

平成8年度 農林水産省補助事業
技術開発研究推進事業
住宅部材安全性能向上等事業

10

住宅部材安全性能向上事業報告書 (集成材の強度性能評価事業)

平成9年3月

財団法人 日本住宅・木材技術センター

ま え が き

木造の建築物は伝統的材料・技能に支えられて発展してきたが、大工技能の低下、新しい木質材料の開発、施工方法の合理化要請の強まり等の状況変化の中で、これに対応して安全性能を確保するための対策を講ずることが求められている。このため、木質部材及び構造の安全性、耐久性向上の確保のための技術開発をすることが重要となっている。

特に、近年、大規模木造建築物の建設が次第に増大する動きを示しているが、このような中でも接合部の構造設計法は、必ずしも標準化されていない状況にあり、安全に構造設計を進める観点から、そのような状況を改善することが急がれている。

本事業は、既往のデータを収集するとともに、実験によってデータを整備することを通じて、大規模木造建築物における集成材等の接合部の力学的性能とその試験法の標準化を図ろうとするものである。

多忙な中で、精力的に討議・執筆していただいた委員各位のご尽力に対して厚くお礼を申し上げます。

平成 9 年 3 月

(財) 日本住宅・木材技術センター
理事長 岡 勝 男

執筆者

- 第1章 木栓接合のせん断試験 : 稲山委員
第2章 木質接合部の初期あそびに関する実験 : 槌本委員
第3章 木材の繊維直交方向加力を受けるボルト接合部の破壊機構 : 安村委員
第4章 屋外露出型接合部の長期耐久性評価法の開発に関する検討 : 難波委員
第5章 鋼板添板継手の強度並びに剛性評価式に関する検討 : 小松委員長
第6章 合わせ梁型接合部設計法の検討 : 大橋委員
第7章 接合具荷重-変形関係データベースの整理 : 原田委員
第8章 接合具、接合部の標準試験法の提案に関する資料の整備 : 河合委員

集成材接合強度委員会 委員名簿

(五十音順)

委員長	小松 幸平	京都大学木質科学研究所 助教授
委員	稲山 正弘	(株)稲山建築設計事務所 代表取締役
〃	大橋 好光	東京大学大学院工学系研究科 助手
〃	河合 直人	建設省建築研究所耐風研究室 主任研究員
〃	金子 吉汪	日本集成材工業協同組合 専務理事
〃	小塚 裕一	(株)竹中工務店東北支店 課長代理
〃	鈴木 基	齋藤木材工業(株) 取締役設計部長
〃	槌本 敬大	東京大学大学院農学生命科学研究科 助手
〃	難波 三男	三井木材工業(株) 開発研究所 副主任研究員
〃	原田 真樹	森林総合研究所木材利用部接合研究室 研究官
〃	安村 基	静岡大学農学部森林資源科学科 助教授
事務局	牧 勉	(財)日本住宅・木材技術センター試験研究部長
〃	林 晃正	(財)日本住宅・木材技術センター主任研究員

要約

大規模な集成材構造建築物の接合部の強度性能評価を目的として、下記項目について実験を中心にした検討を行った。

- ①多数本打ち接合部における割裂破壊予測式の提案
- ②初期ガタを含む接合部実験による接合部剛性評価法の検討
- ③木ダボ接合部のせん断実験による接合部設計法の検討
- ④複合応力状態下における接合部設計法の提案
- ⑤合せ梁接合部設計法の検討
- ⑥接合部の標準試験法の提案
- ⑦接合具の荷重－変形データベースの整理
- ⑧屋外露出型接合部の長期耐久性評価法の検討

キーワード

大規模集成材建築物、木栓、せん断試験、荷重変形曲線、初期あそび、接合部、剛性、表層ひずみ、動的水平載荷、アペルリング、繊維直交方向加力、ボルト接合部、屋外露出型接合部、長期耐久性能、曲げクリープ、鋼板添板継手、ラグスクリュー、合わせ梁型接合部、シアファスナー、モーメント抵抗接合、データベース、標準試験方法、繰返し加力試験、ISO

目 次

第1章 木栓接合のせん断試験	1
1 目的	1
2 試験体	1
2.1 試験体形状	1
2.2 材種	1
2.3 試験体寸法	2
2.4 試験体記号	2
3 試験方法	3
4 試験結果	3
4.1 結果の一覧	3
4.2 各試験体の荷重変形曲線	5
第2章 木質接合部の初期「あそび」に関する実験	26
1 実験の目的	26
2 試験体および実験方法	27
2.1 モーメント抵抗型集成材接合部試験体	27
2.2 静的載荷試験	33
2.3 動的載荷（振動）実験	36
3 静的水平載荷試験結果と考察	38
3.1 水平荷重と変形挙動について	38
3.2 初期「あそび」量と荷重－スリップ挙動について	47
3.3 接合具間の表層ひずみ	48
3.4 最大耐力と破壊挙動	53
4 動的水平載荷（振動）試験結果と考察	58
4.1 共振周波数と振動モードについて	58
4.2 締め付けトルクの影響について	64
5 総括	65
第3章 木材の繊維直交方向加力を受けるボルト接合部の破壊機構	66
1 緒言	66

2	解析方法	66
3	解析モデル	66
4	解析結果	67
第4章 屋外露出型接合部の長期耐久性評価法の開発に関する検討		71
1	はじめに	71
2	調査・研究要項	71
3	劣化の実態調査	71
4	屋外露出型接合部の長期耐久性能の評価方法の提案に向けた実験	79
4.1	実験計画	79
4.2	屋外曝露実験（曲げクリープ実験）	79
4.3	促進実験（引張実験）	79
第5章 鋼板添板継手の強度並びに剛性評価式に関する検討		80
1	はじめに	80
2	対象とする鋼板添板継手の定義	80
3	耐力・剛性の誘導	81
3.1	耐力に関する誘導	81
3.2	継手の回転剛性	85
4	既往の実験結果による理論式の検定	86
4.1	実験条件	86
4.2	スパン中央たわみの推定式	87
4.3	実験結果との比較	88
4.4	最大耐力の推定	90
5	結論	90
第6章 合わせ梁型接合部設計法の検討		91
1	鋼板添え板接合部	91
1.1	モーメントのみが作用する場合	91
1.2	せん断力のみが作用する場合	92
1.3	軸力のみが作用する場合	93
1.4	力の重ね合わせ	93
2	合わせ梁型接合部	94
2.1	モーメントのみが作用する場合	94

2. 2	せん断力・軸力が作用する場合	96
2. 3	力の重ね F_{yi} 合わせ	96
2. 4	力 F_{xi} と F_{yi} の合力 F_{res-i}	96
3	シアファスナーの許容耐力と剛性（荷重－すべり関係）	97
4	まとめ	101
第7章	接合具 荷重－変形関係データベースの整理	102
1	今年度の研究目的	102
2	今年度の試験研究方法	102
3	今年度の研究成果	103
4	来年度の予定	103
第8章	接合具、接合部の標準試験法の提案に関する資料の整備	105
1	接合具、接合部の試験法を定めた内外の規格類	105
2	試験法、評価法の比較	106
2. 1	接合部の単調加力試験	106
2. 2	接合具の曲げ試験	107
2. 3	めり込み試験	107
2. 4	接合部の繰返し加力試験	108
3	今後の検討事項	109
3. 1	検討項目	109
3. 2	試験項目の整理	109
3. 3	試験条件の整理	110
3. 4	繰返し試験法の具体的検討	110

第1章 木栓接合のせん断試験

1 目的

木栓は、込み栓打ちなどに見られるように、伝統的に用いられてきたファスナーの一つである。しかしながら、木栓についての試験データは、過去に多くは見られない。そのため、木栓についての構造性能は十分に把握されていない。今後、木栓を用いた接合部の構造性能を評価するためには、木栓についての試験データの充実が必要である。

木栓を用いた接合方法は、大断面の木造においても利用可能な幅広い応用範囲を持つ方法であると思われる。そこで、今回、木栓を用いた接合部を有効に利用することのために、木栓についての基礎的なデータを得るための試験を行った。

2 試験体

2.1 試験体形状

試験体の形状を図1-1に示す。試験体は、繊維方向を鉛直にした中央の主材を、繊維方向を水平にした側材2材で挟んだものとする。それら3つの材を、木栓1本で接合する。下穴の径は、木栓の径と同径とした。

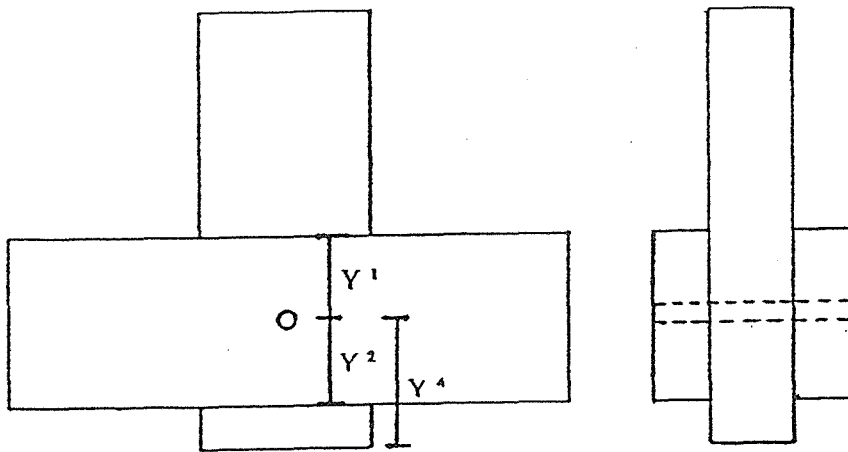


図1-1 試験体の形状

2.2 材種

試験体には、カラマツおよびナラの集成材を用いた。また、木栓には、ナラの丸栓を使用した。

2.3 試験体寸法

試験体を構成する主材厚と側材厚の組み合わせの種類を、表1-1に示す。l2/2が側材の厚さを表し、l1が主材の厚さを表す。側材の厚さは5種類、主材の厚さは4種類であるが、それらの組み合わせのうち表中の英字のある9種類を採用する。

表1-1 主材と側材の厚さの組み合わせ

l1	60mm	90mm	120mm	150mm
l2/2				
30mm	A			
45mm		D		
60mm	B		G	
75mm		E		I
90mm	C		H	
105mm		F		

主材の端距離と側材の縁距離の組み合わせを表1-2に示す。縁距離と端距離は、両者とも木栓の径の2倍、4倍、6倍の3種類とし、その組み合わせは表1-2中の数字のある5種類とする。

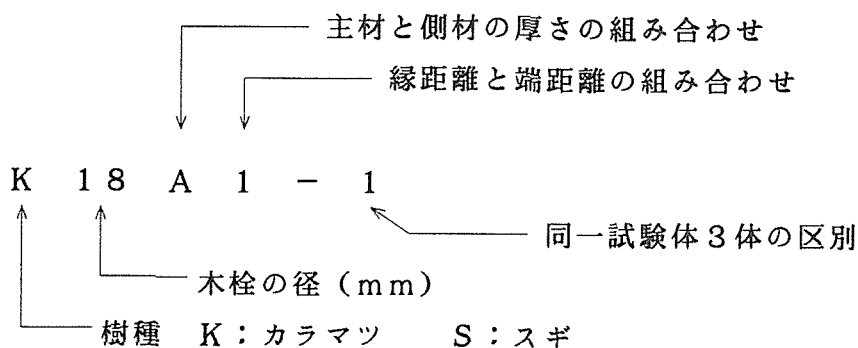
表1-2 端距離と縁距離の組み合わせ

y4	2d	4d	6d
y1			
2d			1
4d			2
6d	3	4	5

木栓の径は、12mm、18mm、24mmの3種類とする。

2.4 試験体記号

試験体の記号は、以下に示すとおりとする。



3 試験方法

本試験にあたっては、日本住宅・木材技術センター発行の接合強度試験方法および許容耐力誘導方法を参考にした。

試験方法の概要を図1-2に示す。

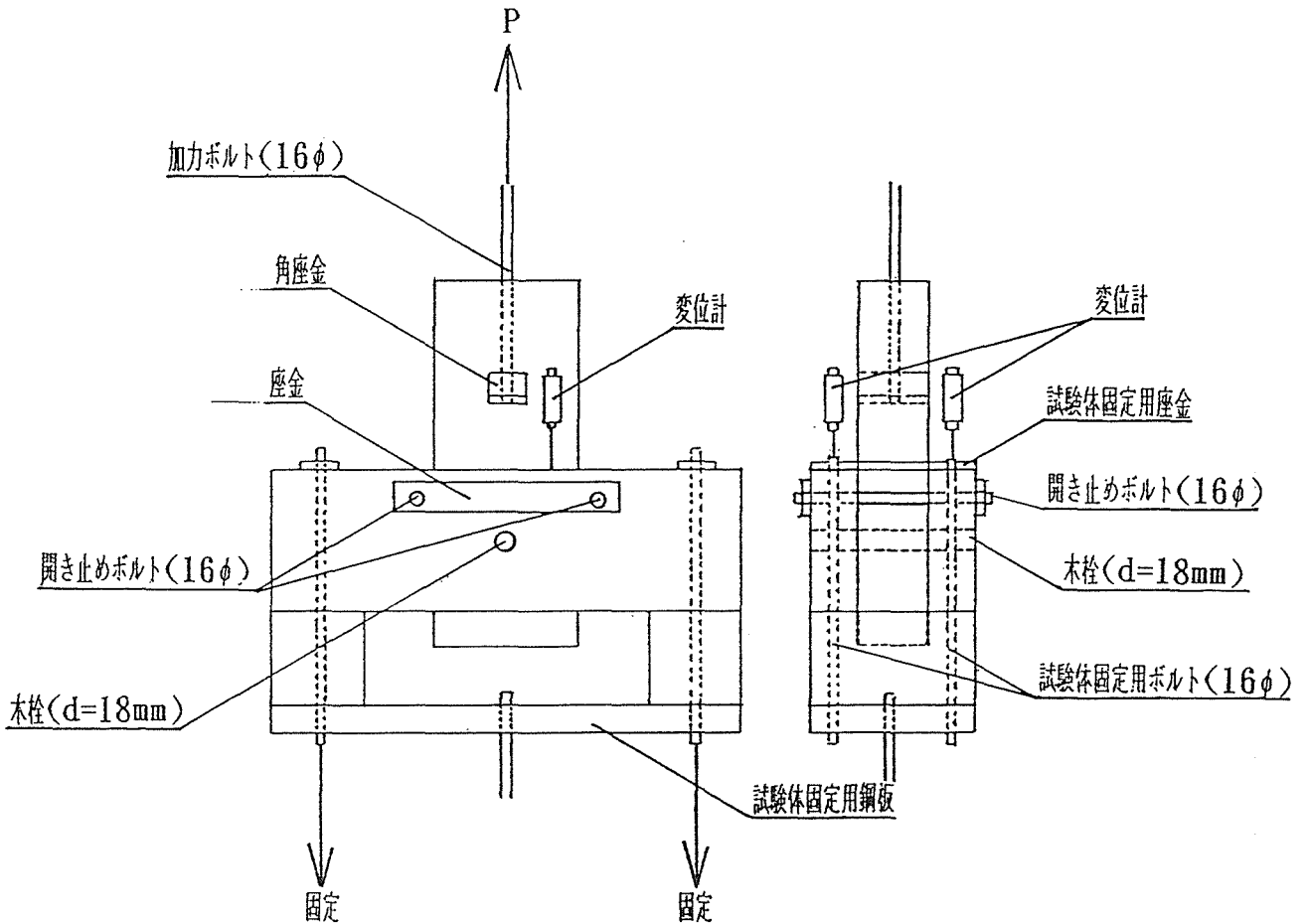


図1-2 試験体の設置方法

- ① 試験機には、トーチ式RAT30tf多能材料試験機を使用した。
- ② 加力は、変位速度1.5mm/分±25%を標準とした。
- ③ 計測には、10秒ごとのインターバル計測と、100kgfごとの計測の両者を採用した。
- ④ 変位については、主材と左右の側材それぞれについての相対変位を測定した。
- ⑤ 主材と側材との間に開きが生じないように開き止めのボルトを設けた。
- ⑥ 開き止めのボルトについては、主材と側材の間に摩擦が大きくなるように、強く締めすぎないことに注意して設置した。

4 試験結果

4.1 結果の一覧

主材、側材がカラマツで木栓の径が18mmのタイプ60体に関する試験結果の一覧を表1-3に示す。

表 1-3 試験結果一覧

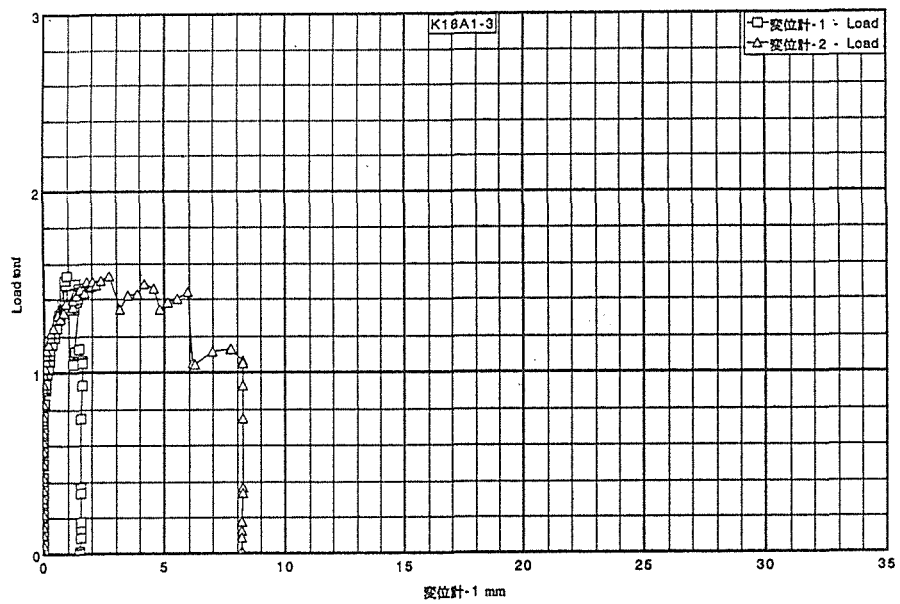
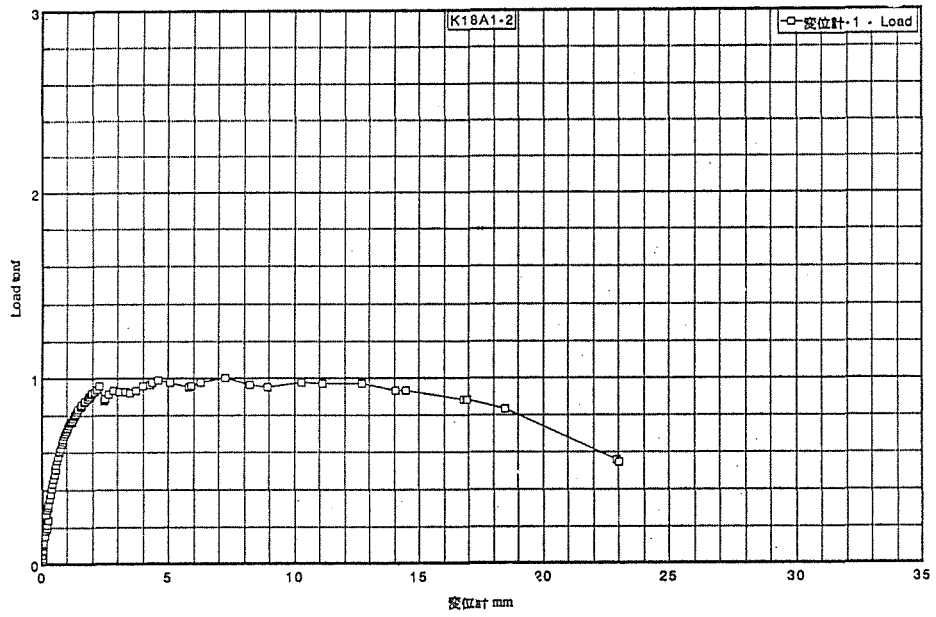
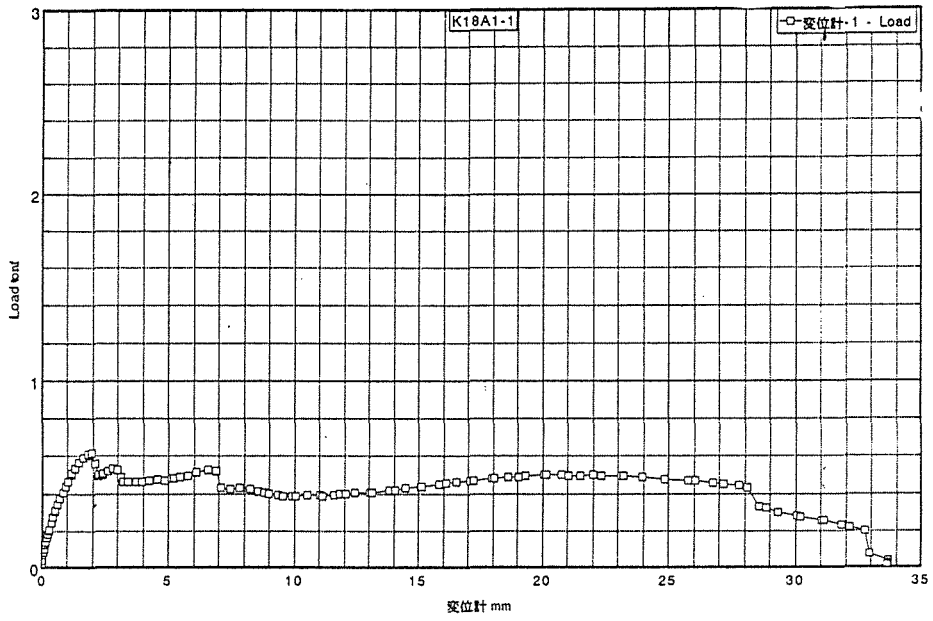
	Pmax (tonf)	δ max (mm)	Pu (tonf)	δ u (mm)
K18A1-1	0.614	2	0.525	3
K18A1-2	0.998	7.2	0.828	18.5
K18A1-3	1.528	1	1.438	1.5
K18A2-1	0.536	2.5	0.536	2.5
K18A2-2	0.856	12.4	0.729	23.2
K18A2-3	1.792	13.2	1.756	17.6
K18A3-1	1.132	6.4	0.988	9.3
K18A3-2	0.812	4.5	0.755	5.9
K18A3-3	0.959	2.3	0.92	4.1
K18A4-1	0.754	38	0.604	38
K18A4-2	1.013	10.7	0.867	17.2
K18A4-3	1.506	9.5	1.269	15.3
K18A5-1	1.708	14.1	1.375	24.5
K18A5-2	1.094	10.4	0.986	12.8
K18A5-3	0.726	15.3	0.726	15.3
K18B1-1	1.02	6.2	0.832	15.6
K18B1-2	1.248	6.6	1.125	7.1
K18B1-3	1.416	13	1.138	15.1
K18B2-1	1.364	7.4	1.128	12
K18B2-2	1.907	13.5	1.885	15
K18B2-3	2.531	13.5	2.059	25
K18B3-1	0.873	1.2	0.824	1.4
K18B3-2	2.399	9.7	2.378	10
K18B3-3	1.017	24.9	0.875	29.8
K18B4-1	1.111	7.3	1.104	8.8
K18B4-2	1.429	6.3	1.429	6.3
K18B4-3	0.923	3.7	0.923	3.7
K18B5-1	2.636	19.5	2.13	25.4
K18B5-2	2.301	5.2	1.862	5.8
K18B5-3	0.969	2	0.869	2.9
K18C1-1	0.819	5.5	0.819	5.5
K18C1-2	1.236	2.2	1.091	6.4
K18C1-3	0.812	4.5	0.812	4.5
K18C2-1	1.46	2.8	1.33	18
K18C2-2	1.582	15.5	1.582	15.5

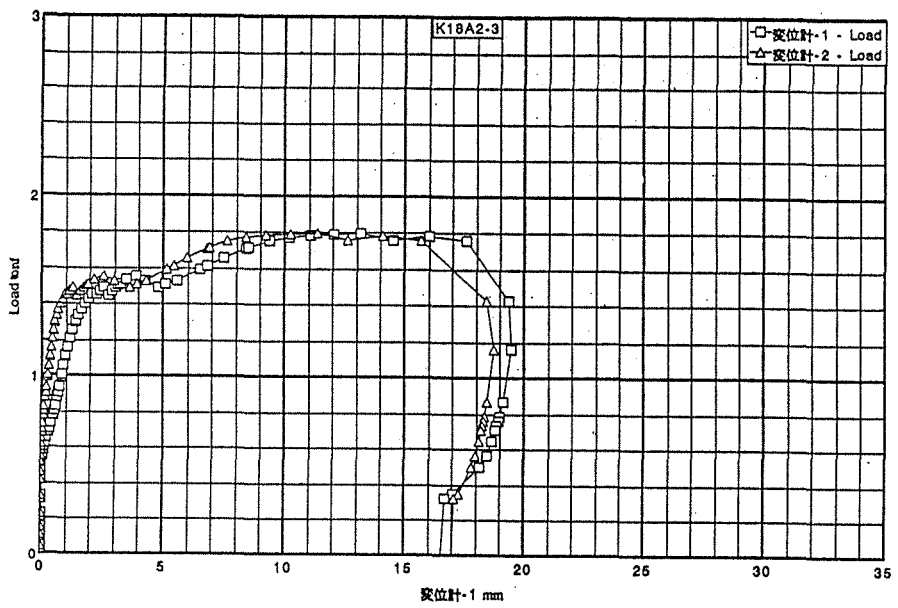
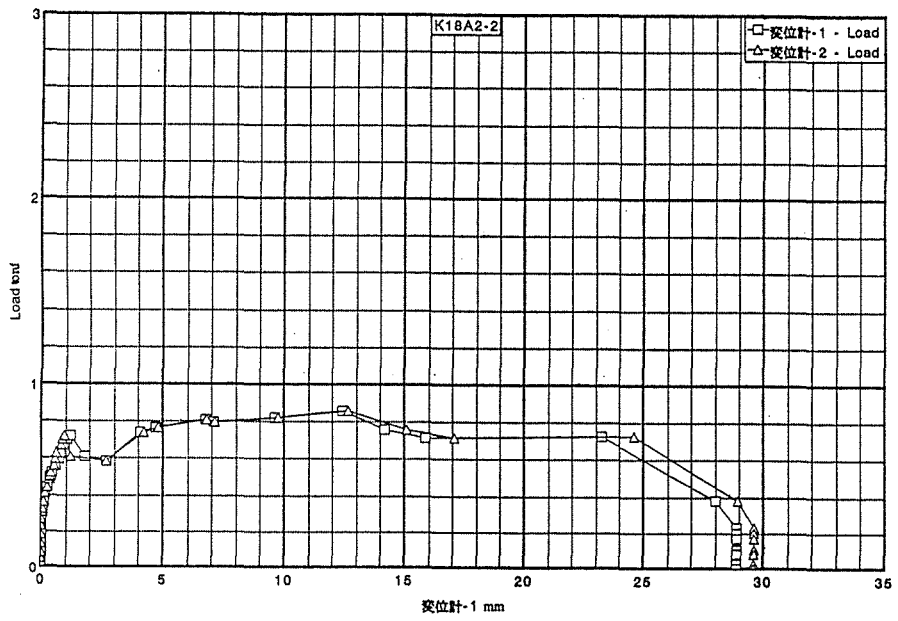
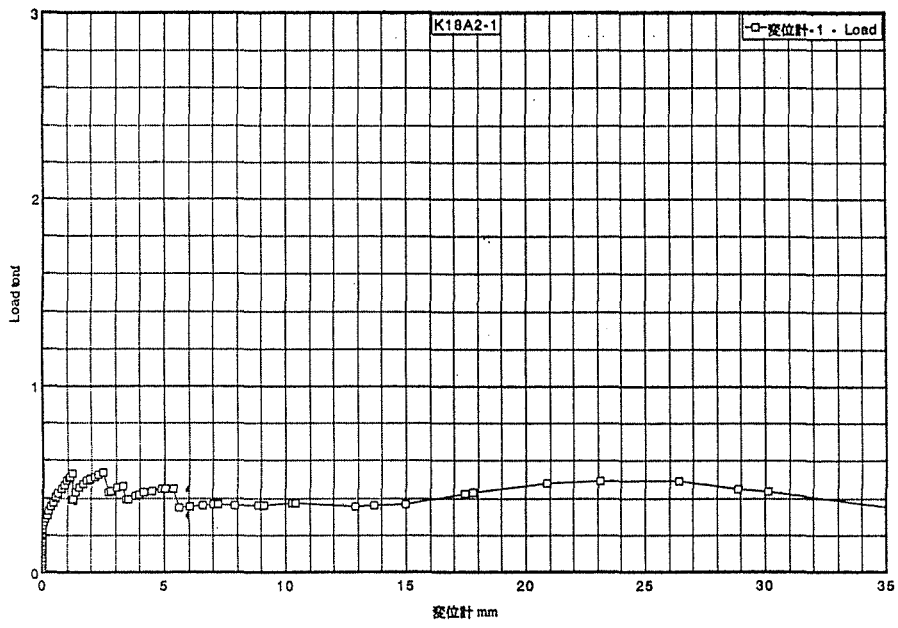
表 1-3 試験結果一覧 (つづき)

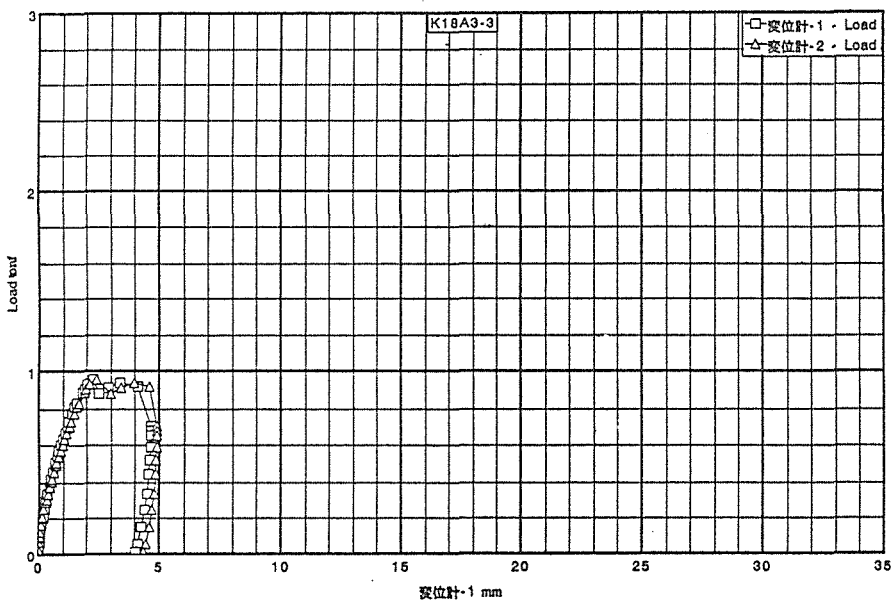
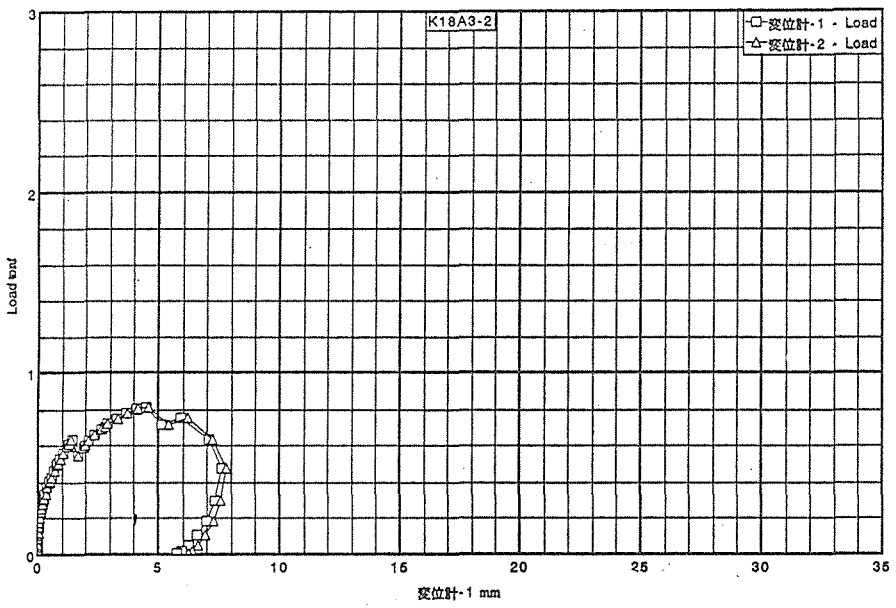
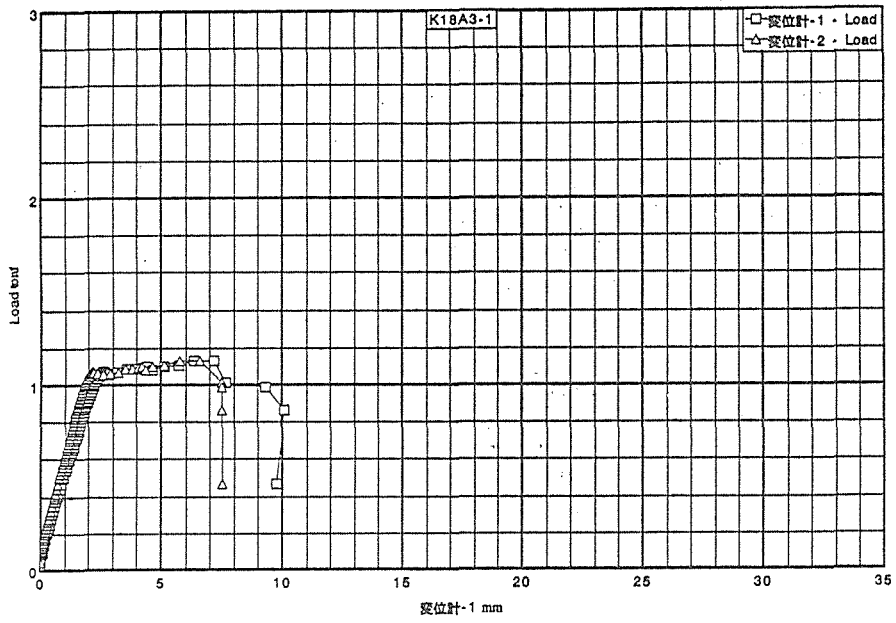
K18C2-3	1.616	7.9	1.613	8
K18C3-1	0.988	6.8	0.988	6.8
K18C3-2	0.847	10.4	0.847	10.4
K18C3-3	1.231	10.5	1.112	12.2
K18C4-1	0.318	1	0.261	3.1
K18C4-2	2.531	14.6	2.183	18.3
K18C4-3	0.635	6.2	0.622	7.1
K18C5-1	0.821	5.3	0.698	7.1
K18C5-2	0.908	1.7	0.774	2.6
K18C5-3	1.882	10.3	1.869	10.5
K18D1-1	1.202	2.8	1.054	6.8
K18D1-2	0.727	20.6	0.636	25.1
K18D1-3	1.371	4.6	1.124	7.4
K18D2-1	1.91	9.9	1.901	10
K18D2-2	1.406	4.1	1.371	4.6
K18D2-3	1.753	9.6	1.635	13.1
K18D3-1	1.807	9.3	1.543	12
K18D3-2	2.054	15.1	1.718	18.6
K18D3-3	1.398	3.3	1.206	5.3
K18D4-1	0.663	1.7	0.532	2.6
K18D4-2	1.273	7.8	1.262	8.8
K18D4-3	1.62	5.7	1.466	8.6
K18D5-1	0.811	3.1	0.811	3.1
K18D5-2	1.449	16	1.449	16
K18D5-3	1.058	20.5	1.058	20.5

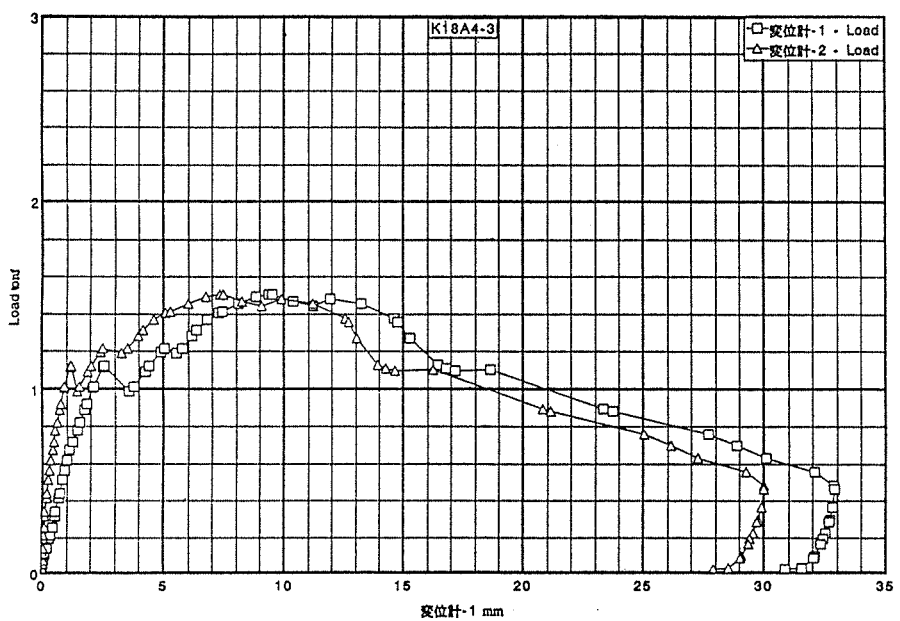
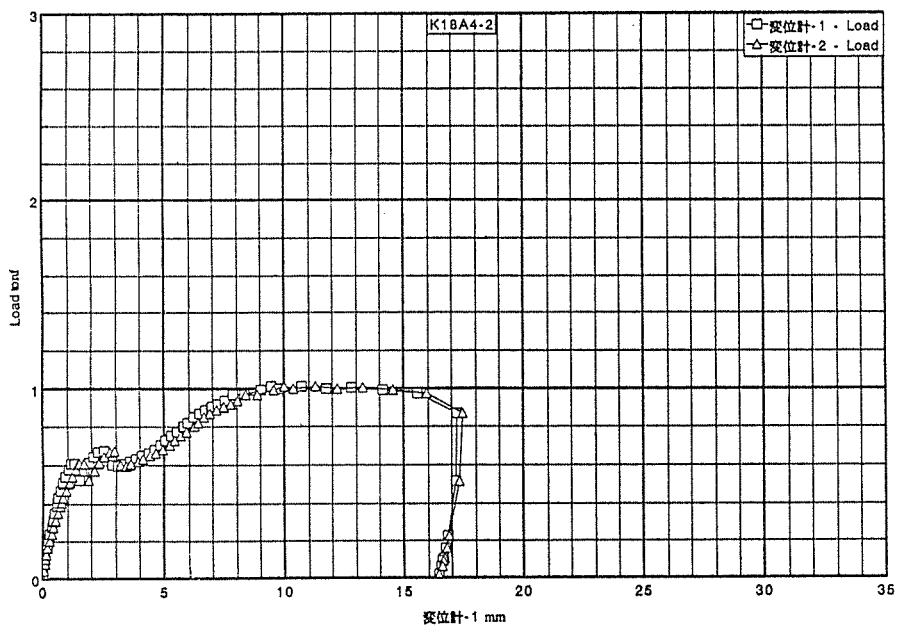
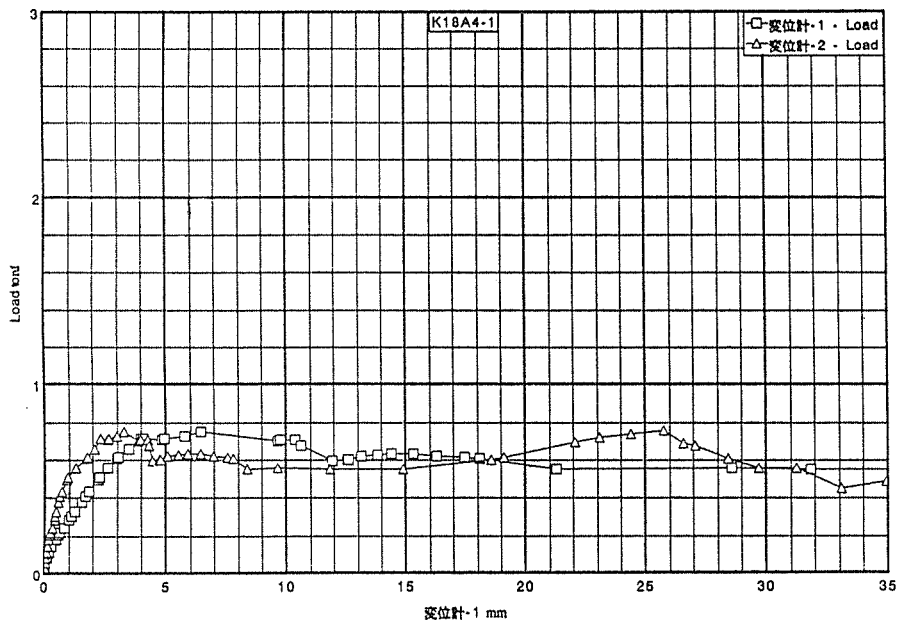
4. 2 各試験体の荷重変形曲線

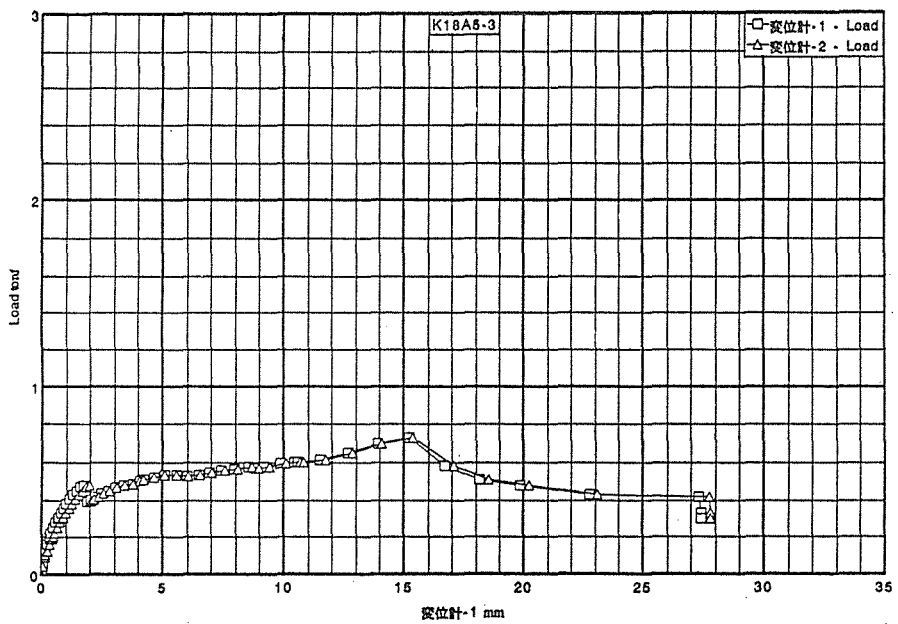
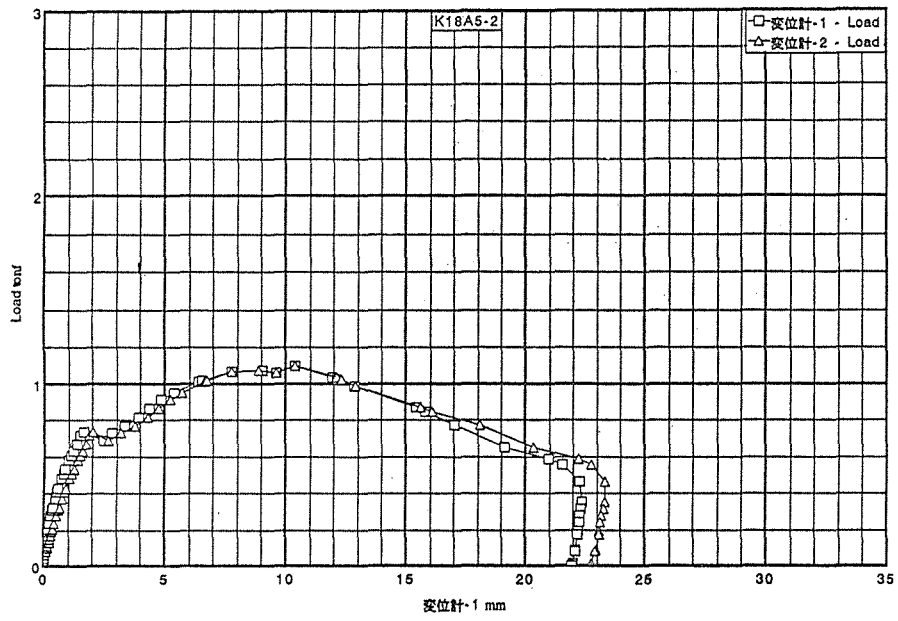
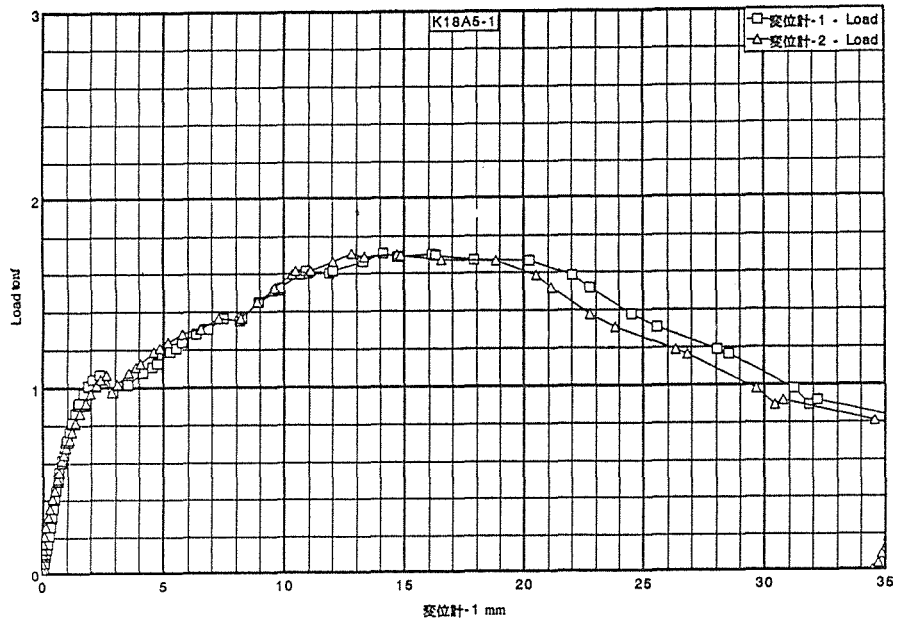
以下に、表 1-2 に示した各試験体の荷重変形曲線を示す。同じ試験体につき各 3 体の試験を行ったため、それら 3 体の試験結果のグラフを 1 ページにまとめて示してある。なお、主材両脇の側材に対する相対変位を計 2 箇所測定したため、各グラフには 2 本の荷重変形曲線がそのまま示されている。

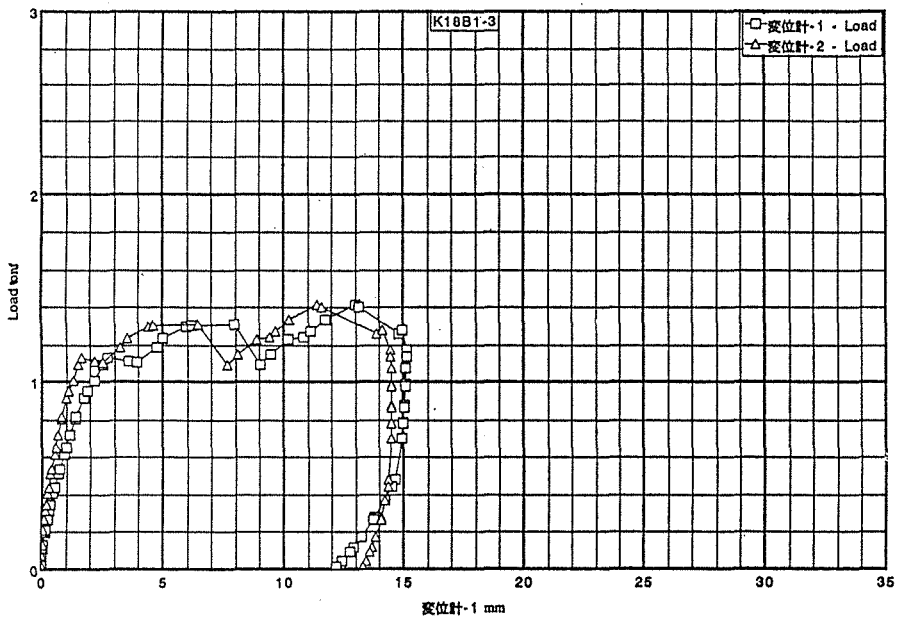
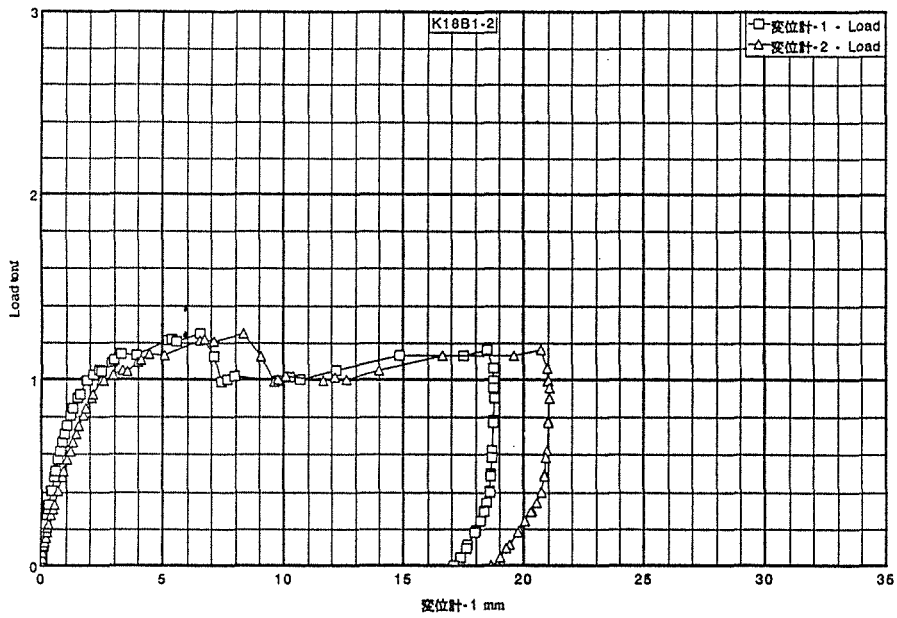
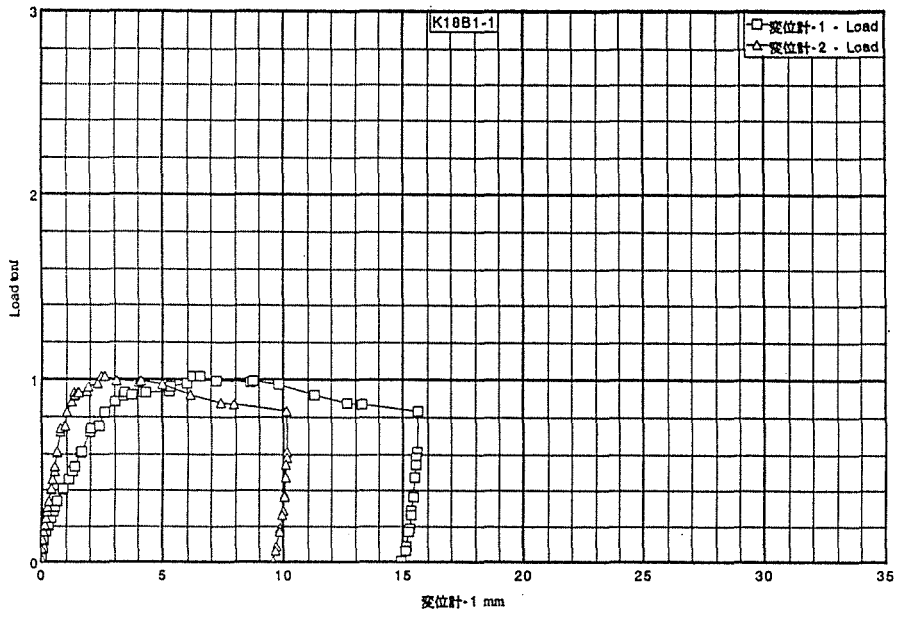


