



角形鋼管接合部の耐力評価に関する実験的研究

田淵, 基嗣

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

1987-03-18

(Date of Publication)

2007-09-05

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

乙1072

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D2001072>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



神戸大学博士論文

角形鋼管接合部の耐力評価に関する実験的研究

昭和 61 年 12 月

田 淵 基 嗣

目次

序

1. 角形鋼管接合部の歴史と本研究の位置づけ	1
2. 本論文の構成と要約	5
発表論文	8

第 I 編 角形鋼管柱・H形はり接合部の耐力評価

記号	10
----	----

第1章 序論	13~17
--------	-------

第2章 引張荷重を受ける単純模型供試体の局部破壊	18~40
--------------------------	-------

1. 緒言	18
2. 実験	18
2-1 供試体	18
2-2 実験方法・測定方法	22
3. 接合部の寸法因子の影響（実験Ⅰ）	23
3-1 破壊状況	23
3-2 荷重-変形関係	24
3-3 局部変形	27
3-3-1 実験結果	27
3-3-2 有限要素法による解析	28
3-4 耐力と各因子の関係	30
4. 鋼管の製造方法および溶接詳細の影響（実験Ⅱ）	31
4-1 破壊状況	31
4-2 鋼管の製造方法による影響	32
4-3 溶接詳細の影響	33
5. 直交方向はりの影響（実験Ⅲ）	34
6. 結言	36
付録	37
参考文献	40

第3章	柱・はり接合部の局部耐力推定式	41～66
1.	緒言	41
2.	実験式の誘導	41
2-1	局部破壊耐力推定式	41
2-2	局部降伏耐力推定式	44
3.	適用範囲の検討	44
3-1	フランジ板破断の場合	45
3-2	$h_0=0$ の場合	45
3-3	鋼種の違いによる影響	45
3-3-1	高張力鋼どうしの接合部	47
3-3-2	異種の鋼材を用いた接合部	48
3-4	ビルトアップ鋼管の場合	50
3-5	三角板により補剛された接合部	51
3-6	片側載荷の接合部	52
3-7	実際の柱・はり接合部	54
4.	耐力式の検討	59
4-1	弾塑性有限要素法による解析	59
4-2	耐力式の妥当性	62
5.	結言	65
	参考文献	66
第4章	水平荷重時における接合部の耐力評価	67～95
1.	緒言	67
2.	実験	67
2-1	供試体	67
2-2	実験方法	70
3.	実験結果	71
3-1	破壊状況	71
3-2	荷重-変形関係	72
4.	考察	77
4-1	変形成分・エネルギー吸収	77
4-2	接合部パネルのせん断応力・せん断ひずみ	82

5.	接合部耐力の評価	84
5-1	接合部局部耐力	84
5-2	ダイアフラムの座屈耐力	85
5-3	接合部降伏耐力の評価	88
5-4	接合部最大耐力の評価	89
6.	提案式の検討	90
7.	結言	93
	参考文献	94

第5章 角形鋼管の製法の違いが接合部パネル耐力に与える影響 96~116

1.	緒言	96
2.	残留ひずみ測定	96
2-1	供試体	96
2-2	測定方法	97
2-3	残留ひずみ分布	98
3.	水平荷重時実験	100
3-1	供試体	100
3-2	機械的性質	101
3-3	載荷方法	103
4.	実験結果	103
4-1	破壊状況	103
4-2	荷重-変形関係	105
5.	考察	108
5-1	柱軸力の影響	108
5-2	加工硬化・残留応力の影響	110
5-3	接合部耐力の評価	112
5-3-1	実験降伏耐力の評価	112
5-3-2	実験最大耐力の評価	112
5-3-3	接合部の設計式	113
6.	結言	115
	参考文献	116

第6章 接合部パネルの耐力評価	117~141
1. 緒言	117
2. 実験	117
2-1 供試体	117
2-1-1 接合部パネル幅厚比の影響(実験Ⅰ)	117
2-1-2 直交方向はりの影響(実験Ⅱ)	118
2-1-3 補剛方法の影響(実験Ⅲ)	120
2-2 実験方法	121
2-3 測定方法	122
3. 実験結果	123
3-1 接合部パネル幅厚比を変化させた実験	123
3-2 直交方向はりの効果を調べるための実験	125
3-3 補剛方法の違いによる影響を調べるための実験	126
4. 接合部パネル幅厚比の影響	129
4-1 降伏耐力	129
4-2 最大耐力	129
4-3 変形能力	130
5. 直交方向はりの効果	131
6. 補剛方法の違いによる影響	132
7. 接合部パネルの耐力評価	133
7-1 降伏耐力	133
7-2 最大耐力	135
7-3 最大耐力設計式	137
8. 結言	139
参考文献	140

第 II 編 支管より曲げを受ける角形鋼管 T 形 分岐継手の耐力評価

記号	146
第 1 章 序論		148~151
第 2 章 正方形鋼管分岐継手の局部破壊		152~173
1. 緒言	152
2. 実験	152
2-1 供試体	152
2-2 実験方法・測定方法	153
3. 実験結果	155
3-1 破壊状況	157
3-2 荷重-変形関係	158
4. 考察	158
4-1 破壊モードと部材寸法比の関係	158
4-2 耐力・変形能力に与える部材寸法の影響	160
4-3 すみ肉溶接継目寸法の影響	162
4-3-1 破壊形式	165
4-3-2 耐力	165
4-3-3 剛性	167
4-4 支管端部加工の影響	168
4-5 使用限界状態と降伏耐力の関係	169
5. 結言	172
参考文献	173
第 3 章 長方形鋼管分岐継手の局部破壊		174~189
1. 緒言	174
2. 実験	174
2-1 供試体	174
2-2 実験方法	177

3.	実験結果	178
3-1	支管が長方形鋼管の場合 (Rシリーズ)	178
3-2	主管が長方形鋼管の場合 (\bar{R} シリーズ)	180
4.	考察	180
4-1	支管せいと幅の比の影響	180
4-2	主管せいと幅の比の影響	183
4-3	主管ウェブのひずみ分布	184
4-4	主管フランジの局部変形	187
5.	結言	188
	参考文献	189

第4章 角形鋼管分岐継手の耐力評価 190～215

1.	緒言	190
2.	主管フランジ曲げ崩壊型 (Mode 1) の耐力評価	190
2-1	崩壊荷重	190
2-2	有効幅の決定	192
2-3	耐力評価式	193
2-4	既往の実験結果との比較	196
3.	主管ウェブクリップリング型 (Mode 2) の耐力評価	198
3-1	耐荷モデル	198
3-2	耐力式の誘導	199
3-3	実験結果との比較	201
3-4	不等幅継手の耐力評価	203
4.	溶接継目破断型 (Mode 4) の耐力評価	205
5.	降伏耐力式の修正	206
6.	最大耐力の評価	211
7.	結言	214
	参考文献	215

第5章 結論 216

謝辞	217
----	-----

序

1. 角形鋼管接合部の歴史と本研究の位置づけ

角形鋼管は座屈に対する抵抗が大きく、ねじり剛性も高く、構造部材として優れた断面性能を有している。角形鋼管は1952年 Stewarts Lloyds Ltd.で製造が開始された。当時の円形鋼管によるトラス分岐継手では、溶接技術が必ずしも十分でなかったこともあり、鋼管どうしを溶接する際には鋼管の端部加工 (end preparation) に高度の加工技術が要求され、工作上の大きな問題となっていた。角形鋼管はこの工作上の問題を解消する材として開発された。すなわち、角形鋼管は円形鋼管と同程度の断面性能を有している上、鋼管端部をストレートカットすることにより鋼管どうしの分岐継手の溶接が可能である利点がある。

角形鋼管は、その製造目的からいって当然の事ながら、ヨーロッパでは主としてトラス部材として用いられ、この新しい部材に関する研究も行われた。角形鋼管分岐継手に関する研究が本格的になったのは、1963年に CIDECT (Comité International pour le Developpement et l'Etude de la Construction Tubulaire : 国際鋼管構造開発研究委員会) が組織され円形鋼管に比べ歴史の新しい角形鋼管の継手に関する研究・開発が最重要テーマとして取上げられてからであり、ヨーロッパ・カナダ等において精力的な取り組みがなされた。

一方、我が国においては電縫管方式による円形鋼管を冷間でロール成形した角形鋼管 (ロール成形鋼管) が1958年に製造されるようになった。当時はまだ角形鋼管のJISはなく、1966年にJIS G3466「一般構造用角形鋼管」が制定されるまでは円形鋼管のJIS G3440-1956「構造用炭素鋼鋼管」あるいは、その後改定されたJIS G3444-1961「一般構造用炭素鋼管」に準じて製造されていた。当時は製造寸法が限られていた (最大断面寸法: 200X200X8) ため、ロール成形鋼管は間柱あるいはブレース等の2次的な部材として用いられることが多かったが、建物の高層化に伴ない角形鋼管は鋼構造の柱材として着目され、1963年着工の超高層建築ホテルニューオータニの柱には4枚の鋼板を溶接により箱型断面に組み立てたもの (ビルトアップ鋼管) が用いられた。角形鋼管をトラス部材として使用する場合は、特別な補剛を行うことなく角形鋼管の主管に直接角形鋼管の支管を溶接する方法が採られるが、角形鋼管を鋼構造物の柱材に使用するに際しては、鋼管壁の局所的な面外変形に対する補剛なしでははりフランジからの集中力による接合部の早期の破壊は避けられず、有効な補剛方法を知るための実験が行われた。それらの結

果は、1964年以降より日本建築学会の論文報告集等に発表されるようになった。当時は超高層あるいは高層建築に角形鋼管柱（当時は箱形断面柱と呼ばれていた）を使用することを目的とし、ビルトアップ鋼管あるいは鋳鋼管柱接合部についての研究が主であり、種々の補剛方法が用いられていたが、大半のものは基本的には外ダイアフラム形式に属するものであった。その後、1970年になって冷間プレス成形されたみぞ形断面材を2本溶接する方法による角形鋼管（プレス成形鋼管）が製造されるようになると、鋼管を溶接により製作する前に、はりフランジ位置の鋼管内部にダイアフラムを溶接しておく内ダイアフラム（スプリットダイアフラム）形式が用いられるようになり、接合部の応力伝達機構に関する研究も行われた。この形式は1972年に製造開始になった圧延による大型深みぞ形鋼を2本溶接する方法による角形鋼管（圧延鋼管）にも用いられている。それらと前後して、柱を接合部はりフランジレベルで切断しその位置にダイアフラム板を設ける通しダイアフラム形式も用いられるようになった。

角形鋼管は1980年に刊行された日本建築学会「鋼管構造設計施工指針・同解説」（以下「鋼管指針」）に初めて設計式・設計指針が示され、一般の技術者にとっても馴染み易いものとなった。また、1981年に「建築基準法施行令」の改正（新耐震基準）がなされて以来、角形鋼管は断面性能が優れている点に注目され、低層から超高層までの建物の主要構造部材として多用されるようになり、現在我が国では5種類の製法によるものが十数社のメーカーにより製造されている。これらの角形鋼管のうち JIS G3466に規定されている「一般構造用角形鋼管」は、ロール成形鋼管およびプレス成形鋼管ですべて冷間加工により製造されている。一方、ヨーロッパ・カナダで使用される角形鋼管は、継目無し鋼管、熱間圧延鋼管および熱間仕上げ鋼管で、我が国の角形鋼管とは製造方法が異なっている。

以上のように、我が国で鋼構造物に用いられている角形鋼管は多様であるが、ロール成形鋼管は製造可能寸法が450X450X16程度までに限られるため、主として中低層建築の柱材およびトラス構造部材等に用いられる。その他の製法によるものは製造可能寸法が大きく、中高層から超高層に至る建物の柱材として用いられることが多い。角形鋼管は、製造過程において鋼管内部に生じる材料特性の変化や残留応力が製法により異なっており、また断面寸法が大きい場合はコーナー部の曲率半径を初めとして各部寸法に関する JIS 規格も無いため、製法により角形鋼管断面の幾何学的小および材料的特性が異なっている。

以上述べた角形鋼管接合部の歴史的な流れの中で、著者は1971年に外ダイアフラム形式の角形鋼管柱・はりラーメン接合部の耐力式・設計指針を得るための系統的な研究に

着手した。それまでの角形鋼管柱接合部に関する研究は、種々の補剛形式において補剛量を特定した接合部についてその力学的性状を調べるものがほとんどで、適切な設計指針も無い状態であった。

対象とする接合部の応力状態は複雑である上、接合部耐力には各寸法因子のみではなく、鋼管の製造過程における冷間加工や溶接による鋼管内部の材料特性の変化や残留応力、接合部の溶接継目詳細および溶接の良否も影響を与えるため、これらの諸因子を考慮して解析的に耐力式を誘導することは極めて困難である。もちろん、たとえば大型電子計算機を用いた弾塑性有限要素法解析等の手法を用いてこれらの因子を考慮した解析を行い、耐力評価を行うことは不可能ではなかったが、設計の都度接合部の解析を行うのは非現実的であるため、この方法は採用し得なかった。これらの点を考慮し、著者は接合部を単純化した模型供試体を用い、各寸法因子を系統的に変化させた実験を行い、接合部の耐力に影響を与える各因子の効果を定性的に調べ、次いでそれらの効果を定性的・定量的に評価した耐力式を回帰分析の手法を用いて誘導することにした。得られた耐力式は種々の接合部の実験結果と比較し検証された結果、極めて適用範囲は広く、推定精度も高いため「鋼管指針」に耐力式として採用されるに至った。

また、柱・はりラーメン接合部設計上のもう1つの重要な問題である接合部パネルのせん断破壊についても系統的な研究を行い、水平荷重時における接合部の局部破壊と接合部パネルのせん断破壊の関係を初めて明らかにし、適切な設計指針を示した。しかし、そこで提案した耐力式は主としてロール成形鋼管の実験結果に基づいているため、耐力式をより一般的なものにするには鋼管の製法の違いによる影響を検討する必要がある、1982年にこの問題に着手した。折から日本建築学会「鋼構造設計規準・同解説」（1970年刊）の改訂作業が進められており、また「鋼管指針」についても1983年より改訂作業が開始された。著者はこれらの改訂作業委員会に順次検討資料を提出し、角形鋼管の製法の違いによる材料特性の変化、特にロール成形鋼管の冷間加工による鋼管素材の降伏点および降伏比の上昇が接合部設計上重要な問題になることを指摘し、学会においても関心事となった。

角形鋼管柱接合部に関して著者の提案した式は、角形鋼管の製法の違いによらず接合部の耐力評価が可能で、適用範囲は広く推定精度も高い。それらの結果は日本建築学会「鋼構造荷重・耐力係数設計法試案」（1986年刊）および「鋼管指針」（1986年改訂予定）の設計式の基になっている。

一方、角形鋼管分岐継手については「鋼管指針」に支管より軸方向力を受けるK, T, Y, K T継手の耐力式が与えられているが、フィーレンディールトラスあるいはラック

ビル等に用いられるT継手が曲げモーメントを受ける場合についての耐力式は示されていない。曲げモーメントを受けるT形分岐継手については1965年よりヨーロッパ・カナダにおいて多くの研究が行われ、いくつかの耐力式も提案されたが、対象となる継手の寸法範囲は狭く、また実験結果との検証が十分でないため信頼性のある耐力式ではなかった。著者は1979年に簡便で実用的な耐力式を得るための研究に着手した。既往の研究では継手の破壊性状についても十分明らかにされていなかったため、広範囲の主管と支管の組み合わせについて系統的な実験を行い寸法因子と破壊モードの関係を明らかにした。

分岐継手の場合は主管と支管の組み合わせにより破壊モードが分れるため、各破壊モードについて応力伝達機構を考慮した解析が可能となった。著者は各破壊モードに対応した解析モデルを仮定し解析解を求めた後、実験結果と比較し統計学的な立場より修正を加え耐力式を導いた。この種の分岐継手の破壊も鋼管壁の局所的な面外変形に起因して生じるため、角形鋼管柱・はりラーメン接合部の研究で得られた知見を有効に利用することができた。提案した耐力式は著者の研究と前後して行われたヨーロッパにおける研究結果より適用範囲が広く、推定精度も高く、角形鋼管のT形モーメントコネクションの耐力評価式として極めて有用である。

2. 本論文の構成と要約

本論文は角形鋼管接合部について耐力評価の方法を提案している。対象とする接合部は、1つは柱とはりのラーメン接合部（いわゆる仕口）であり、他の1つは角形鋼管どしりの分岐継手である。これらの接合部ではともに鋼管壁に作用する垂直方向の力によるその部分の局所的な面外曲げ変形に起因する破壊が設計上の重要な問題となる。

本論文は2編12章より構成されており、序論と結論を除く各章は文献[1]-[10]に発表している。

第I編は外ダイアフラム補剛された角形鋼管柱・H形はりラーメン接合部の耐力評価に関する研究で、7章より成っている。第1章は序論で既往の研究を概括するとともに本研究の目的を示した。第2章および第3章は接合部の局部破壊耐力について、第4章は接合部の局部破壊と接合部パネルのせん断破壊の関係を、第5章および第6章は接合部パネルのせん断耐力について検討した。第7章では主要な結論をまとめた。以下、各章の概要を述べる。

第2章では、接合部を単純化した模型供試体の引張実験を行い、接合部の局部破壊耐力に与える種々の因子の影響を調べ、ダイアフラム材の引張強さ、鋼管幅厚比、鋼管幅とダイアフラム厚および鋼管幅とダイアフラムせいの比が耐力を支配する重要な因子であることを示すと同時に、鋼管の製法の違いおよび直交方向はりの存在による影響についても検討した。また、面外曲げを考慮した平面要素を用いた有限要素法解析を行い、接合部の局部応力状態を明らかにした。（文献[1],[2]に発表）

第3章では、第2章で得た実験結果を基に回帰分析の手法を用いて、各因子の影響を定性的・定量的に評価した接合部の局部破壊耐力式および局部降伏耐力式を提案した。さらに、これらの耐力式の誘導の基になった実験の変数、鋼種、鋼管の製法は限られているため、種々の実験結果に耐力式を適用し適用範囲を検討した。その結果、提案式は実際の柱・はり接合部の耐力評価にも有効で適用範囲は広く、推定精度も高いことが分かった。また、面外曲げを考慮した平面要素を用いた弾塑性有限要素法解析を行い、接合部耐力を支配する材料特性としてダイアフラム材の引張強さを使用することが妥当であることを確認した。（文献[1],[3]に発表）

第4章では、水平荷重時を対象とした逆対称荷重を受ける十字形部分架構の接合部実験を行い、圧縮側ダイアフラムの局部座屈が接合部の局部変形に起因していることを明らかにするとともに接合部の局部破壊と接合部パネルのせん断破壊の関係を明らかにした。これらの結果を基に、ロール成形鋼管柱接合部の耐力評価方法および設計方法を提

案した。(文献[4]に発表)

第5章では、角形鋼管の製法の違いが接合部パネルの耐力に与える影響を調べるため、ロール成形鋼管、プレス成形鋼管、ビルトアップ鋼管について冷間加工に伴う加工効果による鋼管の材料特性の変化および残留応力分布を調べ、それらが接合部パネルの耐力に与える影響を検討した。その結果、第4章で提案した接合部パネルの降伏耐力式および接合部の設計方法は鋼管の製法の違いによらず有効であることが明らかになった。また、新たに接合部パネルの最大耐力式を提案した。(文献[5]に発表)

第6章では、柱軸力、鋼管幅厚比、直交方向はりの存在、局部変形に対する補剛方法の違いおよび鋼管鋼種が接合部パネルの耐力・変形能力に与える影響を検討し、第5章で提案した耐力式が広範囲の柱・はり接合部パネルの耐力評価に有効であることを示すとともに最大耐力に関する設計式を提案した。(文献[6]に発表)

第II編は支管より曲げを受ける角形鋼管T形分岐継手の耐力評価に関する研究で5章より成っている。第1章は序論で既往の主だった研究について述べるとともに本研究の目的を示した。第2章および第3章は角形鋼管どうしの分岐継手についての実験結果について述べ、第4章で耐力評価式を提案した。第5章では主要な結論をまとめた。以下、各章の概要を示す。

第2章では、主管・支管とも正方形鋼管を使用した場合の系統的な実験を行い、部材寸法比と破壊モードの関係および各寸法因子が継手性能に与える影響を明らかにした。さらに、溶接部の詳細を変化させた実験を行い、すみ肉溶接継目寸法が継手耐力に与える影響を明らかにし、支管端部加工が継手性能の改善に有効であることを示した。(文献[7],[8]に発表)

第3章では、支管あるいは主管に長方形鋼管を使用した場合の実験を行い、主管および支管のせいと幅の比が継手耐力に与える影響を調べた。その結果、継手の耐力評価には支管フランジのみが負担する曲げモーメントを支管せいで除した修正局部荷重を用いるのが合理的であること、主管せいと幅の比は耐力に影響を与えないことが明らかとなった。また、継手耐力評価に必要な主管ウェブの有効幅を知るため主管ウェブのひずみ分布を解析的に求め実験値と良い一致を示すことを明らかにした。(文献[9]に発表)

第4章では、第2章および第3章で得られた知見を基に、主管フランジ曲げ崩壊型および主管ウェブクリップリング型の破壊形式について、解析モデルを仮定し解析解を求めた後、実験値と比較し統計学的な立場より修正を加え降伏耐力式を提案した。また、これらの耐力式は既往の耐力式より適用範囲が広く、かつ推定精度が高いことを示した。

さらに、等幅継手および支管幅が主管幅にほぼ等しい不等幅継手について第 I 編第 3 章で提案した接合部の局部破壊耐力式を基にした最大耐力式を提案した。(文献[7],[10]に発表)

発表論文

- [1] Tabuchi, M., H. Kanatani, K. Fujiwara and T. Kamba : On the Local Failure of Welded RHS-Column to H-Beam Connections, Proceeding of I.I.W. International Conference held in Boston, Welding of Tubular Structures, pp.167-174, 1984.7
- [2] 田淵基嗣、金谷 弘、上場輝康：角形鋼管柱・H形はり接合部の局部破壊－角形鋼管柱溶接接合部の実験的研究 1－、日本建築学会構造系論文報告集、第349号、pp.71-80、昭和60年3月
- [3] 田淵基嗣、金谷 弘、上場輝康：角形鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力推定式－角形鋼管柱溶接接合部の実験的研究 2－、日本建築学会構造系論文報告集、第352号、pp.79-89、昭和60年6月
- [4] 田淵基嗣、金谷 弘：水平荷重時における角形鋼管柱・H形はり接合部の耐力評価－角形鋼管柱溶接接合部の実験的研究 3－、日本建築学会構造系論文報告集、第358号、pp.52-62、昭和60年12月
- [5] 田淵基嗣、金谷 弘：製法の異なる角形鋼管柱・H形はり接合部の耐力に関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、第361号、pp.104-112、昭和61年3月
- [6] 田淵基嗣、金谷 弘：角形鋼管柱・H形はり接合部パネルの耐力と変形能力に関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、第367号、pp.69-79、昭和61年9月
- [7] Tabuchi, M., H. Kanatani and T. Kamba : On the Local Strength of Welded RHS T-Joints Subjected to Bending Moment, I.I.W., DOC.XV-563-84, 1984.7
- [8] 田淵基嗣、金谷 弘、上場輝康：支管より曲げをうける正方形鋼管分岐継手の局部破壊－角形鋼管T形分岐継手に関する研究 1－、日本建築学会構造系論文報告集、第357号、pp.61-71、昭和60年11月
- [9] 田淵基嗣、金谷 弘：支管より曲げをうける長方形鋼管分岐継手の局部破壊－角形鋼管柱T形分岐継手に関する研究 2－、日本建築学会構造系論文報告集、第360号、pp.140-146、昭和61年2月
- [10] 田淵基嗣、金谷 弘：支管より曲げをうける角形鋼管分岐継手の局部耐力推定式－角形鋼管T形分岐継手に関する研究 3－、日本建築学会構造系論文報告集、第362号、pp.93-104、昭和61年4月

第 I 編

**角形鋼管柱・H形はり接合部の
耐力評価**

記号

A	: 柱の断面積
A _f	: はりフランジの断面積
A _p	: 接合部パネルの断面積 (= 2D _c t)
B	: 柱幅
D _B	: はりフランジ重心間距離 (= d - t)
D _C	: 柱フランジ重心間距離 (= B - T)
F	: 鋼材の公称降伏応力度
F _u	: 鋼材の公称引張強さ
G	: せん断弾性係数
K	: 応力集中率
M	: 荷重 (接合部はり端のフェースモーメントで表示)
M _{BP}	: はりの全塑性モーメント
M _{CLU}	: 水平荷重時における接合部の局部破壊耐力推定値 = 0.78M _{LU}
M _{CP}	: 軸方向力を考慮した柱の低減塑性モーメント
M ^C _{CP}	: 軸方向力を無視した柱の全塑性モーメント
M _{Cy}	: 接合部降伏耐力推定値
M _{Cu}	: 接合部最大耐力推定値
M _D	: ダイアフラム部の曲げ耐力 = $\sigma_{yd}(B + 2h_D)t_D(d - t)$
M _M	: min. {M _{BP} , M _{CP} }
M _{Ly}	: 接合部局部降伏耐力推定値
M _{LU}	: 接合部局部破壊耐力推定値
M _{PF}	: 接合部パネルの許容耐力設計式
M _{PFu}	: 接合部パネルの最大耐力設計式
M _{Pu}	: 接合部パネルの最大耐力推定値
M _{Py}	: 接合部パネル降伏耐力推定値
M _Y	: max. {M _{Ly} , M _{Py} }
M _y	: 実験降伏耐力
M _u	: 実験最大耐力
N	: 柱軸力
N _y	: 柱降伏軸力 (= $\sigma_{yc}A$)

P	: 荷重
P_{cy}	: 局部降伏耐力推定値
P_{cmax}	: 局部破壊耐力推定値
P_{max}	: 実験最大耐力
P_y	: 実験降伏耐力
Q_c	: 柱のせん断力
Q_p	: 接合部パネルに働くせん断力
R	: ダイアフラムと柱コーナー部の間の隙間
T	: 柱の管厚
W	: エネルギー吸収量
W_y	: M_y 時のエネルギー吸収量
b	: はりフランジ幅
b_D	: ダイアフラム部の最大突出幅 ($= B/2 + h_D$)
d	: はりせい
h_D	: ダイアフラムのせい
l_B	: 供試体のはり長さ
l_C	: 供試体の柱長さ
m	: 平均値
r	: 角形鋼管コーナー部の外半径
v	: 変動係数
t	: はりフランジ厚
t_D	: ダイアフラム厚
t_w	: はりウェブ厚
γ	: 接合部パネルの平均せん断ひずみ
γ_y, γ_u	: M_y 時および M_u 時の γ
γ_{yc}	: 鋼管素材のせん断降伏ひずみ ($= \tau_{yc}/G$)
δ	: 全体変形
δ_L	: 局部変形
δ_{Lmax}	: P_{max} 時の δ_L
δ_{max}	: P_{max} 時の δ
δ_y	: P_y 時の δ
ϵ_M	: 鋼管の残留曲げひずみ

ε_N	: 鋼管の残留軸ひずみ
ε_y	: 素材の降伏ひずみ
θ	: 全体変形 (はりの変形角で表示)
θ_B, θ_C	: はりおよび柱の変形 (弾性計算値)
θ_P	: 接合部パネルの変形実験値
θ_y, θ_u	: M_y 時および M_u 時の θ
κ	: 形状係数 (=9/8)
λ	: B/l_B
μ	: d/l_C
ν	: ポアッソン比
σ_{cr}	: ダイアフラムの座屈応力度 = $M_u / (d - t) t_D (B + 2h_D)$
σ_L	: 鋼管の管軸方向残留応力
σ_N	: 接合部パネルの軸方向応力
σ_T	: 鋼管の管周方向残留応力
σ_y	: 素材の降伏点
$\sigma_{yc}, \sigma_{yd}, \sigma_{yf}$: 柱、ダイアフラムおよびはりフランジ材の降伏点
σ_u	: 素材の引張強さ
$\sigma_{uc}, \sigma_{ud}, \sigma_{uf}$: 柱、ダイアフラムおよびはりフランジ材の引張強さ
τ	: 接合部パネルの平均せん断応力実験値
τ_{max}	: 接合部パネルの最大せん断応力実験値
τ_R	: 鋼管の残留せん断応力
τ_y, τ_u	: M_y 時および M_u 時の τ
τ_{yc}	: 鋼管素材のせん断降伏応力度 (= $\sigma_{yc} / \sqrt{3}$)
τ_{uc}	: = $\sigma_{uc} / \sqrt{3}$

第 1 章 序論

鋼構造ラーメン骨組の柱・はり接合部における設計上の重要な問題は、はりフランジからの集中力による柱の局部的な面外変形（以下局部変形）に対する補剛の問題と、水平荷重時において接合部パネルに生じるせん断変形に対する問題である。H形鋼柱の場合は、開断面であるためはりフランジからの集中力に対する強度・剛性は低いが、その施工が容易であるため通常ははりフランジレベルに水平ダイアフラムが設けられる。この場合のダイアフラムの設計については、Graham・Sherbourne・Khabbaz¹⁾の研究に基づくA.I.S.C.の設計式が日本建築学会「鋼構造設計規準・同解説」（1970年刊）（以下「鋼構造規準」）にも示されているが、通常は接合部パネルの補剛枠としての剛性も考慮し、はりフランジと等断面のダイアフラムを入れれば強度上の問題はない。

