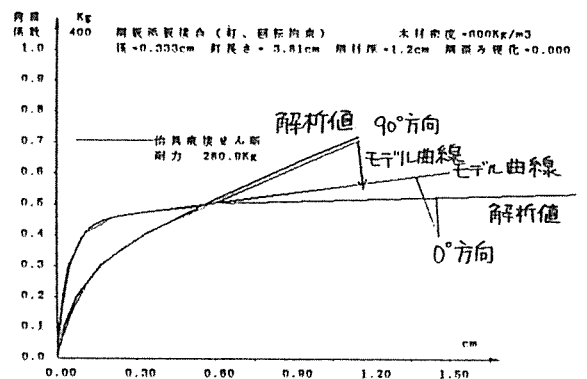
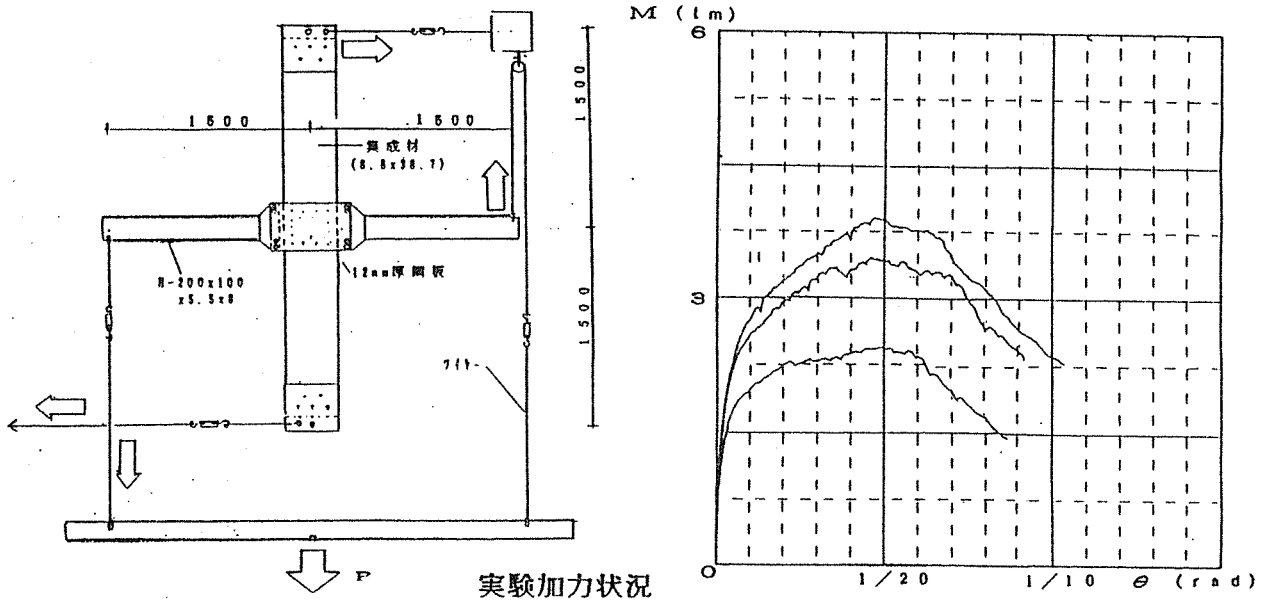


図-20 釘ZN40のすべり特性

3) 実験と解析結果



(A) 実験概要

(B) 曲げモーメント-回転変形曲線

図-21 接合部の加力実験

表-3 強度と変形 (解析結果)

単位: M (t·m) θ ($\times 10^{-3}$ rad)

釘の配置	M_a	M_y	M_{f1} M_{max}	M_{f10}	釘破断率	$\frac{M_y}{M_a}$	$\frac{M_{f1}}{M_a}$	$\frac{M_{f10}}{M_a}$	θ_y	$\frac{\theta_{max}}{\theta_y}$	$\frac{\theta_{f10}}{\theta_y}$
3重	0.28	1.58	3.75	2.97	8/60	5.64	13.39	10.61	4.36	9.08	9.80
2重	0.26	1.48	3.40	2.61	8/48	5.69	13.08	10.04	4.36	9.08	9.80
1重	0.19	1.04	2.31	1.86	4/28	5.47	12.16	9.79	4.36	9.08	9.24

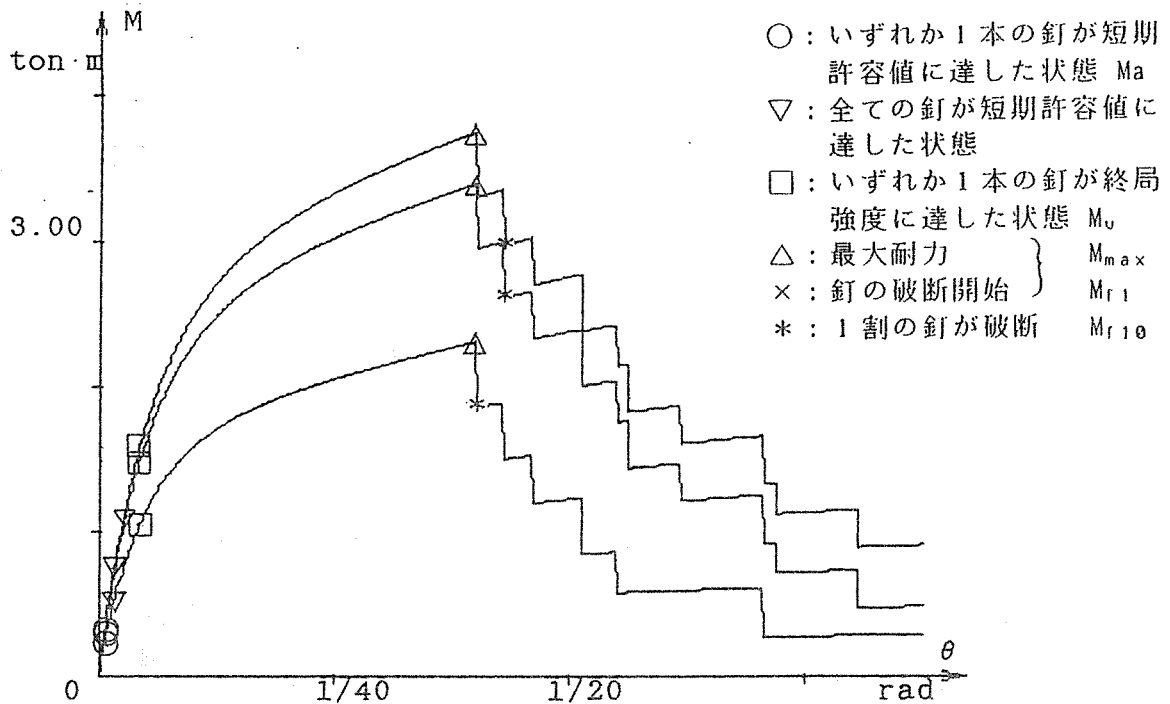


図-22 曲げモーメント-回転変位曲線

(2) 架構の応力特性

1) 非線形解析法

構造全体は、木材と鋼板添板（接合される木材と鋼板の接合中心二箇所を結ぶ長さを持つ部材）のラーメン部材要素と鋼板と木材を接合する接合要素から構成される。

ラーメン要素は線形とし、接合部の非線形性を考慮し荷重を漸増させる増分解析を行う。非線形であるから、各増分ステップで瞬間剛性を求め計算を進める。

鋼板添板接合の瞬間剛性マトリックスとし、次の提案がある⁴⁾。その他の接合についても実験または理論により剛性が定義されれば、以下の計算は同様に行える。

$$K_j = \begin{pmatrix} K_0 & 0 & K_2 & -K_0 & 0 & -K_3 \\ & K_1 & -K_4 & 0 & -K_1 & K_5 \\ & & K_6 & -K_2 & K_4 & -K_7 \\ \text{Symmetric} & & & K_0 & 0 & K_3 \\ & & & & K_1 & -K_5 \\ & & & & & K_8 \end{pmatrix} \quad (16)$$

ここで

$$\begin{aligned} K_0 &= \sum K_x & K_1 &= \sum K_y & K_2 &= \sum K_x \cdot Y \\ \sum K_3 &= \sum K_x \cdot Y & K_4 &= \sum K_y \cdot X \\ K_5 &= \sum Y \cdot X & K_6 &= \sum K_y \cdot X^2 + K_x \cdot Y^2 \\ K_7 &= \sum K_{xx} X + K_{yy} Y \\ K_8 &= \sum K_y \cdot X^2 + K_x \cdot Y^2 \end{aligned} \quad (17)$$

K_x はX方向瞬間剛性、 K_y はY方向瞬間剛性

Xは中心から各治具のX方向距離、Yは中心から各治具のY方向距離

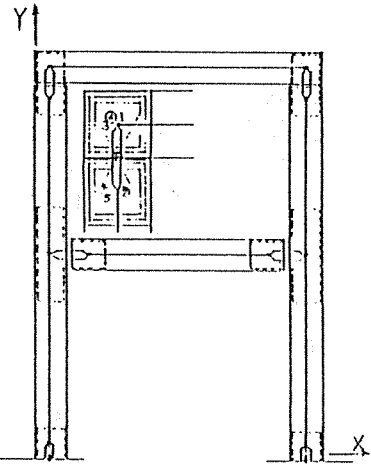


図-23 解析対象半剛接構造

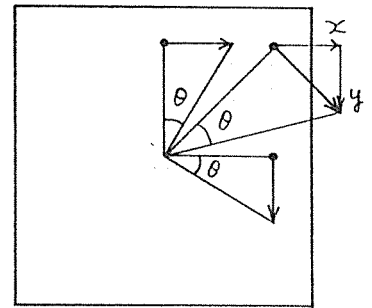


図-24 接合部変形と力

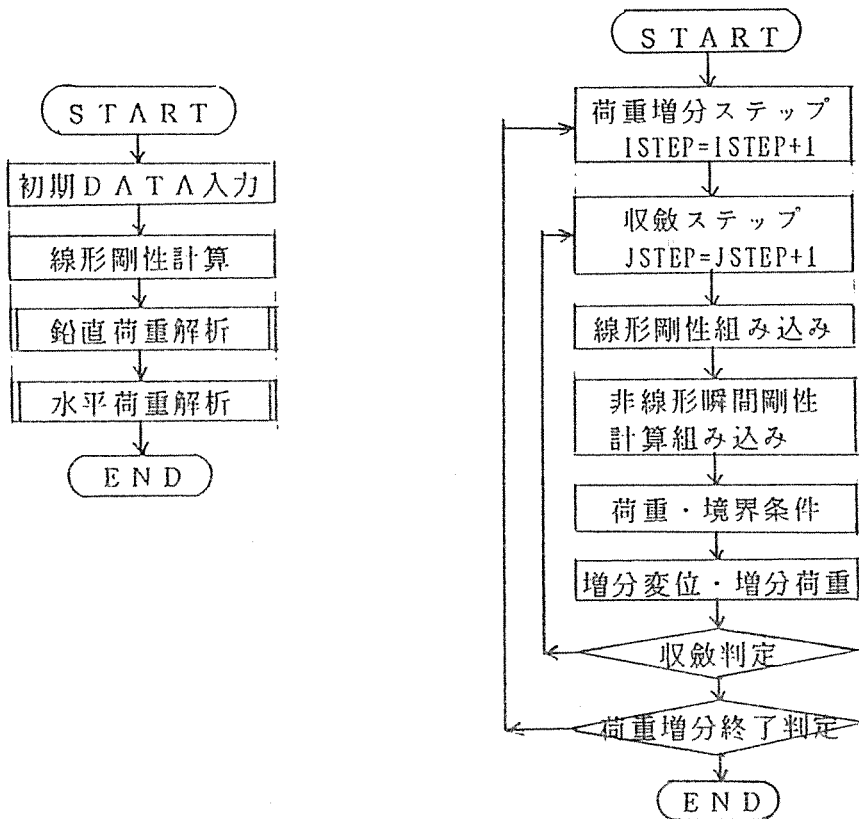
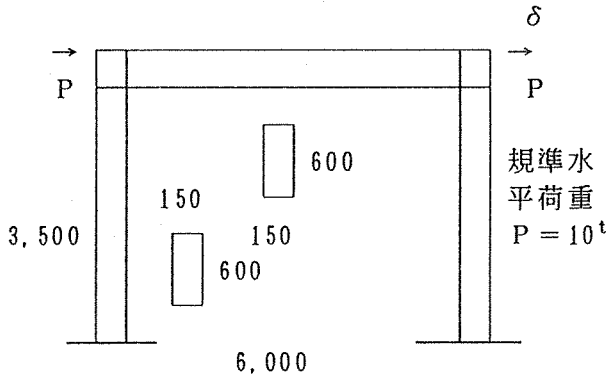


図-25 解析フローチャート

2) 解析例

解析例として下記の門型架構の応力解析を行う。
 接合部剛性と強度の影響を調べるため、柱脚は右
 TYPE4の高い剛性とし、柱頭と梁端接合をTYPE1
 ~4のように変えて4種の構造を示す。鉛直荷重
 ここでは無視する。



集成材 形状150×600 $E = 90,000 \text{Kg/cm}^2$
 鋼板添板 SS400 $t = 0.9 \text{cm}$
 $E = 2.1 \times 10^6 \text{Kg/cm}^2$

釘 CN65

図-26 架構形状

TYPE1

TYPE2

TYPE3

TYPE4

図-27 接合部形状 (裏も同様)

図-28 荷重-水平変位

図-29 接合部応力-変位

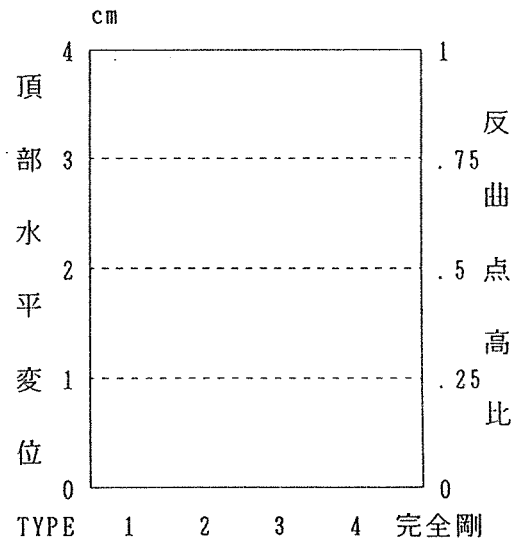
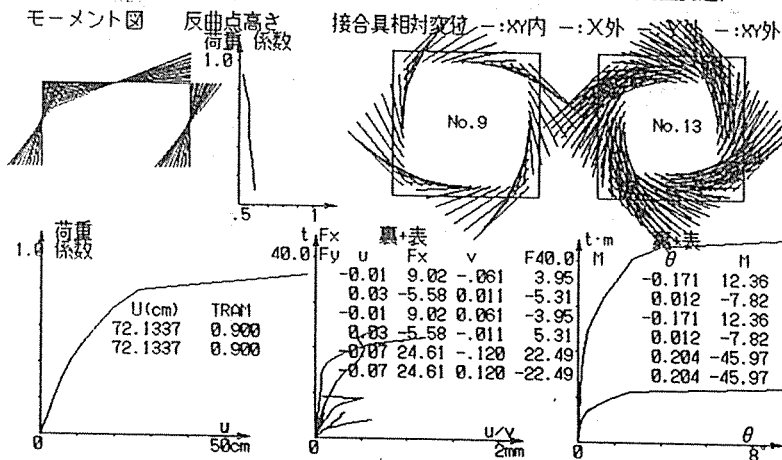
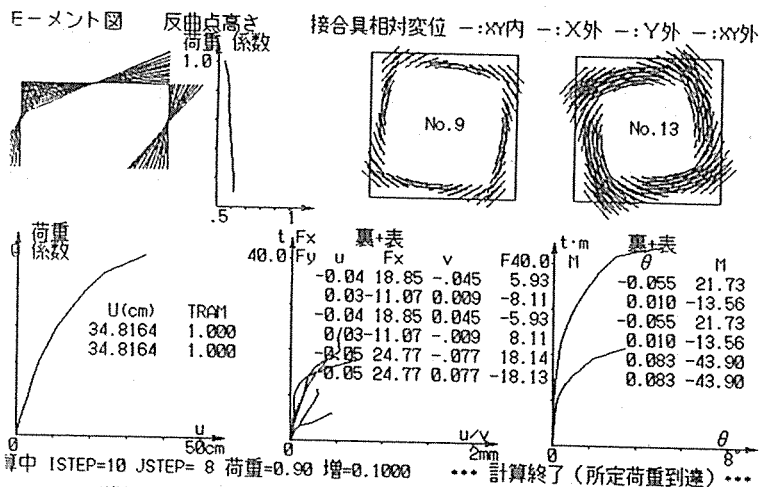
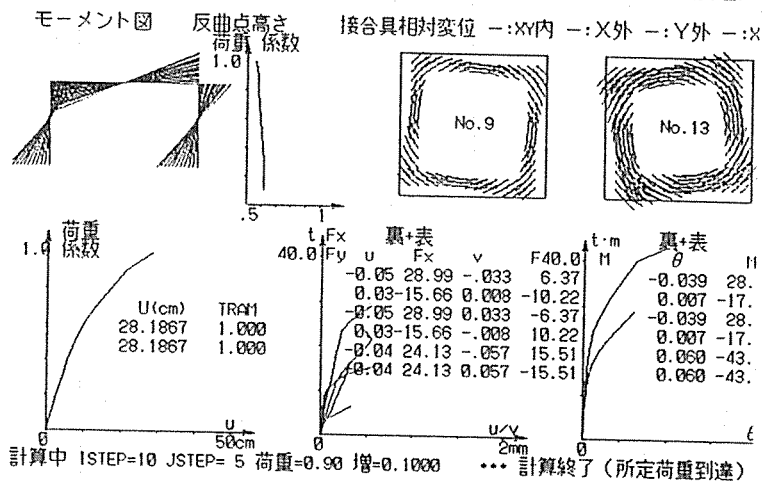
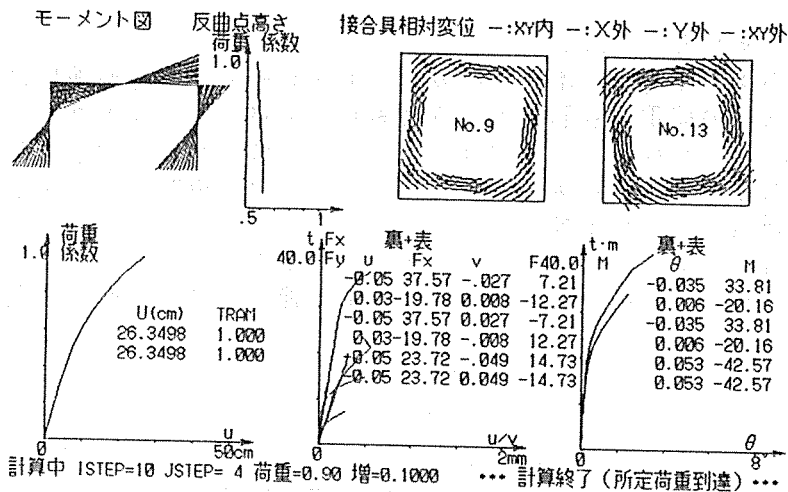


図-30 接合具変位

図-31 各タイプの比較



(3) 接合部の木材応力の解析⁴⁾

接合部の耐力は、接合具、木材及びガセットプレートの許容や破壊によって決まる。前述の方法は接合具の荷重-変形関係のみ考慮し、木材とガセットプレートの変形を無視したものである。しかしながら実験では木部の変形や破壊がよく観察される。接合部の木材応力を解析した報告もある。接合部の木材応力の検討が重要なことを示している。

解析法：有限要素法 (ADINA)

接合部集成材：2次元アイソパラメトリク要素 (7~8 節点)、直交異方性弾性体
 ガセットプレート：弾性体、釘：弾性および弾塑性 (繊維直交方向は繊維方向の70%)

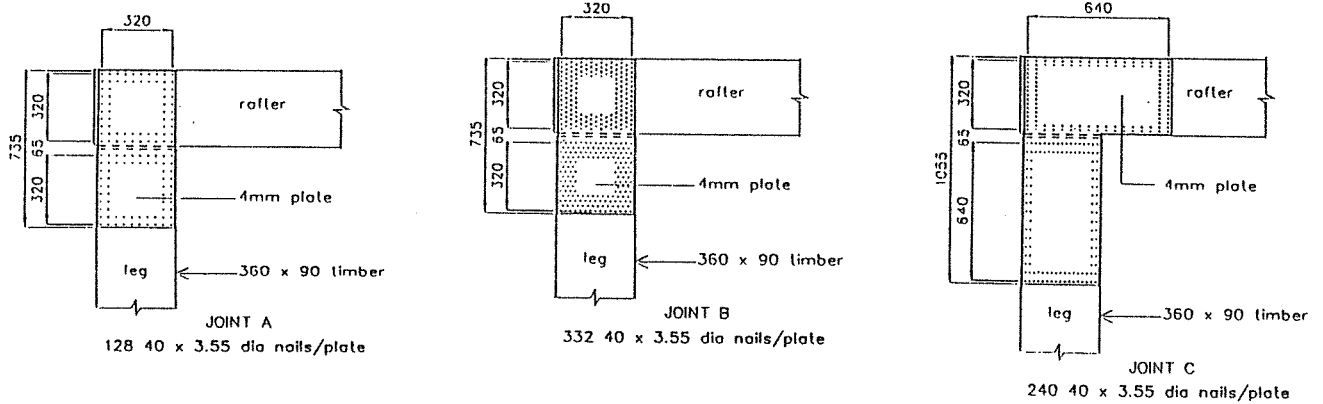


図-32 接合部詳細

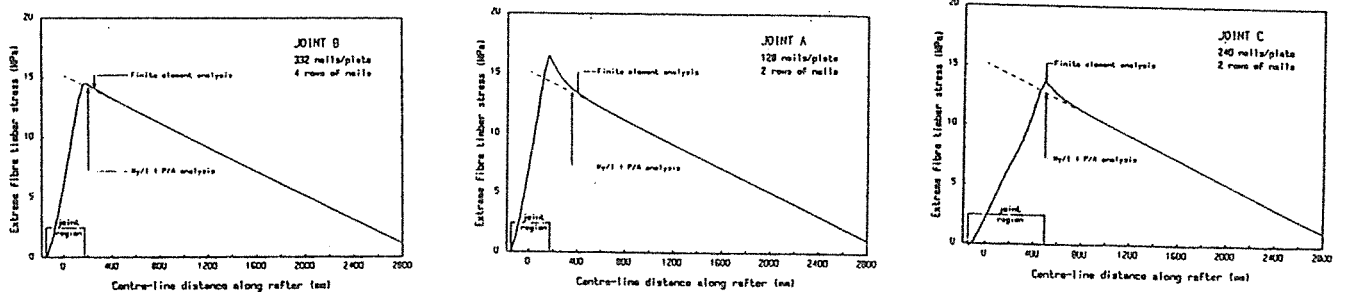


図-33 曲げ縁応力 (梁、存在応力 $M = 30.9 \text{ kNm} = 3153.06 \text{ Kg}$)

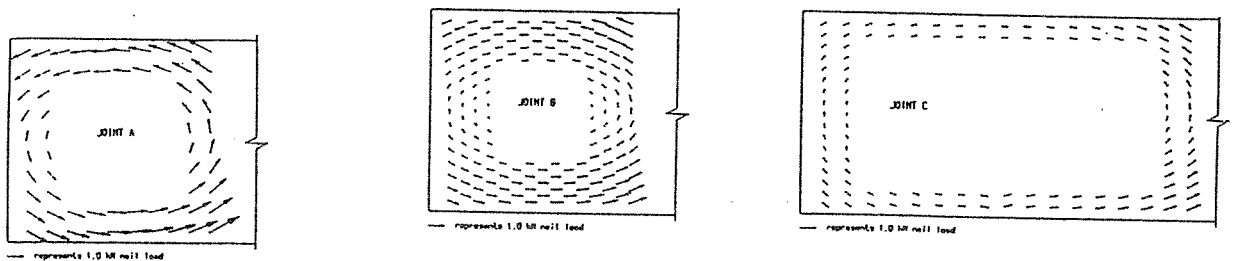


図-34 釘せん断応力分布 ($M = 30.9 \text{ kNm} = 3153.06 \text{ Kg}$)

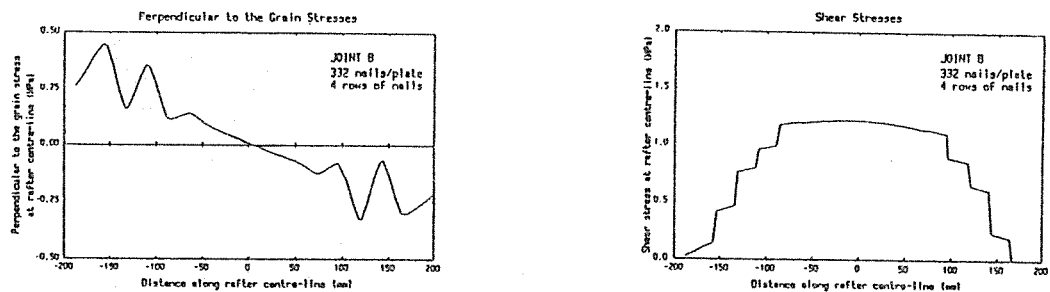


図-35 接合部梁軸芯上木材応力 ($M = 30.9 \text{ kNm} = 3153.06 \text{ Kg}$ 、 $1 \text{ MPa} = 10.2040 \text{ Kg/cm}^2$)

(4) すべり剛性に対する補足

1) 加力方向と弾性解析のために

前述のように釘、ボルト、ドリフトピンなどは、解析的にすべり剛性を求めることができる。また加力方向が繊維方向と角度 θ なるときは、強度に対するHankinsonの式を用いて、次式で評価できる。

$$K_{\theta} = \frac{K_0 \cdot K_{90}}{K_0 \sin^2 \theta + K_{90} \cos^2 \theta}$$

ここで、 K_0 、 K_{90} は繊維方向および直交方向の剛性であり、図-13~17から求められる。弾性設計用の剛性としては、短期許容値時の割線剛性を用いる。

2) その他の各種接合に対する簡単提案式⁸⁾

・繊維方向加力ボルトせん断接合（単位：Kgf/cm/1本）について

両面側材が鋼板

$$K = \frac{\pi^{1/4} E^{1/4} d^{7/4}}{2 (1/K_1^{3/4} + 1/K_2^{3/4})}$$

両側側材が木材

$$K = \frac{2.2 d^{7/4}}{1/E_1^{3/4} + 1/E_2^{3/4}}$$

片面鋼板

$$K = 2.0 d^{7/4} E_1^{3/4}$$

鋼板挿入

$$K = 2.6 d^{7/4} E_1^{3/4}$$

木材相互の一面接合接合

$$K = \frac{1.0 d^{7/4} E^{3/4}}{2 (1/E_1^{3/4} + 1/E_2^{3/4})}$$

鋼板と木材の一面接合

$$K = 0.7 d^{7/4} E_1^{3/4}$$

ここで、

- E : ボルトのヤング係数
- K1、K2 : 主材、側材のめり込み剛性
- d : ボルトの直径

・繊維と直交方向

繊維方向の1/2

・任意方向の加力

線形補完（10°以内および80°以上は補正なし）

・多数ボルトの許容値低減係数（繊維方向配置、繊維方向加力）

	1	2	3	4	5	6	7	8	10
L/d	4	1.0							0.53
	5								
	6								
	7								
	8	1.0							1.0

5. 接合部の計算法

5.1 はりの継手

はりの剛接合は、曲げとせん断の分離型と一体型がある。一体型は基本的にはり一柱の仕口接合の一体型と同様である。ここでは、はじめに分離型後に一体型の設計法を述べる。

(1) 曲げに対する検定

曲げ圧縮側で接合部の面接触が期待できる場合と、できない場合がある。

この場合、鋼板を添え板とするが、はりに挿入したタイプの場合においては、ボルトの許容耐力は、二面せん断の値を、鋼板を上下フランジとした接合では、一面せん断の値をとる。ただし、前者の接合部では、鋼板と木材の剛性の違いから、木材が繊維に直交方向の力を受け、一般に終局時に極めてぜい性的な破壊を示すので、設計の際注意が必要である。これに対して後者の接合部では、上下フランジが曲げにより降伏するため一般に大きな変形性能を期待することができる。

1) 曲げ剛性の評価

① 面接触が期待できない場合

$$\theta = 2 \frac{F_1}{n_1} + \frac{F_2}{n_2} (k \cdot h)$$

② 面接触が期待できる場合

$$\theta = \frac{2 F_2}{n_2 k (h_1 + h_2 - x / 2)}$$

(n_1, n_2 : ボルト本数 k : スリップ剛性)

ただし、接合具と木材及び鋼板との間にガタがある場合は k の値を適当に低減させて計算を行なう必要がある。

2) 曲げ強度の検討

$$f_1 = \frac{1}{n_1} \left| \frac{M}{h} - \frac{N}{2} \right| \leq F_b \quad f_2 = \frac{1}{n_2} \left| \frac{M}{h} + \frac{N}{2} \right| \leq F_b$$

3) 曲げ終局強度と変形性能

① 木材の圧縮またはめり込み

② 引張りボルト

鋼材の引張り降伏 (ネジ径部)

定着部のめり込み、木材のせん断、割裂

③ せん断治具のせん断終局

長期の3~4倍 (材厚がボルト径に比較し大きいとき)

(2) せん断に対する検討

1) せん断強度の検討

① ボルトによる場合

$$f_b = \frac{Q}{n_b} [n_b: \text{ボルト本数}] \leq F_b$$

ただし、 F_b は木材の繊維に直角方向とする。

② ダボによる場合

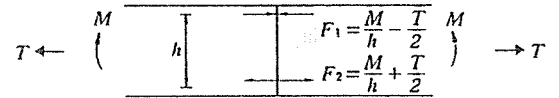
$$\sigma_c = \frac{Q}{b \cdot c} \leq F_c$$

$$\tau = \frac{3Q}{2b \cdot t} \leq F_s$$

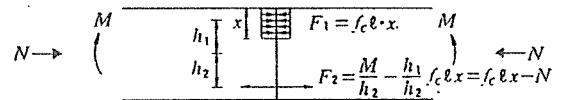
ただし、 F_c は木材の許容横圧縮応力度、

F_s はダボの許容せん断応力度。

2) せん断終局強度の検討



(a) 面接触が期待できない場合



(b) 面接触が期待できる場合

図-36 はり継手の応力

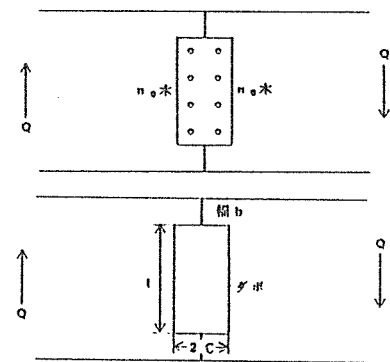


図-37 せん断応力伝達

5. 2 はり-柱接合部

はり-柱仕口は、応力伝達方式から、曲げとせん断一体型と分離型がある。分離型は基本的にはり継手と同様である。ここでは、一体型について述べる。

一体型でも、左図のように接合中心が1箇所となる場合と2箇所になる場合がある。いづれも構造解析による架構応力から、接合部設計用の応力を求め、以下の検討を行う。

4. 2. 1 接合治具が比較的少ない時の計算法

(1) 曲げに対する検討

1) 曲げ剛性の評価と変形

$$\theta = \frac{M}{n \cdot R \cdot k}$$

$$\theta = \frac{M}{k \sum R_i}$$

kの値は接合具の回転方向の剛性であるが、繊維に直交方向のスリップ剛性で近似してもよい。接合具と木材の穴との間にガタがあると大きな変形角を生ずるので、木材の穴は接合具の径と同寸程度とし、ガタによる初期スリップを生じないようにする必要がある。エポキシ樹脂充填による初期スリップを防止する方法もある。