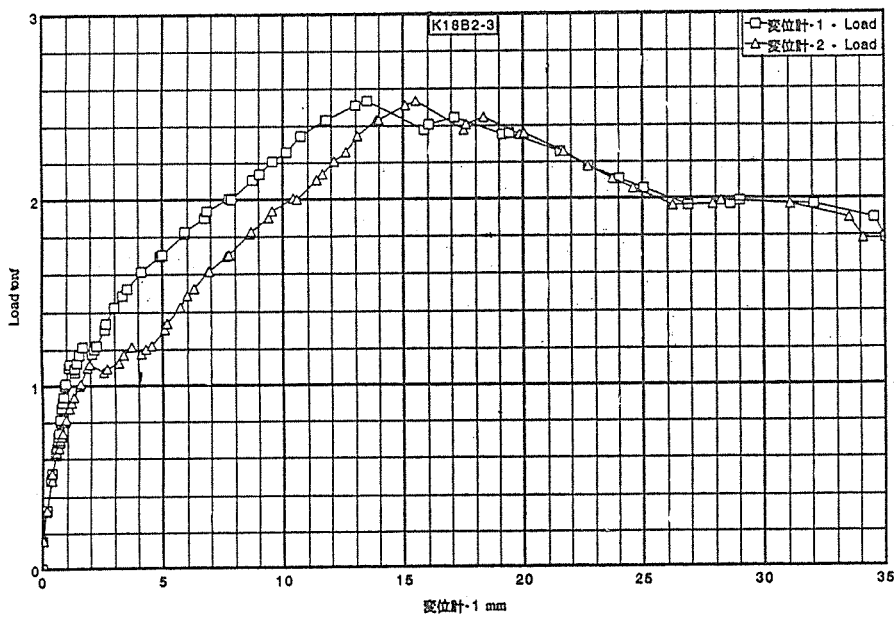
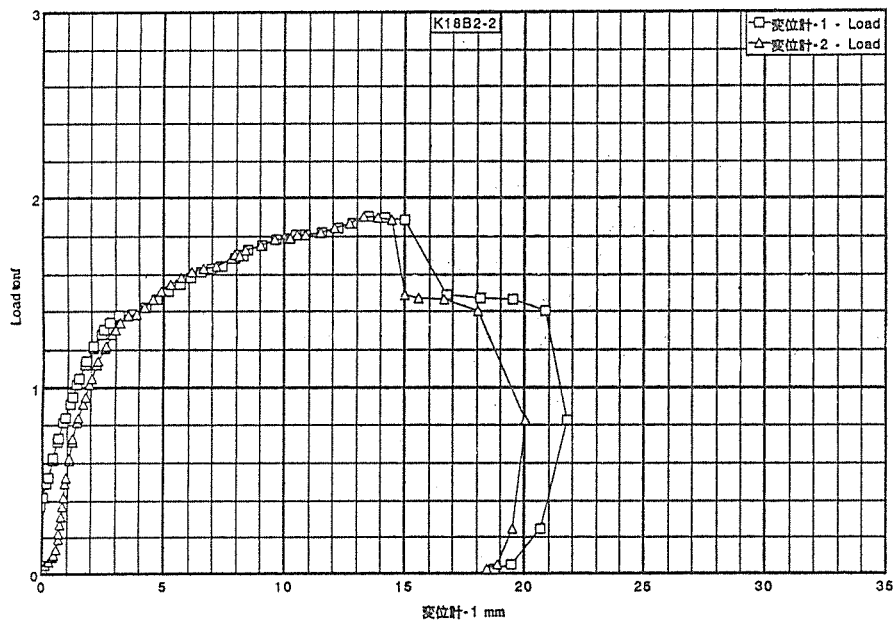
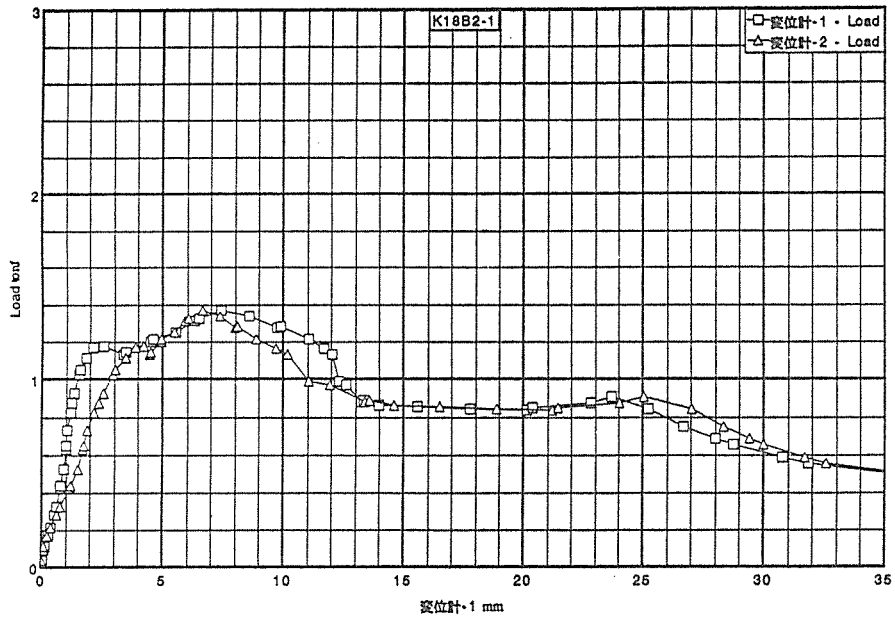


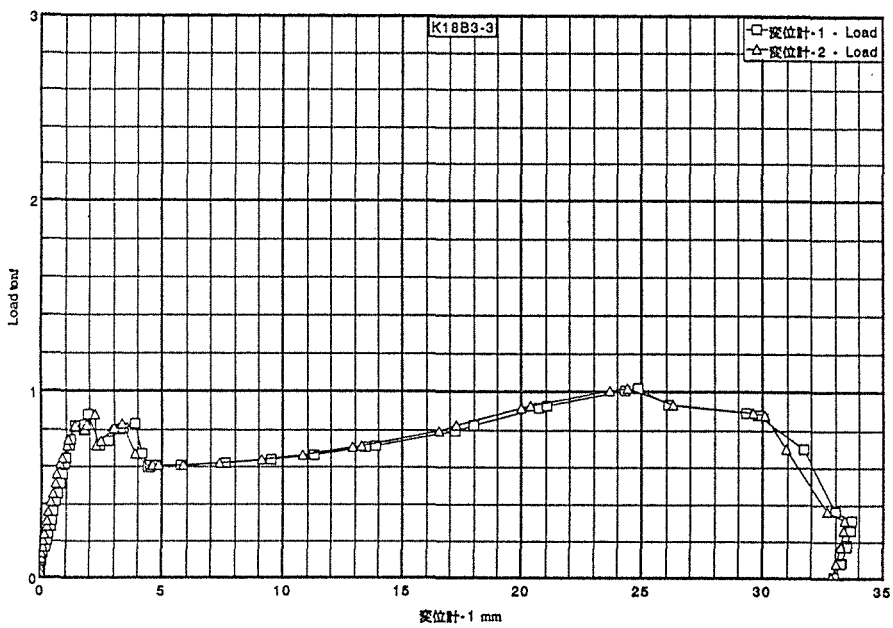
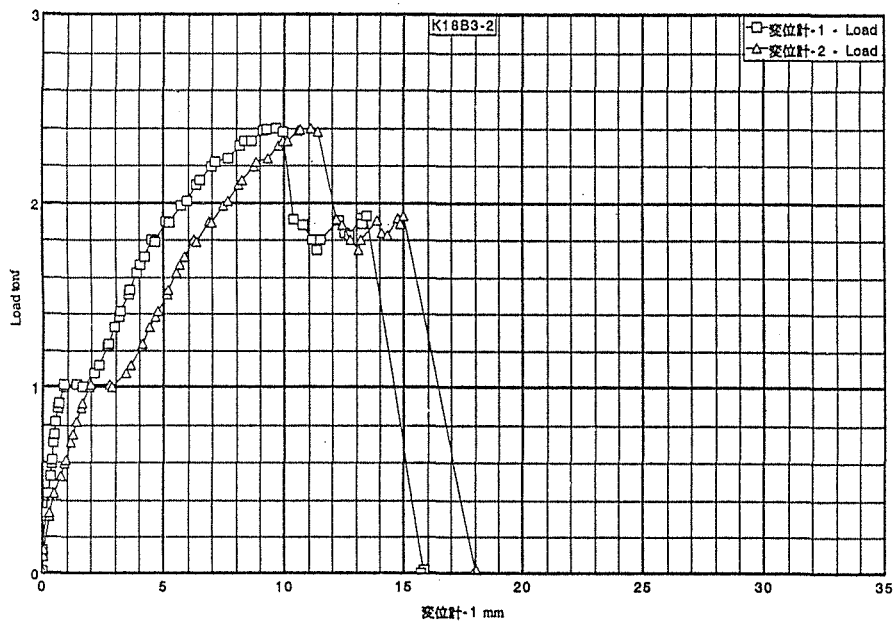
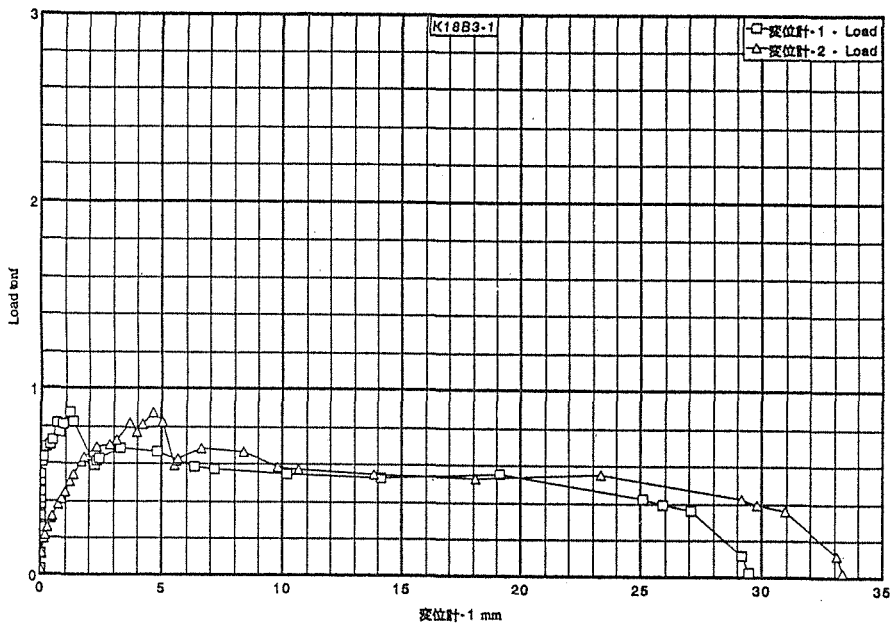


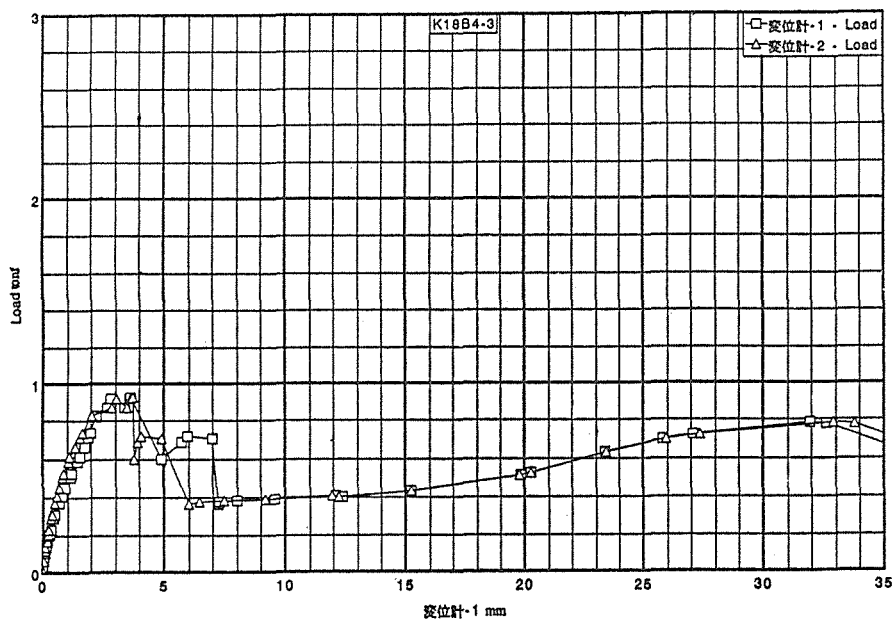
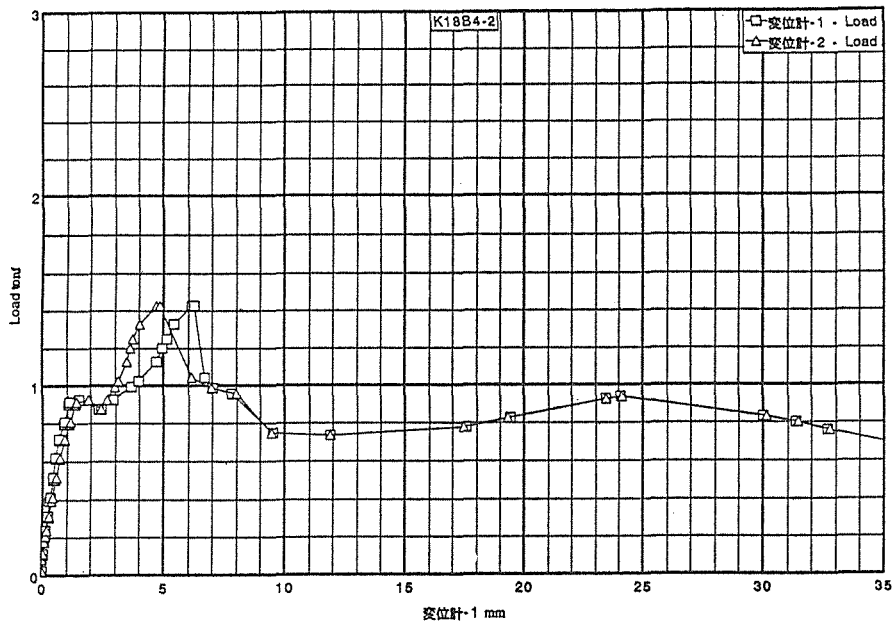
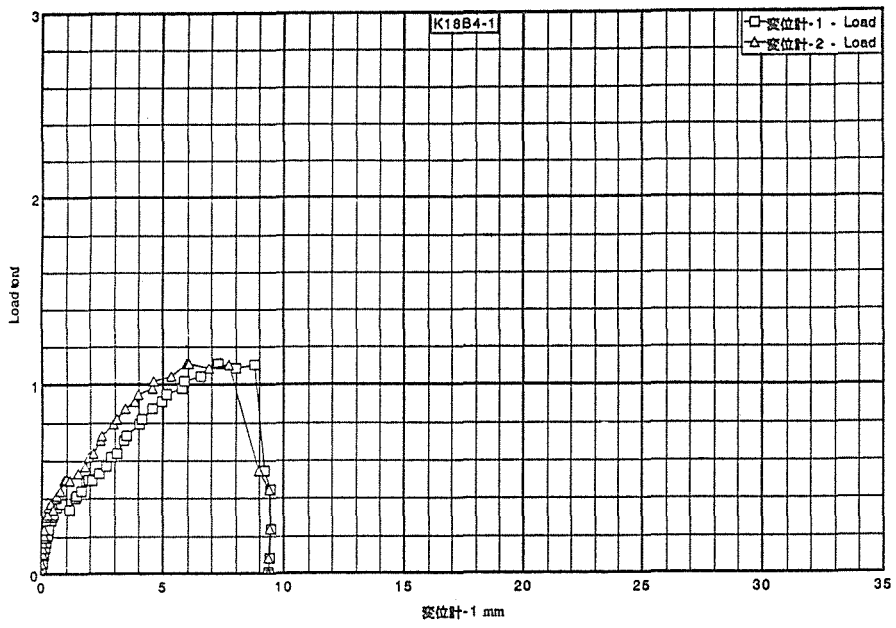


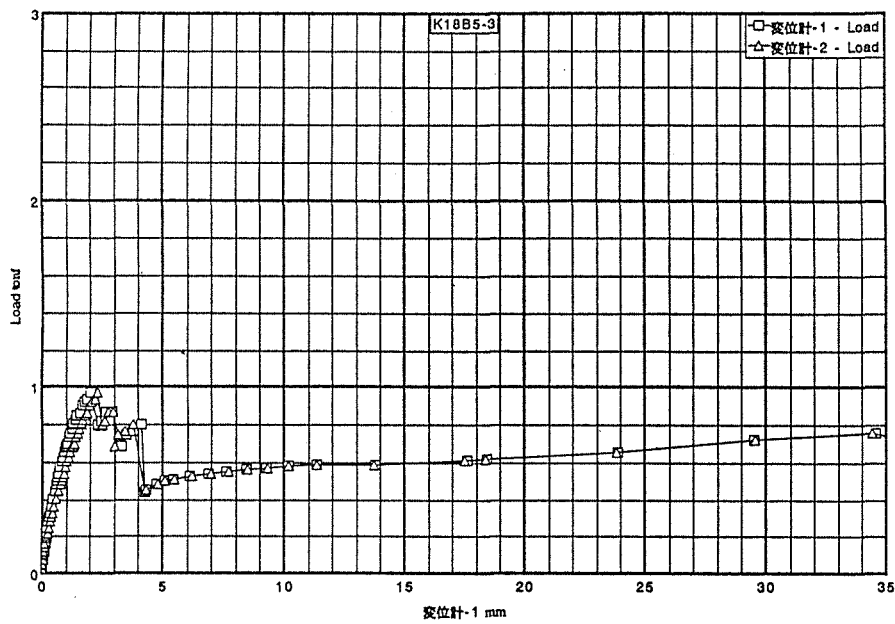
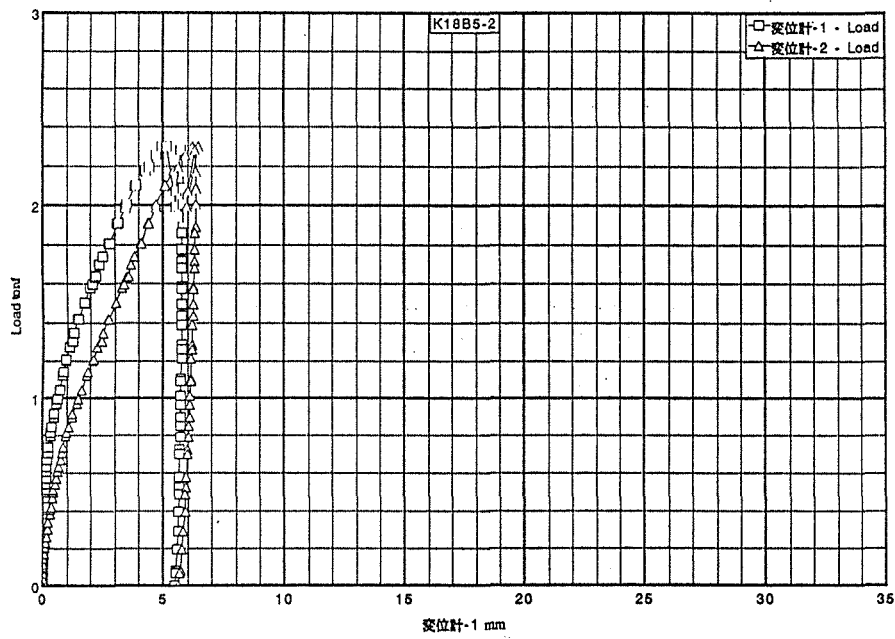
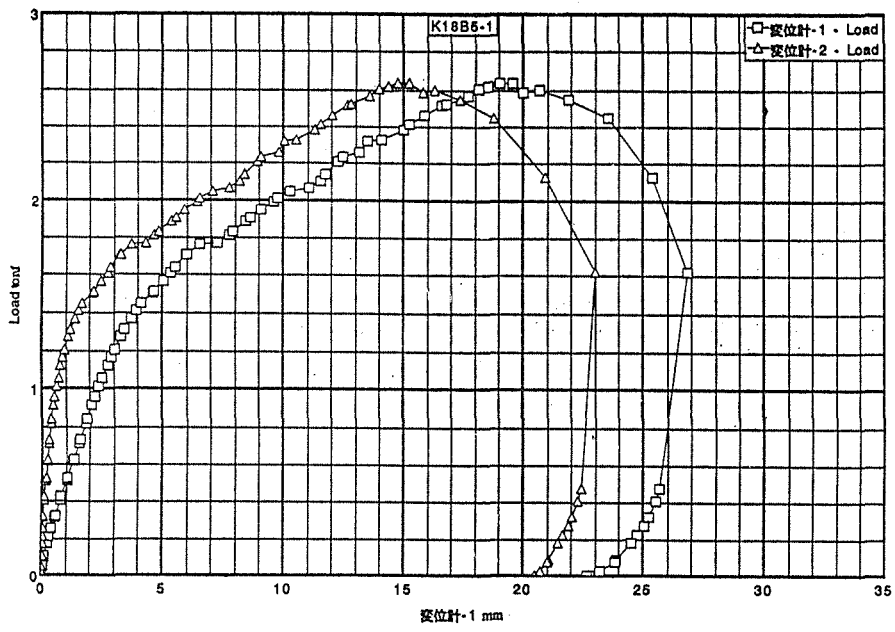


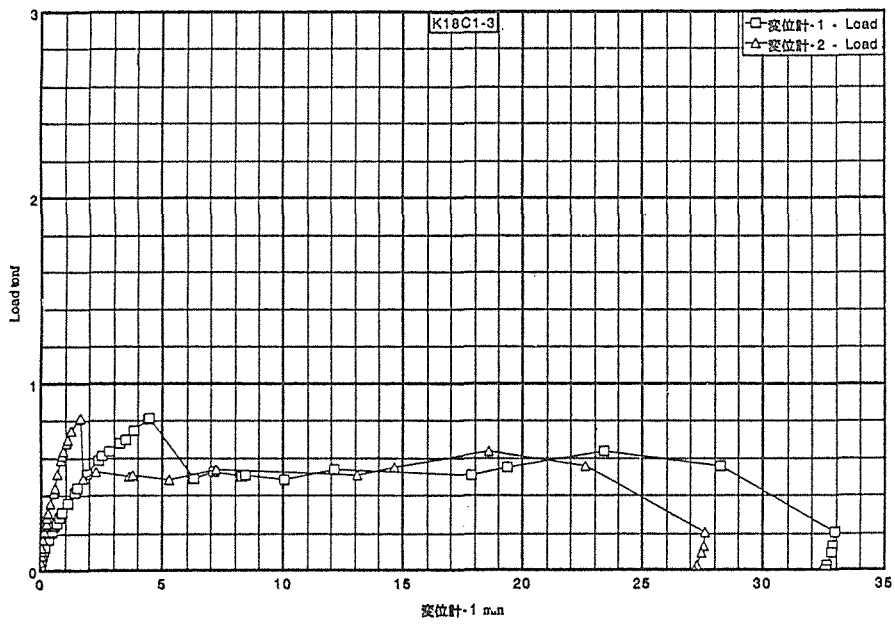
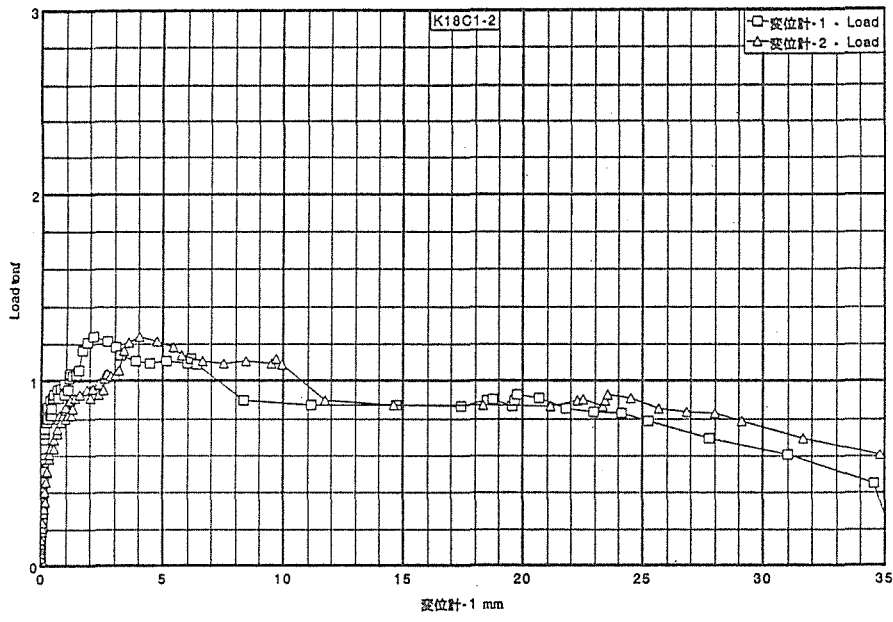
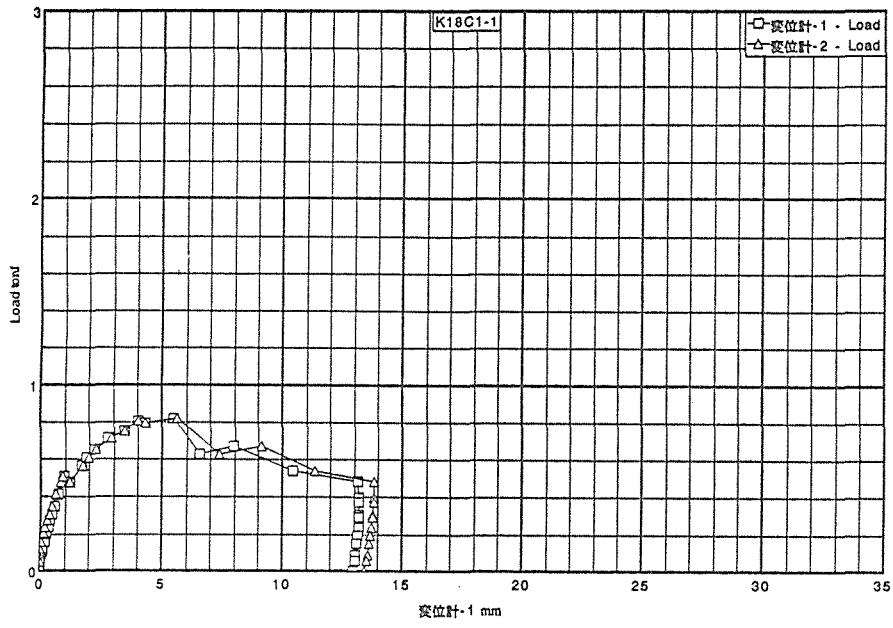


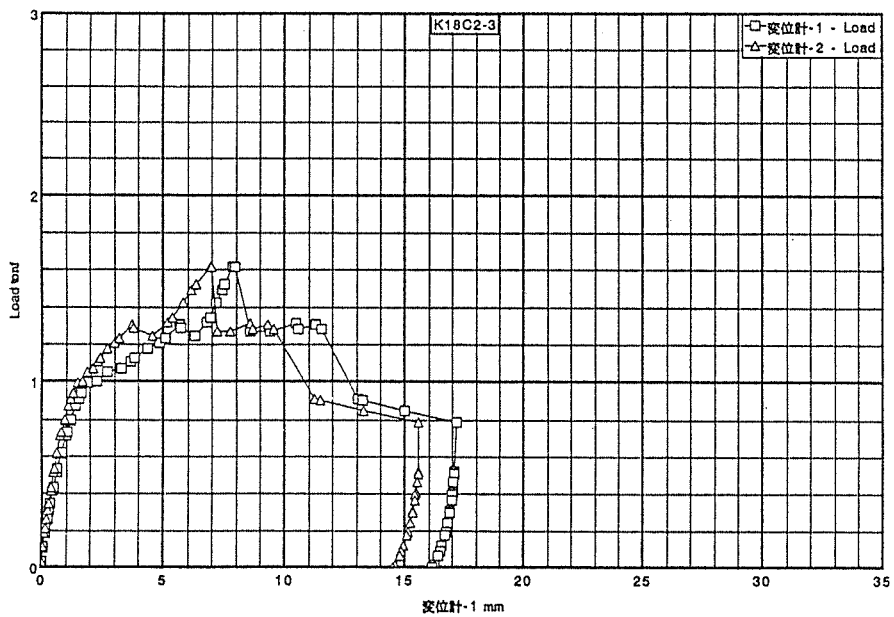
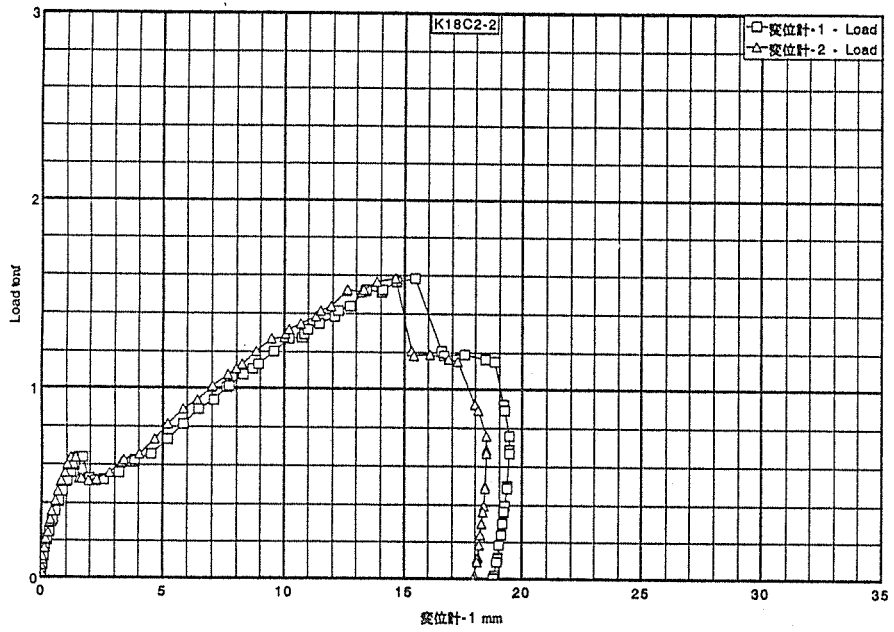
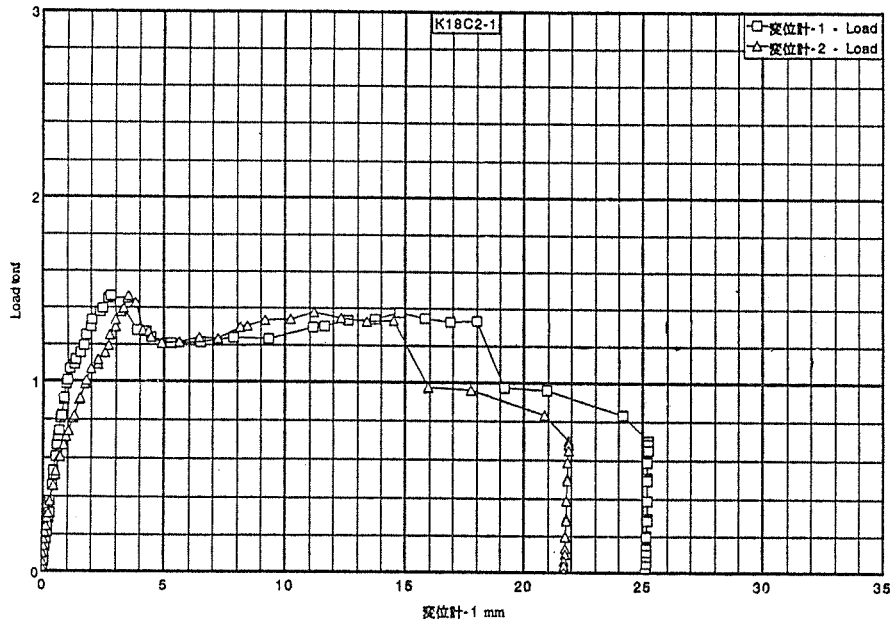


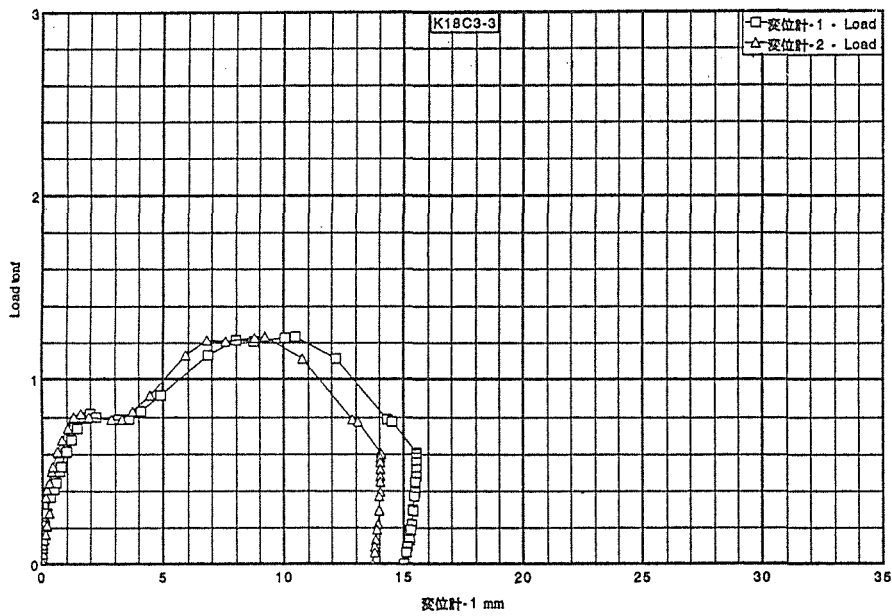
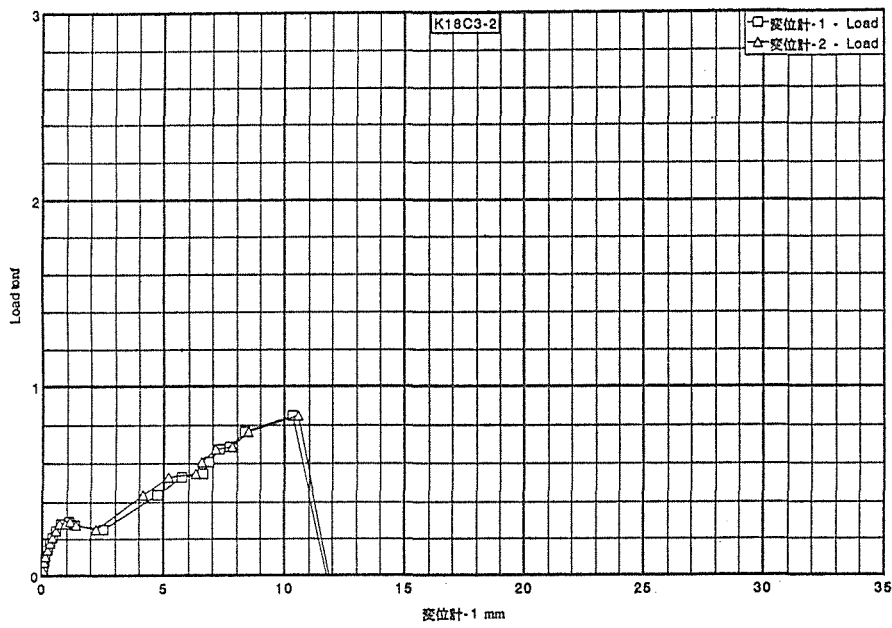
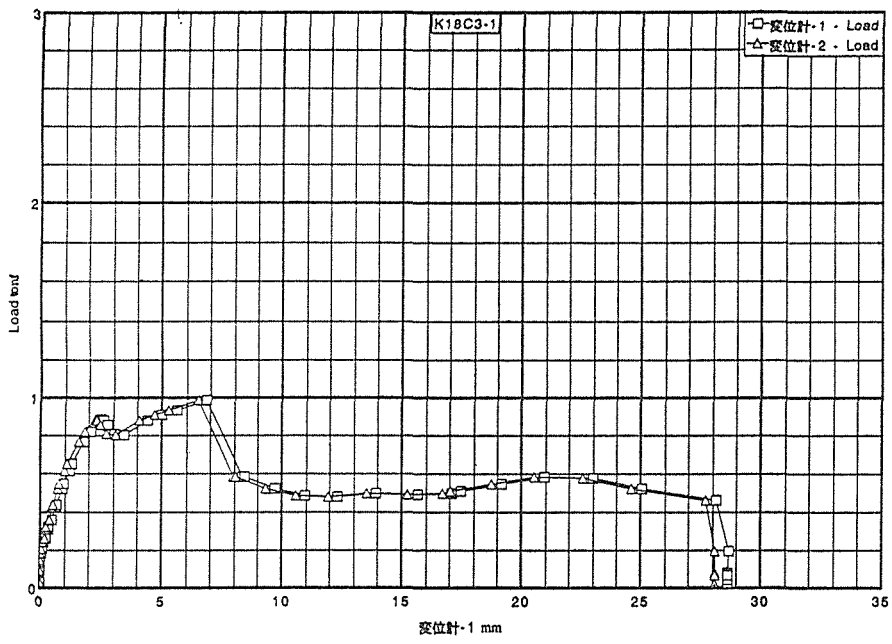


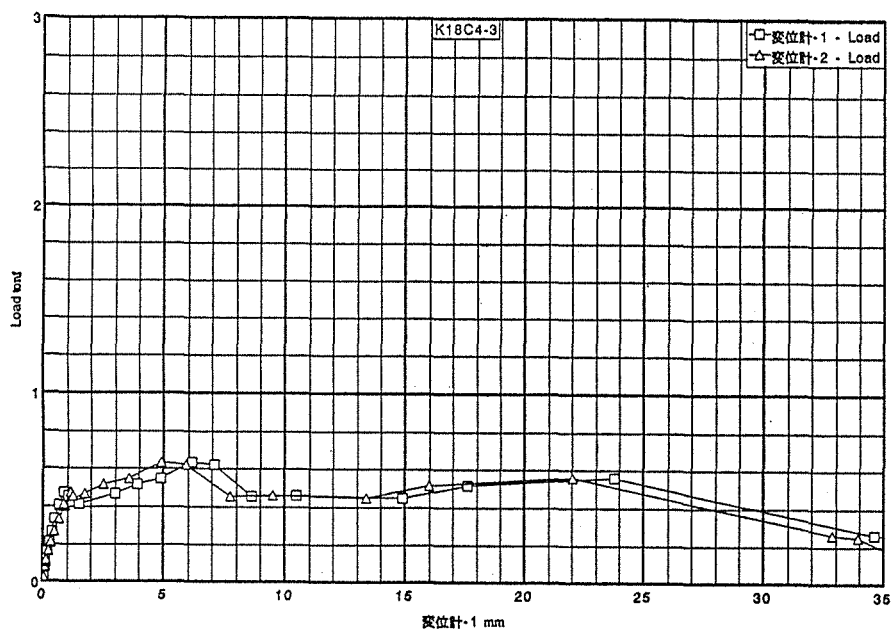
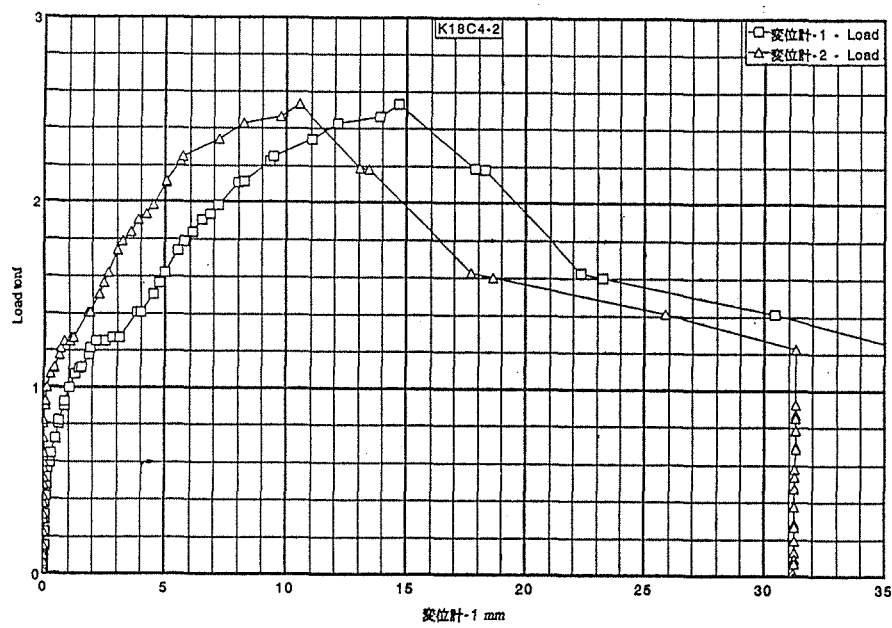
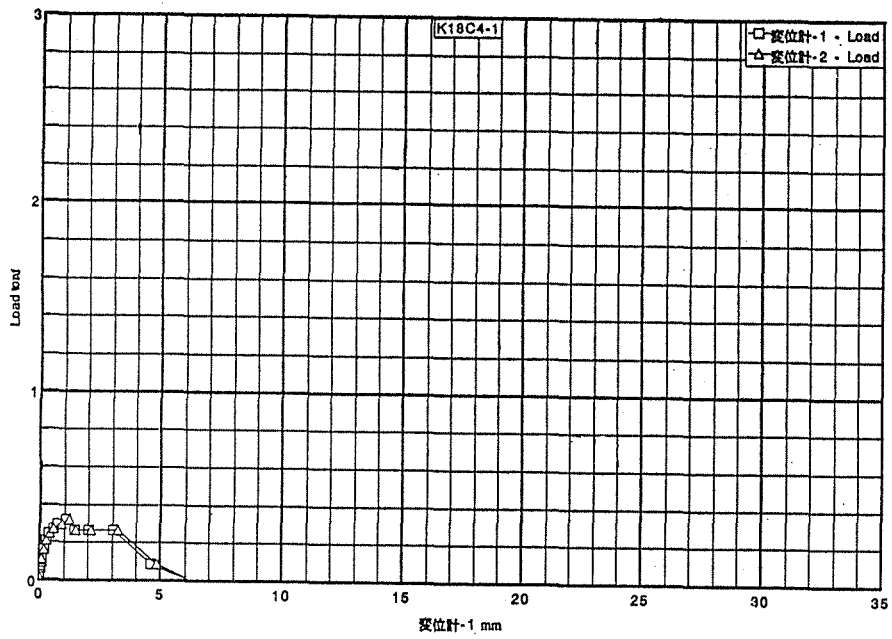


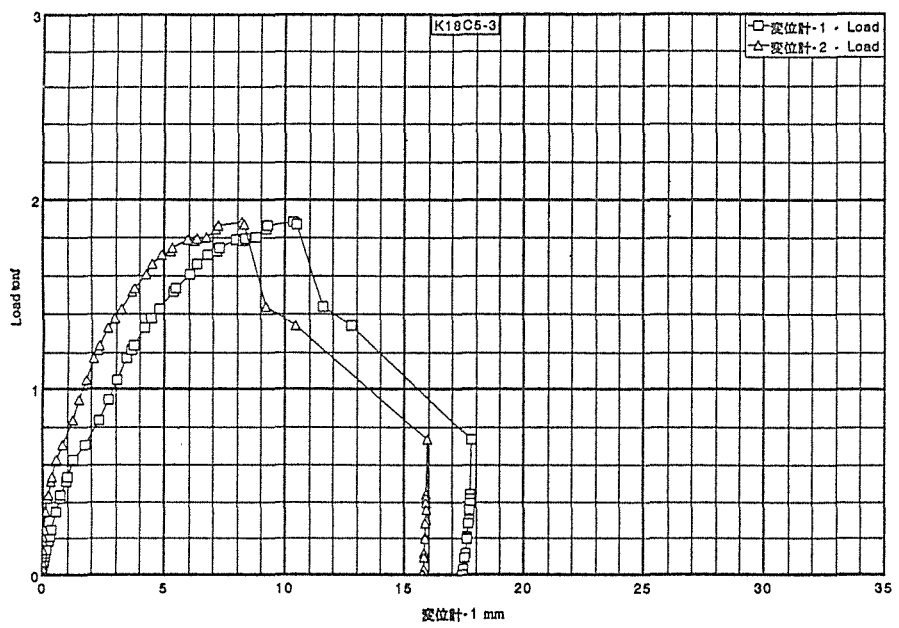
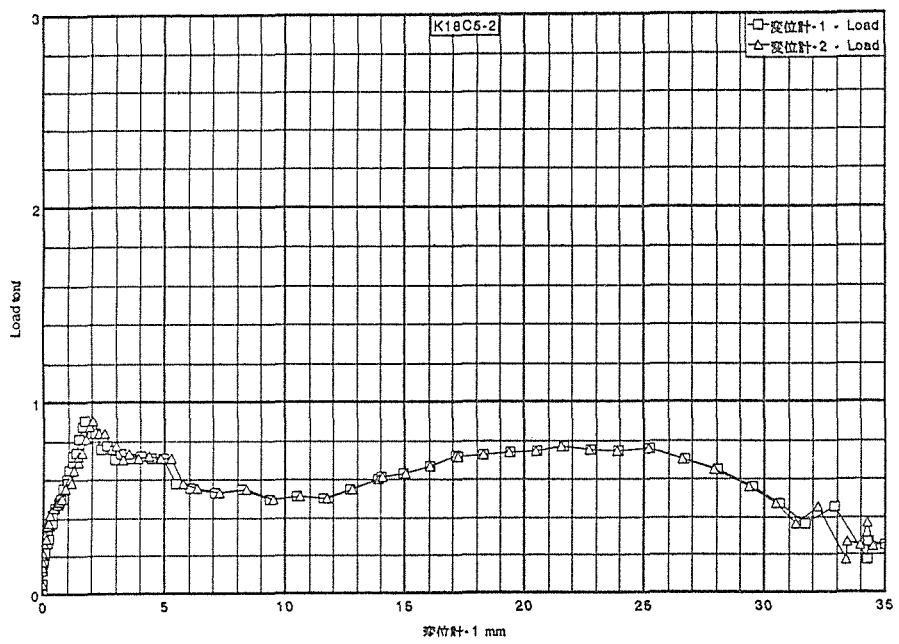
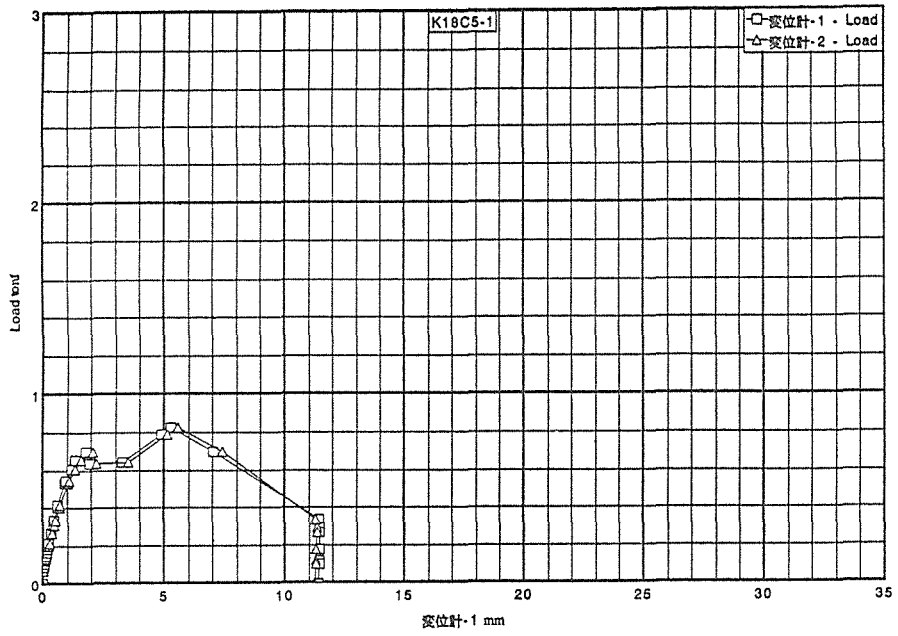