一方、角形鋼管柱接合部の場合は、H形鋼柱の場合に比べ局部変形に対する剛性は高いが、無補強のままでは接合部の早期の破壊は避けられず、またH形鋼柱の場合のように補剛が簡単ではないため、これまでに種々の工夫がなされてきた。

角形鋼管柱・はり接合部に関する研究は、ロール成形鋼管柱の無補強接合部について、各部の応力状態を調べた鷲尾・黒羽²⁾(1960-1962年)、鷲尾・石浜³⁾(1961-1963年)の研究に始まる。これらの研究は小型の模型供試体を用い、接合部の基本的な力学的性状を実験的・解析的に検討したものであった。本格的な鋼構造物の接合部を対象とした研究は1964年に仲・加藤・湯浅・田中(淳)・佐々木⁴⁾、大森・遠山⁵⁾により報告されている。これらの研究では、超高層建築を対象としビルトアップ鋼管および鑄鋼管が使用され、補剛形式としては外ダイアフラム形式あるいははりフランジ貫通形式が用いられている。その後、末永・重信⁶⁾(1966年)、遠山・高橋⁷⁾(1967年)、田中(尚)・末永・福島・重信・山田⁸⁾(1970年)によりダイアフラムの補剛効果および接合部パネルの弾塑性挙動を調べるための研究が行われた。これらの研究に使用された供試体の大半は外ダイアフラム形式に属するものであったが、いずれも特定の形状・寸法についての性状確認が主であったため一般的な設計指針を得るには至っていない。

外ダイアフラム形式接合部の設計指針を得るための系統的な研究は伴・金谷・浦田⁹⁾により始められ、ビルトアップ鋼管柱について鉛直荷重時(1968年)および水平荷重時(1969年)の補剛効果を明らかにし、ダイアフラムせいは柱幅の10%以上必要であることを示した(1970年)。これらの結果をうけて、著者ははりフランジ端で緩やかなテーパ部を持つ外ダイアフラム形式接合部の局部破壊に関する耐力評価式・設計指針を得るための研究に着手した。ここで、局部破壊とは、はりフランジから加えられる集中力によって

生じる鋼管壁の局部的な破壊、あるいは鋼管壁の局部的な変形に起因して生じる柱のコーナー部近傍の応力集中によるその部分のきれつ（引張フランジ側）または局部座屈（圧縮フランジ側）による破損を示すものとする。

対象とする接合部の応力状態は複雑で、局部破壊に影響を与える寸法因子の数は多く、また鋼管の製造過程における冷間加工や溶接による鋼管内部の材料特性の変化や残留応力、さらに接合部の溶接継目の詳細等も接合部耐力に影響を与えるため、これらの諸因子を考慮して解析的に耐力式を誘導することは極めて困難である。本研究では接合部を単純化した模型供試体を用いて各寸法因子を系統的に変化させた実験を行い、接合部の局部破壊に影響を与える各因子の効果を定性的に調べ、次いでそれらの効果を定性的・定量的に評価した耐力式を回帰分析の手法を用いて誘導した後、種々の接合部の実験結果と比較して耐力式を検証した。その結果、この耐力式は実際の接合部の状態により近い対称モーメントを受ける十字形供試体の結果にも適用可能であり、適用範囲は広く、推定精度も極めて高いため「鋼管指針」に設計式として採用された。本研究と独立して、伴・今井^{10), 11)}(1977, 1979年)は直交2方向のはりフランジ板の隅角部を3角板で補剛する形式について応力伝達機構を考慮した耐力式を導いている。これら2種類の耐力式は比較的類似した接合部を対象としているためそれぞれ相互に比較がなされた¹²⁾(1979年)。

提案式はまた、片側圧縮あるいは引張荷重の実験結果も良く評価し得ることより、水平荷重時における接合部の局部破壊耐力推定にも有効であるといえる。しかし、水平荷重時には接合部パネルにせん断変形が生じるため、局部耐力とともに接合部パネルのせん断耐力が重要な問題となる。水平荷重を受ける角形鋼管柱接合部パネルのせん断耐力については、加藤¹³⁾(1964年)、田中(尚)^{17), 18)}(1970, 1973年)の提案による設計式が「鋼構造規準」および「鋼構造塑性設計指針」(1975年刊)(以下「塑性指針」)に示されているが、著者の行った実験の降伏耐力の評価に際しては、いずれも有効な指標とはならず、適切な降伏耐力評価式を求める必要が生じた。そこで、主としてロール成形鋼管柱接合部について水平荷重実験を行い、接合部パネルの降伏耐力式を提案し、接合部の局部破壊とパネルのせん断破壊の関係を明らかにし、設計指針を示した¹⁹⁾(1979年)。その後、接合部パネルのせん断耐力については、3角板補剛の接合部を対象とし、接合部の局部変形についても言及した伴・今井の研究²⁰⁾(1980年)、外ダイアフラム補剛されたロール成形鋼管柱接合部を対象としてパネル耐力評価式を提案した加藤・前田・坂恵の研究²¹⁾(1981年)があるが、接合部の局部破壊とパネルのせん断破壊の関係については明らかにされていない。

実用される角形鋼管の製法は多様で、製造過程において鋼管内部に生じる材料特性の変化や残留応力は製法により異なっているため、実用的な耐力式を得るためにはこれらが接合部耐力に与える影響を検討し、耐力式をより一般化する必要がある。また、従来角形鋼管柱接合部パネルの耐力は設計上特に問題とされていなかったが、著者の研究²²⁾(1981年)により降伏以後の余力がH形鋼柱接合部の場合より低いことが明らかになり、設計上、終局時においてはやはりあるいは柱材端に塑性ヒンジが形成されることを保証するためには接合部パネルの最大耐力の評価が必要となった。そこで、製法の異なる角形鋼管柱を用いた接合部実験を行い、既報の接合部パネルの降伏耐力式は鋼管の製法の違いによらず有効であることを示すとともに、新たに接合部パネルの最大耐力式を提案した。これらの耐力式は限られた鋼管幅厚比、柱軸力比および鋼種の実験結果に基づいているため、これらの因子が接合部パネルの耐力に与える影響について検討した。さらに、直交方向はりおよび局部変形に対する補剛方法の影響を調べるとともに、これまでに他の研究機関において報告されている角形鋼管柱ラーメン接合部の広範囲の実験結果についても提案式の検証を行った。その結果、提案した耐力式は、極めて適用範囲が広く、推定精度も高いことが明らかになった。

参考文献

- 1) Graham, J.D., A.N. Sherbourne and R.N. Khabbaz : Welded Interior Beam-to-Column Connections, A.I.S.C. Research at Lehigh Univ. 1959
- 2) 鷲尾健三、黒羽啓明：角鋼管接合部の研究（その1）,（その2）,（その4）,（その6）, 日本建築学会論文報告集、第66号、昭和35年10月、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和36年4月、日本建築学会論文報告集、第69号、昭和36年10月、日本建築学会大会学術講演要旨集、昭和37年9月
- 3) 鷲尾健三、石浜則哲：角鋼管接合部の研究（その3）,（その5）,（その7）, 日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和36年4月、同、昭和37年4月、日本建築学会論文報告集、昭和38年7月
- 4) 仲 威雄、加藤 勉、湯浅 丹、田中淳夫、佐々木哲也：水平荷重を受ける鋼構造柱、はり、およびその接合部の挙動について（報告その1）,（報告その2）,（報告その3）, 日本建築学会論文報告集、第101号, 第102号, 第103号, pp.31-38, pp.37-43, pp.13-20、昭和39年8月, 9月, 10月
- 5) 大森信次、遠山幸三：超高層建築の鉄骨柱はり接合部実験報告（その1）, 鹿島建設技術研究所年報、第13号、pp.195-208、昭和39年
- 6) 末永保美、重信恒雄：鉄骨構造物の柱・はり接合部の耐力・剛性に関する実験的研究（その1）, 日本建築学会論文報告集号外、p.321、昭和41年10月
- 7) 遠山幸三、高橋敏夫：超高層建築の鉄骨柱はり接合部実験（その4）, 鹿島建設技術研究所年報、第16号、pp.149-161、1967年
- 8) 田中 尚、末永保美、福島暁男、重信恒雄、山田隆夫：箱形断面柱とH型断面はりとの十字形接合部の補強方法に関する実験的研究、日本建築学会論文報告集、第176号、pp.67-72、昭和45年10月
- 9) 伴 潔、金谷 弘、浦田 勲：箱形断面柱とH形はりの接合部に関する研究（その1）,（その2）,（その3）: 日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和43年10月、昭和44年8月、昭和45年9月
- 10) 伴 潔、今井克彦：三角板により補強された角形鋼管柱・H形鋼梁接合部の実験的研究（接合部を単純化したモデルによる実験）, 日本建築学会論文報告集、第262号、pp.73-82、昭和52年12月
- 11) 今井克彦：三角板により補強された角形鋼管柱・H形鋼梁接合部の実験的研究（その三 単純化した接合部の耐力および変形について）, 日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.249-252、昭和54年6月

- 12)今井克彦、金谷 弘、田淵基嗣：角形鋼管柱・H形鋼梁接合部の局部耐力に関する一考察（異なる耐力推定式の比較）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1151-1152、昭和54年9月
- 13)加藤 勉：水平力を受ける剛接ラーメンの柱梁接合部（パネルゾーン）の設計式について、JSSC ,vol.5 No.40 ,pp.40-44 , 昭和39年10月
- 14)Tanaka,H.,and T.Shigenobu : Limit Analysis of Beam-Column Connections (V)-Connections of Box-Column to Wide-Flange Beam Subjected to Anti-symmetrical Bending -,Trans. of A.I.J., No.163, PP.41-50,1969.9
- 15)Tanaka,H., and T.Shigenobu : Limit Analysis of Beam-Column Connections (VII-1),(VII-2) -Connections of Wide-Flange Beam to Box-Column Subjected to Bending and Thrust-, Trans. of A.I.J., No.165, No.166, PP.33-39, pp.57-64, 1969.11,12
- 16)Tanaka,H., A.Fukushima, Y.C.Lin and T.Shigenobu : Limit Analysis of Beam-Column Connections (IX) - Experimental Verification -,Trans. of A.I.J., No.170, pp.51-59, 1970.4
- 17)Tanaka,H., and T.Shigenobu : Limit Analysis of Beam-Column Connections (XI) (Design Method of H-Beam to Box-Column Connection),Trans. of A.I.J.,No.174, PP.33-37, 1970.8
- 18)田中 尚：柱はり接合部必要パネル厚の計算式、日本建築学会論文報告集、第 207号、pp.19-26、昭和48年5月
- 19)金谷 弘、田淵基嗣、上場輝康：箱形断面柱とH形はり接合部に関する研究－はりせいの異なる接合部の水平荷重実験－、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1143-1144、昭和54年9月
- 20)伴 潔、今井克彦：三角板により補強された角形鋼管柱・H形鋼はり接合部の実験的研究(水平荷重下の弾塑性挙動に関する考察)、日本建築学会論文報告集、第 294号、pp.35-43、昭和55年8月
- 21)Kato,B.,Y.Maeda and k.Sakae : Behavior of Rigid Frame Sub-Assemblages Subjected to Horizontal Force, Proceedings of the International Conference held at Teesside Polytechnic, Joints in Structural Steelwork, pp.1.37-1.53, 1981
- 22)金谷 弘、田淵基嗣、上場輝康：鋼管柱・はり接合部のせん断強さについて、日本建築学会鋼構造分科会接合小委員会資料、No.81、昭和56年2月

第2章 引張荷重を受ける単純模型供試体の 局部破壊

1. 緒言

角形鋼管柱とH形鋼はりのラーメン接合部が十分な耐力と剛性をもつためには、はりフランジレベルでの鋼管壁の局部的な面外変形を防ぐ必要がある。

はりフランジ端で緩やかなテーバー部をもって外ダイアフラムで補剛された角形鋼管柱・H形はり接合部の局部破壊に影響を与える因子の数は多く、その耐力を推定する実用式を解析的に求めることは困難である。そこで、本章では、接合部を単純化した模型供試体を用いて各寸法因子を系統的に変化させた実験を行い、接合部の局部破壊に影響を与える各因子の効果を定性的に調べる。

実験は目的に応じ3つに分類できる。実験Ⅰでは、各寸法因子を系統的に変化させ、局部耐力に影響を与える各因子の効果を調べる。実用化されている角形鋼管の製法は多様で、その製造方法の違いによって接合部性能も異なることが予想される。そこで、耐力式を実用する際の参考資料を得る目的で、実験Ⅱとして製造方法の異なる3種類の角形鋼管について実験を行う。さらに、実験Ⅲでは実験Ⅰで無視した直交方向はりフランジの効果について検討する。

2. 実験

2-1 供試体

実験Ⅰ：接合部の局部耐力に影響を与える各寸法因子の効果を調べるための実験

供試体は Fig.2.1に示すように、角形鋼管柱に緩やかなテーバー部をもつフランジ板がとりつけられた引張形式の単純模型である。ここで、柱からの突出幅をダイアフラムせい (h_0) と呼ぶ。

変化させたパラメーターは

- | | |
|------------|-------------------|
| 1)柱の幅厚比 | $B/T = 22-67$ |
| 2)ダイアフラムせい | $h_0/B = 0-0.2$ |
| 3)ダイアフラム厚 | $t_0/T = 0.5-2.0$ |

であり、Table 2.1に示す28体について実験を行った。

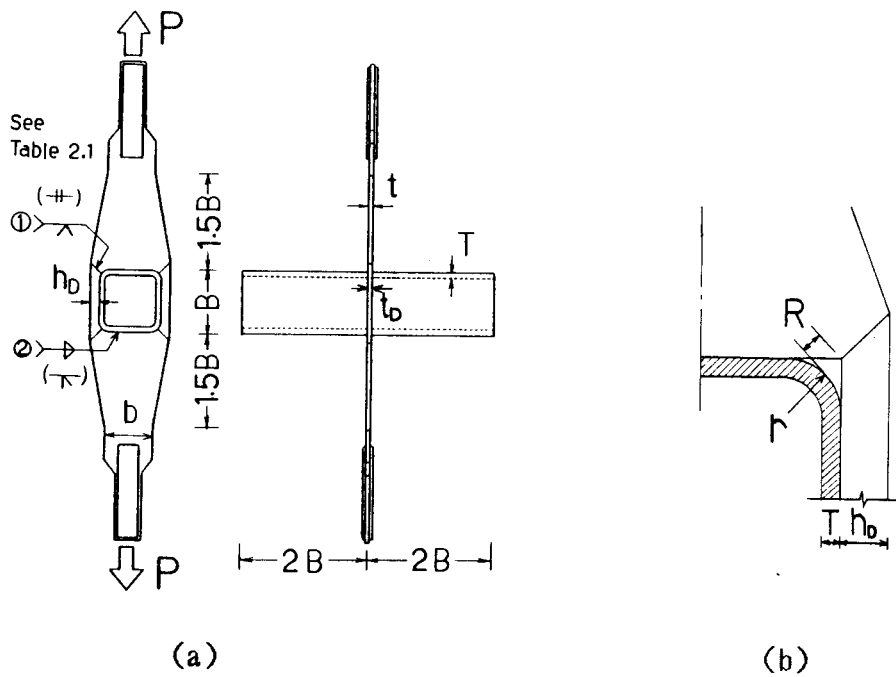


Fig. 2.1 Test specimen (Test I)

供試体の記号は下記の要領に従った。

T W-9B
 t (A: $t_0=12\text{mm}$, B: $t_0=9\text{mm}$, C: $t_0=6\text{mm}$, D: $t_0=4.5\text{mm}$, E: $t_0=3.2\text{mm}$)
 T (mm)
 h_0/B (W: $h_0/B=0.2$, H: $h_0/B=0.15$, S: $h_0/B=0.10$, 0: $h_0/B=0$)

ダイアフラムと柱の溶接はすみ肉溶接を原則としたが、TS-4.5BとTS-6Bの2体は突合せ溶接されている。ダイアフラムどうしの溶接は、その板厚に応じてI形あるいはV形の開先をもつ突合せ溶接*1)である。溶接はすべてアーク手溶接によっている。

各供試体ともフランジとダイアフラムは同一鋼板より製作されている。

本シリーズの角形鋼管は、ロール成形鋼管およびプレス成形鋼管の2種類である。柱コーナー部には外半径で $r = 2T$ (T: 鋼管厚) 程度のアールがあるため、直線的に切断されたダイアフラムとコーナー部の間には Fig.2.1(b)に示すように隙間(R)が生じる。Rが 3mm程度の場合は、特にダイアフラム端部の加工を行わずに溶接を行ったが、Rが大きい場合はRが 3mmを超えないようにダイアフラム端部の加工を行った。

使用鋼材はSTKR41およびSS41で機械的性質は各供試体ごとにTable 2.1に示している。鋼管については管軸方向より採取したJIS1号引張試験片による値である。

*1) 突合せ溶接部は開先側の溶接が終了した後、裏面から1層の溶接を行なった。これは、本研究で対象とした板厚は 9mm以下のものが大半であるため、裏はつきあるいは裏当金を用いた溶接は現実的でなく、裏面からの1層溶接を行うことにより完全な溶け込み状態が確保できると判断したからである。

Table 2.1 Details of Test Specimens and Mechanical Properties

Specimen	B × B × T	t _D	b	h _D	Weld detail ① ②	RHS		Diaphragm	
						σ _y	σ _u	σ _y	σ _u
mm						(tf/cm ²)		(tf/cm ²)	
TW-9B	200 200 9*	9	150	40	V F	2.94	4.40	3.56	5.34
TH-9B		9		30	V F	2.94	4.40	2.94	4.49
TS-9B		9		20	V F	2.83	4.51	2.53	4.19
TS-9A		12		20	V F	2.83	4.51	2.67	4.38
TS-9C		6		20	V F	2.83	4.51	2.72	4.18
TS-9D		4.5		20	V F	2.83	4.51	2.52	3.49
TW-6B	200 200 6**	9	150	40	V F	3.43	4.37	3.56	5.34 †
TH-6B		9		30	V F	3.43	4.37	2.94	4.49 †
TS-6B		9		20	V √	3.73	4.94	2.94	4.38
TS-6C		6		20	I F	3.73	4.94	3.80	5.40
TS-6D		4.5		20	I F	3.73	4.94	2.88	4.22
TW-4.5B	200 200 4.5**	9	150	40	V F	3.29	4.23	3.56	5.34 †
TH-4.5B		9		30	V F	3.29	4.23	2.94	4.49 †
TS-4.5B		9		20	V √	3.30	4.54	2.94	4.38
TS-4.5C		6		20	I F	3.30	4.54	3.80	5.40
TS-4.5D		4.5		20	I F	3.66	4.68	2.52	3.49
TS-4.5E		3.2		20	I F	3.66	4.68	2.28	3.34
TS-3.2C	200 200 3.2*	6	150	20	I F	2.38	3.22	2.72	4.18
TS-3.2D		4.5		20	I F	2.38	3.22	2.52	3.49
TS-3.2E		3.2		20	I F	2.38	3.22	2.28	3.34
T15S-6B	150 150 6**	9	120	15	V F	4.00	5.03	3.36	4.55 †
T15S-5B	150 150 5**	9		15	V F	3.44	4.10	3.20	4.66 †
T15S-4.5B	150 150 4.5**	9		15	V F	3.48	4.54	3.20	4.66 †
T30S-6B	300 300 6**	9	225	30	V F	2.79	4.58	3.20	4.66 †
T30S-4.5B	300 300 4.5*	9		30	V F	2.91	4.18	3.20	4.66 †
T0-9B	200 200 9*	9	150	0	- F	2.94	4.40	2.94	4.49
T0-6B	200 200 6**	9		0	- F	3.43	4.37	2.65	4.31 †
T0-4.5B	200 200 4.5**	9		0	- F	3.29	4.23	2.65	4.31 †

* : RHS fabricated from two channels formed by cold pressing

** : RHS formed by cold rolling

①② : See Fig.2.1,V; V groove , I; I groove , √; Single bevel groove ,
F; Fillet weld

† : JIS Type 5 tensile coupon test specimens are used.

(Without † ; JIS Type 1 tensile coupon test specimens are used)

実験Ⅱ：鋼管の製造方法および溶接詳細の影響を調べるための実験

供試体の寸法諸元等をTable 2.2に示す。供試体形状は実験Ⅰの場合と同様である。接合部詳細をFig.2.2に示す。

使用した角形鋼管の製造方法は以下の3種類である。

ロール成形鋼管 (1シーム)

プレス成形鋼管 (2シーム)

ビルトアップ鋼管 (4シーム)

ダイアフラムと鋼管は突合せ溶接されている。なお、TS-9A-2は、この部分がすみ肉溶接された実験ⅠのTS-9Aと同寸法で、溶接詳細の違いによる影響を調べる。

使用鋼材の機械的性質をTable 2.3に示す。

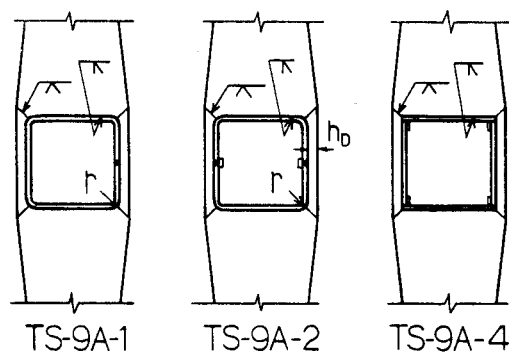


Fig. 2.2 Details of specimens (Test II)

Table 2.2 Details of Test Specimens for Test II (in mm)

Specimen	$B \times B \times T$	$t_D \times h_D$	b	r^*	RHS
TS-9A-1	200×200×9	12 × 20	180	21	formed by cold rolling
TS-9A-2					formed by cold pressing
TS-9A-4					formed from 4 plates

* Outside radius of RHS corners (measured dimension)

Table 2.3 Mechanical Properties

		σ_y	σ_u	El.	Test
		(tf/cm^2)		(%)	piece
RHS	TS-9A-1	4.20	5.14	34.8	JIS Type 5
	TS-9A-2	2.93	4.61	29.3	Type 1
	TS-9A-4	3.16	4.76	39.7	Type 5
Diaphragm		2.78	4.45	29.5	Type 1

実験Ⅲ：直交はりの効果を調べるための実験

実験Ⅰの供試体は荷重軸と直交するはりを見無視した模型である。本実験の供試体はFig. 2.3 に示すようにダイアフラムを延長して直交はりを模した単純引張形式であり、その方向の寸法が h_D から150mmに変わった以外は実験Ⅰの場合と同様である。供試体寸法および使用材の機械的性質をTable 2.4, Table 2.5 に示す。

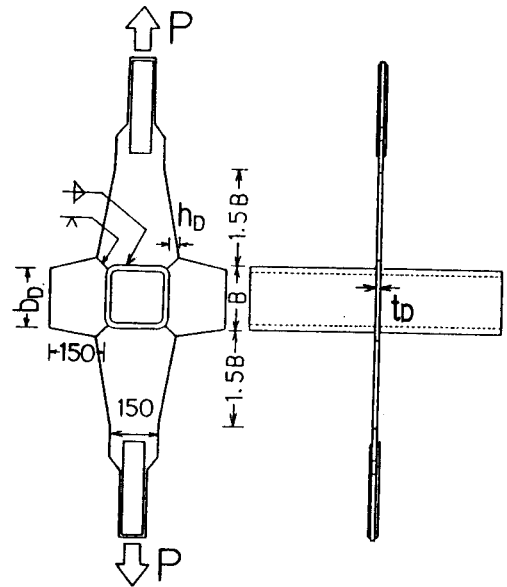


Fig. 2.3 Test specimen (Test III)

Table 2.4 Details of Test Specimens
for Test III (in mm)

Specimen	B × B × T	t_D	h_D	bd
DTW-6B	200×200×6	9	40	225
DTH-6B			30	210
DTS-6B			20	200
DTO-6B			0	175

Table 2.5 Mechanical Properties

	σ_y	σ_u	El.
	(tf/cm ²)		(%)
Column	4.08	4.68	18.3
Diaphragm	3.13	4.80	25.6

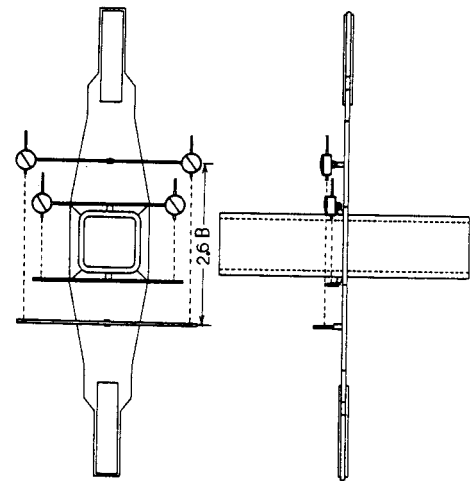


Fig. 2.4 Dial gages arrangement

2-2 実験方法・測定方法

実験はフランジ板を通して対称の引張荷重をかける形式で、弾性域で1度、塑性域が進展した状態で1度除荷し、その後破壊まで加力した。加力には100tfあるいは200tfの油圧式万能試験機を使用した。

加力中の各荷重段階で Fig.2.4に示すように柱フランジの面外変形 δ_L *2) (以下局部変形)および柱の局部変形とダイアフラムの変形を含むフランジ板間変形 δ (標点間距離=2.6B 以下全体変形)を変位計で、接合部各点のひずみをひずみゲージで測定した。

*2)
 δ_L は鋼管壁に溶接したナットに鋼棒を取り付け、その相対変位を測定している。したがって、わずかではあるが管壁の回転成分が混入する。後述のようにこれが1つの原因となって、 δ_L が δ より大きい結果になっている供試体もある。

3. 接合部の寸法因子の影響（実験 I）

3-1 破壊状況

実験結果をTable 2.6に示す。供試体の破壊形式は2種類に分れる。柱の幅厚比が小さいかあるいは幅厚比が大きくても補剛が十分な場合は接合部の剛性が高くなり、フランジ板の最小断面部の破断で耐力が決定する。一方、接合部の補剛が不十分なものは、溶接継目のきれつで最大耐力が決定している。このきれつの発生状況は接合部の剛性に応じて2形式に分れる。すなわち、剛性の低いものはダイアフラムどうしの突合せ溶接部に（破壊形式W Photo 2.1）、剛性の高いものは柱のコーナー部の溶接継目に（破壊形式C Photo 2.2）きれつを生じる。また、鋼管の幅厚比が大きいTS-3.2CおよびTS-4.5Cの2体は、柱のコーナー部のきれつが管厚方向に進展した。一方、溶接施工が不十分なためスラグの巻き込みあるいは溶け込み不良の見られた供試体が5体ある。Table 2.6 中、これらの供試体の破壊モードには*を付している。

Table 2.6 Summary of Test Results (Test I)

Specimen	P_y	P_{max}	δ_y	δ_{max}	δL_{max}	$\frac{P_y}{P_{max}}$	$\frac{P_y}{\sigma_{yf}A_f}$	$\frac{P_{max}}{\sigma_{yf}A_f}$	$\frac{P_{max}}{\sigma_{uf}A_f}$	K	$\frac{\delta L_{max}}{2T}$	Failure Mode
	tonf		mm									
TW-9B	46.0	73.2	0.70	8.4	6.6	0.63	0.96	1.52	1.02	1.68	0.37	FP
TH-9B	34.0	61.1	0.34	7.8	5.7	0.52	0.86	1.54	1.01	2.57	0.32	FP
TS-9B	29.0	59.3	0.81	17.3	12.1	0.49	0.85	1.74	1.05	2.30	0.67	FP
TS-9A	38.4	73.7	0.94	16.9	14.3	0.52	0.80	1.53	0.93	2.44	0.79	W,C
TS-9C	21.0	38.8	0.62	11.7	6.0	0.54	0.86	1.58	1.03	2.13	0.33	FP
TS-9D	15.0	25.2	0.48	7.3	0.9	0.60	0.88	1.48	1.07	1.85	0.05	FP
TW-6B	34.0	59.4	0.80	12.6	10.3	0.57	0.71	1.24	0.82	2.35	0.86	C,W
TH-6B	29.3	54.4	0.75	15.7	15.5	0.54	0.74	1.37	0.90	2.70	1.29	C,W
TS-6B	24.8	39.6	0.80	7.6	5.6	0.63	0.62	1.00	0.67	2.35	0.47	W*
TS-6C	21.0	37.6	0.98	14.7	14.0	0.56	0.61	1.10	0.77	2.74	1.17	W
TS-6D	14.0	23.0	0.70	4.9	5.2	0.61	0.72	1.18	0.81	2.42	0.43	W*
TW-4.5B	34.0	50.5	0.29	8.7	9.5	0.67	0.54	1.05	0.70	2.39	1.06	C
TH-4.5B	24.0	37.8	0.52	3.9	5.0	0.64	0.60	0.95	0.62	2.80	0.56	W*
TS-4.5B	23.0	37.0	0.95	9.3	8.2	0.62	0.58	0.93	0.63	2.88	0.91	W
TS-4.5C	18.0	36.8	0.84	27.0	26.2	0.49	0.53	1.08	0.76	2.78	2.91	W,C**
TS-4.5D	10.0	23.1	0.45	21.3	21.5	0.43	0.59	1.36	0.98	2.78	2.39	w,FP
TS-4.5E	8.0	16.8	0.77	23.1	17.9	0.48	0.73	1.54	1.05	2.85	1.99	FP
TS-3.2C	10.0	21.2	0.51	15.3	15.8	0.47	0.41	0.87	0.56	3.43	2.47	C**
TS-3.2D	8.0	12.8	0.48	7.2	7.6	0.63	0.47	0.75	0.54	3.43	1.19	W
TS-3.2E	6.0	9.7	0.70	8.3	7.6	0.62	0.55	0.89	0.61	3.43	1.19	W
T15S-6B	21.0	39.4	0.72	15.9	15.6	0.53	0.58	1.09	0.80	2.58	1.30	C
T15S-5B	20.0	32.6	1.22	10.3	11.1	0.61	0.58	0.94	0.65	-	1.11	C
T15S-4.5B	17.0	27.7	0.59	6.7	6.9	0.61	0.49	0.80	0.55	3.33	0.77	C
T30S-6B	33.0	49.1	1.31	9.4	8.6	0.67	0.51	0.76	0.52	3.29	0.72	C*
T30S-4.5B	25.0	41.2	1.08	12.5	11.5	0.61	0.39	0.64	0.44	3.66	1.28	C*
T0-9B	24.0	50.0	0.83	19.0	14.4	0.48	0.60	1.26	0.82	4.08	0.80	C
T0-6B	15.5	24.3	0.90	4.6	4.8	0.64	0.43	0.68	0.42	4.56	0.40	C
T0-4.5B	11.0	17.9	0.67	4.9	5.2	0.61	0.31	0.50	0.31	4.70	0.58	C