2) 曲げ強度の検討

① 接合具を円形に配置した場合

$$f_b = \frac{M}{n \cdot R} \leq F_b$$

$$f_b = \frac{Q}{n_g} \leq F_b$$

ただし、中央部のボルトを配置しない場合は以下による。

$$f_b = \frac{M}{n \cdot R} + \frac{Q}{n} \leq F_b$$

F_b は木材の繊維に直角方向の許容耐力。

② 接合具を方形に配置した場合

$$f_b = \frac{M \cdot R_{max}}{\sum R_i} \leq F_b$$

$$f_b = \frac{Q}{n_g} \leq F_b$$

ただし、計算を簡略化するためにボルトを円形に配置した場合の式において、 $R = R_{min}$ として計算を行っても差し支えない。

また柱と梁の回転角 θ は、ガタによる初期スリップを生じないようにすることが必要である。

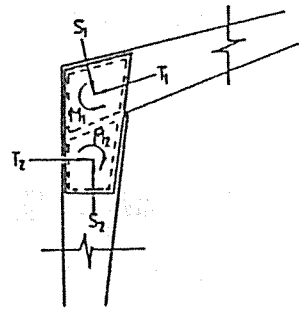
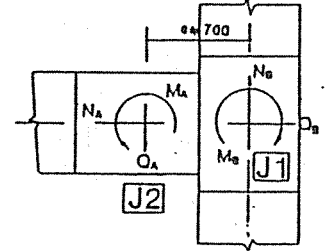
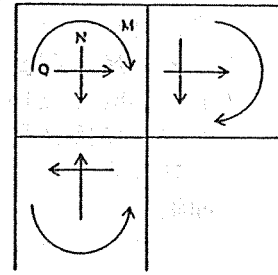
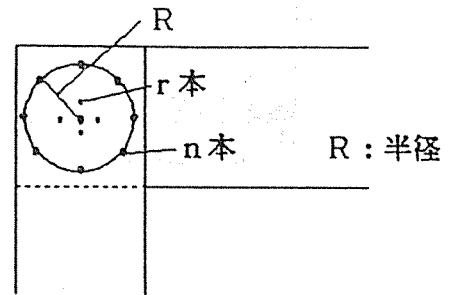
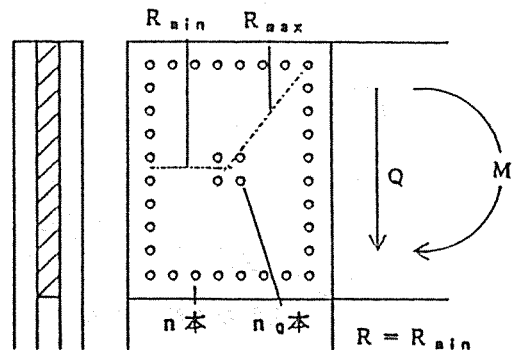


図-38 架構応力と接合部設計応力



(a) 円形配置の場合



(b) 方形配置の場合

図-39 はり-柱接合部の応力

5.3 多数列の接合具を配置した場合

特に釘などでは多数列の配置が用いられ、外周と内周では応力負担率が大きく違ってきて、その最適配置と許容耐力評価は重要である。ここでは幾つかの提案と設計図表を示す。

(1) Tube Analogy

多数本の接合具列をねじりを受けるチューブと見なすものである。

理論

$$P = K \cdot d^{1.8}$$

$$F_s = P / A_0$$

$$M_a = 4 \cdot F_s \cdot a \cdot b \cdot s$$

ここで、

P : 釘の短期許容一面せん断耐力 (Kg/本)

K : 樹種グループによる係数

樹種 J1で510 J2で460 J3で400

d : 釘径 (cm)

A₀ : 1本の釘の負担面積

M_a : 短期許容曲げモーメント

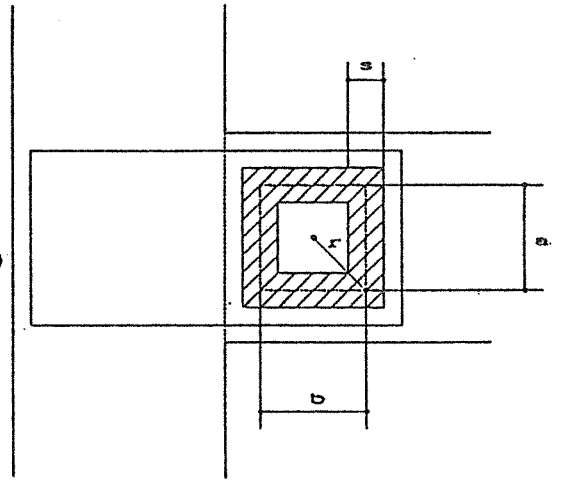


図-40 Tube Analogyの接合具負担応力

以下に設計に便利な図表を示す。その他の条件の場合も、上記計算により行う。

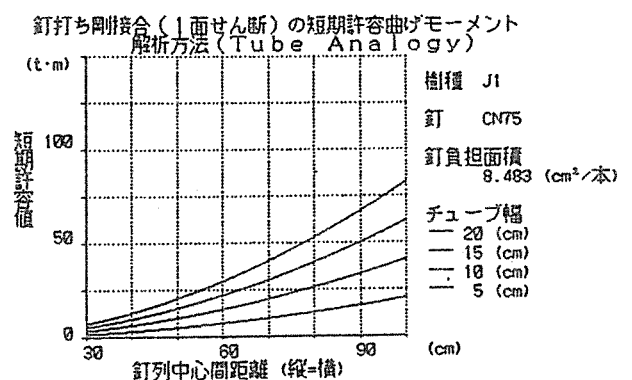
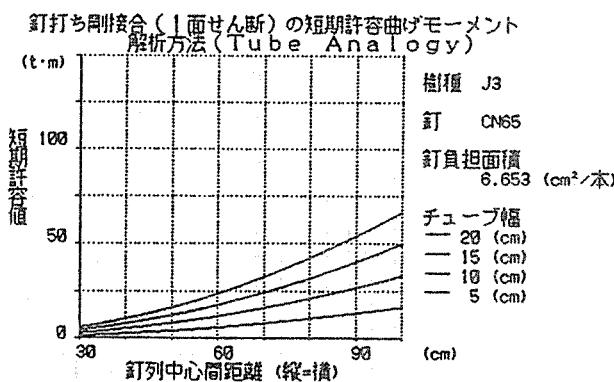
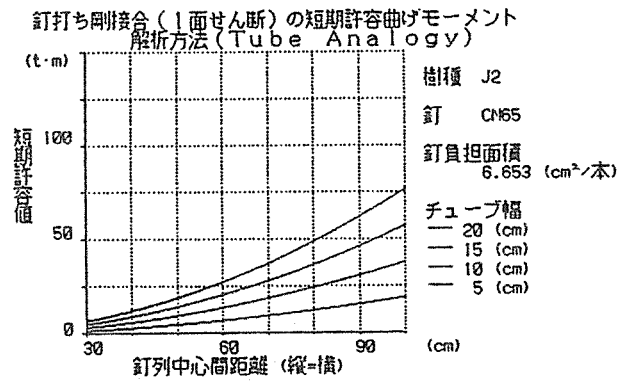
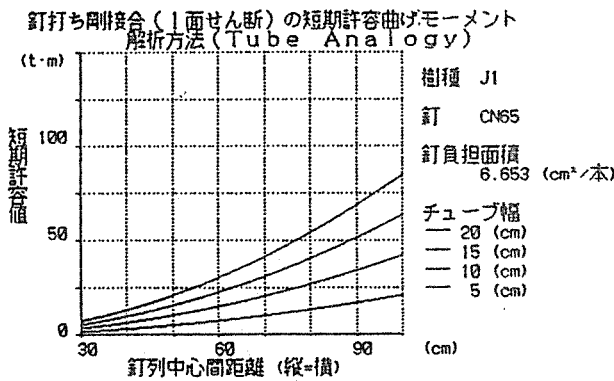


図-41 設計用図表

(2) Rivet Group Analogy

多数本の接合具列をリベット列と見なすもので、Tube Analogyを発展させたものである。

理論

$$P = K \cdot d^{1.8}$$

$$F_s = P / A_0$$

$$M_a = F_s \cdot s \cdot (a+b)^3 / 3 \cdot r$$

ここで、

P : 釘の短期許容一面せん断耐力 (Kg/本)

K : 樹種グループによる係数

樹種 J1で510 J2で460 J3で400

d : 釘径 (cm)

A₀ : 1本の釘の負担面積

M_a : 短期許容曲げモーメント

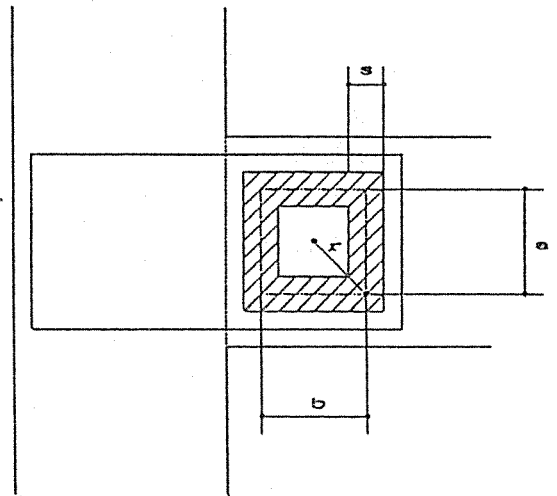


図-42 Rivet Group Analogyの接合具負担応力
以下に設計に便利な図表を示す。その他の条件の場合も、上記計算により行う。

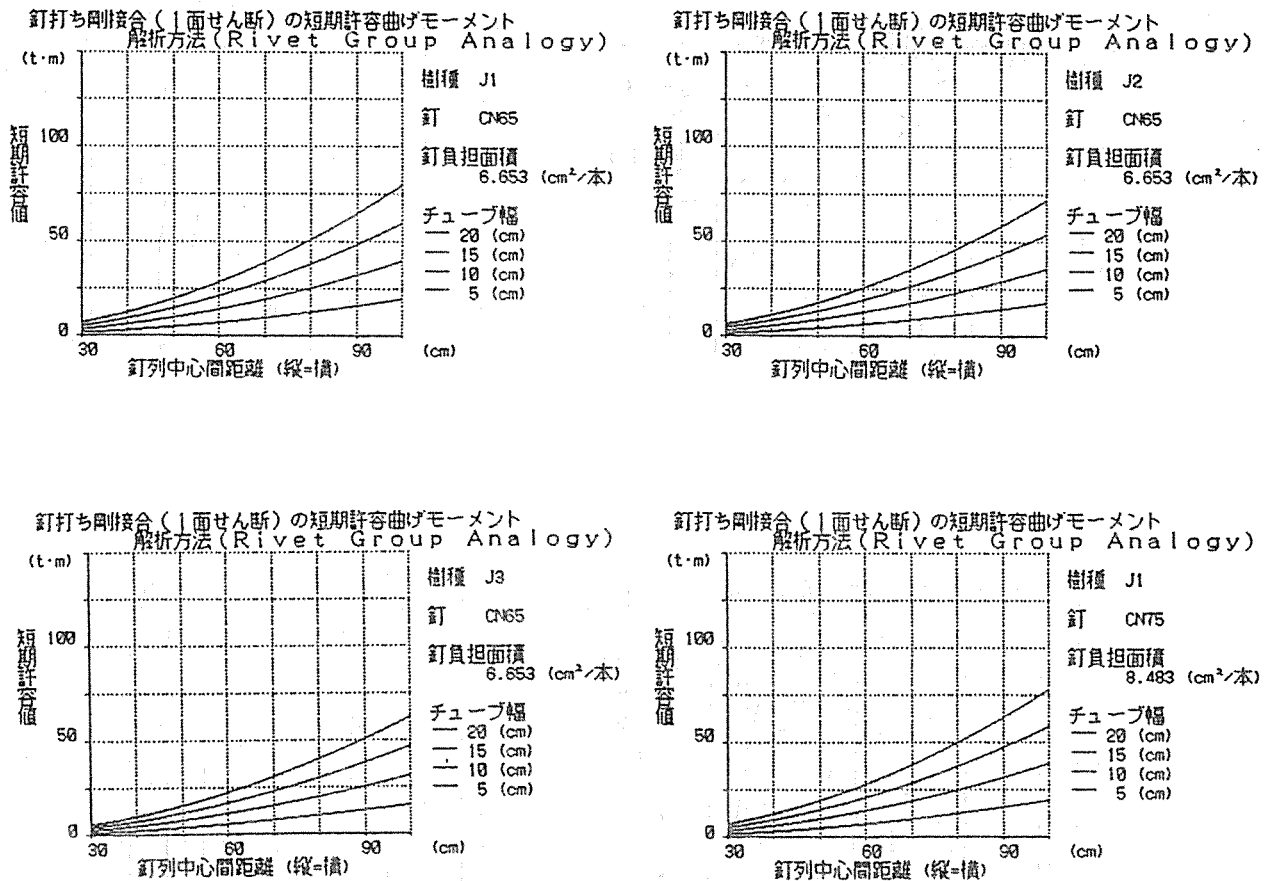


図-43 設計用図表

(3) 繊維方向で異なる強度を持つ接合具の場合

ボルトやドリフトピンなどでは、繊維方向と直交方向で接合具せん断耐力が異なり、次のような計算を行う。

理論

繊維方向とある角 ω に加力されるときは、Hankinsonによれば、

$$P_{\omega} = \frac{P_{\theta} \cdot P_{90}}{P_{\theta} \sin^2 \omega + P_{90} \cos^2 \omega}$$

ここで、

P_{θ} : 繊維方向強度

P_{90} : 繊維と直交方向の強度

従って接合鋼板が剛体的回転をするとき、その抵抗曲げ抵抗モーメントは、

$$M = \frac{\sum P_{\omega} \cdot R_i^2 \cdot \theta}{R_{max}}$$

ここで、

R_i : 接合中心から治具までの距離

R_{max} : R_i の最大値

θ : 接合部の回転角

以下に設計に便利な図表を示す。その他の条件の場合も、上記計算により行う。

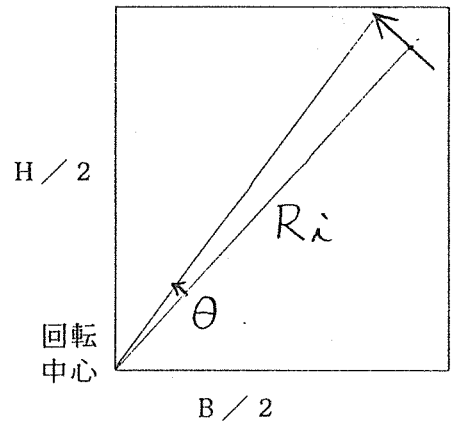


図-44 繊維方向で異なる場合の接合具応力

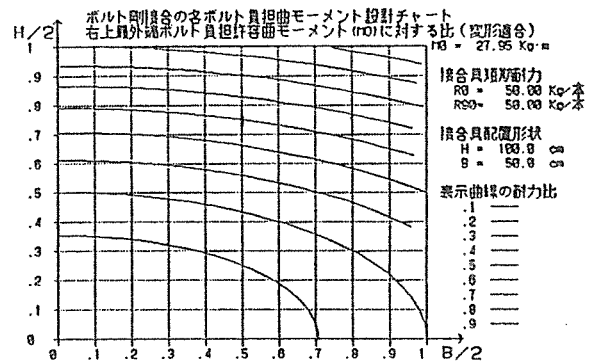
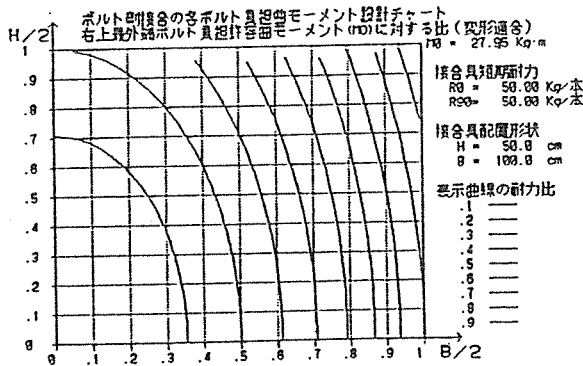
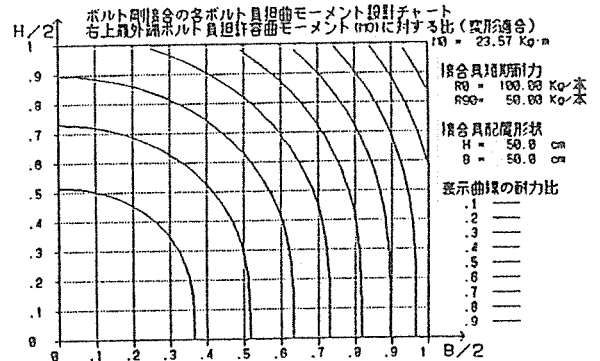
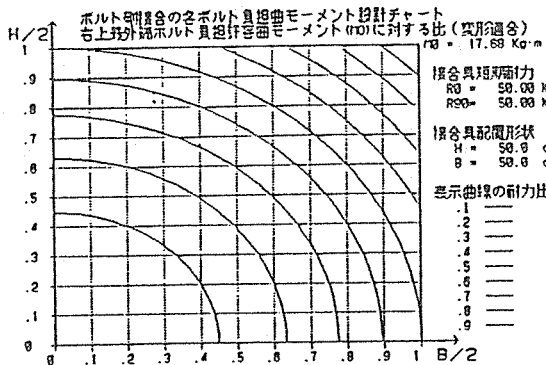


図-45 設計用図表

6. 計算例

2層2スパン集成材構造の小学校の構造計算例を示す。

(1) 形状・構造材料

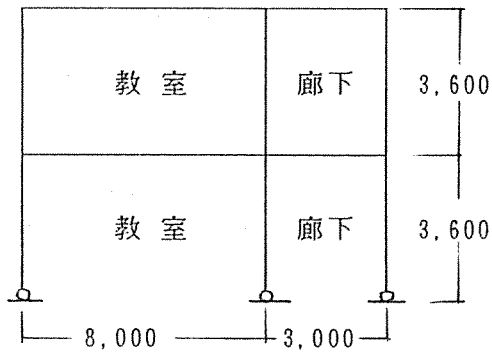


図-46 構造形状

部材：トドマツ集成材特等 150×600
 ・sfc= 270Kg/cm²
 ・sfs= 18Kg/cm²
 ・E = 90,000Kg/cm²

接合：設計応力は剛接合
 ・非線形参考応力解析は鋼板添板接合(鋼板SS41 9mm、釘 ZN65)
 ・柱脚はピン

(2) 荷重

- 1) 固定荷重 屋根 80Kg/m² 2階床 70Kg/m²
 壁(窓含む) 60Kg/m² 集成材梁 12Kg/m

- 2) 積載荷重 大梁用210Kg/m² 地震用110Kg/m²

3) 長期設計荷重(1ラーメン当り)

- 屋根梁 WR=3.6×(80+12) = 331.2 --> 340Kg/m
 2階梁 W2=3.6×(70+12+210) = 1,051.2 --> 1,060Kg/m

4) 地震荷重(1ラーメン当り)

- 重量 WR=(11+1.5)×3.6×(80+12)+3.6×3.6/2×60×3
 = 4,140+1,166.4 = 5,306.4 --> 5,400Kg
 W2= 11×3.6×(70+12+110)+3.6×3.6×60×3
 = 7,603.2+2,332.8 = 9,936 --> 10,000Kg

地震地域係数 Z = 1.0 振動特性係数 Rt=1.0

標準せん断力係数 C0 = 0.2 として

建物固有周期(略算) T = 0.03×7.2 = 0.216 (秒)

地震層せん断力係数の分布係数 Ai

$$\alpha_2 = 5,400 / (5,400 + 10,000) = 0.351$$

$$A_2 = 1 + \left(\frac{1}{\sqrt{\alpha_2}} - \alpha_2 \right) \times \frac{2T}{1+3T} = 1.35$$

地震層せん断力

$$Q_2 = 1.0 \times 1.0 \times 1.35 \times 0.2 \times 5,400 = 1,458 \text{ --> } 1.5 \text{ t}$$

$$Q_1 = 1.0 \times 1.0 \times 1.0 \times 0.2 \times (5,400 + 10,000) = 3,080 \text{ --> } 3.1 \text{ t}$$

(3) 応力(完全剛接合としたとき)

1) 長期応力

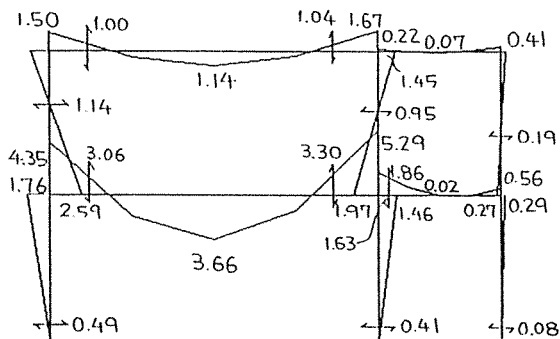


図-47 長期応力(t·m, t)

2) 地震時応力

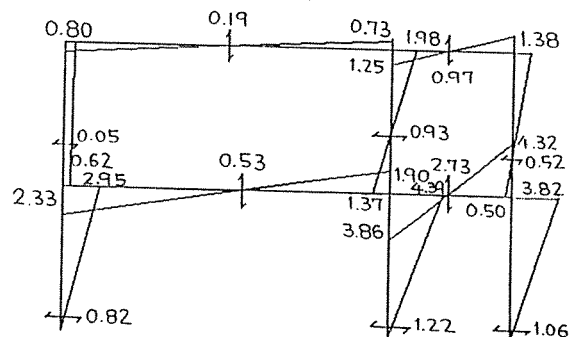


図-48 地震時応力(t·m, t)

[] は部材のせん断変形考慮した線形解析値
 () は第4章の非線形有限要素法による解

(5) 断面・接合部の設計

1) 部材の設計

梁 $M_L = 5.29 \text{ t}\cdot\text{m}$ $Q_L = 3.30 \text{ t}$

$$\sigma_b = \frac{M}{Z} = \frac{529000}{9000} = 58.8 < f_b = 135 \text{ Kg/cm}^2 \quad \text{OK}$$

$$\tau = \frac{1.5 \cdot Q}{A} = \frac{1.5 \cdot 3300}{900} = 5.5 < f_s = 9 \text{ Kg/cm}^2 \quad \text{OK}$$

梁接合集成材パネルせん断

$sMb1 = 1.90 \text{ t}\cdot\text{m}$ $sMb2 = 3.86 \text{ t}\cdot\text{m}$

$$\tau = \frac{sMb1 + sMb2}{2 \cdot V_e} = \frac{190000 + 386000}{2 \times 44.88^2 \times 15}$$

柱 $M_S = 1.46 + 4.39 \text{ t}\cdot\text{m}$ $N_S = 8.21 + 2.88 \text{ t}$

$Q_S = 0.41 + 1.22 \text{ t}$

$$\sigma_b = \frac{M}{Z} = \frac{585000}{9000} = 65.0 \text{ Kg/cm}^2$$
$$\sigma_c = \frac{N}{A} = \frac{11090}{900} = 12.32 \text{ Kg/cm}^2$$

$$\sigma_b/f_b + \sigma_c/f_c = 65/270 + 12.32/180 = 0.24 + 0.07 = 0.31 < 1.0 \quad \text{OK}$$

$$\tau = \frac{1.5 \cdot Q}{A} = \frac{1.5 \cdot 1630}{900} = 2.7 < f_s = 18 \text{ Kg/cm}^2 \quad \text{OK}$$

パネルゾーン釘列芯間寸法 = 44.88 cm

$$= 9.53 < f_s = 18 \text{ Kg/cm}^2 \quad \text{OK}$$

2) 接合部の略設計

3) 接合部の設計

① 検討部位と設計応力

ここでは、2階の梁-柱接合部について各種設計法を示す。設計応力を右に、また第4章で示した非線形有限要素法の応力を()で示す。ここでは、左柱端について行う。

② 鋼板添板釘打接合の場合

- ・接合部形状は右図のとおり
- ・設計応力

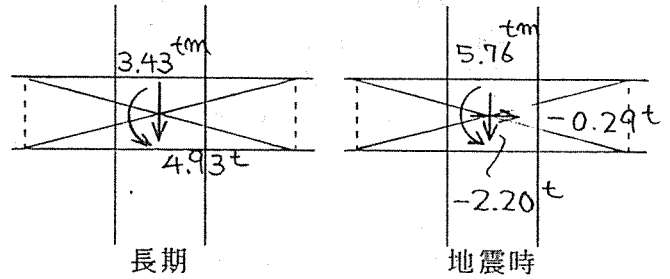


図-49 設計応力

$$M_L = 5.29 - 1.86 = 3.43 \text{ t}\cdot\text{m}$$

$$Q_{LY} = 3.30 + 1.63 = 4.93 \text{ t}$$

$$M_S = M_L + 1.90 + 3.86 = 9.19 \text{ t}\cdot\text{m}$$

$$Q_{SX} = 0.93 - 1.22 = -0.29 \text{ t}$$

$$Q_{SY} = Q_{LY} + 0.53 - 2.73 = 2.73 \text{ t}$$

・計算

釘1本当りのせん断負担面積、許容せん断力及び単位面積当り許容せん断力

$$A_s = 12d \times 5d = 60d^2 = 6.534 \text{ cm}^2$$

$$ZN65 (d=0.333 \text{ cm}) \quad F_c = 270 \text{ Kg/cm}^2$$

$$sP = K d^{1.8} = 70.5 \text{ Kg/本}$$

$s\tau_a = sP / A_s = 10.79 \text{ Kg/cm}^2$ ${}_L\tau_a = s\tau_a / 2 = 5.39 \rightarrow 10.79 \text{ (裏表) Kg/cm}^2$
 曲げによる釘せん断応力 (T.N. Mitchellのリベットグループ・アナロジーによる)

	長期応力 (Kg/cm ²)	短期応力 (Kg/cm ²)
$\tau_H = \frac{3 \cdot M \cdot r_o}{S (a+b)^3} = \frac{3 \times 343000 \times 63.47}{6.6 (22.44 \times 4)^3} = \frac{6531000}{47730000} = 1.37$		$\frac{3 \times 919000 \times 63.47}{6.6 (22.44 \times 4)^3} = 3.67$
$\tau_{QX} = \frac{Q_x}{2 \cdot S (a+b)} = \frac{0}{2 \times 6.6 (22.44 \times 4)} = 0.00$		$\frac{290}{2 \times 6.6 (22.44 \times 4)} = 0.25$
$\tau_{QY} = \frac{Q_y}{2 \cdot S (a+b)} = \frac{4930}{2 \times 6.6 (22.44 \times 4)} = \frac{4930}{1185} = 4.16$		$\frac{2730}{2 \times 6.6 (22.44 \times 4)} = 2.30$

釘合成せん断応力

釘の許容せん断応力は繊維方向に無関係としているから、合力を次のように近似的に計算する。

隅角部の τ_H の分力 $\tau_x = \tau_y = \tau_H / \sqrt{2} = 0.97 < {}_L\tau_a = 10.79$ $2.60 < {}_S\tau_a = 2 \times 10.79$

合成応力と安全性の判定

$$\tau = \sqrt{(\tau_x + \tau_{QX})^2 + (\tau_y + \tau_{QY})^2} = 5.25 < {}_L\tau_a = 10.79$$

OK

$$\tau = 5.66 < {}_S\tau_a = 2 \times 10.79$$

OK

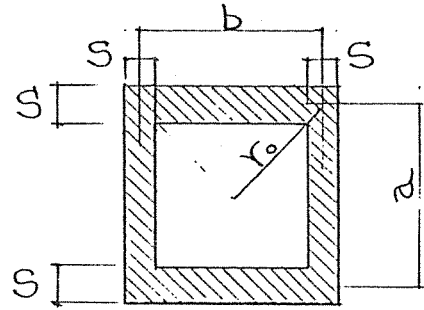


図-50 接合部寸法

③ M、Q分離型鋼板添板ボルト接合の場合

・接合部形状は右図のとおり

鋼板 SS41 $t=12\text{mm}$
 ボルト SS40 M20 (M16)
 $L/d=7.5$ (9.38)

ボルト許容せん断力
 $sPL,0 = 400 \times 2^2 = 1.6$ (1.024)^t
 $sPL,90 = 225 \times 2^2 = 0.9$ (0.576)^t
 $sPs,0 = 3.2$ (2.048)^t
 $sPs,90 = 1.8$ (1.152)^t

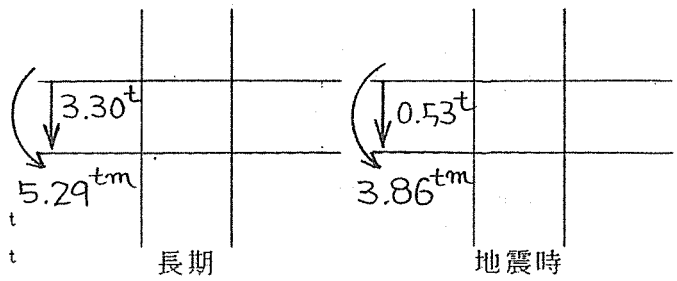


図-51 設計応力

・計算

左梁端 設計応力 $M_L = 5.29\text{ t}\cdot\text{m}$ $Q_L = 3.30\text{ t}$
 $M_S = M_L + 3.86 = 7.19\text{ t}\cdot\text{m}$ $Q_S = 3.30 + 0.53 = 3.83\text{ t}$
 曲げ $N = M_L / h_0 = 5.29 / 0.52 = 10.17\text{ t}$
 ボルト必要本数 $n = M_S / sPL,0 = 10.17 / 3.2 = 3.18 \rightarrow 4\text{本}$
 (2.048) (4.97) (5本)
 せん断 ボルト必要本数 $n = Q_L / sPL,90 = 3.30 / 0.9 = 3.67 \rightarrow 4\text{本}$
 (6本)
 柱側 せん断 ボルト必要本数 $n = Q_L / sPL,0 = 3.30 / 1.6 = 2.07 \rightarrow 3\text{本}$
 (4本)

接合パネル部の曲げ伝達用鋼板と集成材との接合

設計応力 $M_L = 5.29 - 1.86 = 3.43\text{ t}\cdot\text{m}$ $M_S = M_L + 1.90 + 3.86 = 9.19\text{ t}\cdot\text{m}$
 曲げ $N = M_S / h_0 = 9.19 / 0.52 = 17.67\text{ t}$
 ボルト必要本数 $n = M_L / sPL,0 = 17.67 / 1.8 = 9.81 \rightarrow 10\text{本}$

・注意事項

上記計算より右図を参考に接合詳細を決定するが、ボルト穴による集成材の断面欠損による強度と靱性低下は考慮しなければならない。

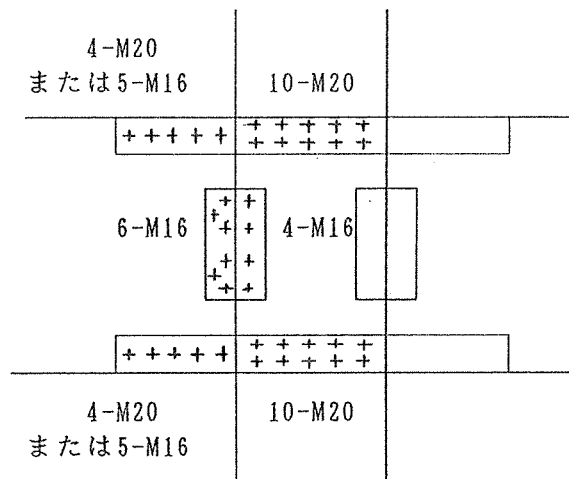


図-52 設計接合部

(5) 非線形応力解析

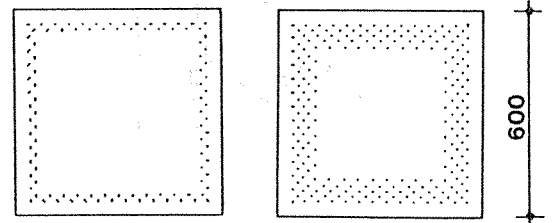
非線形効果と保有耐力計算のために第4章の非線形有限要素法の解析を行う。

1) 接合部形状

接合部剛性を調べるため右図の2タイプについて行う。

2) 解析概要

図のように鉛直荷重を漸増し長期荷重に到達後、一次設計用せん断力分布の水平荷重を漸増する非線形解析を行う。この非線形解析には、集成材部材自体の終局及び接合パネルのせん断破壊は考慮されていないので、前4節の別途計算値を参照する。