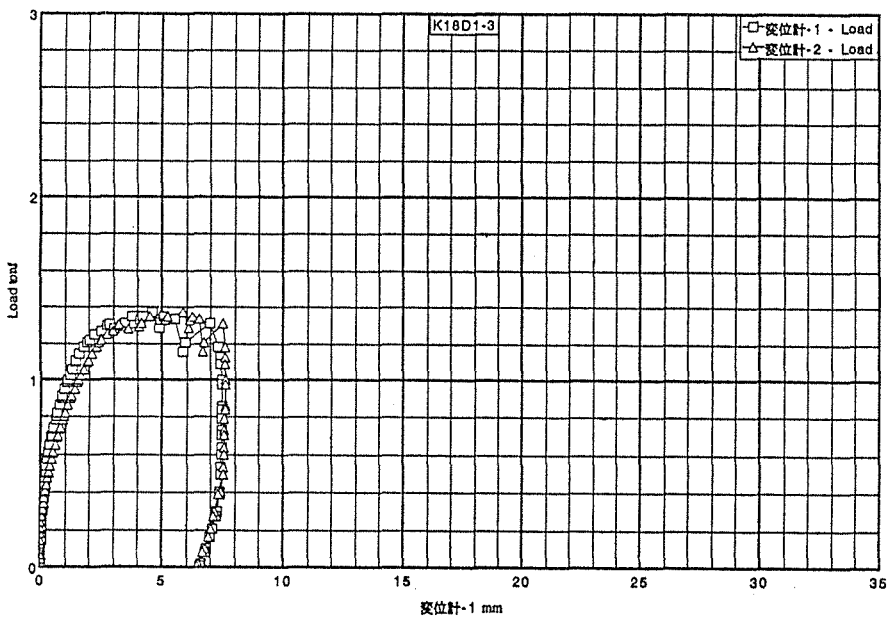
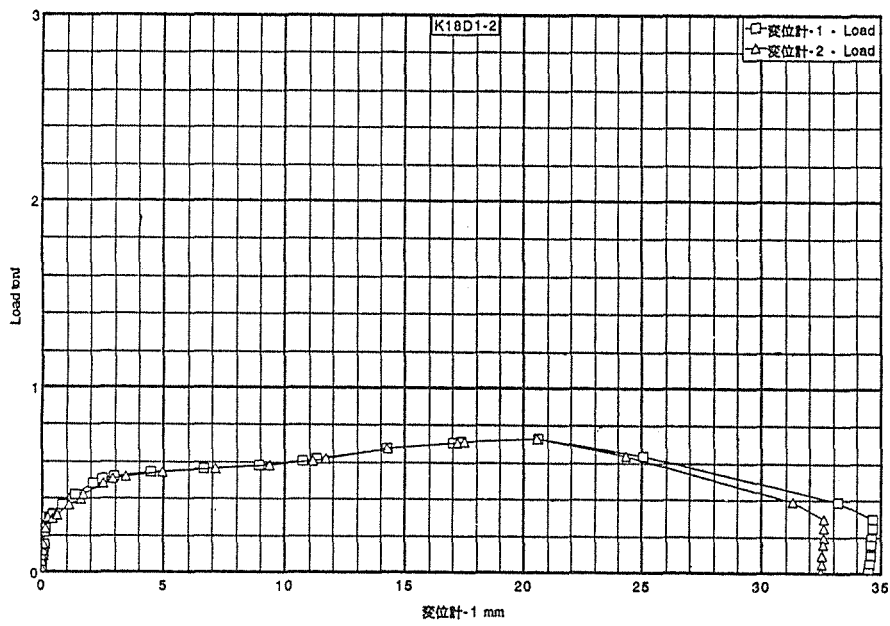
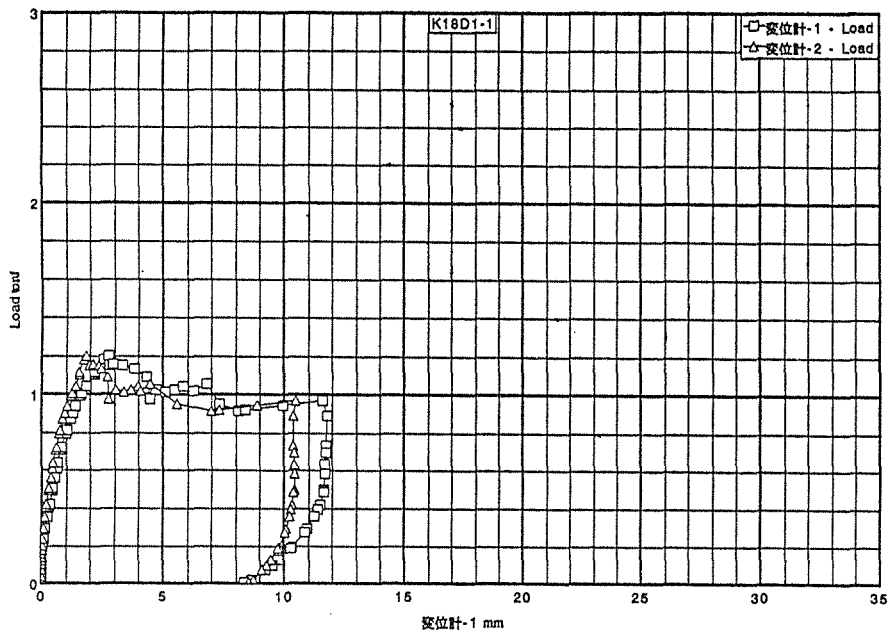


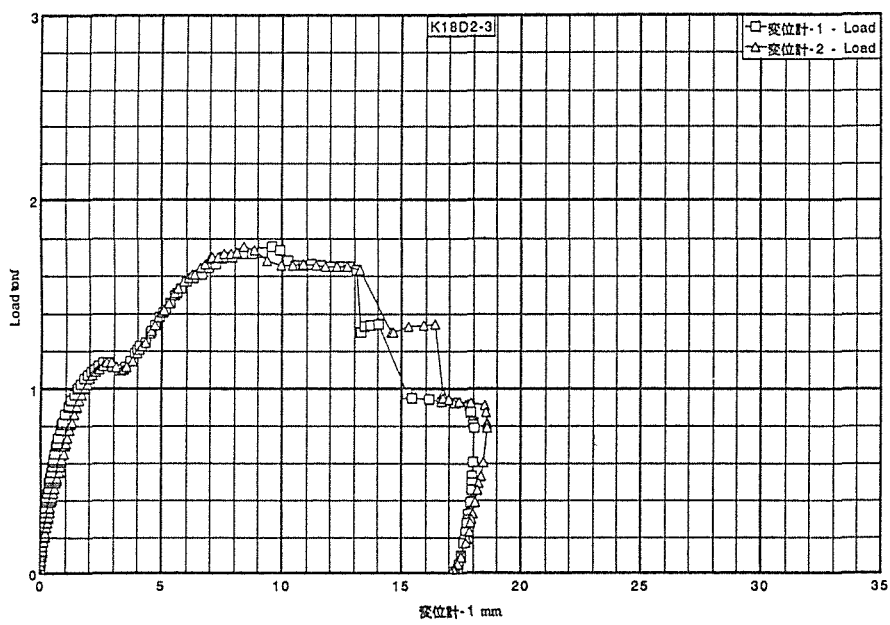
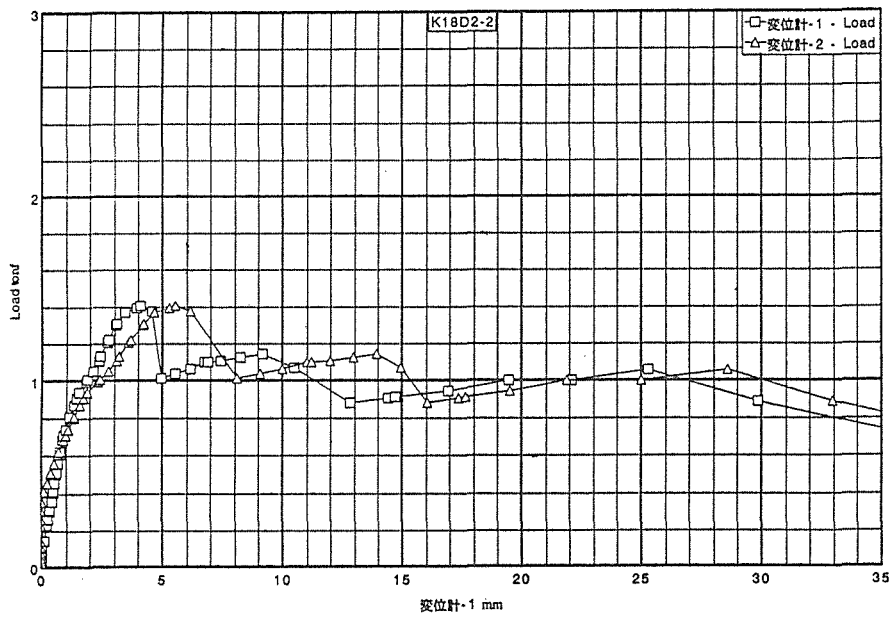
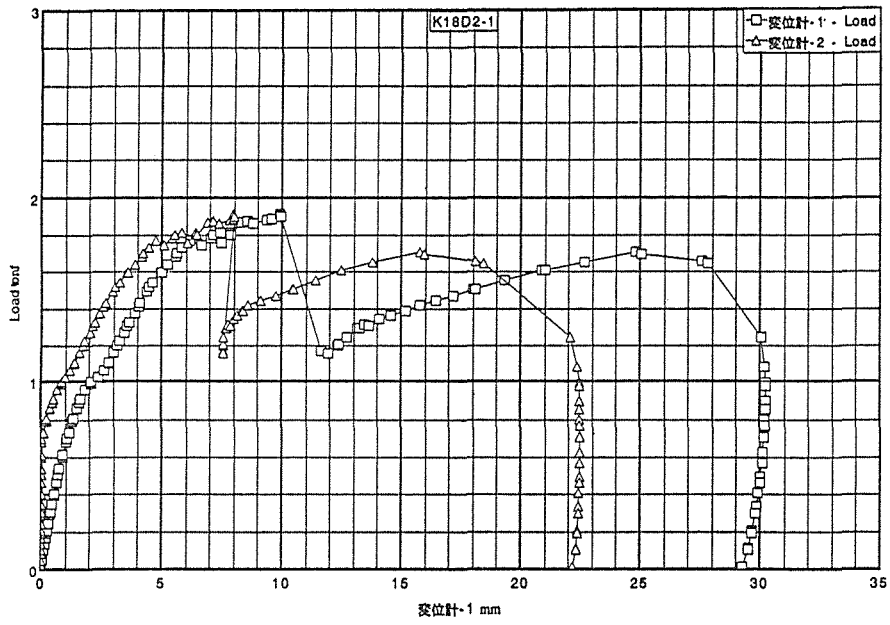


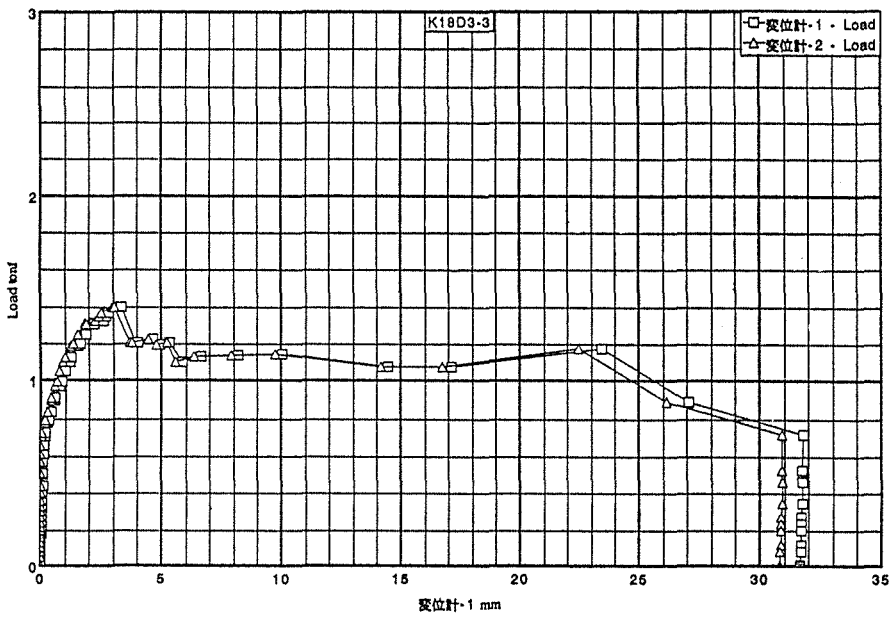
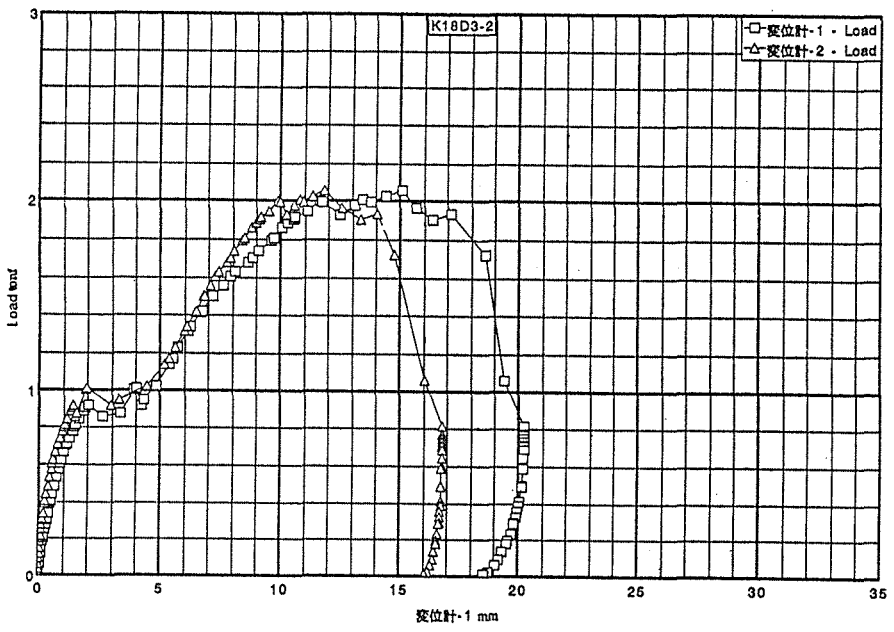
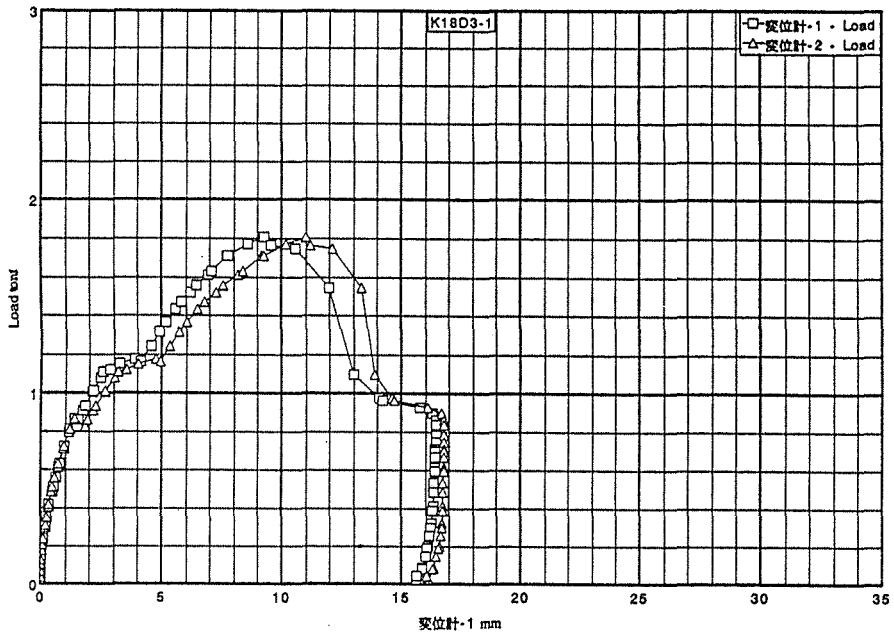


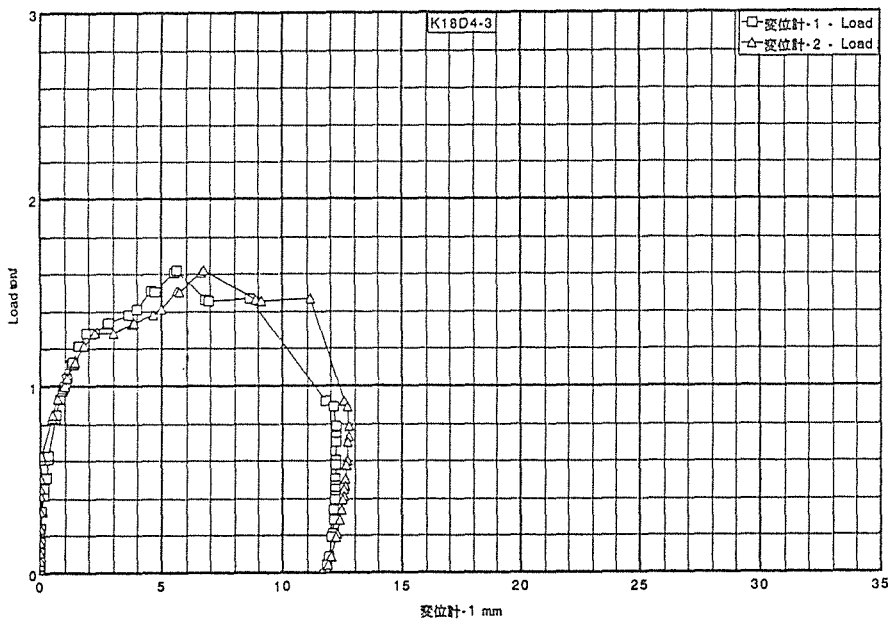
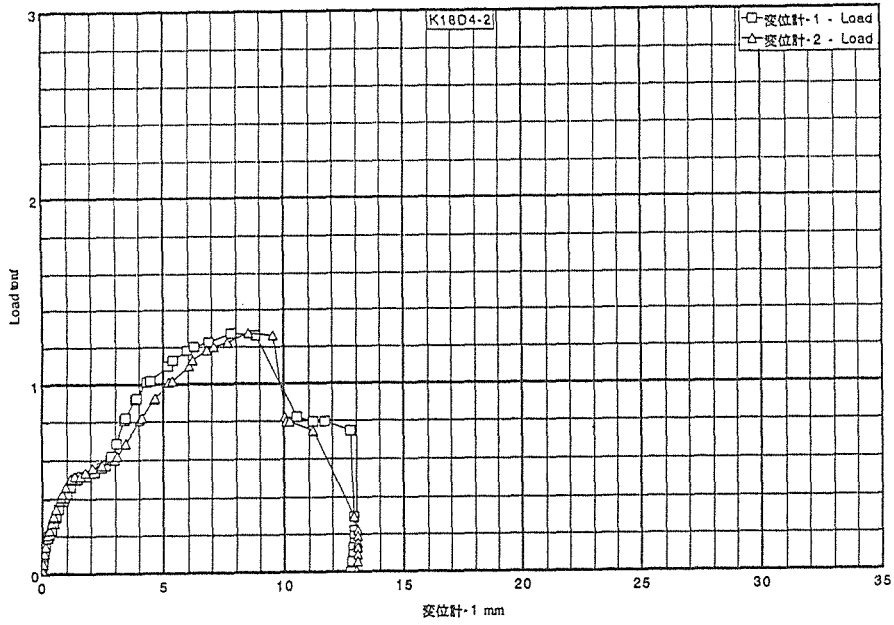
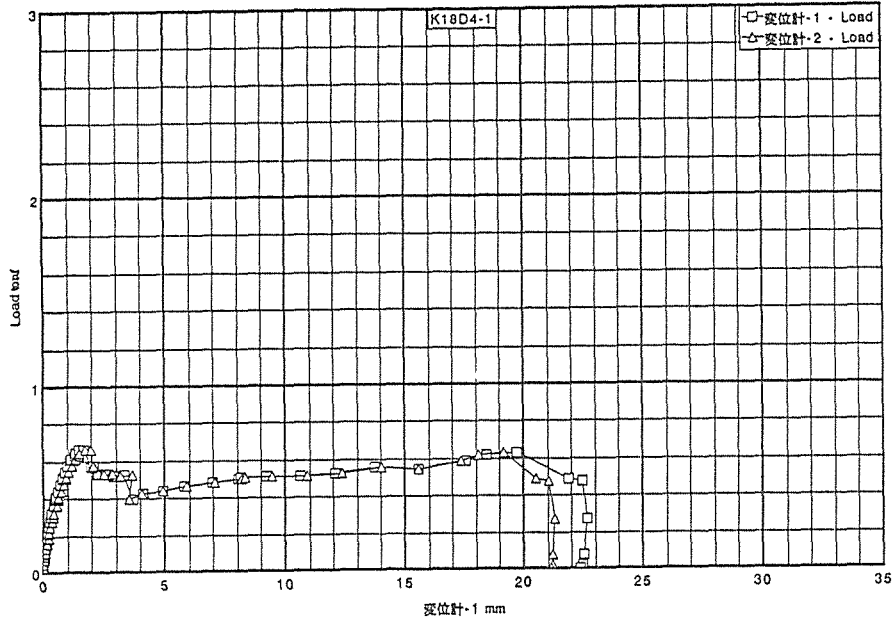


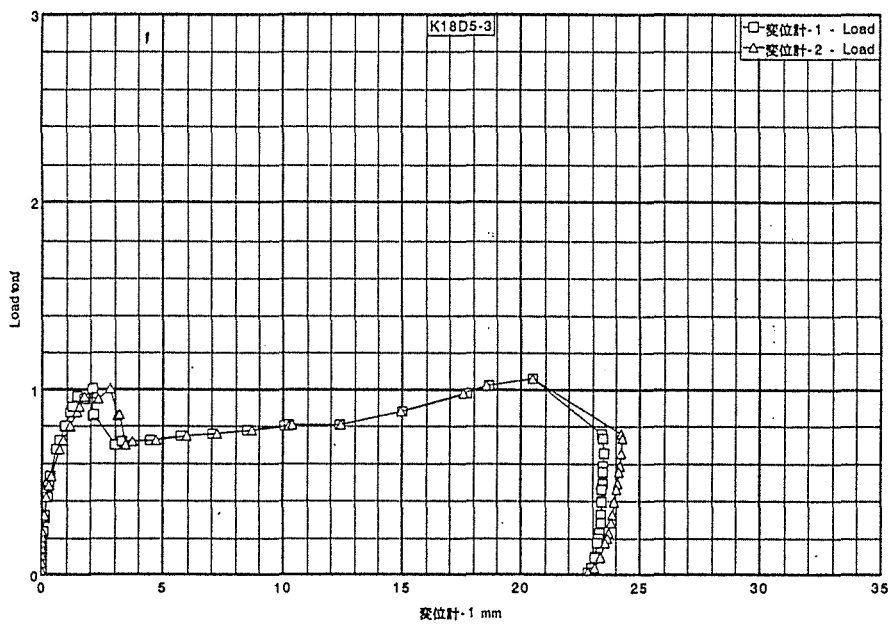
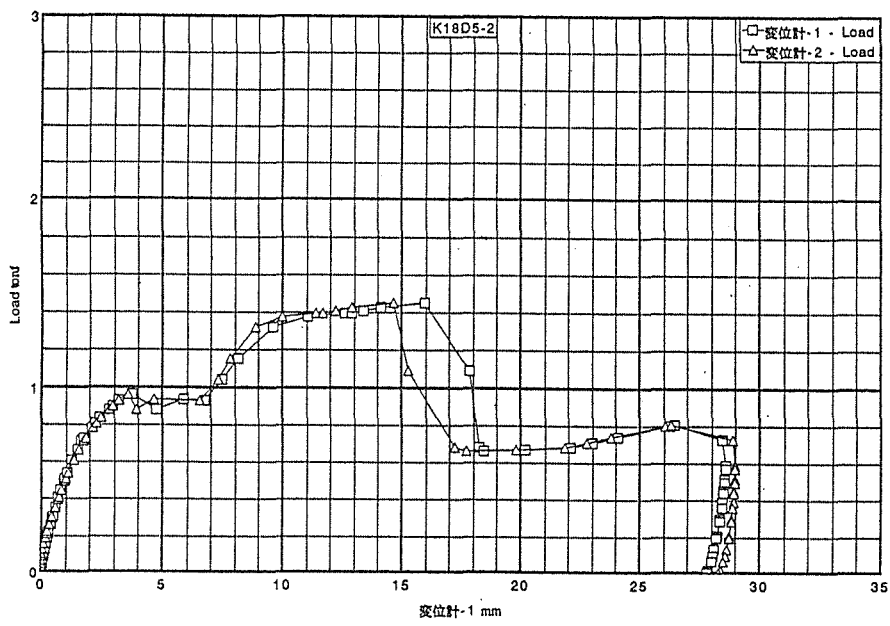
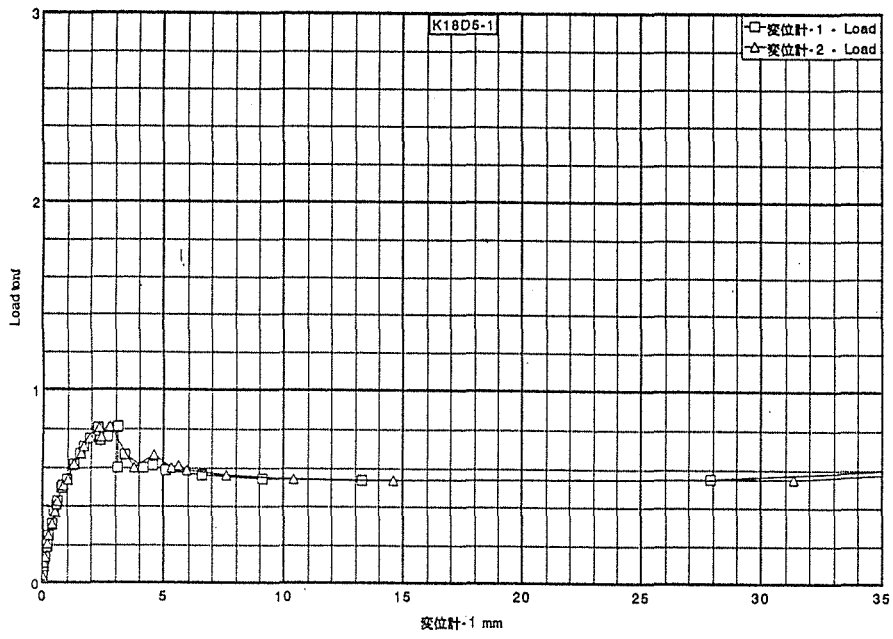












第2章 木質接合部の初期「あそび」に関する実験

1 実験の目的

集成材接合部の剛性を予測し、その荷重－すべり関係を標準化をすることが現在の最重要課題である。その荷重－すべり関係は接合具付近の木部に弾性応力がはたらいっている領域については、多くの研究者が尽力してきた様々な実験、理論解析によって、かなり精度高く評価されることが可能になった。

しかし、部材に弾性応力がほとんど作用しない微小载荷時に木質接合部特有の初期「あそび」が存在するか、あるいは施工当初に存在しなくても経年負荷に応じて生じてくることが知られている。この接合部の初期「あそび」は接合部の終局耐力に対してはともかく、一次設計における初期剛性に対しては大きな影響を及ぼし、荷重－すべり関係を把握する上で残された大きな課題の一つである。

現状では接合具と部材の先孔の寸法を等しくすることで、この初期「あそび」を無くし、或いは極力減らし、考慮に入れない設計法が一般的になっている。ところが、接合具と部材の先孔の寸法を等しくすることは、施工性と相反する関係にあることもよく知られている。このような理由から、接合部の初期「あそび」の挙動を標準化して設計に盛り込むことで、施工性との折り合いをうまく実現した接合部の、もしくは接合部設計技術の開発が最終的な目標である。

そこで木質接合部の初期「あそび」の挙動を実験的に明らかにすることを目的として、実大サイズのモーメント抵抗型集成材接合部試験体に対して動的载荷試験、静的载荷試験を実施した。カラマツ集成材を円形配置したボルトによって接合した試験体に対して静的、動的モーメントを与え、そのときの頂部や接合部付近の変形と接合具近辺の材表面のひずみ分布を測定した。このときボルト径と先孔径が全く等しいもの、1 mm 後者が大きいもの、アペルリングを使用したものを試験に供した。

なお、本文中で「あそび」という語を使用するが、一般に”ガタ”ともいわれているが、それと等しいものと考えていただきたい。あえてここで”ガタ”と呼ばないのは、その言葉が否定的なニュアンスを醸しだし、「あそび」が木質接合部の欠点であるという認識の上に立っていないからである。摩擦という物理現象が未だ学術的に明らかにされていない現在、ともするとそれが衝撃荷重の吸収性能など、木質接合部の利点にといえる可能性も否定できないからである。

2 試験体および実験方法

2. 1 モーメント抵抗型集成材接合部試験体

21 プライのカラマツ集成材 $2000 \times 520 \times 150$ mm を主材とし、その端部と $2000 \times 520 \times 90$ の側材 2 体の端部を接合具 8 個を円形配置することでモーメント抵抗型接合部試験体とした（図 2-1）。

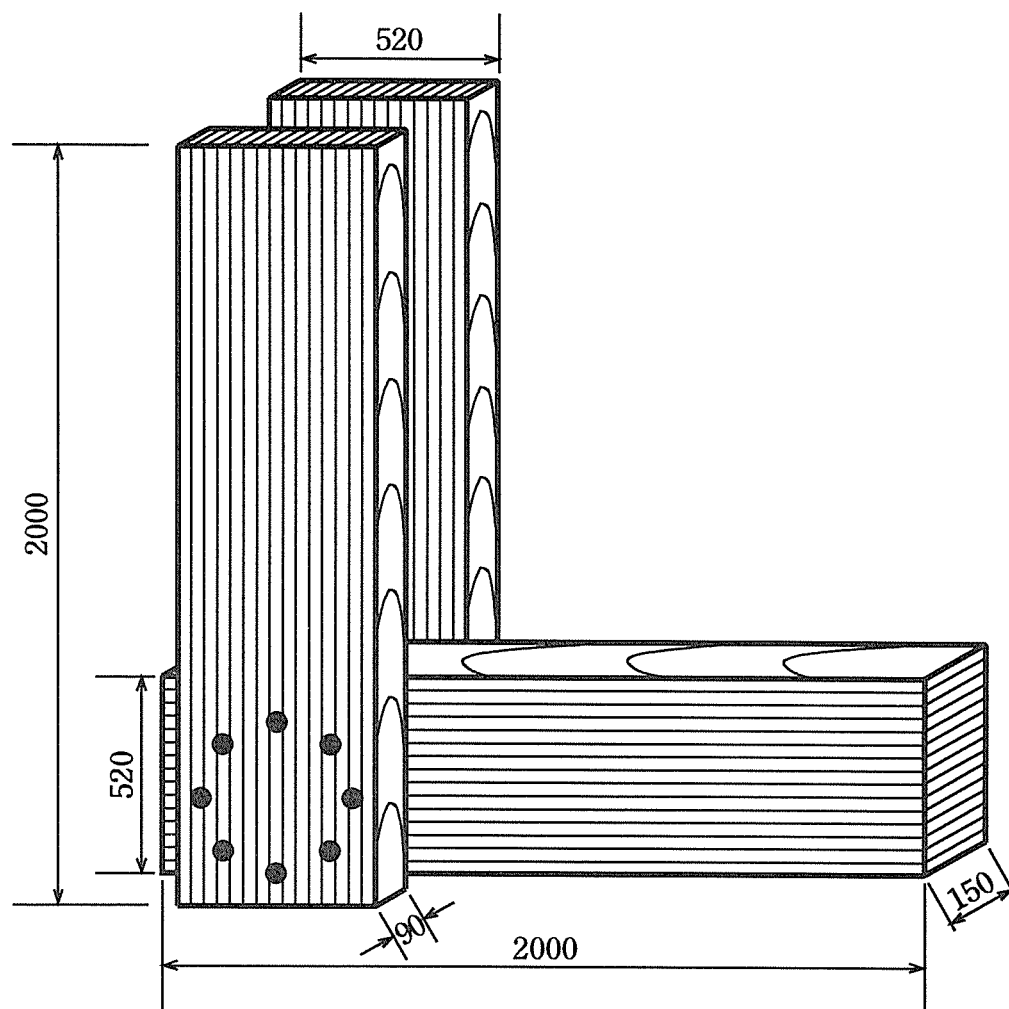


図 2-1 試験体の概略

主材および側材の材端から 500 mm、材縁から 260 mm の点を中心とした半径 180 mm の円弧上に 8 個の接合具を配し、主材と側材 2 体を接合した（図 2-2）。図中の「●」が接合具を配置した個所である。勿論、接合具 20 mm に対して端距離 7 d、縁距離 4 d を満たしている。

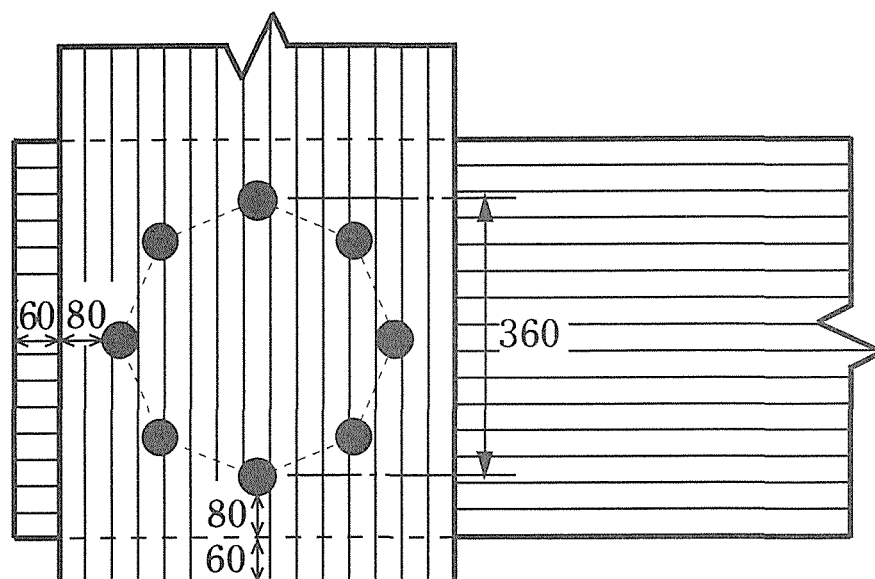


図 2 - 2 接合具の配置と位置関係の概略

接合具にはボルトを用いたが、材との接触部分にはネジ山が存在しないものを用いた。ボルト径 20 mm (M20) に対し、ボルト孔 20 mm の試験体 B (Bolt) とボルト孔 21 mm の試験体 C (Clearance) について行った (表 2 - 1)。

これらと比較するために、アペルリングを用いた試験体 A についても試験を行った (表 2 - 1)。なお、ジュラルミンなどで構成される合金によるアペルリングは外径 65 mm、最大肉厚 5 mm、幅 30 mm であり、直径 12 mm のボルトと併用して用いた。なお、これは 18 mm のボルト孔に挿入され、充分「あそび」を有するため、接合具としてのせん断抵抗、接合部としてのモーメント抵抗を發揮しないものと考え、主材と側材の解離防止の目的で使用した (図 2 - 3)。

表 2 - 1 各試験体の仕様

試験体	ボルト径	先孔径	本数	備考
A アペルリング			8	アペルリング併用
B 「あそび」なし	20	20	8	
C 「あそび」あり	20	21	8	

なお、いずれの試験体に置いてもボルトの締め付けトルクはワッシャー (試験体 A には外径 39.5 mm, 内径 20.5 mm、B, C にはそれぞれ 61.5 mm, 22 mm) が多少材にめり込む程度とした。試験体 C についてはそれを緩めた場合 (試験体 Cy と称する) の動的載荷試験も行った。

また、試験体に用いた部材の比重と応力波伝播速度法によって測定したヤング係数を表 2 - 2 に念のため示しておく。

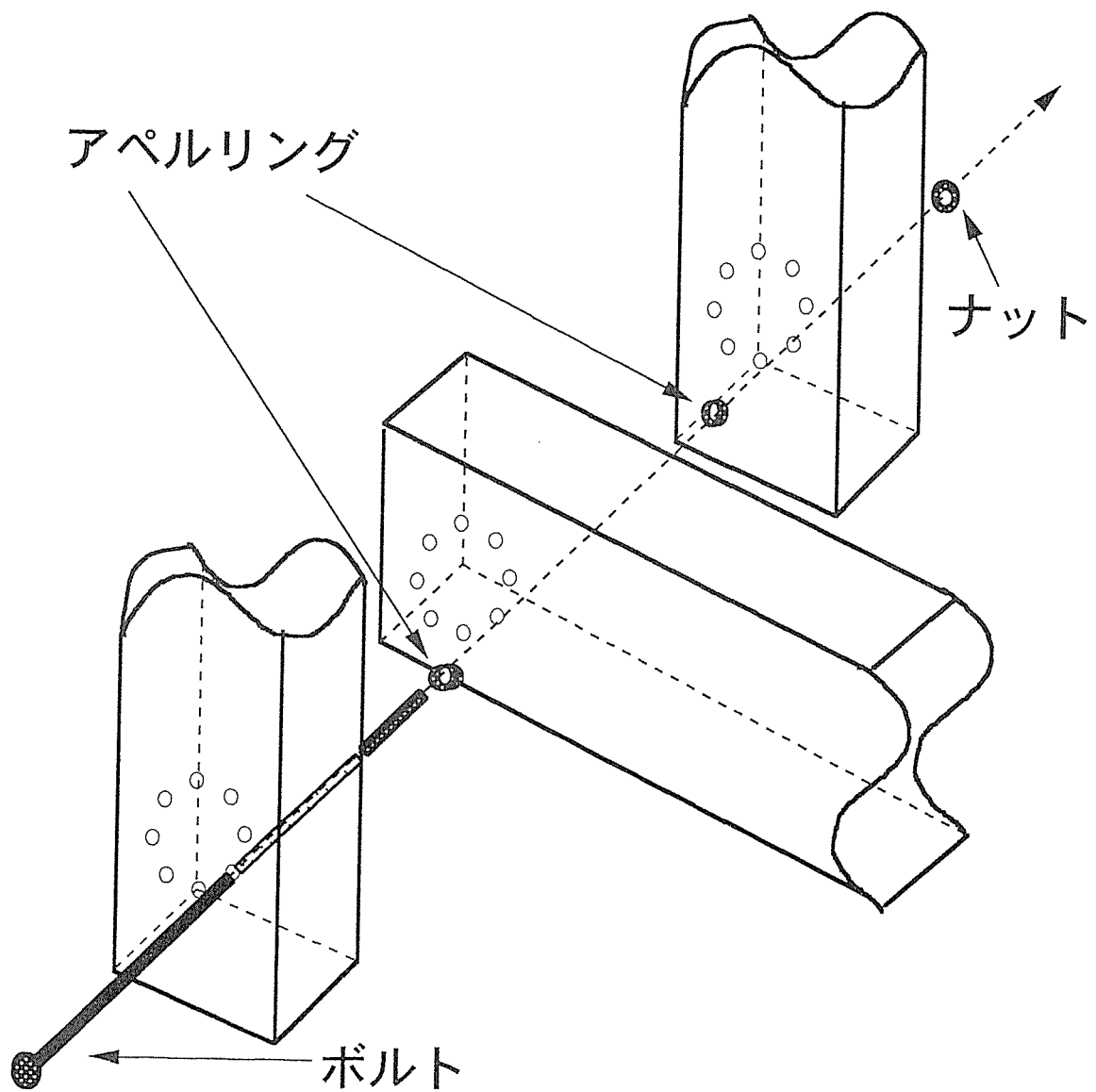


図 2 - 3 アペルリングを用いた接合方法 (試験体 A)

表 2 - 2 試験体に用いた部材の比重とヤング係数

試験体	比重			ヤング率 (kgf / cm ²)		
	主材	側材		主材	側材	
A	0.511	0.505	0.505	140.6	138.9	136.4
B	0.526	0.491	0.490	153.2	125.8	136.5
C	0.501	0.504	0.497	137.9	146.6	140.4

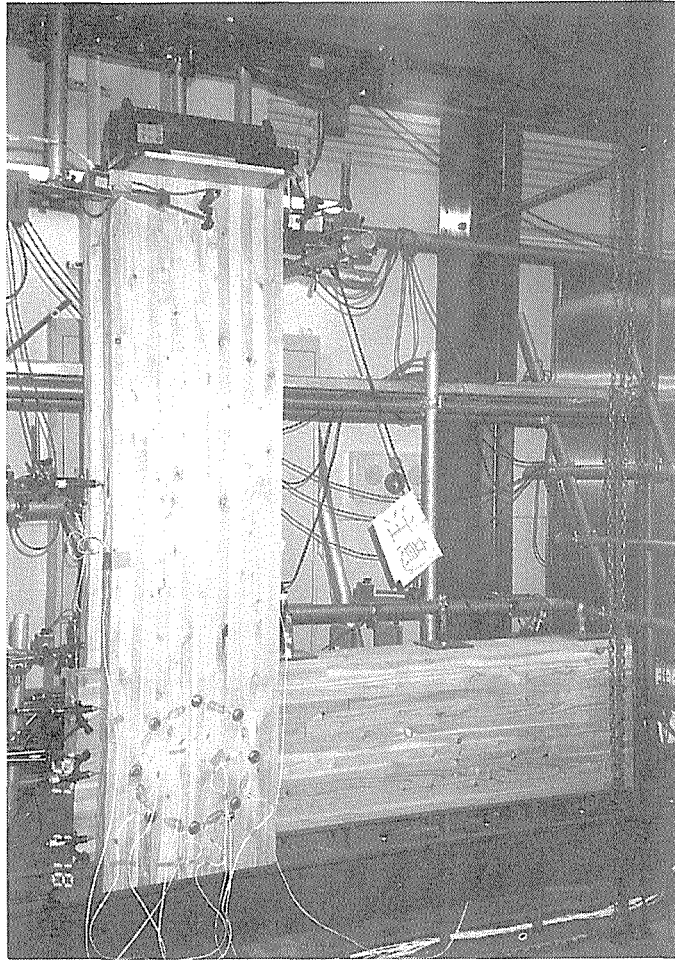


写真 2 - 1 試験体 A の概観

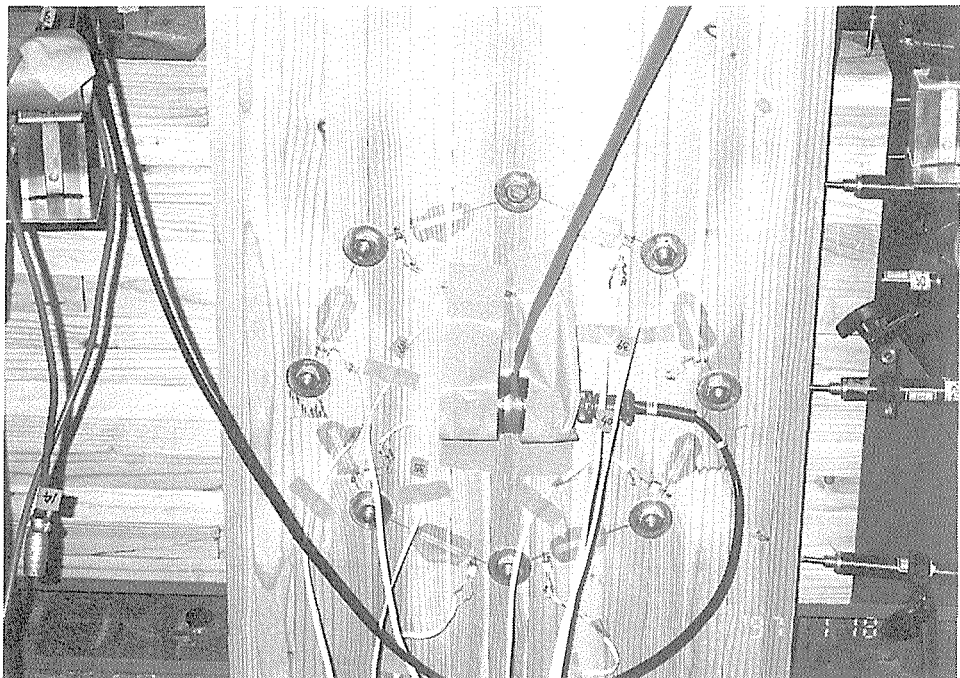


写真 2 - 2 試験体 A の接合部

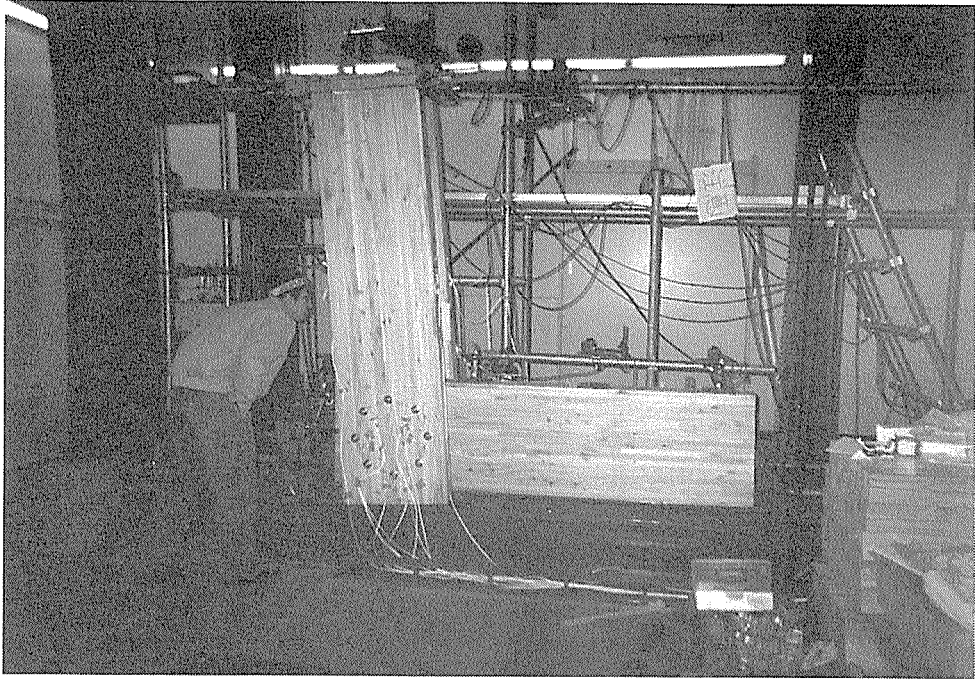


写真 2 - 3 試験体 B の概観（加力中）

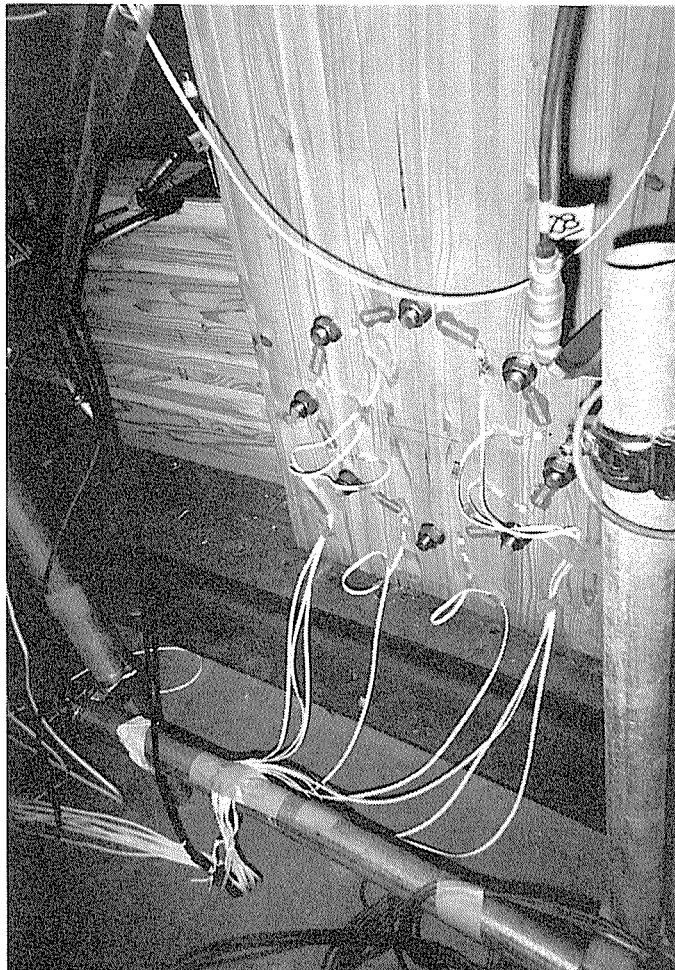


写真 2 - 4 試験体 B の接合部

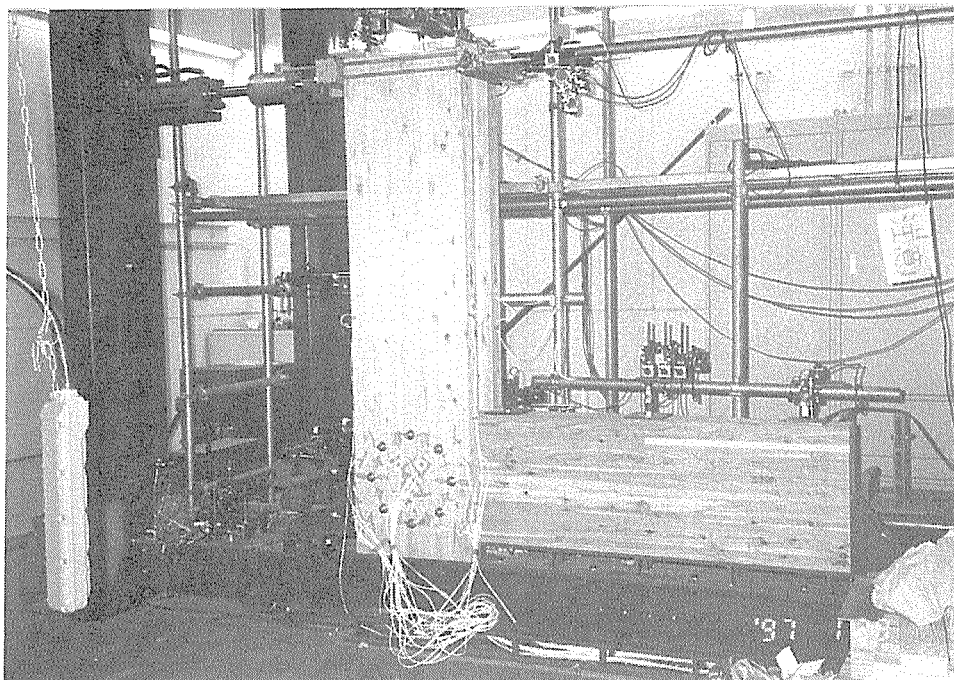


写真 2 - 5 試験体 C の概観

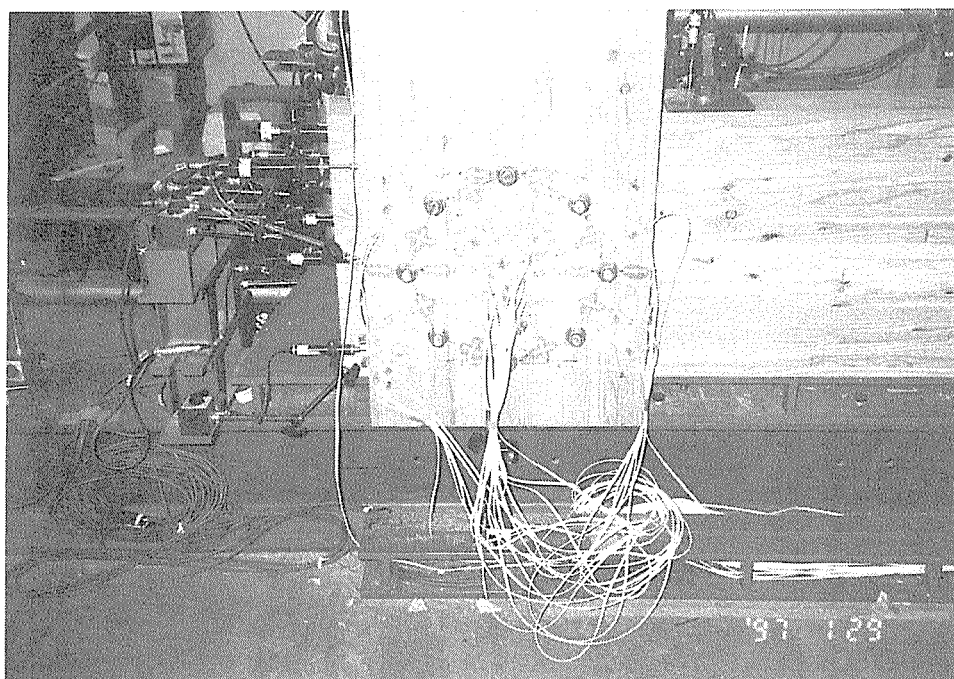


写真 2 - 6 試験体 C の接合部

2. 2 静的載荷試験

前項において述べたモーメント抵抗型集成材接合部試験体に対して、正負繰返し静的モーメントを与え、そのときの変形挙動および主副材にはいるひずみを測定した（図2-4）。主材を試験台に固定し、油圧ジャッキを用いて、同時に2本の側材上端部に載荷する（図中「 P 」）ことで、接合部に回転モーメントを与えた。載荷スケジュールは図中矢印の向きを負として側材頂部変位を接合具配置円の中心を基準とした見かけの回転角で制御し、 $+1/480 \text{ rad} \rightarrow -1/480 \text{ rad} \rightarrow +1/240 \text{ rad} \rightarrow -1/240 \text{ rad} \rightarrow +1/120 \text{ rad} \rightarrow -1/120 \text{ rad}$ まで載荷し、 $+3 \text{ tf} \rightarrow -3 \text{ tf}$ （目標：試験体 A = -2.6 tf , C = -1.2 tf ）まで載荷した後、+方向（接合部が開く方向）で破壊に至らしめた。なお、面外への拘束は行わなかったが、面外への変位は僅かなものであった。