$\sigma_{yf}A_f$: Yield strength of flange plate
 $\sigma_{uf}A_f$: Maximum strength of flange plate
 K : Stress concentration factor

FP : Fracture of flange plate
 C : Crack in weld at column corner
 W : Crack in butt weld
 * : Poor welding
 ** : Tear of column wall

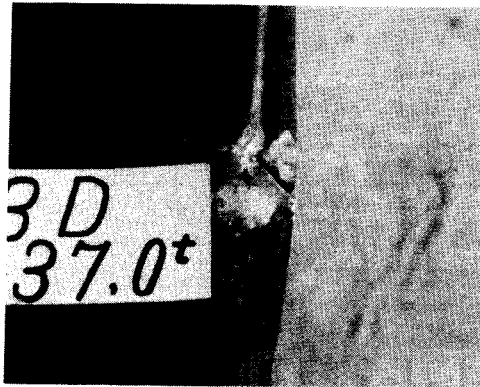


Photo 2.1 Failure mode W



Photo 2.2 Failure mode C

3-2 荷重-変形関係

Figs. 2.5 (a)-(e) に供試体の荷重-変形関係を示す。図中の実線は全体変形を、点線は局部変形を示している。局部破壊により最大耐力に達した供試体では、全体変形の大部分が局部変形によるものであることが分る*3)。いずれの供試体も最大荷重の50-60%の荷重で変形が急増しだしており、比較的明瞭なbi-linear関係が見られるが、降伏荷重は必ずしも明確ではない。そこで、本研究では Fig.2.6に示すように、荷重-全体変形関係における接線剛性が初期剛性の1/3になった時を降伏耐力 P_y と定める。

フランジ板が破断した供試体も局部破壊の場合と同様の荷重-変形関係を示す。Table 2.6 に示すように全ての供試体の P_y 時の継手効率 ($P_y / \sigma_{yf} \cdot A_f, A_f = t \cdot b$) は1.0より小さく、フランジ板の破断で最大耐力が決まったものでも降伏耐力は柱の局部変形により決定していることが分る。

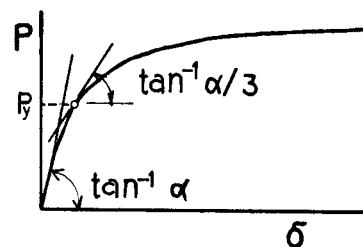
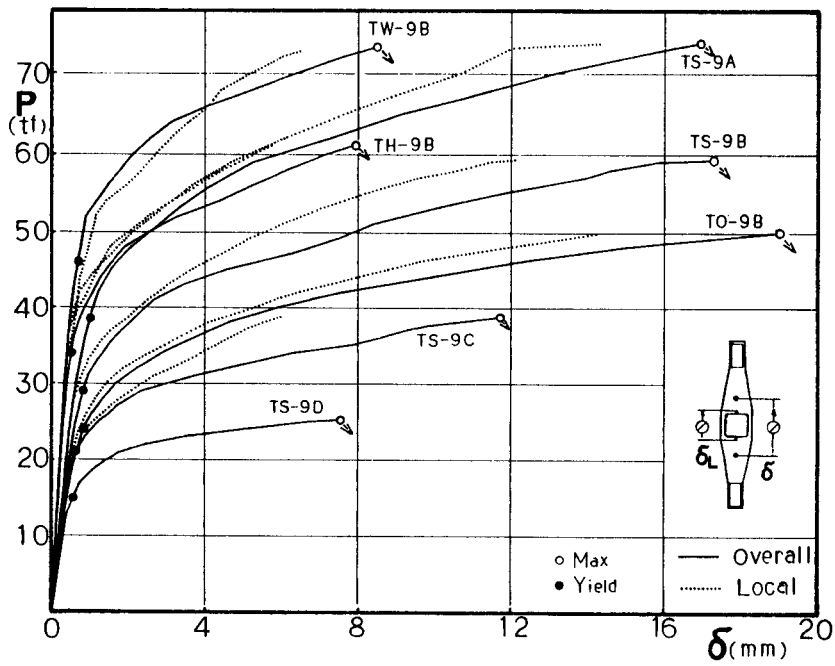
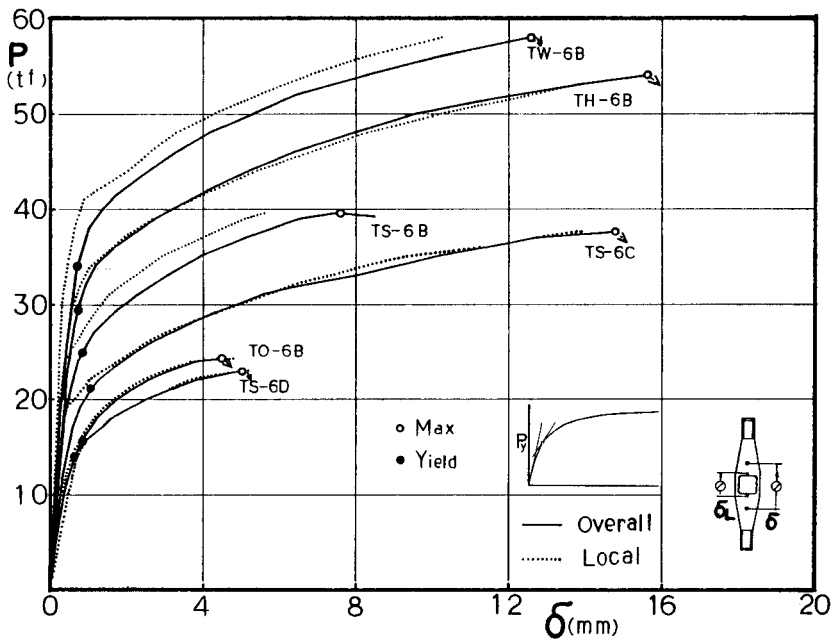


Fig. 2.6 Yield strength

*3)
Fig.2.5中でいくつかの供試体の δ_L の方が δ より大きいものがある。これは、① δ が必ずしも局部変形の最大値 δ_L とフランジ板の平均伸び量の和でないこと、② δ_L の測定値に管壁の回転成分が混入していること、による。

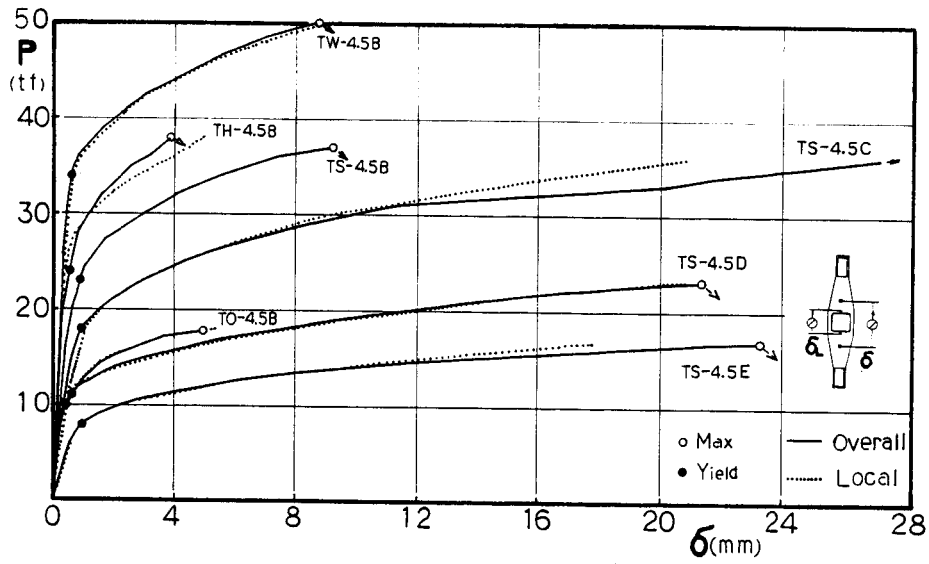


(a)

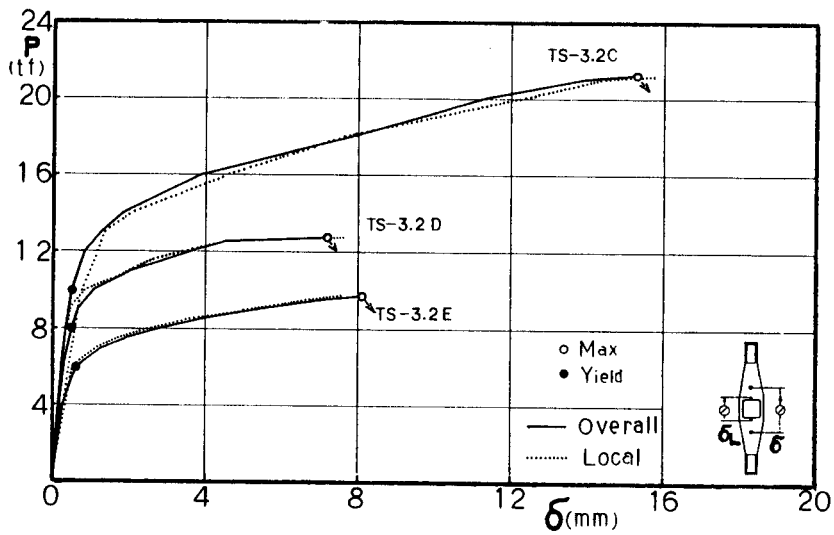


(b)

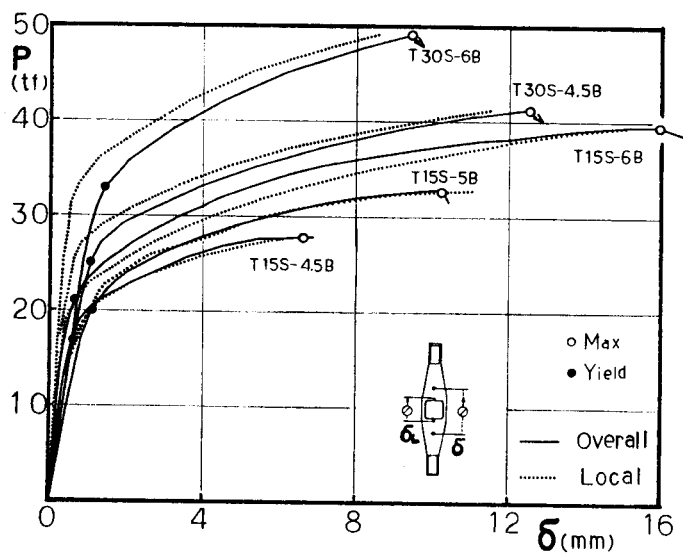
Fig. 2.5 Load - deflection relationships (Test I)



(c)



(d)



(e)

Fig. 2.5 Load - deflection relationships (Test I)

3-3 局部変形

3-3-1 実験結果

Fig.2.7 は $h_d > 0$ の供試体のうち局部破壊で最大耐力が決定したものの18体について、最大耐力時における柱の片側フランジの局部変形量 $\delta_{Lmax}/2$ と柱板厚 T の比と柱の幅厚比 B/T との関係を示している。溶接施工が不十分であった5体は早期にきれつが生じたため局部変形量は小さいが、その他の供試体については柱の幅厚比に関係なく概ね柱の板厚程度の面外変形で局部破壊が生じている。管厚の薄いTS-3.2CおよびTS-4.5Cの2体は、局部変形量が大きい。これは、これらの供試体では柱のコーナー部に発生したきれつが柱の板厚を貫通しむしれるように管軸方向にも進展したためである。

Fig. 2.8は最大耐力時における柱の面外変形の管軸方向分布を示している。同図によれば、補剛量に関係なく変形分布は似ており、TS-4.5BとTW-4.5Bとでは、ダイアフラムせいが2倍違うにもかかわらず管軸方向の各点の変形はほぼ等しい。文献1)に報告されている円形鋼管の場合では、加力位置より管径の2倍以上離れた位置でも面外変形が認められるのに対し、角形鋼

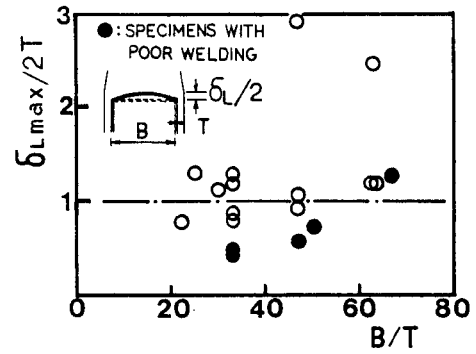


Fig.2.7 Local deformation at P_{max}

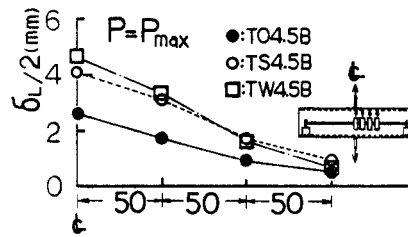


Fig.2.8 Local deformation of column longitudinal direction

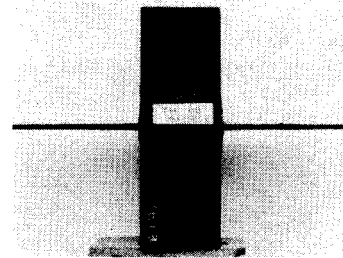


Photo 2.3 Local deformation of column

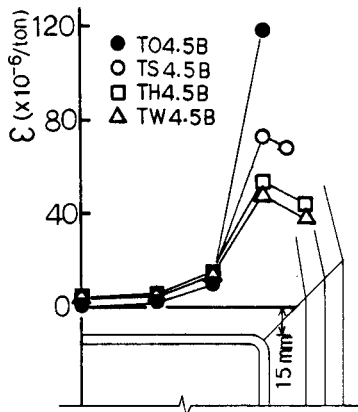


Fig. 2.9 Effect of h_d on strain distribution

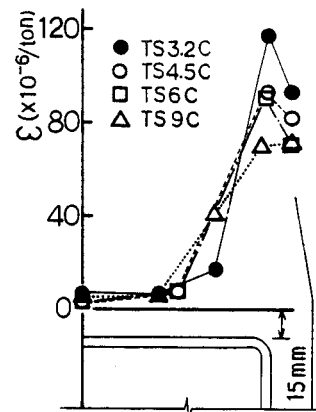


Fig. 2.10 Effect of T on strain distribution

管の局部変形の範囲は限られており、たかだか管幅程度離れた位置までである。Photo 2.3 に実験後の局部変形の様子を示す。

Fig.2.9およびFig.2.10は弾性域1tf当たりにおけるダイアフラムの加力方向ひずみ分布である。Fig.2.9はダイアフラムのせいの影響を、Fig.2.10は柱の幅厚比の影響を示している。いずれのひずみ分布においても柱のコーナー部に柱の局部変形に起因するひずみ集中が見られる。このひずみ集中は補剛量が多くなるほど(Fig.2.9)、柱の幅厚比が小さくなるほど(Fig.2.10)、すなわち、接合部の剛性が高くなるほど低くなる。

3-3-2 有限要素法による解析 接合部の局部変形状を知るため柱の面外変形を考慮した弾性域の有限要素法解析(以下 FEM)を行う。解析には微小変形理論に基づく面外曲げを考慮した平面要素を用いる。解析法の詳細は付録に示す。

解析はFig.2.11に示すように供試体の 1/8部分を対象とする。柱のコーナーのアール部を無視した分割例 (TH-6B)を Fig.2.12 (a) に示す。境界条件は、

- Ⓐ-Ⓑ : $u=v=0$, $\theta_x=\theta_y=\theta_z=0$
- Ⓑ-Ⓒ : $u=0$, $\theta_y=\theta_z=0$
- Ⓔ-Ⓕ : $w=0$, $\theta_x=\theta_y=0$
- Ⓕ-Ⓖ : $v=w=0$, $\theta_x=\theta_y=\theta_z=0$

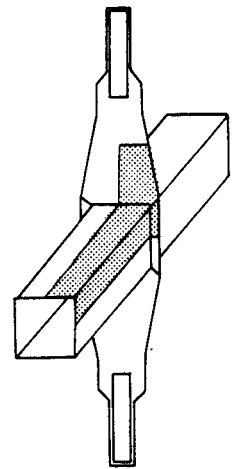


Fig. 2.11 Model specimen

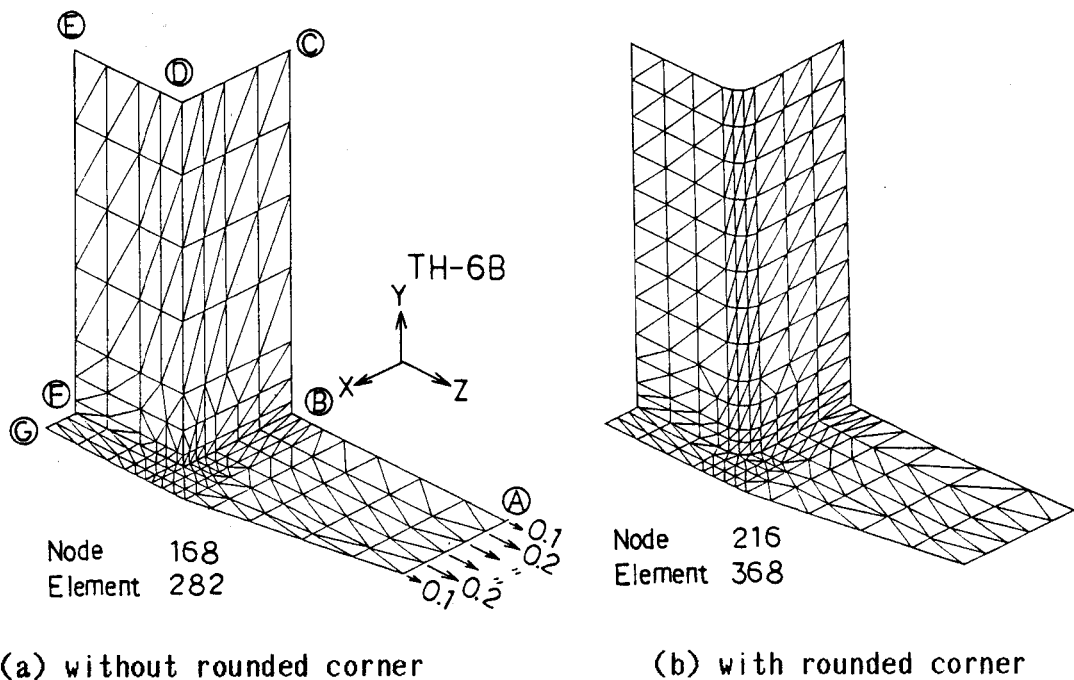


Fig. 2.12 Finite element models

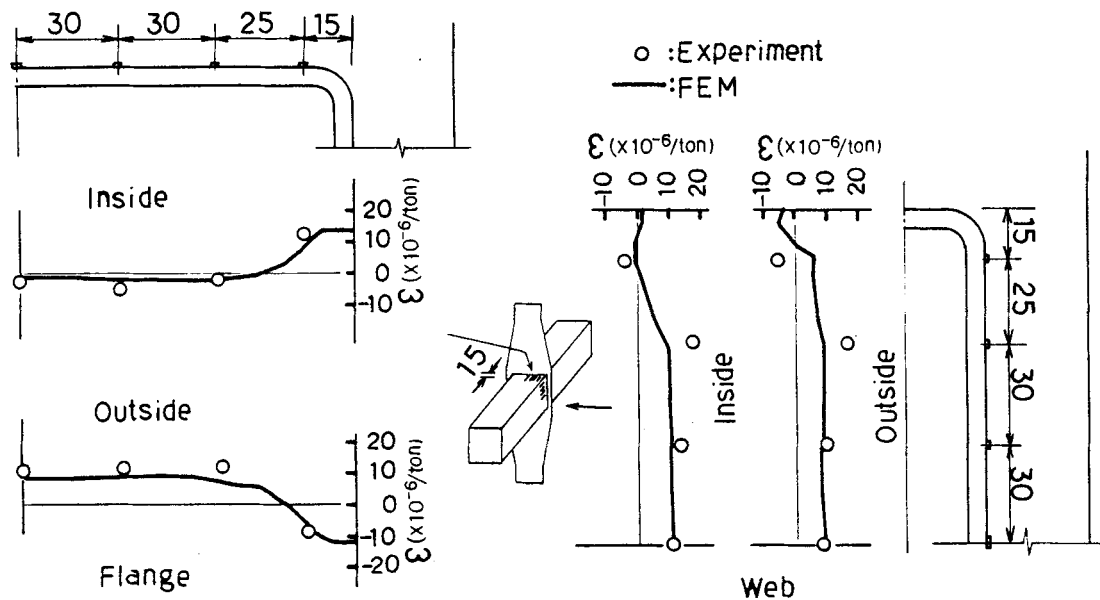


Fig. 2.13 Comparison of strain distribution between test and FEM results

荷重は単位荷重を引張フランジ端の各節点に辺長比率に応じ分配して加えた。

Fig. 2.13 はダイアフラムより15mmの位置における柱フランジおよび柱ウェブの内面および外面における弾性域 1tf 当たりの管軸方向ひずみ分布を示す。図中○印はひずみゲージによる測定結果である。柱フランジのひずみ分布解析値は内外面とも実験値と良く一致しており、フランジ幅全域に亘り曲げひずみ成分が卓越している。一方、柱ウェブのひずみ分布によれば、柱コーナー部を除き柱内面および外面ともほぼ同じ大きさの引張ひずみが生じており、面内ひずみ成分が面外ひずみ成分より卓越している。

Fig. 2.14 は弾性域 1tf 当たりのダイアフラムの加力方向ひずみ分布を示す。図中点線は解析結果、○印は実験結果を示している。両者は定性的に良く一致しており柱ウェブ延長上にひずみの集中が見られるが、集中率は解析値の方が大きい。この原因として Fig. 2.12 (a) の要素分割で無視した柱のコーナーのアール部の影響が考えられる。この影響を調べるため Fig. 2.12 (b) に示すようにアール部を 3枚の平板で近似した分割モデルを用いた解析を行う。解析結果を Fig. 2.14 に実線で示す。アール部を考慮した解析結果は定量的にも実験値と良く一致しており、アールの存在によりひずみ集中が 15% 程度緩和されていることが分る。

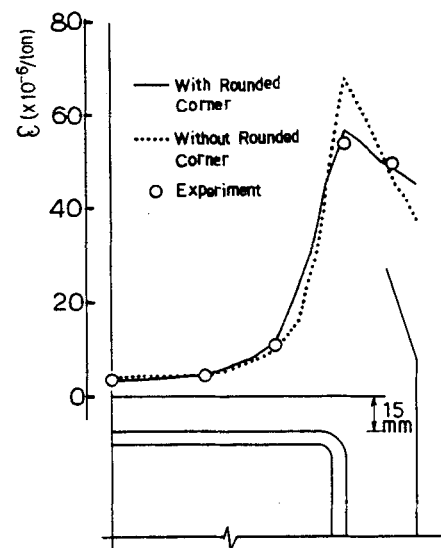


Fig. 2.14 Effect of column rounded corner on strain distribution on diaphragm

3-4 耐力と各因子の関係

Fig.2.15-Fig.2.20は接合部の耐力に影響を与えられと考えられる各寸法因子と実験最大耐力 P_{max} および降伏耐力 P_y との関係を示している。ここでとりあげた因子は鋼管厚 T 、ダイアフラム厚 t_D 、およびダイアフラムせいに関する h_D+T で、いずれも鋼管幅 B で無次元化している。対象とした供試体は降伏耐力については Table 2.1に示す28体であるが、最大耐力については局部破壊で耐力が決定した21体である。接合部耐力を支配する使用材の機械的性質としてダイアフラム材の引張強さ σ_{ud} を選び、各図の縦軸は最大耐力あるいは降伏耐力を無次元化するために $\sigma_{ud} \cdot B^2$ を用いている。Fig.2.15-Fig.2.20の各図において、横軸にとった各因子以外は等しい因子をもつ供試体の結果を実線で結んでいる。各図中の実線どうしは互いに良く似た傾向を示しており、また一部の例外を除き互いに交差していない。このことは、無次元化指標として $\sigma_{ud} \cdot B^2$ を選んだ場合、各図の横軸にとった因子と残りの因子は互いに独立であることを示しており、耐力推定式を誘導する際にはこれらの各因子が接合部の無次元化耐力に関しては互いに独立であるとして取り扱うことができる。

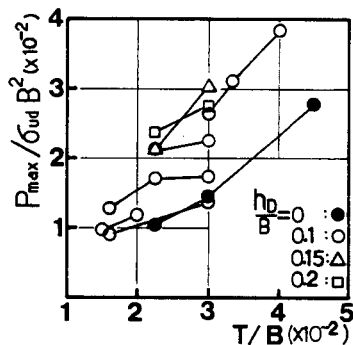


Fig.2.15 Variation of P_{max} with T/B

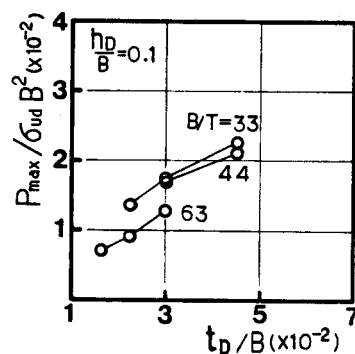


Fig.2.16 Variation of P_{max} with t_D/B

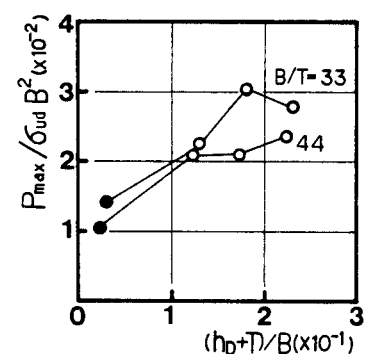


Fig.2.17 Variation of P_{max} with $(h_D+T)/B$

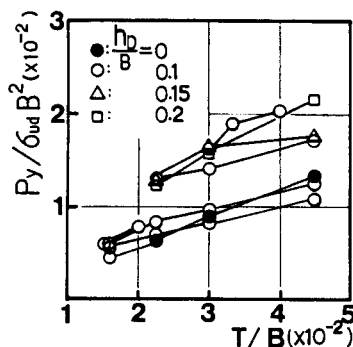


Fig.2.18 Variation of P_y with T/B

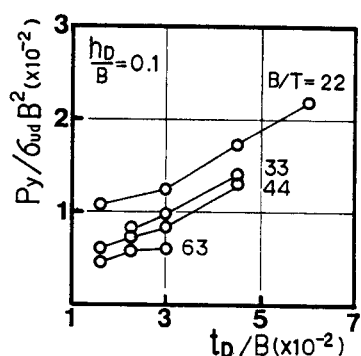


Fig.2.19 Variation of P_y with t_D/B

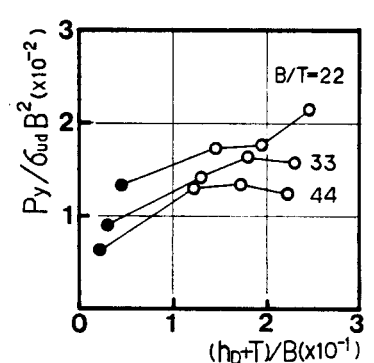


Fig.2.20 Variation of P_y with $(h_D+T)/B$

4. 鋼管の製造方法および溶接詳細の影響 (実験 II)

4-1 破壊状況

実験結果を Table 2.7に示す。各供試体の破壊状況は以下のとおりである。

TS-9A-1 (ロール成形鋼管): 柱のコーナー部とダイアフラムの突合せ溶接部のダイアフラム側止端部にきれつが入り、ダイアフラム母材がむしられるように破壊(Photo 2.4)。