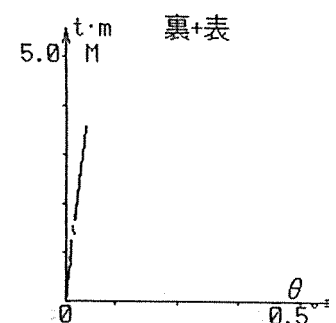
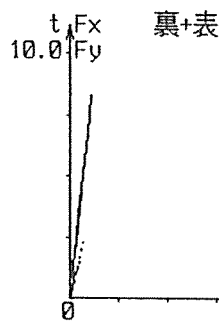
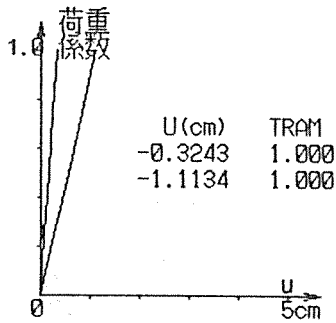
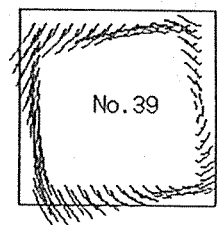
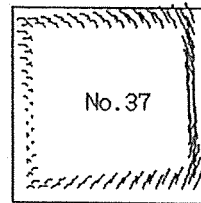
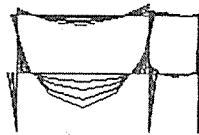


(1) 2重配列 (2) 5重配列
図-53 接合部詳細

3) 解析結果

モーメント図

接合具相対変位 -:XY内 -:X外 -:Y外 -:XY外



モーメント図

接合具相対変位 -:XY内 -:X外 -:Y外 -:XY外

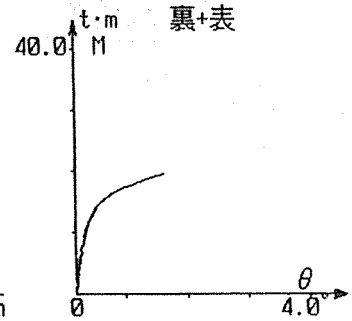
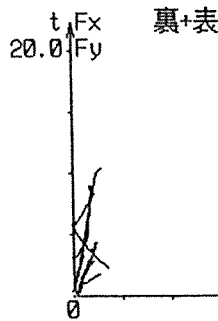
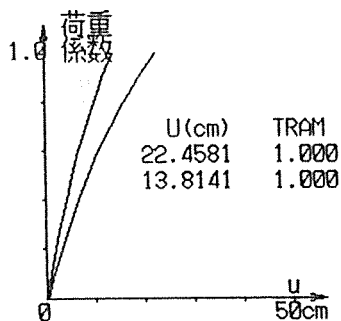
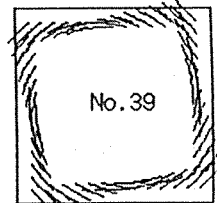
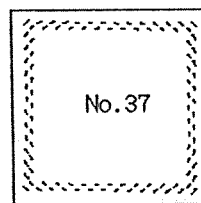
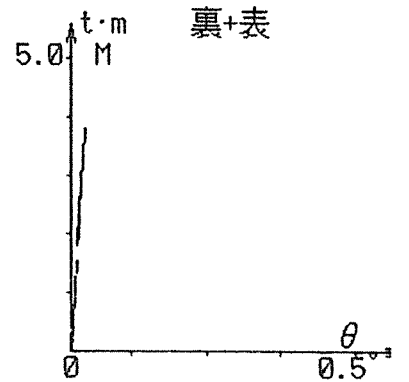
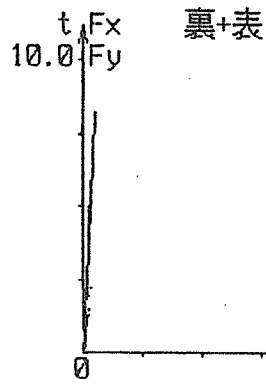
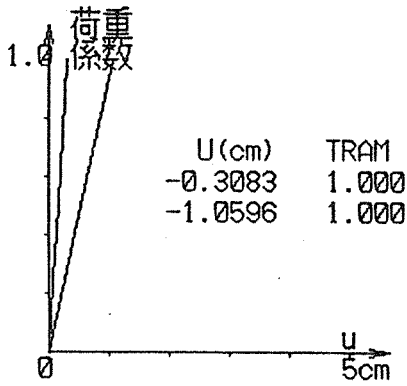
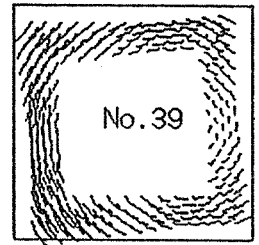
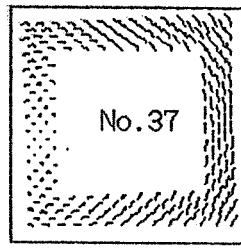
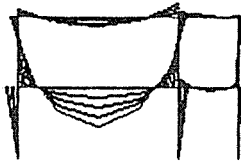


図-54 解析結果 (2重配列の場合)

モーメント図

接合具相対変位 -:XY内 -:X外 -:Y外 -:XY外



モーメント図

接合具相対変位 -:XY内 -:X外 -:Y外 -:XY外

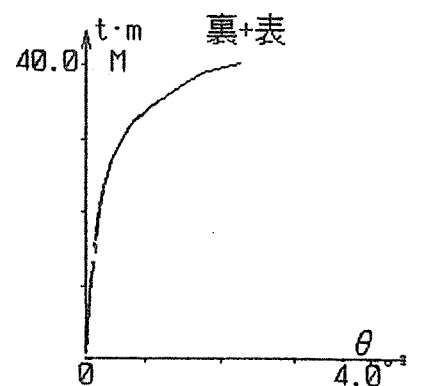
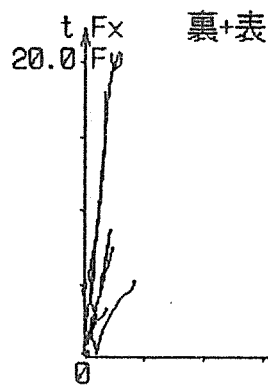
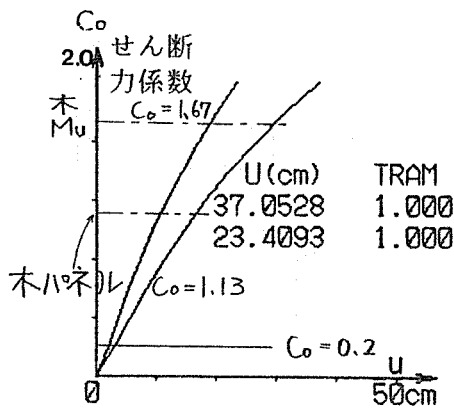
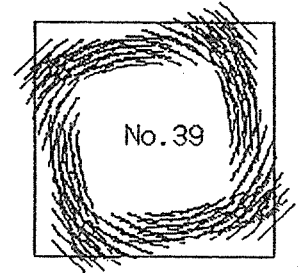
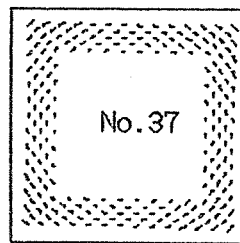
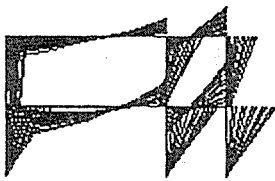


図-55 解析結果 (5重配列の場合)

(6) 変形と保有耐力の検討

本設計例の構造は法的に保有耐力設計の義務はない。また保有耐力の計算法はまだ確立されていないが、ここでは参考のため非線形有限要素法等の成果から変形性能を仮定し、計算を試みる。

1) 保有耐力の計算

部材の終局強度は、以下のとおりである。

$$\begin{aligned} \text{集成材材料終局強度 } f_b &= 270\text{Kg/cm}^2 \\ f_s &= 18\text{Kg/cm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{梁の曲げ終局 } M_u &= f_b \cdot Z_y = 405 \times \frac{15 \times 60^2}{6} \\ &= 3,645,000\text{Kg}\cdot\text{cm} = 36.45\text{t}\cdot\text{m} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{せん断終局 } Q_u &= f_s \cdot A / 1.5 = 54 \times 15 \times 60 / 1.5 \\ &= 32,400\text{Kg} = 32.40\text{t} \end{aligned}$$

柱の終局強度は、軸力の影響を無視すれば梁と同じ。

接合部木材パネルゾーンせん断終局

(釘列の中心線より内部が有効でせん断力が等分布⁶⁾として)

$$bM1 + bM1 = 2 \cdot f_s \cdot V_e = 54 \times 15 \times 44.88^2 = 3263000\text{Kg}\cdot\text{cm} = 32.63\text{t}\cdot\text{m}$$

従って、架構の保有層せん断力はパネルせん断で決まり、非線形解析を参照し、

$$\text{パネル破壊時せん断力係数 } C_o = 32.63 / (1.90 + 3.86) \times 0.2 = 1.13$$

$$Q_{u2} = 1.5 \times 1.13 / 0.2 = 8.48\text{t}$$

$$Q_{u1} = 3.1 \times 1.13 / 0.2 = 17.52\text{t}$$

2) 必要保有耐力の計算

① 構造特性係数 D_s の計算

本接合の終局耐力は釘の耐力により決まり、釘の端空きや釘間隔が十分確保されている。また接合パネルゾーンのせん断耐力も前述のよに十分である。従って十分な変形性能が期待できるので D_s は全ての部位下記の値を採用する。

$$D_s = 0.25 \text{ (接合部の釘で耐力が決まる場合)}$$

$$0.35 \text{ (接合部パネルゾーンまたは部材せん断で耐力が決まる場合)}$$

$$0.5 \sim 1.0 \text{ (部材の脆性破壊による場合)}$$

$$0.5 \text{ を採用}$$

② 形状係数 F_{es} の計算

剛性率と偏心率により計算されるが、ここでは仮に1としておく。

③ 必要保有耐力の計算 (1 ラーメンについて)

$$\begin{aligned} \text{2階 } Q_{un2} &= Z \cdot R_t \cdot A_2 \cdot W_R \cdot F_{es2} \cdot C_o \times D_s \\ &= 1.0 \times 1.0 \times 1.26 \times 3,492 \times 1.0 \times 1.0 \times 0.5 = 2.20\text{t} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Q_{un1} &= Z \cdot R_t \cdot A_1 \cdot W_2 \cdot F_{es1} \cdot C_o \times D_s \\ &= 1.0 \times 1.0 \times 1.0 \times (3,492 + 5,724) \times 1.0 \times 1.0 \times 0.5 = 4.62\text{t} \end{aligned}$$

3) 判定

上記の計算より

$$Q_{u2} = 8.48 > Q_{un2} = 2.20 \quad \text{OK}$$

$$Q_{u1} = 17.52 > Q_{un1} = 4.62 \quad \text{OK}$$

参考・引用文献

- 1) 日本建築学会；木構造計算規準・同解説，1988.11
- 2) 日本建築学会；建築耐震設計における保有耐力と変形性能、1990.10
- 3) 木質構造研究会編、木質構造建築読本、井上書院、1988.11
- 4) 小松幸平；昭和61年度農林水産省補助事業日本住宅・木材技術センター、木造化推進標準設計施工マニュアル作成等事業報告書（3）「木造化技術開発」題IV章
- 5) 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1～3報）、木材学会誌、1983.Vol.29、1983.Vol.29、1985.Vol.31
- 6) 小松幸平；日本建築学会木構造設計ノート「モーメント抵抗接合」、1991
- 7) 建設省建築研究所；建設省総合技術開発プロジェクト；新木造建築技術の開発報告書、1991.
- 8) Richard D. Hunt and Anthony H. Bryant；MOMENT RESISTING NAIL PLATE JOINTS RECENT DEVELOPMENTS AT AUCKLAND UNIVERSITY、Proceedings of the 1988 International Conference on Timber Engineering Vol.1,1988
- 9) Richard D. Hunt and Anthony H. Bryant；STRENGTH OF TIMBER MEMBERS IN JOINT REGIONS、Proceedings of The Second Pacific Timber Engineering Conference 1989
- 10) A. H. Bryan, J. A. Gibson, T. N. Mitchell, S. J. Thurston；NAILED MOMENT JOINTS IN TIMBER STRUCTURES、
- 11) 日本建築センター；大断面木造建築物設計施工マニュアル，1988.6
- 12) B. T. Kivell, P. J. Moss and A. J. Carr；HYSTERETIC MODELLING OF MOMENT-RESISTING NAILED TIMBER JOINTS、Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering、Vol.14, No.4, December, 1981

エポキシ充填ボルト接合

1. 序

せん断を受けるボルトとボルト孔の間にエポキシ樹脂を注入し、ガタをなくす接合法は、建築家 葉 祥栄氏の小国町の一連の施設の設計の中で構造設計を担当された早稲田大学 松井源吾教授（現名誉教授）により提案された。当時、実際に用いられた施工法による接合部に関して実験的に検討されたものの¹⁾、一般論を論ずるには十分でなく、以後 日本住宅木材技術センターの援助のもとで研究が継続されてきた。ここでは、施工法、数値解析と実験値の対応および確実に施工されたエポキシ樹脂充填鋼板そう入式ボルト接合供試体の耐力、剛性の増大について述べ設計の資料とする。

2. 施工法

中央鋼板挿入式ボルト接合においては、エポキシ樹脂の充填厚さの確保とスリットおよび割れの目止めが問題となる。ここでは、前者に関してはOリングを、後者に関しては発泡ウレタンを用いた施工法を紹介する。^{2)、3)}

2. 1 施工順序

図1(a)に示すように、中央鋼板挿入式ボルト接合においては、スリット幅と鋼板厚さが合致しないため間隙が存在する。ここに示した実験では側材が2材からなっており、その間隙はないので、中央鋼板挿入式をモデル化するために側材にパッキングを貼り、中央鋼板と側材間の間隙を保持することとした。これが図1(b)である。

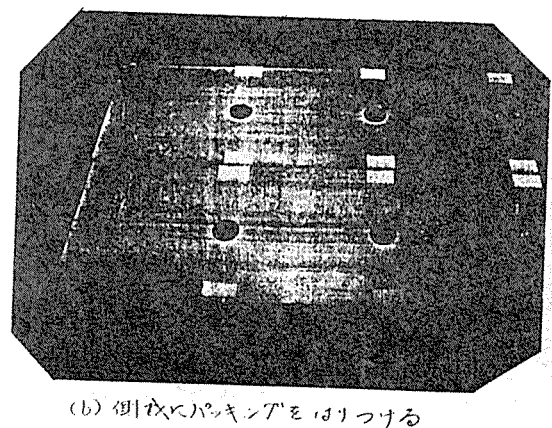
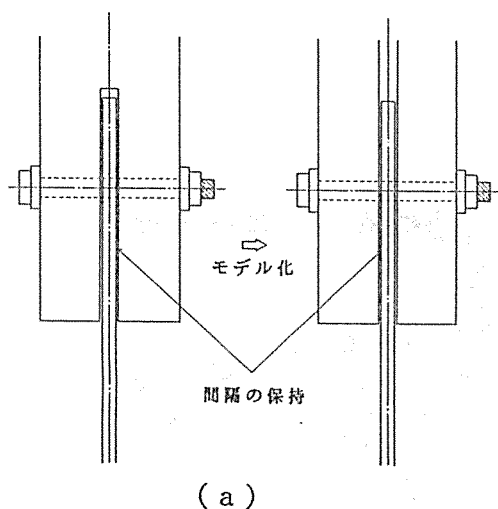
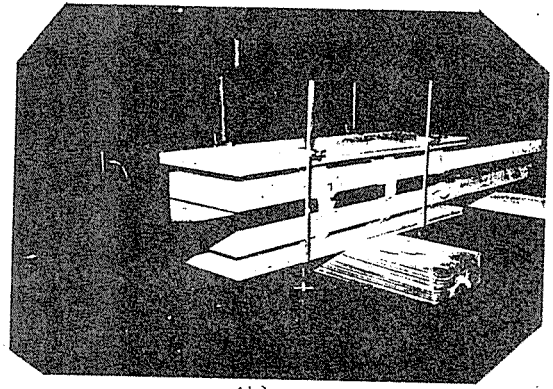
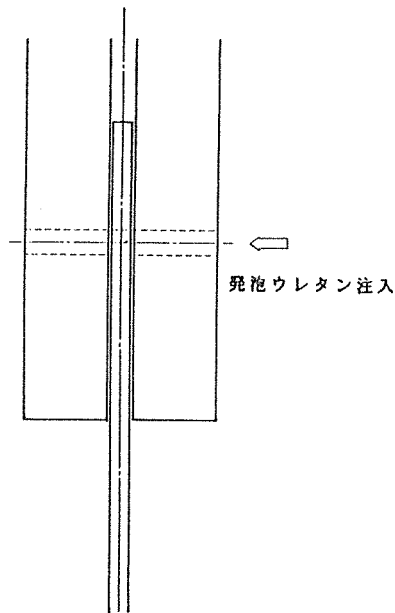


図1 中央鋼板挿入式ボルト接合のモデル化

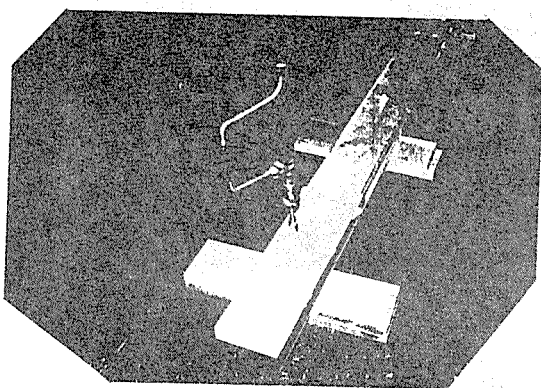
①図2(a)に示すようにボルト孔を合せて中央鋼板と側材を固定した上で発泡ウレタンを注入する。ウレタンが流出した時点で側材の外側から板をあて、ウレタンが鋼板と側材内側の間隙に、十分ゆきわたるようにする（図2(b)）。



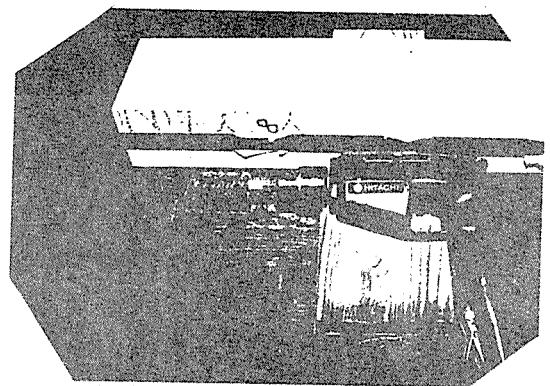
(b)

図2 中央鋼板と側材をとりつけボルト孔に発泡ウレタンを注入しボルトの座金位置に板をあて、発泡ウレタンが側材と鋼板間に十分ゆきわたるようにする。

②ウレタン注入後、1日経て外側の板をはずし、手動ドリルにて荒くボルト孔につまった発泡ウレタンを除去する（図3(a)）。さらに孔の周囲をワイヤブラシにてさらい、余分な発泡ウレタンを除去する（図3(b)）。図3(c)において上のボルト孔が、ワイヤブラシにて除去した後のものを示し、下の孔が未処理のものを示している。

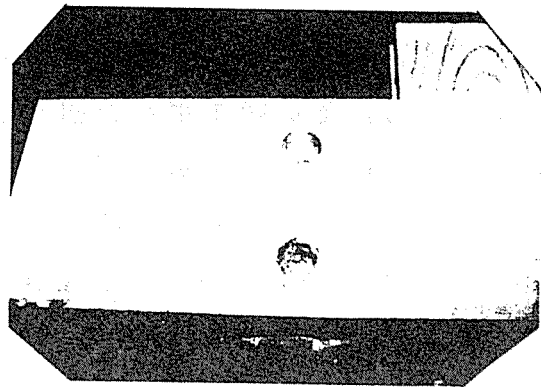


(a) 発泡ウレタン注入後1日経て手動ドリルでボルト孔の中心に発泡ウレタンを除去



(b) ボルト孔の周囲をワイヤブラシ(写真下)にてさらい、余分な発泡ウレタンを除去

図3 余分な発泡ウレタンの除去



(a) 2 : 手板(1)の仕上げ作業による発泡ウレタンを除去した後の様子
 (b) 手板(1)の仕上げ作業による発泡ウレタンを除去した後の様子

図3 余分な発泡ウレタンの除去

③エポキシ樹脂の注入孔、空気孔の作成は、座金に設けた孔と側材外側にOリングの厚さより深く作成した溝を合わせることにした。溝の作成状況を図4に示す。

④ボルト頭に座金をはめ、Oリングを座金近くに装着した後、ボルト孔に挿入し(図5(a))、側材の外側にてOリングがボルト孔とボルトの間隙にはまりこむようにセットする。さらに逆側より、Oリング、座金、ナットの順ではめこみ、Oリングが前述の状態になるようにナットをしめつける(図5(b))。

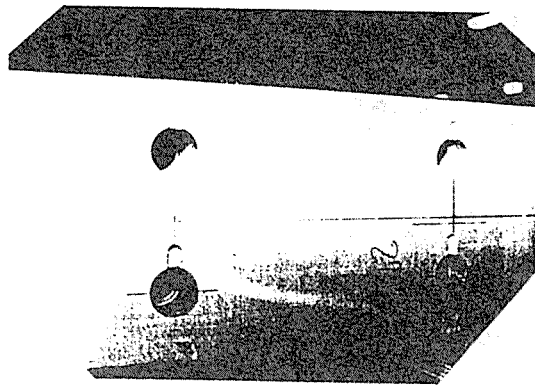
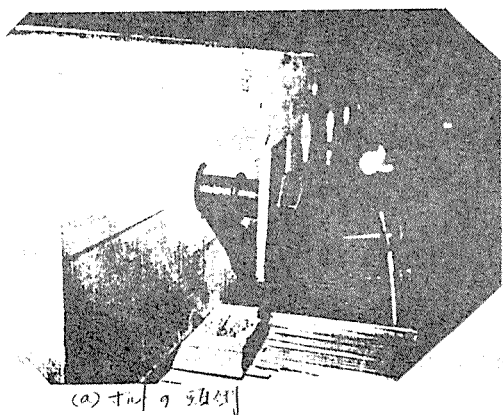
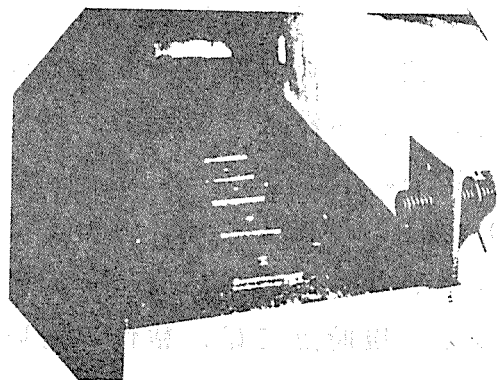


図4 エポキシ樹脂注入溝の作成(側面)



(a) ボルトの挿入例



(b) ナットの締め付け例

図5 Oリングを装着したボルトの収まり

⑤座金に設けた孔と側材に設けた溝を合せ注入孔、空気孔とし、注入孔は空気孔より下側となるようにセットする。その後エポキシ樹脂をグリースガンにて注入する（図6）。図7は、破壊後の側材を示したものだが、中央鋼板と側材の間に、発泡ウレタンが充分流出し、目止め剤としての役割を果たしていることが分かる。図8に最終的なボルトのおさまりを断面図にて示す。鋼板挿入式ボルト接合では、木材のボルト孔は $(d+4)$ mm、鋼板のボルト孔は $(d+2)$ mmと考えている。

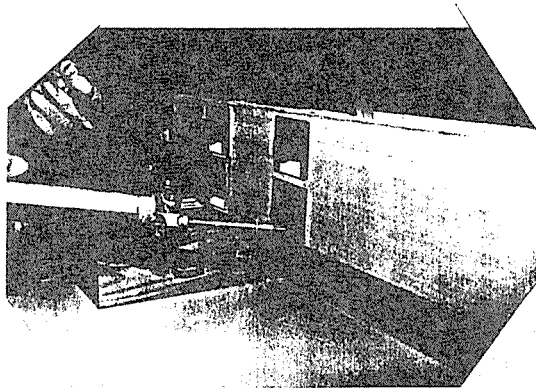


図6 エポキシ樹脂の注入

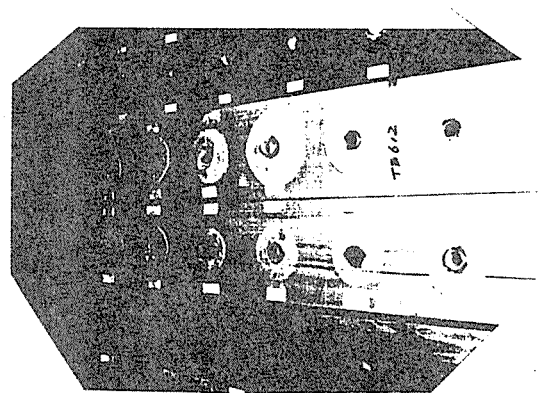


図7 破壊後の側材の状態

(中央鋼板と側材のすきまは発泡ウレタンにより埋められエポキシ樹脂のもれのないことを示している。)

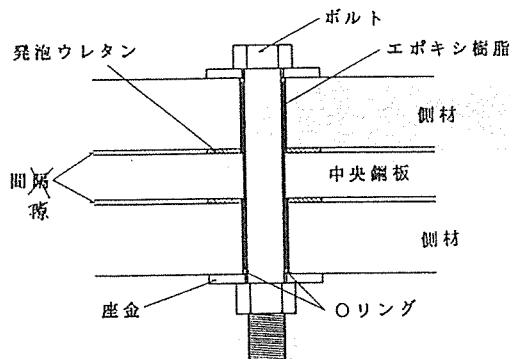


図8 ボルトの取まり（断面図）

2. 2 エポキシ樹脂の粘性と強度

①粘性

粘性の低いエポキシ樹脂（17P）と高い（320P）の注入試験結果を以下に示す。

（1）粘性の低いエポキシ樹脂では、内在する泡を小さくすることができるものの木材にそれが浸透するためか硬化後ボルト孔上部の層は全く充填されていないものが多い。

（2）粘性の高いエポキシ樹脂では、かく拌に伴う泡が大きいものの、硬化後充填されていない部分は見当たらない。

従って、現時点では、粘性の高いエポキシ樹脂を用いて施工すべきと考える。

②強度⁴⁾

ボルト接合部供試体の耐力は、エポキシ樹脂の強度に大きく影響される。エポ

キシ樹脂の強度発生に大きく影響する発熱量を把握し、その結果から強度を推定するためのテストピースをどのようにして作成すればよいかを提案し、現場における品質管理の指標を与える。

(1) ボルト接合部に充填されたエポキシ樹脂の温度変化

供試体の作成：72.5mm×142mm角の べいまつに20mmのボルト孔を設け、それに熱伝対を設けた16mmφのボルトを挿入した（図9(a)、(b)、図10）。熱伝対は、その先端をわずかに浮かせ材の中央にて温度測定が可能ないようにセットした。

試験方法：接着剤を2種類（TE-117、TE-126A）用意し、各接着剤に関し1体ずつ温度測定を行った（図11）。

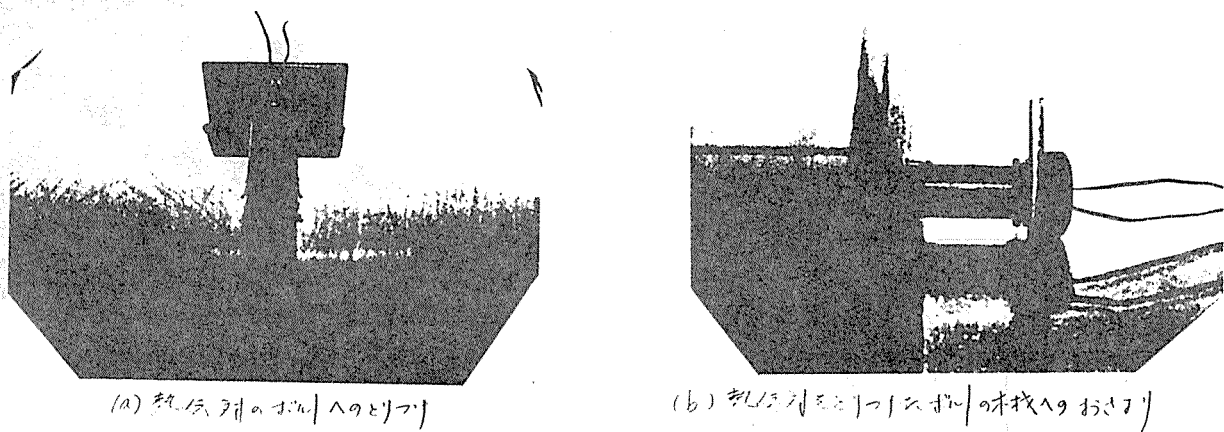


図9 供試体の作成

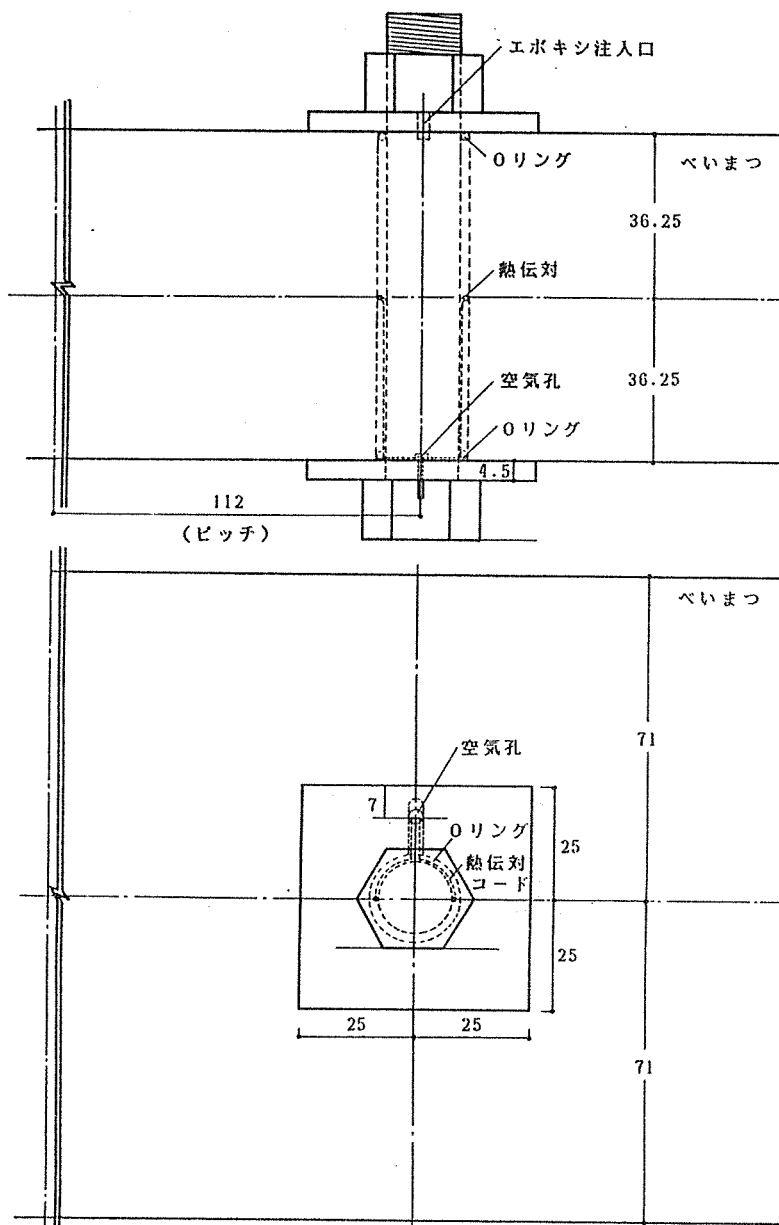


図10 供試体

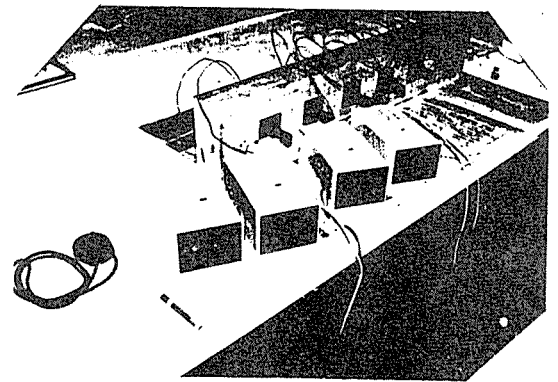


図11 試験方法

試験結果：図12は、縦軸に温度、横軸に経過時間（分）をとり、TE-117（○、□）、TE-126A（●、■）の経過時間に伴うエポキシ樹脂の温度変化の推移を示す。これによると測定箇所、エポキシ樹脂の種類により多少差はあるものの、エポキシ樹脂注入後4時間以内ではその温度変化は1℃以内にすぎず、外気温とほぼ等しい。従って、外気温と等しく養生させたエポキシ樹脂供試体により、充填されたエポキシ樹脂の強度を把握する必要がある。