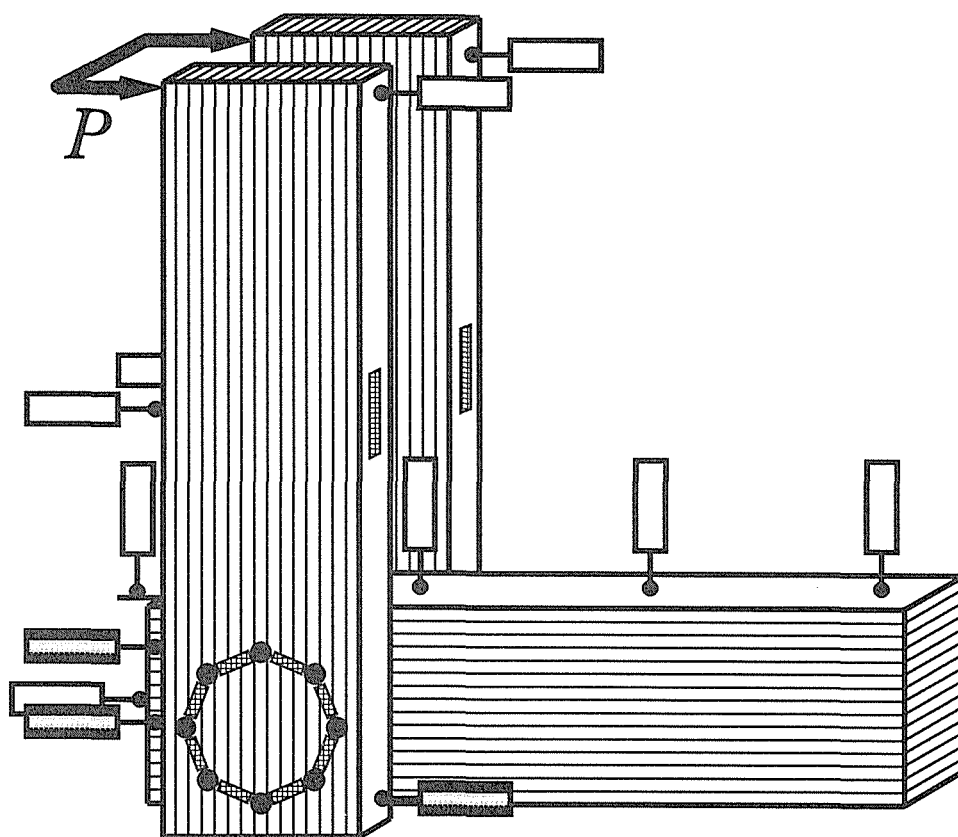


図2-4 静的載荷試験方法

- 但し、
- 変位計
 - 変位計(図中奥側の側材にも設置)
 - ひずみゲージ
(側材板目面=それぞれ側材長軸に関して対称の位置にも設置、
接合部表面=いずれも奥側の側材の同じ位置に設置)

また、変位計の設置箇所は図 2 - 4 に示したが、塗りつぶされたものは図中奥側の側材の同じ位置にも設置したことを示す。さらに、ひずみゲージ設置箇所も同図に示したが、側材中央板目面に描画されたものはそれぞれ側材長軸に関して対称の位置にも設置し、接合部表面に描画されたものは、いずれも奥側の側材の同じ位置に設置したことを示す。

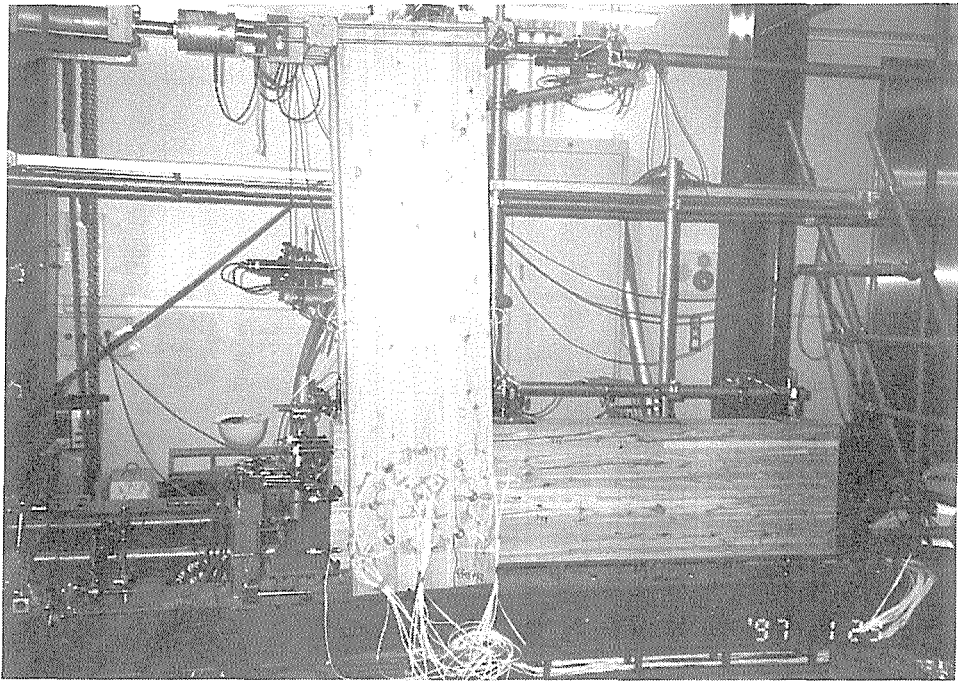


写真 2 - 7 静的水平載荷試験の様子

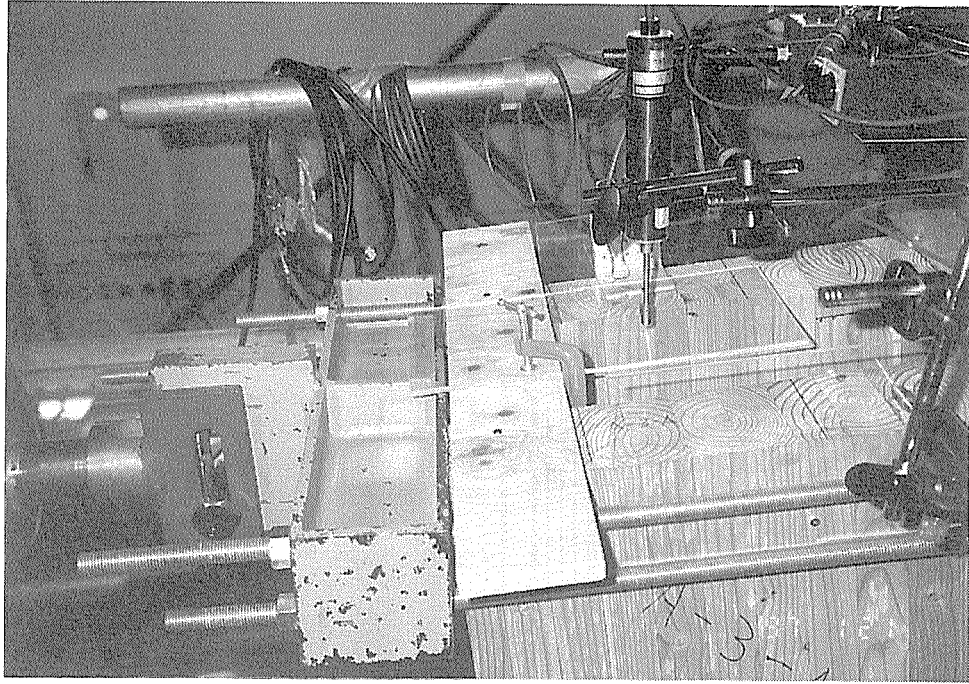


写真 2 - 8 水平載荷方法

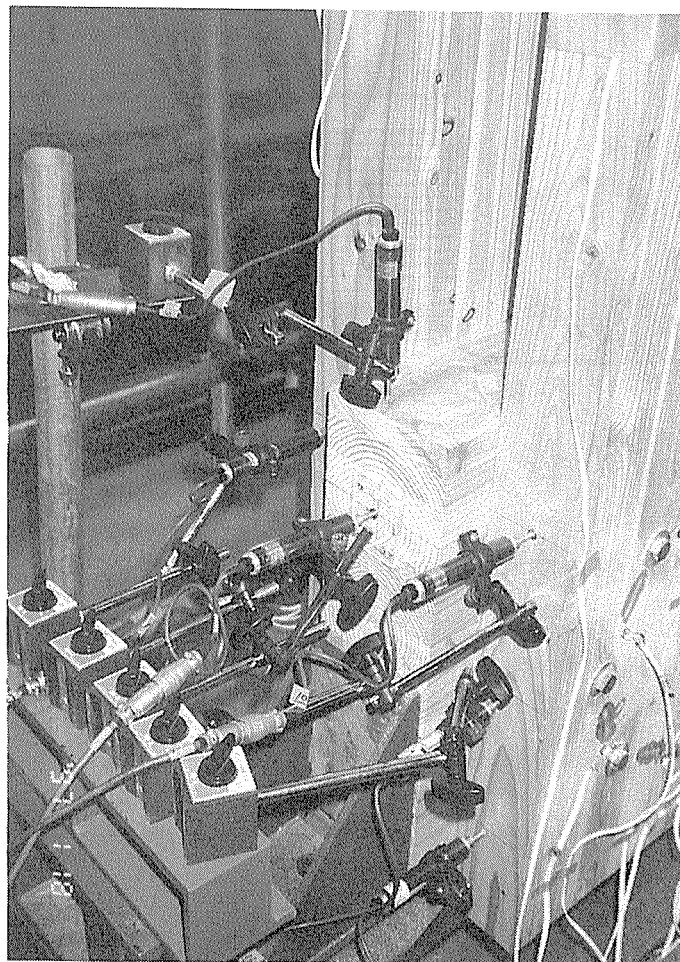


写真 2 - 9 接合部付近の変位計の配置

2. 3 動的载荷（振動）実験

前々項において述べたモーメント抵抗型集成材接合部試験体の主材を試験台に固定し、2本の側材それぞれ片方ずつ上端部に動的負荷を与えることで、接合部に動的回転モーメントを与えた（図2-5）。自由振動試験においては上端部に小打撃（図中の「Impact」）を加えることで接合部の回転自由振動を励起した。強制振動試験においては上端部に起振機を設置し、スイープ加振を行った。このときの加速度、動的変位を測定した。

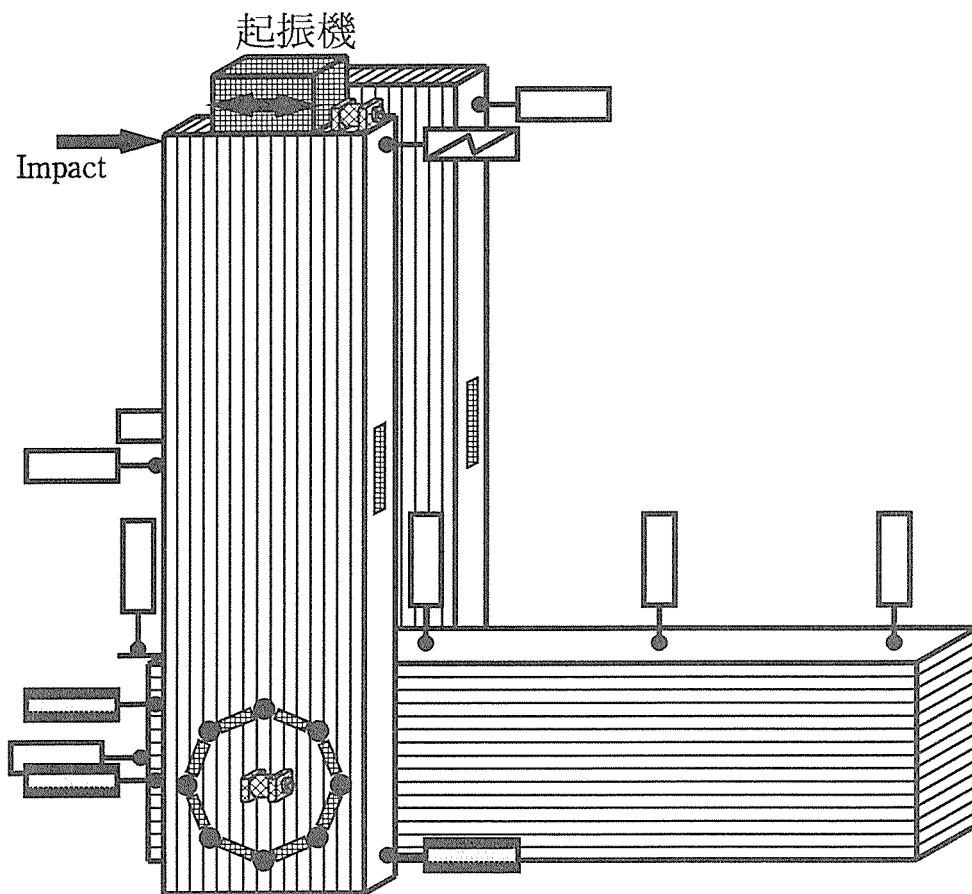







図2-5 振動実験方法

- 但し、
-  レーザー変位計
 -  変位計
 -  変位計(図中奥側の側材にも設置)
 -  ひずみゲージ
(側材板目面=それぞれ側材長軸に関して対称の位置にも設置,
接合部表面=いずれも奥側の側材の同じ位置に設置)
 -  サーボ型加速度計

※ 起振機による加振と「Impact」を同時に与えたことを意味するものではない。

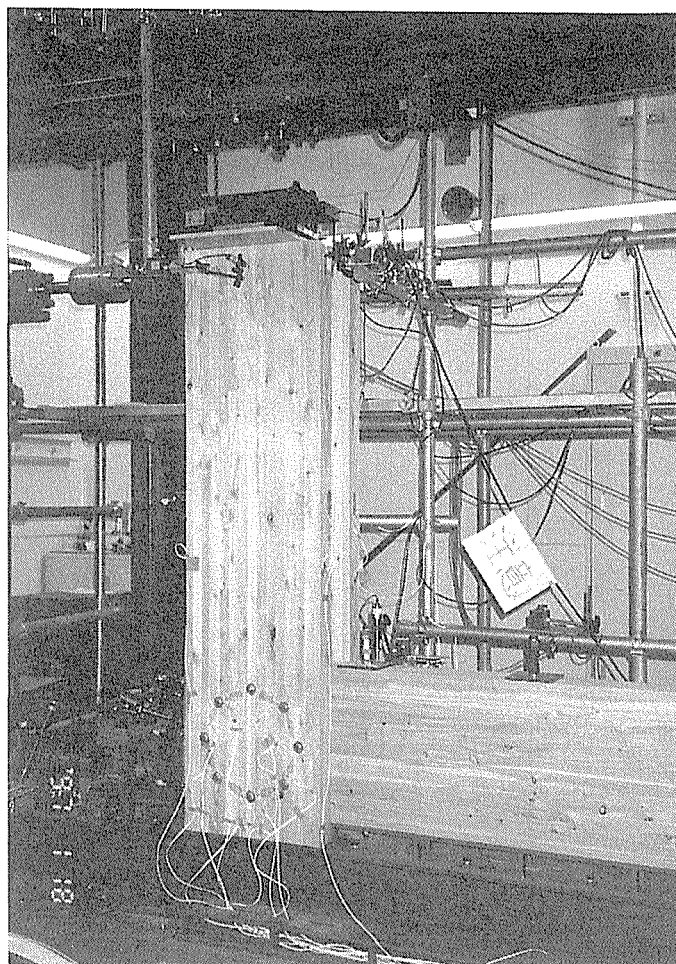


写真 2 - 1 0 動的載荷（振動）実験の様子

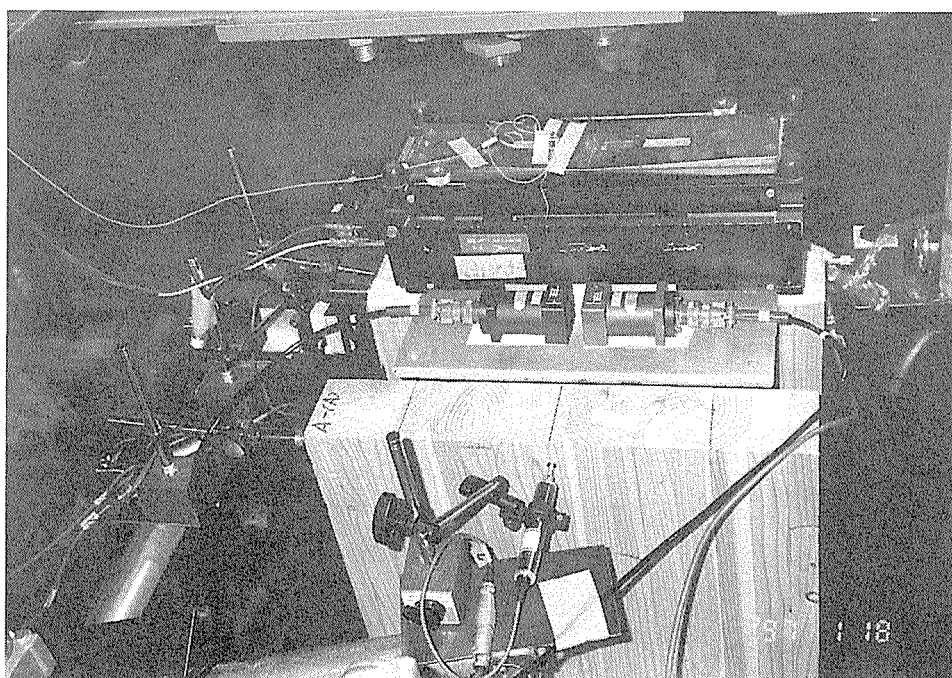


写真 2 - 1 1 起振機の設置方法

3 静的水平載荷試験結果と考察

3. 1 水平荷重と変形挙動について

試験体 A, B, C の側材頂部変位と頂部水平荷重の関係を図 2-6 に示した。頂部の変形のみからも試験体 C は小荷重領域（750 kgf 程度）で滑っていることが分かった。次に、頂部の変形量 δ_t から側材の曲げ変形を次式 (2-1) で除去し、接合部の回転変形角 γ を求めた（図 2-7）。

$$\gamma = \delta_t - \rho(1 - \cos\theta) / s \quad (2-1)$$

ここで、 ρ : 側材の曲率半径

θ : 側材を弧とする扇形の中心角

s : 接合具配置円の中心から側材頂部までの距離（= 1680 mm）

図 2-7 にのうち、小荷重（1.5 tf）・変形（1/100 rad）領域を拡大して図 2-8 に示した。これから、荷重 600 kgf 程度までは、いずれも似たような初期剛性ではあるものの、試験体 A が多少大きい値を示すことが分かった。この荷重 600 kgf は接合具 1 個あたり 700 kgf に相当し、応力レベルとしては試験体 A で 35.9 kgf/cm²、B, C の主材に対して 23.3 kgf/cm²、側材に対して 19.4 kgf/cm²である。

この 600 kgf 付近をすぎて、試験体 A, B は多少上に凸ではあるものの、ほとんど線形的に 3 tf を越えたあたりまで変形した。これに対して試験体 C は荷重 600 kgf をすぎると、急に曲線の傾きが小さくなり、スリップしていることが看取された。その後曲線の傾きは増大傾向にあり、荷重 1～3 tf 付近は再び線形的な挙動を示した。

また、ボルト径とボルト孔間の「あそび」が時計回り方向と反時計回り方向において等しく影響した場合、0.5 mm ずつスリップすることになり、回転変形としては 1/360 rad 分として現れるはずである。これを図 2-8 中に点線で記した。しかし、1/360 rad で初期「あそび」領域から外れたように明確にはみえない。むしろ 1/360～1/180 rad の間で徐々に初期「あそび」の領域から脱していったように看取される。

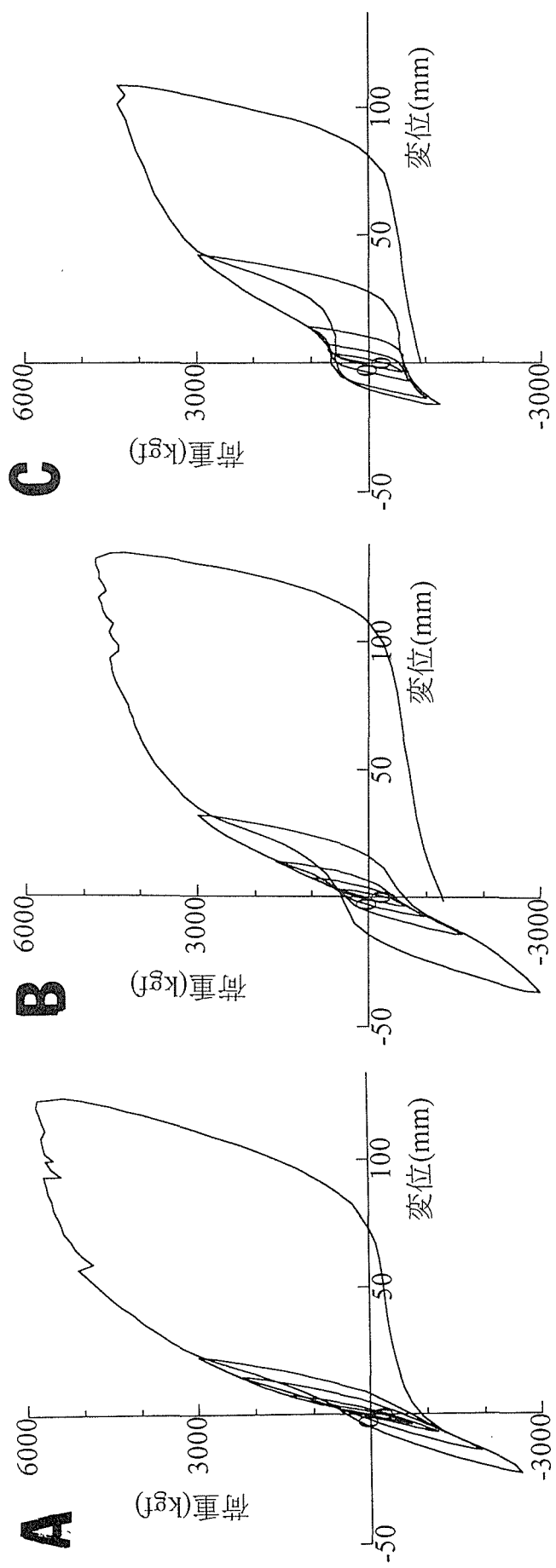


図 2 - 6 頂部水平荷重と頂部変位の関係

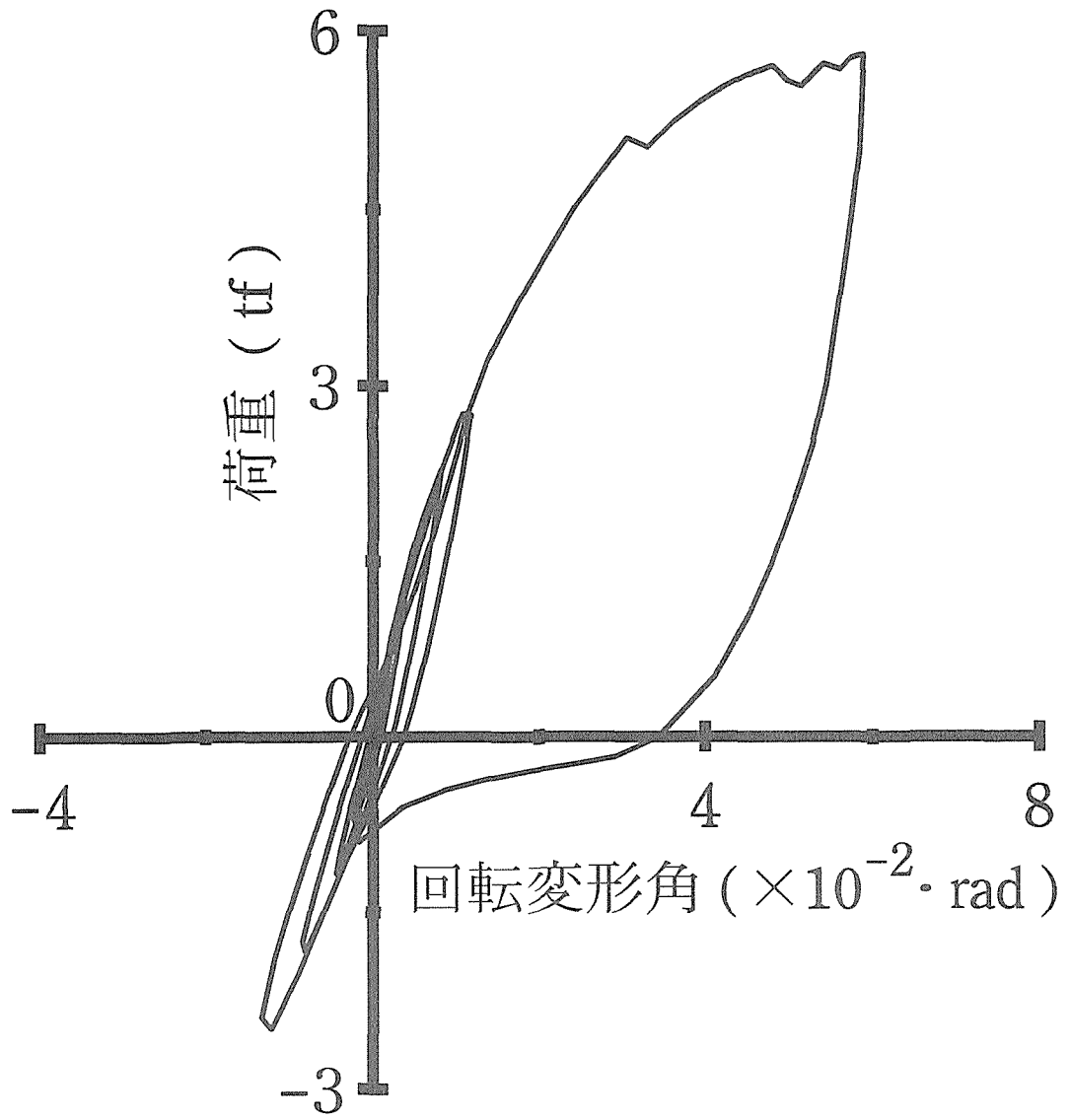


図 2 - 7 (a) アペルリングを用いた接合部の回転変形

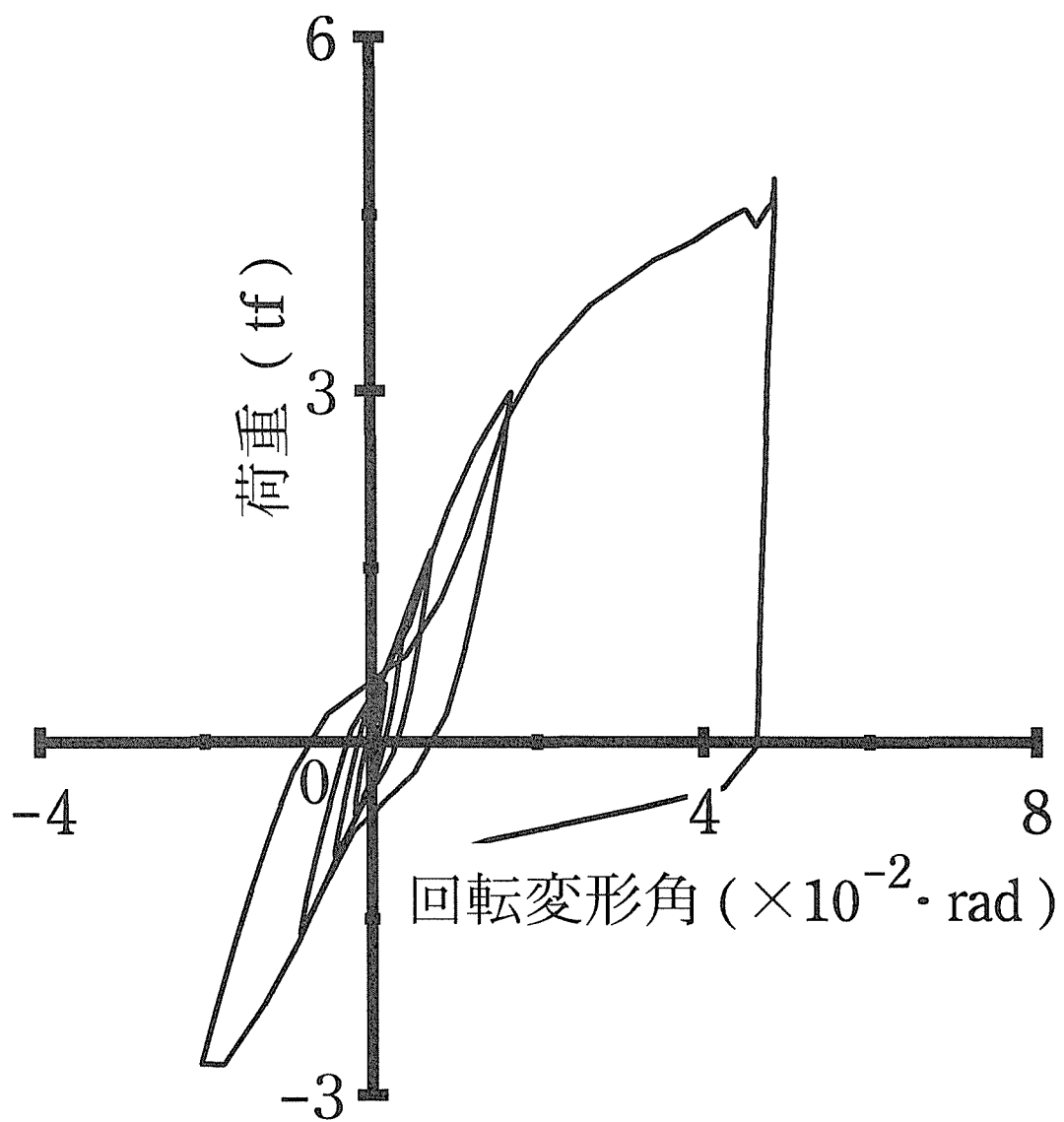


図 2 - 7 (b) 初期「あそび」が無いボルト接合部の回転変形

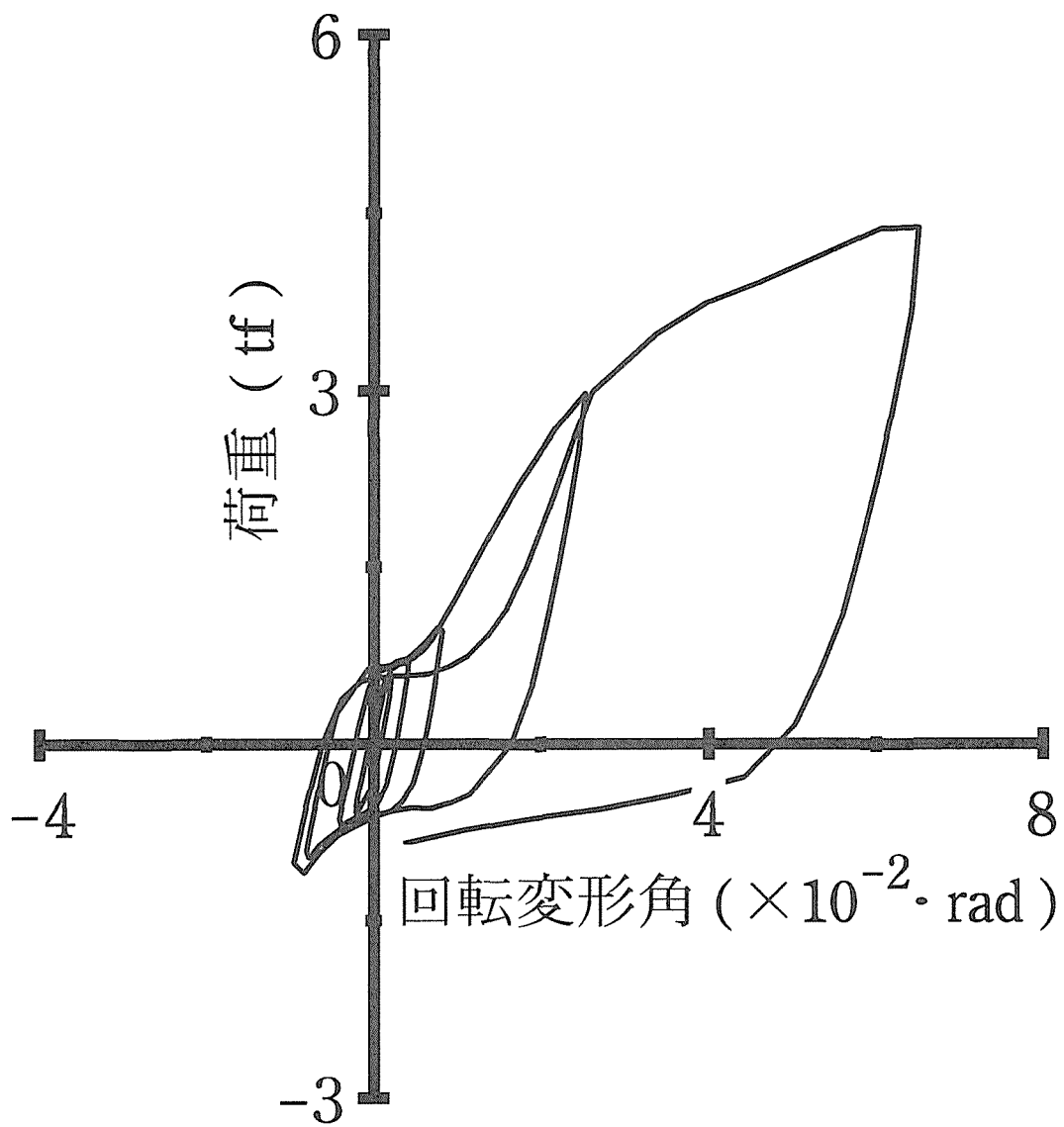


図 2 - 7 (c) 初期「あそび」を有するボルト接合部の回転変形

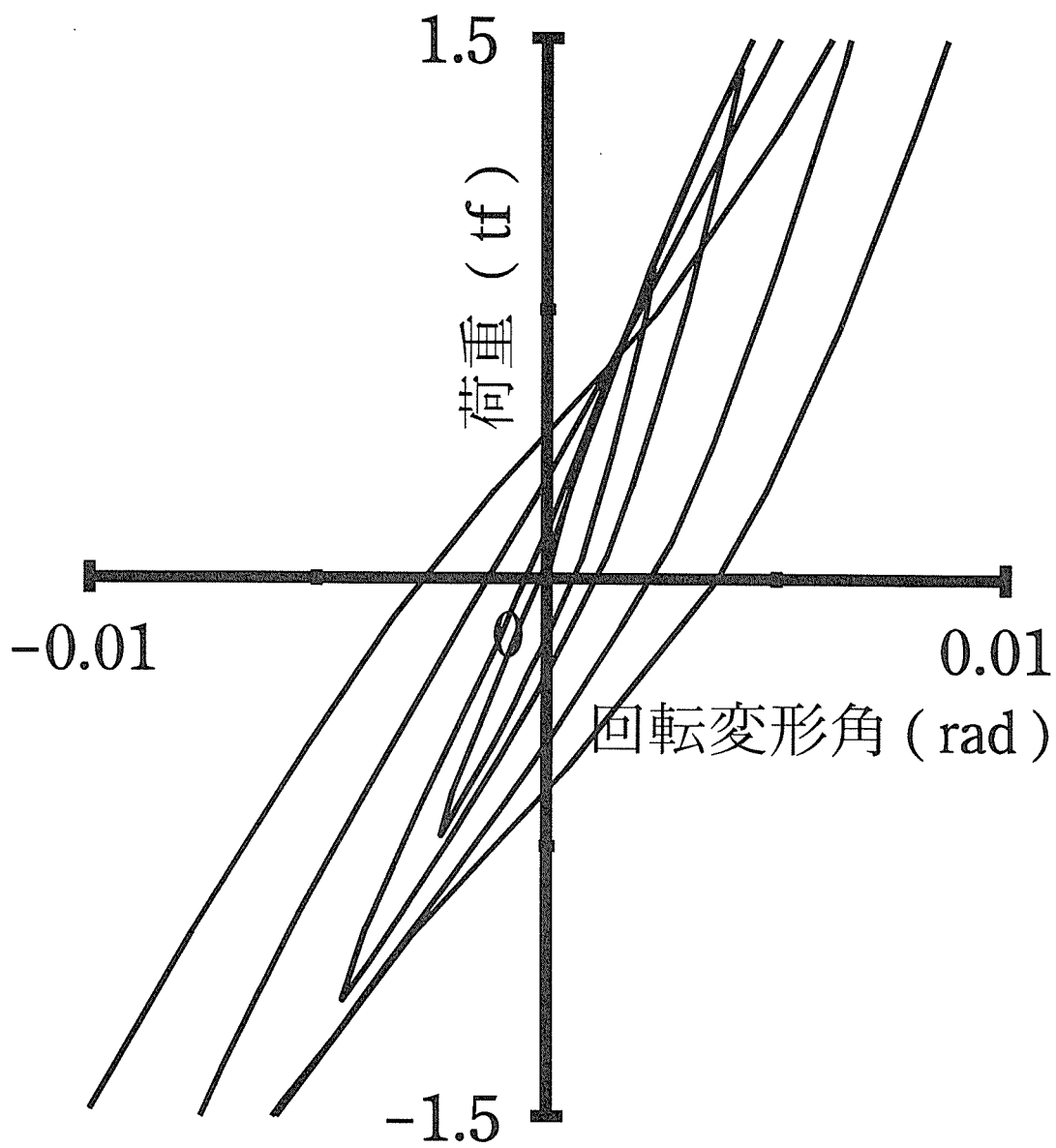


図 2 - 8 (a) アペルリングを用いた接合部の小荷重・微小変形領域における
荷重-スリップ関係

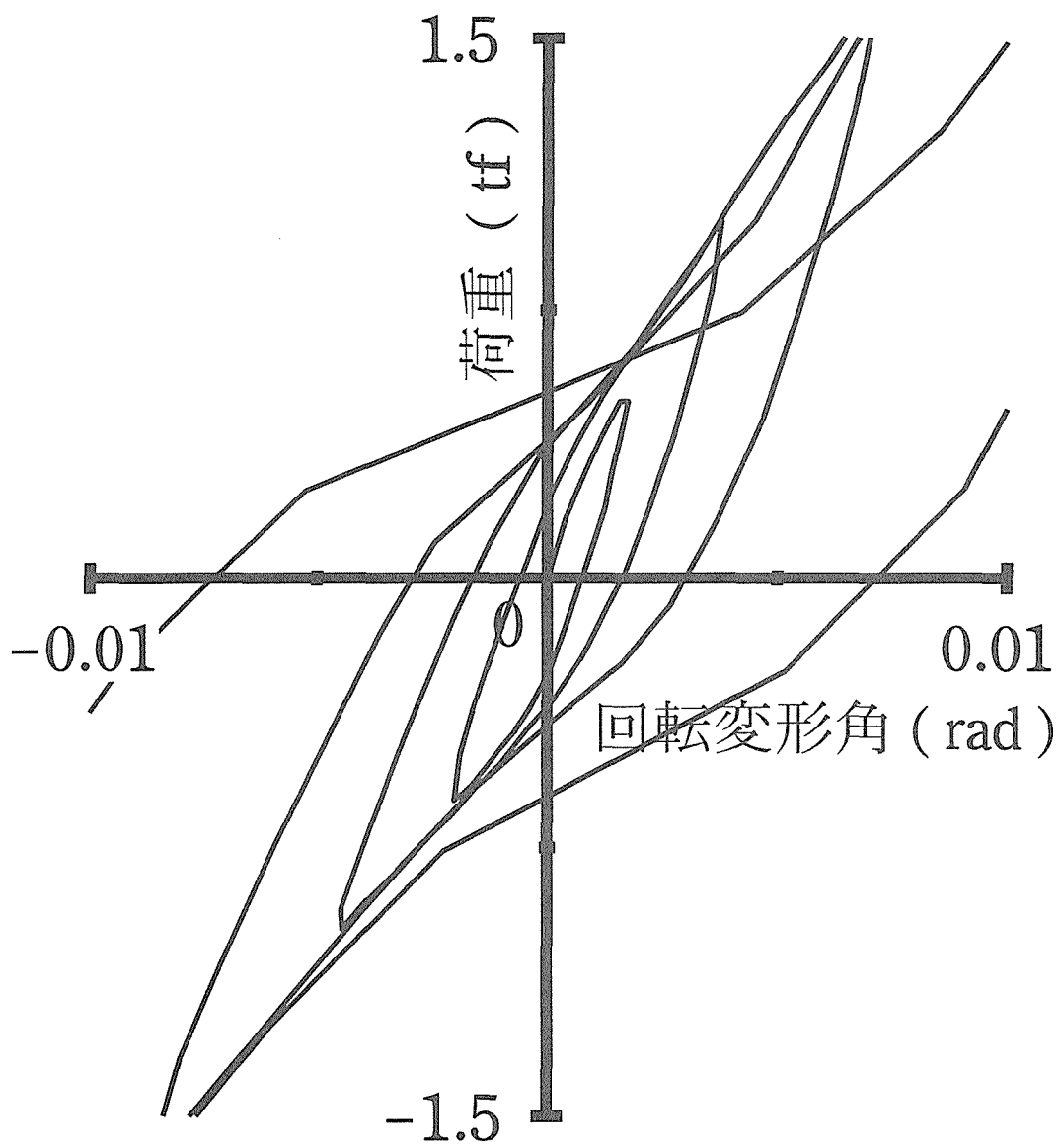


図2-8 (b) 初期「あそび」が無いボルト接合部の小荷重・微小変形領域における荷重-スリップ関係
但し、図中の点線は $1/360$ rad 変形を示す。

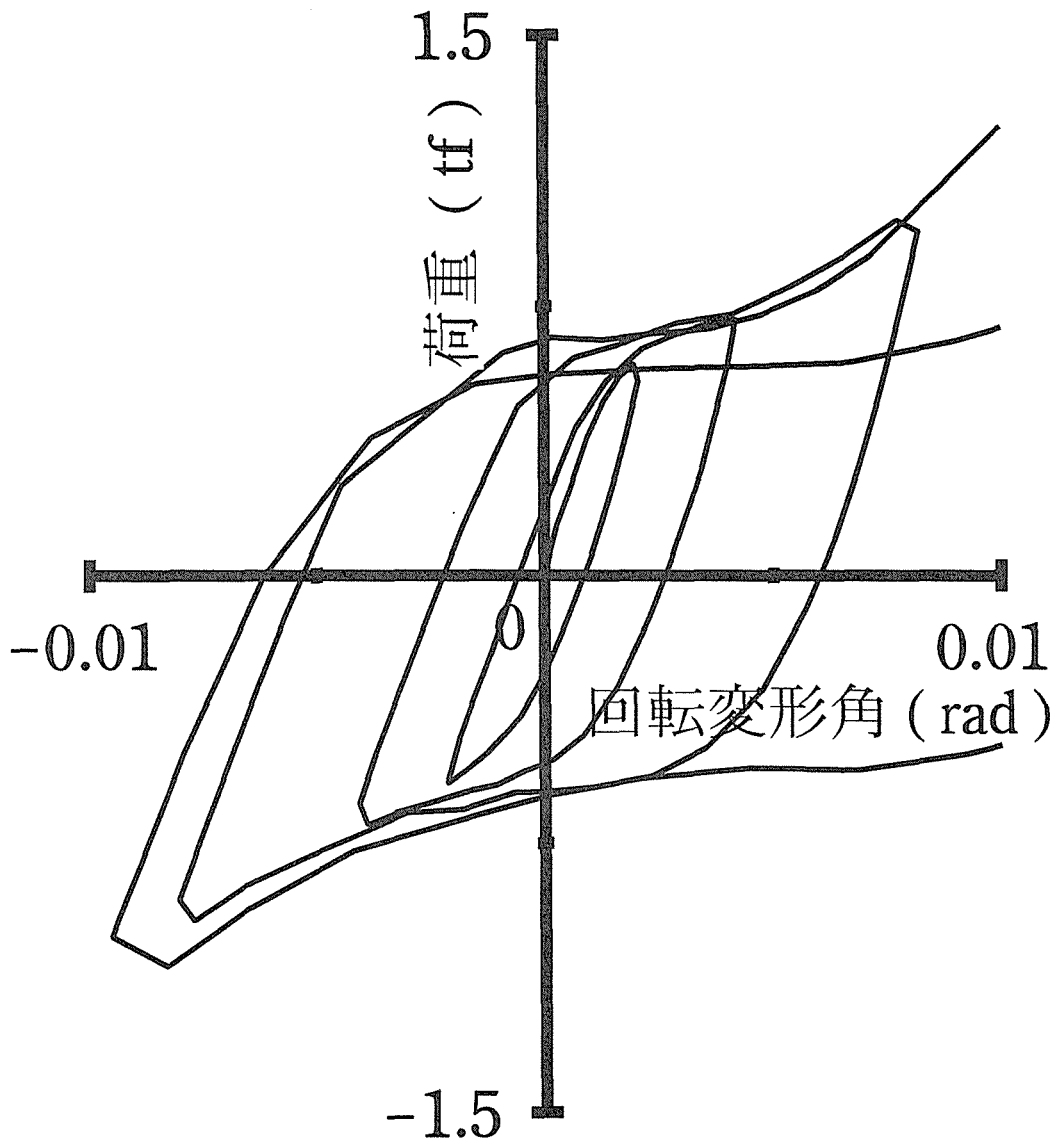


図 2 - 8 (c) 初期「あそび」を有するボルト接合部の小荷重・微小変形領域における荷重-スリップ関係
 但し、図中の点線は $1/360$ rad 変形を示す。