TS-9A-2 (プレス成形鋼管): ダイアフラムどうしの溶接部にきれつが入り、徐々に進展し破壊 (Photo 2.5)。

TS-9A-4 (ビルトアップ鋼管): 柱コーナー部の柱フランジ板の開裂 (Photo 2.6)。



Photo 2.4 TS-9A-1



Photo 2.5 TS-9A-2

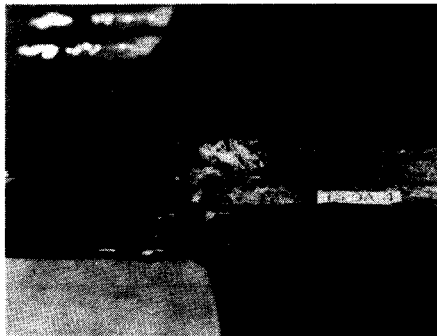


Photo 2.6 TS-9A-4

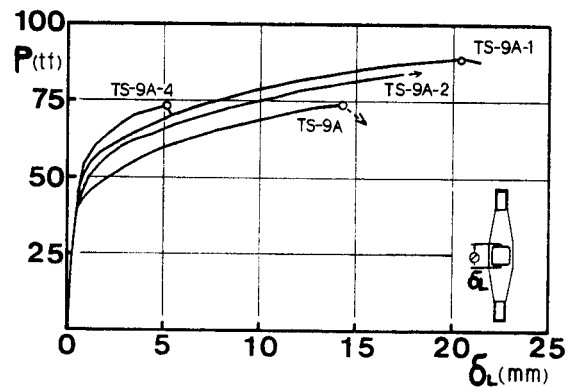


Fig.2.21 Load-local deformation relationships (Test II)

Table 2.7 Summary of Test Results (Test II)

	P_y	P_{max}	δ_y	δ_{max}	δ_{Lmax}	$\frac{P_y}{P_{max}}$	$\frac{P_y}{\sigma_{yf}A_f}$	$\frac{P_{max}}{\sigma_{yf}A_f}$	$\frac{P_{max}}{\sigma_{uf}A_f}$	K	$\frac{\delta_{Lmax}}{2T}$
	tonf										
TS-9A-1	50.0	89.1	1.17	27.4	20.4	0.56	0.83	1.49	0.93	2.31	1.13
TS-9A-2	56.0	96.1	-	-	>28.6	0.58	0.93	1.60	1.00	2.20	1.59
TS-9A-4	52.0	73.4	0.69	8.5	5.2	0.71	0.87	1.22	0.76	2.54	0.29
TS-9A	38.4	73.7	0.94	16.9	14.3	0.52	0.80	1.53	0.93	2.44	0.79

4-2 鋼管の製造方法による影響

TS-9A-1とTS-9A-2の柱はともにコーナー部にアール ($r = 2.3T$)をもち幾何学的形状は等しいが、鋼管の機械的性質が異なっている。すなわち、ロール成形のTS-9A-1は大きな加工硬化をうけており、平板部分でも降伏点は原板より高くなっている ($\sigma_{yc} = 4.20 \text{ tf/cm}^2$)。一方、プレス成形のTS-9A-2は平板部分の機械的性質は原板とほとんど同じである ($\sigma_{yc} = 2.93 \text{ tf/cm}^2$)。ロール成形鋼管とプレス成形鋼管の降伏点の比は1.43、引張強さの比は1.11である。

本実験における供試体は、ダイアフラムの材質および寸法は同じで、角形鋼管の製法のみが異なっている。そこで、鋼管の局部変形の違いを知るために、Fig.2.21に荷重と局部変形の関係を示す。同図において、同一変形時での荷重はTS-9A-1の方がTS-9A-2より5%程度高いのみで、鋼管の降伏点ほどの違いはない。また、TS-9A-1とTS-9A-2の降伏耐力および最大耐力の比はそれぞれ0.89および0.93で、鋼管の素材強度が高い方が若干耐力が低くなっているが、ほぼ等しい耐力を有しているといえる。

ビルトアップ鋼管のTS-9A-4は柱のコーナー部にアールがなく、他の2体と幾何学的形状が異なっている。柱の平板部分の材料強度はTS-9A-2とほぼ同じであり、TS-9A-2とTS-9A-4の相違は柱のコーナー部のアールの有無と考えてよい。柱のコーナー部のアールは、隅角部のひずみ集中を緩和させる効果があり、前述のFEMの結果によれば、 $r = 2.5T$ 程度のアールで $r = 0$ の場合より約15%ひずみ集中が小さくなっている。本実験結果では約10%のひずみ集中率 ($K = \varepsilon_{\max} / \varepsilon_{\text{mean}}$)の低減がみられる。

Fig.2.22にTS-9A-2とTS-9A-4のダイアフラムの加力方向ひずみ分布を示す。TS-9A-2は比較的広範囲に亘り応力の再配分が行われているのに対し、TS-9A-4では柱のコーナー部の近傍のみに応力が集中している。一方、Fig.2.21の $P - \delta_L$ 関係によれば、TS-

9A-4の局部変形量は同一荷重時におけるTS-9A-2の1/2程度である。TS-9A-4は最終的に柱のフランジ板の開裂により早期に破壊したため、最大耐力、変形能力についての比較はできないが、前述のことは、柱のコーナー部にアールの無いTS-9A-4は柱の幾何学的形状が原因で、柱のコーナー部に応力集中が生じ易いことを示唆していると考えられる。

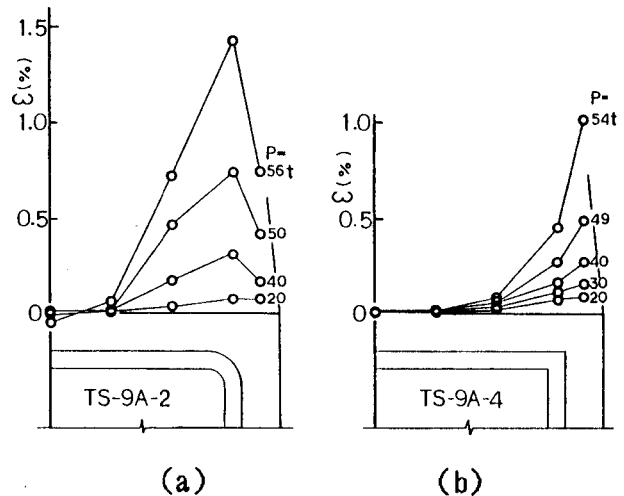


Fig.2.22 Strain distribution in diaphragm

4-3 溶接詳細の影響

実験 I の TS-9A は柱のコーナー部のアールが $r \approx 5T$ と大きいのが、角形鋼管の製造方法および供試体寸法は TS-9A-2 と同じである。両者の相違点は、柱とダイアフラムの溶接詳細であり、TS-9A-2 では突合せ溶接されており、かつ大きな補強盛（脚長 = 13-14mm）があるのに対し、TS-9A ではすみ肉溶接されており、その脚長は 9mm 程度である。

Fig. 2.21 および Table 2.7 に TS-9A の結果を示す。TS-9A は初期剛性は等しいが、耐力、変形能力とも TS-9A-2 より劣っている。使用材の機械的性質は両者ほぼ等しく、柱のコーナー部のアールと管幅の比 r/B が $0.1 (r \approx 2.3T)$ と $0.2 (r \approx 5T)$ では、ひずみ集中率が大差無い²⁾ことより判断して、両者の耐力および変形能力の差は溶接詳細の相違によるものと考えてよい。突合せ溶接されている TS-9A-2 は溶接フィレットが大きいため、降伏耐力は TS-9A より 46% 高い (Table 2.7 参照)。また、柱のコーナー部の溶接部が瞬時に破断した TS-9A に対し、柱のコーナー部近傍のダイアフラムの板厚方向のくびれを伴いながら、ダイアフラムどうしの溶接部にきれつが入り緩やかな荷重低下が生じた TS-9A-2 は、 P_{max} で 1.3 倍、 δ_{max} で 2.0 倍になっており、応力集中部の溶接の良好さで、耐力および変形能力が改善されることが知られる。

Table 2.8 Summary of Test Results (Test III)

	P_y	P_{max}	δ_y	δ_{max}	δL_{max}	P_y	P_{max}	K	$\frac{\delta L_{max}}{2T}$	Failure mode
	tonf		mm			$\frac{P_y}{\sigma_y f A_f}$	$\frac{P_{max}}{\sigma_u f A_f}$		$\frac{\delta L_{max}}{2T}$	
DTW-6B	38.1	66.3	0.89	13.1	10.0	0.90	1.02	2.60	0.83	FP
TW-6B	34.0	59.4	0.80	12.6	10.3	0.71	0.82	2.35	0.86	C,W
DTH-6B	37.0	66.3	1.01	22.8	22.1	0.88	1.02	2.95	1.84	FP
TH-6B	29.3	54.4	0.75	15.7	15.5	0.74	0.90	2.70	1.29	C,W
DTS-6B	30.0	58.8	0.97	23.6	20.9	0.71	0.91	3.27	1.74	W
TS-6B	24.8	39.6	0.80	7.6	5.6	0.62	0.67	2.35	0.47	W*
DTO-6B	17.0	33.9	0.45	12.6	11.6	0.40	0.52	3.75	0.97	C
TO-6B	15.5	24.3	0.90	4.6	4.8	0.43	0.42	4.56	0.40	C

* : Poor welding

5. 直交方向はりの影響（実験Ⅲ）

実験結果を Table 2.8に、荷重－局部変形関係を Fig. 2.23に示す。同表、同図には本実験における供試体と同一寸法諸元をもち直交フランジ板のない実験Ⅰの結果も比較のために示している。

$h_0/B=0$ および 0.1 の2体はダイアフラムの入りすみ部の溶接部にきれつが入り破壊したが、補剛量の大きい $h_0/B=0.15$ および 0.2 の2体はフランジ板の最小断面部の破断で最大耐力に達した。本実験における供試体のダイアフラムの溶接部は入りすみ部でまわし溶接されており、また十分な余盛があり実験Ⅰのものより良好である。Fig.2.23によれば、初期剛性に与える直交フランジの効果はほとんどないが、耐力と変形能力に影響していることが分る。

Fig.2.24は直交フランジを持つ場合の無次元化耐力(P_{DT})と無い場合の無次元化耐力(P_T)の比とダイアフラムせいとの関係を示している。同図中●は降伏耐力の比、○は最大耐力の比である。耐力比 P_{DT}/P_T はダイアフラムせいが大きくなるにつれて増加する傾向にある。また、補剛量が小さい場合、降伏耐力についての比より最大耐力に関する値の方が大きく、直交フランジがある場合降伏時で10%、最大時で25%以上の耐力増がある。

Fig.2.25に弾性域荷重 1tf当たりの加力方向ダイアフラム部のひずみ分布を示す。

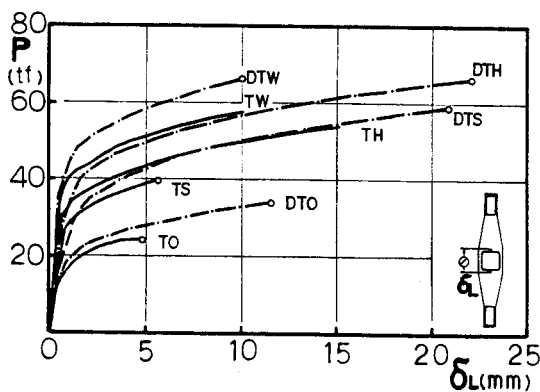


Fig.2.23 Load-local deformation relationships (Test III)

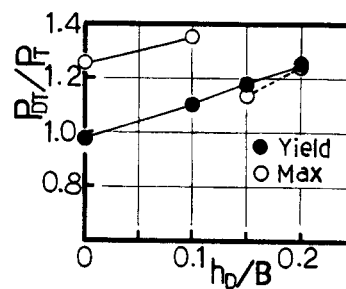


Fig.2.24 Comparison of strength between DT-series and T-series

測定位置は、Tシリーズでは柱表面より15mm、DTシリーズでは20mmである。

Fig.2.26 に降伏荷重時における直交方向フランジ材の加力方向ひずみ分布を示す。同図によれば、 $h_D=0$ のもの以外は直交フランジ部分に流れる応力が大きく、そのため Fig.2.25 に示す柱ウェブ線上近くのひずみ集中は、ひずみゲージ位置がTシリーズでは柱表面より15mm、DTシリーズでは20mmであることを考えると、直交フランジのある方がないときよりもむしろ大きい。したがって、入りすみ部の応力集中が破壊の要因となる本接合部において、直交フランジのある場合、直交フランジのない場合より耐力が上昇したのは、直交フランジ部分の存在以外に供試体の溶接施工の良好さも大きく影響していると考えられる。

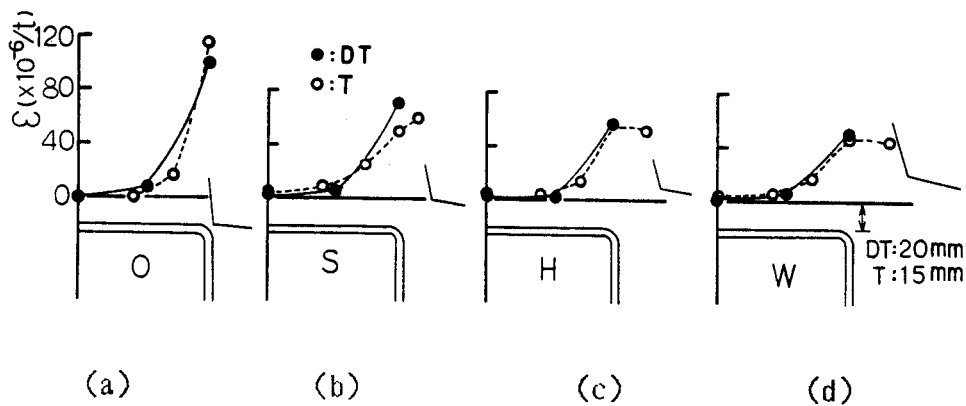


Fig. 2.25 Strain distribution on diaphragm

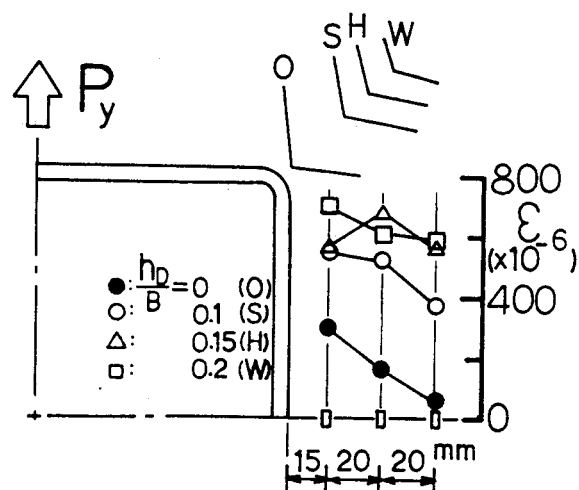


Fig. 2.26 Strain distribution on transverse flange ($P=Py$)

6. 結 言

外ダイアフラムで補剛された角形鋼管柱とH形はりのラーメン接合部の局部破壊に対する耐力を調べる目的で、接合部を単純化した模型供試体について引張実験を行い、局部破壊に係る諸因子の影響を調べた。その結果次のことが明らかになった。

1) 接合部の局部変形に対する補剛が不十分な場合は、鋼管の局部変形に起因する柱コーナー部の応力集中により、この部分の溶接部にきれつが生じて破壊する。

2) 溶接施工が適切な場合、接合部が局部破壊する時の鋼管壁の局部変形量は、鋼管の幅厚比が22-67の範囲では管厚程度である。

3) 鋼管の局部変形は加力位置より管軸方向へ鋼管幅程度離れた位置ではほとんど認められない。

4) 接合部の部材寸法に関する因子 T/B , t_0/B および $(h_0+T)/B$ は、耐力の無次元化指標として $\sigma_{ud} \cdot B^2$ を用いた場合、局部破壊耐力および降伏耐力に対して独立な因子として扱うことができる。ここで、 σ_{ud} はダイアフラム材の引張強さである。

5) 角形鋼管の製造方法あるいは接合部詳細の違いが接合部性能に与える影響は、

(1) ロール成形鋼管とプレス成形鋼管では、鋼管の降伏点が大きく異なっているが、両者の局部破壊耐力および局部降伏耐力はほぼ等しい。

(2) ビルトアップ鋼管はコーナー部にアールがないため、コーナー部に応力が集中しやすい。

(3) ダイアフラムと柱の溶接をすみ肉溶接から突き合せ溶接に替えることにより最大耐力は1.3倍、変形能力は2倍になった。これには溶接フィレットの大きさも影響している。

ただし、これらの結果は特定の部材寸法についての実験結果であることに留意する必要がある。

6) 直交フランジの存在により局部降伏耐力で10%、局部破壊耐力で25%以上の耐力増加があった。これには接合部の溶接施工の良好さも影響している。

有限要素として膜要素と板曲げ要素を結合した三角形平面要素を用いる。

1) 膜要素

要素内の変位関数は次式とする。

$$u = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y$$

$$v = \alpha_4 + \alpha_5 x + \alpha_6 y$$

$\alpha_1 - \alpha_6$: 定数

ひずみは

$$\begin{aligned} \{\varepsilon_m\} &= \begin{Bmatrix} \partial u / \partial x \\ \partial v / \partial y \\ \partial v / \partial x + \partial u / \partial y \end{Bmatrix} \\ &= \frac{1}{2\Delta} \begin{bmatrix} y_j - y_k & 0 & y_k - y_i & 0 & y_i - y_j & 0 \\ 0 & x_k - x_j & 0 & x_i - x_k & 0 & x_j - x_i \\ x_k - x_j & y_j - y_k & x_i - x_k & y_k - y_i & x_j - x_i & y_i - y_j \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_i \\ V_i \\ U_j \\ V_j \\ U_k \\ V_k \end{Bmatrix} \\ &= [B_m] \{\delta_m\} \end{aligned}$$

応力は平面応力問題として

$$\{\sigma_m\} = [D_m] \{\varepsilon_m\}$$

$$[D_m] = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix}$$

剛性マトリックスは

$$[K_m] = [B_m]^T [D_m] [B_m] T \cdot \Delta$$

ここで、 T : 板厚

Δ : 三角形要素の面積

2) 平板曲げ要素

変位関数は文献3)に提案されている次式を用いる。

$$\begin{aligned} w &= \beta_1 L_1 + \beta_2 L_2 + \beta_3 L_3 + \beta_4 (L_2^2 L_1 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3) \\ &+ \beta_5 (L_1^2 L_2 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3) + \beta_6 (L_2^2 L_3 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3) \\ &+ \beta_7 (L_3^2 L_2 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3) + \beta_8 (L_3^2 L_1 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3) \\ &+ \beta_9 (L_1^2 L_3 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3) \end{aligned}$$

$\beta_1 - \beta_9$: 定数

L_1, L_2, L_3 : 面積座標

$$w = [N] \{\delta_B\}$$

$$[N_i]^T = \left\{ \begin{array}{l} L_i + L_i^2 L_j + L_i L_k^2 - L_i L_j^2 - L_i L_k^2 \\ (y_i - y_j)(L_i L_j + \frac{1}{2} L_i L_j L_k) - (y_k - y_i)(L_k L_i + \frac{1}{2} L_i L_j L_k) \\ (x_k - x_j)(L_i L_j + \frac{1}{2} L_i L_j L_k) - (x_i - x_k)(L_k L_i + \frac{1}{2} L_i L_j L_k) \end{array} \right\}$$

一般化ひずみは

$$\begin{aligned} \{\varepsilon_p\} &= \left\{ \begin{array}{l} \partial^2 w / \partial x^2 \\ \partial^2 w / \partial y^2 \\ 2 \partial^2 w / \partial x \partial y \end{array} \right\} \\ &= \left\{ \begin{array}{ll} \partial^2 / \partial x^2 & \\ \partial^2 / \partial y^2 & \\ 2 \partial^2 / \partial x \partial y & \end{array} \right\} [N] \begin{pmatrix} W_i \\ \theta_{xi} \\ \theta_{yi} \\ W_j \\ \theta_{xj} \\ \theta_{yj} \\ W_k \\ \theta_{xk} \\ \theta_{yk} \end{pmatrix} \end{aligned}$$

$$= [B_p] \{\delta_p\}$$

一般化応力は

$$\{\sigma_p\} = \left\{ \begin{array}{l} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{array} \right\} = [D_p] \{\varepsilon_p\}$$

剛性マトリックスは

$$[K_p] = \iint [B_p]^T [D_p] [B_p] dx dy$$

3) 平面要素

平面要素の場合、要素は曲げ応力と面内応力の両方が生じるが、微小変形の平面要素の場合は曲げ変形と面内変形は独立と考えることができ、剛性マトリックスは 1), 2) で求めた剛性マトリックスを重ね合わせればよい。

4) 解の精度の検討

面外変形については非適合な変位関数を使用しているため、解の検討を行う。

例 1： 中央線荷重を受ける周辺固定矩形板

Fig. A1に8X16分割要素を用いた周辺固定矩形板中央に線荷重を受ける場合の中央最大たわみと辺長比の関係を示す。解析結果は文献4)の級数解と十分な精度で一致している。

例 2： 等分布荷重を受ける周辺固定正方形板

Fig. A2 に板中央の変位分布、Fig. A3に板中央のモーメント分布を示す。4X4分割では誤差は大きい、8X8分割では文献 4),5)の解と一致する。

例 3： 中央集中荷重を受ける周辺固定正方形板

Fig. A2およびFig. A3に板中央の変位分布およびモーメント分布を示す。8X8分割の結果は文献 4),5)に示されている解と十分な精度で一致している。

以上の結果より、本解析は十分有効であることが分る。

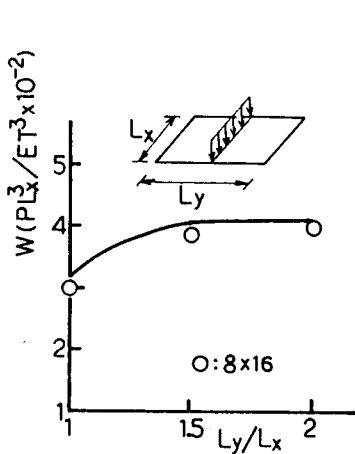


Fig. A1
Relationship between
center deflection and
 L_y/L_x ratio

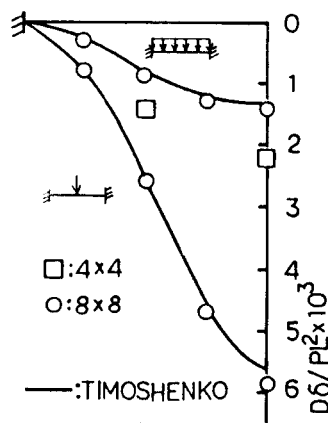


Fig. A2
Square plate deflection
on center-line

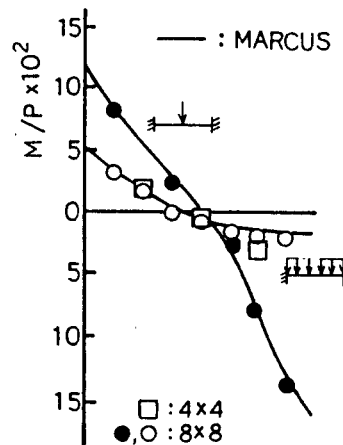


Fig. A3
Moment distribution
on center-line

参考文献

- 1) 木下陵二、金谷 弘、北条稔郎、脇田孝彦：鋼管柱接合部の研究 その(3)
日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.141-144、昭和47年 6月
- 2) 荒木和豊、金谷 弘、石井映二、西川泉蔵：箱形断面柱とH形はり接合部に関する研究－光弾性透過法による研究－、日本建築学会大会学術講演梗概集、
pp.1015-1016、昭和49年10月
- 3) O.C.ツイエンキヴィツ著、吉識雅夫、山田嘉昭 監訳：マトリックス有限要素法、
培風館、1976年
- 4) 東 洋一、小森清司：平板構造、建築構造学大系、彰国社
- 5) Timoshenko,S.P.: Theory of plate and shell、McGRAW-HILL

第3章 柱・はり接合部の局部耐力推定式

1. 諸言

外ダイアフラムにより補剛された角形鋼管柱とH形はりの溶接接合部が局部破壊する場合の耐力を解析的に評価することは、影響する因子の数が多く、また接合部の応力状態も複雑であるため、非常に困難である。

本章では、前章の実験結果を基にして、局部破壊に関係する各因子の影響を定性的・定量的に評価した耐力推定式を回帰分析の手法を用いて誘導することを試みる。

回帰分析に用いた基本資料は、実験変数の範囲が限られている以外に、1) 鋼種が限られている、2) 鋼管の製造方法が限られている、3) はりフランジより緩やかなテーパ一部をもつダイアフラム形状に限られている、4) 対称引張荷重を受ける場合のみである、等の問題があるため、これらの点について誘導した耐力推定式の適用範囲を検討する。また、はりフランジ板の破断あるいはダイアフラムせいが0であるため基本資料より除外したものについても検討する。さらに、提案式が、より実際の柱・はり接合部の状態に近い十字形供試体の実験結果にも適用可能であることを示す。最後に、平面曲げ要素を用いた弾塑性有限要素法解析を行い、耐力式の妥当性を検討する。

2. 実験式の誘導

第2章で、Fig.2.1に示すダイアフラムで補剛された接合部が局部破壊する場合、接合部耐力と部材寸法の間には高い相関があり、各寸法因子が互いに他と独立とみなしうることを示した。ここでは、それらの結果をもとに回帰分析の手法を利用して耐力推定式の誘導を行う。

2-1 局部破壊耐力推定式

接合部の局部破壊耐力を支配する物理量は接合部の部材寸法と素材の機械的性質である。接合部耐力に影響を与える使用材の機械的性質としては鋼管およびダイアフラムの降伏点、引張強さ、降伏比等が考えられる。ここでは、簡便な設計式を得ることを目的とし、これらの諸因子のうち、接合部耐力に最も強く影響するものを使用材の機械的性質の指標として用いることにした。その結果、ダイアフラム(フランジ板)の引張強さ σ_{ud} が最も支配的であることが分った。

最大耐力の無次元量 $P_{max}/\sigma_{ud}\cdot B^2$ に関して、無次元化された寸法因子 T/B 、 t_p/B 、 $(h_0+T)/B$ が互いに独立であることより、局部破壊耐力に関する数式モデルとして(3.1)式の形を選ぶ。

$$P_{max}/\sigma_{ud} \cdot B^2 = x_1(T/B)^{x_2}(t_D/B)^{x_3}((h_D+T)/B)^{x_4} \cdot \epsilon \dots (3.1)$$

ここで、 ϵ は誤差項である。

前章で報告した実験 I の供試体のうち $h_D \neq 0$ で、接合部の局部破壊で耐力が決定した Table 3.1 に示す 18 体の実験結果について、最小二乗法により係数および指数 x_1-x_4 を決定する。

結果として、次式の局部破壊耐力推定式を得る。

$$P_{cmax}/\sigma_{ud} \cdot B^2 = 4.78(T/B)^{0.669}(t_D/B)^{0.727}\{(h_D+T)/B\}^{0.340} \dots (3.2)$$

ここで、 σ_{ud} としてダイアフラム素材の引張試験より得た引張強さを使用した以外、寸法諸元はすべて公称値によっている。

Table 3.1 Comparison between Test and Predicted Results

Specimen	B × B × T	t _D	h _D	P _y	P _{max}	P _{cy}	P _{cmax}	P _y	P _{max}
								P _{cy}	P _{cmax}
		mm		tonf					
TS-9A	200×200×9	12	20	38.4	73.7	39.9	68.7	0.96	1.07
TW-6B		9	40	34.0	59.4	35.7	61.6	0.95	0.96
TH-6B		9	30	29.3	54.4	27.7	47.7	1.06	1.14
TS-6B	200×200×6	9	20	24.8	39.6*	24.2	41.7	1.02	0.95
TS-6C		6	20	21.0	37.6	22.8	39.3	0.92	0.96
TS-6D		4.5	20	14.0	23.0*	14.7	25.3	0.95	0.91
TW-4.5B	200×200	9	40	34.0	50.5	29.1	50.2	1.17	1.01
TH-4.5B		9	30	24.0	37.8*	22.5	38.8	1.07	0.97
TS-4.5B	×4.5	9	20	23.0	37.0	19.6	33.8	1.17	1.10
TS-4.5C		6	20	18.0	36.8	18.4	31.8	0.98	1.16
TS-3.2C	200×200	6	20	10.0	21.2	11.2	19.3	0.90	1.10
TS-3.2D		4.5	20	8.0	12.8	7.7	13.3	1.04	0.96
TS-3.2E	×3.2	3.2	20	6.0	9.7	5.9	10.1	1.02	0.96
T15S-6B	150×150×6	9	15	21.0	39.4	21.3	36.7	0.99	1.07
T15S-5B	150×150×5	9	15	20.0	32.6	19.0	32.7	1.05	1.00
T15S-4.5B	150×150 ×4.5	9	15	17.0	27.7	17.6	30.3	0.97	0.92
T30S-6B	300×300×6	9	30	33.0	49.1*	32.9	56.7	1.00	0.87
T30S-4.5B	300×300 ×4.5	9	30	25.0	41.2*	26.8	46.1	0.93	0.89
T0-9B	200×200×9	9	0	24.0	50.0	22.8	39.4	1.05	1.27
T0-6B	200×200×6	9	0	15.5	24.3	14.6	25.2	1.06	0.96
T0-4.5B	200×200 ×4.5	9	0	11.0	17.9	11.0	18.9	1.00	0.95