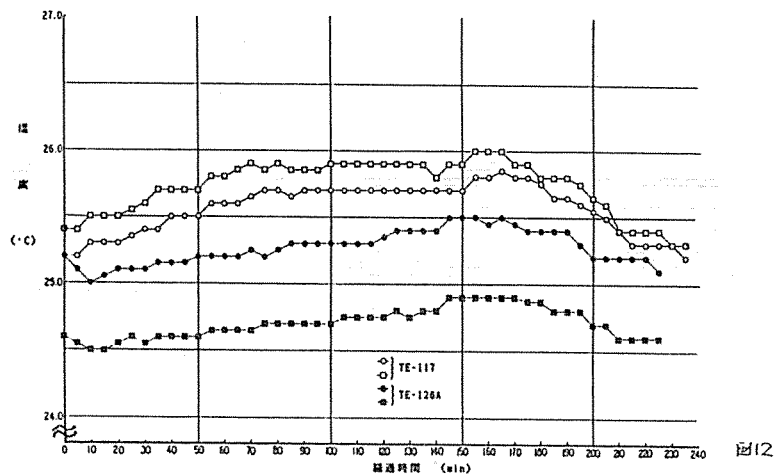


図 1 2 ボルト接合部に充填されたエポキシ樹脂の温度変化

(2) 充填されたエポキシ樹脂の強度

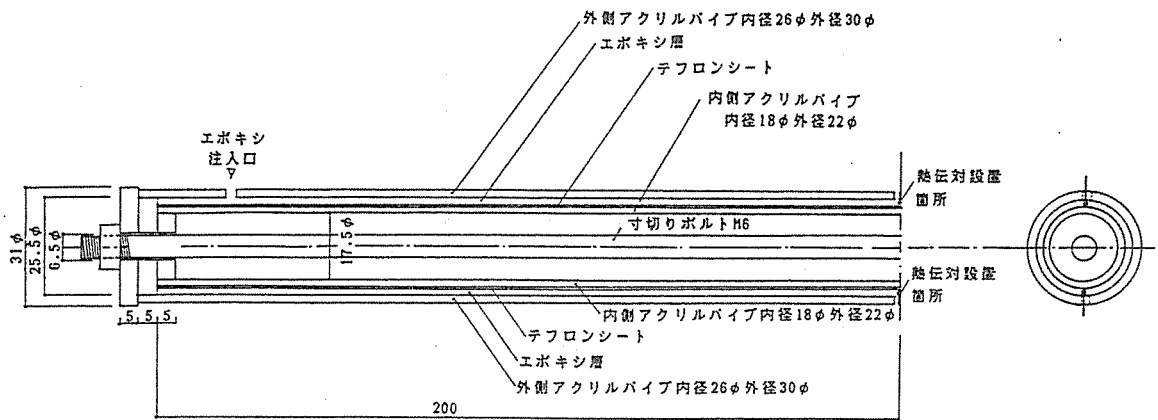
(1)で作成したエポキシ樹脂充填層よりエポキシ樹脂の強度を把握する供試体を作成することは、困難である。そこで、充填されたエポキシ樹脂の強度を確認する簡単な形状の供試体の作成方法を提案するため、以下の実験を行った。

供試体の作成：ボルト接合供試体のボルトと側材間に充填されたエポキシ樹脂の形状に近い薄肉パイプ供試体と、それより作成および試験の容易な円柱供試体を用意し比較検討することとした。

前者は、A、Bの2本のアクリルパイプ（A：内径26mmφ、外径30mmφ、B：内径18mmφ、外径22mmφ）を用意し、図13に示すようにを同心円状に配置し、その間隙にエポキシ樹脂を注入した。中央にて熱伝対により層の温度変化を把握するとともに圧縮試験も可能なように供試体を作成した。なお 脱型を容易にするため内側のアクリルパイプの表面にはテフロンシートを巻き付けた。

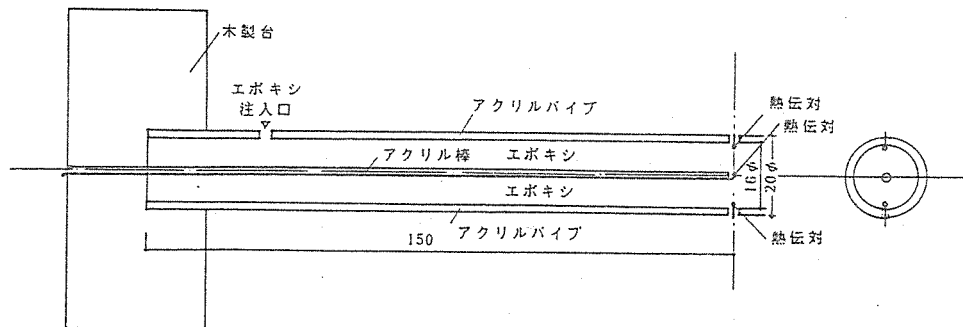
後者は、図14に示すように内径18mmφのアクリルパイプにエポキシ樹脂を注入し、その中心と表面近くの温度変化を熱伝対により測定した。前者と比較するために養生温度を20℃一定にしたものと、それとは別に夏の高温が発熱に及ぼす影響と高温下における初期養生が耐力に及ぼす影響を把握するために35℃一定にて3時間養生した後20℃一定にしたもの2種類を用意した。

試験方法：エポキシ樹脂の温度変化の測定とともに外径の2倍の高さをもつ供試体を切り出し圧縮試験を行った。圧縮試験の載荷速度は4kg/cm²/min.とし縦ひずみも測定した。



薄肉パイプ供試体と熱伝対の設置箇所
 (ただし熱伝対による温度測定を行わない供試体に関してはパイプ中央の孔はない。)

図 1 3 薄肉パイプ供試体



アクリルパイプ (内径16φ) 充填型エポキシ供試体と熱伝対の設置箇所
 (ただし熱伝対による温度測定を行わない供試体に関してはパイプ中央のアクリル棒及び下から150mmの位置にある孔はない。)

図 1 4 円柱供試体

試験結果：図15に20℃一定にて養生された薄肉パイプ供試体のエポキシ樹脂の温度変化 (●、●)、室温の変化 (■) を示す。これによるとエポキシ樹脂と室温の温度差は初期に於て+3℃であるが、100分経過後にはその差は+1℃程度に安定する。初期の温度上昇+3℃が、図12のボルト接合部に注入されたエポキシ樹脂と異なるのみである。次に図16に20℃一定で養生されたエポキシ樹脂の円柱供試体の温度変化 (●、●、●)、室温の変化 (■) を示す。これによるとエポキシ樹脂と室温の温度差は初期においては+5℃ (中心部) であるが、100分経過後にはその差は+2℃程度に安定する。さらに図17に35℃で3時間養生後20℃一定にて保存した円柱供試体のエポキシ樹脂の温度変化 (●、●、●)、室温の変化 (■) を示す。初期において室温よりもエポキシ樹脂の温度が低いのは全ての供試体においてエポキシ樹脂を20℃にて保存し、かく拌後恒温槽に入れたためである。エポキシ樹脂と室温の温度差は初期3時間においては、+3℃とほぼ一定で、その後20℃一定に保存した場合1時間半後には+1℃程度となる。これによると内径16mmφに注入さ

れたエポキシ樹脂では、注入後3時間35℃に保存されたとしても急激な発熱はなくその温度は室温+3℃以下程度で安定する。最後に前述のそれぞれの供試体に関する圧縮強度、ヤング係数の比較を表1に示す。圧縮強度、ヤング係数に関して差がないことから、初期の多少の温度上昇はあまり影響せず同一養生温度下にて内径16mmφに注入されたエポキシ樹脂の円柱供試体より、充填されたエポキシ樹脂の強度は推測されるものと考ええる。

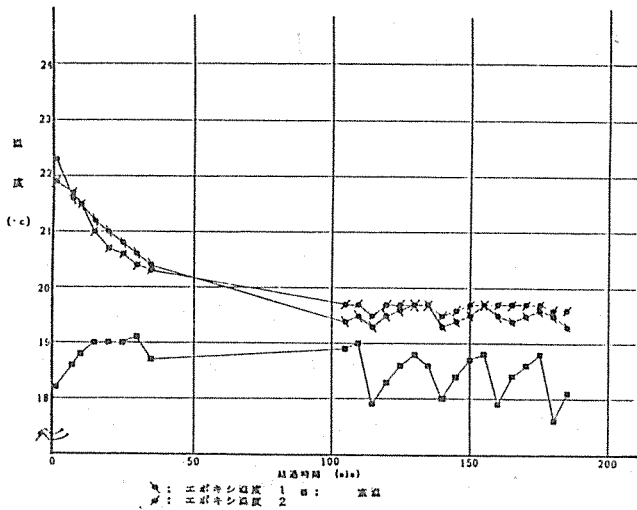


図15 薄肉パイプ供試体の温度変化（20℃一定養生）

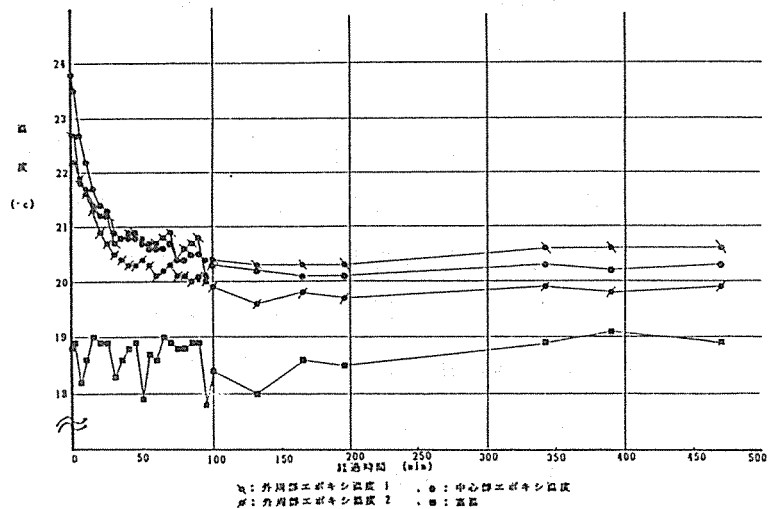


図16 円柱供試体の温度変化（20℃一定養生）

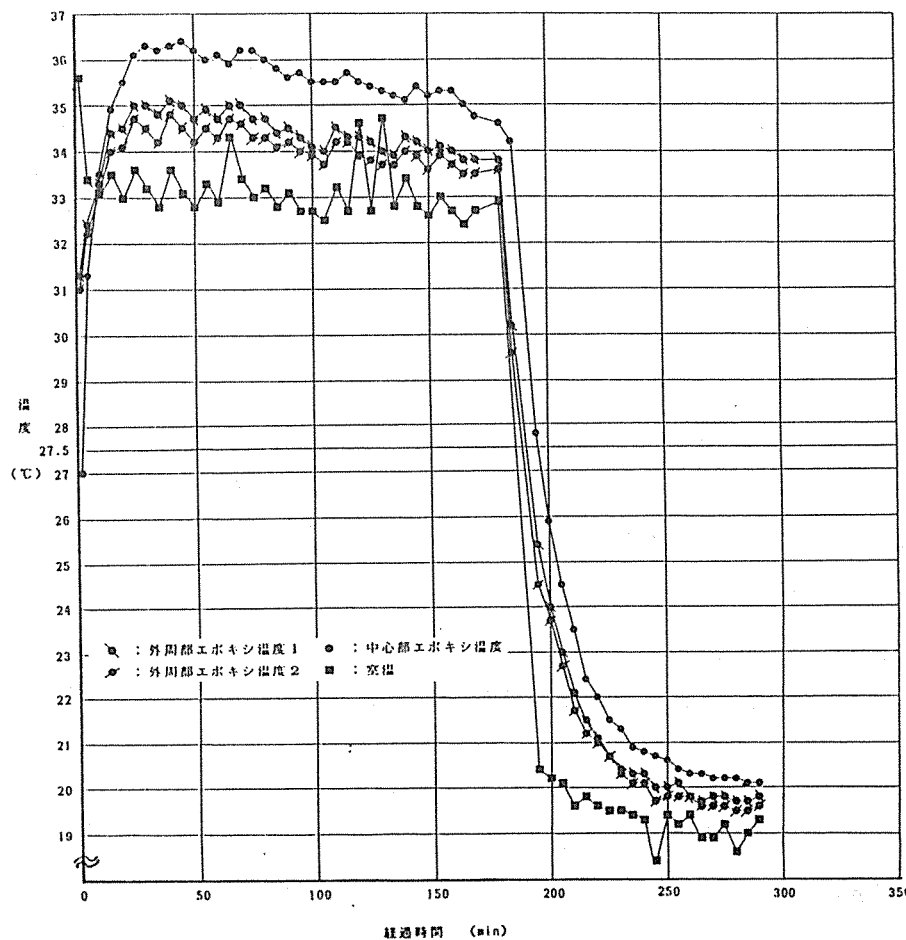


図17 円柱供試体の温度変化（35℃3時間保存後20℃一定養生）

表1 エポキシ樹脂の形状および養生情景による強度の変化

形状	樹脂	養生条件	材令(日)	比電(8hr)	強度(kg/cm ²)	ヤング係数(10 ⁴ kg/cm ²)		
棒状	TE-126A	20°C一定	13	1.14	460	1.82		
				1.16			472	1.88
				1.17				
		35°Cで3hr 後20°C一定	13	1.16	449	1.87		
				1.14			438	2.05
				1.19				
		20°C一定	13	1.17	432	2.07		
				1.17			440	2.06
				1.17				

(3) エポキシ樹脂の種類による発現強度の相違

図18に粘性がほぼ等しい2種類のエポキシ樹脂TE-126A(●)とTE-117(○)の材令に伴う圧縮強度とヤング係数の推移を示す。養生条件はエポキシ樹脂注入後5°Cにて15時間保存後20°C一定とした。TE-126Aの方が材令とともに圧縮強度、ヤング係数の増大が大きく材令41日では前者は531kg/cm²、後者は2.43×10⁴kg/cm²となる。一方TE-117は材令41日にて前者にわずかな向上が見られるだけでそれも344kg/cm²にすぎない。従ってエポキシ樹脂の種類によって発現強度は大きく差があり、現場にてエポキシ樹脂の供試体を採取し圧縮強度を検討することは不可欠と考えられる。

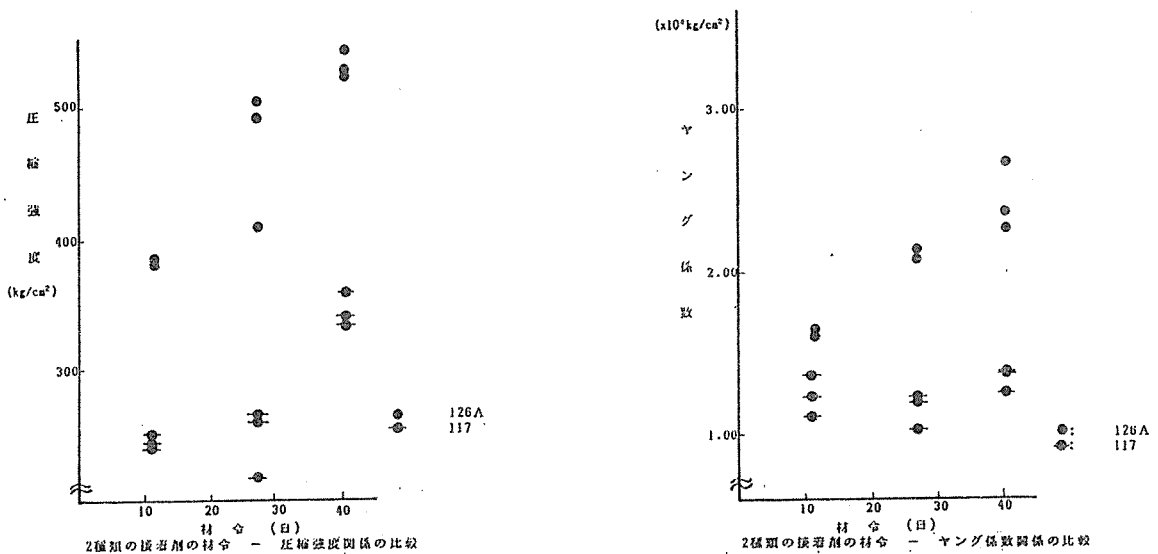


図18 2種類のエポキシ樹脂の材令-圧縮強度関係およびヤング係数関係

(4) エポキシ樹脂の強度が木材のバネに及ぼす影響

充填されるエポキシ樹脂の強度を故意に変化させて、耐力と荷重-相対変位関係におよぼす影響を検討するため以下の実験を計画した。

供試体の作成：材厚2cmのべいつがにボルト孔（エポキシ樹脂充填あり：24mmφ、エポキシ樹脂充填なし：22mmφ）を開け、丸鋼（20mmφ）をさしこむことにより供試体を作成した（詳細は図22を参照）。なおエポキシ樹脂充填タイプに関しては、丸鋼をボルト孔中央にセットした上、エポキシ樹脂を注入し、その強度を故意に変化させるために養生温度を5℃一定と30℃一定としたもの各一体用意した。さらに充填されたエポキシ樹脂の強度を確認するため、内径16mmφのアクリルパイプにエポキシ樹脂を充填し、圧縮試験用供試体とし、前述の供試体と同一条件にて養生した。

試験方法：ボルトにVブロックをへて、せん断力を加え木材の荷重－相対変位（めりこみ量）関係と耐力を求めた（詳細は図23を参照）。なお材令は、5日とし供試体の実験とともに、エポキシ樹脂の圧縮試験も実施した。載荷速度は、いずれの場合も4kg/cm²/min.（但し前者では木材の応力度）とした。

試験結果：表2に各供試体の最大耐力と注入されたエポキシ樹脂の圧縮強度、ヤング係数を示す。これによると注入されたエポキシ樹脂の強度が低いと耐力が著しく低下し、エポキシ樹脂の圧縮強度が48kg/cm²の供試体の耐力は、エポキシ樹脂の充填されていないものより劣る。一方それが459kg/cm²の供試体の耐力は、充填されていないものと比較し1.84倍となる。また図19に各供試体の荷重－相対変位関係を示す。これによるとエポキシ樹脂を注入しない供試体と比較して低強度のエポキシ樹脂を注入した供試体の相対変位量は、注入しないものより大きく、剛性も低下している。一方 高強度のエポキシ樹脂が注入された供試体は、注入しないものと比較して著しく剛性が向上し、従来の実験室での試験結果とほぼ合致する。

上述の結果は、解析的に既存の研究^{5)、6)}から説明づけられるべきで今後の研究課題と考えている。従って、エポキシ樹脂注入時には、内径16mmφ程度のアクリルパイプにエポキシ樹脂を注入した供試体を作成し現場養生を行い、その試験結果にもとずき接合部の養生期間等を決定する必要がある。

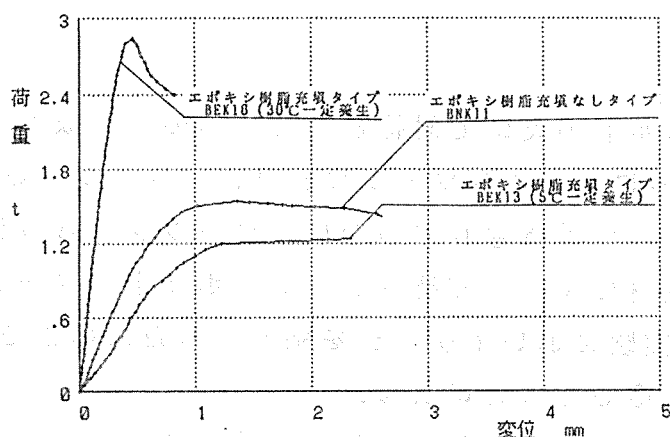


図19 エポキシ樹脂の強度の相違が荷重－相対変位関係に及ぼす影響

表2 エポキシの種度がおよぼす供試体の最大耐力への影響

バネ供試体 名称	平均 年輪幅 (mm/本)	気乾比重 (g/cm ³)	最大耐力 (kg)	エポキシ樹脂 (材令5日) TE126A			
				充填の 有無	養生条件	ヤング係数 ($\times 10^6$ kg/cm ²)	耐力 (kg/cm ²)
BNK11	0.851	0.563	1540	無	—	—	—
BEK13	0.771	0.549	1290	有	5・C一定 養生	2858	47.69
BEK16	0.888	0.558	2835		30・C一定 養生	18794	459.00

3. 数値解析による荷重—相対変位関係⁷⁾

3. 1 解析方法

木材のボルト接合の非線形な荷重—相対変位関係を、数値解析により推定しようとする試み⁸⁾はすでに行われている。この方法は、ボルトの木材へのめりこみ量がボルトの受ける反力と比例することを仮定するものである。側材の荷重—めりこみ量関係、ボルトの剛性を連続する区分的直線で近似し、両者の直線近似の範囲内で荷重増分に対する接合部の相対変位量、ボルトのひずみ値を求め、それらを累計することにより非線形領域での上述の値を求めている。木材のめりこみ量及びボルトの剛性低下は、位置により異なるので、木材、ボルトをいくつかの領域にわけて、その範囲内では、めりこみ量、剛性とも同じ区分的直線で表されるものとしている。分割された領域は、ボルトの変位、たわみ角、曲げモーメント及びせん断力の連続性により接続される。本解析法においては、不明確な座金の効果はとり入れられていない。

① 基本式及び仮定

解析にあたり、ボルト中央にて対称と考え片側のみを扱うことにする。分割領域を 図20に示すように大きく3ゾーンにわけた。ゾーン1は中央プレートの直下に相当し、側材によって支持されていない。ゾーン2、3は側材中にあるボルトに相当する。但し側材によって支持されているボルトをゾーン2、3と分けたのは、3.2 ①で述べる実験においてゲージを貼布するための溝をゾーン3にて設けたための断面欠損を考慮したことによる。

(1) 増分荷重に関し、各ゾーンにおいて下式が成立する。

ゾーン1：ボルトは、中央鋼板直下にて等分布荷重を受けるものとする。

$$\frac{d^4 y}{dx^4} = \frac{P}{t} \dots\dots\dots(1)$$

P：荷重 t：中央プレートの厚さ

ゾーン2, 3：ボルトは、側材直下にて一般化された弾性床土上の梁理論が適用されるものとする。

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + DKy = 0 \dots\dots\dots(2)$$

$$L = \sqrt[4]{\frac{4EI}{D \cdot K}}$$

K：段階的に直線で近似された木のバネ定数

EI：段階的に直線で近似されたボルトの曲げ剛性

D：ボルトの径

(2) 木のバネ定数Kは、分割された側材の厚さ方向において一様でいくつかの連続した線分からなるものとする。

(3) ボルトの曲げ剛性EIは、弾完全塑性体とみなし、下式⁹⁾をいくつかの連続した線分で近似したものとする。

$$\frac{M}{M_0} = \frac{1}{\pi} \left[2 \frac{\kappa}{\kappa_0} \sin^{-1} \frac{\kappa_0}{\kappa} + 2 \left\{ 1 - \left(\frac{\kappa_0}{\kappa} \right)^2 \right\}^{1/2} + \frac{4}{3} \left\{ 1 - \left(\frac{\kappa_0}{\kappa} \right)^2 \right\}^{3/2} \right] \dots\dots\dots(3)$$

M_e, κ_e ：塑性域を生じ始めるときの曲げモーメント、曲率

M, κ ：塑性域を生じたときの曲げモーメント、曲率

(4) ゾーン1、2、3をそれぞれ数個の区間に分割した場合 上述の(2)、(3)より増分荷重に対して各区間でKとEIは定数となり、(1)、(2)式が成立するものとする。

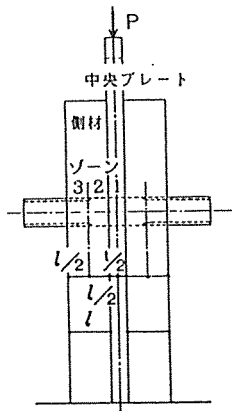


図20 解析モデル

② 数値解析

解析にあたり、図21に示す様にゾーン1を1区分、ゾーン2をX方向に向かって $l/20$, $l/10$, $3l/20$, $l/5$ の点で4分割、ゾーン3を2等分割し計7区間とし座標軸を設定した。① (1),(4)より各区間においてある増分荷重(ΔP)に対しKとEIは一定でゾーン1,2,3で変位増分(Δy)は下式によって表される。

(1) ゾーン1のi区間:

$$\Delta y_{1,i} = \frac{\Delta P}{24 \cdot t \cdot EI_1(1)} (X_{1,i}^4 + 4G_{1,i,1} X_{1,i}^3 + 12G_{1,i,2} X_{1,i}^2 + 24G_{1,i,3} X_{1,i} + G_{1,i,4}) \dots \dots \dots (4)$$

$\Delta y_{1,i}$: ゾーン1の区間iにおける増分変位
 $EI_1(1)$: ゾーン1の区間iにおける曲げ剛性
 $G_{1,i,1}, G_{1,i,2}, G_{1,i,3}, G_{1,i,4}$: 未知定数
 t : 中央プレートの厚さ

(2) ゾーン2、3 (=n)の区間i:

$$\Delta y_{n,i} = \frac{1}{2 \cdot D} \{ (G_{n,i,1} e^{\xi_{n,i}} + G_{n,i,2} e^{-\xi_{n,i}}) \cos \xi_{n,i} + (G_{n,i,3} e^{\xi_{n,i}} + G_{n,i,4} e^{-\xi_{n,i}}) \sin \xi_{n,i} \} \dots \dots \dots (5)$$

$\Delta y_{n,i}$: ゾーンnの区間iにおける増分変位
 $\xi_{n,i} = \frac{X_{n,i}}{L_{n,i}} \quad L_{n,i} = \sqrt[4]{\frac{4EI_n(i)}{D \cdot K_{n,i}}}$
 $EI_n(i)$: ゾーンnの区間iにおける曲げ剛性
 $K_{n,i}$: ゾーンnの区間iにおける木のバネ定数
 $G_{n,i,1}, G_{n,i,2}, G_{n,i,3}, G_{n,i,4}$: 未知定数

上述の増分荷重、増分変位を累加し荷重及び変位とした。(4),(5)式における未知定数は、変位及び(6)式の接続点の回転角、曲げ、せん断の連続性とモデルの対称性を境界条件として求めた。さらに、座金による拘束モーメントを無視してボルト中央より $(6+l)$ mmの点(l :側材厚)を自由端とする条件も用いた。実際の数値解析においては、最初の仮定値が妥当な範囲内にあることが確認されるまで試行錯誤により荷重及び変位の増分量をもとめた。

$$\theta = \frac{d y_{n,i}}{d X_{n,i}}, \quad M = -EI_n(i) \frac{d^2 y_{n,i}}{d X_{n,i}^2}, \quad Q_i = -EI_n(i) \frac{d^3 y_{n,i}}{d X_{n,i}^3} \dots \dots \dots (6)$$

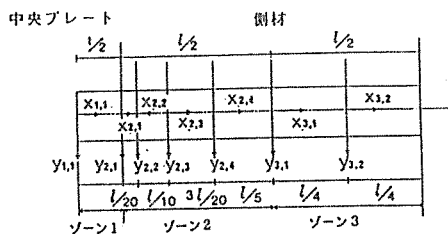


図21 座標軸の設定

3.1 ① (2)より実際の木材のバネは図22 のバネ定数測定用供試体を用い図23の試験方法から $(\delta_1 + \delta_2)/2$ を求めた。結果を耐力比-変位関係で表し、数個の連続した線分により近似した。その後平均耐力を求め 荷重-変位関係に変換し図24及び下式より 解析用バネ定数を求めた。

$$P_n - P_{n-1} = K(n) \{KYK(n) - KYK(n-1)\} \cdot D \cdot a$$

.....(7)

- P_{n-1} : 求めようとするバネの線分における始点の荷重
- P_n : 求めようとするバネの線分における終点の荷重
- $KYK(n-1)$: 求めようとするバネの線分における始点の変位
- $KYK(n)$: 求めようとするバネの線分における終点の変位
- D : ボルト径
- a : 供試体厚さ

ボルトの曲げ剛性は、3.1 ① (3)の (3)式において κ/κ_e を0.5 ずつ変化させ M/Me を求め各点を直線で結ぶことによって得られたモデルに基いた(図25)。