試験体 A, B, C の変形挙動を比較するために virgin load path をそれぞれ抽出して
図 2 - 9 に示した。

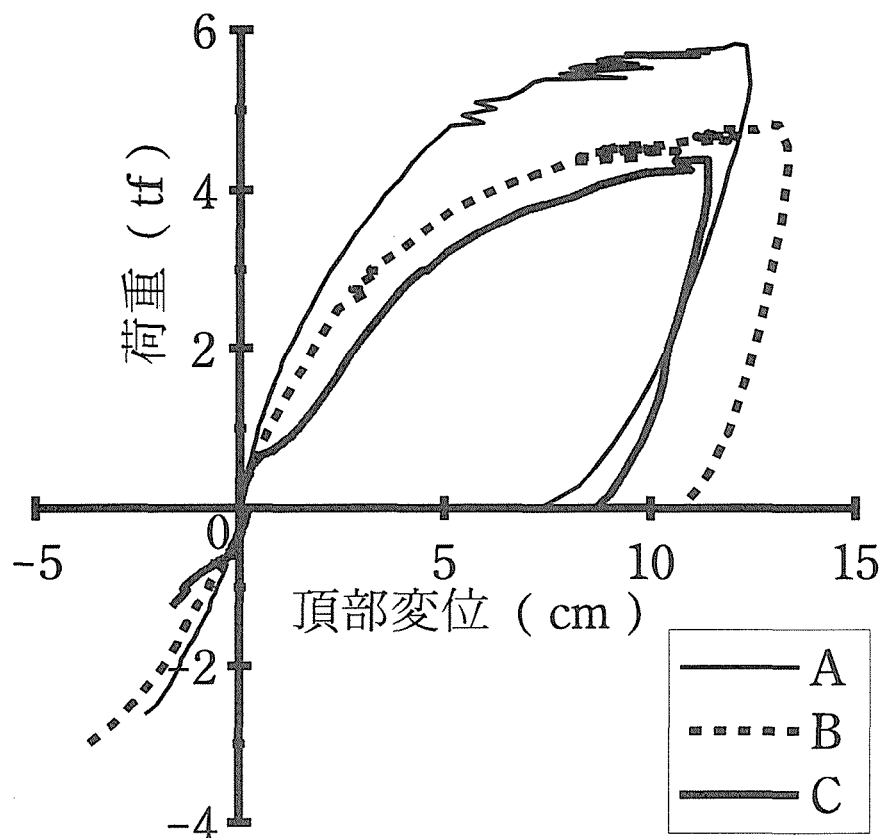


図 2 - 9 試験体 A, B, C の virgin load path

アペルリングを用いた試験体 A が初期剛性、最大耐力とも、最も大きな値を示した。初期「あそび」のないボルト接合部試験体 B が最大変形量は最大を示した。これに対して初期「あそび」を有する試験体 C は微小荷重時の摩擦による初期剛性は試験体 A にも匹敵するほど大きい値を示したが、その後荷重 600 ~ 700 kgf 付近で剛性が大きく低下したものの、1 ~ 2 tf 付近では試験体 B と同程度の 2 次剛性を発揮した。しかし、最大耐力、最大変形量はともに試験体 B に及ばなかった。

3. 2 初期「あそび」量と荷重－スリップ挙動について

初期「あそび」を有する試験体 C に着目して、接合部の荷重－スリップ関係を拡大して図 2-10 に示した。

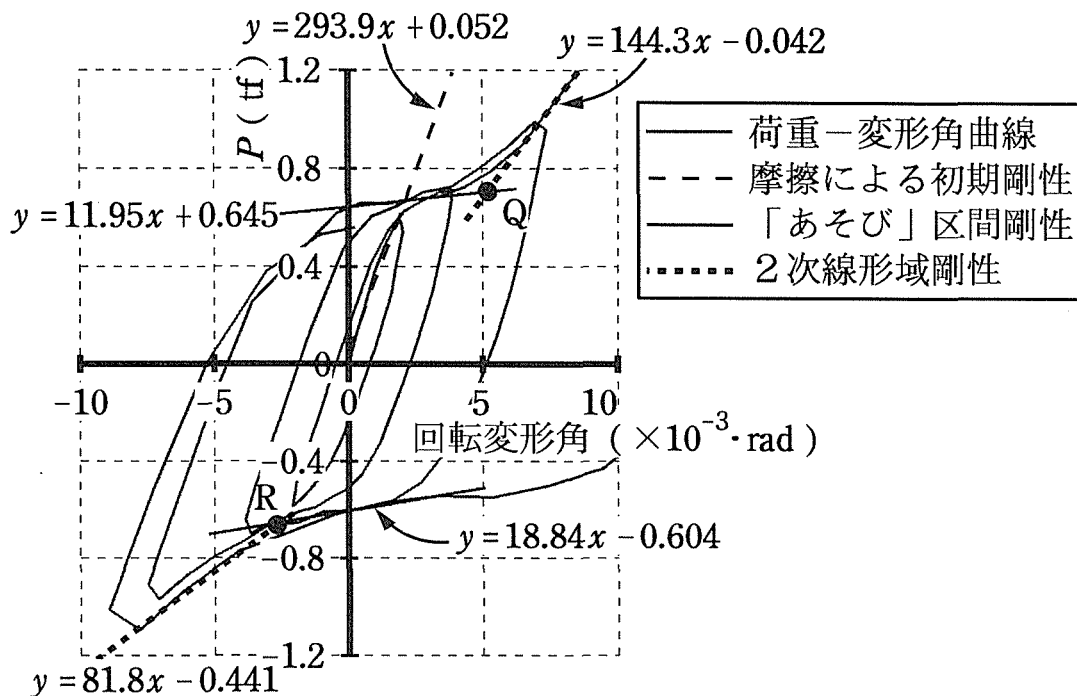


図 2-10 試験体 C の荷重－スリップ関係と回帰係数

図 2-10 に示すように 1 サイクル目の荷重 500kgf までの回帰式の傾きは摩擦による初期剛性に依存するもので、293.9 tf/rad という高い値を示した。これは回転変形角 0 rad 付近で初期「あそび」が作用した区間はもとより、それが終わった後、傾きが再び上昇した区間（以降、「2次線形域」と称する）よりも高い値であった。

また、「あそび」区間の回帰式と 2次線形域の回帰式の解を求めると、正の（接合部が開く方向の）荷重領域にある交点 Q の座標は $(5.19 \times 10^{-3} \text{ rad}, 0.707 \text{ tf})$ 、負の荷重領域にある交点 R の座標は $(-3.26 \times 10^{-3} \text{ rad}, -0.652 \text{ tf})$ であった。両者の x 座標はそれぞれ $1/192$, $-1/387 \text{ rad}$ であり、接合具配置円上ではそれぞれ 0.934, 0.465 mm に相当する。これは接合部の初期「あそび」が正、負の方向に等しく存在しなかったことを意味する。また、両者の和は 1.40 mm となり、ボルト径とボルト孔径の差 1 mm 上回る結果となった。

さらに、「あそび」区間には本来剛性が存在せず、荷重の増大なく変形だけが進むものとも考えられる。ここで先に求めた「あそび」区間の回帰直線の縦軸切片を通る直線 $y = 0.645$ （正の荷重領域）および $y = -0.604$ （負の荷重領域）が本来の「あそび」区間の荷重－変形角曲線の通過点で、2次線形域に達するまでが「あそび」区間であると考え、図 2-11 に示す交点 P, Q の座標を求める。

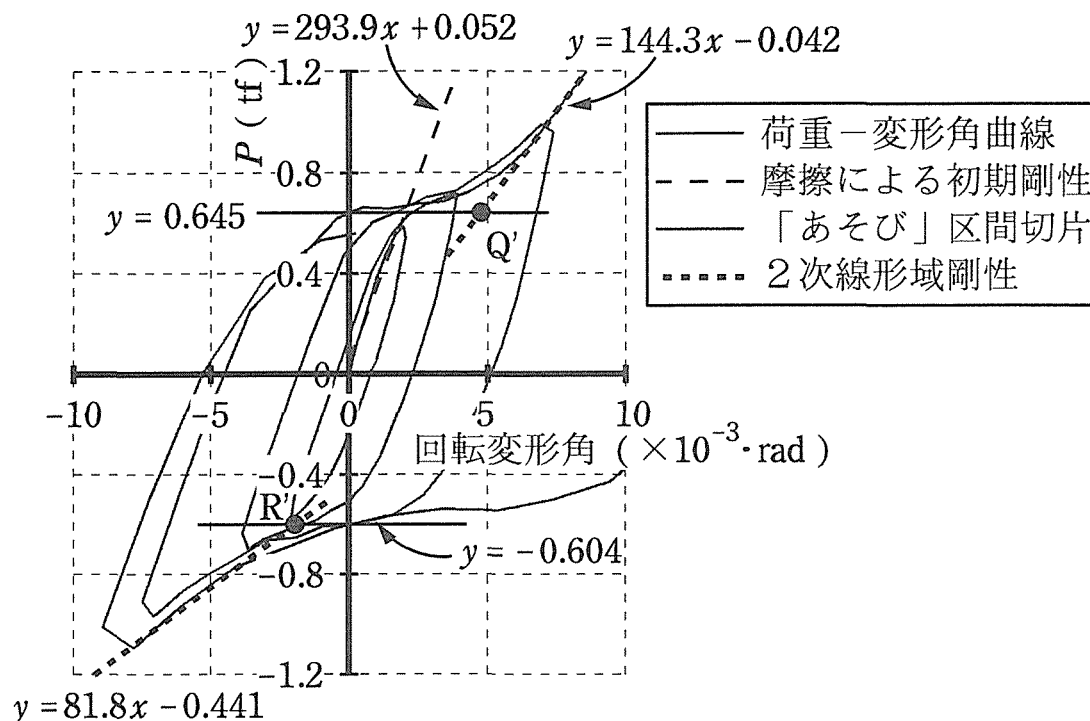


図 2 - 1 1 試験体 C の荷重 - スリップ関係と回帰係数
(その 2 : 「あそび」区間に傾きを与えない場合)

正の荷重領域にある交点 Q' の座標は $(4.76 \times 10^{-3} \text{ rad}, 0.645 \text{ tf})$ 、負の荷重領域にある交点 R' の座標は $(-1.99 \times 10^{-3} \text{ rad}, -0.604 \text{ tf})$ であった。両者の x 座標はそれぞれ $1/210$, $-1/503 \text{ rad}$ であり、接合具配置円上ではそれぞれ 0.857 , 0.358 mm に相当する。これらの和は 1.21 mm となり、ボルト径とボルト孔径の差 1 mm に近づくこととなった。

接合部の初期「あそび」を標準化していく上で、この荷重 - スリップ挙動の「あそび」区間に傾きがあるものと考えていくか、ないものと考えていくかさらなる検討が必要である。

3. 3 接合具間の表層ひずみ

試験体 A, B, C において、接合具の断面積で荷重を除いた応力と隣り合う接合具間の表層ひずみの関係をそれぞれ図 2 - 1 2、図 2 - 1 3、図 2 - 1 4 に示した。いずれも明確な包絡線を得ることができず、顕著な傾向は読みとれないものの、試験体 A では実際にせん断抵抗を発揮しているアペルリングが側材表面にないためか、ひずみが引張側に発生する場合の方が圧縮側に発生する場合よりも多い。これに対してボルト接合部である B, C では、圧縮ひずみが発生する場合と引張ひずみが発生する場合の割合は比較的均衡している。

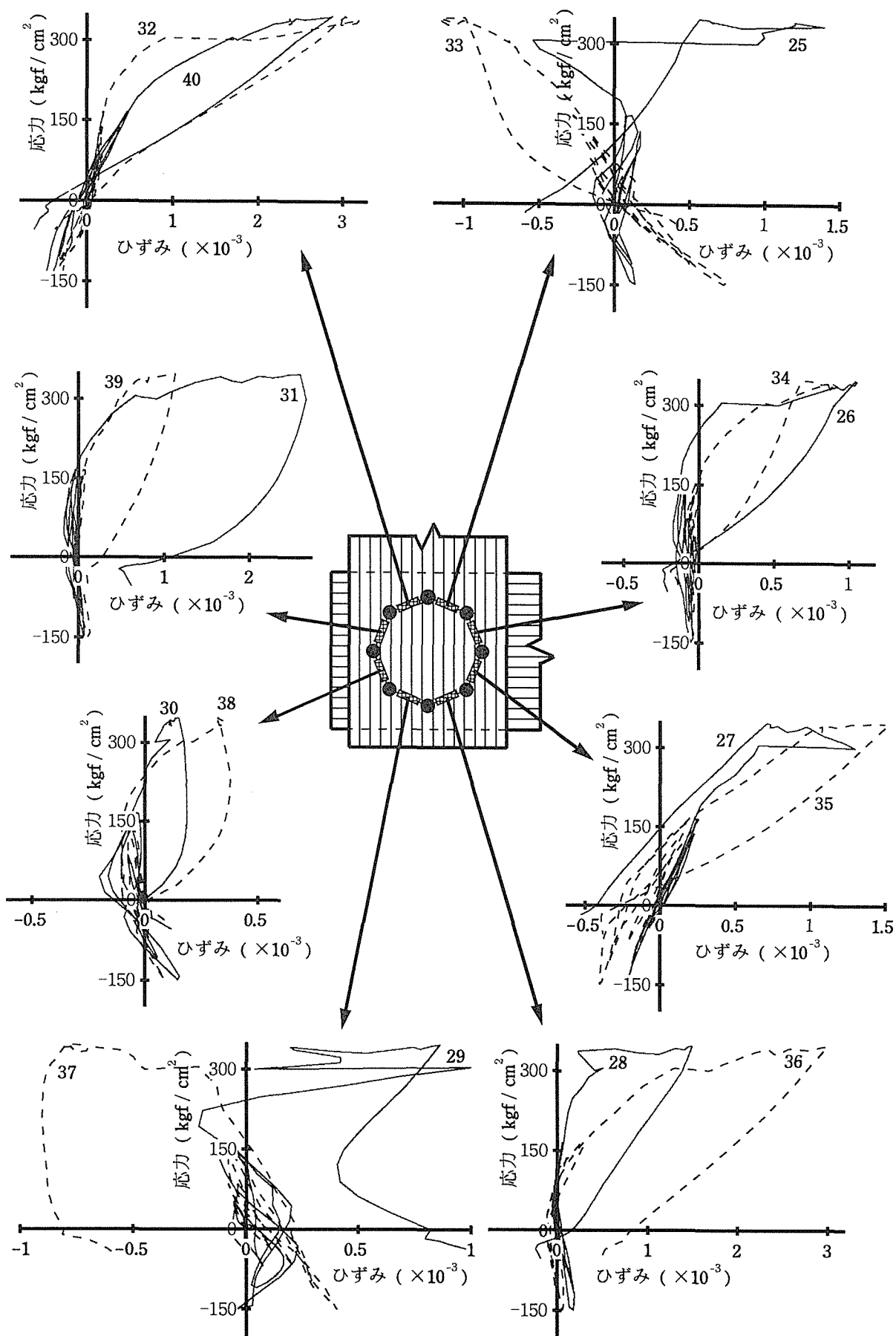


図 2 - 1 2 試験体 A の接合具間表層ひずみ

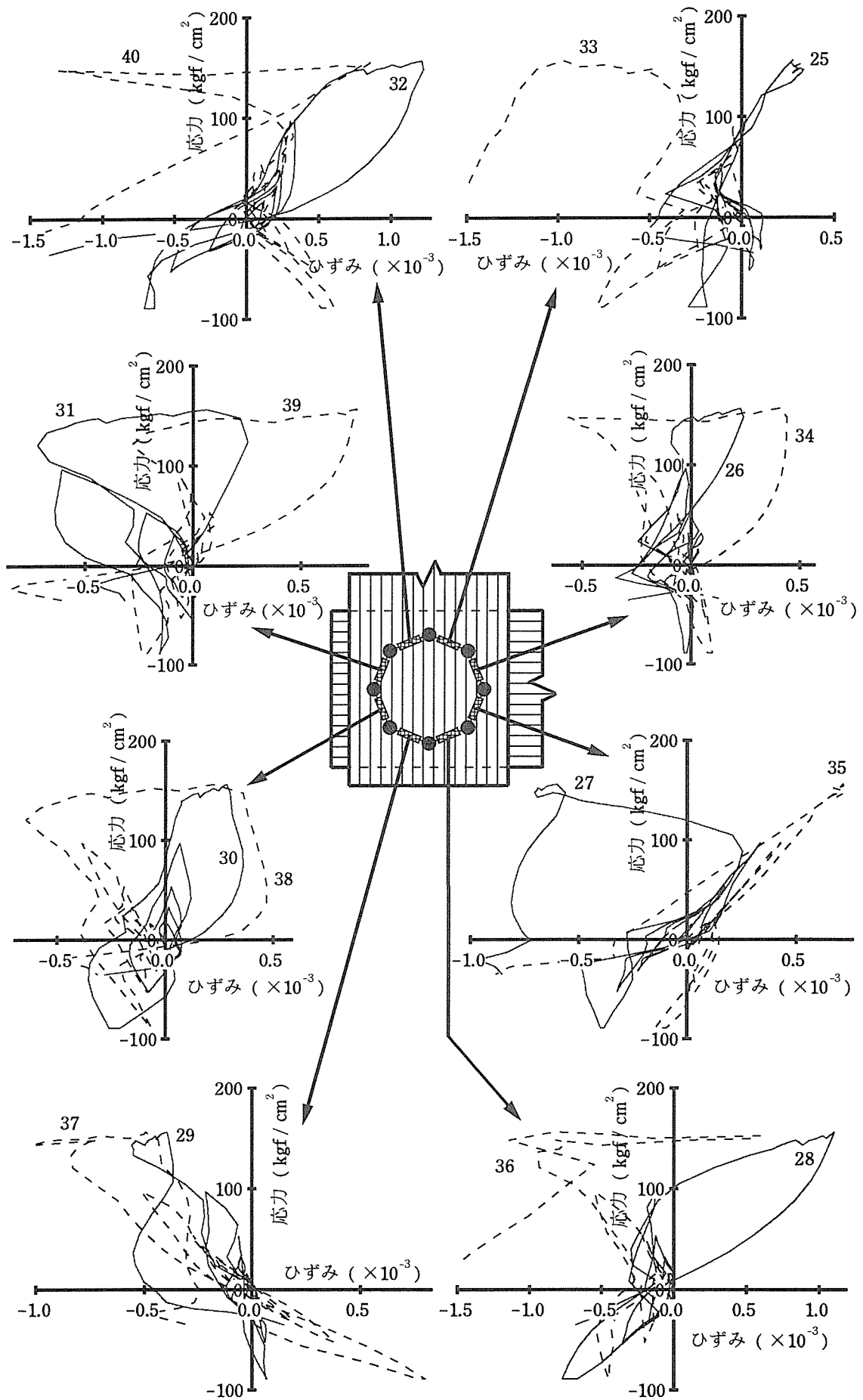


図 2 - 1 3 試験体 B のボルト間表層ひずみ

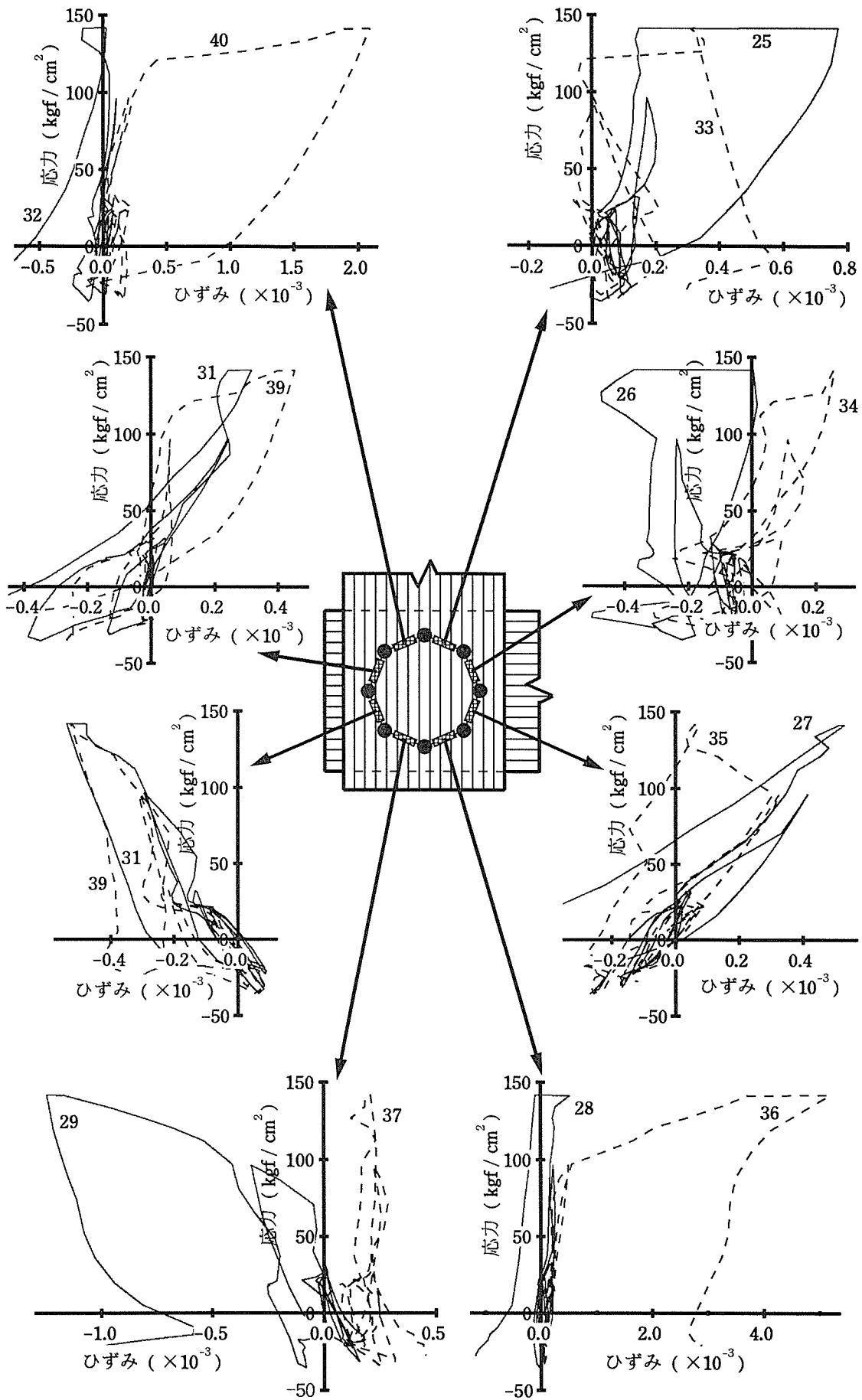


図 2 - 1 4 試験体 C のボルト間表層ひずみ

また試験体 B の 1/360, 1/180, 1/120 rad 変形時のひずみを比較して図 2-15 に示した。

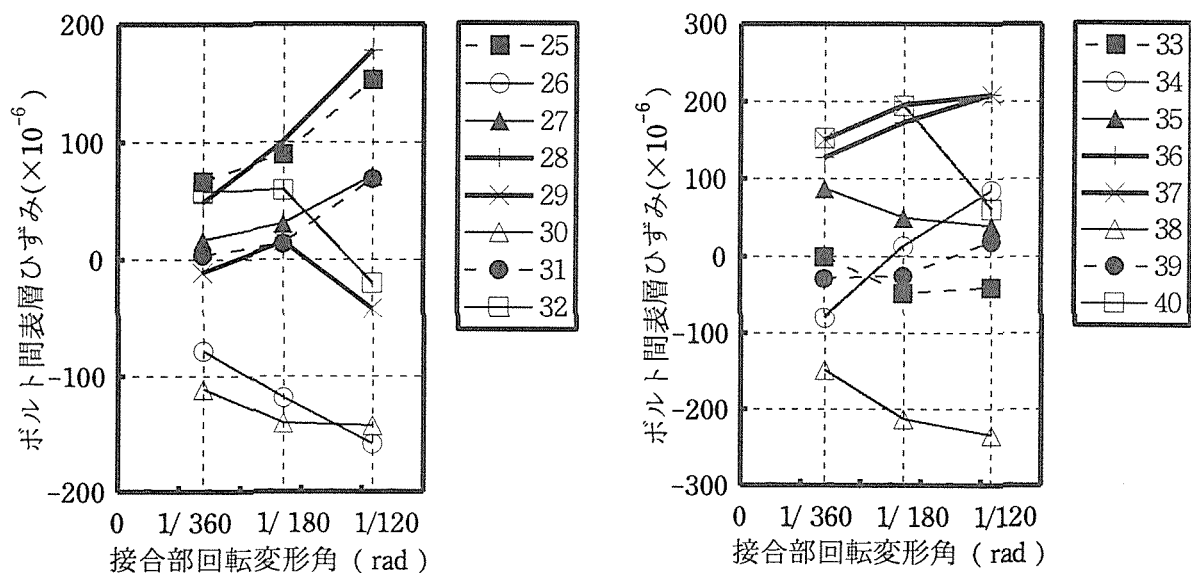
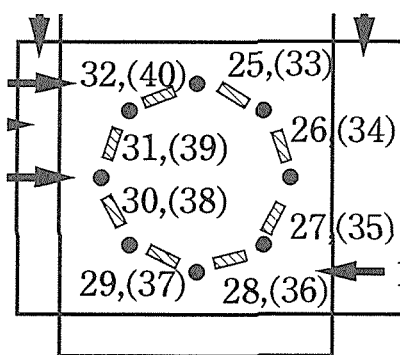


図 2-15 接合部回転変形角とボルト間の表層ひずみの関係

なお、ここで図中凡例の番号はゲージによる測定位置を示し、図 2-16 に示すような配置である。



ただし、図中の数字はボルト間の表層に設置されたゲージの番号を示し、() 内の数字は奥側の側材に設置されたゲージの番号を示す。

図 2-16 ゲージの番号

図 2-15 より、接合部の回転変形角が 1/180 rad を越えると同時にひずみの分布がそれまでと異なることがわかった。

3. 4 最大耐力と破壊挙動

各試験体の回転抵抗初期剛性，所定変形時（1/360, 1/180, 1/60 rad）の耐力および最大耐力をまとめて表2-3に示した。

表2-3 初期剛性と所定変形時の耐力，最大耐力

試験体	初期剛性 (tf / rad)	所定変形時の耐力 (tf)			最大耐力 (tf)
		1/360 rad	1/120 rad	1/60 rad	
A	408.5	1.044	2.291	3.603	5.823
B	306.0	0.811	1.816	2.949	4.813
C	293.9	0.673	1.167	2.322	4.365

側材頂部に与えたモーメントを接合具配置円上に換算し、各試験体の接合具1個あたりのせん断初期剛性と所定変形時のせん断耐力，最大せん断耐力を表2-4に示した。

表2-4 接合具1個あたりの初期剛性と所定変形時の耐力，最大耐力

試験体	初期剛性 (tf / cm)	所定変形時の耐力 (kgf)			最大耐力 (kgf)
		1/360 rad	1/120 rad	1/60 rad	
A	8.428	21.54	47.27	74.33	120.1
B	7.138	13.88	24.08	47.91	90.1
C	6.313	16.73	37.47	60.84	99.3

アペルリングおよびボルトの投影面積を受圧面積として、単位受圧面積当たりの圧縮応力の初期剛性と所定変形時にはたらいた圧縮応力，最大圧縮応力を各試験体について求め、表2-5に示した。ただし、主材厚と側材合計厚さが異なるため、試験体B, Cについては両者について別々に算出した。

表2-5 受圧面積当たりのあたりの初期剛性と所定変形時の応力，最大応力

試験体	受圧面積当たりの初期剛性 (kgf / cm ³)	所定変形時の応力 (kgf / cm ²)			最大応力 (kgf / cm ²)
		1/360 rad	1/120 rad	1/60 rad	
A	432.2	1.105	2.424	3.812	6.161
B(主)	237.9	0.463	0.803	1.597	3.002
B(側)	198.3	0.386	0.669	1.331	2.502
C(主)	210.4	0.558	1.249	2.028	3.310
C(側)	175.4	0.465	1.041	1.690	2.758

※ (主), (側)はそれぞれ主材の値，側材の値を示す。

アペルリングを用いた試験体 A の破壊は、約 5.1 tf 載荷時に側材下端部（材縁より）と主材側材側端部からほぼ同じ時点で亀裂が入る（写真 2 - 1 2）ことで進行し、側材側の割裂はかなり上部まで進んだ（写真 2 - 1 3）。最終的には約 5.8 tf まで耐えたが、これ以上荷重は上昇しなかった。

初期「あそび」が存在しないボルト接合部 B の破壊は、一方の側材中央付近に亀裂が入ることで進行した（写真 2 - 1 4）が、他方の側材には顕著な割裂は生じなかった（写真 2 - 1 5）。また、合計側材厚さ 180 mm に対して負けるはずの主材（150 mm）にも大きな割裂は発見できなかった。最大耐力は約 4.8 tf であった。

ボルトとボルト孔に 1 mm の初期「あそび」を有する試験体 C の破壊は、最初に約 3 tf 載荷時に先に主材の方から亀裂が生じた。次に約 4.4 tf 載荷時に側材にも大きな割裂が生じ（写真 2 - 1 6）、これ以降荷重は上昇しなかった。なお、試験体 B と異なり、両方の側材についてほぼ同時に割裂が生じた（写真 2 - 1 7）。

以上より、ボルト接合部における初期「あそび」の有無が破壊挙動に影響を与える可能性が示唆されたものの、試験体数が 1 体ずつと少なく、これについては結論づけるには至らなかった。

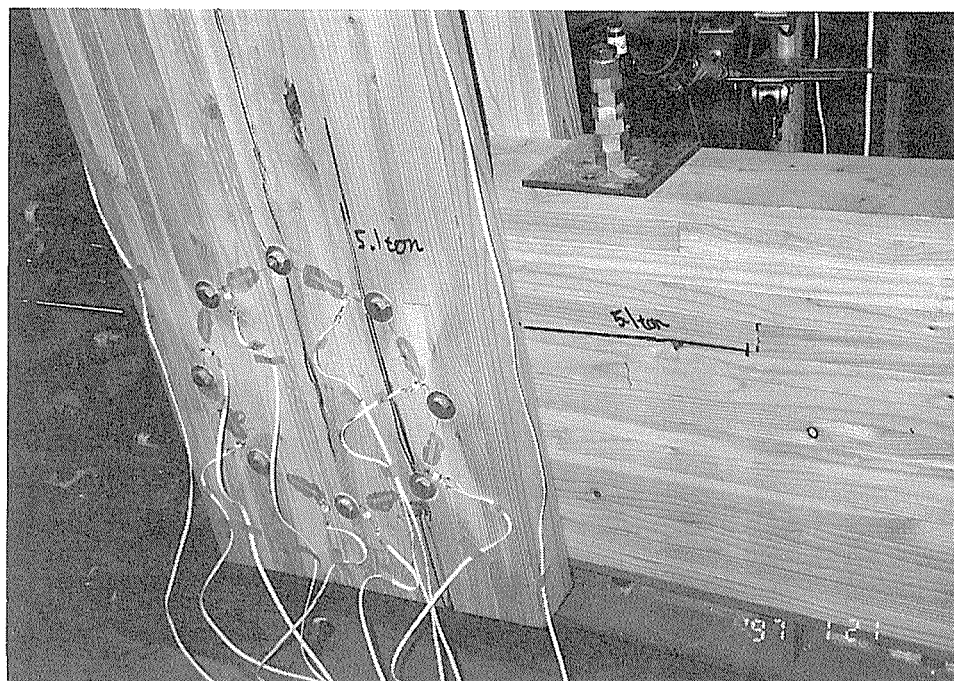


写真 2 - 1 2 試験体 A の破壊状況
(側材と主材はほぼ同時に破壊した)

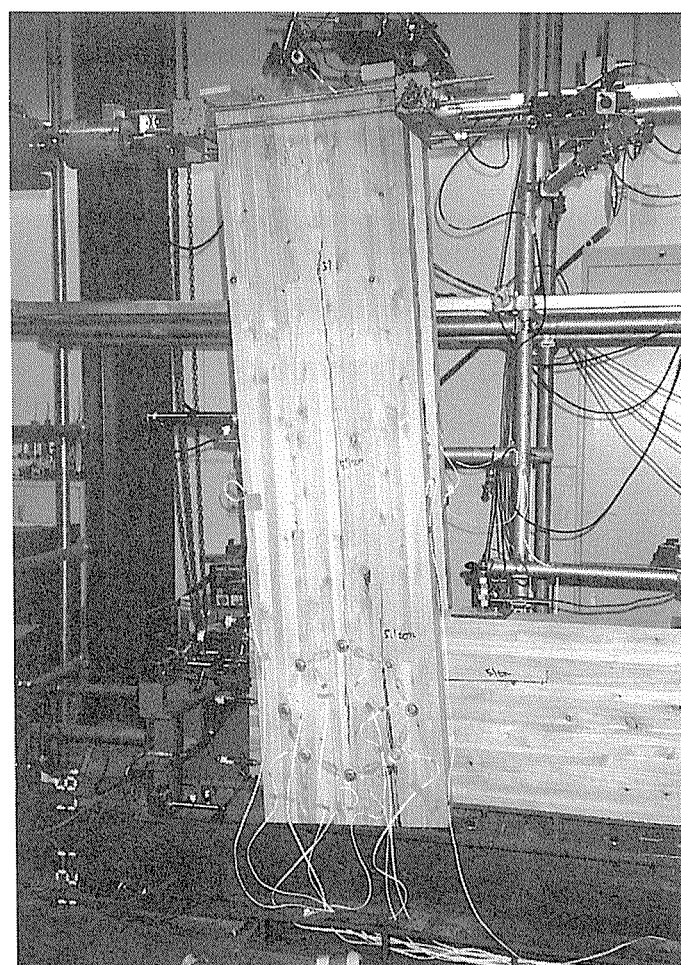


写真 2 - 1 3 試験体 A の破壊状況
(側材上部まで割裂が進んだ)

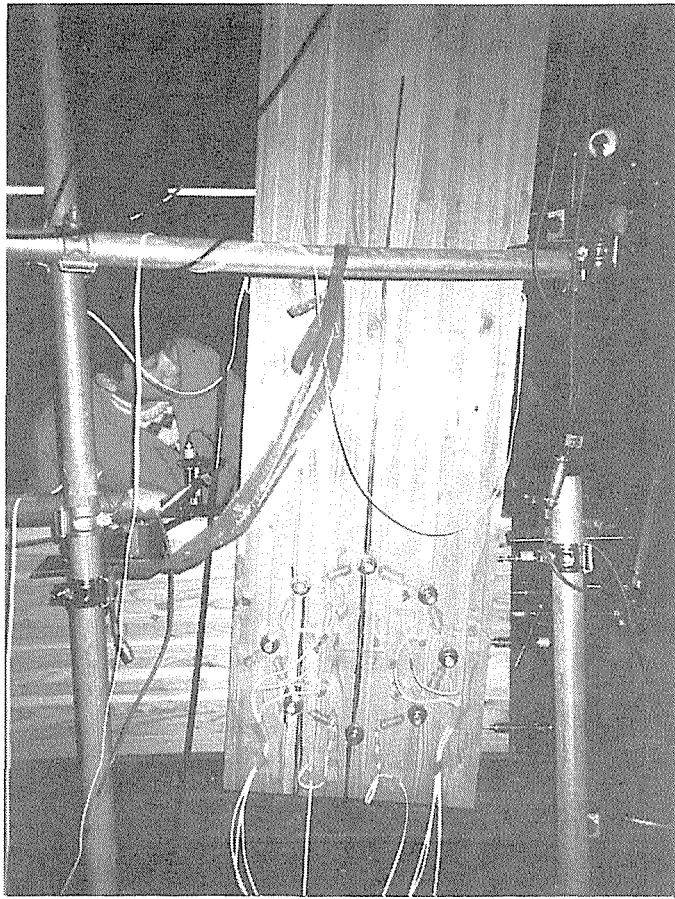


写真2-14 試験体Bの破壊状況（側材中央に大きな割裂）

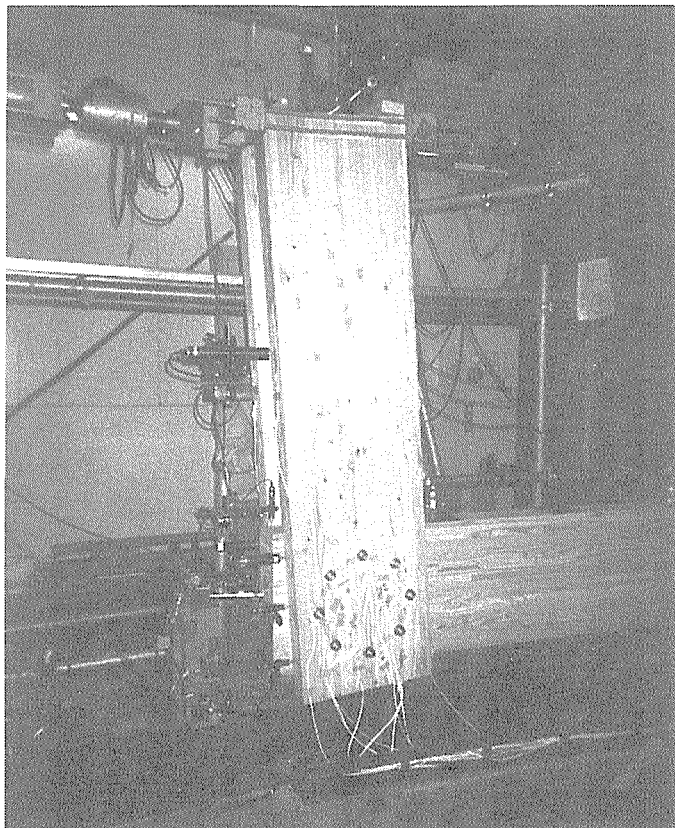


写真2-15 試験体Bの破壊状況（他方の側材には顕著な亀裂は生じなかった）

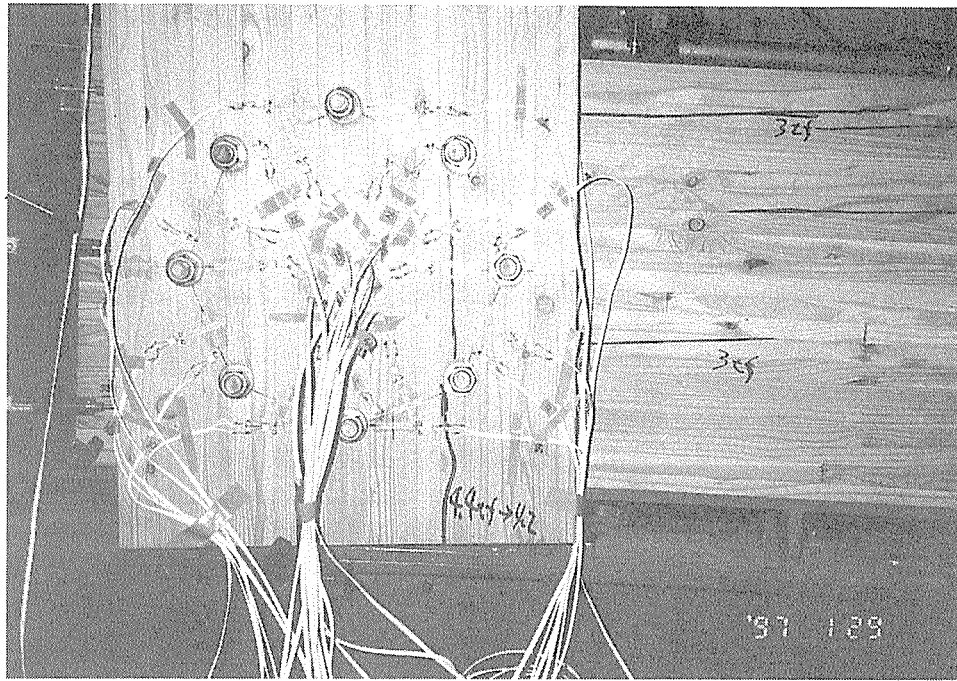


写真 2 - 1 6 試験体 C の破壊状況
(主材の方が先に破壊した)

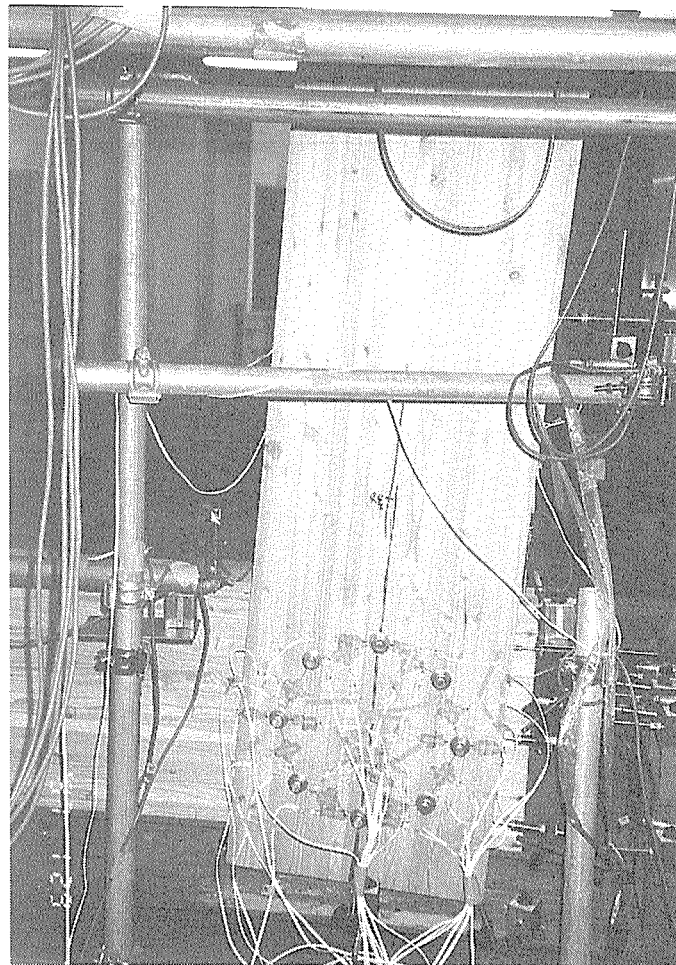


写真 2 - 1 7 試験体 C の破壊状況
(他方の側材にも割裂が生じた)

4 動的水平載荷（振動）試験結果と考察

4. 1 共振周波数と振動モードについて

試験体 A, B, C, Cy における頂部応答変位の共振曲線を図 2-17, 図 2-18, 図 2-19, 図 2-20 に示した。いずれの変位も極微小で、ノイズの影響が大きく、顕著なピークは確認し難いものの、共振周波数は次の表 2-6 のような周波数が共振点として、認められた。

表 2-6 各試験体の共振周波数

試験体	共振周波数 (Hz)					
A	5.9	12.0	21.3	-	-	66.8
	6.0	14.4	23.0	-	-	54.0
B	6.1	14.4	24.8	33.5	44.9	50.8
	7.7	-	22.0	-	46.0	-
C	7.6	-	28.8	-	42.4	-
	5.8	-	28.2	-	44.0	52.0
Cy	-	-	24.4	32.4	-	-
	-	-	25.6	34.8	-	-