* Poor Welding

18体の実験値と(3.2)式による推定値との比の変動係数は $v = 0.084$ である*1)。

式の表現を簡単にするため、(3.2)式における指数0.669および0.727を2/3に、0.340を1/3にまるめ、推定式と局部破壊した18体の実験値との不偏分散が最小となるように係数を選ぶ。結果は(3.3)式となる。

$$P_{cmax}/\sigma_{ud} \cdot B^2 = 3.85(T/B)^{2/3}(t_0/B)^{2/3}\{(h_D + T)/B\}^{1/3} \dots (3.3)$$

実験値と(3.3)式による推定値との比の変動係数は $v = 0.087$ で、(3.2)式のときの値と大差はない。

さらに、パラメータの組み替えを行い、最終的に次式の局部破壊耐力推定式を得る。

$$P_{cmax}/\sigma_{ud} \cdot B^2 = 3.85(T/B)^{2/3}\{t_0/(h_D + T)\}^{2/3}\{(h_D + T)/B\} \dots (3.4)$$

ここで、 T/B 、 $t_0/(h_D + T)$ および $(h_D + T)/B$ はそれぞれ柱の幅厚比、ダイアフラム部の幅厚比、ダイアフラムせいと柱幅の比である。

実験値と(3.4)式による推定値の比較をTable 3.1およびFig.3.1に示す。図の縦軸は

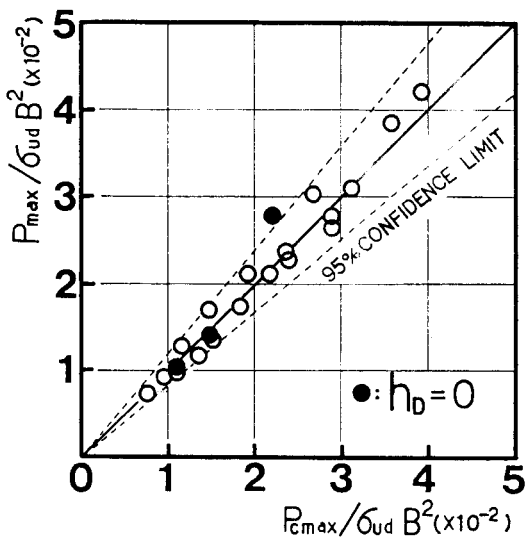


Fig.3.1 Comparison between Pmax and Pcmx

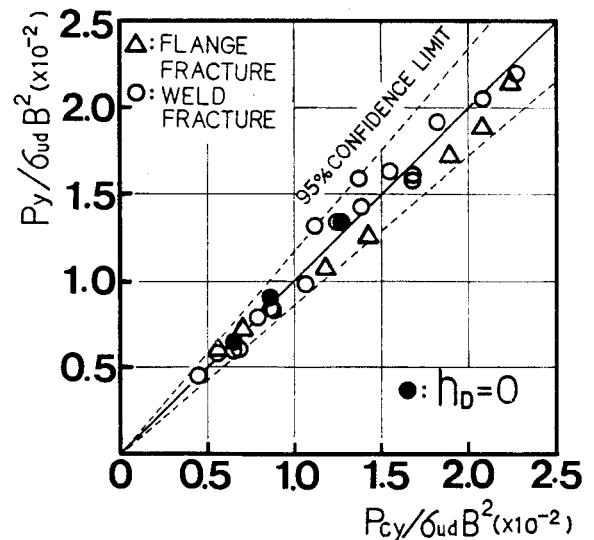


Fig.3.2 Comparison between Py and Pcy

*1) 鋼管接合部あるいは継手の耐力式には鋼管の降伏点を使用するのが一般であるが、本研究において、耐力推定式誘導の基本資料となった18体について、ダイアフラムの引張強さの代わりに、鋼管の降伏点を使用し、(3.2)式を誘導したのと同じ方法で局部破壊耐力推定式を誘導した場合、実験値と推定値の比の変動係数は $v = 0.154$ で95%信頼帯は $P_{max}/P_{cmax} = 0.74 - 1.36$ となり(3.2)式に比べ極端に精度が悪くなる。

実験値で(3.4)式の左辺と同様 $\sigma_{ud} \cdot B^2$ で無次元化している。図中の破線は誤差が対数正規分布するとして求めた^{1), 2)}95%信頼帯を示している。信頼帯の幅は $P_{max}/P_{cmax} = 0.84-1.19$ であり、推定式は実験値を精度良く評価し得ている。

2-2 局部降伏耐力推定式

降伏耐力(荷重-全体変形関係における接線剛性が初期剛性の1/3になる時の荷重)についても、最大耐力と同様に無次元化耐力 $P_y/\sigma_{ud} \cdot B^2$ に対して各寸法因子を独立変数として取り扱うことができ、最大耐力の場合と同様の方法で耐力推定式を誘導することができる。しかし、最大耐力と降伏耐力では、耐力に与える各寸法因子の効果が異なっているため、その方法で得られる降伏耐力推定式における各寸法因子の項の指数は最大耐力の場合とは異なる。ここでは、耐力式としての簡便さを重視し次のように考える。すなわち、(3.4)式誘導の基になった18体について、降伏耐力と最大耐力の実験値の比を求めると0.47-0.67であり、その平均値は $m = 0.58$, 変動係数は $v = 0.098$ で比較的狭い範囲にある。このバラツキの程度は P_{max}/P_{cmax} の場合と同程度である。したがって、降伏耐力推定式としては(3.4)式に P_y/P_{max} の平均値を乗じた次式とする。

$$P_{cy} = 0.58 P_{cmax} \quad \dots \dots \dots (3.5)$$

対象とした18体の供試体の実験値と(3.5)式による推定値をTable 3.1に示す。実験値と推定値の比の変動係数は $v = 0.076$ である。

Fig.3.2に無次元化した実験値と推定値の関係を○印で示している。Fig.3.2の破線は最大耐力の場合と同様に95%信頼帯を示している。その幅は $P_y/P_{cy} = 0.86-1.16$ であり、最大耐力の場合より若干狭くなっており、(3.5)式により実験値を精度良く推定し得ている。

3. 適用範囲の検討

前章において、はりフランジより緩やかなテーパー部をもつダイアフラムにより補剛され、フランジ板より対称引張荷重を受ける接合部が、局部破壊する場合について(3.4)式および(3.5)式を導いた。

そこで対象とした接合部の各部寸法の範囲は、 $B/T = 22-67$, $h_0/B = 0.1-0.2$, $t_0/T = 0.75-2.0$ で、使用材の鋼種はSTKR41およびSS41で ($\sigma_{ud} = 3.34-5.40 \text{ tf/cm}^2$)、溶接にはJIS D4301に相当する溶接棒が使用されている。

ここでは、提案した耐力推定式の適用範囲を調べるため上記の諸条件を満足しない場合についての実験結果と比較検討を行う。

3-1 フランジ板破断の場合

第2章で述べたようにフランジ板の破断で最大耐力に達した場合でも接合部の降伏は局部降伏により決定されており、継手効率 $P_y / \sigma_{yf} \cdot A_f$ ($\sigma_{yf} \cdot A_f$: フランジ板の降伏耐力) は1.0より小さい。これらの供試体の中にはダイアフラム厚と鋼管厚の比 t_D/T が推定式誘導の基になった供試体の下限値0.75より小さいものも含まれている。

降伏耐力の実験値と(3.5)式による推定値をTable 3.2に示す。Fig.3.2に両者の関係を△印で示す。すべての実験値は95%信頼帯内に入っており、最終的にフランジ板破断で耐力が決まった場合でも、接合部が局部降伏している限り、(3.5)式により降伏耐力を推定することができる。

3-2 $h_D=0$ の場合

柱よりの突出部が無く、鋼管幅と等幅になるようなテーバーのついたフランジ板が直接鋼管に溶接された($h_D=0$)接合部の実験値と推定値をTable 3.1に示す。ここで、推定値は、(3.4)式および(3.5)式において $h_D=0$ とすることにより得られる。Fig.3.1およびFig.3.2に●印で実験値と推定値の関係を示す。最大耐力および降伏耐力とも推定式は実験結果を精度良く推定しており両式は $h_D=0$ の場合でも有効である。

3-3 鋼種の違いによる影響

ここでは、1) 鋼管およびダイアフラムともに高張力鋼を使用した場合、2) 鋼管あるいはダイアフラムのどちらか一方のみが高張力鋼である場合について、実験結果と推定値を比較検討し、推定式の適用範囲を調べるとともに、推定式中に使用材の強度特性を表わす指標としてダイアフラム材の引張強さ σ_{ud} を使用したことの妥当性についても検討する。

供試体の寸法および使用材の機械的性質をTable 3.3に示す。SM58Qおよび管厚 6mmのSM50A材を用いた角形鋼管はプレス成形鋼管であるが、その他のものはすべてロール成

Table 3.2 Comparison between Test and Predicted Results for Specimens Fractured in Flange

Specimen	B × B × T mm	t_D	h_D	P_y	P_{cy}	$\frac{P_y}{P_{cy}}$	$\frac{P_y}{\sigma_{yf} \cdot A_f}$
				t_{onf}			
TW-9B	200×200×9	9	40	46.0	47.8	0.96	0.96
TH-9B		9	30	34.0	37.2	0.91	0.86
TS-9B		9	20	29.0	31.5	0.92	0.85
TS-9C		6	20	21.0	24.0	0.88	0.86
TS-9D		4.5	20	15.0	16.5	0.91	0.88
TS-4.5D		200×200	4.5	20	10.0	9.8	1.02
TS-4.5E	×4.5	3.2	20	8.0	7.5	1.07	0.73

形鋼管である。各供試体ともフランジ板とダイアフラムは同一鋼板より製作されている。使用した溶接棒は41kgf/mm², 50kgf/mm²および58kgf/mm²級の鋼材に対してそれぞれD430 1(イルミナイト系), D5016(低水素系)およびD5816(低水素系)相当品であり、異種の鋼材間の溶接はグレードの高い方にあわせて溶接棒を選んだ。

実験結果および推定値をTable 3.4に示す。同表の破壊モードの欄中*を付したものは、柱コーナー部のすみ肉寸法が不足しており、またダイアフラムどうしの溶接部の溶け込みも不十分であったため早期にきれつが生じた供試体である。そこで、その後に、

Table 3.3 Details of Test Specimens and Mechanical Properties

Specimen	B × B × T	b	t _D	h _D	Weld details		RHS		Diaphragm(Flange)			
					①	②	Grade	σ_{yc} (tf/cm ²)	σ_{uc}	Grade	σ_{yd} (tf/cm ²)	σ_{ud}
TS -6B	200 200 6	150	9	20	V	F	SS 41*	3.73	4.94	SS 41	2.94	4.38
TS -6 _H B					V	F	SM58Q**	5.37	6.03	SS 41	2.59	4.43
TS -6 _H B _H					V	F	SM58Q**	5.37	6.03	SM58Q	6.28	6.93
TS -6 B _H					V	F	SS 41*	3.19	4.18	SM58Q	6.28	6.93
T25S-6B	250 250 6	188	9	25	V	F	SS 41*	3.69	4.76	SS 41	3.13	4.80
T25S-6 _H B					V	F	SM50A**	3.50	5.27	SS 41	3.13	4.80
T25S-6 _H B _H					V	F	SM50A**	3.50	5.27	SM50A	3.67	5.39
T25S-6 B _H			V	F	SS 41*	3.69	4.76	SM50A	3.67	5.39		
T25H-6 _H B _H			V	F	SM50A**	3.50	5.27	SM50A	3.62	5.36		
T25S-6 _H CH			V	F	SM50A**	3.50	5.27	SM50A	3.50	5.27		
T25S-9 _{HA}	250 250 9	188	12	25	V	∇	SM50*	4.90	5.58	SS 41	3.09	4.73
T25S-9 _{HAH}					V	∇	SM50*	4.90	5.58	SM50A	3.76	5.67
T25S-9 A _H					V	∇	SS 41*	3.83	4.57	SM50A	3.76	5.67

* : RHS formed by cold rolling

** : RHS fabricated from two channels formed by cold pressing

①, ② : See Fig.2.1, V ; V groove , ∇ ; Single bevel groove , F ; Fillet weld

Table 3.4 Summary of Test and Predicted Results

Specimen	P _y	P _{max}	δ _y	δ _{max}	δ _{Lmax}	P _y	P _y	P _{max}	δ _{Lmax}	P _{cy}	P _{cmax}	P _y	P _{max}	Failure Mode
	tonf	tonf	mm	mm	mm	P _{max}	σ _y fAf	σ _u fAf	2T	tonf	tonf	P _{cy}	P _{cmax}	
TS -6B	24.8	39.6	0.70	7.6	5.6	0.63	0.62	0.67	0.47	24.2	41.7	1.03	0.95	W*
TS -6 _H B	30.0	62.9	0.48	22.7	22.8	0.48	0.76	0.93	1.90	26.6	45.9	1.13	1.37	C, W
TS -6 _H B _H	38.0	59.7	0.90	8.1	9.0	0.64	0.45	0.64	0.75	38.3	66.0	0.99	0.90	W
TS -6 B _H	36.0	48.5	1.04	4.1	4.4	0.74	0.42	0.52	0.37	38.3	66.0	0.94	0.73	W*
T25S-6B	31.0	47.7	2.06	9.9	10.5	0.65	0.58	0.58	0.88	30.3	52.3	1.02	0.91	W
T25S-6 _H B	27.0	44.5	0.68	5.8	7.5	0.61	0.50	0.54	0.63	30.3	52.3	0.89	0.85	C*
T25S-6 _H B _H	39.0	50.7	1.70	5.4	5.4	0.77	0.62	0.55	0.45	34.0	58.7	1.15	0.86	C*
T25S-6 B _H	38.0	58.0	2.06	11.3	12.0	0.66	0.61	0.63	1.00	34.0	58.7	1.12	0.99	C
T25H-6 _H B _H	42.0	83.9	1.04	21.4	20.5	0.50	0.68	0.92	1.71	37.9	65.3	1.11	1.28	C**
T25S-6 _H CH	28.0	55.5	1.43	25.8	8.0	0.51	0.70	0.92	0.67	25.4	43.8	1.10	1.27	W**
T25S-9 _{HA}	54.0	96.9	1.88	22.2	18.3	0.56	0.77	0.90	1.02	48.9	84.3	1.11	1.15	C
T25S-9 _{HAH}	64.0	100.7	1.92	11.0	13.9	0.64	0.75	0.78	0.77	58.6	101.0	1.09	1.00	C
T25S-9 A _H	56.0	96.4	1.24	14.2	19.3	0.58	0.65	0.75	1.07	58.6	101.0	0.96	0.95	C

C : Crack in weld at column corner

W : Crack in butt weld

* : Poor welding

** : Repair welding

実験を行った**を付した 2体については、柱のコーナー部およびダイアフラム部の溶接を補修した。その結果、これら 2体は柱コーナー部の柱側溶接止端部あるいはダイアフラム母材のきれつで最大耐力に達した。

Fig.3.3-Fig.3.6に各シリーズの荷重-局部変形関係を示す。

3-3-1 高張力鋼どうしの接合部

供試体は 5体であり、そのうちの 2体 T S -6H B H および T 25 S -6H B H については同じ寸法諸元をもち、柱・ダイアフラムとも普通鋼の場合の実験結果と比較する。

Fig.3.3およびFig.3.4の荷重-局部変形関係において、降伏後の同一変形時における高張力鋼どうしと普通鋼どうしの供試体の荷重の比は、T S -6B シリーズで大略1.5, T 25 S -6B シリーズで1.2-1.3である。この値はダイアフラム材の引張強さの比1.58(T S -6B シリーズ), 1.12(T 25 S -6B シリーズ)にほぼ対応している。このことは、高張力鋼を使用した場合も接合部耐力は σ_{ud} に支配されると考えて良いことを示している。

Fig.3.7およびFig.3.8に最大耐力および降伏耐力の実験値と推定値の関係を●印で示

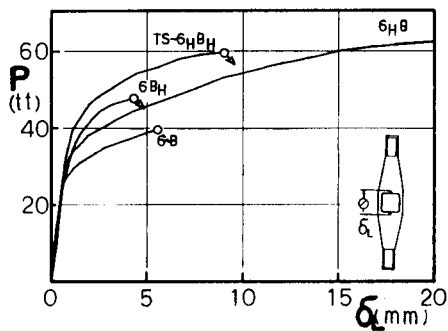


Fig.3.3 P- δ L curves (TS-6B)

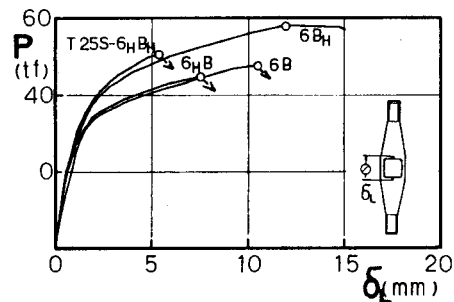


Fig.3.4 P- δ L curves (T25S-6B)

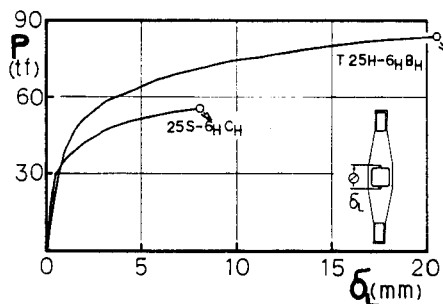


Fig.3.5 P- δ L curves

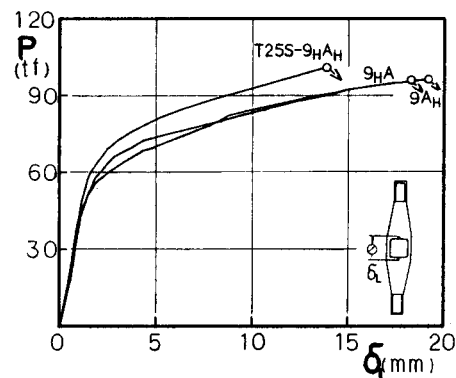


Fig.3.6 P- δ L curves (T25S-9A)

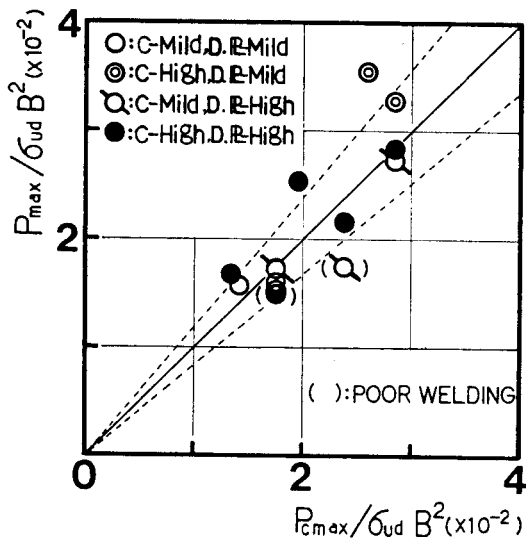


Fig.3.7 Comparison between
Pmax and Pmax

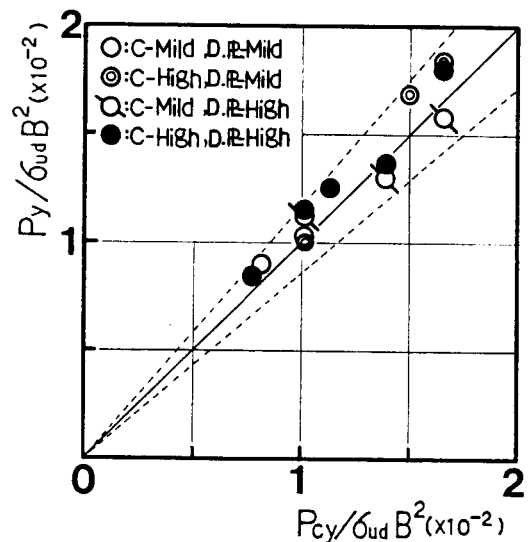


Fig.3.8 Comparison between
Py and Pcy

す。すみ肉寸法が不足していたため早期のきれつが生じた T25S-6HBH の最大耐力は推定値より低く、溶接部を補修した T25H-6HBH および T25S-6HCH の最大耐力は推定値より 30% 近く高めになっている。しかし、それらの供試体の降伏耐力および他の 2 体の降伏耐力と最大耐力は (3.4) 式, (3.5) 式の 95% 信頼帯の幅の中に入っており、柱およびダイアフラムとも高張力鋼を使用した場合でも耐力推定式は有効であることが分かる。

3-3-2 異種の鋼材を用いた接合部

1) 柱は普通鋼でダイアフラムが高張力鋼の場合:

対象となる供試体は TS-6BH, T25S-6BH および T25S-9AH の 3 体である。柱およびダイアフラムともに高張力鋼で製作されている供試体とこれらの供試体との強度の差は柱の鋼種の違いによる。Table 3.5 には降伏時および Fig.3.3, Fig.3.4, Fig.3.6 の P-δL 関係において降伏後の同一変形時における両者の荷重の比を示している。同表には柱材の強度の比も示しているが、柱の降伏点の差ほど供試体の耐力差はなく、接合部耐力は柱素材の降伏点に支配されていないことが分る。

Fig.3.7 および Fig3.8 に実験値と推定値の関係を ○印で示す。溶接部の溶け込み不足

Table 3.5

	Py	P-δL	Pmax	σyc	σuc
TS -6HBH	1.06	1.10	< 1.23	1.68	1.44
TS -6 BH					
T25S-6HBH	1.03	1.04	> 0.87	0.95	1.11
T25S-6 BH					
T25S-9HAH	1.14	1.10	1.04	1.28	1.22
T25S-9 AH					

Table 3.6

	P_y	$P-\delta_L$	P_{max}	σ_{y_d}	σ_{u_d}
TS -6HBH TS -6HB	1.27	1.20	0.95	2.42	1.56
T25S-6HBH T25S-6HB	1.30	1.20	-	1.17	1.12
T25S-9HAH T25S-9HA	1.19	1.10	1.04	1.22	1.20

のためその部分に早期にきれつが入ったTS-6BHの最大耐力以外、実験値はすべて95%信頼帯内に入っており、使用材の材料特性を表す指標としてダイアフラム材の引張強さ σ_{u_d} を用いた(3.4)式および(3.5)式の耐力推定式によりこの種の異種鋼材接合部の耐力評価は可能である。

2) ダイアフラムは普通鋼で柱が高張力鋼である場合：

対象となる供試体はTS-6HB, T25S-6HBおよびT25S-9HAの3体である。

Table 3.6に柱およびダイアフラムとも高張力鋼の場合の供試体とこれらの供試体との降伏時および $P-\delta_L$ 関係における降伏後の同一変形時の荷重の比を示す。同表にはダイアフラム材の強度の比も示している。高張力鋼としてSM 50材を用いたT25Sシリーズではダイアフラム材の強度差は比較的小さく、また両者の荷重の比もその程度である。一方、高張力鋼としてSM 58Q材を使用したTS-6Bシリーズでは、ダイアフラム材の強度差ほど供試体の耐力差はなく、ダイアフラム材の強度が必ずしも接合部耐力を支配していない。

Fig.3.7およびFig.3.8に実験値と推定値の関係を◎印で示している。推定式は耐力を過少評価する傾向にあり、最大耐力においてそれが顕著である。

対象とした供試体はいずれも溶接部に生じたきれつで耐力が決定した。ここでの供試体の溶接には高張力鋼用の溶接棒が使用されている。伴、藤原³⁾は異種の鋼材の溶接に強度の高い方に見合った溶接棒を使用した場合のすみ肉溶接継目の強度試験を行い、本供試体程度の板厚では、継手の耐力は使用した溶接棒の溶着金属の強度に支配されることを報告している。したがって、この種の異種鋼材接合部の耐力評価に際して、普通鋼であるダイアフラム材の強度を使用することは、耐力を過少評価することにつながる。試みに、溶着金属の引張強さに対応している柱の引張強さ σ_{u_c} を(3.4)式(3.5)式の σ_{u_d} の代りに使用し、実験値と推定値の比を求めてみる。結果をTable 3.7に示す。 σ_{u_c} を用いた場合、推定式は耐力を過大評価する傾向にあるが、ダイアフラム材の σ_{u_d} を使用した場合よりも推定精度が良いことが分る。

Table 3.7 Comparison between Test and Predicted Results

Specimen	by σ_{ud}		by σ_{uc}	
	Py/Pcy	Pmax/Pcmax	Py/Pcy	Pmax/Pcmax
TS -6HB	1.13	1.37	0.83	1.01
T25S-6HB	0.99	> 0.85	0.90	> 0.77
T25S-9HA	1.11	1.15	0.94	0.97

3-4 ビルトアップ鋼管の場合⁴⁾

提案した局部耐力の推定式はロール成形あるいはプレス成形により製造されたコーナー部にアールをもつ角形鋼管についての実験結果を基に誘導されている。

第2章で、製造方法の異なる3種類の角形鋼管を用いた接合部が局部破壊する場合、ビルトアップ鋼管はコーナー部にアールをもつものに比べ、最大耐力は低下する傾向にあることを指摘した。本節では既報の⁴⁾ビルトアップ鋼管を用いた実験結果について、提案した耐力推定式の適用範囲を検討する。

供試体は、鋼管幅の10%のダイアフラムせいをもつもの1種類であるが、使用鋼種は4種類、加力形式は引張(TS)および圧縮(CS)の両形式で、合計8体である。供試体の溶接には、鋼種に対応する溶接棒が使用されている。供試体の寸法および使用材の機械的性質をTable 3.8に示す。

引張形式の供試体はすべて加力用つかみ部のきれつで最大荷重に達したため、接合部の最大耐力は不明である。圧縮形式の供試体はすべてダイアフラム部の座屈で最大荷重に達したが、明瞭な局部変形が認められ、得られた最大荷重はほぼ局部破壊耐力に等しいと判断される。

Table 3.9に実験値と推定値の比較を示す。いずれの供試体においても推定式は耐力を危険側に評価する傾向にあり、TS-41の降伏耐力を除けば、10%程度の過大評価となっている。

この実験での圧縮形式の降伏耐力は引張形式の場合とほぼ等しい。この種の接合部の耐力は圧縮形式の方が引張形式より低くなるのが一般であるが、本節での圧縮形式の供

Table 3.8 Details of Test Specimens and Mechanical Properties (Ref. 4))

Specimen	B × B × T	t_D	h_D	Grade	σ_{yc}	σ_{uc}	σ_{yd}	σ_{ud}
	mm							
TS-41, CS-41	350×350×16	13	35	SS 41	2.76	4.67	2.94	4.71
TS-50, CS-50				SM50A	3.60	5.50	4.45	5.55
TS-50Y, CS-50Y				SM50Y	4.71	6.05	4.02	5.59
TS-58, CS-58				SM58Q	5.93	6.74	5.15	5.87

試体には、ダイアフラム部の座屈を防ぐためにダイアフラム部の板幅の中央に沿って縦方向スチフナーが入っているため、耐力が高くなったものと考えられる。

また、鋼種が変化してもTS-41を除き、実験値と推定値の比は大略同じで、3-3-1で述べたように、高張力鋼の場合でも接合部の局部耐力はダイアフラム材の引張強さ σ_{ud} に支配されている。

Table 3.9 Comparison between Test and Predicted Results

Specimen	P_y	P_{max}	P_{cy}	P_{cmax}	$\frac{P_y}{P_{cy}}$	$\frac{P_{max}}{P_{cmax}}$
	tonf		tonf			
TS-41	70	-	96.5	-	0.73	-
TS-50	100	-	113.7	-	0.88	-
TS-50Y	110	-	114.6	-	0.96	-
TS-58	110	-	120.3	-	0.91	-
CS-41	90	152	96.5	166.4	0.93	0.91
CS-50	100	177	113.7	196.0	0.88	0.90
CS-50Y	110	187	114.6	197.5	0.96	0.95
CS-58	120	186	120.3	207.3	1.00	0.90

3-5 三角板により補剛された接合部⁵⁾

供試体はFig.3.9に示すように、直交方向フランジ板があり、三角板が両方向のはりフランジに溶接されており、本研究で対象とした補剛形式とは異なっている。

耐力評価に際し、この接合部をFig.3.9に破線で示すように、柱コーナー部より 45° に引いた線と三角板の底辺との交点とはりフランジまでをダイアフラムせい ($h_0 = L/2$) とする一方向のみのフランジ板をもつ接合部と考える。その結果、この接合部は、溶接継目位置の相違を別にすれば、推定式誘導に用いた接合部が緩やかなテーバー ($\theta \approx 10^\circ$) を有していたのに対し、急激なテーバー ($\theta = 45^\circ$) 部をもつ場合に対応しているとみなすことができる。

Table 3.10に供試体諸元を示す。補強の三角板が大きいものについては、ダイアフラムせいと鋼管幅の比 h_0/B が0.2よりも大きい ($h_0/B = 0.25, 0.375$) ものも 6体ある。