フローチャートを図26に示す。

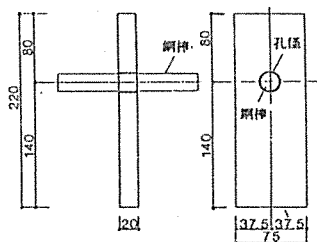


図 2 2 バネ定数測定用供試体

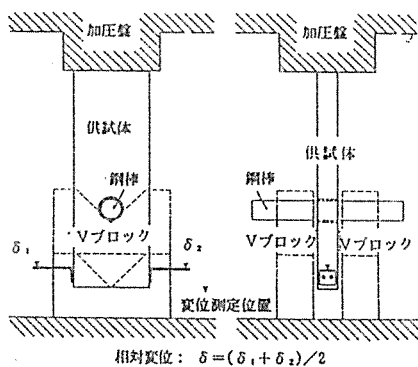


図 2 3 試験方法

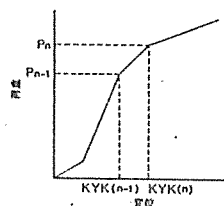


図 2 4 解析用バネ定数

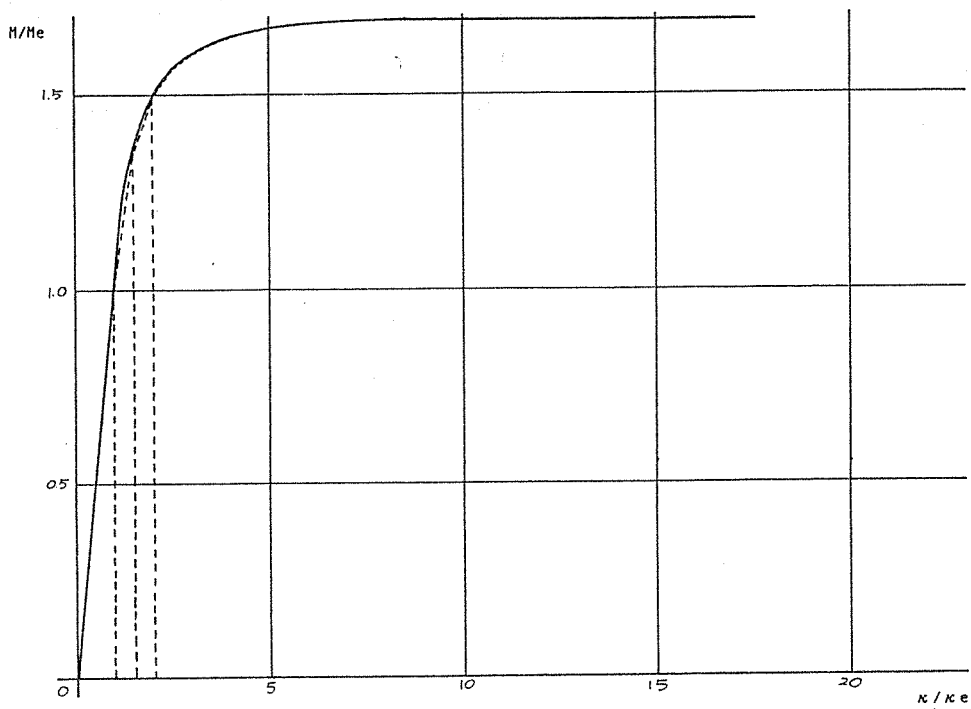


図 2 5 ボルトの曲げ剛性

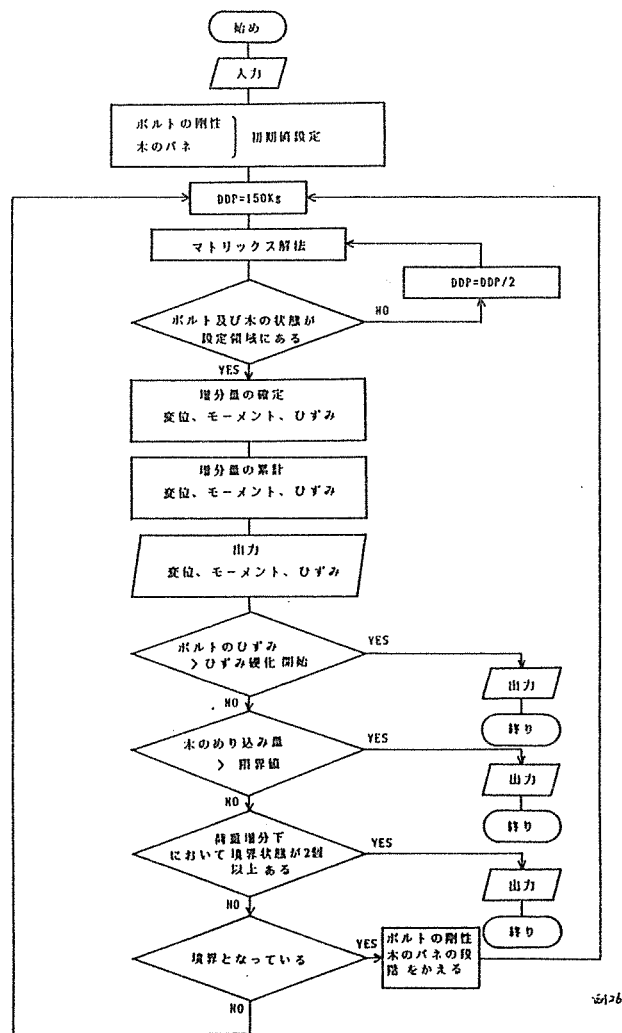


図 2 6 フローチャート

3. 2 数値解析と実験値との対応

3.1に述べた解析方法が、エポキシ樹脂が注入されていないボルト接合の荷重-相対変位関係(実験値)を推定しうることはすでに報告されているが、解析値と実験値としてのボルトのひずみを比較検討することはなされていない。この解析方法は、荷重-相対変位関係を設計規準にとり入れて許容耐力に対する推定を試みるという観点では評価されるべきであるが、通常のボルト接合ではガタが存在しており、これを含めた評価がない限り実際の設計には適用しがたい。ここで検討しているエポキシ樹脂注入ボルト接合は、ガタがないため現実のものと直接結びつき、3.1の解析方法により説明されれば非常に有効となる。

① エポキシ樹脂の充填厚さを0.5mm以下とした場合

既報の結果^{10)、11)}のうち、木材(べいまつ)の圧縮強度が400Kg/cm²をこえるシリーズII, III, IVの供試体のうちで、側材厚さ60mmのものに限定して報告する。

供試体の作成

各シリーズにおける供試体の特徴を表3の上段に示す。

以下 項目別にそれを示す。

(1) ボルト

ねじ切りなしのボルトとねじ切りボルトの2種類を用意し前者は、実験と理論との対応をより明確に検討する目的で座金なしの供試体に使用した。後者は、前者と比較して座金の効果を検討するために使用した。

(2) 締付力

トルク値300Kg・cm程度(軸力にして560Kg程度)の締付力とした。

(3) 減摩処理

中央プレートの表面を研磨し、シリコンを塗布した厚さ0.3mmのゴムを挟み込むことにより、締付力による中央プレートと側材の摩擦を減少させて中央プレートに加わった力が極力ボルトを経て伝達するようにした。

(4) ゲージ

あらかじめ加工されたボルトの溝(深さ0.4mm、幅5mm、上下2箇所)及びボルト中央下端にゲージを貼った。ゲージ接着位置を図27に示す。接着位置は両端にねじ切りのないボルトも同一である。溝中に貼ったゲージは、アラルダイトで保護した。材端に貼ったゲージは、座金の拘束モーメントを検討するためのものである。

以上項目別に供試体の特徴を述べてきたが、エポキシ樹脂充填タイプの供試体組立図を示したのが図28、図29である。図28、図29に示すようにエポキシ樹脂の充填は、ボルトの孔の中心上で中央プレート及び座金近傍に3mmφの孔を設けて、前者をエポキシ樹脂の注入孔、後者を空気孔としてグリースポンプにより行った。また中央プレートははめ込み式とし、中央プレートと座金のボルトの孔の周りに沿って溝を設けてリングをセットし、エポキシ樹脂の流出を防止した。なおエ

ポキシ樹脂充填なしタイプの供試体は、エポキシ樹脂充填に伴う加工を除けば形状は同一である。

表3 供試体の種類

関連する節	樹種	圧縮強度 (Kg/cm ²)	ボルト接合供試体 名称	ボルトの本数 (本)	エポキシの有無	側材厚 (mm)	座金の有無
①	べいまつ	406	II-60-A	1	無	60	無
			III-60-A-1, IV-60-A-2		有		
		453	III-60-B-1, IV-60-B-1		有		
②	すぎ	276	SN1151	1	無	30	無
			SE1151		有		
③	べいつが	456	TN108	6	無	30	有
			TN611 : 1		有		
			TN622 : 2				
			TE108		無		
			TE611 : 1	6	有	30	有
			TE622 : 2				

①印は、ボルト6本を1列に配列し、②印はボルト6本を2列に配列していることを示す。

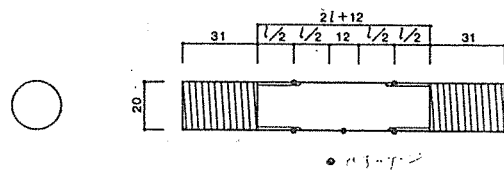


図27 ひずみゲージ位置

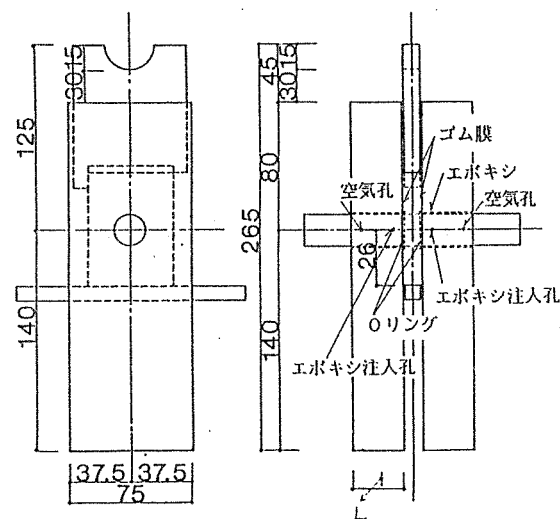


図28 座金のない1本打ち接合部供試体
(エポキシ樹脂充填タイプ)

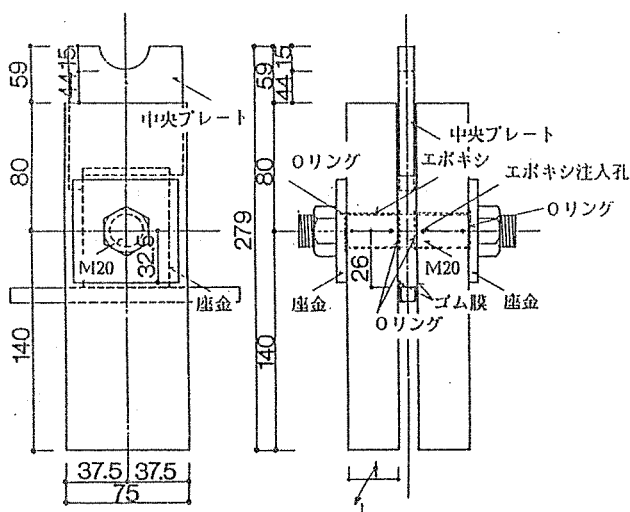


図29 座金を有する1本打ち接合部供試体
(エポキシ樹脂充填タイプ)

試験方法

図30に示すように中央プレートと加圧盤の間に30mmφの鋼棒を挟み加圧した。載荷速度は、2Kg/cm²/min.で各側材の上下2箇所にもアングルをセットし、木材の変位(δB, δC)を測定した。相対変位は、中央プレート下端より出した角材の変位(δE)から(δB)を差し引いて求めた。

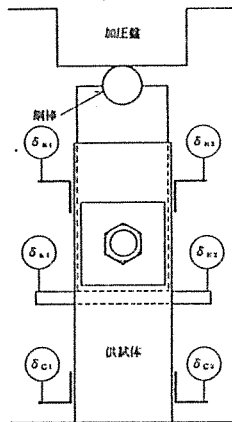


図30 試験方法

$$\delta = \frac{(\delta_{E1} + \delta_{E2})}{2} - \delta_B$$

解析のための入力条件

表4の上段及び表5に示す。

表4 解析のための入力条件

関連する節	側材厚 t (mm)	ボルト径 D (cmφ)	ヤング係数 E (×10 ⁶ Kg/cm ²)	降伏点強度 S _{0.2} (Kg/cm ²)	ゾーンにおける断面欠損による補正係数(1,2)*	ひずみ硬化開始時のひずみ EPSLIMITT (×10 ⁻⁶)	中央プレート厚 T (cm)	めり込み量の最大値 YAOLIMITT (cm)	段階的数値解析の行/列を3桁-1桁する誤差 SEE, SKE
①	60	2.0	2.072(Ⅱ) 2.104(Ⅲ,Ⅳ)	3151(Ⅱ) 3278(Ⅲ,Ⅳ)	0.959(1) 0.978(2)	20000	1.2	0.0860, 0.0760 0.0495, 0.0765	・ε-マトリクス: 0.00001×He (SEE=0.00001)
②	30	2.0	2.13	3898	1.0(1,2)	13040	1.2	0.1380, 0.1239 0.0295, 0.0244	・めり込み量: 0.00001 (cm)
③	30	1.6	2.10	6830	1.0(1,2)	9344	1.9	0.34989 0.27200	(SKE: 0.00001)

注) *: ()内のⅡ、Ⅲ、Ⅳは 材のシリーズを示す。

**:()内の1は 断面2次モーメント, 2は断面係数を示す。

表5 べいまつの解析用パラメータ

エポキシ樹脂	充填形状タイプ				充填タイプ			
	CASE1		CASE2		CASE1		CASE2	
	K(1)	KYK(1)	K(1)	KYK(1)	K(1)	KYK(1)	K(1)	KYK(1)
1	6254	0.0340	1900	0.0050	10540	0.0310	8981	0.0320
2	3509	0.0455	3733	0.0135	7576	0.0425	6695	0.0435
3	2603	0.0535	5181	0.0495	3880	0.0495	5108	0.0500
4	918	0.0880	3274	0.0585	-	-	1670	0.0765
5	-	-	2056	0.0680	-	-	-	-
6	-	-	1241	0.0780	-	-	-	-

K(1): Kg/cm³, KYK(1): cm

試験結果と解析値との比較検討

図31, 図32の(a)に荷重-相対変位関係、(b)に荷重-中央ひずみ関係、(c)に荷重- $l/2$ ひずみ関係を示す。図中の実線が座金のないタイプ、破線が座金のあるタイプの実験値を示し、□, ■, ▲がそれぞれ数値解析値を示す。荷重-相対変位関係に関して実験値と解析値は、ほぼ合致していると思われる。またひずみ値に関しては荷重-中央ひずみ関係にて荷重の増大に伴う実験値と解析値の推移が合致しており図32(c)の、荷重- $l/2$ ひずみ関係では実験値のバラツキが大きいものの数値解析値は実験値の誤差内にある。側材厚30, 45mmの結果をふまえると解析値は、 $l/2$ ひずみが側材厚さの増大にともない高荷重にて減少する傾向を明確に指摘している。また座金の有無による差は少なく、材端におけるボルトの拘束モーメントの結果とも合致する。

従ってボルト接合供試体の荷重-相対変位関係、荷重-中央ひずみ関係は、エポキシ樹脂の有無、座金の有無に関係せず3.1で述べた数値解析で予測しうる。

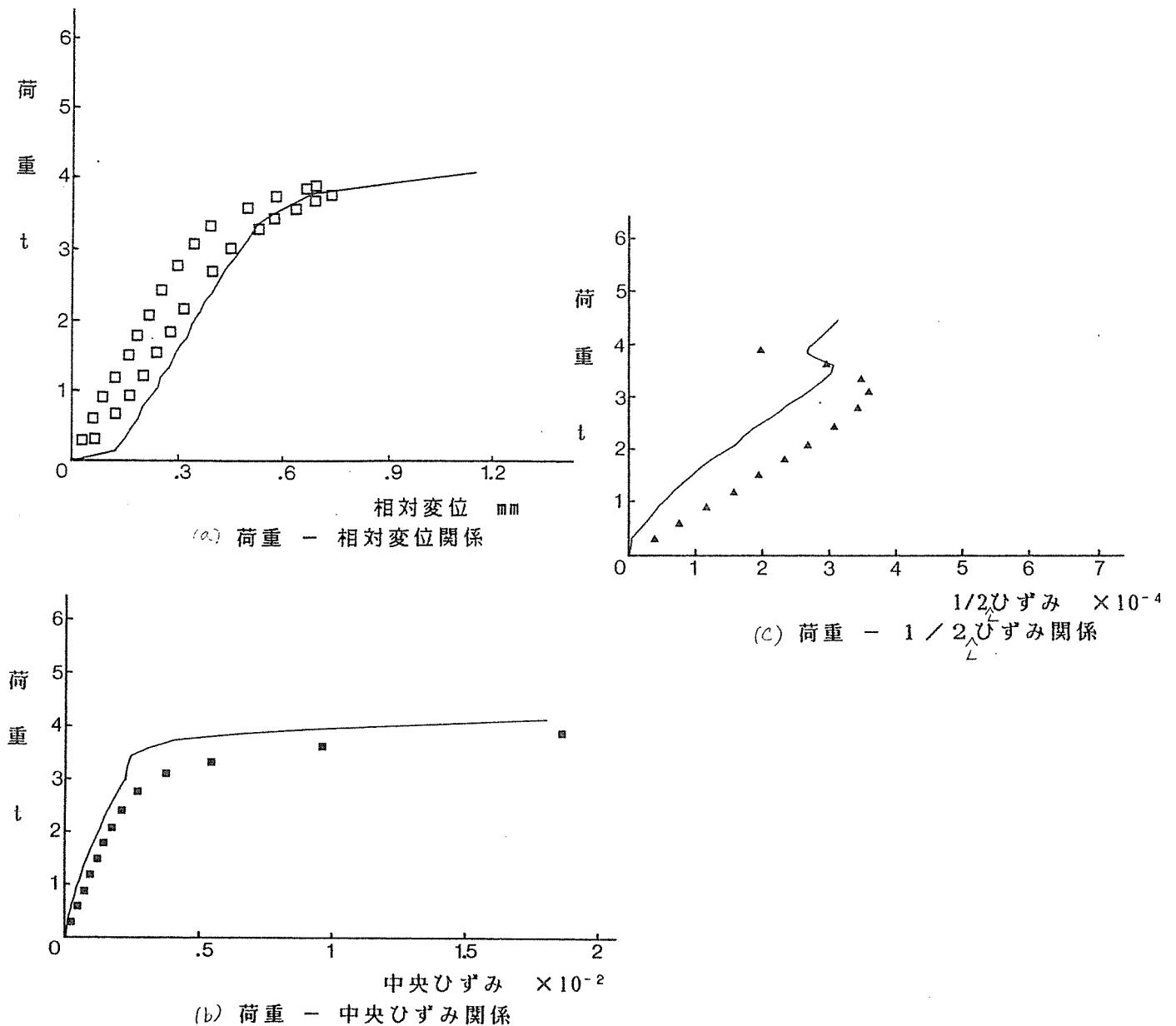
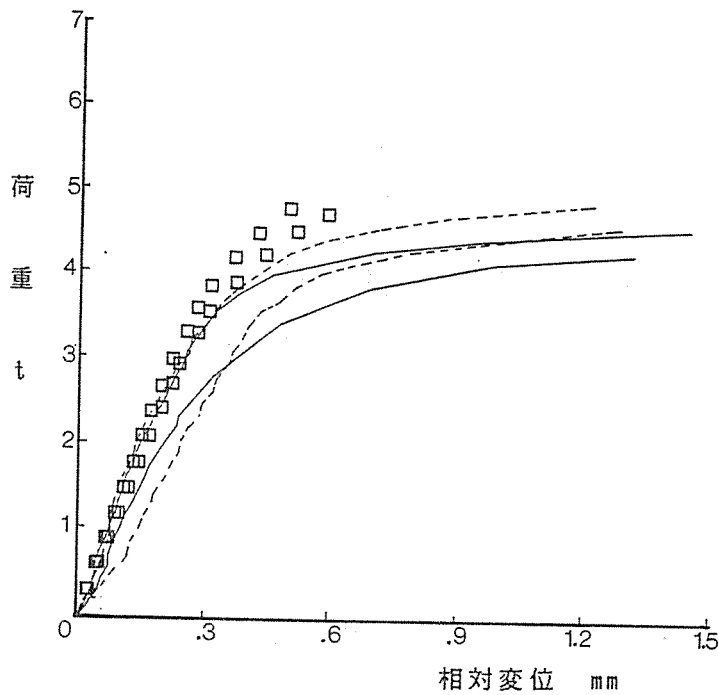
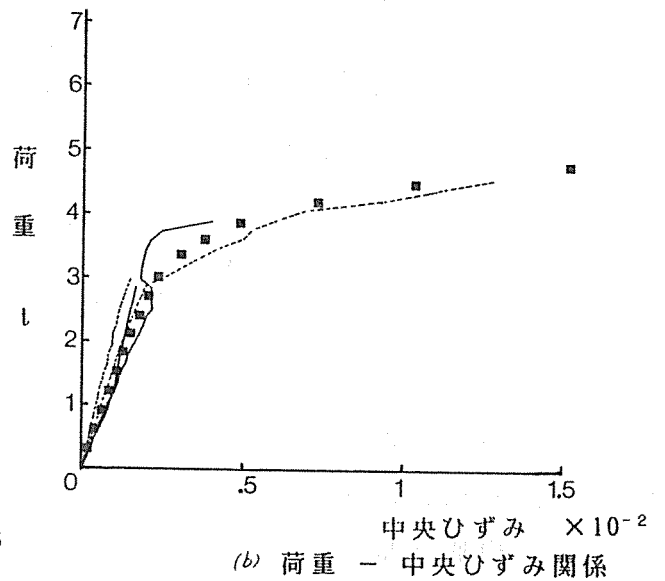


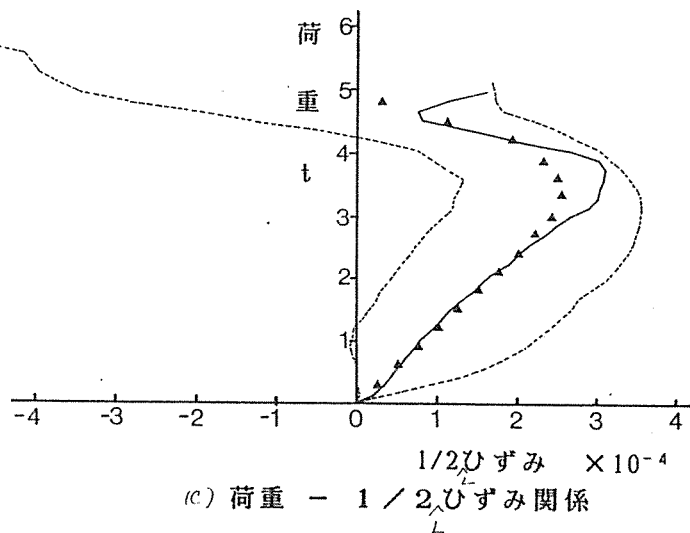
図31 解析結果 (エポキシ樹脂充填なしタイプ)



(a) 荷重 - 相対変位関係



(b) 荷重 - 中央ひずみ関係



(c) 荷重 - $1/2$ ひずみ関係

図3 2 解析結果 (エポキシ樹脂充填タイプ)

② エポキシ樹脂の充填厚さを最低2mmとした場合

接合部供試体と試験方法

ボルト孔は、エポキシ樹脂充填なしタイプに関しては ボルト径+2mmとし、充填タイプに関しては、ボルト径+4mmとした。いずれの場合もボルトが孔の中央にくるようにし充填タイプに関してはエポキシ樹脂の厚さを2mmとした。供試体は、側材厚さが30mmで図28に示されているものと同じであり 特徴を表3の中段に示す。また試験方法は、図30に倣い、相対変位は $(\delta E - \delta B)$ とした。

解析のための入力条件

表4の中段及び表6に示す。

表

すき解析用バネ定数

エポキシ樹脂	充填なしタイプ				充填タイプ			
	CASE1		CASE2		CASE1		CASE2	
特性値 I	K(1)	KVK(1)	K(1)	KVK(1)	K(1)	KVK(1)	K(1)	KVK(1)
1	1878	0.0169	2859	0.0106	15209	0.0251	18649	0.0205
2	3483	0.0533	3587	0.0442	10227	0.0295	11568	0.0244
3	2429	0.0755	3089	0.0608	-	-	-	-
4	1737	0.1084	1735	0.0923	-	-	-	-
5	1071	0.1380	955	0.1239	-	-	-	-

K(1): Kg/cm² , KVK(1): cm

実験値と解析値の対応

図33にエポキシ樹脂充填なしタイプの荷重-相対変位関係を示し、図34にエポキシ樹脂充填タイプのそれを示す。実験値は実線で示し、□が解析値を示す。これによると解析値は、ほぼ実験値と合致している。従って充填厚さを2mmとした供試体に関する3.1で述べた解析法は妥当と考えられる。

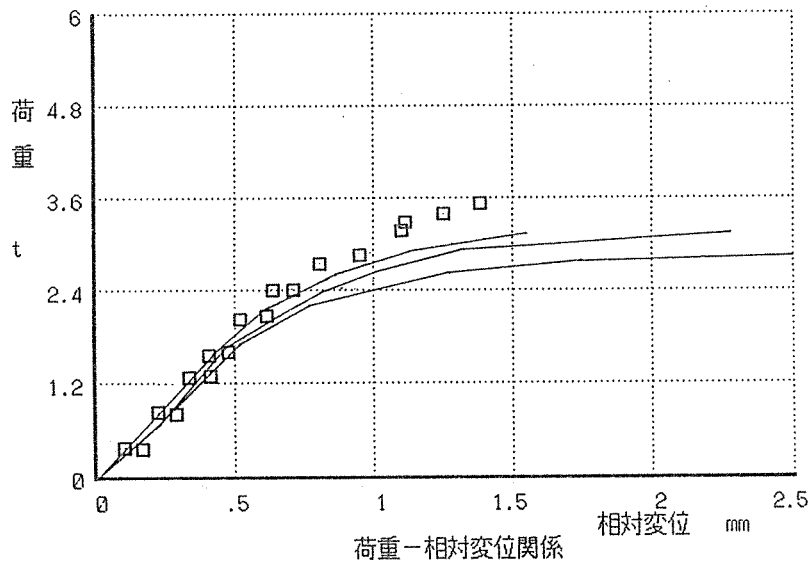


図33 (エポキシ樹脂充填なしタイプ)

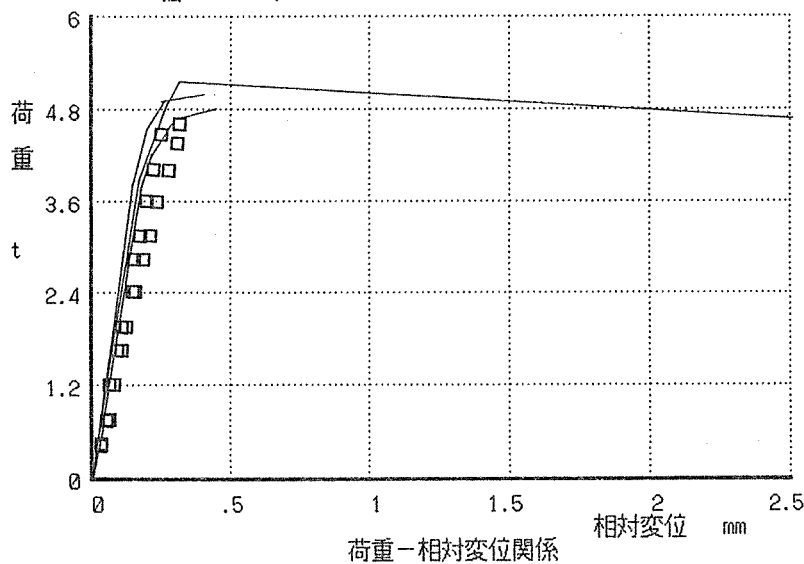


図34 解析結果 (エポキシ樹脂充填タイプ)

③ 6本打ちボルト接合部と解析値との対応¹²⁾

3.1と関連して2mmのエポキシ樹脂充填厚さを有するバネ定数決定用供試体、1本打ちボルト接合部供試体、6本打ちボルト接合部供試体を作成した。荷重-相対変位関係に関して解析値と1本打ち接合部供試体のそれを比較するとともに解析値が6本打ち接合部供試体に適用しうるかどうかを検討している。同様なことをエポキシ樹脂充填なしタイプについても試みた。

供試体及び試験方法

エポキシ樹脂充填タイプの接合部供試体の作成は2.の施工法によった。バネ定数決定用供試体及び側材厚さ30mmの1本打ち接合部供試体の形状及び試験方法は図22、図23、図28、図29に準じている。6本打ち接合部供試体は、側材厚さを30mmとしてボルトの配列が1列のものと2列のものを用意した。前者の供試体寸法及び試験方法を図35に、後者のそれを図36に示す。供試体の特徴を表3の下段に示す。

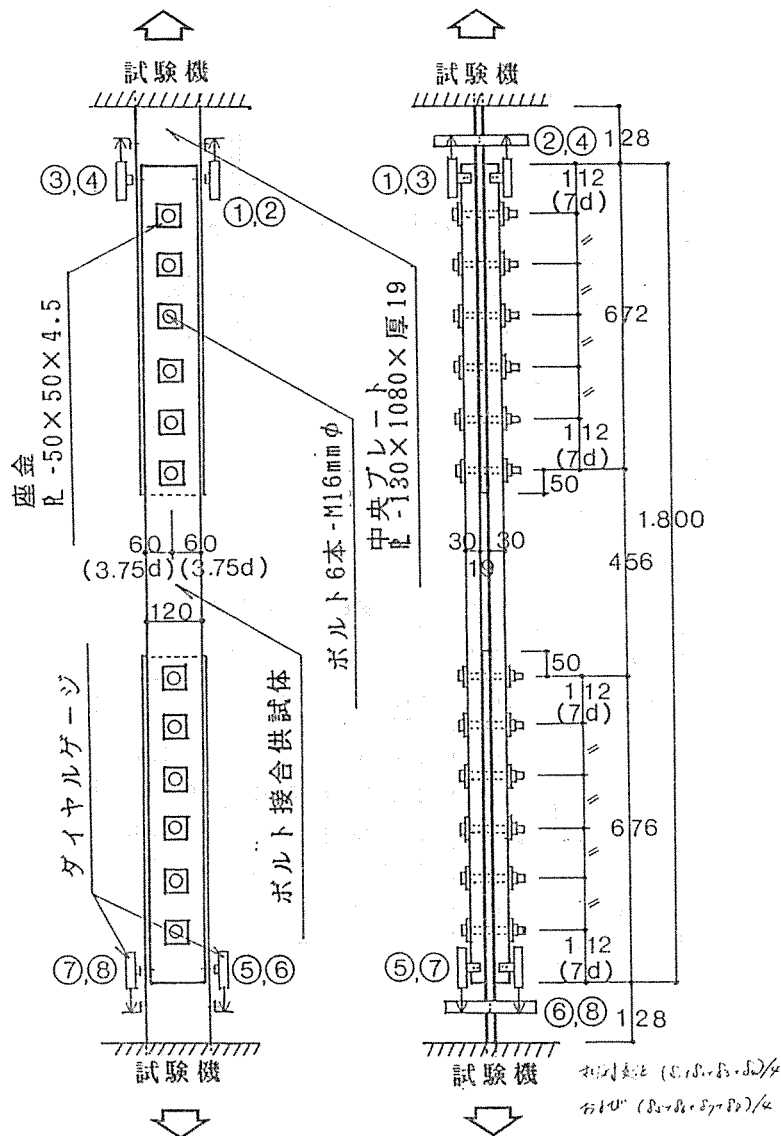


図35 6本打ち接合部供試体（1列配置）と試験方法

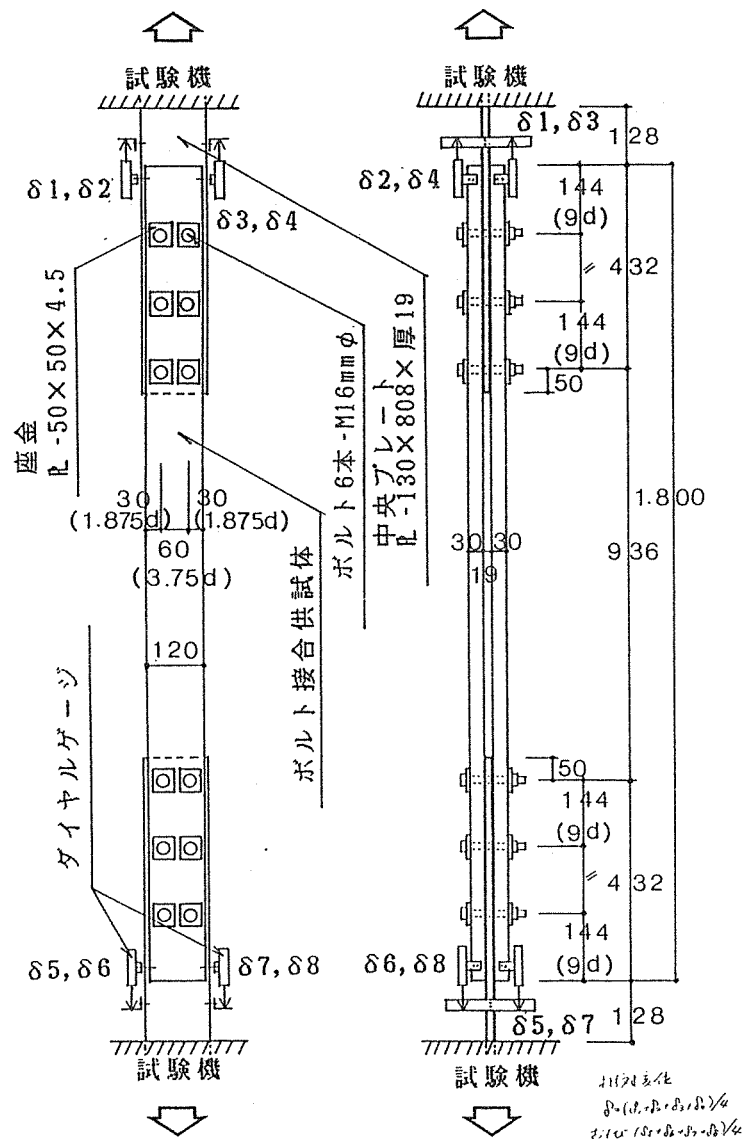


図36 6本打ち接合部供試体（2列配置）と試験方法

解析のための入力条件

表4の下段及び表7に示す。

表7 べいつがの解析用バネ定数

エボキシ樹脂 特性値 I	充填なしタイプ		充填タイプ	
	K(I)	KYK(I)	K(I)	KYK(I)
1	1546	0.0220	7368	0.0082
2	3065	0.0668	6843	0.0436
3	2553	0.0889	707	0.1603
4	870	0.1607	402	0.2728
5	189	0.34089	-	-