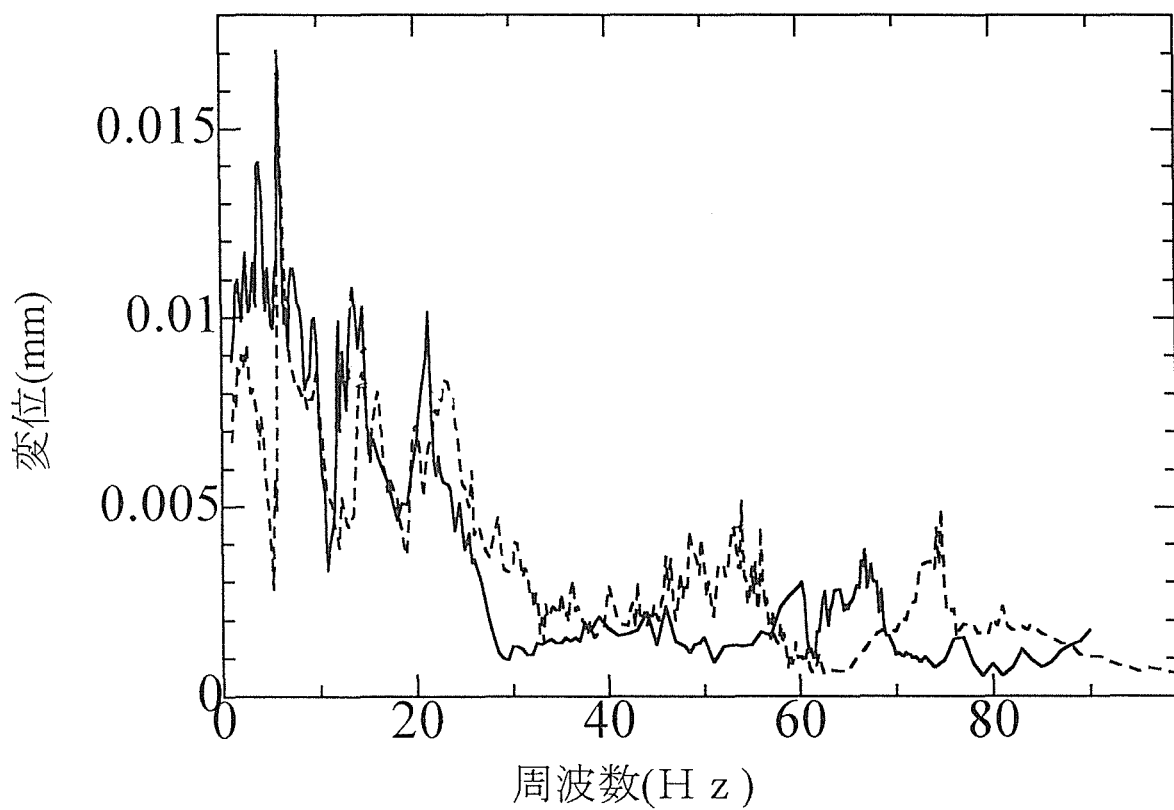


図 2 - 1 7 試験体 A の共振曲線の一例

—— : 側材1, - - - - : 側材2

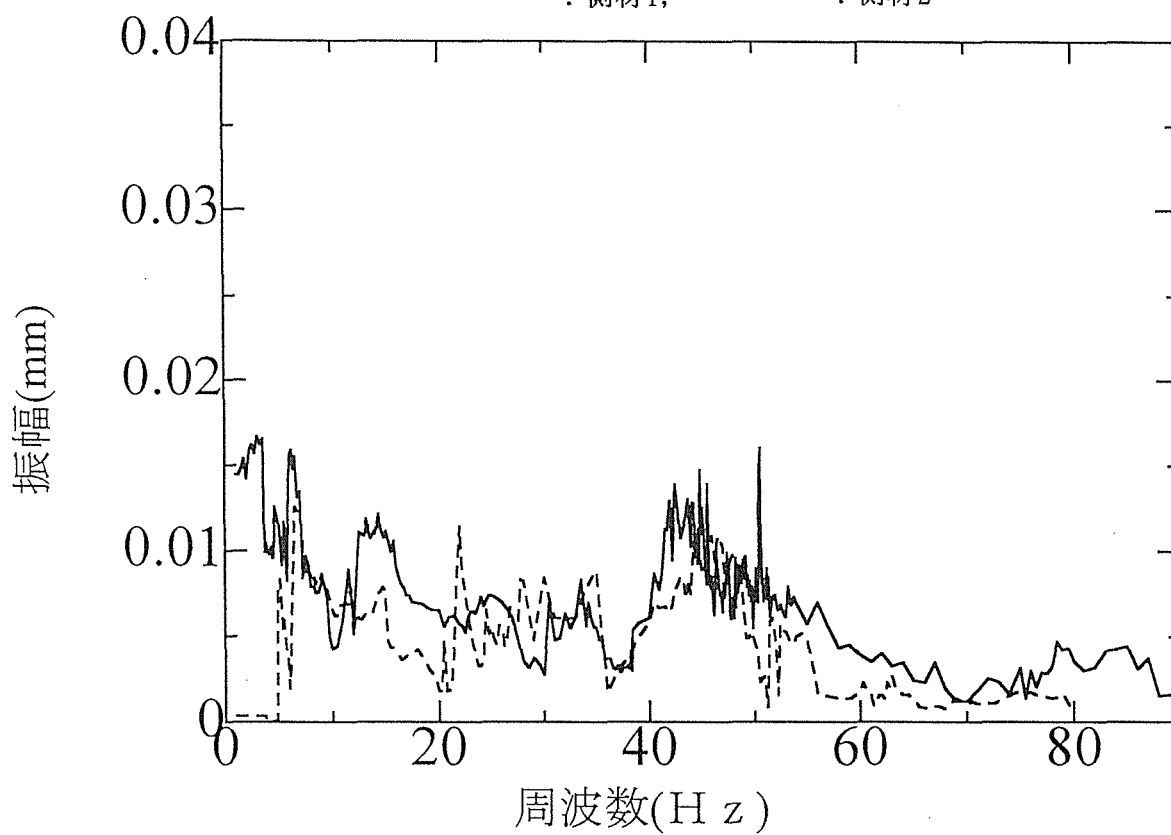


図 2 - 1 8 試験体 B の共振曲線の一例

—— : 側材1, - - - - : 側材2

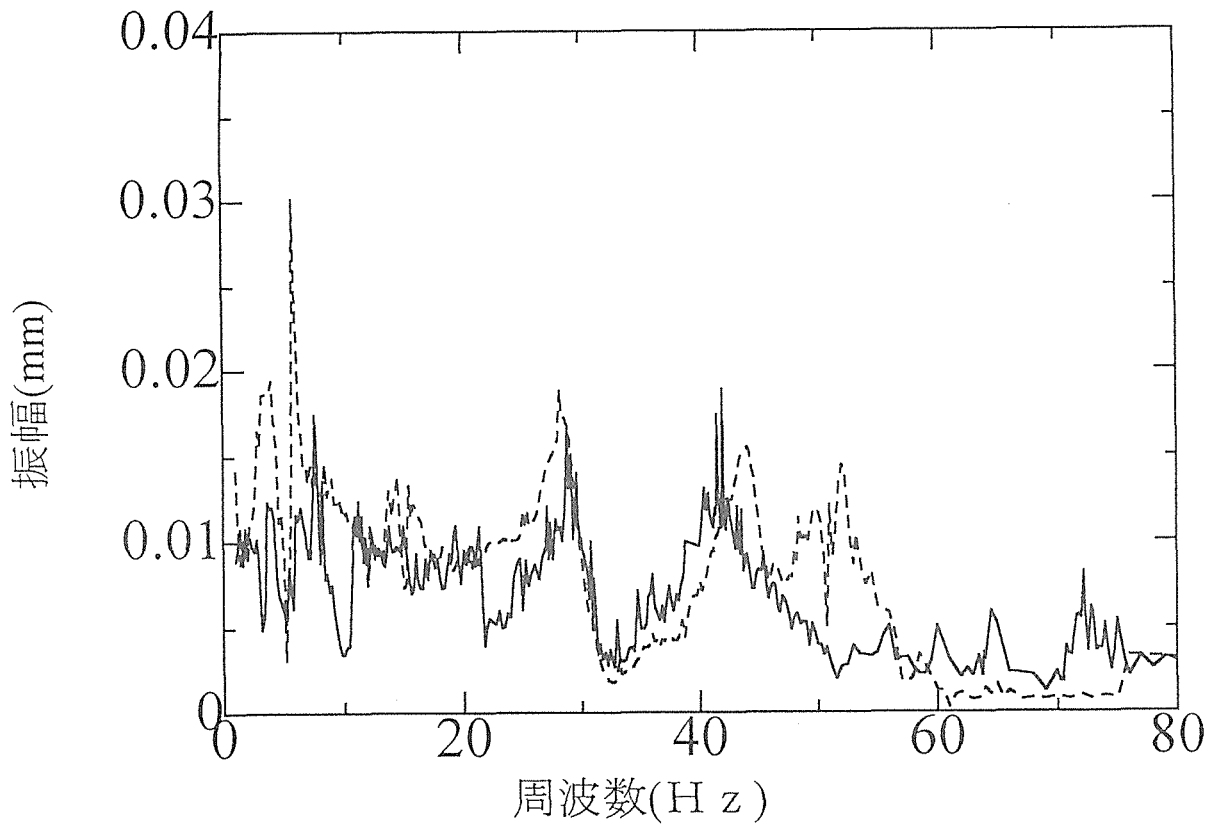


図 2 - 1 9 試験体 C の共振曲線の一例

—— : 側材1, - - - - : 側材2

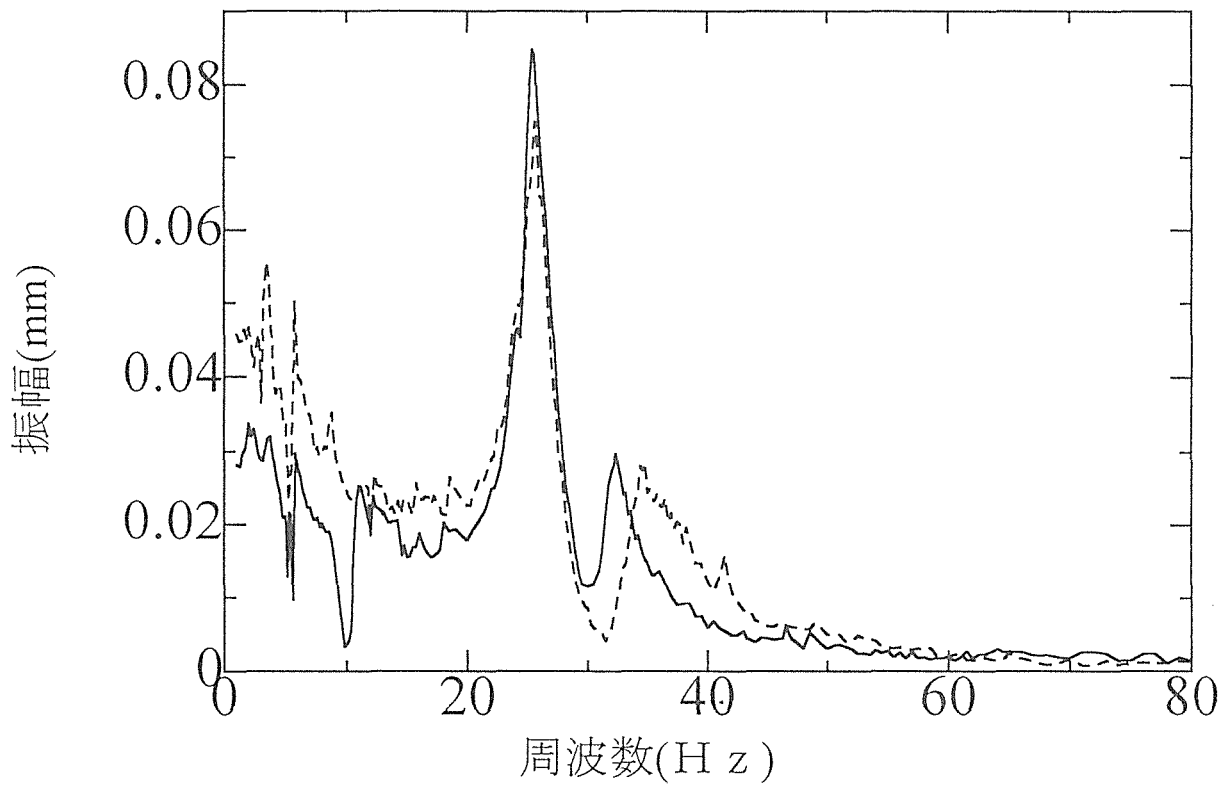


図 2 - 2 0 試験体 Cy の共振曲線の一例

—— : 側材1, - - - - : 側材2

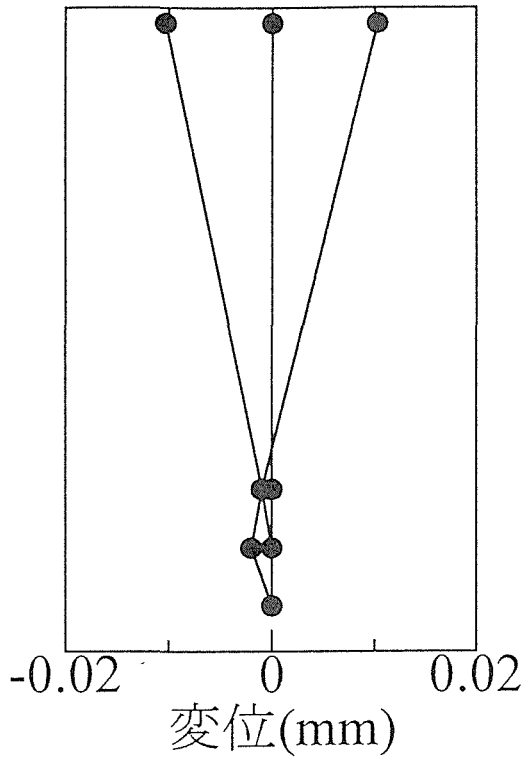
10 Hz 以下の共振周波数は、接合部の回転変形は認められず、むしろ面外方向への変位が大きく、面内の振動ではないことが確認された。

20 ～ 30 Hz 付近のピークの振動モードの一例として試験体 C, Cy のものをそれぞれ図 2-21, 図 2-22 に示した。上端の点が側材頂部の変位を示し、下方の 3 点は上から順に接合具配置円の上端、中央、下端である。側材上端部が大きな変位を示し、接合部付近の変形はほとんどない。これは試験体 A, B においても同じ傾向にあった。これはすべての試験体からこの周波数帯にピークが得られたことから、側材の片持梁としての曲げ変形に依存するモードと考えられる。

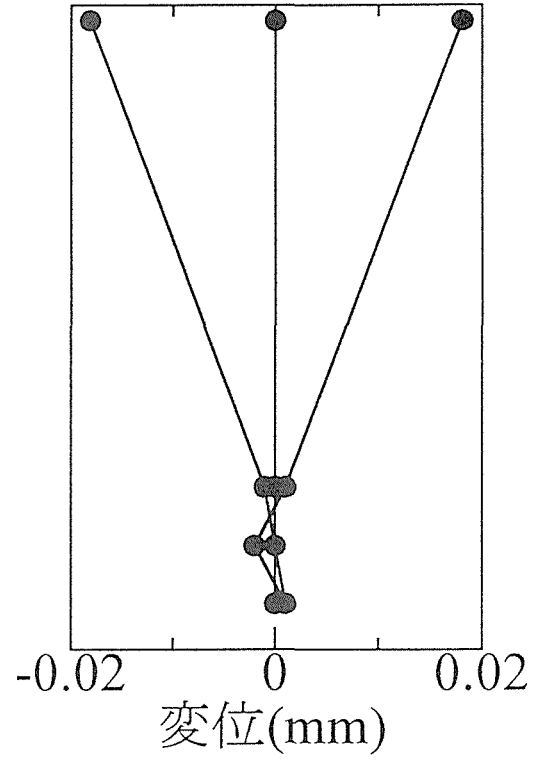
30 ～ 40 Hz 近辺のピークの振動モードの一例として試験体 C, Cy のものをそれぞれ図 2-23, 図 2-24 に示した。いずれの試験体も側材上端部の変形が大きく、接合部の変位は小さい値を示した。これは試験体 B においても同じ傾向にあった。接合部付近の変形量は小さいものの、20 ～ 30 Hz のモードよりは大きい値を示した。側材上端部の変位は、試験体 Cy の方が C よりも大きな値をとった。これは表 2-3 にも示したように大きく回転剛性の異なる試験体 A からこの周波数帯に共振点が認められず、ボルトの緩みが極端に固有振動数を下げることからも、接合部の回転変形に依存するモードであると考えられる。

以上より、接合部の初期「あそび」が存在する場合、ボルトの締め付けトルクを緩めるとほぼ等しい振動モードを与える共振周波数は低下し、動的変位は大きくなることが明らかになった。

なお、自由振動試験から得られたパワースペクトラムは、20 ～ 40, 50 Hz のあたりになりにブロードなピークが認められた。強制加振時の 2 つのピークが合成された形である可能性が高い。

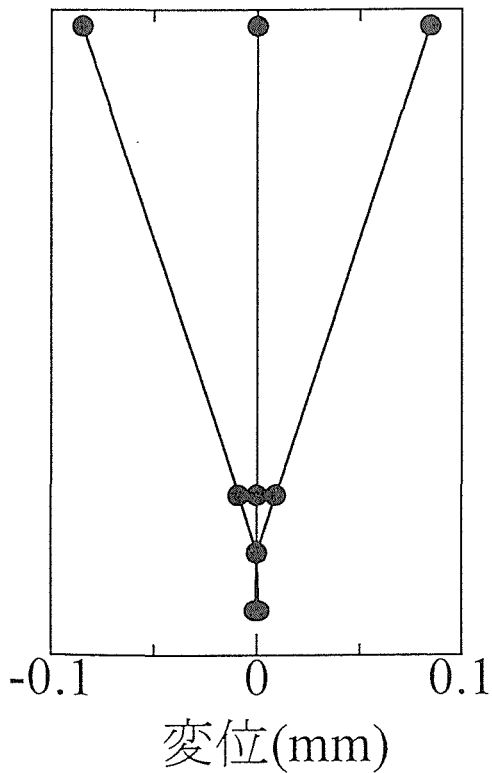


側材 1 : 28.8 Hz

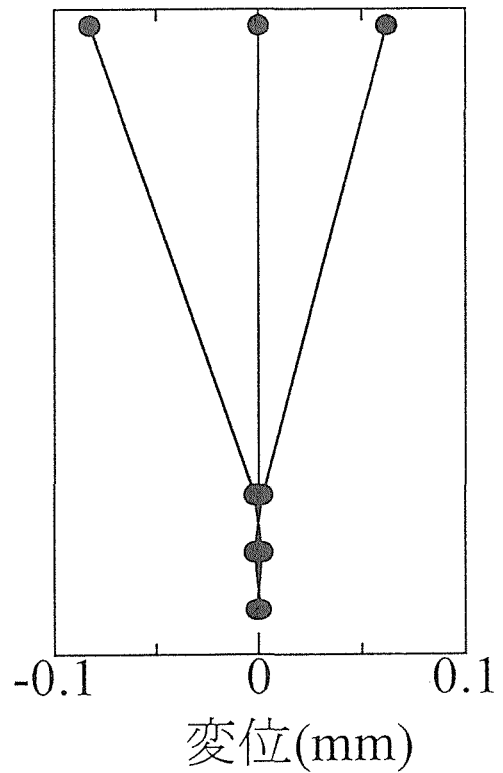


側材 2 : 28.4 Hz

図 2 - 2 1 試験体 C の振動モード (28 ~ 29 Hz)

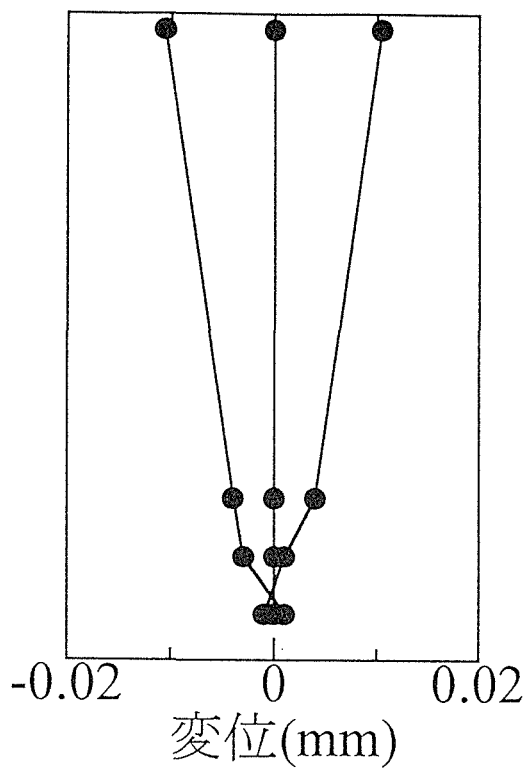


側材 1 : 25.4 Hz

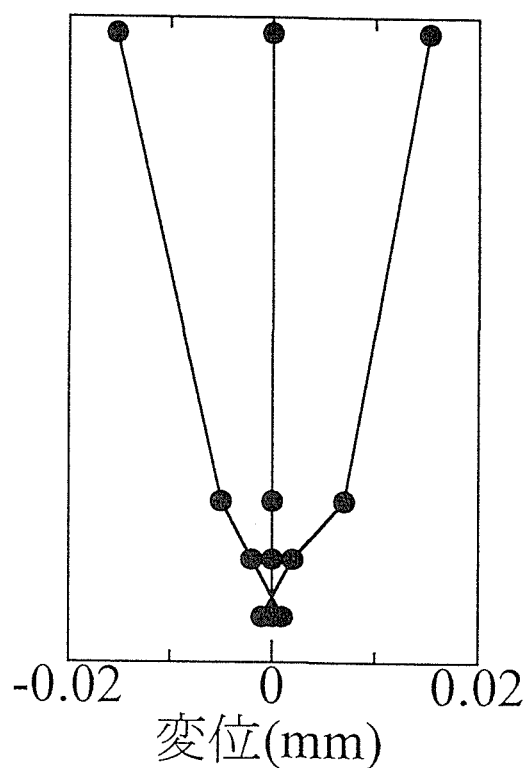


側材 2 : 25.4 Hz

図 2 - 2 2 試験体 Cy の振動モード (25.4 Hz)

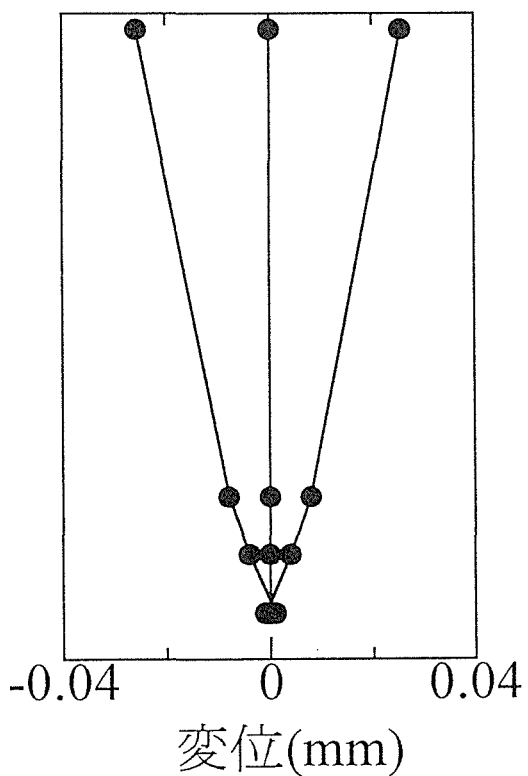


側材 1 : 42.4 Hz

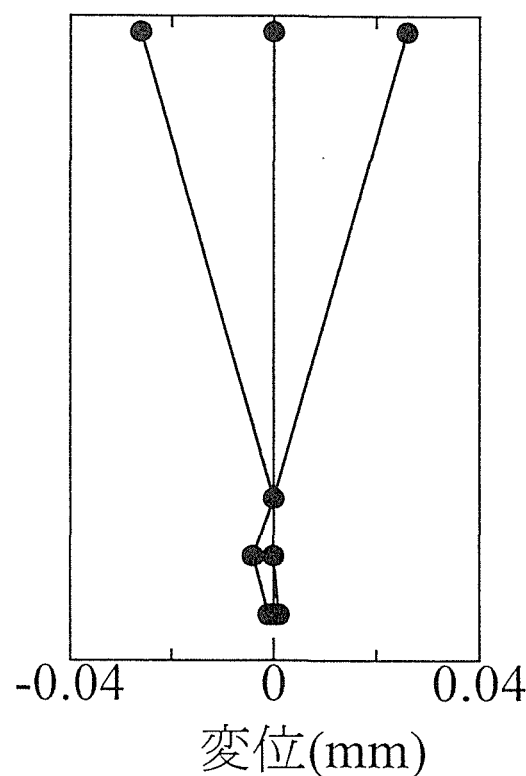


側材 2 : 44.0 Hz

図 2 - 2 3 試験体 C の振動モード (42 ~ 44 Hz)



側材 1 : 32.4 Hz



側材 2 : 34.8 Hz

図 2 - 2 4 試験体 Cy の振動モード (32 ~ 35 Hz)

4. 2 締め付けトルクの影響について

試験体 A と等しい仕様の別の試験体について、ボルトの締め付けトルクを 150, 300, 450, kgf / cm と 3 段階に変化させた場合の共振曲線を図 2 - 2 5 に示した。

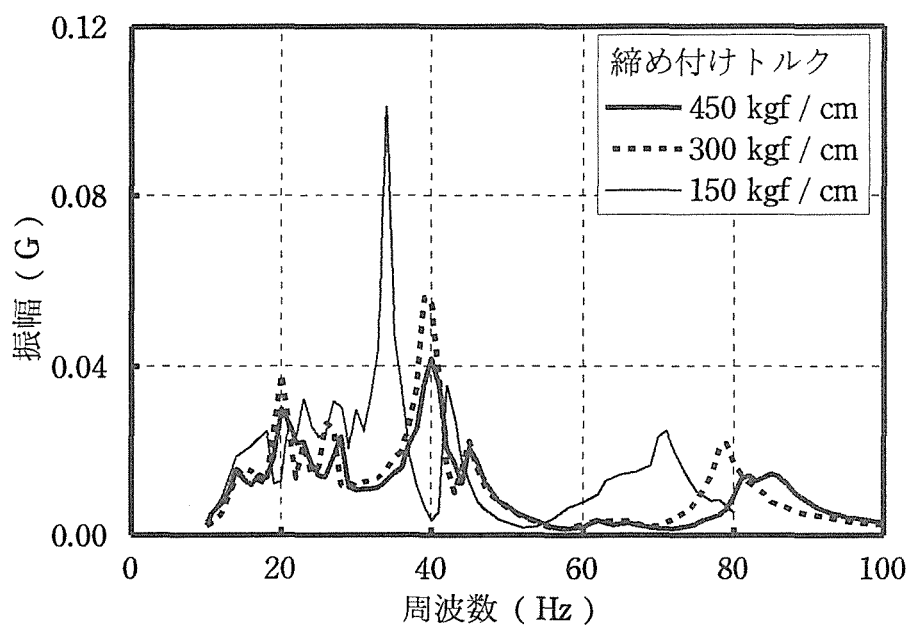


図 2 - 2 5 共振曲線に及ぼす締め付けトルクの影響

アペルリングを用いた試験体についても、ボルト締め付けトルクの低下とともに、固有振動数が低下することが確認された。また、応答加速度も同時に大きくなり、変形量の増大をともなっていると考えられる。

5 総括

木質接合部の初期「あそび」の挙動を実験的に明らかにすることを目的として、実大サイズのモーメント抵抗型集成材接合部試験体に対して動的載荷試験、静的載荷試験を実施した。その結果をまとめると以下のようになった。

- ①アペルリングを用いた試験体 A が初期剛性、最大耐力とも、最も大きな値を示した。初期「あそび」のないボルト接合部試験体 B が最大変形量は最大を示した。これに対して初期「あそび」を有する試験体 C は微小荷重時の摩擦による初期剛性は試験体 A にも匹敵するほど大きい値を示したが、その後荷重 600 ~ 700 kgf 付近で剛性が大きく低下したものの、1 ~ 2 tf 付近では試験体 B と同程度の 2 次剛性を発揮した。しかし、最大耐力、最大変形量はともに試験体 B に及ばなかった。
- ②荷重－スリップ曲線の「あそび」区間に傾きがあるものとして近似すると、実際に試験体に存在した初期「あそび」量より大きく算出された。これに対して、同曲線の「あそび」区間に傾きがないものとして近似すると実際に有する「あそび」量に近づいた。接合部の初期「あそび」を標準化していく上で、どのように捉えていくか、さらなる検討が必要である。
- ③隣り合う接合具間の表層ひずみには明確な包絡線を得ることができず、顕著な傾向は読みとれないものの、試験体 A では実際にせん断抵抗を発揮しているアペルリングが側材表面にないためか、ひずみが引張側に発生する場合の方が圧縮側に発生する場合よりも多い。これに対してボルト接合部である B, C では、圧縮ひずみが発生する場合と引張りひずみが発生する場合の割合は比較的均衡していることがわかった。
- ④ボルト接合部における初期「あそび」の有無によって破壊荷重、破壊挙動に差異が認められたが、試験体数の点からも結論づけるには至らなかった。
- ⑤スイープ強制振動を与えた結果、側材の片持梁曲げ振動と接合部の回転振動に基づく共振点を確認された。接合部の初期「あそび」が存在する場合、ボルトの締め付けトルクを緩めるとほぼ等しい振動モードを与える共振周波数は低下し、動的変位は大きくなることが明らかになった。
- ⑥アペルリングを用いた試験体についても、ボルト締め付けトルクの低下とともに、固有振動数が低下することが確認された。また、応答加速度も同時に大きくなり、変形量の増大をともなっていると考えられた。

第3章 木材の繊維直交方向加力を受けるボルト接合部の破壊機構

1 緒言

2本のボルトが隣接して配置された接合部が木材の繊維と直交方向の加力を受ける場合について、ボルト間隔並びに縁端距離が最大耐力に及ぼす影響を線形破壊力学を適用して調べた結果を報告する。

2 解析方法

繊維直交方向の加力を受けるボルト接合部のボルト孔端部におけるき裂の発生は、平均応力法を用いて下式により解析することができる。

$$\frac{1}{l_c} \int_0^{l_c} \sigma_{yy}(P_c) dx = f_t \quad (1)$$

ここに、 l_c : 規準長さ、 P_c : き裂発生時の荷重、 f_t : 木材の繊維直交方向の引っ張り強度。

ボルト孔端部からき裂が繊維に平行に進展する場合、き裂の進展は、応力拡大係数(K)を計算することにより解析することができる。ボルト孔端部からのき裂長さが(A)のとき、Kは次式で表される。

$$K = \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{yy} \sqrt{2\pi r} \quad (2)$$

ここに、 r : き裂先端からの距離。

き裂が進展する条件は、

$$K(P, A) = K_c \quad (3)$$

き裂の進展が不安定となる条件は、

$$\frac{\partial K(P, A)}{\partial A} \geq 0 \quad (4)$$

3 解析モデル

図1に示す接合部を想定し、試験体の右上部1/4について図2に示すようにモデル化を行った。ボルト孔上半分を半径方向に拘束し、モデル下端に1mmの強制変位を加えた。既往の研究結果[1]より、木材の横引張りに対する規準長さ(l_c)を横引張り強度4.39MPaに対して2.84mm(図3参照)とし、また限界応力拡大係数(K_{lc})を0.439MPa \sqrt{m} として計算を行った。計算に当たっては、仏CEAで開発した有限要素

法プログラム CASTEM2000 を用いた。

4 解析結果

〈1〉ボルト孔近傍の繊維直交方向の引張応力 (σ_{yy}) の計算値は図4に示す通りで、 σ_{yy} は一般に図1におけるR点において最大で、ボルト孔から離れるに従って急激に減少した。(2)LEFMにおけるき裂の進展のシミュレーションは図5に示す通りで、き裂長さが小さい場合、き裂はボルト孔に対して、左右ほぼ対称に進展したが、き裂長さがボルト径 (d) より大きくなると右側 (R点側) のき裂の進展は低下し、左側 (L点側) のき裂が進展し、最終的には接合部が破壊に至ることが分かった。なお、荷重 P は、き裂長さが d 以下の場合にはき裂の進展に拘わらずほぼ一定で 325kN/m 程度であったが、左側 (L点側) のき裂が進展するに従って低下し、き裂が貫通すると 185kN/m まで低下した。(3)平均応力法によるき裂の発生荷重 (P_c) 及びLEFMによる最大荷重の計算値とボルト接合部のせん断試験における最大荷重を比較すると表1に示す通りで、き裂の発生荷重、LEFMによる最大荷重の計算値は実験による最大荷重 (スプルー集成材、ボルト径 16mm) とほぼ同様の値を示しており、ボルト間隔が $10d$ 以下の場合、き裂の進展に伴う荷重の上昇はほとんど期待できず、き裂の発生後接合部が脆性的に破壊することが分かった。(4)ボルト間隔と最大荷重の計算値の関係を示した図6を見ると、最大荷重は縁空き (e_2) に拘わらずボルト間隔の増加に従って増加することが分かった。また、縁空きが $7d$ のものの最大耐力は $10d$ のものとほぼ同様であったが、 $4d$ のものと比べると僅かに大きく、その傾向はボルト間隔が増加するに従って顕著であった。ボルト間隔が $7d$ 以下の場合、縁空きの影響は僅かであり、 $4d$ 程度あれば良いことが分かった。

〔文献〕

- 1) 安村：木材の繊維直交方向知力を受けるボルト接合部の破壊シミュレーション、日本建築学会大会梗概集、CI (1995)
- 2) YASMURA, M. ; DAUDEVILLE, R., Fracture Analysis of Bolted Timber Joints under Lateral Force Perpendicular to the Grain, Mokuzaï Gakkaishi, 42 (3), 1996

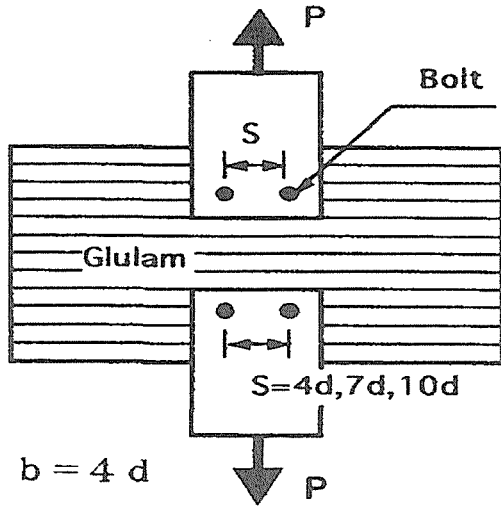


図1 接合部試験体

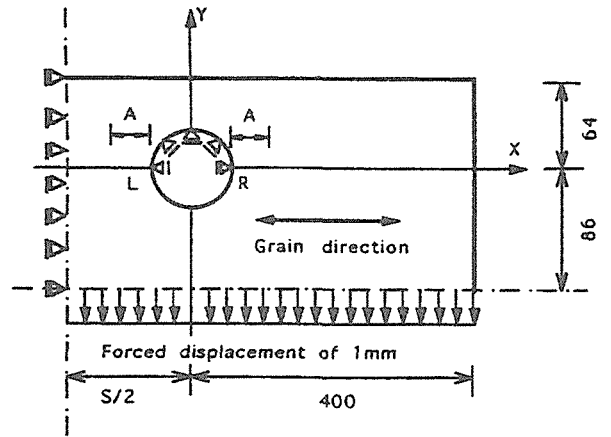


図2. 接合部のモデルと境界条件

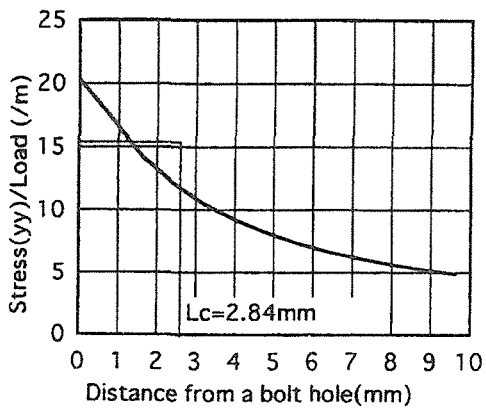
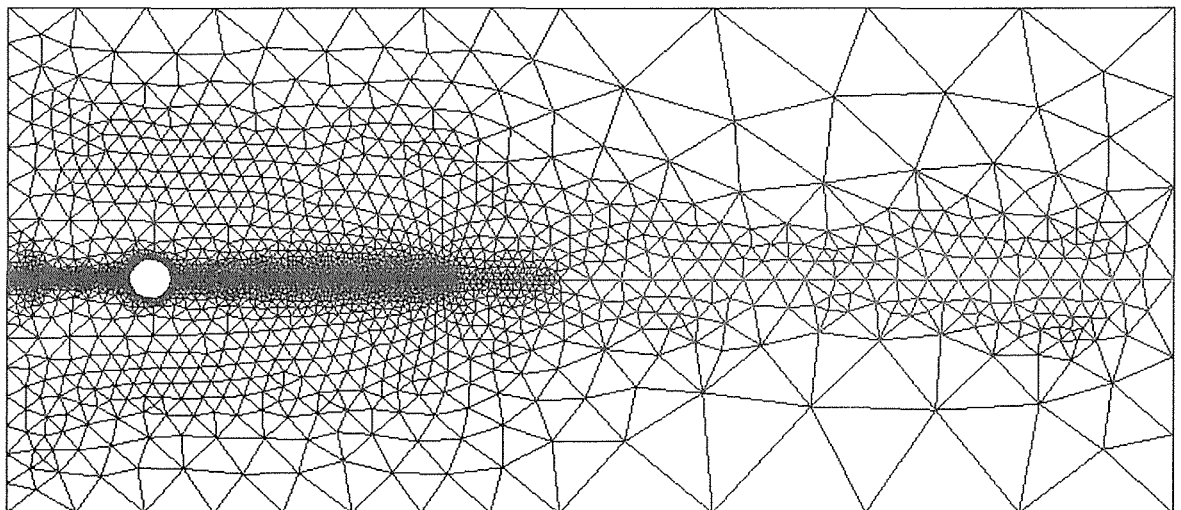


図3. 横引張り応力の分布と基準長さ l_c
(Load = $P/2$)

表1. ボルト接合部のせん断実験における最大荷重, 平均応力法によるき裂の発生荷重, LEFMによる最大荷重の計算値 (単位: kN/m , 下段は実験値に対する比)

ボルト間隔(S)	4 d	7 d	10 d
最大荷重 (実験値)	265	326	308
亀裂発生荷重 (平均応力法)	1.0	1.0	1.0
最大荷重 (LEFM)	296	318	331
	1.12	0.98	1.07
最大荷重 (LEFM)	318	337	351
	1.2	1.03	1.14



GIBI FECHT

FEMモデル

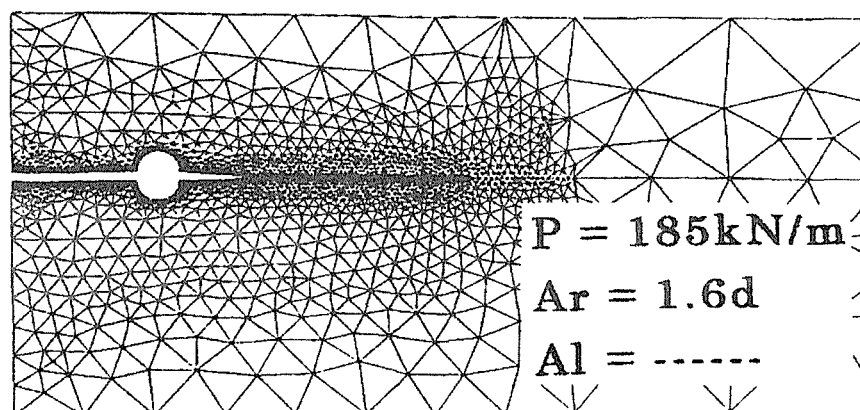
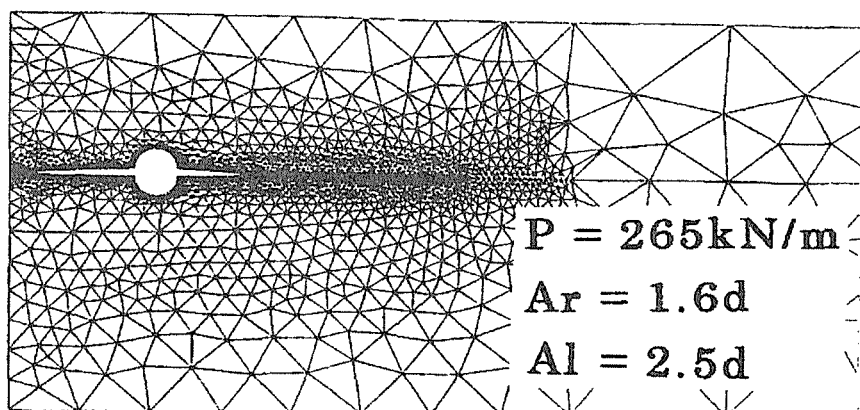
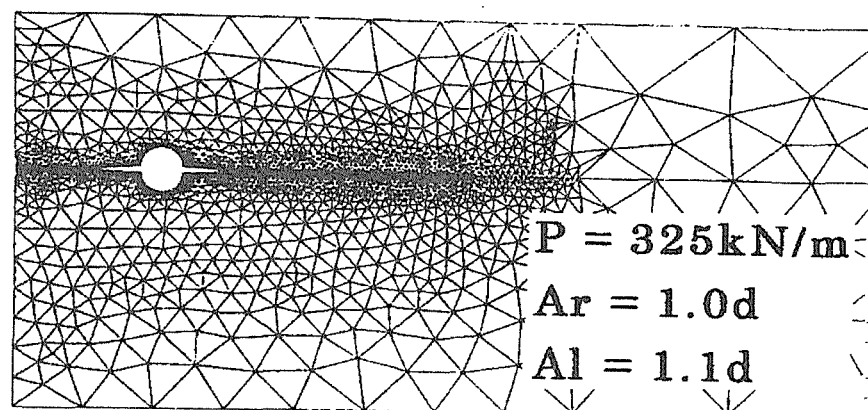
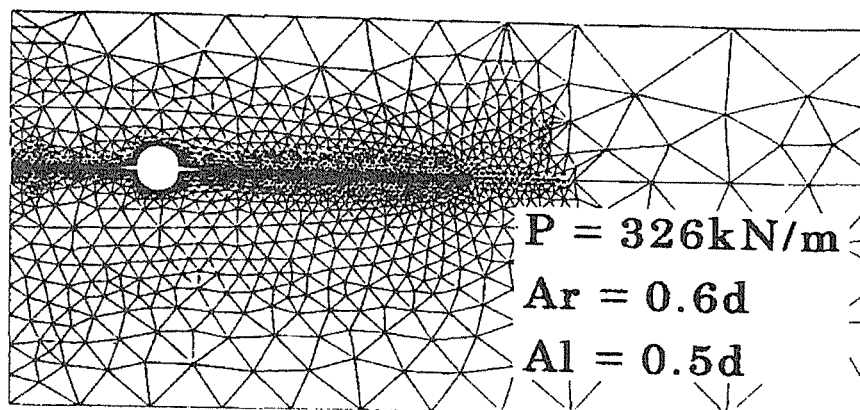


図5. き裂の進展のシミュレーション ($S = 7d$ の場合)
 A_r : 右側き裂長さ。 A_l : 左側き裂長さ。

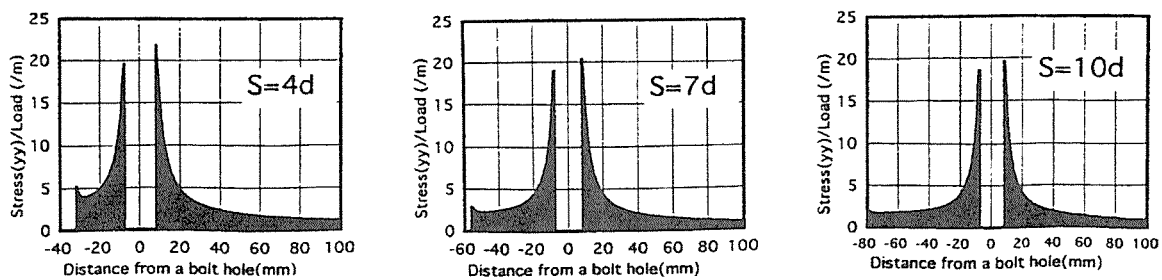


図4. 各試験体における横引張応力の分布（計算値）（ $L o a d = P / 2$ 、 $S =$ ボルト間隔、 d ：ボルト径）

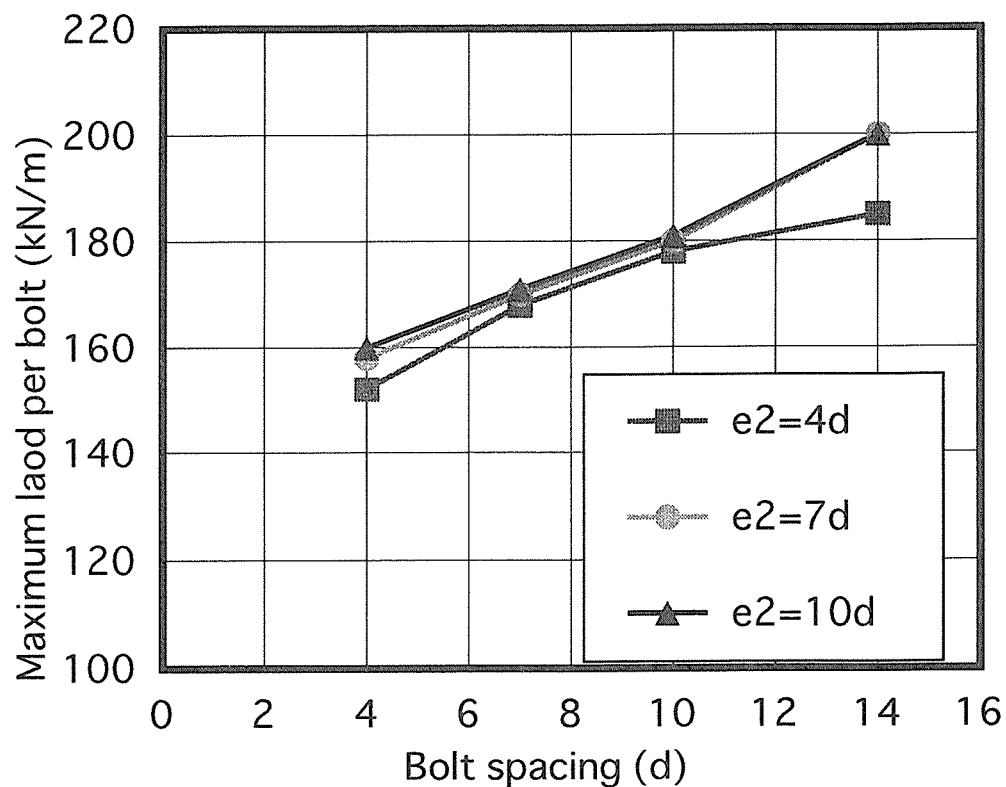


図6 ボルト1本当たりの最大耐力（材幅当たり）の計算値
 $e 2$ ：縁端距離、 d ：ボルト径

第4章 屋外露出型接合部の長期耐久性評価法の開発に関する検討

1 はじめに

集成材の屋外露出型接合部の長期耐久性を評価する方法の提案を目的として、先ず屋外露出型接合部を有する例として木橋を採り挙げ、接合部周りを重点として劣化の実態調査を行った。その結果、接合部のスリットやボルト孔から生じた割れ（干割れ）は大きいという考察がなされた。集成材の劣化は割れが生じた部分に雨水が滞留し、その後腐朽へと進行することから、次年度以降、この過程における接合部の耐久性がどのように低下するか屋外曝露及び促進処理による実験を行い、屋外露出型接合部の長期耐久性能の評価方法の提案を試みる予定である。

2 調査・研究要項

近年、集成材は種々な建築物に用いられるようになってきたが、今後、集成材が建築構造物のみならず、橋や外構部材として幅広く活用されていくためには、屋外露出条件下での長期耐久性能を明らかにしていく必要がある。この方面での既往の研究の成果はあまりしられていないので評価方法の提案からスタートすることを本研究の目的とする。

本研究の内容は、先ず、屋外露出条件下にある接合部を有する用途の例として、木橋を採り挙げ、接合部周りの集成材の劣化の実態を調査する。そして、これを基にして屋外曝露及び促進処理による実験を行い、接合部の剛性及び強度低下の評価を行う。

3 劣化の実態調査

接合部の長期耐久性能に影響を及ぼす集成材の劣化の実態について、屋外露出型接合部を有する典型である木橋を例に採り、調査した結果を表1-1、及び写真1-1～12に示す。尚、調査結果は本研究担当者が近隣の物件を調査したものと、平成6年度農林水産省補助事業、（財）日本木材・住宅技術センター事業「薬剤処理等技術開発事業報告書 大断面集成材の耐久性向上技術開発」（平成7年3月期）において行われた木橋の劣化実態調査の抜粋を含む。

調査を通じて、接合部のスリットやボルト孔から生じた割れ（干割れ）は大きいという考察がされる。調査物件のなかには、構築後4年経過で深さが35mm（集成材の幅に対して約16%）に達するものがある。しかし、これらの調査は経時変化を追跡したものでないので、割れの進行の程度については不明である。一般に集成材に生じた割れの部分には、その後雨水が滞留し、割れが防腐処理された層よりも深く進行していると、そこから腐朽が始まっていくと考えられる。今回調査した木橋の接合部において、割れ部分から腐朽が始まっているものはなかったが、今後割れがどの程度進行するのか（あるいは集束するのか）、また腐朽が始まるかについては別途追跡調査が必要であろう。

表1-1 木橋接合部の干割れに関する調査結果

橋名 記号	1)きさら	2)粟飯戸	3)腐匠	4)思惟公園 上路橋	5)思惟公園 下路橋	6)21世紀の 森と広場	7)手賀沼 親水公園	8)清流公園	9)長沼公園	10)原峰公園
所在地	奈良・黒滝村 榎橋	奈良・黒滝村 アーチ橋	千葉・船橋 榎橋	岩手・田野畑村 アーチ橋	岩手・田野畑村 7-ボルト橋	千葉・松戸 榎橋	千葉・我孫子 榎橋	神奈川・箱根 榎橋	東京・八王子 榎橋(鋼板補強)	東京・多摩 榎橋(H鋼)
構造	榎橋	アーチ橋	榎橋	アーチ橋	7-ボルト橋	榎橋	榎橋	榎橋	榎橋	榎橋
経過年数 (年)		1	6	4	4	5	6			
樹種	バイマツ	ヒノキ	バイマツ	カラマツ	カラマツ				ボンゴシ	
ラミナ厚さ (mm)	35	35	38	29	25	製材	製材	38		製材
通直/湾曲	湾曲	湾曲	湾曲	湾曲	湾曲			通直		
断面寸法 高さ	810	1310	1280	404	455	240		610		
(mm) 幅	205	150	125	172	220	140		170		
防腐薬剤	CCA	AAC		ニッケル	ニッケル					
処理方法	加圧注入	ラミナ処理	インジック	ラミナ処理	ラミナ処理			インジック		
塗布薬剤	なし	?	インジック	ニッケル	シッケンズ					
日当たり	終日	終日	終日	終日	終日	終日	終日	半日	半日	悪い
干割れ深さ	30			22	35					
(mm) 積層面		75	多数	22				散見	5	
その他						30	30			40
備考		西側支点付近	インジック部分	7-ボルト孔	7-ボルト孔	榎の繊維沿い	榎の繊維沿い	インジック部分		橋脚