すべての供試体は加力側フランジ板と三角板の交点のフランジ板のきれつにより最大耐力に達している。

Table 3.11に実験結果と推定値を示す。Fig.3.10およびFig.3.11に両者の関係を示す。図中の破線はFig.3.1およびFig.3.2に示した95%信頼帯である。最大耐力および降伏耐力とも25%程度危険側の推定になっているものもみられるが、三角板の大きいものも含めて大半のものは95%信頼帯内に入っており、提案した耐力推定式で三角板補剛された接合部の耐力評価は可能である。

Table 3.10 Details of Test Specimens
(Ref. 5))

Specimen	B × B × T	tp	L	σ_{uf}	
	mm	mm	mm	(tf/cm ²)	
R2-5	200×200×6*1	9	50	4.41	
R2-10-1		9	100	4.41	
R2-10-2		12	100	4.65	
R2-15		9	150	4.61	
R'2-5		9	50	4.36	
R'2-10-1		9	100	4.36	
S2-0		6	0	4.57	
S2-5		6	50	4.57	
S2-7.5		6	75	4.57	
S2-10		6	100	4.57	
S3-10		300×300×9*2	9	100	4.50
S3-15			9	150	4.50
S4-10		300×300×12*2	12	100	4.66
S5-8.5		250×250×9*3	9	85	4.69

- *1 : RHS formed by cold rolling
- *2 : RHS fabricated from two channels
formed by cold pressing
- *3 : RHS fabricated from four plates

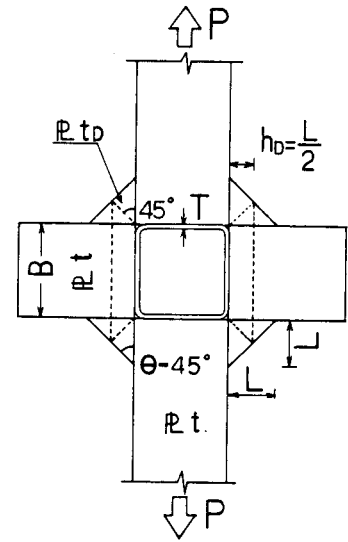


Fig.3.9 Test specimen stiffened by
triangular plates (Ref.5))

Table 3.11 Comparison between Test and
Predicted Results

Specimen	Py	Pmax	Pcy	Pcmax	Py	Pmax
	tonf		tonf		Pcy	Pcmax
R2-5	23.5	43.3	25.9	44.6	0.91	0.97
R2-10-1	35.5	61.1	31.5	54.3	1.13	1.13
R2-10-2	37.5	62.9	40.2	69.3	0.93	0.91
R2-15	35.0	69.8	37.2	64.2	0.94	1.09
R'2-5	23.0	39.8	25.6	44.1	0.90	0.90
R'2-10-1	31.5	53.8	31.1	53.7	1.01	1.00
S2-0	9.5	21.8	11.8	20.4	0.80	1.07
S2-5	15.4	27.0	20.4	35.2	0.75	0.77
S2-7.5	22.5	33.9	22.9	39.5	0.98	0.86
S2-10	22.0	39.0	24.9	42.9	0.88	0.91
S3-10	40.0	74.6	49.0	84.5	0.82	0.88
S3-15	54.6	84.0	55.2	95.1	0.99	0.88
S4-10	56.1	104.4	75.7	130.6	0.74	0.80
S5-8.5	39.2	62.8	46.0	79.2	0.85	0.79

3-6 片側載荷の接合部(6),7)

供試体形状および載荷形式をFig.3.12に示す。ダイヤフラムの形式は推定式誘導の基
になった供試体と同じであり、各部材寸法比は耐力推定式の適用範囲を満たしている。
柱とダイヤフラムの溶接は裏当金を用いたレ形開先の突合せ溶接である。

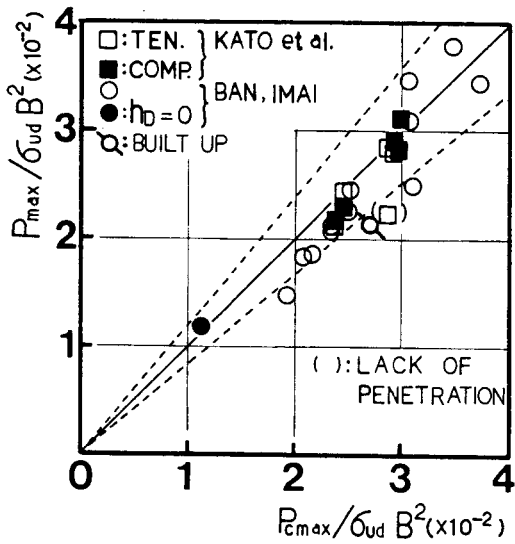


Fig.3.10 Comparison between Pmax and Pcmx

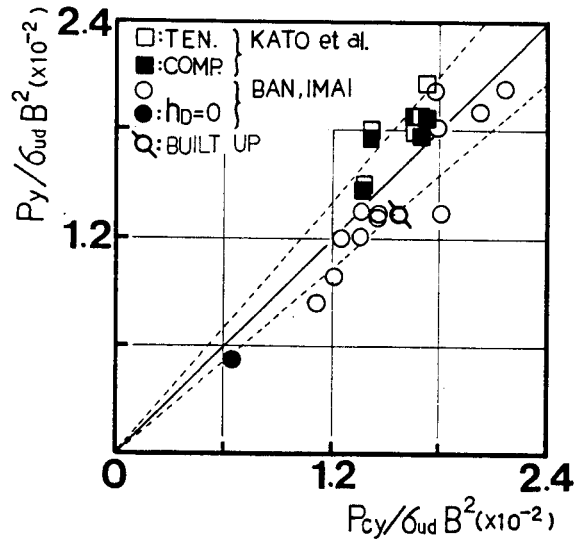


Fig.3.11 Comparison between Py and Pcy

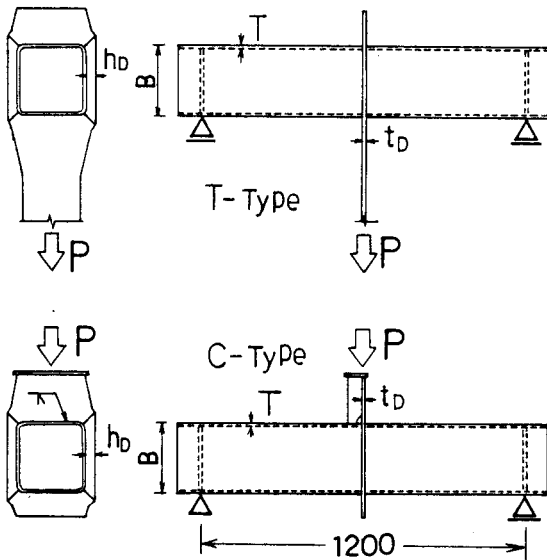


Fig.3.12 Specimens subjected to load on one side only (Ref.6,7))

Table3.12 Details of Test Specimens (Refs. 6), 7))

	B × B × T	t _D	h _D	σ _{ud} (tf/cm ²)
	mm	mm	mm	
T1 ,C1	250×250 × 9	9	30	4.43
T2-2 ,C2-2		12	30	5.03,4.41
T3 ,C3	300×300 × 9	12	40	4.41
T4 ,C4		16	40	4.35
T5 ,C5	300×300×12	12	40	4.45

載荷は、柱を単純支持しておきフランジ板を通して片側の引張(T-Type)あるいは圧縮(C-Type)荷重を加える形式である。

供試体の諸元をTable 3.12、実験結果と推定値をTable 3.13に示す。引張タイプの供試体はすべて柱コーナー部の溶接部のきれつで、圧縮タイプはダイアフラム部の局部座屈で最大荷重に達した。最大荷重時の鋼管の局部変形量は引張タイプ、圧縮タイプとも鋼管厚程度であり、フランジ板の局部座屈で最大荷重が決定した圧縮タイプでも鋼管自体もほぼ局部耐力に達していたと判断される。

Fig.3.10およびFig.3.11に実験値と推定値の関係を示す。降伏耐力については、推定

Table 3.13 Comparison between Test and Predicted Results

	Py	Pmax	Pcy	Pcmax	Py	Pmax	Failure mode
	tonf		tonf		Pcy	Pcmax	
T1	50.0	67.6	39.6	68.2	1.26	0.99	Cr
T2-2	65.0	88.9	54.4	93.8	1.19	0.95	Cr
T3	60.0	84.8	54.7	94.3	1.10	0.90	Cr
T4	70.0	87.8	65.4	112.7	1.07	0.78	Cr*
T5	75.0	116.0	68.2	117.6	1.10	0.99	Cr
C1	48.6	63.6	39.6	68.2	1.23	0.93	Lb
C2-2	51.4	86.1	47.7	82.3	1.08	1.05	Lb
C3	58.5	85.8	54.7	94.3	1.07	0.91	Lb
C4	73.5	112.7	65.4	112.7	1.12	1.00	Lb
C5	71.0	111.8	68.2	117.6	1.04	0.95	Lb

* : Lack of penetration

Cr : Crack in weld

Lb : Local buckling of diaphragm

式は耐力を過少評価する傾向にあるが、一部の供試体を除き、引張タイプ、圧縮タイプとも95%信頼帯の幅の中に入っており、十分な精度で耐力を推定している。最大耐力については、溶接部の溶け込み不足のため早期に破壊が生じたT-4以外はすべて95%信頼帯内に入っており、かつ推定精度は極めて高い。圧縮タイプの供試体は、3-4節の場合と同様に、ダイアフラム部の早期の座屈を防ぐため縦スチフナーが溶接されている。その結果、引張タイプと圧縮タイプの間には大きな耐力差はない。

提案式が片側载荷の場合の局部降伏、破壊耐力を適切に評価できることは、これらの式が水平荷重時における接合部の局部降伏および破壊耐力の推定にも有効であることを示唆している。

3-7 実際の柱・はり接合部

前節までに検討した供試体はすべて接合部の引張側あるいは圧縮側のみを取り出した模型供試体であり、曲げモーメントとせん断力を受け、引張側と圧縮側が同時に存在し鋼管の局部変形に関しては互いに干渉し合う実際の柱・はり接合部とは性状が異なっている。本節では実際の柱・はり接合部により近い形状の供試体について耐力推定式の有効性を検討する。

供試体はFig.3.13に示すように角形鋼管柱にH形鋼はりを溶接接合した十字形供試体である。Table 3.14に寸法諸元を示す。供試体は柱がロール成形鋼管あるいはプレス成形鋼管の場合とビルトアップ鋼管の場合⁸⁾の2種類に分れる。

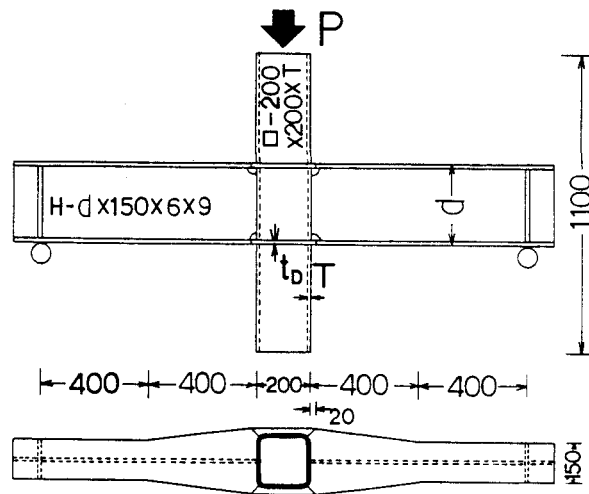


Fig.3.13 Specimen for actual connection

Table 3.14 Details of Test Specimens

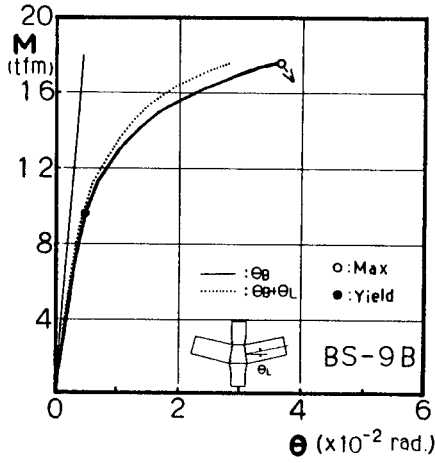
Specimen	Column	Beam	Diaphragm	σ_{ud} tf/cm ²	Ref.
	B × B × T	d × b × t _w × t	t _D × h _D		
	mm				
BS-9B	200×200 × 9	300×150×6 × 9		4.59	
BS-6B	200×200 × 6	300×150×6 × 9	9×20	4.59	
BS-6B-200		200×150×6 × 9		4.80	
BS-6B-400		400×150×6 × 9		4.80	
BS-4.5B		300×150×6 × 9		4.59	
B-1	350×350×16	400×200×8×13	13×0	4.90	8)
B-2			13×35		
B-3			13×70		

載荷方法は、接合部の局部変形挙動に着目するため、はり両端をローラー支持し柱頭に荷重を加える対称荷重形式とした。使用鋼種はSTKR41およびSS41である。

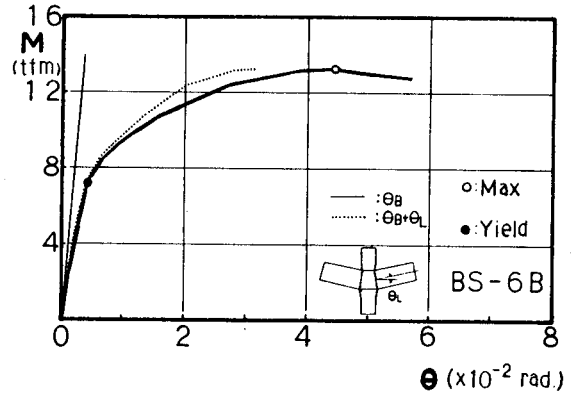
1) ロール成形鋼管およびプレス成形鋼管の場合：

ダイアフラムせいはすべて $h_D = 0.1B$ で、補剛方法の詳細は耐力式誘導の基本資料となった単純模型供試体 TS-9B, TS-6B, TS-4.5B と同じである。はりせいは鋼管幅の1.5倍 ($d = 300\text{mm}$) を標準としたが、BS-6B シリーズについては、接合部の引張側と圧縮側の相互干渉による影響を調べるため、はりせいと鋼管幅の比 d/B が1.0および2.0のものについても実験を行った。

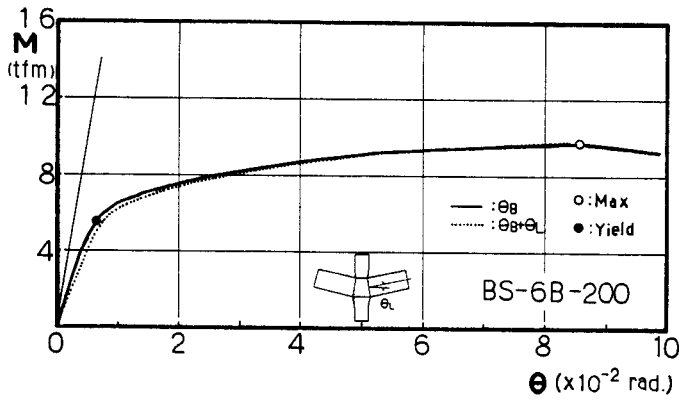
実験結果をTable 3.15に示す。Fig.3.14に荷重-変形関係を示す。図中、太い実線は全体変形(θ)を、細い実線ははり変形の弾性計算値(θ_B)を、破線は局部変形をはり端変位に換算したもの(θ_L)と θ_B の和を示す。全体変形の大部分が局部変形によるもので



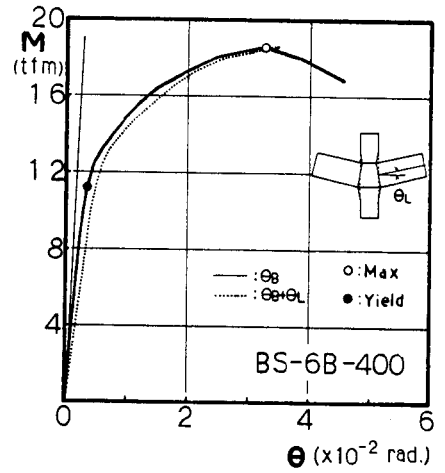
(a)



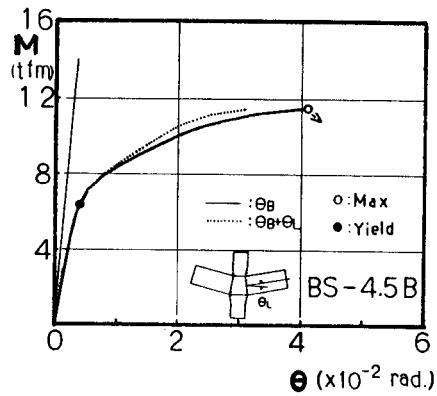
(b)



(c)



(d)



(e)

Fig.3.14 Load-deflection curves

Table 3.15 Comparison between Test and Predicted Results

	My Mmax		PLy PLmax		Pcy Pcmx		PLy PLmax		Failure mode
	tf·m		tonf		tonf		Pcy	Pcmx	
BS-9B	9.6	17.5	33.0	60.3	34.5	59.4	0.96	1.02	Lb, Cr
BS-6B	7.2	13.2	24.7	45.5	25.4	43.7	0.97	1.04	Lb
BS-6B-200	5.6	9.7	29.3	50.7	26.5	45.7	1.11	1.11	Lb
BS-6B-400	11.2	18.5	28.6	47.4	26.5	45.7	1.08	1.04	Lb
BS-4.5B	6.4	11.5	22.0	39.5	20.5	35.4	1.07	1.12	Cr
B-1	20.6	36.7	53.3	94.9	68.2	117.6	0.78	0.81	Cr
B-2	30.9	43.3	79.9	111.9	100.4	173.1	0.80	0.64	Cr*
B-3	33.0	46.6	85.3	120.4	119.5	206.0	0.71	0.59	Sw

Lb : Local buckling of diaphragm

Cr : Crack in weld

Sw : Shear failure of beam web

* : Poor welding

あることが分る。破壊形式はダイアフラム部の局部座屈あるいは溶接部のきれつであるが、いずれの場合も鋼管の局部変形に起因しており、やや早期にきれつが生じたBS-9B以外、最大荷重時には鋼管厚以上の局部変形がみられた。

Fig.3.15およびFig.3.16に実験値と推定値の関係を示す。ここで、局部耐力の実験値は柱接合部面でのはり端モーメントをはりフランジ重心間距離で除した値($P_L = M/(d-t)$)である。同図には比較のため単純引張模型供試体の結果も示している。最大耐力および降伏耐力ともすべての供試体の実験結果は(3.4)式,(3.5)式の95%信頼帯の幅の中に入っており、推定式は実際の柱・はり接合部の局部破壊耐力および局部降伏耐力の推定に関しても有効であることが分る。また、 $d/B = 1.0$ の場合、実験値と推定値の比は $d/B = 1.5$ および 2.0 のものより高く、引張側と圧縮側の局部変形の相互干渉の影響が認められる。しかし、 d/B が 1.5 以上ではその効果はほぼ等しい。

接合部の引張側を対象とした供試体の実験結果に基づき誘導された推定式であるにもかかわらず、接合部の圧縮側で破壊した場合でも提案式で耐力推定が可能であるのは、① この種の接合部の耐力は、圧縮側の方が引張側より低いのが一般であるが、はりせいが鋼管幅の1-2倍の範囲では鋼管の引張側と圧縮側の局部変形が相互に影響し合い、またはりウェブの拘束効果もあり圧縮側の耐力がそれほど低下しないこと、② 推定式を誘導する際の基本資料となった供試体は、柱とダイアフラムがすみ肉溶接されているものが大半であり、この部分が突き合せ溶接されたものに比べて耐力が劣り、結果として圧縮側の局部破壊耐力と等しくなる、等の理由によるものと考えられる。

2) ビルトアップ鋼管の場合⁸⁾

供試体はダイアフラムせいを変化させた3体である。

実験結果をTable 3.15に示す。B-1およびB-2は引張側の溶接部のきれつにより最大

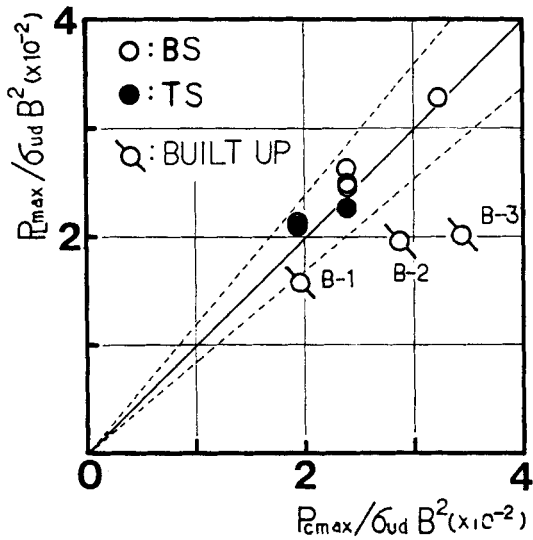


Fig.3.15 Comparison between
PLmax and Pcmx

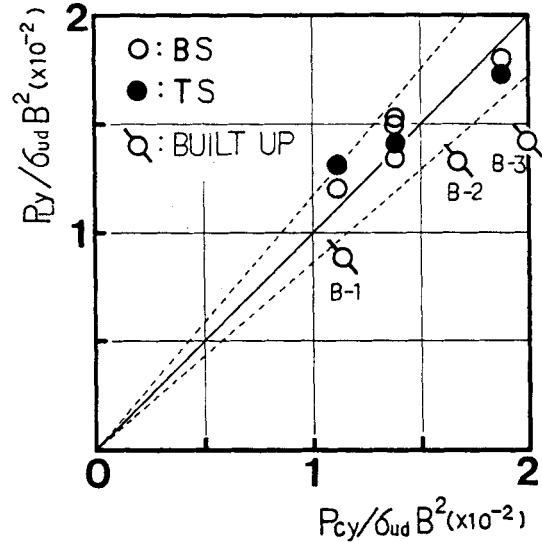


Fig.3.16 Comparison between
Ply and Pcy

耐力に達したが、B-2のダイアフラムの溶接部にはスラゲの巻き込みがみられ、局部変形も小さく、この供試体は溶接欠陥により早期に破壊したと考えられる。一方、補剛が十分であったB-3は、はりウェブのせん断破壊により最大耐力に達した。

実験値と推定値の関係をFig.3.15およびFig.3.16に示す。早期にきれつが生じたB-2の最大耐力とはりウェブがせん断降伏、せん断破壊したB-3の降伏および最大耐力は推定値よりかなり低くなっている。一方、鋼管の局部変形に起因して耐力の決まったB-1の降伏および最大耐力、B-2の降伏耐力は推定値より20%程度低いと推定値と良い相関をもっている。3-4節の単純引張模型供試体の場合も耐力式は実験値を10%程度過大評価する傾向にあったことより、ビルトアップ鋼管柱接合部が局部破壊する場合は、コーナー部にアールをもつ角形鋼管の場合に比べて局部耐力は低下し、提案した耐力推定式では耐力を20%程度過大評価すると考えられる。

4. 耐力式の検討

4-1 弾塑性有限要素法による解析

本節では、第3章で提案した接合部の局部耐力式の意味を調べるため第2章の平面曲げ要素を用いた弾性域有限要素法を塑性域まで拡張し、弾塑性解析を試みる。薄板立体構造では一般に面内応力と面外曲げ応力が同時に存在するので降伏条件の選択が重要な問題となる。本解析で対象とする角形鋼管柱・はり接合部では第2章3-3-2で述べたように、弾性域でははりフランジ、ダイアフラムおよび柱ウェブには面内応力が生じ、柱フランジでは面外曲げが卓越していることが明らかになっている。そこで、弾塑性解析においては解析の簡便化のため次の仮定を設ける。

- 1) 材料は均質で等方性の完全弾塑性体とする(Fig.3.17 参照)。
- 2) 要素は単層要素とする。
- 3) 降伏条件はVon Misesの条件を用いる。

面内力に対し

$$N_x^2 - N_x N_y + N_y^2 + 3N_{xy}^2 = N_y^2$$

面外曲げに対して

$$M_x^2 - M_x M_y + M_y^2 + 3M_{xy}^2 = M_p^2$$

ここで、 N_y : 板の単位長さ当りの降伏耐力 ($= \sigma_y t$)

M_p : 板の単位長さ当りの全塑性モーメント ($= \sigma_y t^2 / 4$)

- 4) 面内力と面外曲げを同時に受ける場合の降伏条件は両者の相関を無視しFig.3.18のように仮定する。
- 5) 塑性域での応力-ひずみ関係はPrandtl-Reussの増分理論に従う。

計算は荷重漸増法により行い、要素が降伏するごとにその要素の剛性マトリックスを塑性域のものに置き換える。

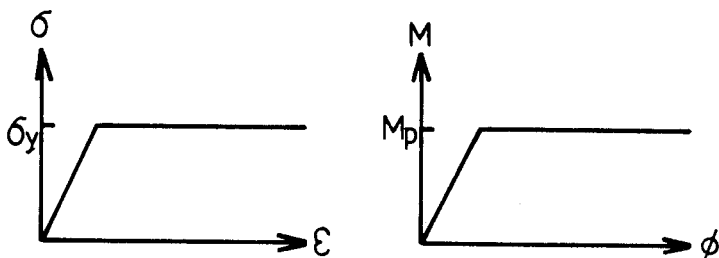


Fig.3.17 $\sigma - \epsilon$, $M - \phi$ relationships

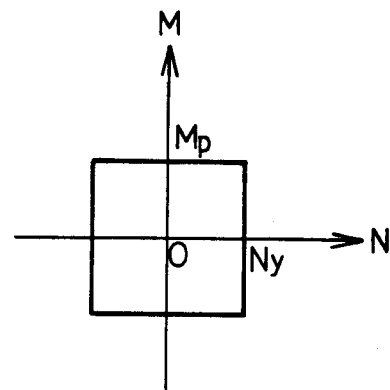


Fig.3.18 M-N interaction

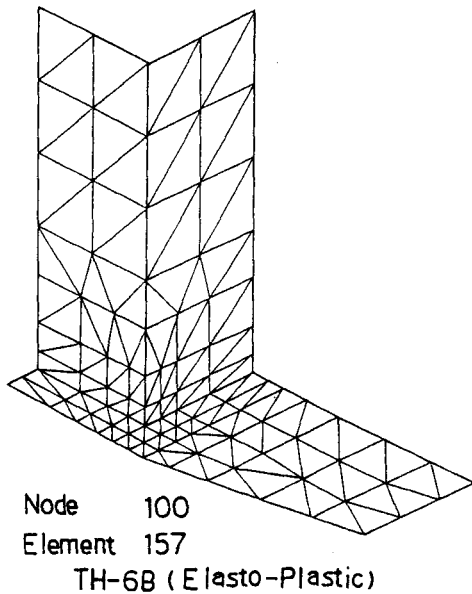


Fig.3.19 Division into finite elements

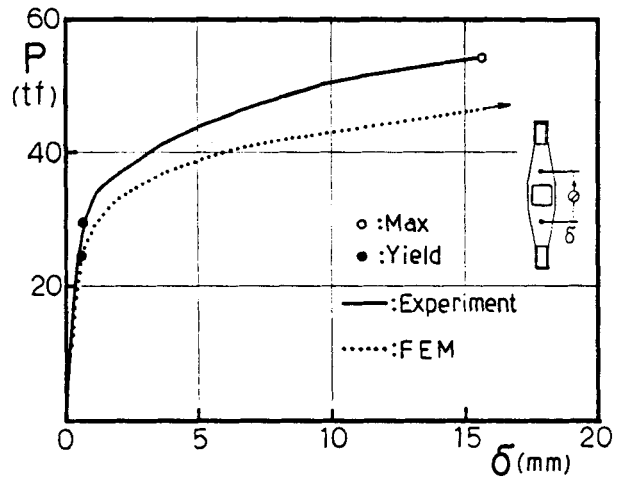


Fig.3.20 P-δ curves

解析対象とした供試体はTH-6Bで寸法諸元はTable 2.1に示す通りである。角形鋼管の降伏点は鋼管中央部より管軸方向に取り出したJIS 1号引張試験片による素材試験結果を用いた。要素分割図をFig.3.19に示す。支持条件,荷重条件は第2章の弾性解析の場合と同じである。

Fig.3.20は荷重と全体変形(P-δ)の関係を示す。FEM結果と実験結果は弾性域では良く一致している。本解析では実験結果に比べ10%程度低い荷重で塑性変形が生じている。これは、本解析で対象とした供試体に使用した角形鋼管はロール成形鋼管であり、ラウンドハウス型の応力-ひずみ関係を示すにもかかわらず完全弾塑性体と仮定したこと、角形鋼管のコーナー部近傍は平板部に比べて加工硬化の影響が大きく降伏点は高くなっているが、降伏点は平板部中央の値を用いたこと、が主たる要因と考えられる。FEMでは材料を完全弾塑性体と仮定しているため同一荷重における変形は実験結果より大きい。塑性化後の挙動を良く追跡している。実験結果の全体変形の大部分は柱の面外変形によるものであり、FEM結果も全く同じ傾向を示す。

Fig.3.21はダイアフラムの応力集中部における荷重方向の荷重-ひずみ関係を示す。この位置での変形は面内変形のみである。Fig.3.22に柱フランジ幅中央位置における管軸方向の荷重-ひずみ関係を示す。この位置での変形は面外曲げ変形である。いずれの場合もP-δ関係と同様、FEM結果の方が実験結果より降伏開始の荷重は低い。降伏後