K(I): Kg/cm²、KYK(I): cm

試験結果と解析値との比較検討

図37～図39にエポキシ樹脂充填なしタイプ接合部供試体の荷重－相対変位関係を、図40～図42にエポキシ樹脂充填タイプ接合部供試体のそれを示す。図38、39、41、42にて実験値(実線)が2本存在するのは上下のボルト接合部において得られたデータを掲載したためである。

エポキシ樹脂充填なしタイプ

図37の1本打ち接合部供試体の荷重－相対変位関係に関しては、初期ガタを除くと解析値と実験値の勾配は一致している。その解析結果を6本打ち供試体に適用したのが図38、図39の□のプロットである。これによると実験値の勾配は、解析値と比較して7.0～10.0 t程度の値からずれだし初期ガタの問題を別にしても荷重－相対変位関係を多数本打ちに関して適用することが難しいことを示している。ただし図38にて初期ガタのないのは、試験時において初期荷重をかけた後のデータによったためである。

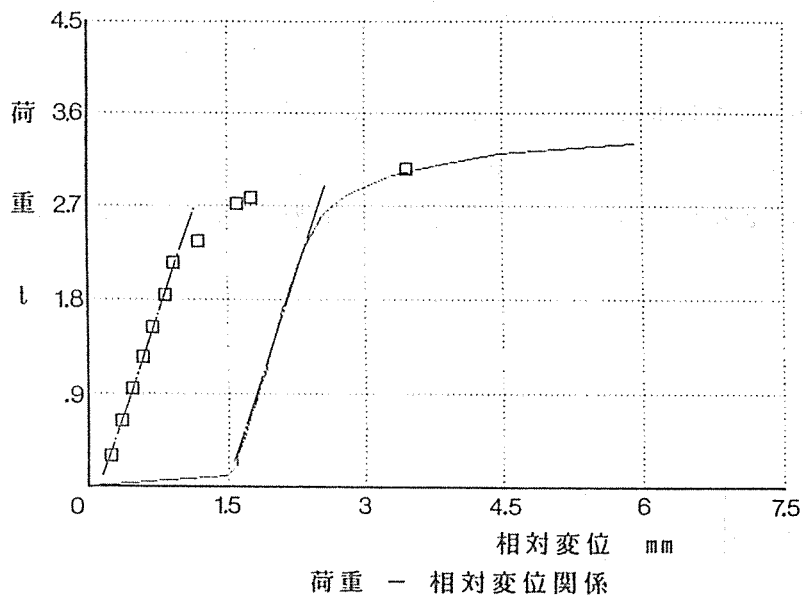


図37 1本打ち接合部供試体(エポキシ樹脂充填なしタイプ)の解析結果

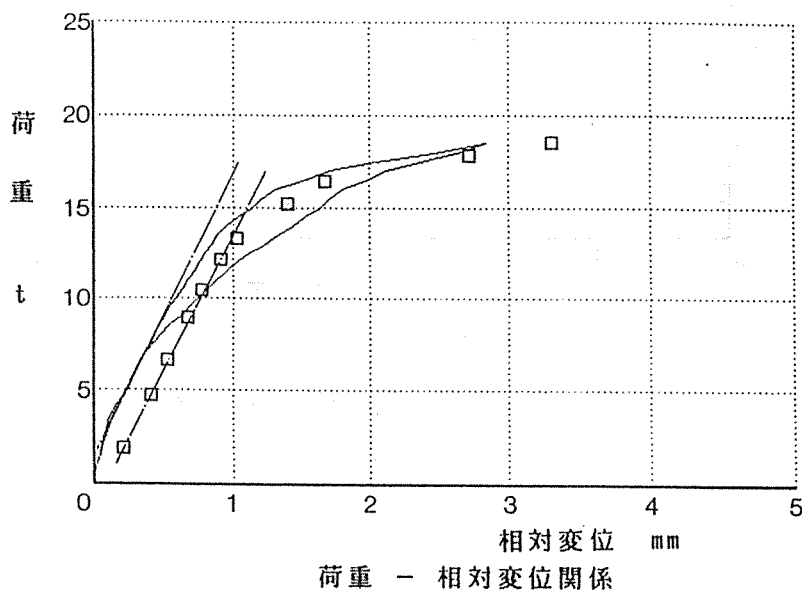


図38 1列配置の6本打ち接合部供試体(エポキシ樹脂充填なしタイプ)の解析結果

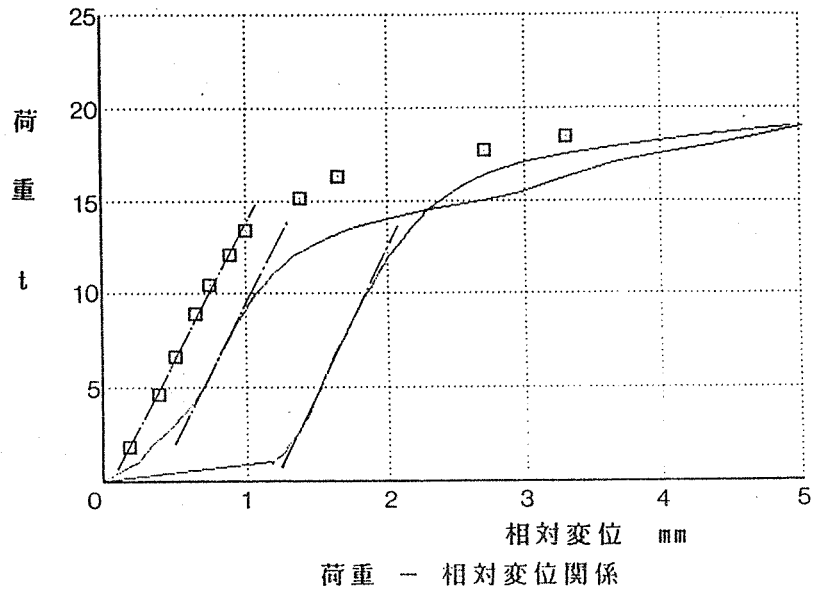


図39 2列配置の6本打ち接合部供試体（エポキシ樹脂充填なしタイプ）の解析結果

エポキシ樹脂充填タイプ

図40の1本打ち供試体の荷重－相対変位関係に関しては、解析値と実験値はほぼ一致している。これを6本打ちに適用したのが図41、図42の□のプロットであるが荷重－相対変位関係の実験値とほぼ一致している。

但し エポキシ樹脂の養生期間を短くしたために表8に示すようにエポキシ樹脂の圧縮強度が十分に得られない時点での試験結果であり、耐力については問題を残す。

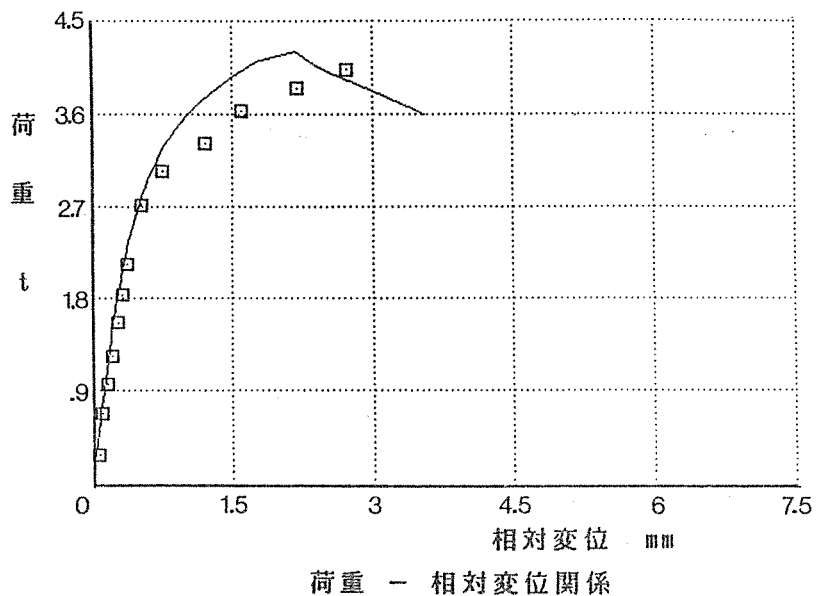
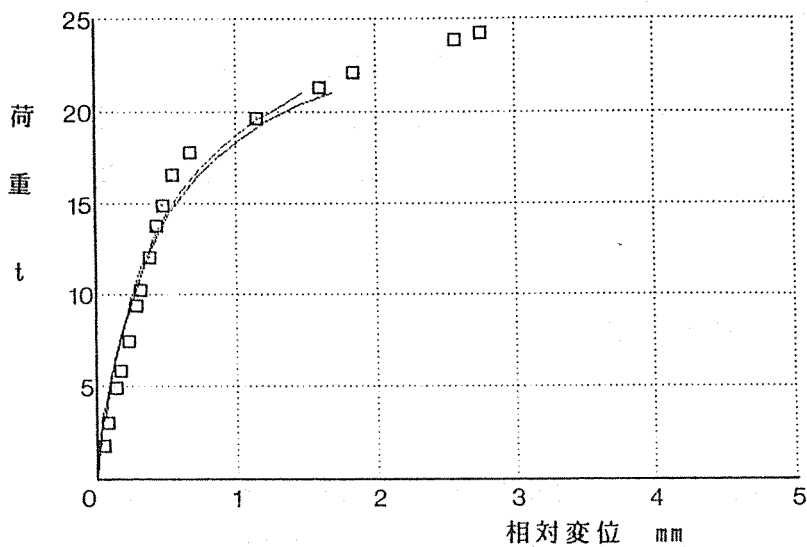
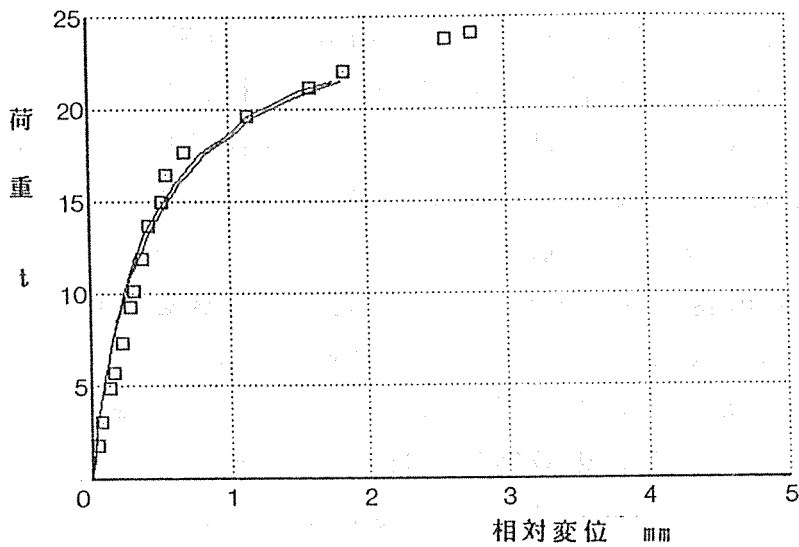


図40 1本打ち接合部供試体（エポキシ樹脂充填タイプ）の解析結果



荷重 - 相対変位関係

図4 1 1列配置の6本打ち接合部供試体(エポキシ樹脂充填タイプ)の解析結果



荷重 - 相対変位関係

図4 2 2列配置の6本打ち接合部供試体(エポキシ樹脂充填タイプ)の解析結果

表 8 エポキシのヤング係数および圧縮強度(TE117)

材令	比重 (g/cm^3)	圧縮強度 (kg/cm^2)	ヤング係数 ($\times 10^4 kg/cm^2$)
13	1.13	210	1.22
57	1.12	391	1.61

4. 確実に施工されたエポキシ樹脂充填ボルト接合に

おけるその充填効果^{13)、14)}

3.において図22、図23に示したバネ定数決定用供試体の試験結果と数値解析からボルト接合供試体の荷重-相対変位関係が求められることを示した。ここでは、2.に述べた施工法と対応して1mm以上の充填厚さをもつバネ定数決定用供試体を作

成し、木材のバネ定数を求めるとともに ボルト径、ボルトの降伏強度、木材の種類、側材厚さを変化させて数値解析により実際のボルト接合供試体の荷重－相対変位関係を求めることとした。ただし 充填されるエポキシ樹脂の圧縮強度、ヤング係数として載荷速度 $4\text{Kg}/\text{cm}^2/\text{min.}$ にて $450\text{Kg}/\text{cm}^2$ 以上かつ $2.0 \times 10^4 \text{Kg}/\text{cm}^2$ 以上を仮定している。

4. 1 木材のバネ定数決定のための試験

①供試体

木材の条件

供試体の種類を表9に示す。使用材料は、樹種を考慮して圧縮強度の弱い材としてすぎ（J3）、中間の材としてべいつが（J2）、強い材としてべいまつ（J1）の3種類とした。供試体の寸法は、新木構造計算規準・同解説（1998制定）により求めた。供試体を作成するにあたり同じ材からすべての条件を満足することは難しいため要求される条件に応じてすぎは、材番号として材10、材12の2材より、又べいつが及びべいまつはそれぞれ1材より作成した。ボルトは、磨き丸鋼を使用し、ボルト径 d を $10\text{mm}\phi$ 、 $20\text{mm}\phi$ 、 $24\text{mm}\phi$ の4種類とした。

バネ供試体の最初の英字は、樹種を示し すぎをS、べいつがをT、べいまつをMとした。2番目の英字は、エポキシ樹脂充填の有無を表しており エポキシ樹脂充填なしタイプをNとし、エポキシ樹脂充填タイプをEとした。次の最初の数字は、ボルトの径を示しボルトの径 $10\text{mm}\phi$ を0とし、径 $16\text{mm}\phi$ を6、径 $20\text{mm}\phi$ を2、径 $24\text{mm}\phi$ を4とした。2,3番目の数字は、材を示し すぎの場合 材10を10、材12を12とした。べいつが、べいまつは、1種類なので10とした。4番目の数字は、条件の同じ供試体の区別を示している。供試体形状を図43に示す。

エポキシ樹脂充填供試体のボルト孔径は、エポキシ樹脂充填なしタイプにおいては（ボルト径 $d + 2$ ） $\text{mm}\phi$ とし、エポキシ樹脂充填タイプにおいては（ボルト径 $+ 4$ ） $\text{mm}\phi$ とした。エポキシ樹脂の肉厚は、施工性を考慮して最小肉厚を 1mm としてボルトを偏心させてセットした。ただしボルト径 $20\text{mm}\phi$ は一様な肉厚 $2\text{mm}\phi$ も作成した。

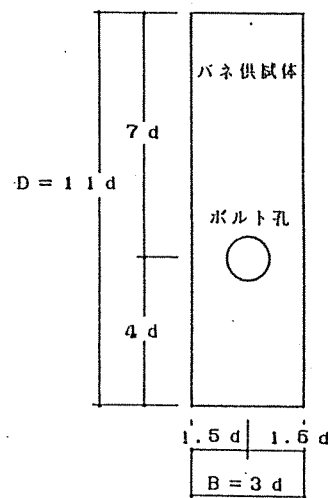


図43 供試体形状

ボルト孔 { エポキシ充填なしタイプ： $(\alpha + 2) \text{mm}\phi$
 { エポキシ充填タイプ： $(\alpha + 4) \text{mm}\phi$

表9 供試体の種類

B×Dは、図43 参照。
L：供試体厚さ

ボルト径 d(mmφ)	エボキシ の有無	ボルト偏心 の有無	ボルト開口 寸法(mmφ)	供試体寸法 B×D×L (mm)	バネ供試体名称			
					すき		べいつが	べいまつ
					材10	材12		
10	無	—	12	30×110×20	SN0101 SN0102 SN0103	—	TN0101 TN0102 TN0103	MN0101 MN0102 MN0103
	有	有	14	(3d×11d×L)	SE0101 SE0102 SE0103	SE0121 SE0122 SE0123	TE0101 TE0102 TE0103	ME0101 ME0102 ME0103
16	無	—	18	48×176×20	SN6101 SN6102 SN6103	—	TN6101 TN6102 TN6103	MN6101 MN6102 MN6103
	有	有	20	(3d×11d×L)	SE6101 SE6102 SE6103	—	TE6101 TE6102 TE6103	ME6101 ME6102 ME6103
20	無	—	22	60×220×20	SN2101 SN2102 SN2103	—	TN2101 TN2102 TN2103	MN2101 MN2102 MN2103
	有	無	24	(3d×11d×L)	—	SE2124 SE2125 SE2126	—	—
		有			SE2101 SE2102 SE2103	SE2121 SE2122 SE2123	TE2101 TE2102 TE2103	ME2101 ME2102 ME2103
24	無	—	26	72×264×20	SN4101 SN4102 SN4103	—	TN4101 TN4102 TN4103	MN4101 MN4102 MN4103
	有	有	28	(3d×11d×L)	SE4101 SE4102 SE4103	—	TE4101 TE4102 TE4103	ME4101 ME4102 ME4103

② 試験方法

載荷は、図23に倣ったが 供試体の耐力が最も弱い年輪に接する方向とボルトの軸方向を合致させた。その速度は、4Kg/cm²/min. (木材の応力度) とした。

③ 試験結果

最大耐力PKgに関するP/(d・L) (d：ボルト径mmφ、L：供試体厚さmm) とボルト径dmmφの関係を図44～46に示す。エボキシ樹脂の充填効果として、エボキシ樹脂充填タイプのボルト径10mmφ～24mmφのP/(d・L)の平均値をエボキシ樹脂充填なしタイプの同様な値で除した耐力比をみると、すぎの場合467/258=1.81倍、べいつがの場合517/343=1.51倍、べいまつの場合638/388=1.64倍であり全体として1.66倍の耐力の上昇である。変位に関しては次節のバネ定数のモデル化で述べる。

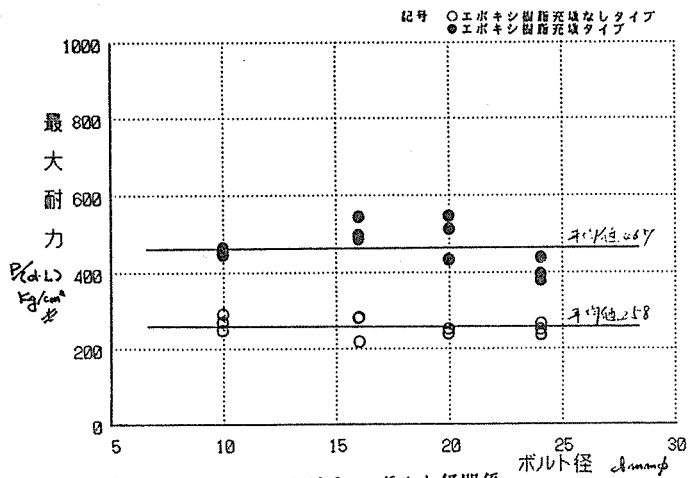


図 4.4 すぎ (J3) の P/d・L — ボルト径関係

P: 最大荷重、L: 板厚、d: ボルト径 (図 4.5、4.6 にも共通)

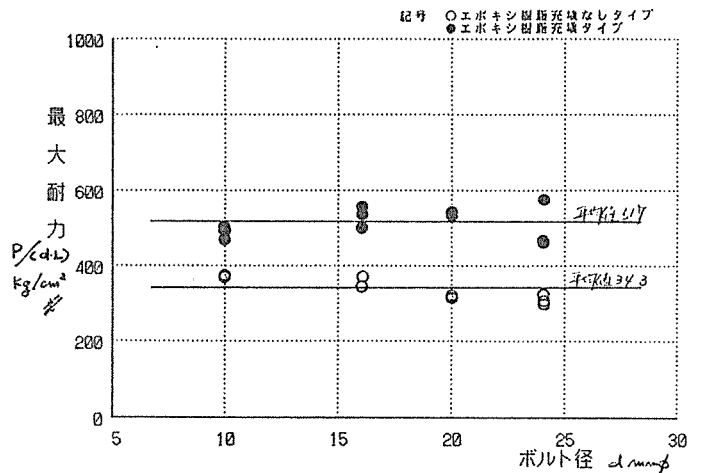


図 4.5 べいつが (J2) の P/d・L — ボルト径関係

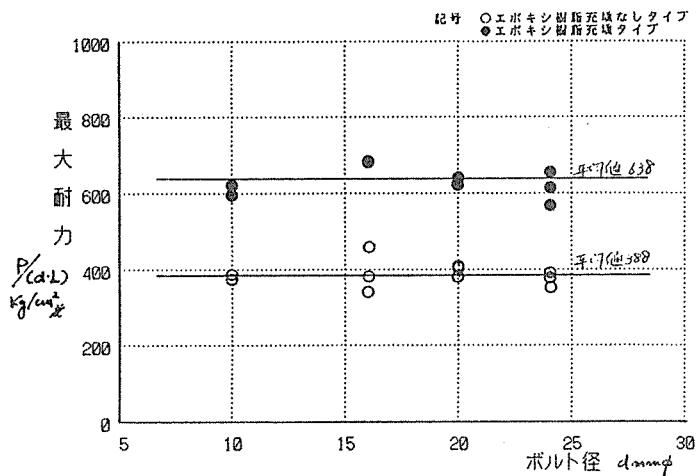


図 4.6 べいまつ (J1) の P/d・L — ボルト径関係

4.2 木材のバネ定数のモデル化

①バネ定数の折れ曲がり点の仮定

エポキシ樹脂充填なしタイプの場合は、図 47(a)に示すようにバネの折れ曲がり点を耐力の 0.1、0.5、0.667、0.85、0.95 の 5 段階として各変位を $\delta 1$ 、 $\delta 2$ 、 $\delta 3$ 、 $\delta 4$ 、 $\delta 5$ とした。

エポキシ樹脂充填タイプの場合も同様にしてバネの折れ曲がり点を耐力の 0.1、(0.667)、0.85、0.95 の 4 段階として各変位を $\delta 1$ 、 $\delta 2$ 、 $\delta 3$ 、 $\delta 4$ とした。

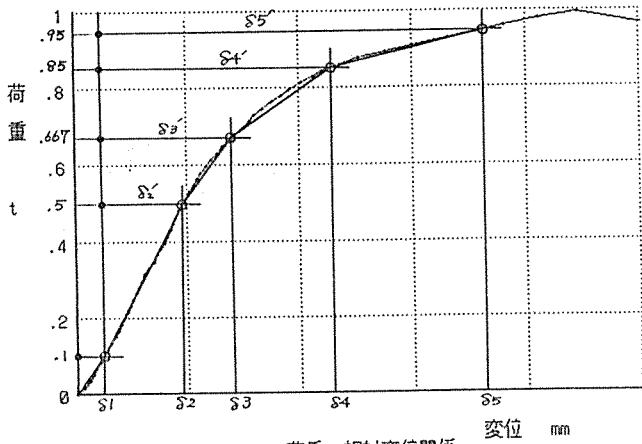
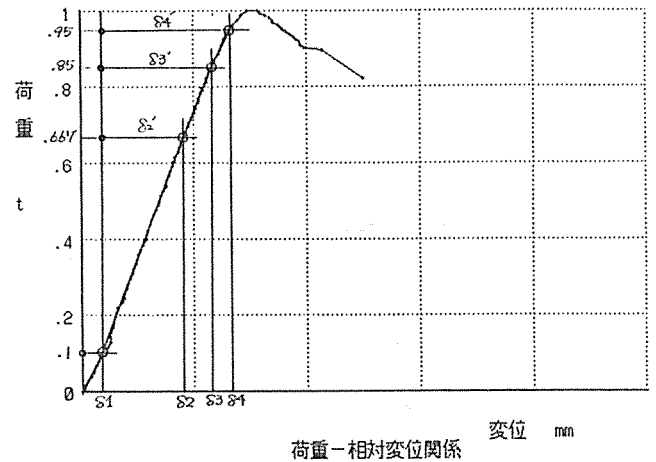


図 4.7 バネの折れ曲がり仮定
(a) エポキシ樹脂充填なしタイプ



(b) エポキシ樹脂充填タイプ

② 圧縮強度、耐力、折れ曲がり点の変化と気乾比重の関係

(1) 圧縮強度 - 気乾比重関係

使用材料である すぎ、べいつが、べいまつの圧縮強度と気乾比重の関係を図 48 に示す。

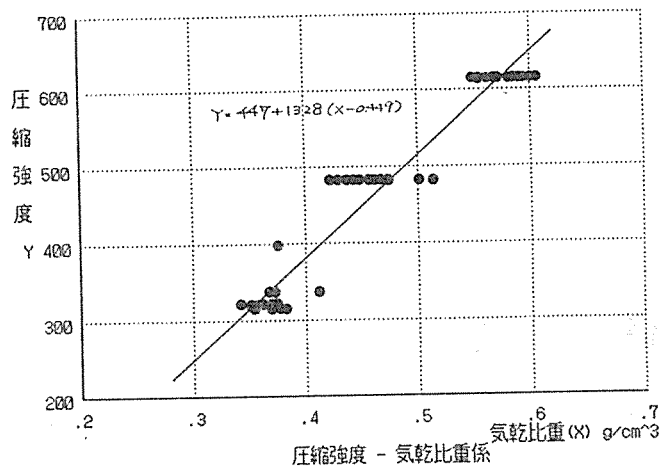
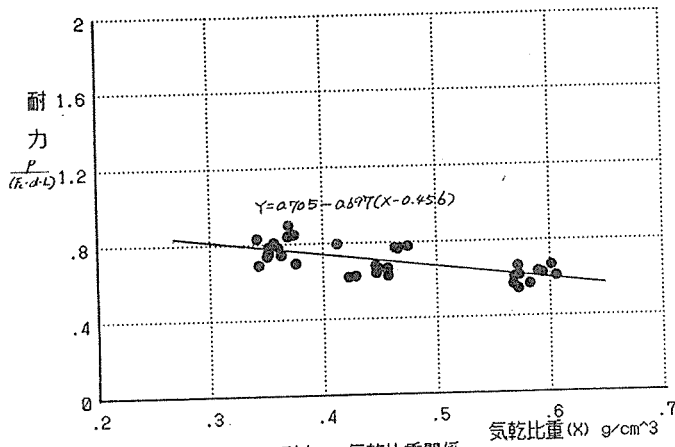


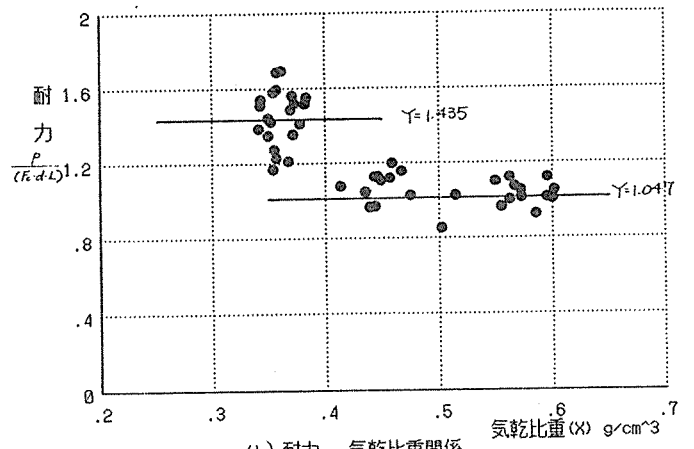
図 4.8 圧縮強度 - 気乾比重関係

(2) 耐力 - 気乾比重関係

エポキシ樹脂充填なしタイプの耐力 - 気乾比重関係を表した図 49 の (a) は、縦軸が最大耐力 (P) を板厚 (L) とボルト径 (d) 及び圧縮強度 (Fc) の積で割った値であり、横軸は気乾比重を表している。耐力は、気乾比重に影響されて 1 次式で表される。エポキシ樹脂充填タイプの耐力 - 気乾比重関係として同様なことを試みたのが図 49 の (b) である。前述の $P / (Fc \cdot d \cdot L)$ は、すぎとべいつが、べいまつで大きく異なり前者では 1.435、後者では べいつが、べいまつの差はなく 1.047 となる。



(a) 耐力 - 気乾比重関係
エポキシ樹脂充填なしタイプ



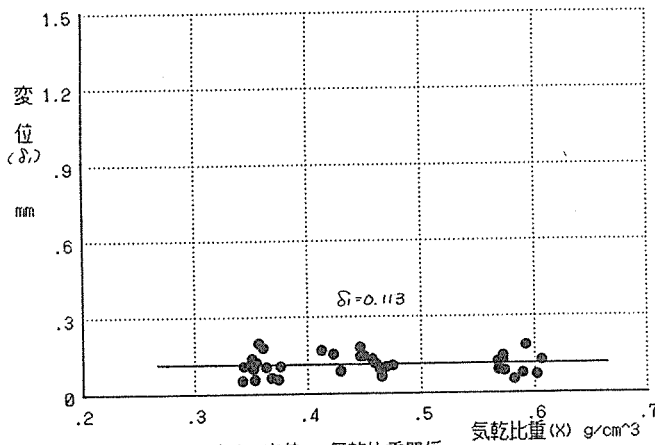
(b) 耐力 - 気乾比重関係
エポキシ樹脂充填タイプ

図 4 9 耐力 - 気乾比重関係

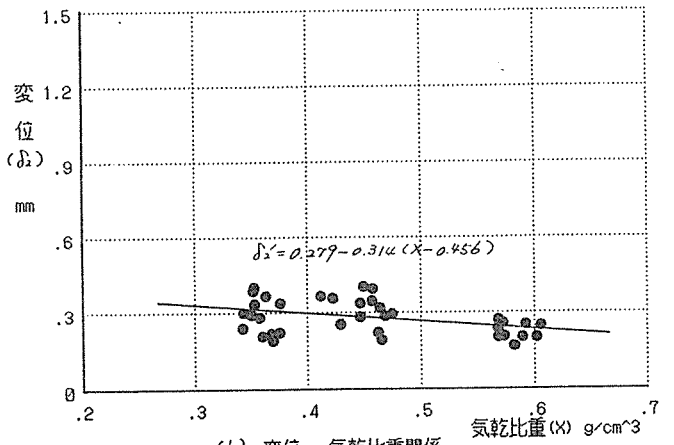
(P : 最大荷重、F_c : 木材の圧縮強度、L : 板厚、d : ボルト径)