1)~5)は平成6年度 農林水産省補助事業、(財)日本住宅・木材技術センター事業「薬剤処理等技術開発事業報告書 大断面集成材の耐久性向上技術開発」による。

平成7年3月期の報告であり、現在までの経過年数は上記+2年。

6)~10)は本研究担当者調査による

概要：①接合部のスリットやボルト孔から生じた割れは大きい。

②集成材の特徴として内層に等級の低いラミナを使用できるが、屋外では内層での割れが多くなる傾向がある。

③接合部での腐朽は認められない。しかし、高欄や地覆に発生した割れやボルト孔に雨水が滞留し、腐朽が始まっているものがある。

④メンテナンスの有無、樹種、薬剤処理等がそれぞれ異なるため、経過年数と干割れの程度との関係付けは難しい。

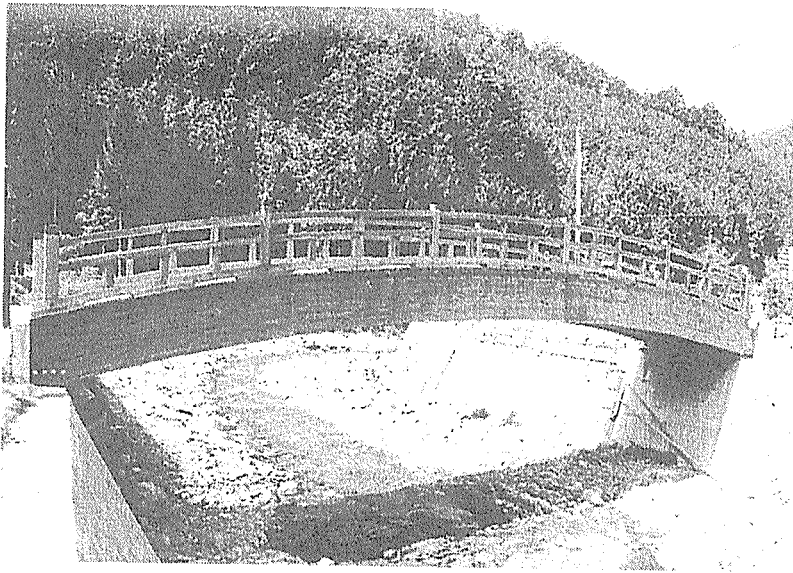


写真1 きらら橋全景（東から）

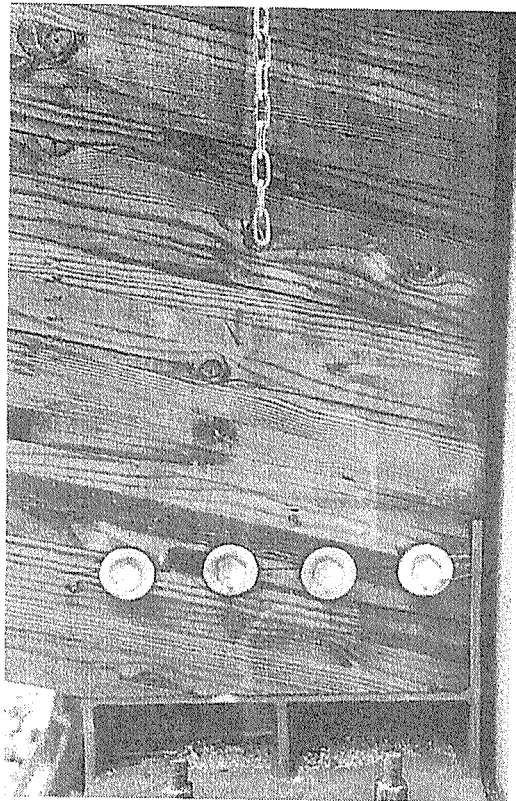


写真2 きらら橋 深さ30mmの割れ（東桁北支点 ボルト周り）

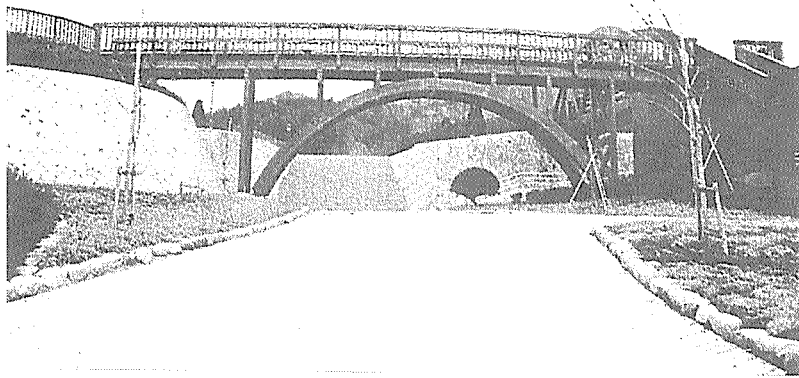


写真3 思惟公園上路橋全景（東から）

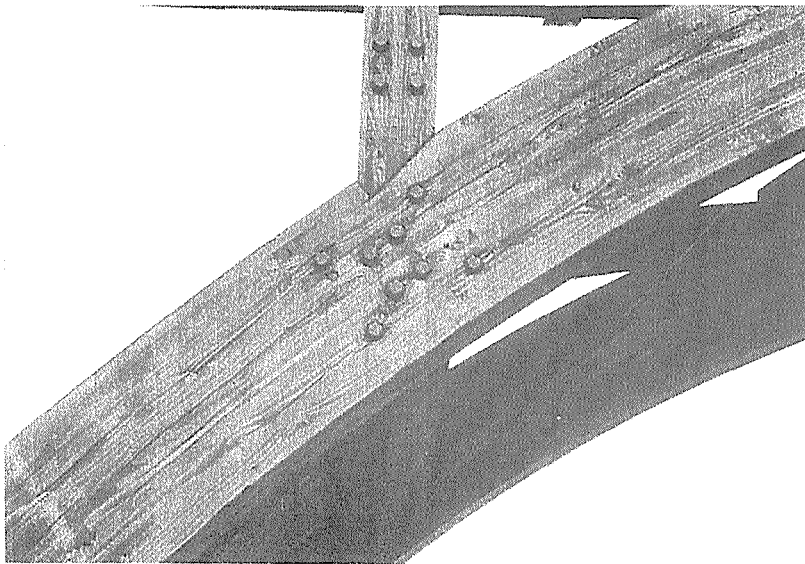


写真4 思惟公園上路橋 アーチの割れ（東アーチ）

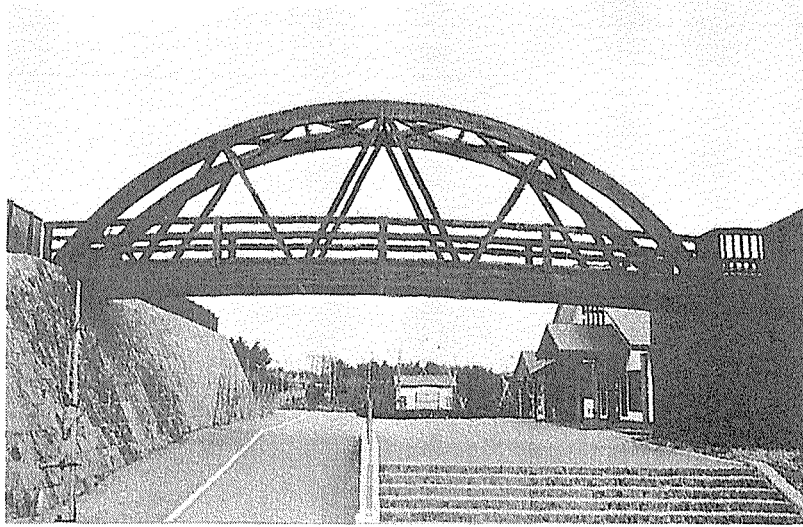


写真5 思惟公園下路橋全景（南から）

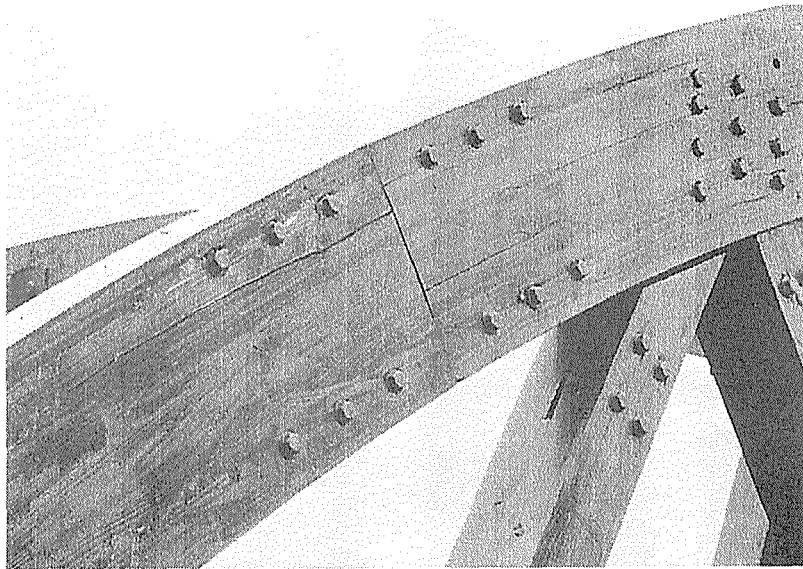


写真6 思惟公園下路橋 アーチ接合部の割れ（北アーチ南面）

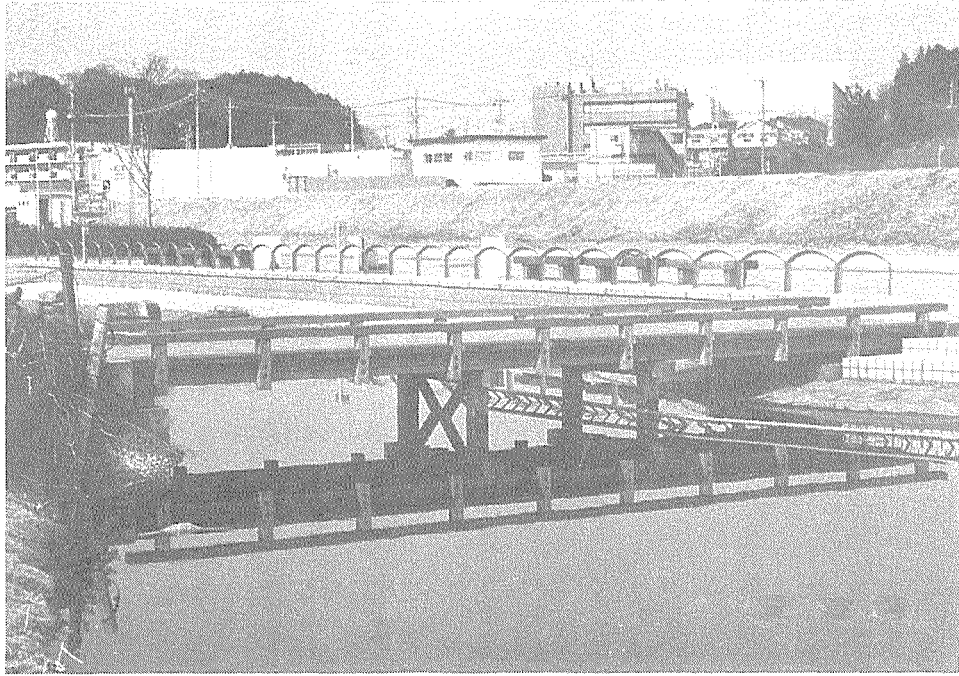


写真7 手賀沼親水公園桁橋全景



写真8 手賀沼親水公園桁橋 桁-高欄柱接合部周りの割れ



写真9 長沼公園桁橋全景（南西から）

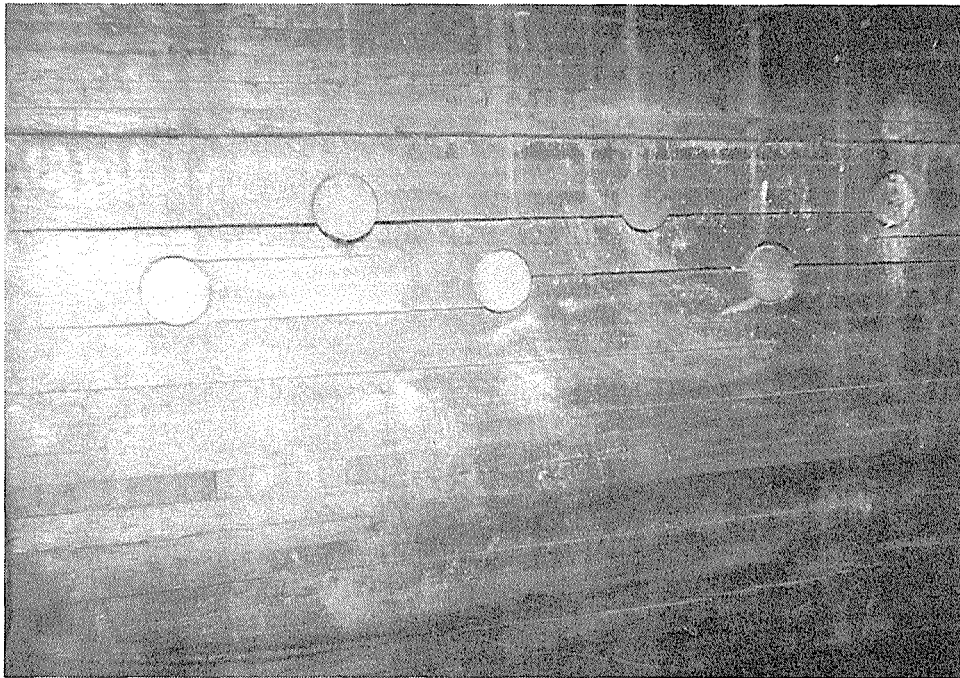


写真10 長沼公園桁橋 桁積層面の剥離（北側桁）



写真11 原峰公園桁橋全景（南東から）

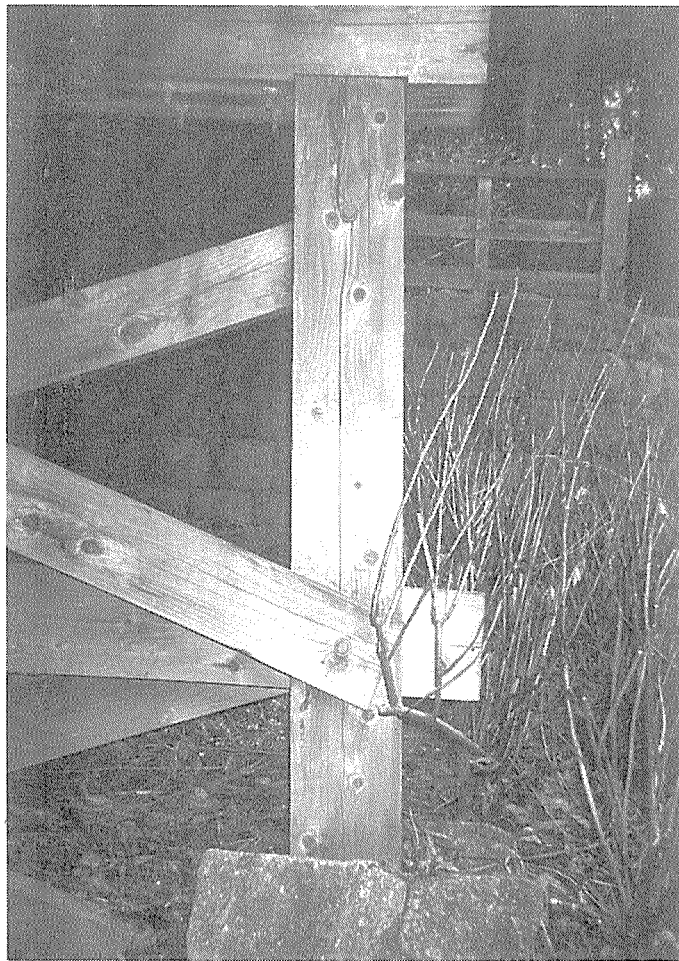


写真12 原峰公園桁橋 橋脚接合部の割れ

4 屋外露出型接合部の長期耐久性能の評価方法の提案に向けた実験

4.1 実験計画

屋外における集成材の劣化は、割れ（干割れ）の発生→雨水の滞留→腐朽の発生という過程を踏むことが知られている。これに対して、接合部の長期耐久性能がどのように低下するのか評価を行うため、次年度に実験を行う予定である。

実験は屋外曝露による曲げクリープ及び促進処理による引張実験とし、それぞれの実験の目的を次項以下に示す。実験の詳細、結果（途中結果を含む）については次年度の報告とする。

4.2 屋外曝露実験（曲げクリープ実験）

4.2.1 目的

- (1) 割れ（干割れ）→雨水の滞留→腐朽による接合部の剛性低下の追跡。
- (2) 通常の防腐処理に加え、集成材に保護塗料を塗布することによる割れの発生及び腐朽の発生に対する抑制効果の確認。
- (3) クリープ曲線より接合部曲げ撓みの推定を試みる。また、曲げ撓みの推定から接合部の曲げ剛性の低下の推定を試みる。

4.3 促進実験（引張実験）

4.3.1 目的

次年度においては、劣化の初期過程である割れ（干割れ）が接合部の剛性及び耐力に及ぼす影響を促進実験によって確認する。

第5章 鋼板添板継手の強度並びに剛性評価式に関する検討

1 はじめに

集成材構造の継手として、集成材の上下面に鋼板を添えてラグスクリーで集成材－鋼板間を接合するタイプは最もオーソドックスなものである。

この種の継手を設計する場合、実務的には、鋼板を通してのみ力が伝達されると仮定して耐力を計算する方法が、算定式も簡単でありよく使われている。

しかし、実際には、集成材の木口面を通じてある程度圧縮応力の伝達が期待される場合もあり、またむしろその方が剛性、耐力とも向上するため、積極的に木口面を通じての応力伝達を考慮した継手を使ってゆく方向にある。ただし、これまでの所、木口面での圧縮応力の伝達を考慮に入れた継手の設計式が明確に提案されていないので、本報告では、予備的な段階ではあるが、鋼板添板継手の耐力・剛性の評価式について、一つの試案を提案する。

2 対象とする鋼板添板継手の定義

図1に設計の対象となる鋼板添板ラグスクリー留め継手の形状、寸法等の定義を示す。なお、この種の継手は、通常3ヒンジ山形ラーメン架構の固定荷重によるモーメントができるだけ小さい箇所にて設けられることが多い。

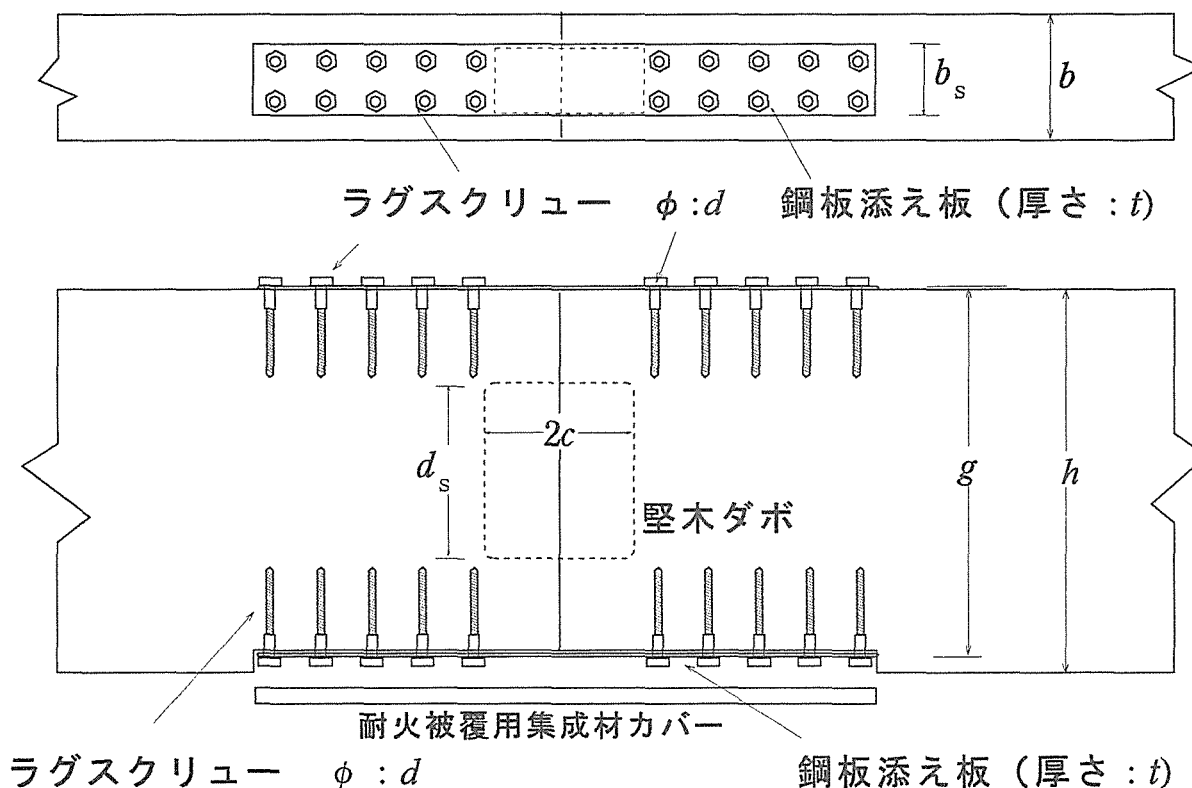


図1 鋼板添板式ラグスクリー接合による継手

表1に記号の定義を示す。

表 1 記号の定義

記号	単位	定 義
A_s	cm ²	鋼板添板の断面積
b	cm	集成材部材幅
C	kgf	圧縮合力
d	cm	ラグスクリュー直径
e	cm	圧縮合力 C と引張合力 T の作用間距離
$f_{Lag-max}$	kgf	ラグスクリューの終局耐力
E_w	kgf/cm ²	木材のヤング係数
E_s	kgf/cm ²	鋼板添板のヤング係数
ε_w	—	圧縮側最外層木材に作用するひずみ度
ε_s	—	引張側鋼板添板に作用するひずみ度
g	cm	引張側鋼板添板の中心から圧縮側最外層（木材）までの距離
K_L	kgf/cm	ラグスクリューのすべり係数
l_o	cm	鋼板添板の有効荷重負担長さ
λ	cm	圧縮側最外層面から中立軸(N-N)までの距離
ρ	cm	曲率半径
σ_w	kgf/cm ²	圧縮側木材のひずみ度 ε_w に対応する応力度
σ_s	kgf/cm ²	引張側鋼板添板のひずみ度 ε_s に対応する応力度
T	kgf	添板に作用する引張合力

3 耐力・剛性の誘導

3. 1 耐力に関する誘導

3. 1. 1 中立軸の位置 λ の決定

圧縮側で木材の木口面を通じて圧縮応力度が直接伝達されると仮定すれば、木口面でのひずみ度分布、応力度分布、並びに力の釣合は図 2 -a), b), c) のようなモデルで考えることができる（ただし、部材軸力の重ね合わせは考えていない）。

圧縮側最外層ひずみ度 ε_w は、

$$\varepsilon_w = - \frac{\lambda}{\rho} \dots \dots 1)$$

ただし、

λ : 圧縮側最外層面から中立軸までの距離

ρ : 曲率半径

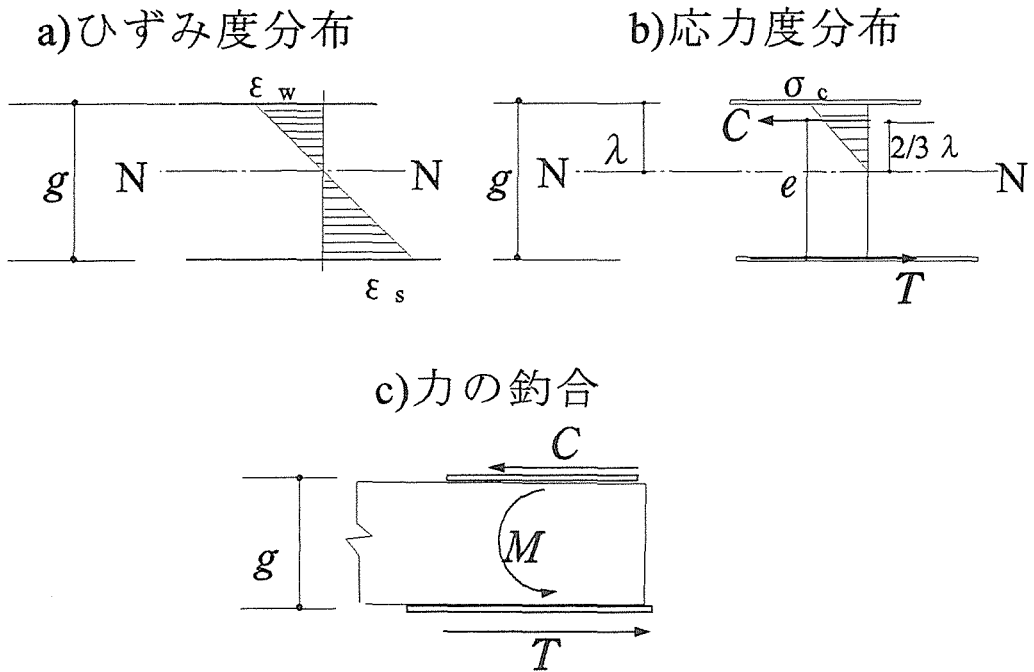


図2 圧縮側の応力伝達を考慮したモデル

引張側最外層ひずみ度 ϵ_s は、

$$\epsilon_s = \frac{(g - \lambda)}{\rho} \dots\dots 2)$$

ただし、

g : 引張側鋼板添板の中心から圧縮側木材最外層までの距離 (図1)

圧縮側応力度はHookeの法則を適用して、

$$\sigma_w = \frac{-E_w \lambda}{\rho} \dots\dots 3)$$

ただし、 E_w : 木材のヤング係数

引張側応力度は、仮に鋼板添板のヤング係数を E_s と置くと、

$$\sigma_s = \frac{E_s (g - \lambda)}{\rho} \dots\dots 4)$$

鋼板添板の断面積を A_s とすると、添板に作用する引張合力 T は、

$$T = \sigma_s A_s = \frac{A_s E_s (g - \lambda)}{\rho} \dots\dots 5)$$

一方、中立軸から圧縮側の合力作用点 ($2\lambda/3$ 点) に作用する圧縮合力 C は、

$$C = b \int_0^\lambda \frac{y \sigma_w}{\lambda} dy = \frac{b E_w \lambda^2}{2\rho} \dots\dots 6)$$

合力 T と C の釣合条件 $T = C$ より、

$$\lambda^2 + 2 \left\{ A_s \left(\frac{E_s}{E_w} \right) \frac{1}{b} \right\} \lambda - 2g \left\{ A_s \left(\frac{E_s}{E_w} \right) \frac{1}{b} \right\} = 0 \dots\dots 7)$$

ところで、実際には引張側添板鋼板の変形は鋼板自体が伸び変形をしているよりは、**図3**に示すように、鋼板と木材とを接合している接合具（この場合はラグスクリュー）がせん断力を受けて見掛け上変形しているに過ぎない。

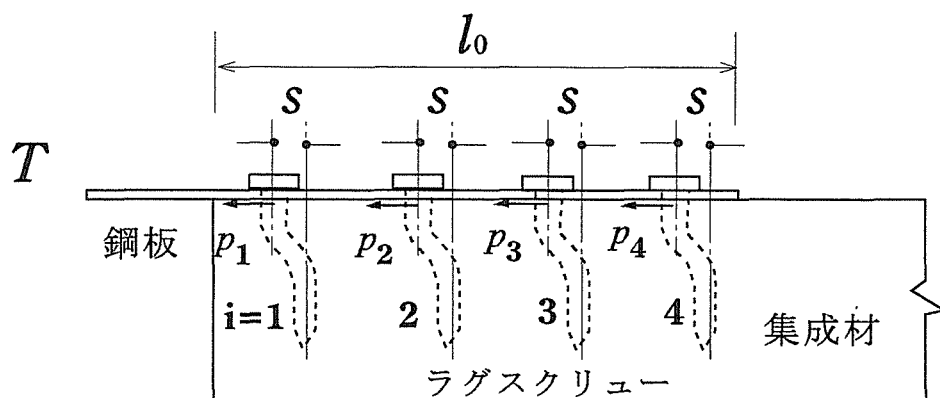


図3 ラグスクリューのすべりに起因した引張側鋼板の剛体的変位
(この図では仮に接合具を4本とした)

そこで、鋼板のヤング係数の代わりに、ラグスクリューのすべり変形に起因した「見掛けのヤング係数」を使う方がより現実的であると考えられる。鋼板は T なる力を受けて、見掛け上 s だけ剛体変位したものとする。鋼板の剛体的変位は個々のラグスクリューのすべり変位にほぼ等しいから（剛床仮定）、個々のラグスクリューが受ける力 p_i は

$$p_i = K_{s_i} \cdot s \dots\dots 8)$$

ただし、 K_{s_i} は i 番目ラグスクリューのすべり係数。

個々の力の総和が引張力 T と釣り合っているから、

$$T = \sum p_i = (\sum K_{s_i})s \dots\dots 9)$$

見掛けの応力度、ひずみ度を式10)のように定義する。

$$\sigma_s = \frac{T}{A_s}, \quad \varepsilon_s = \frac{s}{l_0} \dots\dots 10)$$

ただし、 l_0 は鋼板添板の荷重負担長さ (図3参照)。

式10) を9)に代入し通常のHooke則を考えれば、ラグスクリューで接合された鋼板の見掛けのヤング係数は以下のように得られる。

$$\sigma_s = \left[\sum K_{s_i} \left(\frac{l_0}{A_s} \right) \right] \varepsilon_s \Rightarrow E_s = \sum K_{s_i} \left(\frac{l_0}{A_s} \right) \dots\dots 11)$$

式11)の関係を考慮して、式7)を解くと、

$$\lambda = -\beta + \sqrt{\beta^2 + 2g\beta} \dots\dots 12)$$

ただし、

$$\beta = \left(\frac{l_0 \sum K_{s_i}}{bE_w} \right) \dots\dots 13)$$

以上で中立軸の位置 λ が決定された。

3. 1. 2 引張側ラグスクリューの強度に依存した継手の耐力

式8)、9)より、鋼板添板を接合している i 番ラグスクリューに作用する力は、

$$p_i = T \left(\frac{K_i}{\sum K_{s_i}} \right) \dots\dots 14)$$

一方、 M と T の関係は

$$M = Te, \quad e = g - \frac{\lambda}{3} \dots\dots 15)$$

式14)、15)の関係より、ラグスクリューに作用する力 p_i を含んだ形での継手のモーメント算定式は、

$$M = \left(g - \frac{\lambda}{3}\right) \cdot \frac{\sum K_{s i}}{K_{s i}} \cdot p_i \quad \dots \dots 16)$$

継手の破壊（終局状態）は、 i 番ラグスクリューに作用する力 p_i がある最大値に達した時発生すると仮定すれば、継手の終局モーメントは式17)で算定される。

$$M_{\max} = \left(g - \frac{\lambda}{3}\right) \cdot \frac{\sum K_{s i}}{K_{s i}} \cdot f_{\text{Lag-max}} \quad \dots \dots 17)$$

ただし、

$f_{\text{Lag-max}}$: ラグスクリュー1本の終局耐力

3.2 継手の回転剛性

図4に木口面での圧縮応力度の伝達を考慮した場合の接合部力学モデルを示す。

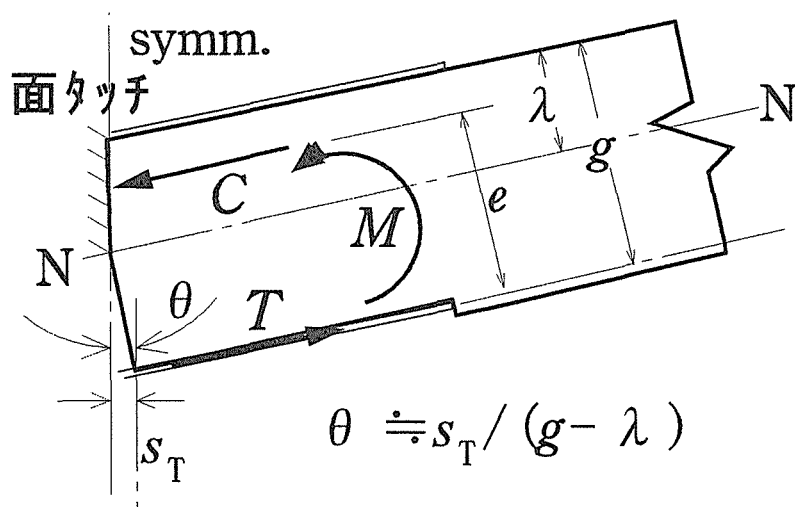


図4 木口面を通じて圧縮応力度の伝達がある場合の変形（仮定）

図4に示すように、圧縮側木口面での木材繊維方向の相互めり込み変位の影響は無視し、回転変形は引張側接合部のすべり変位 s_T によって起こるものと仮定する。幾何学的関係より、回転角 θ は

$$\theta \doteq \frac{s_T}{(g - \lambda)} \quad \dots \dots 18)$$

一方、引張力 T とすべり s_T の関係、

$$T = \sum K_{sTi} \cdot s_T \dots\dots 19)$$

および T と M の関係

$$M = Te, \quad e = g - \frac{\lambda}{3} \dots\dots 15)$$

より、 M と θ の関係は、

$$M = \left\{ \left(g - \frac{\lambda}{3} \right) (g - \lambda) \sum K_{sTi} \right\} \theta \dots\dots 20)$$

以上より、圧縮側木口面を通じて応力度の伝達がある鋼板添板継手の片側接合部に関する近似的回転剛性は、式 21) で表現される。

$$R_J = \left(g - \frac{\lambda}{3} \right) (g - \lambda) \sum K_{sTi} \dots\dots 21)$$

4 既往の実験結果による理論式の検定

4.1 実験条件

ここで引用する実験は、昭和58年9月に日本建築学会大会に発表された太田らの「集成材継手の曲げおよびせん断に関する実験」¹⁾からの抜粋である。

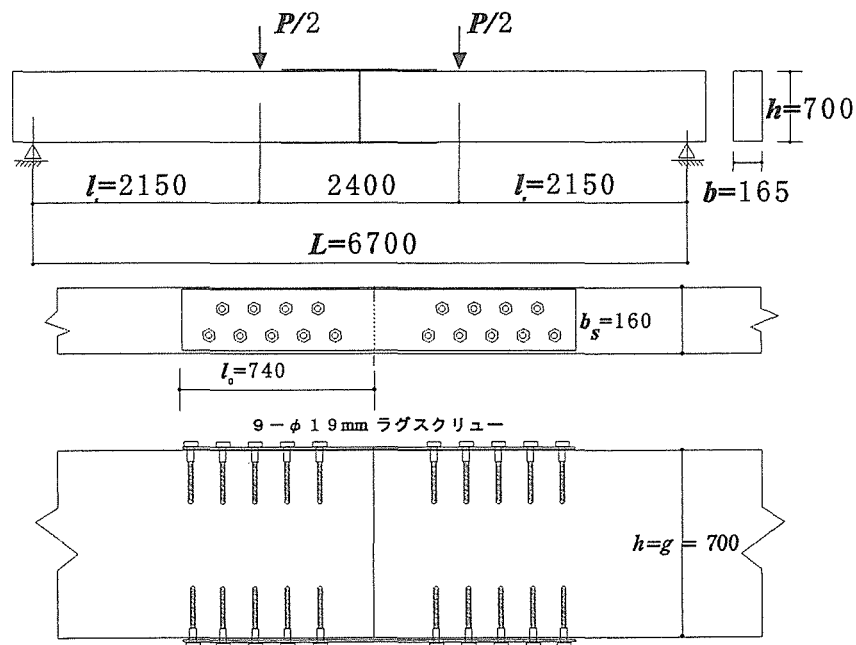


図5 実験における試験体形状・寸法および継手部詳細
(元文献¹⁾より引用のため、正確ではない)

図5に試験体全体と継手部詳細を示す。供試体の数値データを表2に示す。

表2 供試体のデータ

項目	データ
集成材材種	ベイマツ (積層数 2 1)
集成材の推定比重	0.5
集成材ヤング係数 E_w	150 tf/cm ²
集成材せん断剛性率 G_w	10 tf/cm ² (実測)
供試ラグスクリュー	直径 $d=19\text{mm}$, 長さ $l=280\text{mm}$
ラグスクリューすべり係数	$K_s \div 21000\text{kgf/cm}$ (FEM計算による推定)
ラグスクリューの最大耐力	$f_{\text{Lag-max}} = (5/4) \times (2500d^2 \rho) = 5640 \text{ kgf}$ (AIJ 規準からの推定)

4. 2 スパン中央たわみの推定式

図5に示す4点曲げ継手試験体のスパン中央たわみ δ は、以下の仮想仕事の式で計算できる。

$$\delta = \int \frac{\overline{MM}}{EI} dx + \int \kappa \frac{\overline{QQ}}{GA} dx + \sum \frac{\overline{M_{Ji}} \overline{M_{Ji}}}{R_{Ji}} \dots \dots 22)$$

ここで、

M : 外力によって生じる部材の曲げモーメント

\overline{M} : たわみを求めたい点に $P=1$ なる単位荷重を加えた場合の部材曲げモーメント

Q : 外力によって生じる部材のせん断力

\overline{Q} : たわみを求めたい点に $P=1$ なる単位荷重を加えた場合の部材せん断力

M_i : 外力によって生じる i 番接合部のモーメント

\overline{M}_i : たわみを求めたい点に $P=1$ なる単位荷重を加えた場合の i 番接合部に作用するモーメント

R_i : i 番接合部の回転剛性

E : 部材のヤング係数

G : 部材のせん断剛性

A : 部材の面積

I : 部材の断面2次モーメント

κ : せん断に関する形状係数 (=1.2: 矩形断面)

図5の4点曲げ試験体の応力分布を図6に示す。

図6の応力を式22)に代入すると、接合試験体のスパン中央たわみは次の式23)で計算できる。

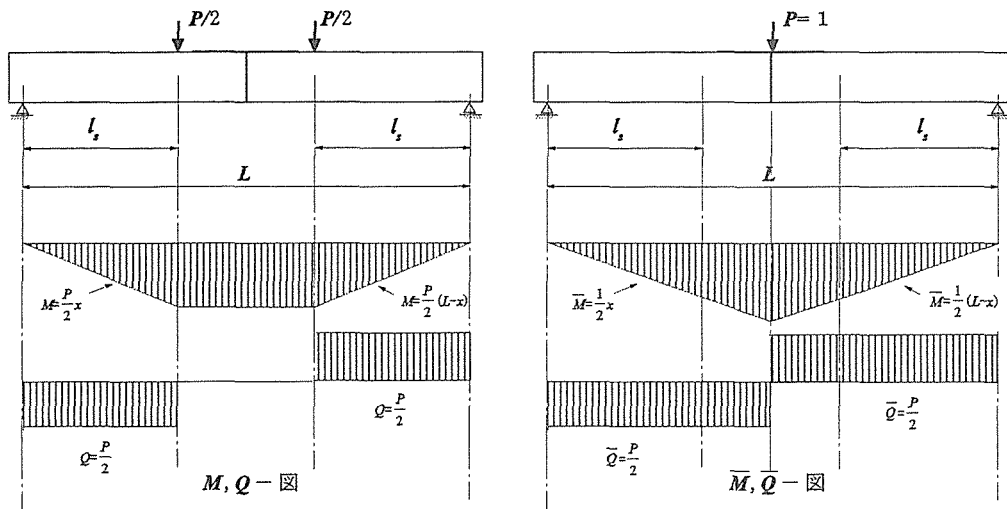


図6 接合試験体における応力分布

$$\delta = 2 \int_0^{L/2} \frac{MM}{EI} dx + 2 \int_0^{L/2} \kappa \frac{QQ}{GA} dx + 2 \frac{M_J \bar{M}_J}{R_J}$$

最終的に

$$\delta = \frac{P(3l_s L^2 - 4l_s^3)}{48EI} + \frac{\kappa Pl_s}{2GA} + \frac{Pl_s L}{4R_J} \dots 23)$$

4. 3 実験結果との比較

具体的な数値として、 $P=2000\text{kgf}$ 時のスパン中央たわみを計算してみる。
式13)より

$$\beta = \left(\frac{l_0 \sum K_{s i}}{bE_w} \right) = \left(\frac{74 \times 9 (21000)}{16.5 \times 150000} \right) = \frac{13986000}{2475000} = 5.65$$

式12)より、圧縮側から計った中立軸の位置は

$$\begin{aligned} \lambda &= -\beta + \sqrt{\beta^2 + 2g\beta} = -5.65 + \sqrt{5.65^2 + 2 \times 70 \times 5.65} \\ &= 23.04\text{cm} \end{aligned}$$

式21)より、片側の接合部あたりの回転剛性は

$$\begin{aligned} R_J &= \left(g - \frac{\lambda}{3} \right) (g - \lambda) \sum K_{s i} = \left(70 - \frac{23.04}{3} \right) (70 - 23.04) \\ &\quad \times (9 \times 21000) = 553117421 \div 553120000 \text{ kgfcm/rad.} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \delta &= \frac{P(3l_s L^2 - 4l_s^3)}{48EI} + \frac{\kappa Pl_s}{2GA} + \frac{Pl_s L}{4R_J} \\ &= \frac{20000(3 \times 215 \times 670^2 - 4 \times 215^3)}{48 \times 150000 \times 471625} + \frac{1.2 \times 20000 \times 215}{2 \times 10000 \times 16.5 \times 70} \\ &\quad + \frac{20000 \times 215 \times 670}{4 \times 553120000} = 1.47 + 0.22 + 1.30 \\ &= 2.99 \text{ cm} \end{aligned}$$

図7に実験値と計算値の比較を示す。

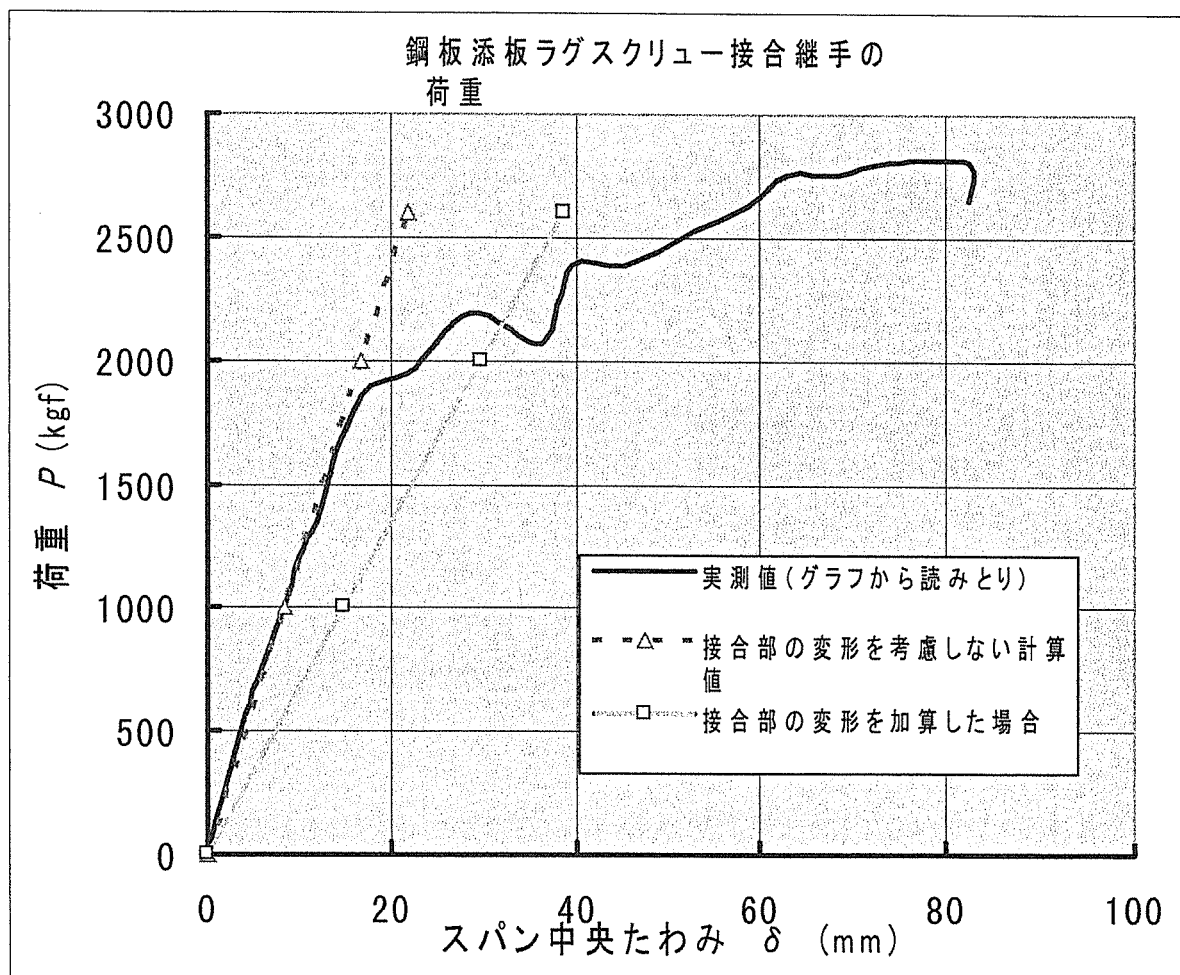


図7 実測値と計算値の比較

図7から、鋼板添板ラグスクリー接合継手の曲げ変形は、接合部のすべり変形を考慮しない方が、考慮した場合よりもはるかに良く実測値と一致した。このことは、締め付け力の大きいラグスクリー接合のすべり係数 κ をドリフトピンと同じ円形鋼棒の曲げ変形モデルで解析することが妥当ではないことを物語っている。ラグスクリーの場合は締め付け力によって、最初から接合

具に大きな軸力が作用しているので、曲げ変形のみを考慮した剛性よりはるかに大きな初期剛性となることが予測される。

4. 4 最大耐力の推定

式17) より予想最大耐力は

$$M_{\max} = \left(g - \frac{\lambda}{3}\right) \cdot \frac{\sum K_{s i}}{K_{s i}} \cdot f_{\text{Lag-max}}$$

$$= \left(70 - \frac{23.04}{3}\right) \left\{ \frac{9 \times 21000}{21000} \right\} \times 5640 = 3163363 \text{kgfcm}$$

$P_{\max} = 2M_{\max}/l$ より、推定最大耐力は $P_{\max} = 29.4\text{tf}$ となる。一方、実測最大耐力は 28.2tf 程度ではほぼ一致している。もし、これを圧縮側の応力伝達を考慮しないで単純に計算すると、 $M_{\max} = gT_{\max}$, $T_{\max} = n f_{\text{Lag-max}}$ の関係より、 P_{\max} は約 33tf と算定されて危険側の推定となる。

5 結論

鋼板添板継手の強度並びに剛性を評価するための算定式を試案として提案した。提案式のポイントは引張側鋼板接合部のすべり変位を考慮に入れて中立軸を算定し、その結果に基づいて接合部の回転剛性や最大耐力を算定するという点にあった。

提案式の妥当性を検証するために、既往の実験結果を引用して実測値と計算値の比較を行った。結果的に、今回引用した実験の場合は接合部の変形を考慮しない方がかえって良い適合性を示し、算定式の妥当性を検証するには至らなかった。この原因の一つとしては、ラグスクリュウのすべり係数をドリフトピンと同じ弾性床理論に基づく FEM で推定したことが不適切であったことが考えられる。なぜなら、ラグスクリュウは大きな締め付け力が発生し、それによる摩擦抵抗とラグスクリュウ内部での軸力効果によって、接合部の初期剛性が增强されるからと考えられるからである。今後の課題としては、軸力と摩擦力を考慮した計算法の開発が必要であろう。

文献

- 1) 太田道彦、木村 衛、油川真広、石黒三男、宮林正幸、森 和雄、葉多修司、竹生敏俗：“構造用集成材の継手に関する実験的研究”、日本建築学会学術講演梗概集（北陸）、2217-2218、昭和58年9月

第6章 合わせ梁型接合部設計法の検討

モーメントを負担する接合部をモーメント抵抗接合と呼ぶが、特に、柱一梁にこの接合を用いたいわゆるラーメン架構は、精力的に研究が進められている。

設計法も簡便なものから詳細なものまで、いくつかの解析法が提案されている。ここでは、モーメント抵抗接合の基本型の1つである鋼板をウェブに用いたタイプの設計法に基づいて、合わせ梁型接合部の設計法を考える。

すなわち、この設計法は、鋼板添え板接合・鋼板挿入型・合わせ梁型が対象となる。なお、ここで、接合具1本1本の位置を考慮して設計する方法は、小松幸平（森林総研）、および五十田博（信州大学）による提案を参考とした¹⁾²⁾³⁾。

ところで、接合部の変形を含めた解析には、まず、釘などの接合具単体の許容耐力とすべり剛性が必要である。変形の解析は一般に線形範囲について行うが、その際のすべり剛性の定め方についてもいくつかの考え方がある。ここでは、まず、接合具単体の挙動に関して、許容耐力およびすべり係数が与えられているという前提で、接合部の設計法を考える。次に、許容耐力やすべり係数に関する実験をまとめる。

1 鋼板添え板接合部

鋼板添え板接合には、釘打ちのものとボルトを用いたものが考えられる。また、設計の考え方は鋼板挿入型も基本的に同じである。

接合具1本1本の位置を考慮して計算する方法の中で、最も簡便な方法は、モーメントに対しては、その回転の中心からの距離に比例させるというものである。これについては、「大断面木造建築物設計施工マニュアル」（日本建築センター）に紹介されている。

さて、図1は接合部に配置された1つの接合部の動きを、模式的に示したものである。Oは接合部の中心を、 P_i が1つの接合具の位置を示している。接合部には、回転モーメントM、繊維平行方向に軸力N、そして繊維直交方向にせん断力Qが作用している。ここで、鋼板の変形は無視できるものとする。また、各外力に対する接合具iの反力は独立しており、接合具iが最終的に負担する力は、その「重ね合わせ」として評価できるものとする。

1.1 モーメントのみが作用する場合

図1-aに示すように、i番接合具 P_i は、Mによって Q_M だけ同転し、点 P_i' に移動したとする。 P_i から P_i' へのすべり変位を s_i とすると、

$$s_i = r \cdot \theta_M \quad 1)$$

すべり s_i に対応する反力を P_{si} 、すべり係数を $K_{\phi i}$ とすると、

$$P_{si} = K_{\phi i} \cdot s_i \quad 2)$$

すべりの方向は、繊維平行方向から ϕ_i 度傾いており、その値は

$$\phi_i = \pi/2 - \beta_i = \pi/2 - \tan^{-1}(y_j / x_i) \quad 3)$$

荷重角度 ϕ_i 度方向のすべり係数 $K_{\phi i}$ は、Hankinson式で算定できるものとする。

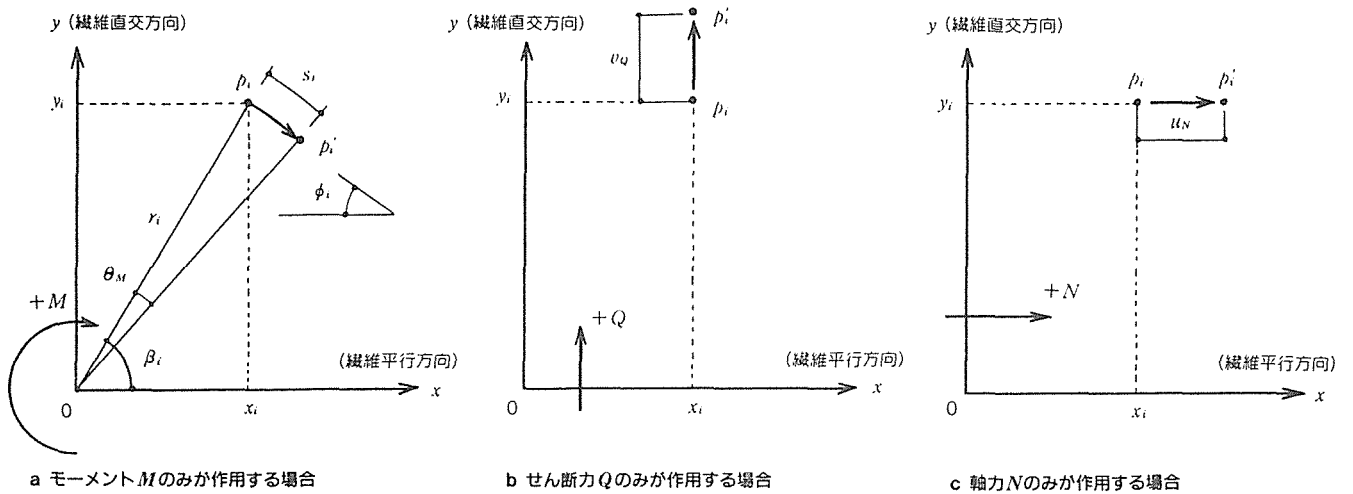


図1 接合部に作用する外力と i 番接合具が負担する力

$$K_{\phi i} = K_{\phi i} \cdot K_{\phi 0i} (K_{\phi 0i} \cdot \sin^2 \phi_i + K_{\phi 90i} \cdot \cos^2 \phi_i) \quad 4)$$

$K_{\phi 0i}$: 繊維平行方向の接合具のすべり係数

$K_{\phi 90i}$: 繊維直角方向の接合具のすべり係数

各接合具に作用する反力の総和が外力のモーメントと釣り合うから、

$$M = n_s \cdot \sum P_{si} \cdot r_i = n_s \cdot \sum K_{\phi i} \cdot s_i \cdot r_i = n_s \cdot \sum K_{\phi i} \cdot r_i^2 \cdot \theta_M \quad 5)$$