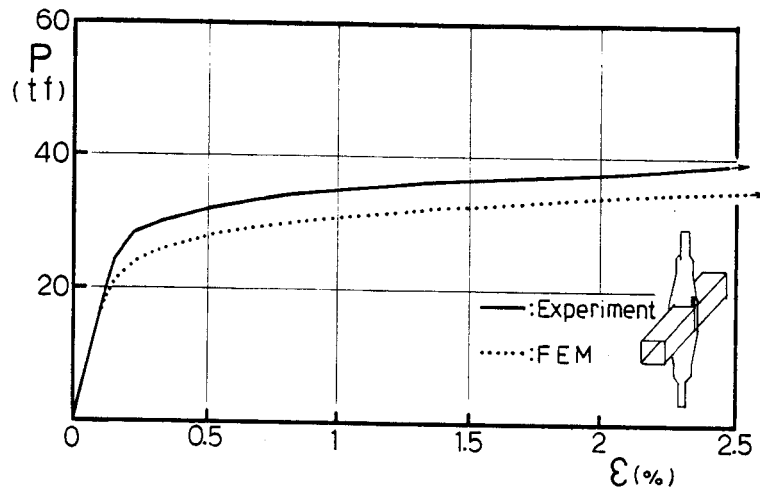


Fig.3.21 P- ϵ curves on diaphragm

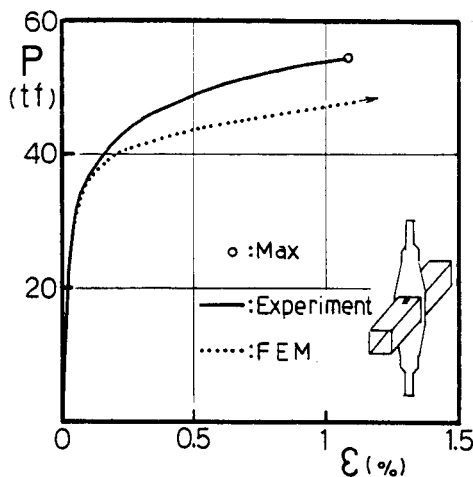


Fig.3.22 P- ϵ curves on column flange

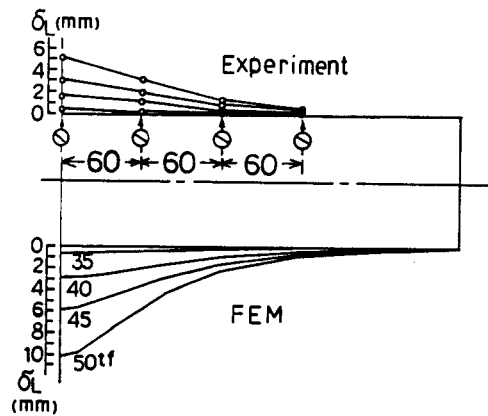


Fig.3.23 Local deformation of column in longitudinal direction

の荷重-ひずみ関係はFEM結果と実験値は良く対応している。Fig.3.23は鋼管幅中央における管壁の面外変形の管軸方向分布を示す。FEM結果は実験結果を良く説明している。以上のことより本解析に用いた仮定が妥当であったことが分る。

Fig.3.24は解析による塑性域の進展状況を示したものである。塑性化はダイアフラムの応力集中部より生じるが応力集中部の降伏は直ちにP- δ 関係の非線形化につながらず、順次ダイアフラムおよび柱へ塑性域が進展するにつれ剛性の低下が生じる。Fig.3.24 (b)はFEM結果のP- δ 関係において接線剛性が初期剛性の1/3になった時の荷重($F P_y = 24.5 \text{ tf}$, Fig.3.20 参照)での塑性域の進展状況を示す。この荷重では塑性域は主としてダイアフラム部に生じている。実験の δ_{max} と同一変形時においては($F P_{\text{max}} = 46.6 \text{ tf}$,

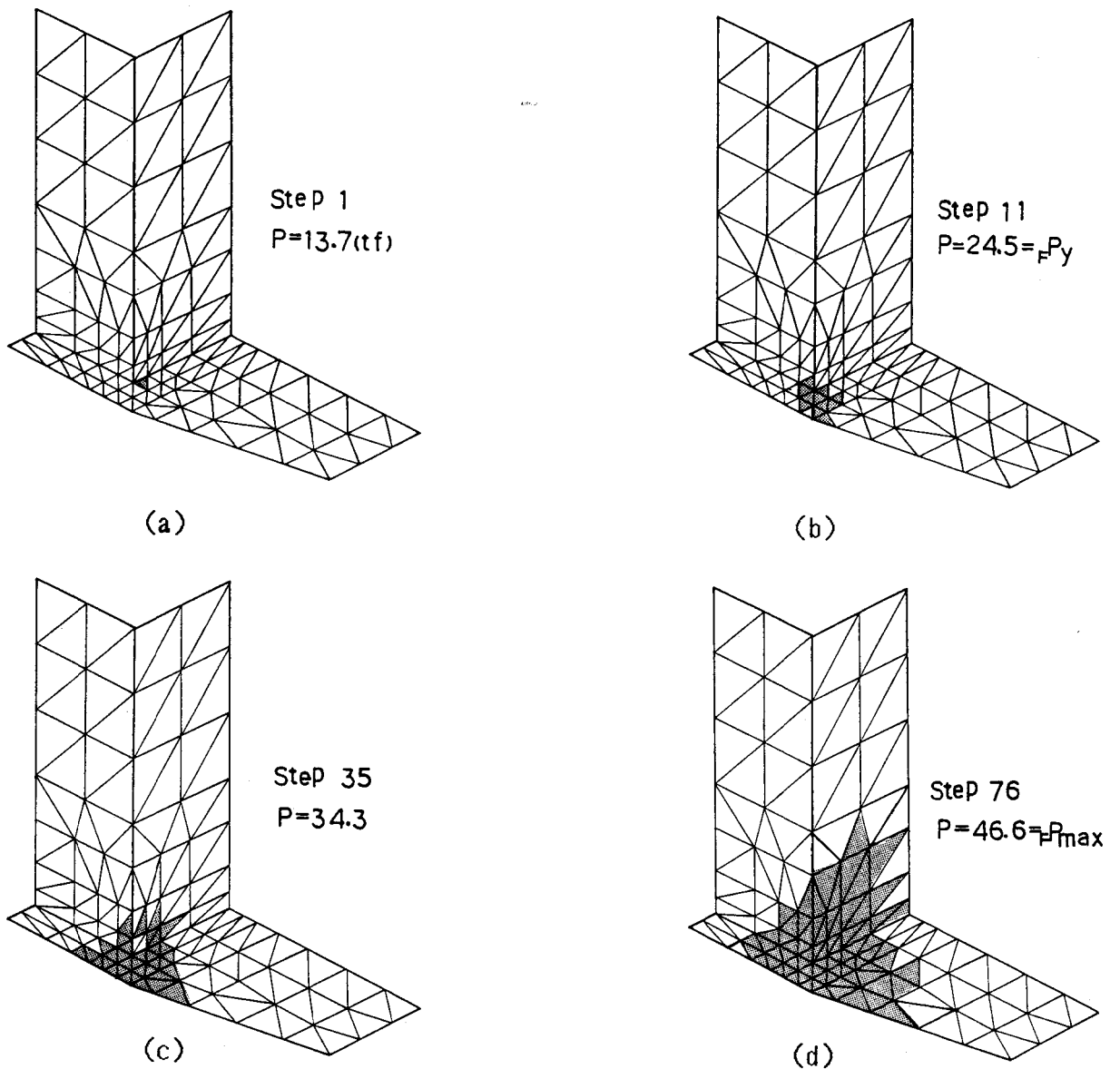


Fig.3.24 The spread of plastic zones

Fig.3.20 参照)柱フランジは全断面曲げ降伏しているのに対し、ダイアフラムは応力集中のため断面の応力再配分は完全には行われていない。FEM解析による降伏荷重と最大荷重の比は $F_y/P_{max}=0.53$ で実験結果 $P_y/P_{max}=0.54$ とほぼ一致している。

4-2 耐力式の妥当性

前述のFEM解析によれば、柱のコーナーの応力集中部に生じた塑性域がダイアフラム部に広がった状態で降伏荷重 F_y に達している。このことは降伏耐力はダイアフラムの降伏点 σ_{yd} に支配され、柱の降伏点 σ_{yc} は直接関与していないことを意味している*2)。

*2) 柱にロール成形鋼管を用いた場合は一般に鋼管の降伏点はダイアフラム材の降伏点より高く、またプレス成形鋼管の場合でもコーナー部は冷間加工のため降伏点は高くなっており、柱のコーナー部の降伏は生じにくい。

その後塑性域はダイアフラムの幅方向および荷重軸方向に進展するとともに柱にも拡がる。各要素のうち最大のひずみは最初に降伏した要素に生じており、この要素の応力が材の σ_u に達した時を接合部の最大耐力と考えることができる。このことは、最大耐力はダイアフラム部の引張強さ σ_{ud} に支配されることを意味しており、2-1で接合部の最大耐力を支配する材料強度の指標として σ_{ud} を使用したのが妥当であったことを裏付けている。

接合部の局部破壊で最大耐力の決定した外ダイアフラム形式の単純引張模型供試体のうちダイアフラムがSS41材の29体*3)の P_y/P_{max} の平均値 $m=0.58$, 変動係数 $v=0.098$, SM50材の5体の P_y/P_{max} は $m=0.58$, $v=0.13$ である。一方、これらの供試体のダイアフラム素材の降伏比 σ_{yd}/σ_{ud} はSS41材16種類について $m=0.68$, $v=0.064$, SM50材4種類について $m=0.67$, $v=0.013$ であり、 P_y/P_{max} は素材の降伏比より約15%小さい。これはダイアフラムの応力分布は応力勾配をもつ分布になっており、初期降伏は早期に生じるが、その後の応力再配分により降伏後の余力 $P_{max}/P_y(=1.72)$ が、一様応力状態である素材試験の結果 $\sigma_{ud}/\sigma_{yd}(=1.50)$ より大きくなるためである。

降伏耐力 P_y は、本来ダイアフラム材の降伏点 σ_{yd} を用いて評価すべきであるが、前述のように、使用したダイアフラム材の降伏比の変動幅が小さいため、結果的に引張強さ σ_{ud} を用いた最大耐力式を係数倍することにより降伏耐力の評価が可能になったと考えることができる。したがって、ダイアフラム材の降伏比が小さい場合、(3.5)式は降伏耐力を過大評価する危険性がある。しかし、文献9)の統計調査によれば、SS41材の降伏比は $m=0.66$, $v=0.098$, SM50材では $m=0.69$, $v=0.068$ である。この値は本研究における鋼材の降伏比とほぼ等しく、ここで提案した耐力式は実用される接合部の耐力評価に有効であると言える。

Fig.3.25は接合部の局部破壊が生じた単純引張,単純圧縮供試体および対称曲げモーメントをうける十字形供試体62体*3)についての実験最大耐力と局部破壊耐力計算値の関係を示す。Fig.3.26は局部降伏した供試体86体*3)についての実験降伏耐力と局部降伏耐力計算値の関係である。最大耐力についても降伏耐力についても、ビルトアップ鋼管を用いた場合あるいは三角板補強の場合には95%信頼帯の下限值より下に位置するものもみられるが、ほとんどの供試体は95%信頼帯の下限值より上に位置している。また、

*3) 本章および第2章の実験結果以外に次の論文の結果を含む。

瀬戸崎正式、高橋敏人：箱形断面柱とH形はりの接合部に関する実験的研究、神戸大学卒業論文、昭和49年

井上明彦、吉田幸雄：箱形柱とH形はりの接合部に関する研究、神戸大学卒業論文、昭和53年

林 敬一：箱形断面柱とH形はりの接合部に関する研究、神戸大学卒業論文、昭和54年

柱とダイアフラムの溶接を突合せ溶接とし補強盛りを行うなど溶接施工に特に注意を払った供試体ではすべて95%信頼帯の上限値より上に位置している。したがって、実用される接合部において、溶接施工が適切であれば、提案した耐力推定式は接合部耐力の評価に有効である。

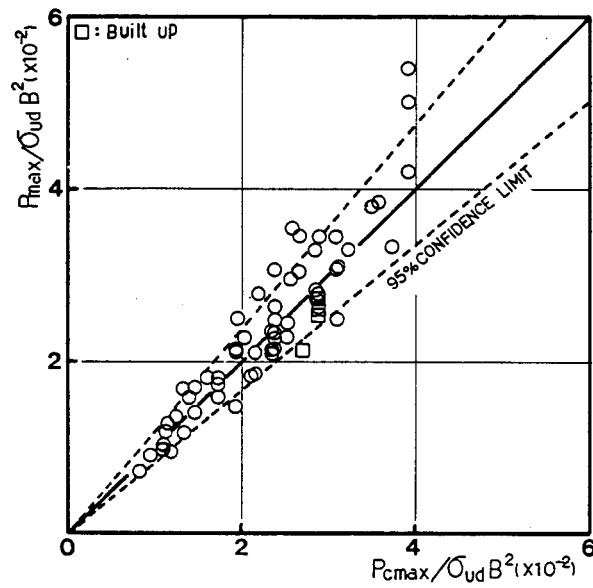


Fig.3.25 Comparison between P_{max} and P_{cmx} for all specimens

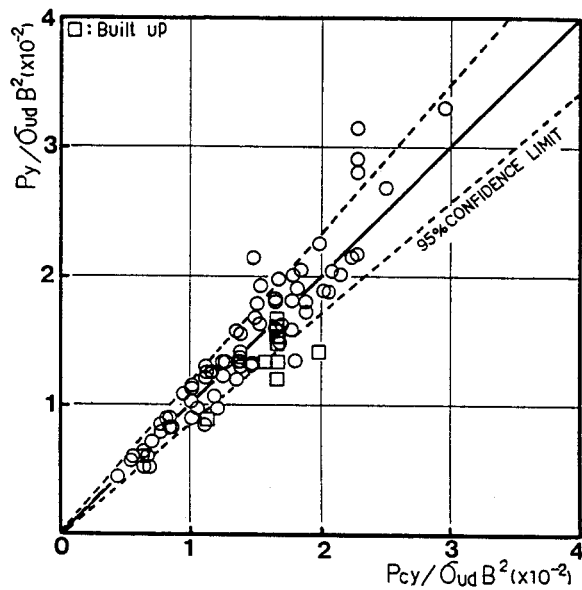


Fig.3.26 Comparison between P_y and P_{cy} for all specimens

5. 結論

外ダイアフラムにより補剛された角形鋼管柱接合部の局部破壊に対する耐力を知るため、接合部をモデル化した供試体の引張実験結果に基づき、推計学的な立場から考察した。その結果、以下のことが明らかになった。

1) ロール成形鋼管あるいはプレス成形鋼管を用いた接合部の寸法諸元を変化させた18体の実験結果に基づき、次元解析と回帰分析により局部破壊耐力式(3.4)式および局部降伏耐力式(3.5)式を得た。

上式誘導の基になった供試体の寸法範囲は $B/T = 22-67$, $h_D/B = 0.1-0.2$, $t/T = 0.75-2.0$ で、かつ使用材の鋼種はSTKR41およびSS41でダイアフラム材の引張強さは $\sigma_{ud} = 3.34-5.40tf/cm^2$ である。

2) フランジ板が破断した場合でも接合部の局部降伏に対しては提案式は有効である。

3) $h_D = 0$ の接合部に対しても(3.4)式および(3.5)式で耐力評価ができる。

4) 柱、ダイアフラムとも高張力鋼の場合あるいは柱が普通鋼でダイアフラムが高張力鋼の場合は提案式で実験結果を精度良く推定できる。

5) 一方、柱のみに高張力鋼を使用した接合部では、耐力推定式は実験値を過少評価する。この原因は、高張力鋼用の溶接棒を使用した溶接部のきれつで最大耐力に達したにもかかわらず、普通鋼であるダイアフラムの σ_{ud} を使用したことにある。

6) ビルトアップ鋼管柱接合部の局部耐力は、本推定式により20%程度過大評価される。

7) 三角板により補強され、フランジ板の形状が急変する場合でも、三角板の辺長の1/2をダイアフラムせいと考えることにより、耐力を精度良く評価することができる。

8) フランジ板より片側荷重を受ける接合部でも、提案式は耐力を精度良く評価し得る。

9) 提案した耐力推定式は、実際の柱・はり接合部の状態に近い十字形供試体の局部破壊および降伏耐力を精度良く評価しており、外ダイアフラム形式の接合部の局部耐力推定に極めて有効である。

10) 提案した耐力式は実用的な溶接方法により製作された供試体の実験結果に基づいているため、実施工の構造物に対しても、適切な溶接施工がなされていれば、安全側の評価を与えられられる。

参考文献

- 1) Draper, N.R., and H. Smith : Applied Regression Analysis, John Willey and Sons, 1966
- 2) 牧野雄二、黒羽啓明、三井宜之：鋼管継手の局部変形耐力の推定－支管が圧縮力を受ける場合－、日本建築学会論文報告集、第251号、pp.45-55、昭和52年1月
- 3) 伴 潔、藤原勝義：異種鋼材溶接組立て断面の基礎実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.907-908、昭和43年10月
- 4) 金谷 弘、浦田 勲、小川忠彦：箱形断面柱とH形はりの接合部に関する研究（その3 高張力鋼を使用した場合）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.895-896、昭和45年9月
- 5) 伴 潔、今井克彦：三角板により補強された角形鋼管柱・H形鋼梁接合部の実験的研究（接合部を単純化したモデルによる実験）、日本建築学会論文報告集、第262号、pp.73-82、昭和52年12月
- 6) Kato, B., Y. Maeda and K. Sakae : Behavior of Rigid Frame Sub-Assemblages Subjected to Horizontal Force, Proceedings of the International Conference held at Teesside Polytechnic, Joints in Structural Steelwork, pp.1.37/1.53 1981
- 7) 加藤 勉、秋山 宏、西山 功：箱形断面柱・H形はり接合部の実験的研究－外ダイアフラムの強度の検討のための基礎的実験－、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.181-184、昭和52年
- 8) 伴 潔、金谷 弘、浦田 勲：箱形断面柱とH形はりの接合部に関する研究（その1 鉛直荷重時の実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1019-1020、昭和43年10月
- 9) 青木博文、増田正之：素材引張試験結果による構造用鋼材の力学的性質に関する統計的調査、日本建築学会構造系論文報告集、第358号、pp.94-105、昭和60年12月

第4章 水平荷重時における接合部の耐力評価

1. 緒言

前章では接合部が局部破壊する場合の耐力式を提案し、同式が水平荷重時のはりフランジからの応力状態をモデル化した片側引張あるいは片側圧縮形式供試体の実験結果を精度良く評価し得ることを示した。しかし、水平荷重を受ける角形鋼管柱・H形はりラーメン接合部では、接合部の局部変形とともに接合部パネルのせん断変形が重要な問題となるため、外ダイアフラム補剛の場合は接合部の局部破壊と接合部パネルのせん断破壊との関係について明らかにする必要がある。

本章では、外ダイアフラムにより補剛された角形鋼管柱・はり接合部の水平荷重時実験を行い、接合部が局部破壊する場合と接合部パネルがせん断破壊する場合の挙動を調べ、2つの破壊形式の関係を明らかにするとともに、この種の接合部の耐力評価方法および適切な設計方法を提案する。

2. 実験

2-1 供試体

供試体はFig.4.1に示すようにラーメン架構の中柱接合部を対象とした十字形部分架構である。

接合部の詳細をFig.4.2に示す。角形鋼管の局部変形に対する補剛方法として外ダイアフラム形式を用いており、ダイアフラムどうしは突合せ溶接、ダイアフラムと柱はすみ肉溶接されている。各供試体は柱心より500mmの位置で等断面のはり部分と高力ボルト接合されており、はり長さは1800mm、柱長さは1300mmである。

供試体の寸法諸元をTable 4.1に示す。使用鋼材はSTKR41およびSS41で機械的性質は各供試体ごとにTable 4.1に示している。角形鋼管については平板部中央で管軸方向より採取したJIS 1号引張試験片による値である。使用した角形鋼管のうち、□-200X200X9はプレス成形鋼管であるが、他の角形鋼管はすべてロール成形鋼管である。供試体は鋼管の溶接シームのある面が柱ウェブ側(パネル面)にこないように製作されている。

供試体の角形鋼管幅は200mmが主で、変化させたパラメータは鋼管幅厚比とダイアフラム寸法である。はりせいと柱幅の比 d/B は1.5を標準としたが、BXS-6Bについては $d/B=1.0, 2.0$ のものについても実験を行った。

Table 4.2に各供試体の耐力計算値を示す。

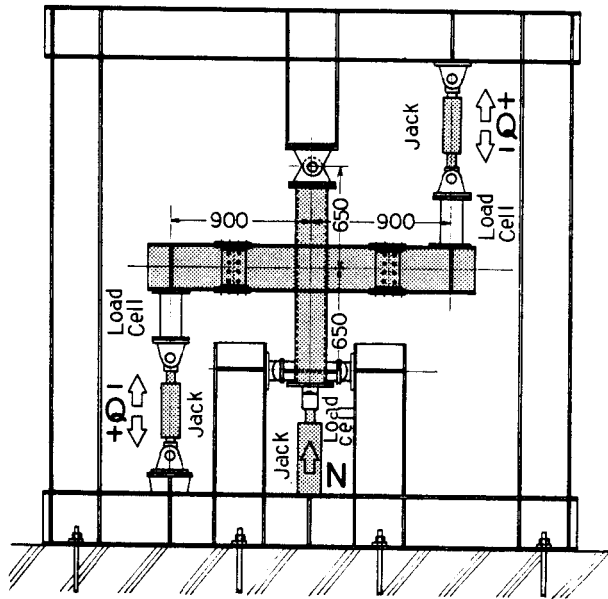


Fig.4.1 Test set-up

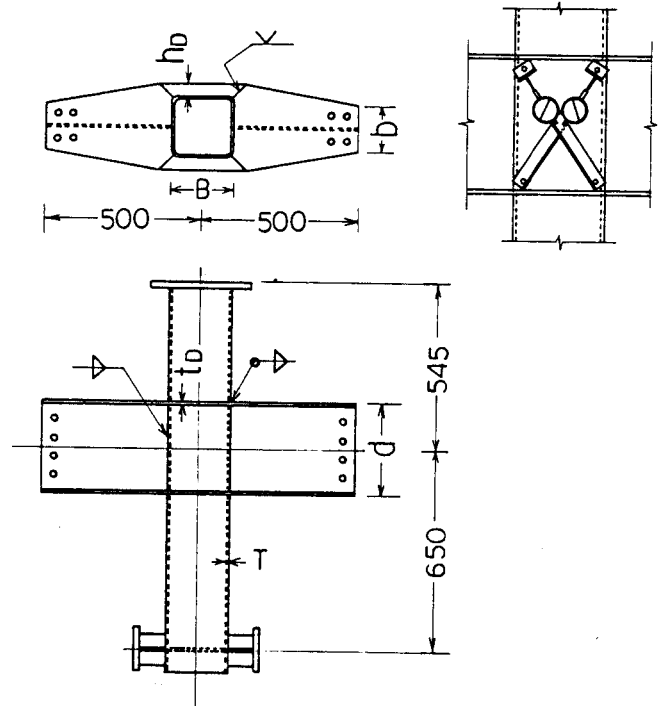


Fig.4.2 Details of test specimen and dial gage arrangement of joint panel

Table 4.1 Details of Test Specimens and Mechanical Properties

Specimen	Column	Beam	Diaphragm	Axial Force N/N _y	RHS		Diaphragm		
	B x B x T	d x b x t w x t	tD x hD		σ _y	σ _U	σ _y	σ _U	
	(mm)				(tf/cm ²)				
BXO-4.5B	200x200x4.5**	300x150x6x9	-	0.18	3.29	4.23	3.20	4.66	
BXS-4.5B			9 x 20	0.18	3.29	4.23	2.92	4.28	
BXW-4.5B			9 x 40	0.18	3.29	4.23	3.20	4.66	
BXS-4.5C			6 x 20	0.17	3.63	4.64	2.76	4.16	
BXH-4.5C			6 x 30	0.17	3.63	4.64	2.76	4.16	
BXO-6B	200x200x6**	300x150x6x9	-	0.18	3.43	4.37	3.20	4.66	
BXS-6B			9 x 20	0.18	3.43	4.37	2.92	4.28	
BXH-6B			9 x 30	0.20	3.08	3.90	2.59	4.43	
BXW-6B			9 x 40	0.18	3.43	4.37	3.20	4.66	
BXS-6B-200			200x150x6x9	9 x 20	0.20	4.08	4.68	3.13	4.80
BXS-6B-400			400x150x6x9	9 x 20	0.20	4.08	4.68	3.13	4.80
BXS-6C			6 x 20	0.20	3.08	3.90	2.76	4.16	
BXH-6C	6 x 30	0.20	3.08	3.90	2.76	4.16			
BXS-9B	200x200x9*	300x150x6x9	9 x 20	0.20	2.94	4.40	2.92	4.28	
BX25S-6B	250x250x6**	300x150x6x9	9 x 20	0	3.69	4.76	3.13	4.80	

* : RHS fabricated from two channels formed by cold pressing

** : RHS formed by cold rolling

N_y : = σ_{yc} · A (A; cross section of RHS, σ_{yc}; yield point of RHS)

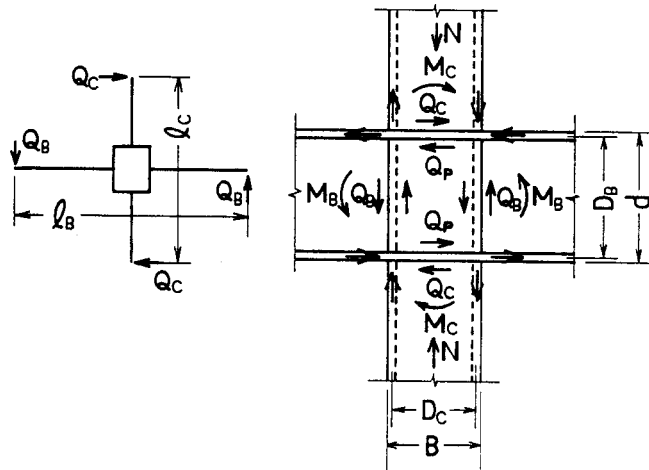


Fig 4.3 Member forces on joint panel

ここで、

M_{BP} : はり(等断面部)の全塑性モーメント

M_{CP} : 軸方向力を考慮した柱の低減塑性モーメント

M_{LU} : 接合部の局部破壊耐力 ((3.4)式による)

$$= 3.85 \sigma_{ud} B^2 (T/B)^{2/3} \{t_D / (h_D + T)\}^{2/3} \{(h_D + T)/B\} (d - t) \quad \dots \dots \dots (4.1)$$

M_{Ly} : 接合部の局部降伏耐力 ((3.5)式による)

$$= 0.58 M_{LU}$$

$$= 2.23 \sigma_{ud} B^2 (T/B)^{2/3} \{t_D / (h_D + T)\}^{2/3} \{(h_D + T)/B\} (d - t) \quad \dots \dots \dots (4.2)$$

M_{Py} : 接合部パネルの降伏耐力 ((文献1)による)

Fig.4.3の接合部パネル応力状態を参考にして、接合部パネルに働くせん断力を $Q_P = 2M_B/D_B - Q_C$ とする。接合部パネルのせん断応力分布はせん断流れの考えに従い形状係数を $\kappa = 9/8$ とすると、接合部パネルの最大せん断応力は、

$$\tau_{max} = \kappa Q_P / A_P = 9/8 (Q_P / 2D_C T) \quad \dots \dots \dots (4.3)$$

ミーゼスの降伏条件に従い、 $\sigma_N^2 + 3\tau_{max}^2 = \sigma_{yc}^2$ (σ_N ; 柱軸力による応力、 σ_{yc} ; 柱の降伏点)の時接合部パネルは降伏するとすれば、接合部パネルの降伏耐力は、

$$M_{Py} = 8(1 - \lambda) D_B D_C T \sigma_{yc} \sqrt{1 - (N/N_y)^2} / 9\sqrt{3}(1 - \lambda - \mu) \quad \dots \dots (4.4)$$

ここで、 $\lambda = B/l_B$, $\mu = d/l_C$

D_B ; はりフランジ重心間距離 = $d - t$

D_C ; 柱フランジ重心間距離 = $B - T$

l_B ; はり長さ

l_C ; 柱長さ

計算に際しては、寸法諸元は公称値を、材料強度は素材試験結果を使用し、値はすべて接合部はり端フェースモーメントで表示されている。

Table 4.2によれば、すべての供試体の M_M/M_Y の値は1.0より大きく柱あるいははり耐力に達する以前に接合部の局部降伏あるいは接合部パネルの降伏が生じるように設計されていることが分る。

2-2 実験方法

実験はFig.4.1に示すように構造物試験床上に設置された載荷用フレームを用い、柱を単純支持しておき、油圧ジャッキにより柱に定軸力を、はり両端に逆対称荷重を与えることにより行い、供試体と油圧ジャッキの間に設置したロードセルにより荷重の検出を行った。