③ 折れ曲がり点の変位 - 気乾比重関係

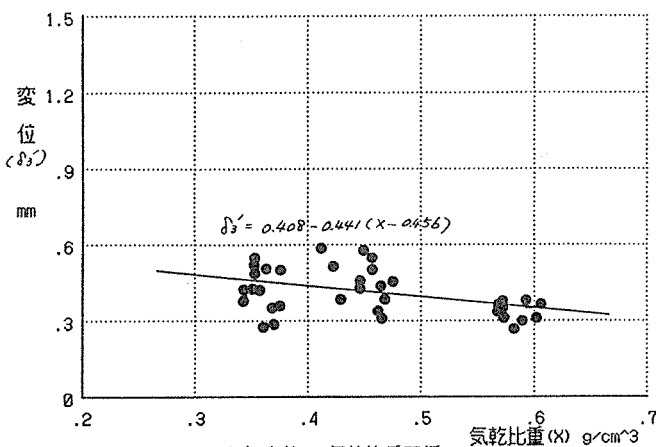
エポキシ樹脂充填なしタイプの変位 - 気乾比重関係を図 50 の (a) ~ (e) にエポキシ樹脂充填タイプのそれを図 51 の (a) ~ (c) に示す。



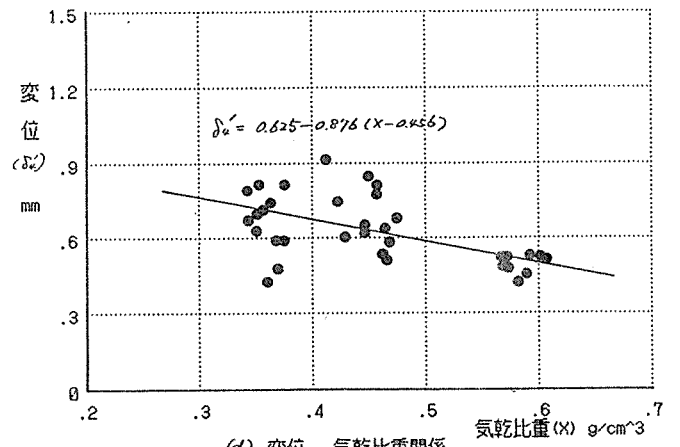
(a) 変位₁ - 気乾比重関係
(δ_1)



(b) 変位₁ - 気乾比重関係
(δ_1')



(c) 変位₂ - 気乾比重関係
(δ_2')



(d) 変位₂ - 気乾比重関係
(δ_2'')

図 5 0 変位 - 気乾比重関係 (エポキシ樹脂充填なしタイプ)

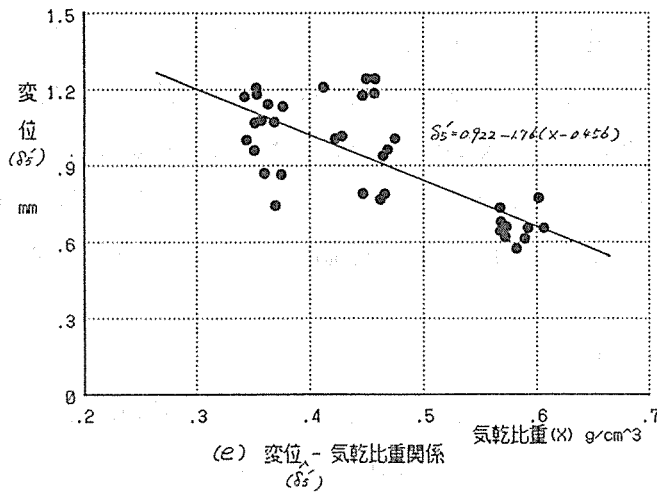


図 5 0 変位—気乾比重関係 (エポキシ樹脂充填なしタイプ)

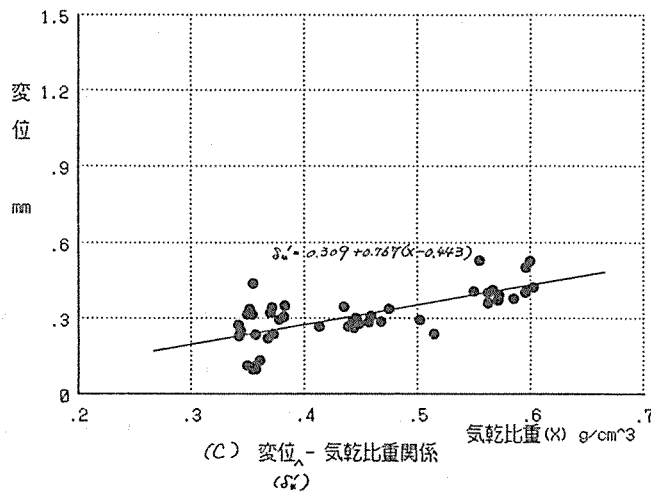
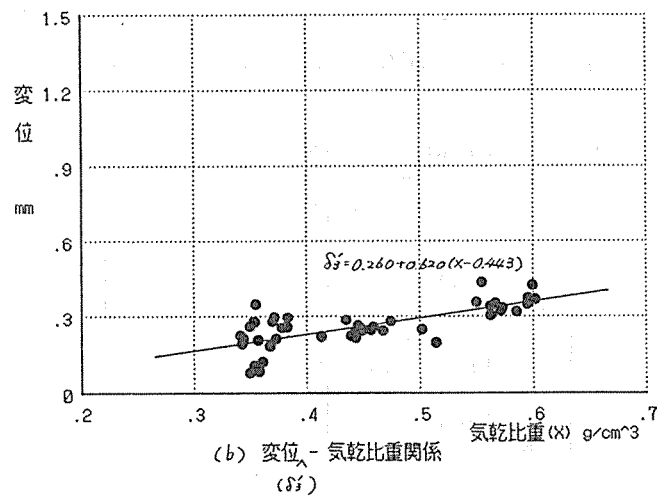
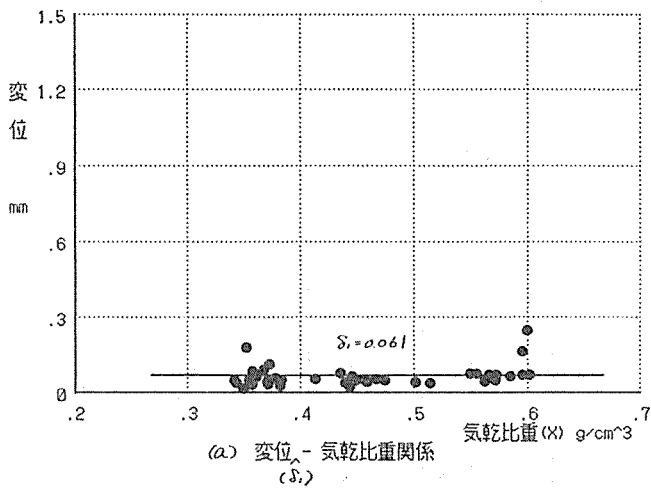


図 5 1 変位—気乾比重関係 (エポキシ樹脂充填タイプ)

4. 3 短期許容耐力と変位

① 仮定条件

(1) 各樹種ごとのバネ定数において加力が繊維と平行な場合の任意の気乾比重のバネ定数は、圧縮強度—気乾比重関係、耐力—気乾比重関係、折れ曲がり点の変位—気乾比重関係から推定されることを示した。

日本建築学会木構造設計規準では、樹種をJ1、J2、J3の3種類に分け、接合部の設計に使う規準比重としてそれぞれ0.42、0.37、0.32としている。これに基づき木材のバネを求めたのが表10～表12である。各表において第1段階の相対変位は $\delta 1$ で表し、2段階以降の相対変位 $\delta n'$ ($n \geq 2$)は全相対変位量(δn)からばらつきが多い初期の相対変位 $\delta 1$ を引いた値である。圧縮強度を F_c (Kg/cm^2)、側材厚を L (cm)、ボルト径を d (cm)、バネ供試体の耐力を P (Kg)としている。

(2) ボルトの降伏強度

ボルトの降伏強度は、JIS B 1051により $2450\text{Kg}/\text{cm}^2$ と $3470\text{Kg}/\text{cm}^2$ の2種類とし、ボルト径は、 $16\text{mm}\phi$ 、 $20\text{mm}\phi$ 、 $24\text{mm}\phi$ の3種類とした。他にめりこみ量の最大値(YAOLIMITT)は、充填なしタイプに関しては表12のKYK(5)とし、充填タイプに関しては同表のKYK(4)とした。また段階的数値解析のステップをコントロールする誤差SEE、SKEは原則として表4によった。

表 10 バネ定数の仮定条件
エボキシ樹脂充填なしタイプ

樹種	すぎ (J3)	べいつが (J2)	べいまつ (J1)
比重 (g/cm^3)	0.32	0.37	0.42
F_c (Kg/cm^2)	276	342	408
相 対 変 位 (cm)	$\delta 1$	0.113	0.113
	$\delta 2'$	0.322	0.306
	$\delta 3'$	0.468	0.446
	$\delta 4'$	0.744	0.700
	$\delta 5'$	1.161	1.073
$\frac{P}{F_c \cdot d \cdot L}$	0.800	0.765	0.730
P (Kg)	883	1047	1191

表 11 バネ定数の仮定条件
エボキシ樹脂充填タイプ

樹種	すぎ (J3)	べいつが (J2)	べいまつ (J1)
比重 (g/cm^3)	0.32	0.37	0.42
F_c (Kg/cm^2)	276	342	408
相 対 変 位 (cm)	$\delta 1$	0.061	0.061
	$\delta 2'$	0.140	0.163
	$\delta 3'$	0.184	0.215
	$\delta 4'$	0.215	0.253
$\frac{P}{F_c \cdot d \cdot L}$	1.435	1.047	1.047
P (Kg)	1584	1432	1709

表 12 バネ定数

単位 $K(1) : \text{Kg}/\text{cm}^2$, $KYK(1) : \text{cm}$

材種	す ぎ (J3)				べ い つ が (J2)				べ い ま つ (J1)			
	充填なしタイプ		充填タイプ		充填なしタイプ		充填タイプ		充填なしタイプ		充填タイプ	
特性値(1)	K(1)	KYK(1)	K(1)	KYK(1)	K(1)	KYK(1)	K(1)	KYK(1)	K(1)	KYK(1)	K(1)	KYK(1)
1	1954	0.0113	6493	0.0061	2315	0.0113	5870	0.0061	2635	0.0113	7003	0.0061
2	2743	0.0435	16125	0.0201	3420	0.0419	12521	0.0224	4108	0.0403	13021	0.0248
3	2571	0.0581	16125	0.0245	3176	0.0559	12521	0.0276	3778	0.0537	13021	0.0307
4	1440	0.0857	12777	0.0276	1854	0.0813	9424	0.0314	2341	0.0766	9493	0.0352
5	529	0.1274	—	—	701	0.1186	—	—	897	0.1098	—	—

②解析結果

(1) 荷重相対変位関係

1例として材種は、すぎ（J3）、ボルト径は20mmφ、ボルトの降伏強度 σ_y は2450Kg/cm²、側材厚は3.0、4.5、6.0、7.5、9.0cmの解析結果を図52(a)~(e)に示す。

記号としてエポキシ樹脂充填なしタイプは、木の降伏（中央鋼板に近い側材のバネの応力がバネ供試体の耐力の2/3に相当）で決まるボルト接合部耐力を○印で示し、ボルトの降伏で決まるボルト接合部耐力を□印で示した。エポキシ樹脂充填タイプは、木の降伏（エポキシ樹脂充填なしタイプと同様な定義）で決まるボルト接合部耐力を●印で示し、ボルトの降伏で決まるボルト接合部耐力を■印で示した。

新学会規準では、材厚/ボルト径が小さい場合は木材がめりこみにより降伏し、それが大きい場合には木材がめりこみにより降伏すると同時に、ボルトが曲げにより降伏に至るものと仮定している。しかしながら、材厚/ボルト径が大きい場合には、解析値はこの仮定と矛盾する。

そこで、短期許容耐力の定義は、以下の a、b の2ケースにより求めた荷重とし、短期許容耐力及びそれに対応する相対変位に関してエポキシ樹脂の充填効果を論ずることとする。

a：ボルトの降伏荷重と木の降伏荷重を比較し、値の小さい方の荷重を短期許容耐力とした場合。

b：ボルトの降伏荷重とは無関係に、木の降伏荷重を短期許容耐力とした場合。

a は最も厳しい立場をとるものであり、b はエポキシ樹脂が充填されていない場合、2L/dが大きくなると一定の耐力を持つとする立場に近い。

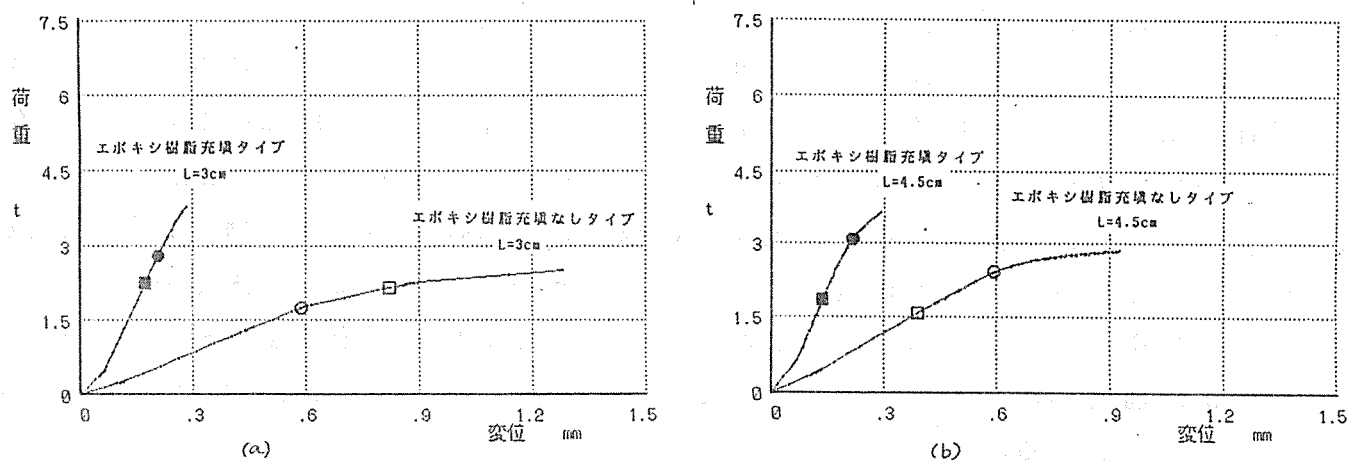
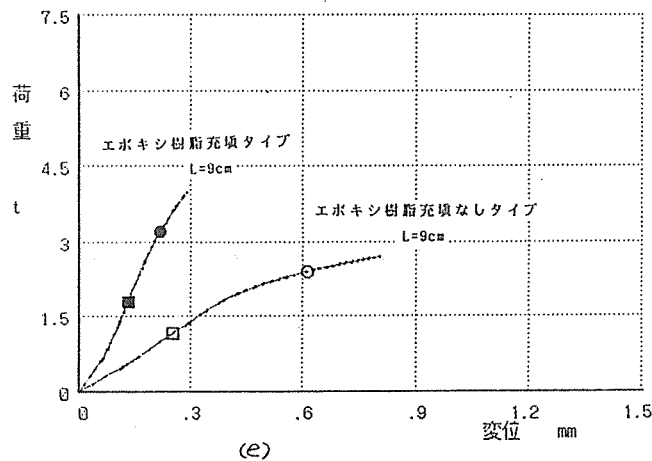
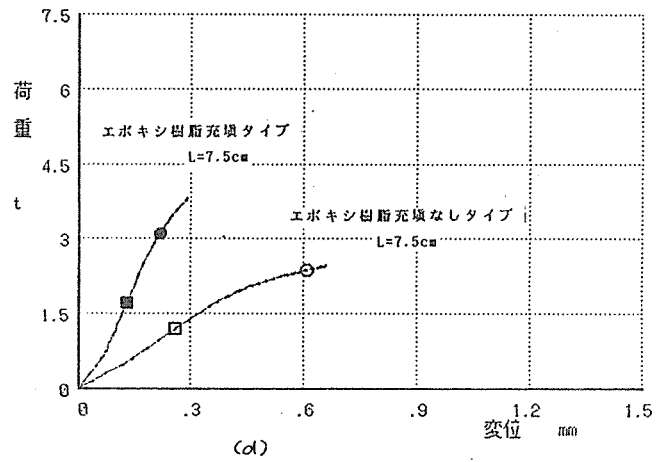
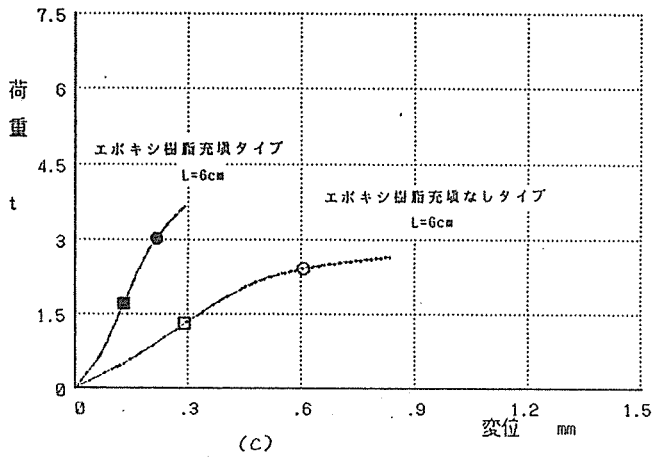


図52 荷重—相対変位関係の1例



- (a) 側材厚3.0cm
- (b) " 4.5cm
- (c) " 6.0cm
- (d) " 7.5cm
- (e) " 9.0cm

図5.2 荷重—相対変位関係の1例

(すぎ(J3)、ボルトの降伏強度 $\sigma_y = 2450\text{Kg/cm}^2$ 、ボルト径 20ϕ)

4.4 短期許容耐力と変位

①耐力— $2L/d$ 関係及び相対変位— $2L/d$ 関係

図53は、すぎの短期許容耐力と変位の推移を示したもので縦軸を耐力及び相対変位、横軸を $2L/d$ として表したものである。それぞれのプロットは4.3の場合と同様であり×印にて旧木構造規準・同解説を準用した場合のボルト接合供試体の耐力を示し+印にて新木構造計算規準・同解説（1988年制定）によるボルト接合供試体の耐力を示している。プロットの \downarrow が、エポキシ樹脂充填効果を示している。明らかに耐力は定義により異なりボルトの降伏により決まる場合は $2L/d$ の増大とともに耐力は減少している。耐力が木の降伏による場合は $2L/d$ の増大とともに減少することはない。前者の場合、エポキシ樹脂充填の有無による差は $2L/d$ の増大とともに増大し、後者の場合は $2L/d$ の変化によらない。充填による相対変位への影響は、前者の場合 $2L/d$ の増大とともにその差は減少し、後者の場合には $2L/d$ によらず一定となる。

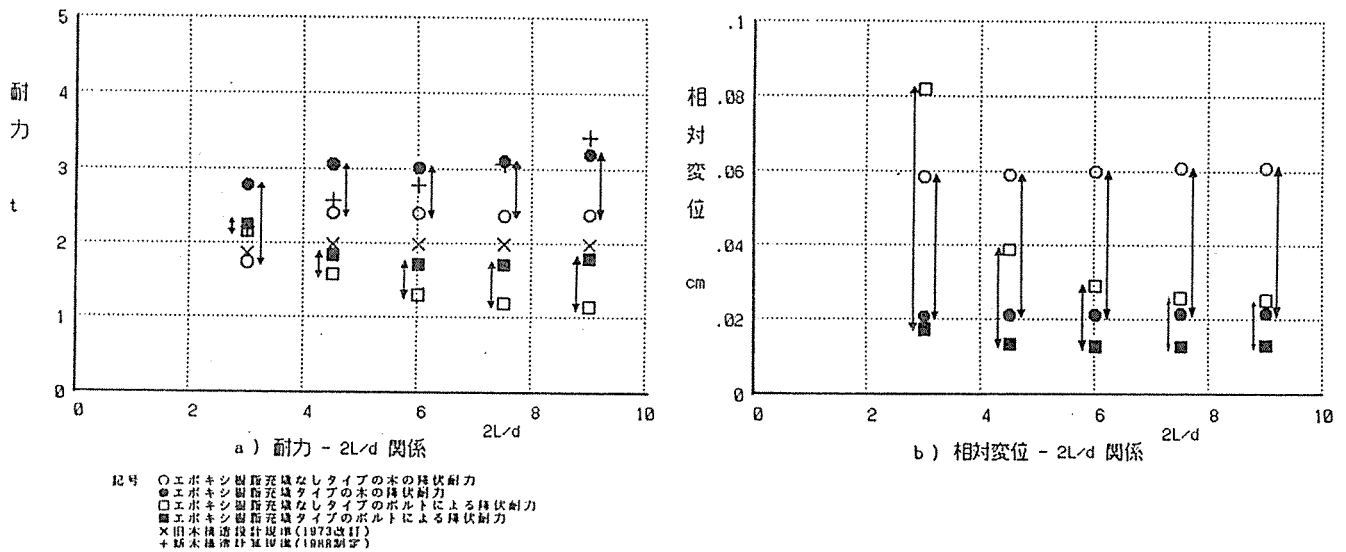


図 53 耐力 - 2L/d 関係および相対変位 - 2L/d 関係

すぎ(J3)、ボルトの降伏強度 $\sigma_y = 2450 \text{ Kg/cm}^2$ 、ボルト径 20ϕ 、
 † はエポキシの充填効果を示している。

② 耐力比 - 2L/d 関係

図 54、図 55 はボルト接合供試体のエポキシ樹脂充填タイプの短期許容耐力を、エポキシ樹脂充填なしタイプの短期許容耐力で除した耐力比 - 2L/d の関係である。

4.3 ② で定義した短期許容耐力の 2 ケース a、b について検討する

(1) a の場合

$2L/d \leq 3$: 全樹種に関してボルトの降伏強度が高い場合その耐力比は増大する。特に樹種 J3 (すぎ) において著しく 1.6 以上となる。

$3 \leq 2L/d \leq 9$: 全樹種に関して $2L/d = 3 \sim 4$ で耐力比は最低値をとり、その後 1.4 ~ 1.6 程度まで上昇する。一般にボルトの降伏強度が高い程、耐力比は若干上回る。この領域でも $2L/d$ が同じであれば他の樹種に比較すると J3 (すぎ) の耐力比が大きい。

$2L/d \geq 9$: 全樹種に関してボルトの降伏強度による影響は小さく、耐力比は $2L/d$ によらず 1.4 ~ 1.6 程度となる。この領域でも $2L/d$ が同じであれば他の樹種に比較すると J3 (すぎ) の耐力比が大きい。

(2) b の場合

$2L/d \leq 5$: $2L/d = 5$ にて耐力比は最低値をとり $2L/d$ が小さくなるにつれて、耐力比は上昇する。特に樹種 J3 (すぎ) に関してその傾向は、顕著であり $2L/d \geq 3$ で耐力比 1.6 以上となる。

$2L/d \geq 5$: 全樹種に関してボルトの降伏強度による影響が顕著で $2L/d = 5$ にて耐力比は最低値をとり、以後わずかに増大し、耐力比 1.1 ~ 1.4 程度まで上昇する。特に樹種 J3 (すぎ) に関してその上昇は顕著である。

a、b いずれの場合で短期許容耐力を定義しても、 $2L/d$ が小さい範囲で耐力比は一致し、その値は高く特に樹種 J3 (すぎ) に関して著しい。 $2L/d = 4 \sim 5$ で最低値をとり 以後 $2L/d \geq 5$ では、増大する傾向にある。