これより、モーメントと回転角の関係が次のように定義できる。

$$M = R_j \cdot \theta_{MN} \quad 6)$$

$$R_j = n_s \cdot \sum K_{\phi i} \cdot r_i^2$$

R_j : 接合部回転剛性 7)

n_s : 一接合部当たりのせん断面の数

最終的に、6), 1), 2)より、モーメントの作用によって i 番接合具の1せん断面あたりに作用する反力は次式で算定できる。

$$P_{si} = K_{\phi i} \cdot r_i \cdot M / R_j \quad 8)$$

1. 2 せん断力のみが作用する場合

図1-bに示すように、せん断力 Q によって i 番接合具 P_i は y 方向 (繊維直交方向) へ v_Q だけ強制変位して P'_i に移動したとする。すべり v_Q に対応する反力を P_{qi} , 繊維直交方向のすべり係数を $K_{\phi 90i}$ とすると、

$$P_{qi} = K_{\phi 90i} \cdot v_Q \quad 9)$$

各接合具に作用する反力の総和が、せん断力 Q と釣り合うので、

$$Q = n_s \cdot \sum P_{qi} = n_s \cdot \sum K_{\phi i} \cdot v_q \quad (10)$$

すべての $K_{\phi i}$ が同じであるとすれば、

$$S_j = n_s \cdot n_i K_{\phi} \quad (11)$$

S_j : 接合部せん断剛性
 n_i : 一せん断面当たりの接合具の数

式 9), 10) より、せん断力 Q の作用によって i 番接合具の 1 せん断面あたりに作用する反力は、

$$P_{qi} = Q / (n_i \cdot n_s) \quad (12)$$

1. 3 軸力のみが作用する場合

せん断力 Q の場合とまったく同様である。どの接合具の 0 度方向すべり係数も同じであるとすれば、軸力 N の作用によって i 番接合具の 1 せん断面あたりに作用する反力は、

$$P_{ni} = N / (n_i \cdot n_s) \quad (13)$$

1. 4 力の重ね合わせ

図 2 に示すように、 i 番接合具が負担する 3 種類の力、すなわち、モーメントによる力 = P_{si} 、せん断力による力 = P_{qi} 、軸力による力 = P_{ni} を重ね合わせる。

$$F_{xi} = P_{si} \cdot \sin \beta_i + P_{ni} \quad (14)$$

$$F_{yi} = P_{si} \cdot \cos \beta_i + P_{qi} \quad (15)$$

式 8), 12), 13) および $\sin \beta_i = y_i / r_i$, $\cos \beta_i = x_i / r_i$ の関係を用いると、

$$F_{xi} = K_{\phi i} \cdot y_i \cdot M / R_j + N / (n_i \cdot n_s) \quad (16)$$

$$F_{yi} = K_{\phi i} \cdot x_i \cdot M / R_j + Q / (n_i \cdot n_s) \quad (17)$$

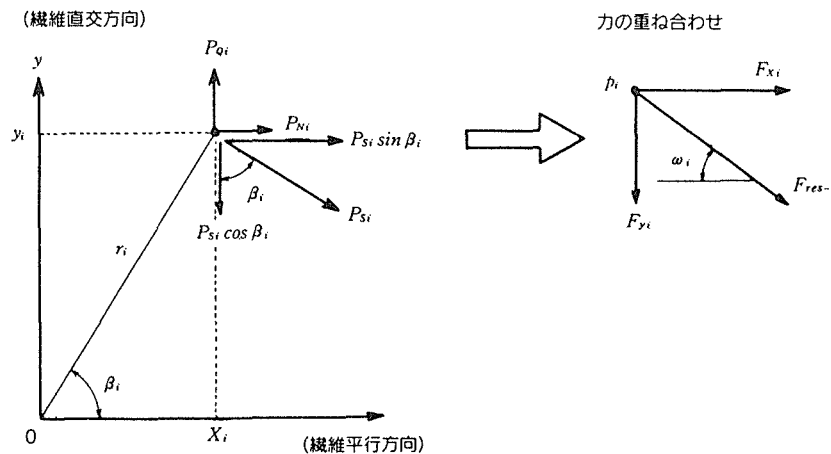


図 2 i 番接合具が負担する力 P_{si} , P_{qi} , P_{ni} とそれらの重ね合わせ

力 F_{xi} と F_{yi} の合力 F_{res-i}

$$F_{res-i} = \sqrt{(F_{xi}^2 + F_{yi}^2)} \quad (18)$$

合力 F_{res-i} の作用方向は x 軸（繊維平行方向）に対して ω_i 度傾いている。 ω_i 度方向の接合具の許容耐力をすべり係数と同様に、Hankinson 式を用いて算定する。

$$P_{\omega_i} = P_o \cdot P_{90} / (P_o \cdot \sin^2 \omega_i + P_{90} \cdot \cos^2 \omega_i) \quad (19)$$

ただし、

$$\omega_i = \tan^{-1}(F_{yi} / F_{xi}) \quad (20)$$

P_o : 繊維平行方向（x 軸方向）加力時の接合具 1 せん断面当たりの許容耐力

P_{90} : 繊維垂直方向（y 軸方向）加力時の接合具 1 せん断面当たりの許容耐力

最後に、合力がその作用方向の許容耐力を越えていないかを検定する。

$$F_{res-i} \leq P_{\omega_i} \quad (21)$$

接合具の変形異方性を考慮した設計法では、どの接合具がクリティカルであるかが配置だけからでは分からないので、以上の計算をすべての接合具について行う。

以上鋼板をウェブに用いた接合の解析では、釘の方がよく実験値に適合する傾向がある。ボルト接合や鋼板挿入ドリフトピン接合では、集成材の横引張による割れなど、単体の接合具の実験では予期できない破壊が発生するためと考えられる。なお、これらの接合はフレーム解析では、梁端と柱パネルゾーン部の 2 カ所に回転バネを設定することになる。

2 合わせ梁型接合部

使用される接合具には、プルドックジベル、シアプレート、スプリットリングなどがある。

図 3 に示すように、フレーム解析では、柱と梁は一点で交わっており、接点を一つ与えればよい。

このタイプの解析は、原理的には、鋼板添え板ボルト接合と同じである。ただし、合わせ梁接合では、シアファスナーの両側が木材になっていることを考慮する。

2.1 モーメントのみが作用する場合

繊維方向と繊維直角方向のすべり係数が既知の場合、荷重角度 ϕ 度方向のすべり係数は Hankinson 式により次式で与えられる。

$$K_{\phi_i} = K_{oi} \cdot K_{90i} / (K_{oi} \cdot \sin^2 \phi + K_{90i} \cdot \cos^2 \phi) \quad (22)$$

K_{ϕ_i} : i 接合点の荷重角度 ϕ のすべり係数

K_{oi} : i 接合点の繊維方向のすべり係数

K_{90i} : i 接合点の繊維直角方向のすべり係数

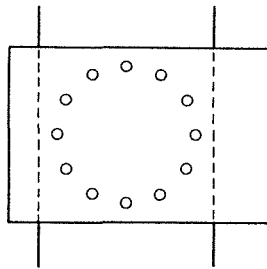


図3 合わせ梁型接合

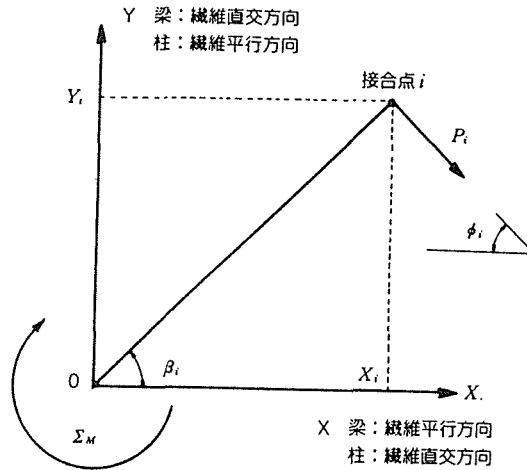


図4 i番接合部の動き(模式図)

柱と梁が ϕ_a 度の角度で交差する合わせ梁形の接合部では、柱と梁の繊維方向の関係は次式で示される。

$${}_b\phi_i = \phi_a - {}_c\phi_i \quad (23)$$

${}_b\phi_i$: 梁の繊維方向に対する荷重角度

${}_c\phi_i$: 柱の繊維方向に対する荷重角度

したがって、柱と梁各々に対する接合点 i のすべり係数は、

$${}_bK_{\phi_i} = K_{oi} \cdot K_{\phi oi} / (K_{oi} \cdot \sin^2 {}_b\phi_i + K_{\phi oi} \cdot \cos^2 {}_b\phi_i) \quad (24)$$

$${}_cK_{\phi_i} = K_{oi} \cdot K_{\phi oi} / (K_{oi} \cdot \sin^2 {}_c\phi_i + K_{\phi oi} \cdot \cos^2 {}_c\phi_i) \quad (25)$$

${}_bK_{\phi_i}$: 梁に対するすべり係数

${}_cK_{\phi_i}$: 柱に対するすべり係数

一方、接合点 i のすべり係数は、梁に対するすべり係数と柱に対するすべり係数が直列に接合されたモデルと考えることができるので、

$$K_i = {}_bK_{\phi_i} \cdot {}_cK_{\phi_i} / ({}_bK_{\phi_i} + {}_cK_{\phi_i}) \quad (26)$$

また、接合部の回転剛性 R_i は次式で求めることができる。

$$R_j = n_s \cdot \Sigma K_i \cdot r_i^2 \quad (27)$$

n_s : 1接合部当たりのせん断面の数 (一般的には2)

r_i : 回転中心から接合点までの距離

柱と梁が直交する場合には、柱と梁に対する P の荷重角度方向は、

$${}_b\phi_i = \pi / 2 - {}_c\phi_i \quad (28)$$

${}_b\phi_i$: 梁の繊維方向に対する荷重角度

${}_c\phi_i$: 柱の繊維方向に対する荷重角度

であるから、28),24),25)式を 26)式に代入し整理すると、 K_i は接合点位置に無関係な次式で表される。

$$K_i = K_{oi} \cdot K_{si} / (K_{oi} + K_{si}) \quad (29)$$

最終的に、モーメントの作用によって、この接合具の 1 せん断面あたりに作用する反力は、次式で算定できる。

$$P_{si} = K_i \cdot r_i \cdot M / R_i \quad (30)$$

2. 2 せん断力・軸力が作用する場合

せん断力 G が作用する場合も軸力 N が作用する場合も接合点 i のすべり係数 K_i は、柱に対するすべり係数と梁に対するすべり係数の直列モデルに置き換えることができる。したがって、接合部のせん断陶雌 S_j 接合部の軸力剛性 W_j は以下の式で表すことができる。

$$S_j = n_s \cdot \Sigma K_i (= N_j) \quad (31)$$

せん断剛性、軸力剛性についても、接合部が柱と梁が直交する場合には、各接合点の囲性は接合点の位置に左右されない繊維平行方向のすべり剛性と繊維直角方向のすべり剛性が直列に接続される 29)式となる。

そして、せん断力 Q によって、 i 接合具の 1 せん断面あたりに作用する反力は、

$$P_{qi} = K_i \cdot (Q / S_j) \quad (32)$$

同様に、軸力 N による反力は、

$$P_{ni} = K_i \cdot (N / S_j) \quad (33)$$

2. 3 力の重ね合わせ

鋼板挿入型と同様に、 i 番接合具が負担する 3 種類の力 = P_{si} 、せん断力による力 = P_{qi} 、軸力による力 = P_{ni} を重ね合わせる。

$$F_{xi} = P_{si} \cdot \sin \beta_i + P_{ni} \quad (34)$$

$$F_{yi} = P_{si} \cdot \cos \beta_i + P_{qi} \quad (35)$$

2. 4 力 F_{xi} と F_{yi} の合力 F_{res-i}

$$F_{res-i} = \sqrt{(F_{xi}^2 + F_{yi}^2)} \quad (36)$$

最後に、合力 F_{res-i} に対する接合具の許容応力度を、鋼板添え板接合の場合と同様に、Hankinson 式により算出する。

$$P_{\omega i} = P_0 \cdot P_{90} / (P_0 \cdot \sin^2 \omega i + P_{90} \cdot \cos^2 \omega i) \quad 37)$$

縁端距離や接合間隔が不足する場合には、これをさらに適切に低減する。

以上のように、接合部の許容耐力は、どれか1本のボルトが許容耐力に達した時をもって、接合部全体の許容耐力としている。一般に、最外縁のボルトがこれに相当する。しかし、それでは接合部全体の安全率が著しく大きくなるので、どれか1本のボルトが降伏に達した時をもって接合部の許容耐力とみなすことが適当と思われる。

3 シアファスナーの許容耐力と剛性（荷重－すべり関係）

以下に、シアファスナーの荷重－すべり関係を求めた実験の結果を示す。

試験体は主材と側材の繊維方向の違い、側材の種類、及びジベルの種類により大きく14種類に分けられる。それを図5に示した。使用したジベルは、ブルドックジベル、スプリットリング、シアプレート及び、比較としてのボルトである。全ての試験体は、材間の摩擦力を定量化する目的で基本的に材間にテフロンシートを3枚挟んだ。ただし、主材、側材ともに繊維平行方向の試験体と、側材が鋼板の試験体については、テフロンシートを挟まない試験体も実施した。以上合計20種類である。試験体数は1試験体種3体とした。なお、樹種はベイマツ、等級は1級である。また、ボルトはトルクレンチにより、700 kgf / c m²で締め付けた。

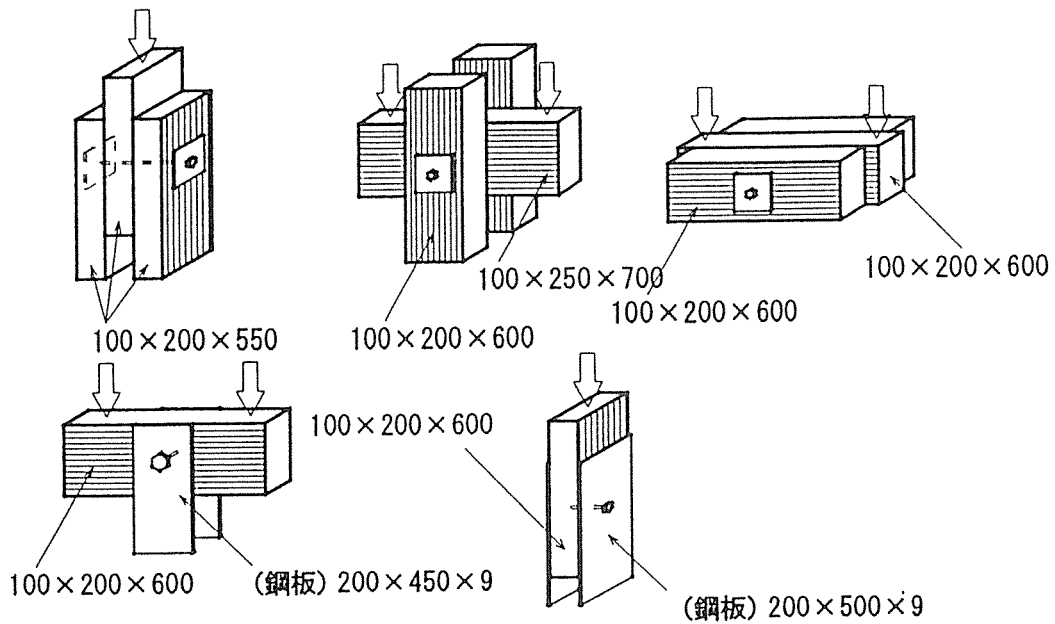
変位の測定は、主材、側材の相対変位を表裏で測定した。加力方法、その他の試験方法は、木構造計算規準・同解説付 1.2 接合形式Aに準じている。なお、「ファスナーのせん断力、あるいは荷重jは1せん断面当たりのせん断力、つまりロードセルの出力値を2で割った値を、「すべり」とは主材と側材の相対的なずれを指す。

実験結果は以下の通りである。

- ①ボルトのみの試験体は、他に比べ変形能があり、大変形まで材は割裂を起こさなかった。大変形時には、ボルトの引張力により、座金が集成材にめり込んでいた。解体後はボルトに大きく曲げ変形が見られた。
- ②ブルドックジベルの歯は、試験終了後の解体により、ほとんどが倒れていた。
- ③スプリットリングは、試験終了後の解体により、つぶれ変形していることがわかった。
- ④鋳物のシアプレートは、プレート自体の変形はなかった。ボルトにはプレート接触部分に跡が残っていた。
- ⑤ボルト、スプリットリング、シアプレート接合は、初期において荷重が上昇せず、すべりのみが進む状態が見られた。

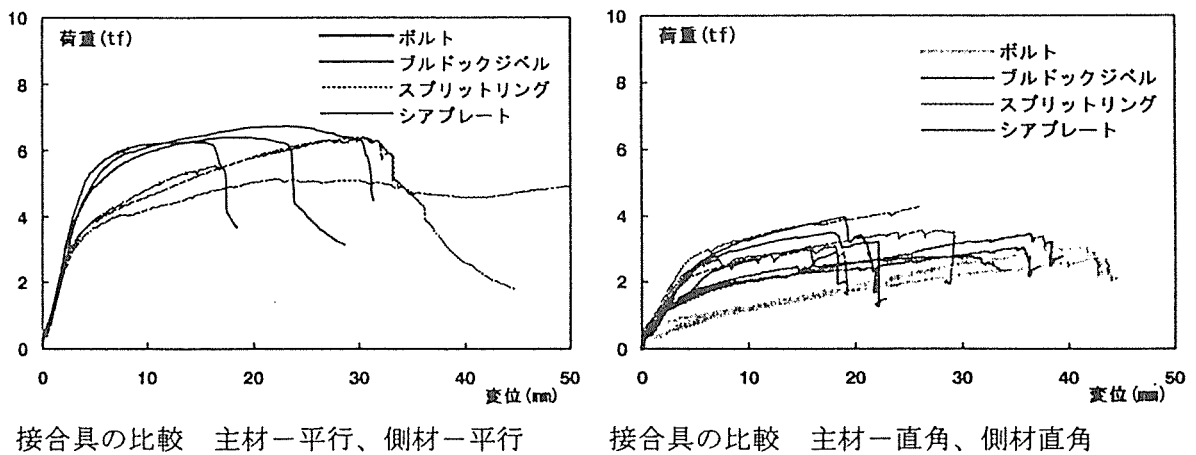
荷重－すべり曲線を図6に示した。主材側材とも繊維平行方向についてみると、すべり5 mm以下の初期剛性はシアプレート、スプリットリング、ブルドックジベルの順に大きく、約1000kg/mm、800kg/mm、400kg/mm、ボルトのみ250kg/mmである。最大荷重は、シアプレートとスプリットリングがほぼ同じで約6000kgf、ブルドックジベルが3800kgf、ボルトが2500kgfである。

繊維直角方向についてみると、すべり5 mm以下の初期剛性はシアプレートとスプリット



- 左上：主材繊維平行方向、側材繊維平行方向試験体（ファスナー：ボルト ブルドックジベル スプリットリング シアプレート、テフロンシート：あり なし）
- 中上：主材繊維直角方向、側材繊維平行方向試験体（ファスナー：ボルト ブルドックジベル スプリットリング シアプレート、テフロンシート：あり）
- 右上：主材繊維直角方向、側材繊維平行方向試験体（ファスナー：ボルト ブルドックジベル スプリットリング シアプレート、テフロンシート：あり）
- 左下：主材繊維直角方向、側材鋼板（ファスナー：シアプレート、テフロンシート：あり なし）
- 右下：主材繊維平行方向、側材鋼板（ファスナー：シアプレート、テフロンシート：あり なし）

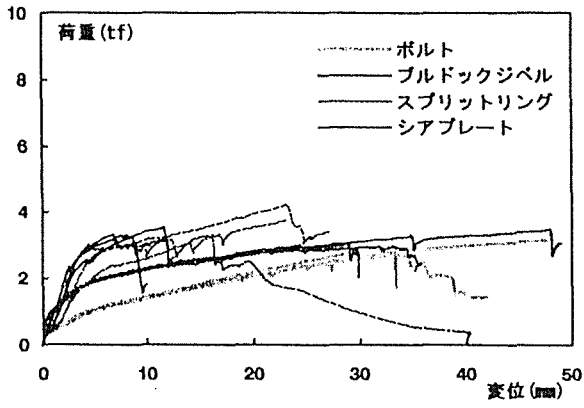
図 5 ファスナーせん断実験の試験体



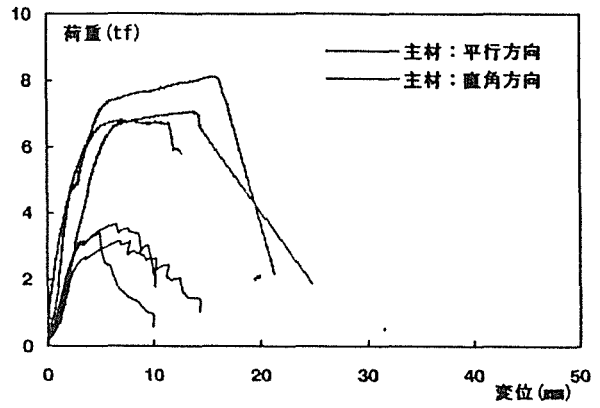
接合具の比較 主材-平行、側材-平行

接合具の比較 主材-直角、側材直角

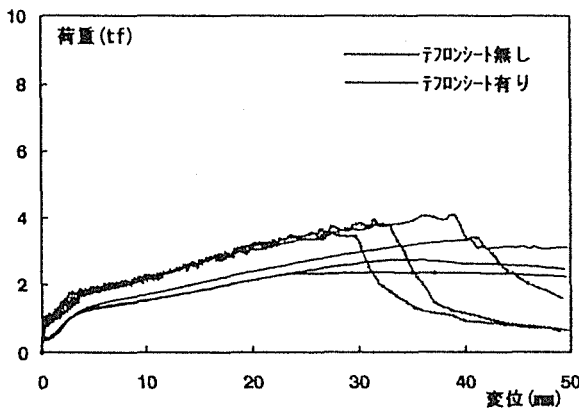
図 6 ファスナー単体の荷重-すべり曲線(その1)



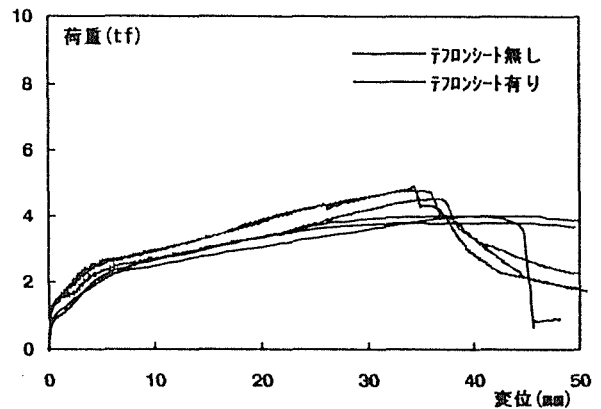
接合具の比較 主材-直角、側材-平行



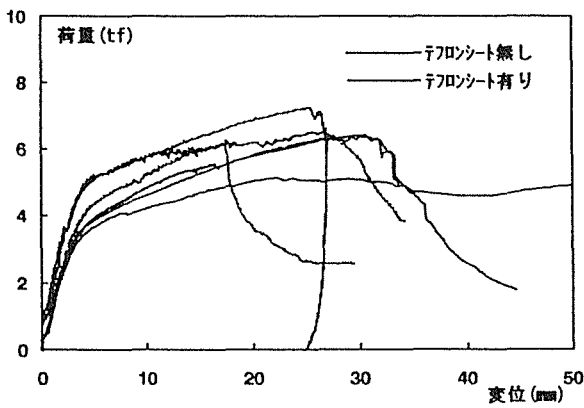
繊維方向の比較 側材-鋼板、シアプレート



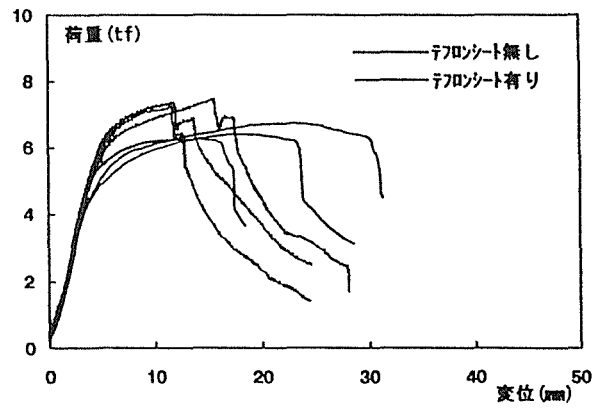
主材側材-木材、テフロンシート有無 ボルト



主材側材-木材、テフロンシート有無 ブルドックジベル

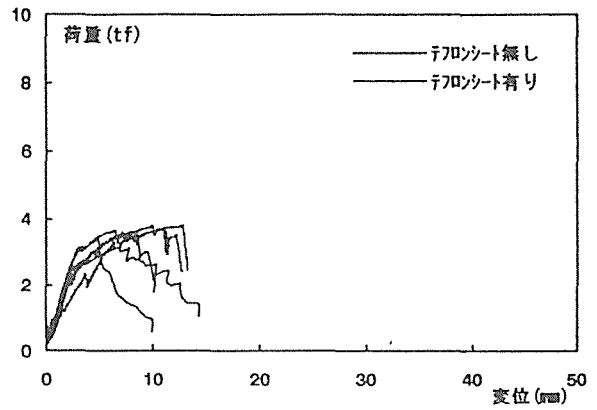
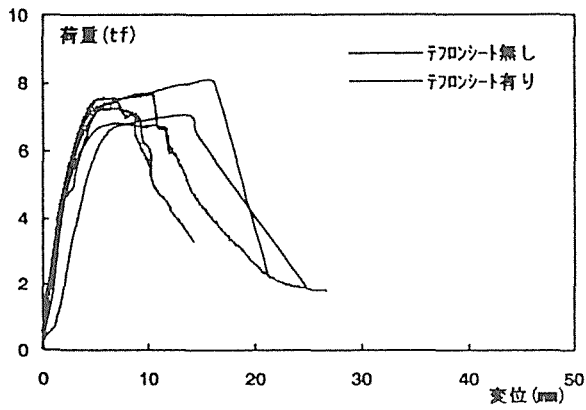


主材側材-木材、テフロンシート有無 スプリットリング



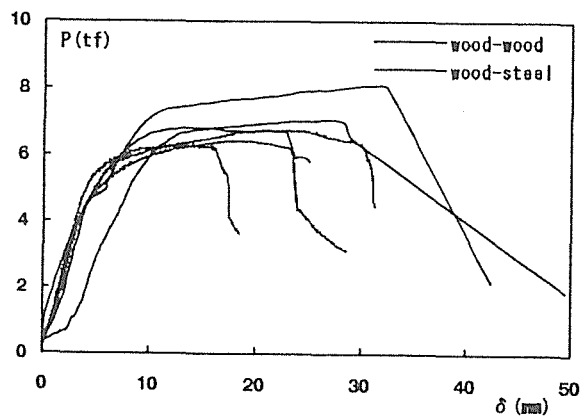
主材側材-木材、テフロンシート有無 シアプレート

図 6 ファスナー単体の荷重-すべり曲線(その2)

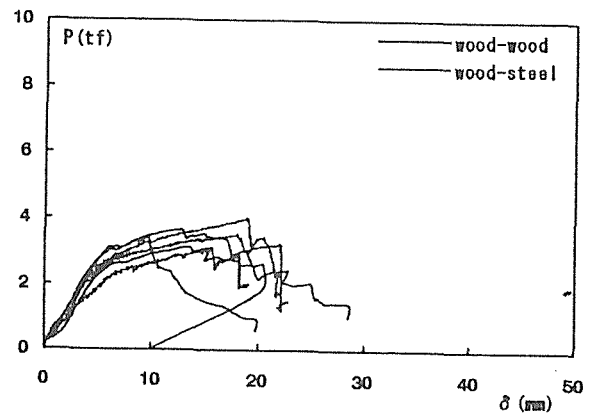


主材-平行 側材-鋼板、テフロシート有無 シアプレート 主材-直角 側材-鋼板、テフロシート有無 シアプレート

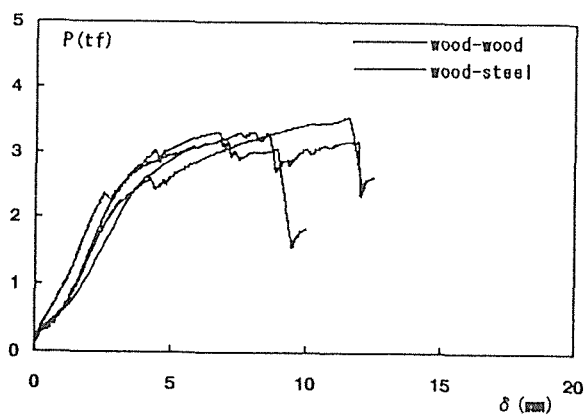
図 6 ファスナー単体の荷重-すべり曲線 (その3)



①平-鋼の変位×2)と、平-平との比較



②直-鋼の変位×2)と、直-直との比較



③平-鋼+直-鋼と、直-平との比較

図 7 シアプレートに関する重ね合わせ

リングがほぼ同程度で 400kg/mm, ブルドックジベルが 250kg/mm, ボルトが 100kg/mm である。最大荷重は, シアプレートとスプリットリングが同じ 3500kgf 程度, ブルドックジベルとボルトが同じ 2800kgf 程度である。

テフロンシートのあるなしを比較すると, 側材が銅板の場合は, ほとんどその影響は見られず, 初期の立ち上がり, 耐力ともほぼ同じ挙動である。それに対し, 側材が集成材になると, テフロンシートを挟まず材間の摩擦力が大きく生じる状態では, シアプレート, スプリットリングでは初期の立ち上がりに上昇は見られないが, 降伏点, 耐力は上昇している。ブルドックジベル, ボルトはすべり量にかかわらず, ほぼ一定荷重上昇している。

図 7 には,

- ①主材繊維平行方向側材銅板の変位を 2 倍と主材側材繊維平行方向の曲線の比較
- ②主材繊維直角方向側材銅板の変位を 2 倍と主材側材繊維直角方向の曲線の比較
- ③制材鋼板で繊維平行方向と繊維直角方向の復元力が同じときの変位を足した曲線と主材繊維直角方向, 側材繊維方向の曲線の比較を示した。

4 まとめ

以上のように, これらモーメント抵抗接合を設計する際に特徴的なことは, 剛節の仮定ができないことである。そこで, 半剛節接合とも呼ばれる。フレーム解析の手順としては, まず, 接合部剛性を仮定し, これをフレーム解析に当てはめ, 各部の応力を求める。次に, その接合部応力をもとに, 各接合具に加わる応力を求め, その許容耐力と比較する。これが不足した場合には, 再度やり直しになる。木造の接合部設計の特徴は, 部材や接合部を後から補強することが困難なことである。RC造のように部材の大きさを変えずに, 配筋によってモーメントやせん断性能を高めることができない。また, 木材は, 曲げやせん断で破壊した場合, 靱性に乏しい破壊性状を示すので, 接合部もできれば鋼材などが先に降伏するような設計が望ましい。

なお, 今回は詳細なスパン表の作成までには至らなかった。次年度には, 新たな実験結果を用いて, 簡便なスパン表と設計法を提案する予定である。

参考文献

- 1) 小松幸平; 木造ラーメン構造, 日本木材学会研究分科会報告書 vol. II, 日本木材学会, 平成 5 年 4 月
- 2) 五十田博; 合わせ梁接合部の設計法, 日本住宅木材技術センター・木質架構委員会資料, 平成 5 年 3 月
- 3) 五十田博; 木質ラーメン構造に関する基礎研究, 東京大学学位論文, 1997 年 3 月

第7章 接合具 荷重－変形関係データベースの整理

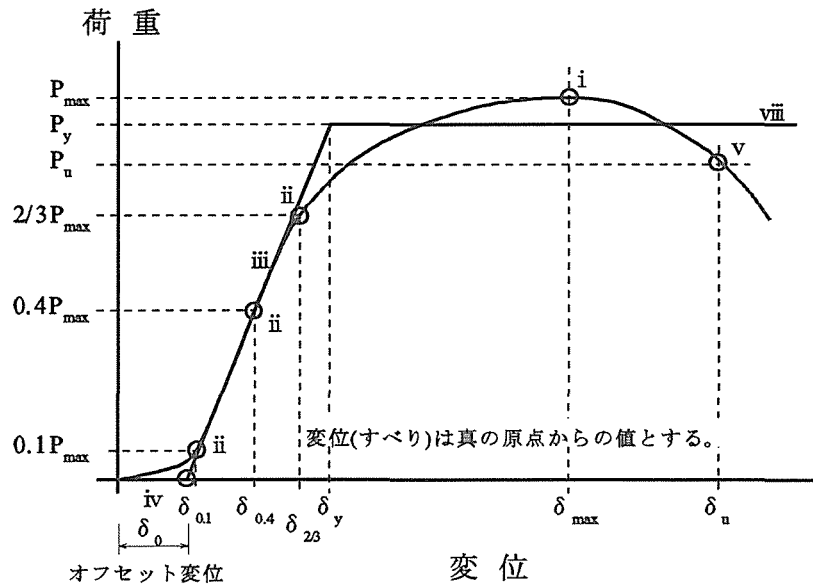
1 今年度の研究目的

本研究は、木質構造物における接合部の基本的性質、特に荷重－すべり量関係について包括的なデータベースを構築することを目的とするものである。

今年度は、データベースの構成要のうち最も重要である荷重－すべり量関係の定量的評価法について検討した。

2 今年度の試験研究方法

荷重－すべり量関係の定量化については多くの提案がなされてきているが、本研究で採用した方法は Eurocode および ASTM に基づくものである。これらは、現在我が国への導入が検討されている ISO の参照規格になっており、ISO についてもこの方法が踏襲されるものと考えられる。図7－1に方法の概念図を示す。本方法では、荷重－すべり量関係を6つの点によって表現する。



- i) P_{max} を決定する。
- ii) $0.1P_{max}$ 、 $0.4P_{max}$ 、 $2/3P_{max}$ に対応するすべり量 $\delta_{0.1}$ 、 $\delta_{0.4}$ 、 $\delta_{2/3}$ を決定する。
- iii) $(\delta_{0.1}, 0.1P_{max})$ と $(\delta_{0.4}, 0.4P_{max})$ を直線で結び、勾配を初期剛性 K_0 とする。
- iv) iii) の直線と X 軸との交点を δ_0 とする。
- v) P_{max} 以降、最初に P_{max} の 80% に到達した荷重を終局荷重 P_u 、すべり量を δ_u とする。
- vi) 以上 6 点からなる多角形の面積 S を求める。
- vii) エネルギー等価仮想降伏荷重 P_y を下式 (近畿大学 村上氏の提案) により求める。
- viii)
$$P_y = \frac{-b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad \text{ただし、} \quad a = \frac{\delta_{0.4}}{2 \cdot 0.4 \cdot P_{max}}, \quad b = \delta_u, \quad c = S$$
- ix) P_y と iii) の直線との交点を δ_y とする。

図7－1 荷重－すべり量曲線の定量的評価方法

3 今年度の研究成果

鋼板添板式ラグスクリー接合での荷重－すべり量曲線に対して上記の定量化を適用した結果を図7-2に示す。また、この曲線に対するデータベース用データは、表7-1のようになる。

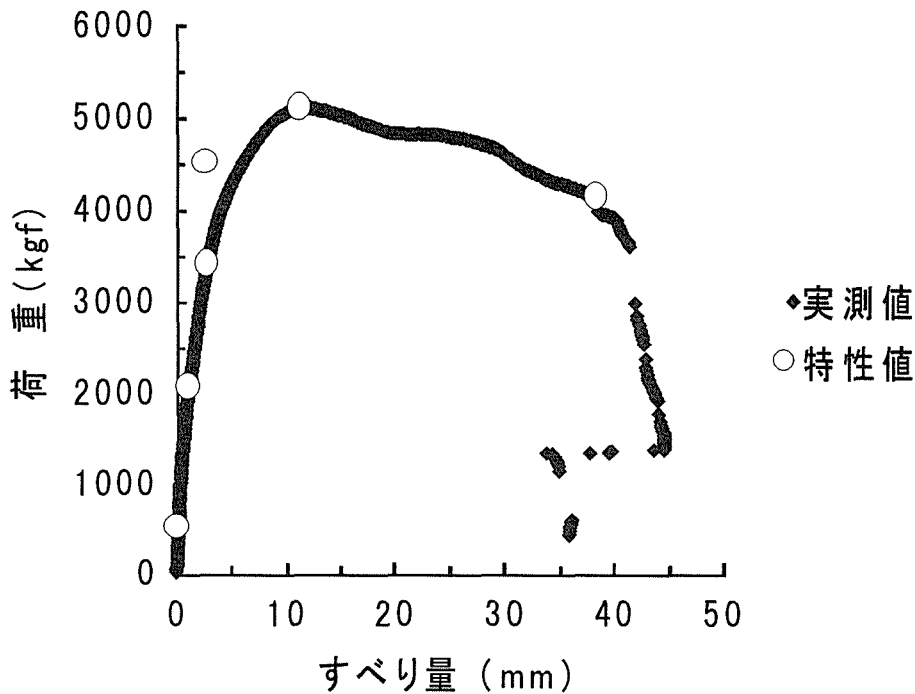


図7-2 ラグスクリー接合部に対する適用例

4 来年度の予定

現在所有するデータ（表7-2）を用い、引き続きデータベースの整備を行う。

表7-2 現在所有するデータベース未登録データ

接合具	主材	側材
ドリフトピン	ラジアータパイン PSL	鋼板（挿入）
ドリフトピン（SS400 以外）	ベイマツ集成材	鋼板（挿入）
ドリフトピン	ベイマツ LVL	鋼板（添板）
ドリフトピン	スギ LVL	鋼板（添板）
ドリフトピン	ヒノキ LVL	鋼板（添板）
ドリフトピン	スギ素材	鋼板（挿入）
ドリフトピン	ベイマツ素材	鋼板（挿入）
ドリフトピン	サザンパイン素材	鋼板（挿入）

表 7 - 1 荷重 - すべり量曲線から得られるデータベース用特性値

大項目	項目名	単位	データ
接合具	種類		ラグスクリュー
	直径	[mm]	12
	長さ	[mm]	71
	ナット or ワッシャ径	[mm]	-
	材質		SS400
主 材	主材樹種		ベイマツ
	試験時密度	[kg/m ³]	530
	繊維方向 / 加力方向	[degree]	0
	含水率	[%]	10.6
	主材先孔径	[mm]	8.4
	主材厚	[mm]	150
	主材幅	[mm]	280
	端距離	[mm]	140
	縁距離	[mm]	48
側 材	副材種類		鋼板
	副材材厚	[mm]	4.5
	副材先孔径	[mm]	12
	繊維方向 / 加力方向	[degree]	0
	端距離	[mm]	62.5
	縁距離	[mm]	122
	副材位置		添板
特性値	オフセット変位 δ_0	[mm]	-0.134857
	$\delta_{0.1}$	[mm]	0.206375
	$\delta_{0.4}$	[mm]	1.23007
	$\delta_{2/3}$	[mm]	2.93194
	終局荷重 P_u	[kgf]	4132.5
	終局時すべり δ_u	[mm]	38.6227
	仮想降伏荷重 P_y	[kgf]	4500.508
	降伏時すべり δ_y	[mm]	2.87604
	最大荷重 P_{max}	[kgf]	5102.5
	最大荷重時すべり δ_{max}	[mm]	11.4375
	初期剛性	[kgf/mm]	1495.32

第8章 接合具、接合部の標準試験法の提案に関する資料の整備

1 接合具、接合部の試験法を定めた内外の規格類

内外の規格や規準、またはその草案において、せん断力を受けるボルト等の接合部またはそこで用いられる接合具を対象とした試験法としては、下記のものがある。

①接合部の単調加力試験

日本建築学会「木質構造設計規準・同解説」付録1

ASTM D1761 Standard Test Methods for Mechanical Fasteners in Wood

EN26891 Timber structures - Joints made with mechanical fasteners - General principles for the determination of strength and deformation characteristics

EN28970 Timber structures - Testing of joints made with mechanical fasteners - requirements for wood density

ISO6891 (=EN26891)

ISO8970 (=EN28970)

②接合具の曲げ試験

ASTM F1575

EN409 Timber structures - Test methods - Determination of the yield moment of dowel type fasteners - Nails

ISO/DIS10984 (=EN409)

③めり込み試験

EN383 Timber structures - Test methods - Determination of embedding strength and foundation values for dowel type fasteners

ISO/CD10984-2 (=EN383)

④接合部の繰返し加力試験

日本建築学会「木質構造設計規準・同解説」付録1

ENTC124.117 Timber structures - Test methods - Cyclic testing of joints made with mechanical fasteners

ASTM (案) Cyclic test standard, 3rd draft

①と④は接合部に対する加力試験で、単調加力と繰返し加力を扱っている。また、②と③は、降伏理論等により接合部の耐力を推定するためのデータを得るための試験である。②に掲げたEN409は、対象を釘としているが、同内容のISO/DIS10984では釘及びその他のダボ型接合具を対象としており、受け取り方によってはボルト等にも適用可能なことから、併せて検討するものである。

2 試験法、評価法の比較

2. 1 接合部の単調加力試験

木質構造設計規準付録1、EN26891およびEN28970の概要を以下に示す。

(1) 木質構造設計規準付録1

試験体数：特定のまたは限定された樹種を対象とする場合（目的1の場合）10体以上。

全樹種を対象とする場合（目的2）の場合、1樹種につき6体以上

試験体寸法等：実際の使用方法、試験の目的や方法、接合部の破壊モードなどを考慮。

目的1の場合、平均比重が樹種の平均比重以下。目的2の場合、比重が広く分布するよう数樹種を選び、平均比重は樹種の平均比重にできるだけ近いこと。縁距離、端距離は許容される最小値とする。繊維方向引張り型と直角方向の2種類。

調湿：乾燥材を対象とする場合10～15%、未乾燥材の場合30%以上。

加力方法：単調加力。（1樹種につき最低1体繰返し荷重→繰返し加力試験参照）

最大荷重の1/4に低下するまで、または相対変位30mmまで加力する。

加力速度：1.5mm/min±25%（荷重ヘッド速度）

評価方法：原則として接合耐力の信頼率75%の95%下側許容限界から、安全率2、長期短期の比を2として接合部許容耐力を求める。

(2) EN26891およびEN28970（後者は試験体の密度に関する規定）

試験体数：規定なし

試験体寸法等：実況による

木材比重は平均値が基準比重の1.15倍以下かつ20%の試験体が基準比重以下（方法1）または、平均値が基準比重の1.05倍以上1.25倍以下かつ全試験体の比重が平均比重の0.9倍以上1.1倍以下。

調湿：20±2℃、65±5%

加力方法：最大荷重予測値の40%まで単調載荷。10%まで除荷の後、再び単調載荷。

加力速度：最大荷重予測値の10%あたり30秒。最大荷重の40%および除荷後10%にて30秒荷重を維持。

評価方法：最大荷重、最大荷重の40%における変位、最大荷重の40%における変位と荷重から算出される剛性、最大荷重の10%、40%を通る直線から求めた剛性などについて、全試験体の平均値と標準偏差を求める。

(3) IS06891およびIS08970

それぞれEN26891およびEN28970と同一内容

2. 2 接合具の曲げ試験

ASTM F1575、EN409の概要を以下に示す。

(1) ASTM F1575

試験体数：規定無し

試験体寸法等：実況による。

加力方法：単調載荷

中央集中荷重

スパンは接合具径0.15in. 以下の場合1.5in.

接合具径0.15in. 超0.25in. 以下の場合2.5in.

接合具径0.25in. 超の場合3.75in.

支点、加力点の円柱径は0.375in.

加力速度：0.25in./min

評価方法：降伏モーメント＝荷重変形曲線上、初期剛性に対して接合具径の5%だけ平行移動した直線と荷重変形曲線との交点の荷重を求める。この荷重の値から降伏モーメントを算出し、全試験体の平均をとる。

(2) EN409

試験体数：規定無し

試験体寸法等：実況による

加力方法：てこの原理を用いた専用の曲げ試験装置により、2点荷重曲げを加える。

単調載荷

加力速度：1分間に回転角36度以下

評価方法：降伏モーメントを求める。

(3) ISO/DIS10984

EN409と同一内容

2. 3 むり込み試験

EN383の概要を以下に示す。

(1) EN383

試験体数：規定無し

試験体寸法等：

繊維方向圧縮、ボルト等	長14d、幅6d、端距離7d
繊維方向引張、ボルト等	長37d、幅6d、端距離7d
繊維直角方向圧縮、ボルト等	長14d、幅6d、端距離2d
厚さは1.5d～4d	

調湿 : 20 ± 2℃、65 ± 5%

加力方法 : 杵材に接合具を挿入した形で、圧縮または引張り加力。

最大荷重予測値の40%まで単調載荷。10%まで除荷の後、再び単調載荷。

加力速度 : 最大荷重予測値の10%あたり30秒。最大荷重の40%および除荷後10%にて30秒荷重を維持。

評価方法 : 最大荷重、最大荷重の40%における変位、最大荷重の40%における変位と荷重から算出される剛性、最大荷重の10%、40%を通る直線から求めた剛性などについて、全試験体の平均値と標準偏差を求める。

(2) ISO/CD10984-2

EN383と同一内容

2. 4 接合部の繰返し加力試験

木質構造設計規準付録1、ENTC124.117およびASTM Draftの概要を以下に示す。

(1) 木質構造設計規準付録1

試験体数、試験体寸法等、調湿、加力速度、評価方法は2. 1参照

加力方法 : 繰返しを行う荷重階は、短期許容耐力と目される荷重をPとして、(1/2)P、P、(3/2)P (両振りの場合はそれに加えて併せて(-1/2)P、-P、(-3/2)P) とし、各荷重階で少なくとも2回繰返す。

(2) ENTC124.117

試験体数 : 規定無し

試験体寸法等 : 実況による。木材比重はEN28970により、平均値が基準比重の1.15倍以下かつ20%の試験体が基準比重以下(方法1)または、平均値が基準比重の1.05倍以上1.25倍以下かつ全試験体の比重が平均比重の0.9倍以上1.1倍以下(方法2)。

調湿 : 20 ± 2℃、65 ± 5%

加力方法 : 降伏変位予測値の25%、50%で1回、75%、100%、200%、400%、600%、800% (以下200%ずつ増加) で3回ずつ正負繰返し。

加力速度 : 0.02 mm/秒から0.2 mm/秒の一定速度。

評価方法 :

降伏荷重 = 荷重変形曲線が2直線で近似できる場合にはその交点、そうでない場合には最大荷重の10%、40%に当たる点を結ぶ直線と6分の1の傾きを有する近似直線との交点の荷重を降伏荷重とする。

降伏変位 = 同点の変位を降伏変位とする。

終局荷重 = 破壊に相当する荷重、最大荷重の80%のいずれか大きい方で接合部変位30 mm以下までに測定されたものを終局荷重とする。

終局変位＝終局荷重に相当する変位を終局変位とする。

靱性　　＝終局変位を降伏変位で除した値

(3) ASTM Draft

試験体数：信頼に足る十分な範囲。1条件当たり10体以上。

試験体寸法等：実況による。材料は適切にサンプリングを行う。

ボルト先穴はボルト径より0.8mm～1.6mm大きく。

調湿　　：20±3℃、65±3%。14日間以上養生。

加力方法：降伏変位予測値の25%、50%、75%で3回、100%、200%、400%、600%、800%（以下200%づつ増加）で4回の減衰サイクル＋3回の正負繰り返し。破壊を生じるまで。

加力速度：1.0Hz（1サイクル1秒）。

評価方法：

耐力　　＝最大耐力

エネルギー吸収＝履歴曲線の面積

降伏荷重＝最大荷重の80%以上

降伏変位＝原点と最大荷重の40%を結ぶ直線と、降伏荷重の直線の交点。

終局変位＝等価面積法による。

靱性率　＝終局変位を降伏変位で除した値

3 今後の検討事項

3.1 検討項目

試験法、評価法の標準化に向けた今後の検討事項は、概ね次のように考えられる。

- (1) 試験項目の整理
- (2) 試験条件の整理
- (3) 繰り返し試験法の具体的検討

3.2 試験項目の整理

接合部に関連する試験法としては、前述のように、接合部に対する単調加力試験、繰り返し加力試験に加えて、接合具の曲げ試験、材料のめり込み試験がまず考えられる。

単調加力試験は、原則として地震力を負担しない接合部の性能評価、または地震による繰り返しを受ける接合部の降伏点以下における性能評価のための試験であり、繰り返し加力試験は、地震力を負担する接合部の繰り返し加力に対する性能を評価するための試験である。接合具の曲げ試験、材料のめり込み試験は、弾性床上の梁理論や、ヨーロッパ型降伏理論

等によって剛性や荷重変形関係または降伏耐力を推定する基礎データを得るためのものである。しかしながら、一般にこれのみから大地震動時の終局性状を推定することは困難であり、上記の単調加力試験に変わりうるものと位置づけられよう。

上記の試験項目に関しては、木材の異方性をどのように扱うか、すなわち繊維方向と繊維直角方向の2種類の試験を行えば良いのか、特に新開発の木質系材料では他の角度に対する試験も必要であるのか、さらに、それらは材料試験だけでも事足りるかなどについて検討を行い、最終的には試験法の具体の運用方法を示すことが必要であろう。

これらの試験項目の他、含水率の影響、材料の経年劣化の影響、荷重継続時間と耐力の関係、クリープ性状などについて、別途、接合部レベルあるいは材料レベルの標準的試験法を行う必要性についても検討を要する。材料の特性値からの推定で十分であれば、接合部として試験を行う必要はなくなるが、その際に、例えば含水率の影響などにおいて材料の特性値の変化率をどのように接合部の特性値の変化と見なすかの検討を要する。特に、終局性状に関しては、材料特性値の変化から積み上げて接合部の特性の変化に結びつけることが容易でないと考えられる。

3. 3 試験条件の整理

試験体数、試験に用いる材料のサンプリング方法、試験体寸法、調湿方法、養生期間、加力方法、加力速度等の試験条件は、各国の基準でまちまちであり、標準的な条件設定を検討する必要がある。

試験体数に関しては特性値の評価法とも関連し、標本数に応じて母集団の特性値を推定する方法によるならば、それほど固定的に条件を与える必要はない。

調湿方法は、世界的には20℃、65%（木材の平衡含水率12%相当）を採る傾向にある。この条件はわが国の気乾状態（15%）と若干の相違はあるが、規格の調和や試験結果の相互認証を進める方向からは、試験条件としては統一を図ることが望ましいとも考えられる。

3. 4 繰返し試験法の具体的検討

当面、ISO/TC 165の作業とも関連し、繰返し試験における加力方法と結果の評価法の検討を急ぐ必要がある。

ENやASTMの草案にある繰返し加力方法を見ると、降伏変位を基準に折り返し変位を設定し、3サイクルまたはそれ以上の繰返しを行う方向にある。

評価法については、基本的にはエネルギー吸収量を考慮してバイリニア置換を行うというところで共通しているが、降伏点の定め方には差が見られる。荷重変形関係からその剛性変化点近傍で降伏点を押さえるという点で、ENの方法のほうが合理的と思われるが、第2勾配を第1勾配の1/6とする点は、一般性があるかどうか疑問である。