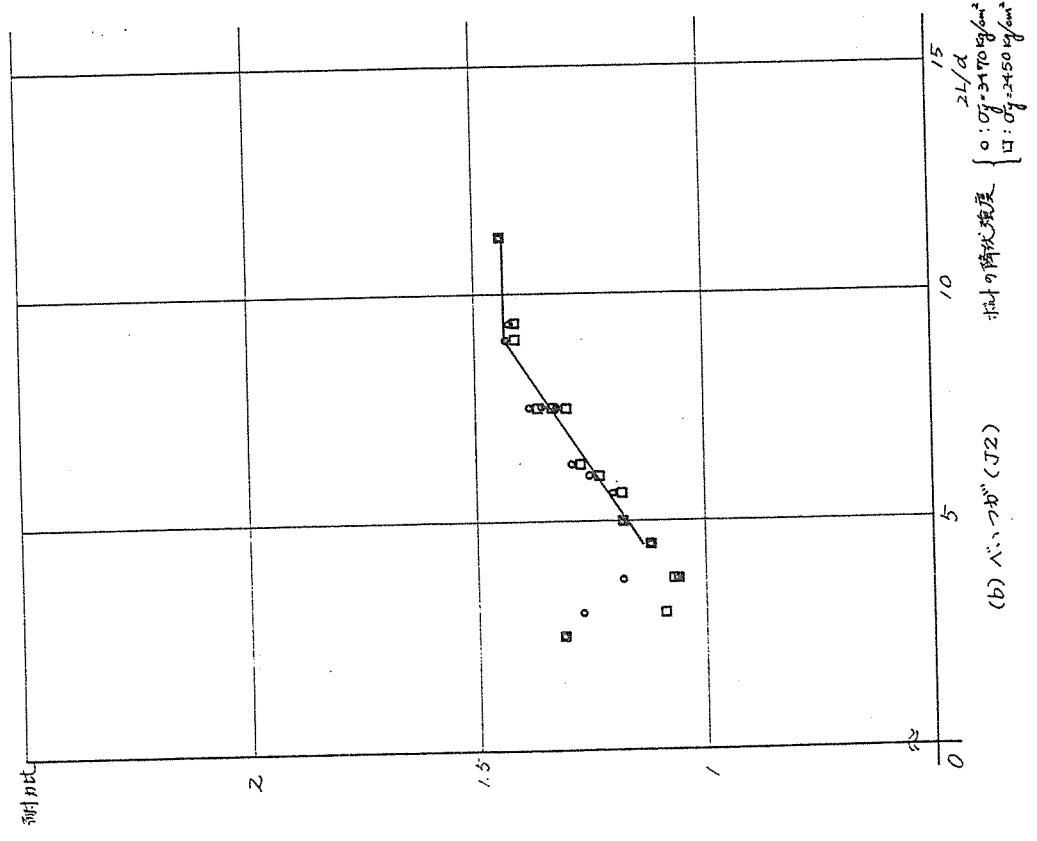


図54 定数 σ_1 と σ_2 の耐力比 - 2L/d 関係

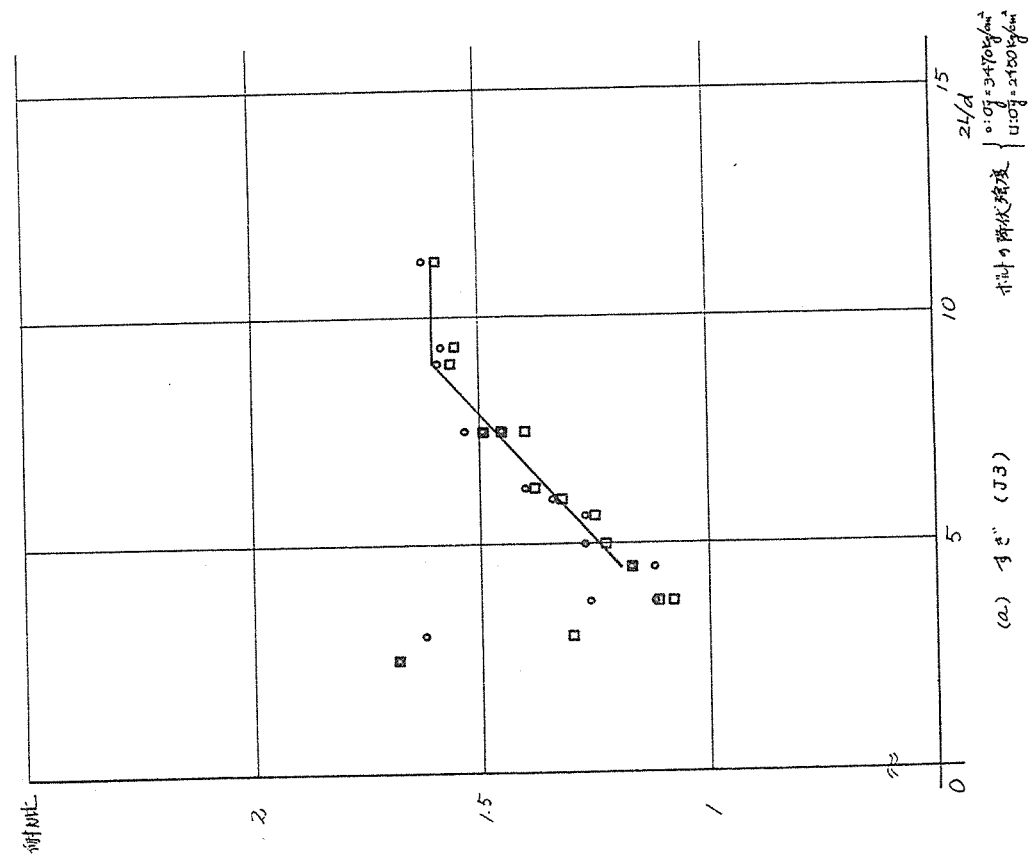


図54 定数 σ_1 と σ_2 の耐力比 - 2L/d 関係

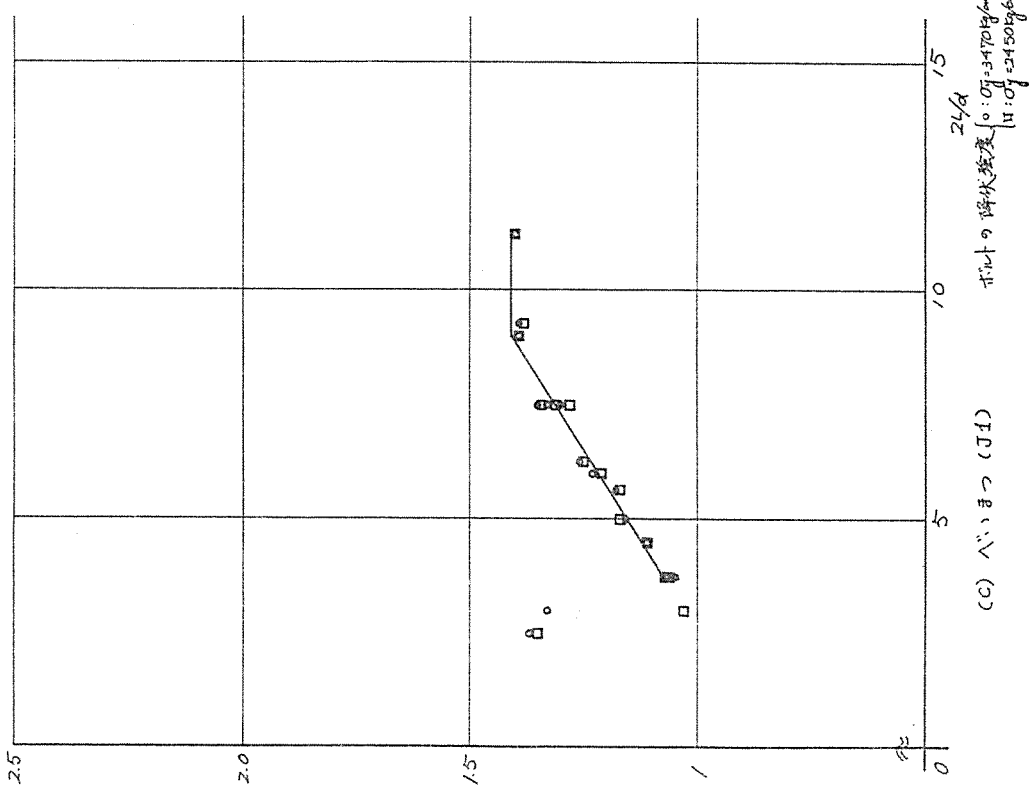


図54 定義Aに対する耐圧比-2L/d関係

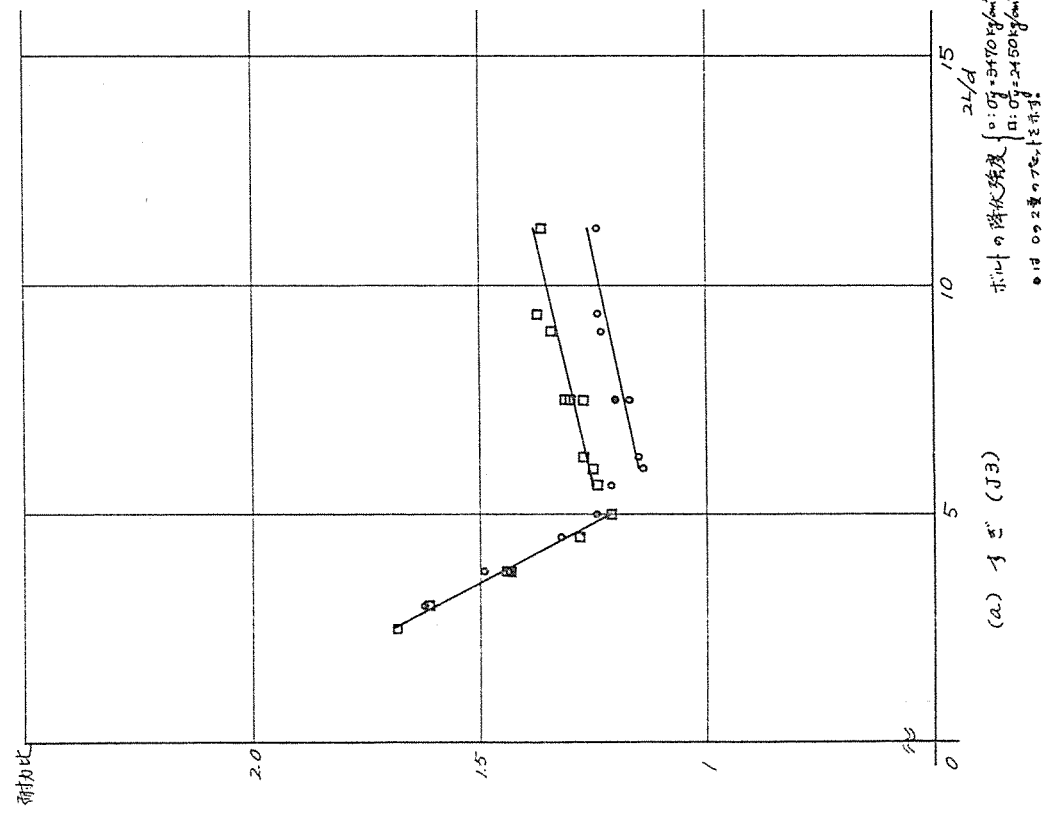


図55 定義Bに対する耐圧比-2L/d関係

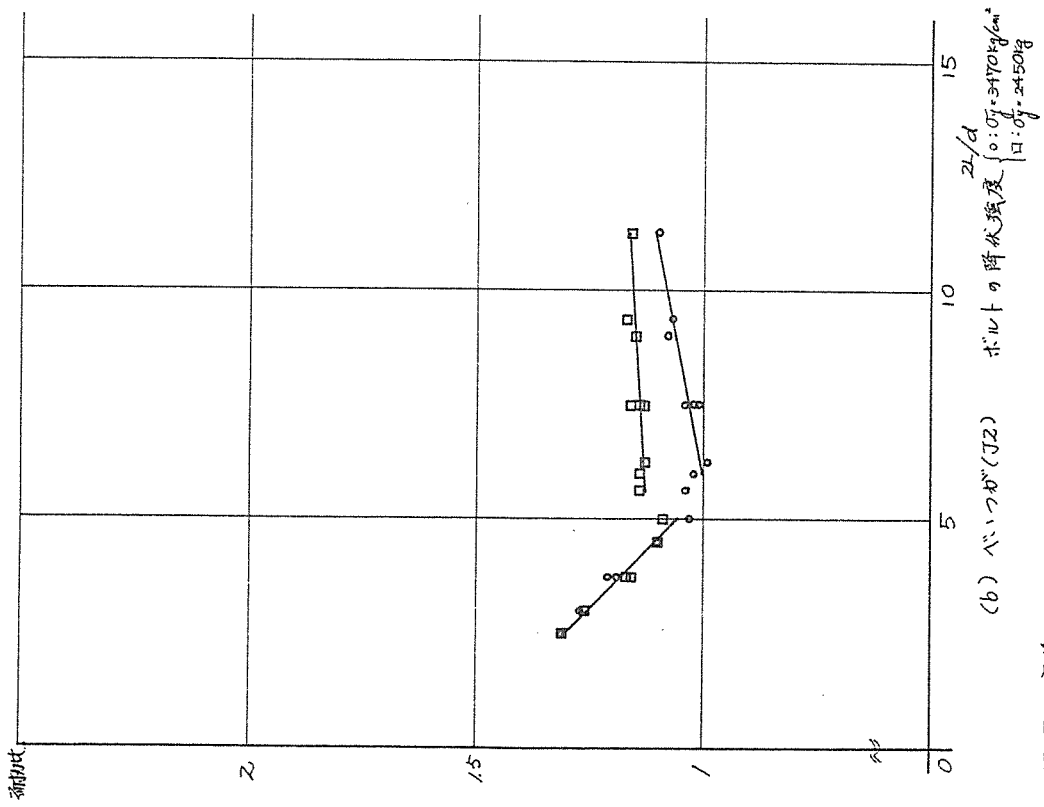


図55 定数bに対する耐圧比-2L/d関係

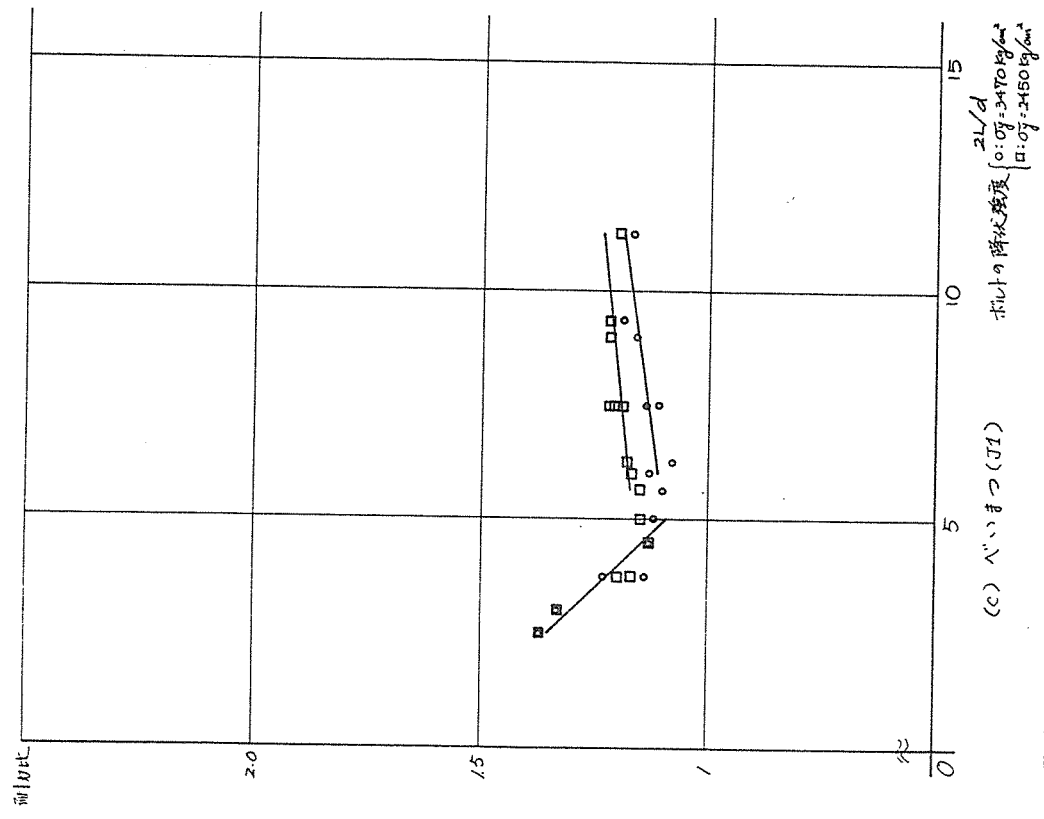


図55 定数bに対する耐圧比-2L/d関係

③ 剛性比 - 2L/d関係

ボルト接合供試体の短期許容耐力を相対変位で除した値を剛性としてエポキシ樹脂充填タイプの値をエポキシ樹脂充填なしタイプの値で除した剛性比 - 2L/d関係を図56、図57に示す。

(1) a の場合

2L/d ≤ 5: 剛性比は樹種により大きく異なり J3 (すぎ) では 2L/d が小さくなるにつれて 3.2 ~ 4.8 (2L/d = 2.5 の場合) 近くまで上昇する。J2 (べいつが)、J1 (べいまつ) では差は少なく、J3 と同様な傾向を示すものの、剛性比は 2.3 ~ 3.1 (2L/d = 2.5) 程度の上昇にとどまる。

2L/d ≥ 5.625: 剛性比は 2L/d によらず J3 (すぎ) で 3、J2 (べいつが) 及び J1 (べいまつ) で 2.3 程度である。

(2) b の場合

2L/d ≤ 5: 剛性比は樹種により大きく異なり、J3 (すぎ) では 2L/d が小さくなるにつれて 3.4 ~ 4.8 (2L/d = 2.5) 近くまで上昇する。J2 (べいつが)、J1 (べいまつ) では差は J3 と同様な傾向を示すものの、剛性比は 2.4 ~ 3.1 (2L/d = 2.5) 程度の上昇にとどまる。

2L/d ≥ 5: ボルトの降伏強度による影響が顕著で、2L/d = 5.625 の剛性比は J3 (すぎ) で 3.3 ~ 3.6、J2 (べいつが) 及び J1 (べいまつ) で 2.3 ~ 2.8 程度で 2L/d の増大にともないわずかに増大する。

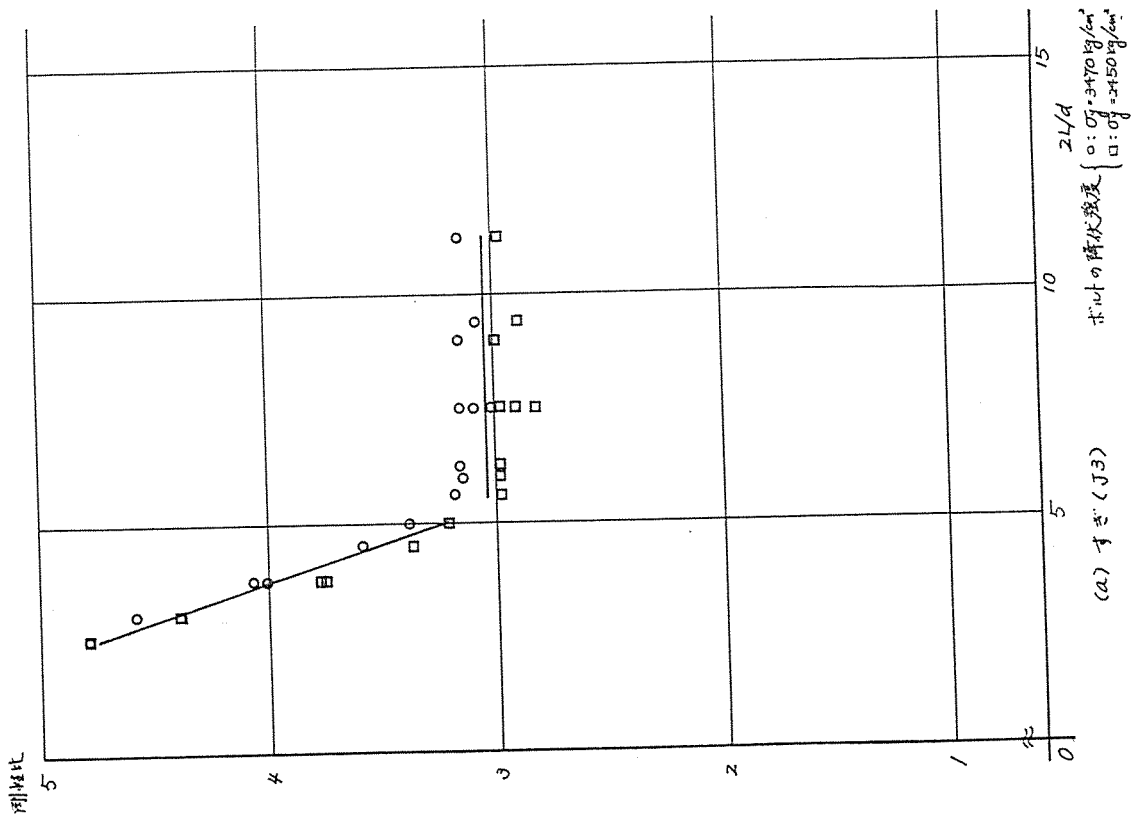


図56 定義による剛性比 - 2L/d関係

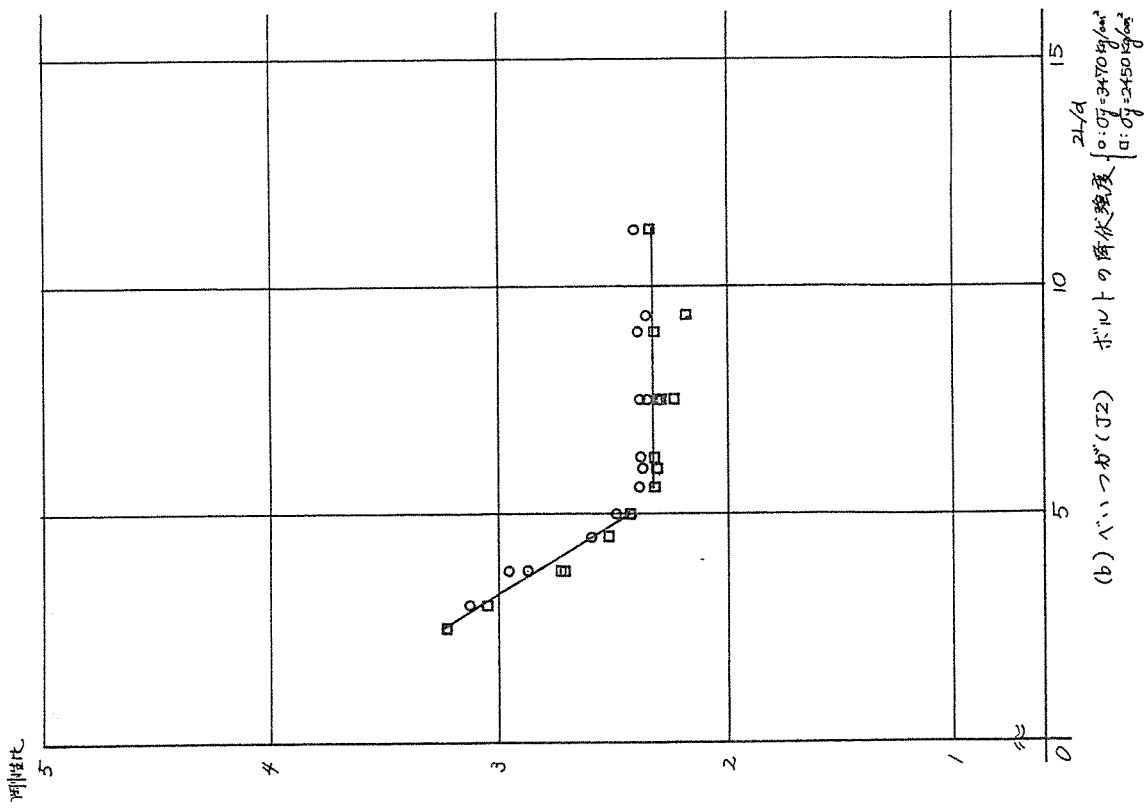


図56 定数 α による剛性比- $2L/d$ 関係

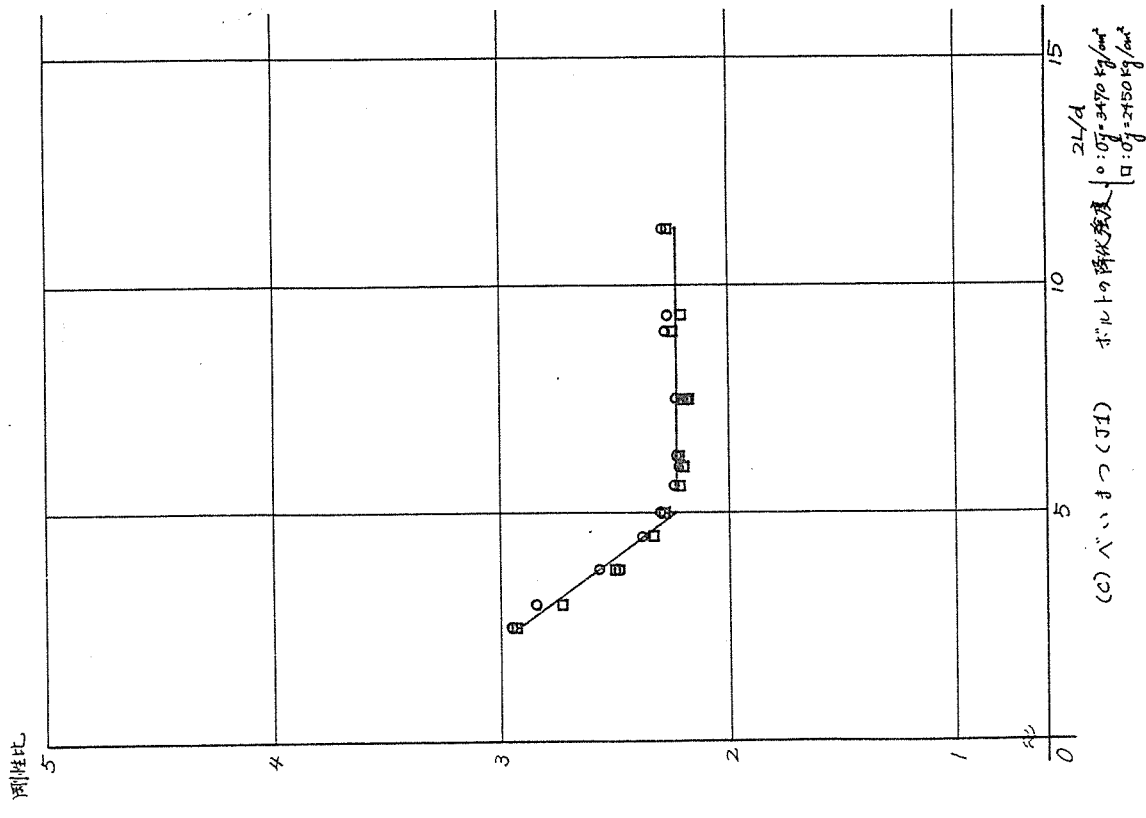


図56 定数 α による剛性比- $2L/d$ 関係

剛性比

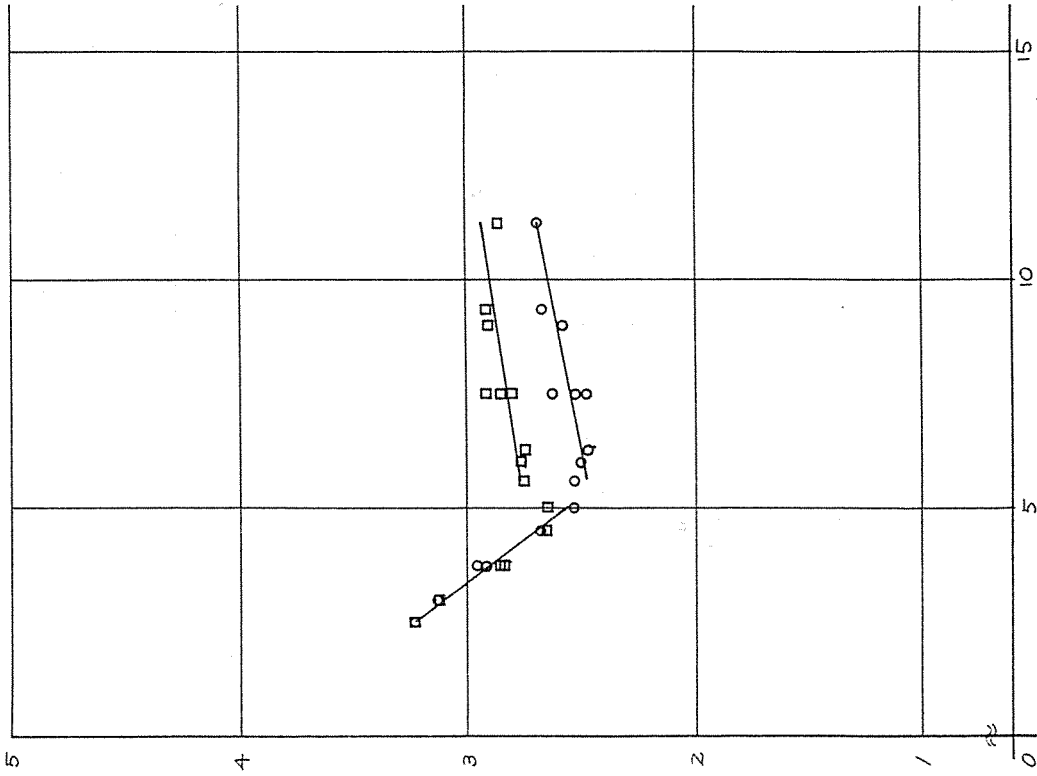


図57 定義bに於ける剛性比-2L/d関係

剛性比

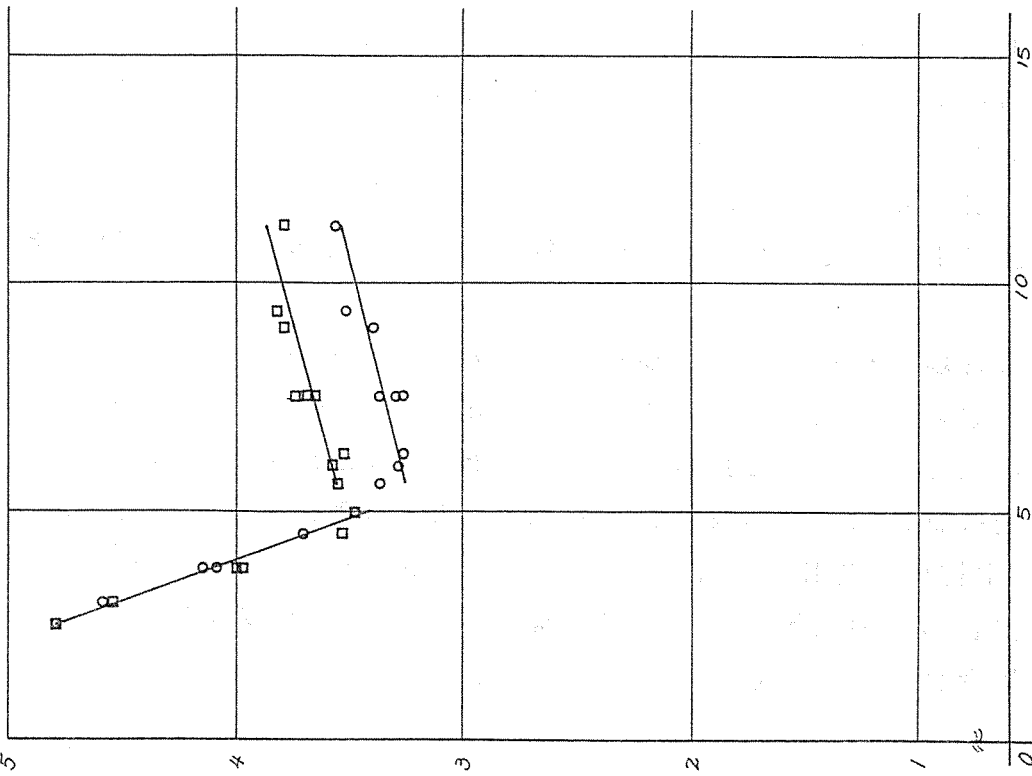
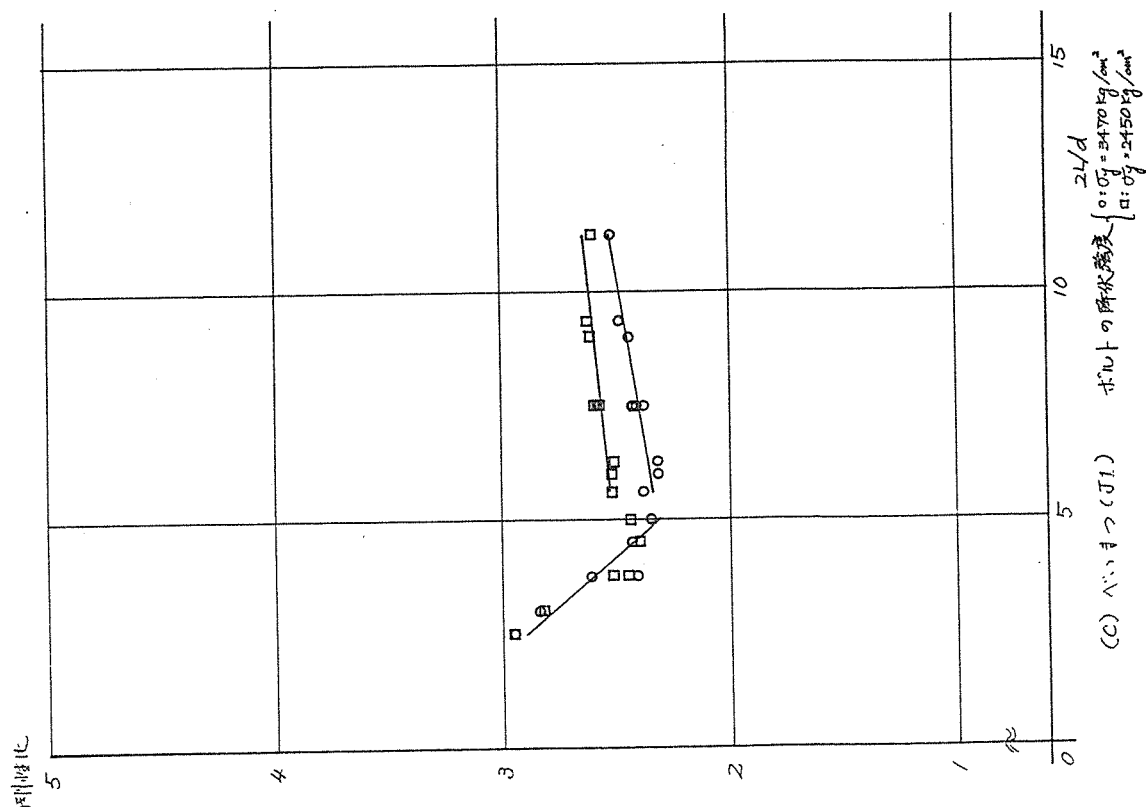


図57 定義bに於ける剛性比-2L/d関係



5. 結論

以上述べた内容は、以下にまとめられる。

(1) 実際のボルト接合供試体の施工においては、充填厚さを確保するための0リング、目止め剤としての発泡ウレタンを用いて施工するとともに、現場養生にて作成されたエポキシ樹脂の強度を確認する必要がある。

(2) エポキシ樹脂充填ボルト接合の荷重-相対変位関係は、一般化された弾性基礎上の梁理論により推定され、これは多数本打ちボルト接合にも適用可能である。

(3) よく品質管理されたエポキシ樹脂充填ボルト接合供試体は、初期ガタをなくすとともに、耐力、剛性の上昇に寄与し、エポキシ樹脂が充填されず、ガタのない理想的に施工されたものと比較して、特に後者2.3倍以上となる。耐力、剛性の及ぼすその効果は、ボルトの降伏強度が高く、 $2L/d$ (側材厚さの合計/ボルト径)の値が低く、木材の気乾比重が小さいほど上昇する。ただし、側材厚さが薄くなるほどボルト接合の耐力は側材の強度に影響され、そのバラツキは大きくなるので側材の品質管理には十分注意する必要がある。

参考文献

- 1) 松井源吾・手塚 升・川本英一：エポキシ充填ボルト接合部に関する実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和61年8月。
- 2) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・太田俊昭・山辺 章：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その5 エポキシの注入法、日本建築学会大会学術講演梗概集、1990年10月。
- 3) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・太田俊昭・大野圭一：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その8 施工法、日本建築学会大会学術講演梗概集、1991年9月。
- 4) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・大野圭一・太田俊昭：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その7 ボルトの側材間に充填されたエポキシ樹脂の性状、日本建築学会大会学術講演梗概集、1991年9月。
- 5) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・垂井 睦：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その3 ボルト孔近傍の応力分布と剛性—実験計画、日本建築学会大会学術講演梗概集、1989年10月。
- 6) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・垂井 睦：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その4 数値解析による実験結果の検討、日本建築学会大会学術講演梗概集、1989年10月。
- 7) 松井源吾・手塚 升・山田伸典：木構造接合部研究開発におけるコンピューター利用 エポキシ樹脂充填鋼板挿入式ボルト接合に関する研究、第13回 情報・システム・利用・技術シンポジウム、1990年12月。
- 8) 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2報)、木材学会誌、第29巻、第12号
- 9) 益田森治・室田忠雄共著：工業塑性力学、P52、1974年、養賢堂
- 10) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・横川和人・垂井 睦：エポキシ充填ボルト接合に関する研究、その1 実験計画とバネ定数、日本建築学会大会学術講演梗概集、1987年10月。
- 11) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・横川和人・垂井 睦：エポキシ充填ボルト接合に関する研究、その2 実験計画とその検討、日本建築学会大会学術講演梗概集、1987年10月。
- 12) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・大野圭一：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その9 6本打ちボルト接合供試体の耐力、荷重—相対変位関係、日本建築学会大会学術講演梗概集、1991年9月。
- 13) 松井源吾・手塚 升・山田伸典：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その6 十分なエポキシ樹脂厚さをもつバネ供試体、日本建築学会大会学術講演梗概集、1990年10月。
- 14) 松井源吾・手塚 升・山田伸典・大野圭一：エポキシ樹脂充填ボルト接合に関する研究、その10 確実に施工されたエポキシ樹脂充填ボルト接合の耐力および剛性、日本建築学会大会学術講演梗概集、1991年9月。

第4章 普及

本事業で研究開発した技術の普及を図るため、(社)新日本建築家協会・同関係支部と連携し、設計者を中心にその他施工者等を対象に、下記により講習会を実施した。

1. 開催日時及び場所

- 1) 平成3年3月19日(火) 9:30~16:00
札幌市中央区北1条13丁目 札幌市教育文化会館
- 2) 平成3年3月23日(土) 9:30~16:00
東京都港区芝5-26-20 建築会館
- 3) 平成3年3月26日(火) 9:30~16:00
富山市新総曲輪4-18 富山県民会館
- 4) 平成3年3月28日(木) 9:30~16:00
熊本市大江2-7-1 熊本県立劇場

2. プログラム

	札幌 3月19日(火)	東京 3月23日(土)	富山 3月26日(火)	熊本 3月28日(木)
あいさつ	10:00~10:10 主催者	10:00~10:10 主催者	10:00~10:10 主催者	10:00~10:10 主催者
木構造の 最新技術 と空間	10:10~11:40 渡辺豊和 渡辺豊和建築工房	10:10~11:40 伊藤邦明 伊藤邦明都市 建築研究所	14:30~16:00 葉祥栄 葉デザイン事務所	10:10~11:40 多田善昭 多田善昭建築 設計事務所
木造建築 における 構造計画	12:40~14:10 中田捷夫 坪井善勝研究室	12:40~14:10 今川憲英 T I S パートナース	12:40~14:10 青木 繁 法政大学教授	12:40~14:10 木村俊彦 木村俊彦構造 設計事務所
木構造の 接合技術	14:30~16:00 小松幸平 森林総合研究所 接合研究室長	14:30~16:00 神谷文夫 森林総合研究所 構造性能研究室長	10:10~11:40 神谷文夫 森林総合研究所 構造性能研究室長	14:30~16:00 平嶋義彦 静岡大学助教授