載荷手順は、まず所定軸力を加えた後、はり端荷重を与えた。柱軸力は柱の素材試験結果を用いた降伏軸力 N_y の約20%で実験中一定に保持した。BXS-4.5B, 6B, 9Bの3体は、油圧ジャッキが引きの方向を正荷重として、数回の正負交番繰り返し載荷を行ったが、残りの供試体は片側載荷とし、弾性域で1度、塑性域が進展した状態で1度除荷を行った。

実験中、はり端の変位、接合部パネルのせん断変形を変位計で測定した。接合部パネルのせん断変形はFig.4.2に示すように、接合部パネル面に測定用の鋼棒を溶接しておき、対角線の鋼棒間の変形を測定することにより求めた。

Table 4.2 Calculated Strengths of Specimens

Specimen	M _{BP}	M _{CP}	M _{Ly}	M _{LU}	M _{Py}	$\frac{M_M}{M_Y}$	$\frac{M_{Ly}}{M_{Py}}$	$\frac{M_{LU}}{M_{Py}}$
	(tf·m)							
BXO-4.5B	16.40	9.62	3.45	5.95	5.67	1.70	0.61	1.05
BXS-4.5B	14.96	9.62	5.57	9.61	5.67	1.70	0.98	1.69
BXW-4.5B	16.40	9.62	7.40	12.76	5.67	1.30	1.31	2.25
BXS-4.5C	10.74	10.67	4.17	7.20	6.37	1.68	0.65	1.13
BXH-4.5C	10.74	10.67	4.68	8.07	6.37	1.68	0.73	1.27
BXO-6B	16.40	13.19	4.60	7.93	7.84	1.68	0.59	1.01
BXS-6B	14.96	13.19	6.88	11.87	7.84	1.68	0.88	1.51
BXH-6B	13.27	11.81	7.94	13.69	7.01	1.49	1.13	1.95
BXW-6B	16.40	13.19	9.06	15.63	7.84	1.46	1.16	1.99
BXS-6B-200	9.63	14.22	5.07	8.74	5.47	1.76	0.93	1.60
BXS-6B-400	23.37	17.35	10.37	17.88	14.10	1.23	0.74	1.27
BXS-6C	10.74	11.85	4.85	8.35	7.10	1.51	0.73	1.25
BXH-6C	10.74	11.85	5.40	9.31	7.10	1.51	0.81	1.40
BXS-9B	14.96	16.42	9.35	16.13	9.86	1.52	0.95	1.64
BX25S-6B	16.04	22.03	8.82	15.20	10.89	1.47	0.81	1.40

$$M_M : \min\{M_{BP}, M_{CP}\} \quad M_Y : \max\{M_{Ly}, M_{Py}\}$$

3. 実験結果

3-1 破壊状況

供試体の破壊状況をTable 4.3に示す。

供試体の破壊は、接合部の補剛量により接合部パネルせん断破壊型(P)と接合部局部破壊型(L)の2つに大別できる。接合部局部破壊はさらに柱の局部破壊(L_c),溶接部のきれつ(L_{cr}),ダイアフラムの局部座屈(L_d)に分類できる。

柱の局部破壊(L_c)が生じたものは、最終状態において柱軸力の保持が困難になり、柱軸力を保持しようとするとはり端荷重の低下が生じ最大耐力に達した(Photo 4.1)。圧縮側ダイアフラムが局部座屈したもの(L_d)は、ダイアフラムの局部座屈の進行には必ず柱の局部変形を伴っていた(Photo 4.2)。溶接部のきれつ(L_{cr})で最大耐力が決定したものは最大耐力に達した後急激な荷重低下を生じた(Photo 4.3)。

接合部パネルのせん断破壊(P)で耐力が決定したのものには、すべて接合部パネルにせん断座屈の波が確認された(Photo 4.4)。

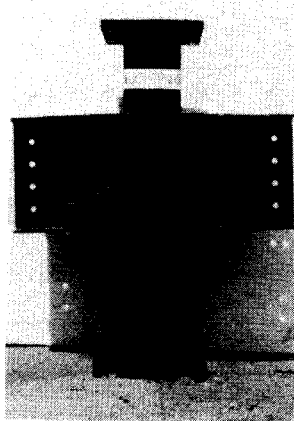


Photo 4.1 Column failure



Photo 4.2 Local buckling of diaphragm



Photo 4.3 Crack in weld



Photo 4.4 Panel failure

3-2 荷重-変形関係

実験結果の一覧をTable 4.3に示す。同表の耐力はすべて接合部はり端のフェイスモーメントで表示してある。M_yは荷重とはり端変位の関係における接線剛性が初期剛性の1/3になった時の荷重(以下 降伏耐力)、M_uは最大耐力である。

θ_y, θ_uはそれぞれ、M_y, M_u時のはり端変位を荷重点より柱表面までの距離で除した変形角で表示してある。Figs.4.4 (a)-(c)に繰り返し載荷を行ったBXS-4.5B, 6B, 9Bの荷重-変形関係を示す。

Figs.4.5 (a)-(o)は各供試体の荷重-変形関係である。正負の繰り返し載荷を行ったBXS-4.5B, 6Bおよび9Bの3体についてはFig.4.6に示す方法により求めた正荷重側のM-θ関係の包絡線で示している。各図中の太い実線は全体変形(θ)を、細い実線ははりの変形(θ_B)を、一点鎖線ははりと柱の変形の和(θ_B+θ_C)を、点線ははりと柱と接合部パネルの変形の和(θ_B+θ_C+θ_P)を表わしている。ここで、θ_B, θ_Cおよびθ_Pは以下のとおりであり、すべてはり端の変形角で表示している。

θ_B: 変断面はりの曲げ、せん断変形の弾性計算値

θ_C: 柱の曲げ、せん断変形の弾性計算値

θ_P: 接合部パネルのせん断変形実験値*1)

$$= \gamma(1-\lambda-\mu)/(1-\lambda) \dots \dots \dots (4.5)$$

γ; 変位計測定による接合部パネルのせん断変形角

Figs.4.5 (a)-(o)において、実験値θと(θ_B+θ_C+θ_P)との差は主として接合部の局部変形によるものと考えられる。

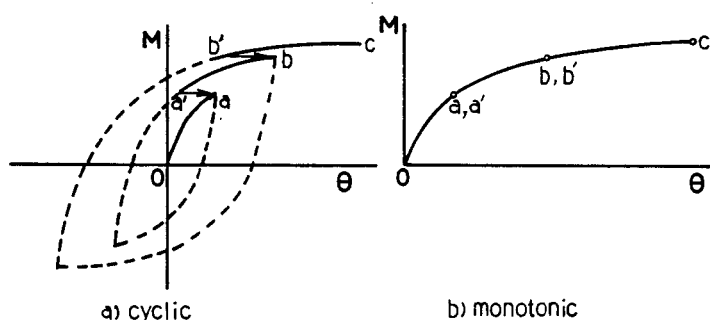


Fig.4.6 Correlation between cyclic and monotonic curves

*1) 本研究における接合部パネルのせん断変形の測定方法では、パネルのせん断変形に接合部の局部変形の影響が混入している。しかし、測定された局部変形は接合部パネルのせん断変形と同様に柱およびはり端部に回転角を生じさせる成分であるので、ここではこの局部変形も含めて接合部パネルのせん断変形θ_Pと考えている。一方、θ-(θ_B+θ_C+θ_P)として求まるのは、接合部局部変形のうちはり端の回転のみに影響を与える成分であり¹⁵⁾、本研究ではこれを局部変形と呼んでいる。

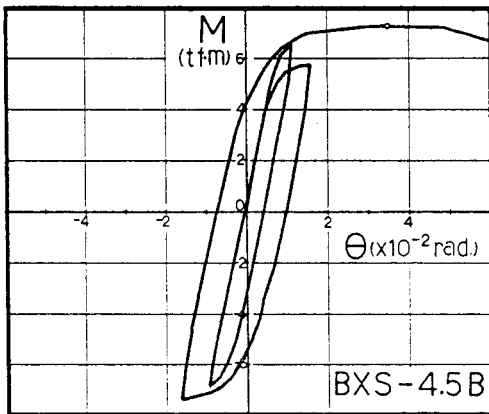
Table 4.3 Summary of Test Results

Specimen	M_y	M_U	θ_y	θ_U	$\frac{M_U}{M_y}$	$\frac{M_U}{M_{CP}}$	$\frac{M_y}{M_{Ly}}$	$\frac{M_U}{M_{LU}}$	$\frac{M_y}{M_{Py}}$	$\frac{M_U}{M_{Py}}$	$\frac{\theta_U}{\theta_y}$	$\frac{b_D}{t_D}$	Failure Mode
	(tf·m)		$(\times 10^{-2} \text{ rad.})$										
BXO-4.5B	3.43	4.28	0.90	3.59	1.25	0.44	0.99	0.72	0.60	0.75	3.99	11.1	Lcr
BXS-4.5B	6.06	7.29	0.86	3.64	1.20	0.76	1.09	0.76	1.07	1.29	4.23	13.3	P
BXW-4.5B	5.44	6.79	1.02	5.43	1.25	0.71	0.74	0.53	0.96	1.20	5.32	15.6	P
BXS-4.5C	4.49	4.99	1.08	1.88	1.11	0.47	1.08	0.69	0.70	0.78	1.74	20.0	Ld
BXH-4.5C	5.31	6.19	1.21	2.67	1.17	0.58	1.13	0.77	0.83	0.97	2.21	21.7	Ld
BXO-6B	5.39	7.49	1.01	4.23	1.39	0.57	1.17	0.94	0.69	0.96	4.19	11.1	Lc,cr
BXS-6B	7.96	10.17	1.55	7.52	1.28	0.77	1.16	0.86	1.02	1.30	4.85	13.3	Lc,d
BXH-6B	6.66	9.09	1.16	10.50	1.36	0.77	0.84	0.66	0.95	1.30	9.05	14.4	P
BXW-6B	8.24	11.59	1.01	6.07	1.41	0.88	0.91	0.74	1.05	1.48	6.01	15.6	P
BXS-6B-200	4.50	7.54	1.12	10.58	1.68	0.53	0.89	0.86	0.82	1.38	9.45	13.3	P
BXS-6B-400	10.04	12.40	1.44	4.17	1.24	0.71	0.97	0.69	0.71	0.88	2.90	13.3	Lc
BXS-6C	4.98	5.93	1.03	1.95	1.19	0.50	1.03	0.71	0.70	0.84	1.89	20.0	Ld
BXH-6C	5.36	6.46	0.97	2.05	1.21	0.55	0.99	0.69	0.75	0.91	2.11	21.7	Ld
BXS-9B	11.19	15.28	0.93	6.92	1.37	0.93	1.20	0.95	1.13	1.55	7.44	13.3	Ld,cr
BX25S-6B	8.94	11.43	1.77	6.27	1.28	0.52	1.01	0.75	0.82	1.05	3.54	16.1	Ld

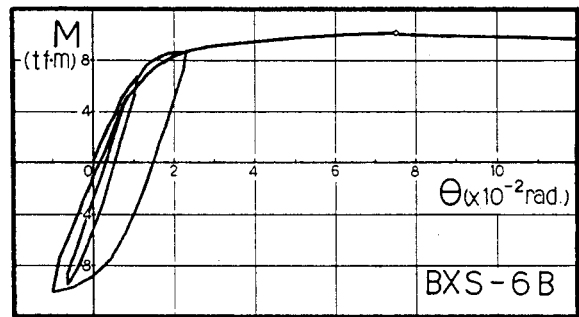
b_D/t_D : Width to thickness ratio of diaphragm

P : Panel failure

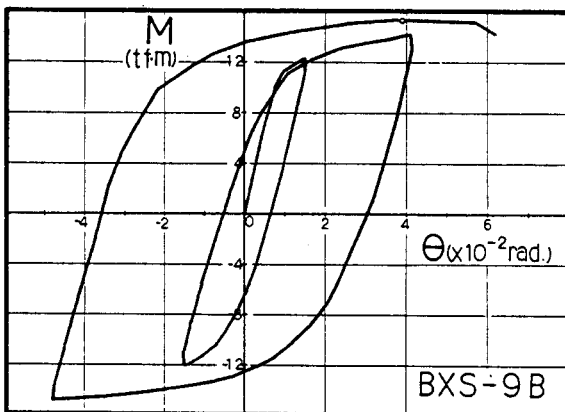
L : Local failure d; local buckling of diaphragm cr; crack in weld
 c; column failure



(a)

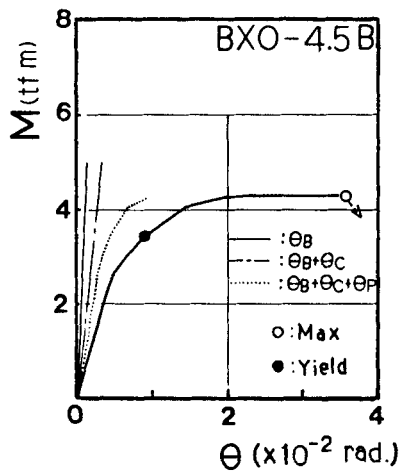


(b)

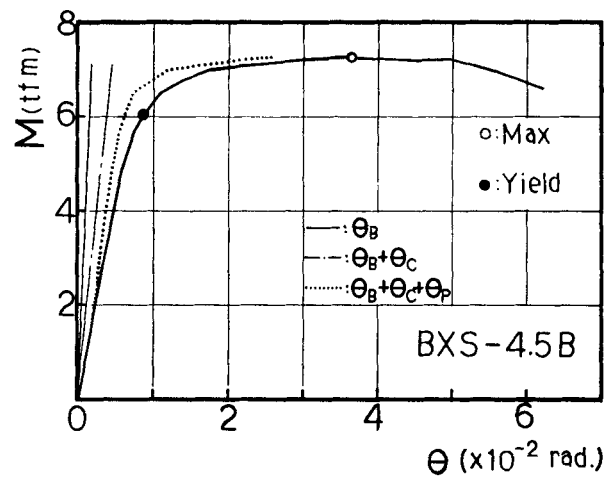


(c)

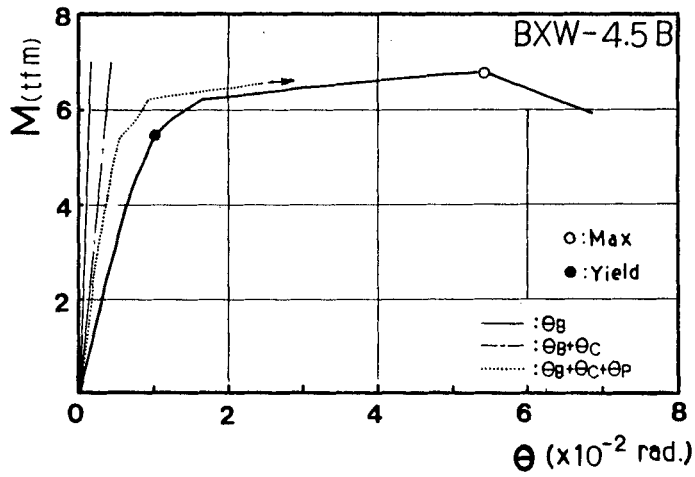
Figs.4.4 Load-deflection curves



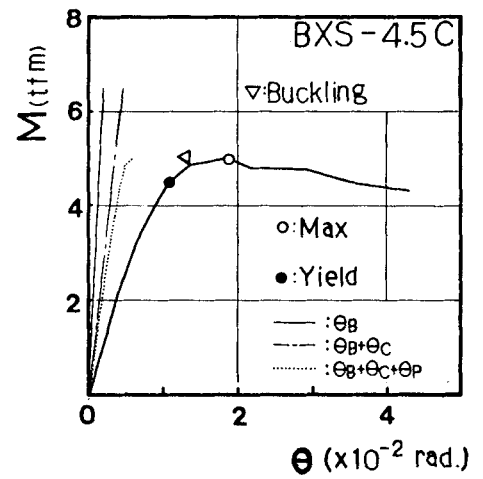
(a)



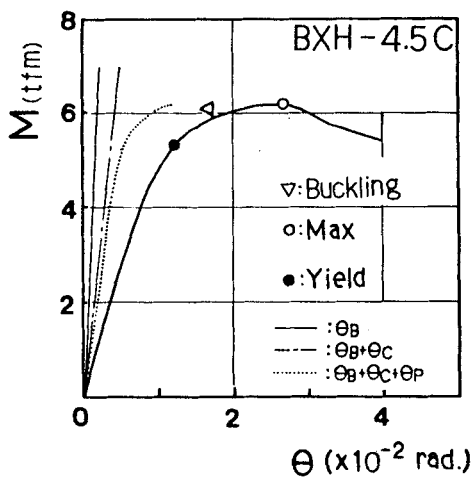
(b)



(c)

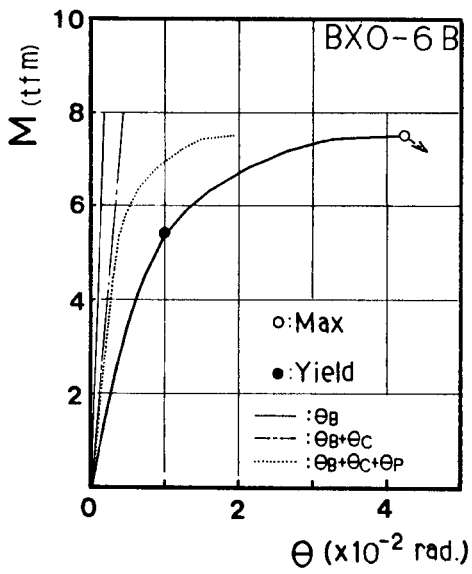


(d)

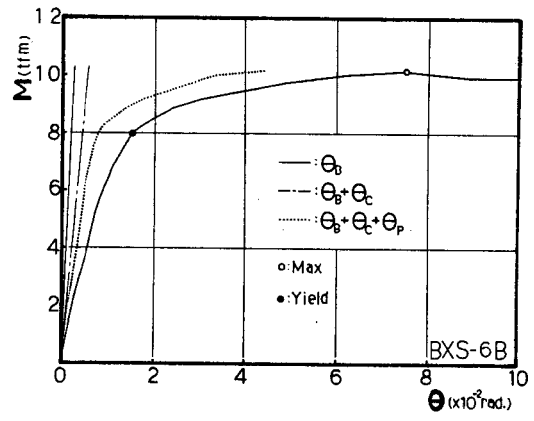


(e)

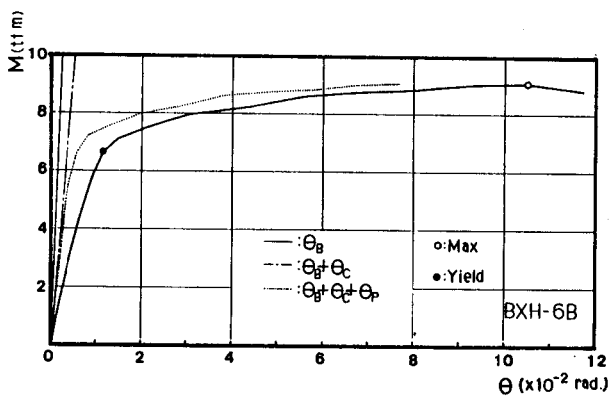
Fig.4.5 Load-deflection curves



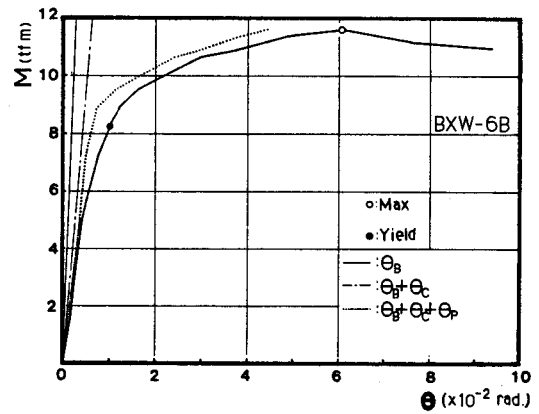
(f)



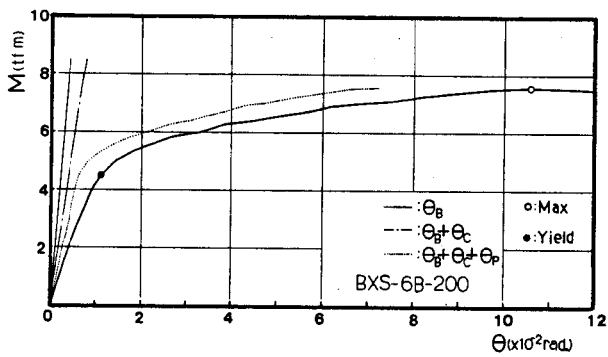
(g)



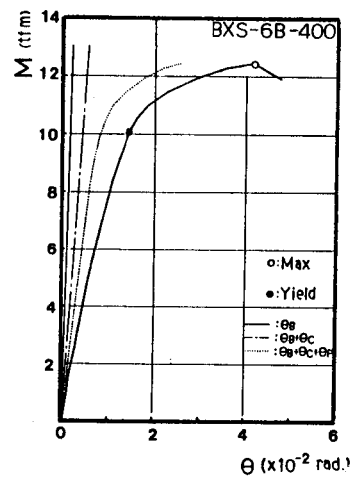
(h)



(i)

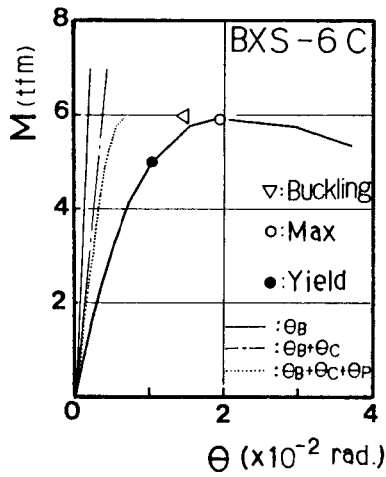


(j)

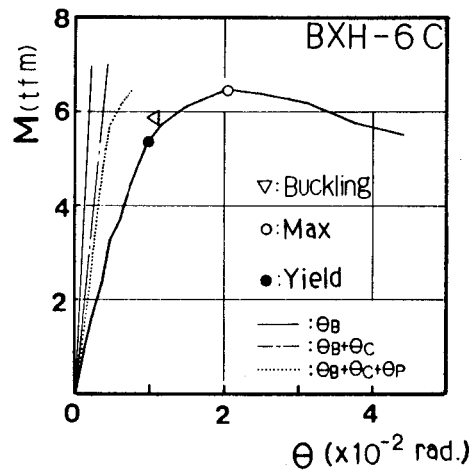


(k)

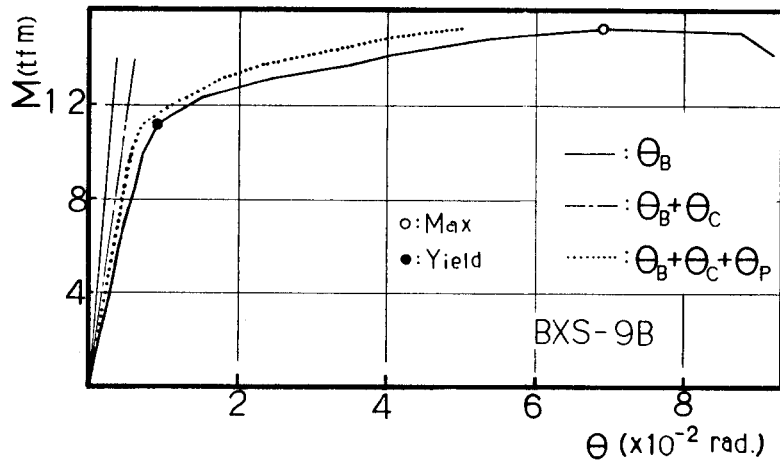
Fig.4.5 Load-deflection curves



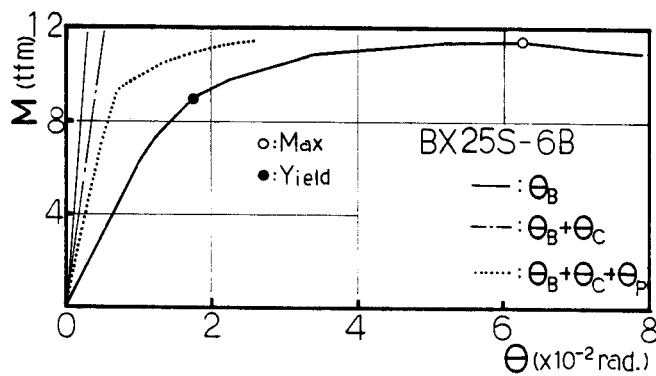
(l)



(m)



(n)



(o)

Fig.4.5 Load-deflection curves

4. 考察

4-1 変形成分・エネルギー吸収

Figs.4.7 (a)-(o)は各供試体の各荷重段階における各変形成分の比率を示したものである。図の縦軸は全体変形を1として百分率で表示した各変形成分の占める割合、横軸は降伏耐力 M_y で無次元化した荷重である。図中のMemberとあるのは、はりと柱の変形の和($\theta_B + \theta_C$)を、Localとあるのは全体変形 θ と($\theta_B + \theta_C + \theta_P$)の差である。また、横軸には接合部局部降伏耐力計算値 M_{Ly} 、接合部パネル降伏耐力計算値 M_{Py} を記している。

Figs.4.8 (a)-(o)は各供試体の $M-\theta$ 関係より求めた吸収エネルギーと変形能力の関係を示している。縦軸は降伏荷重時の吸収エネルギー W_y で、横軸は降伏荷重時の変形 θ_y で無次元化している。

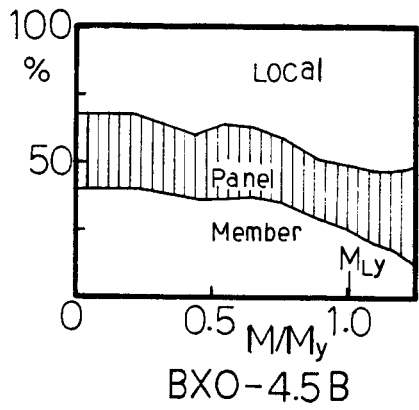
接合部パネルのせん断破壊で耐力が決定したもの(例えばB X H-6B)は、降伏荷重以後、接合部パネルのせん断変形の占める割合が大きくなり、エネルギー吸収の大部分は接合部パネルにより行われており、降伏以後のエネルギー吸収量、変形能力は大きい。しかし、柱の幅厚比が大きくなると降伏以後の余力(M_u/M_y)が小さく、変形能力も小さくなる傾向がある。

ダイアフラムの局部座屈で耐力が決定したもの(例えばB X H-6C)は、柱の局部変形が大きく、この破壊形式にも接合部の局部変形が密接に関係していることが伺える。この破壊形式では降伏以後の変形能力に極めて乏しく、エネルギー吸収も小さい。

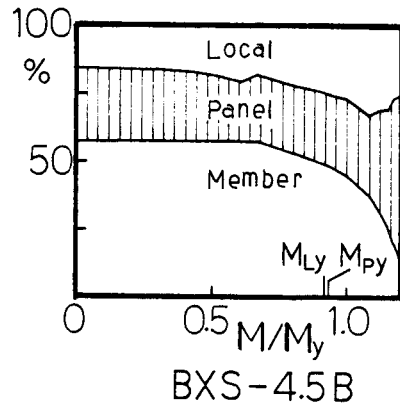
柱の局部破壊あるいはダイアフラム溶接部のきれつで耐力が決定したもの(例えばB X O-6B)でも接合部パネルの変形は非線形の挙動を示しており、降伏耐力以後接合部パネル変形成分 θ_P が全体変形に占める割合が大きくなっている*2)が、エネルギー吸収、変形能力とも接合部パネルがせん断破壊したものより小さい。

いずれの破壊形式においても、降伏耐力時の変形は $\theta_y = 1/100\text{rad.}$ 程度であり、本研究における降伏耐力は設計上の1つの目安となり得る。

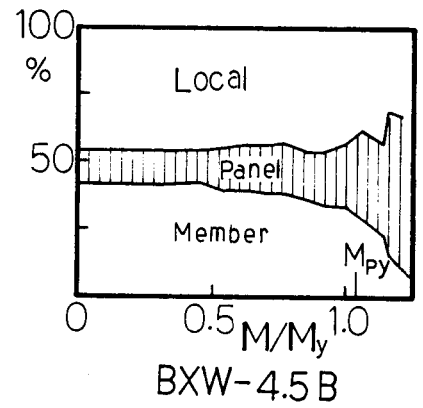
*2) Fig.4.7 (f)で降伏荷重以後接合部パネルの変形成分が大きくなっているのは、B X O-6Bは $h_0=0$ であるため接合部パネルの変形成分に占める接合部局部変形の影響が大きいためであるが、最大荷重近くでは接合部パネルに溶接した変形測定用鋼棒の回転による測定誤差も含まれている。



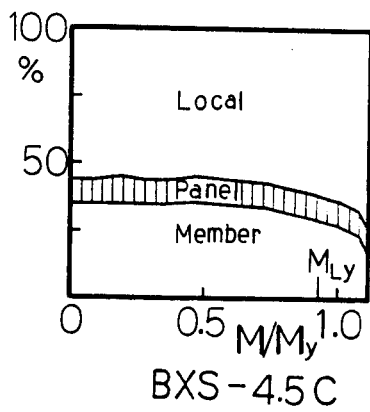
(a)



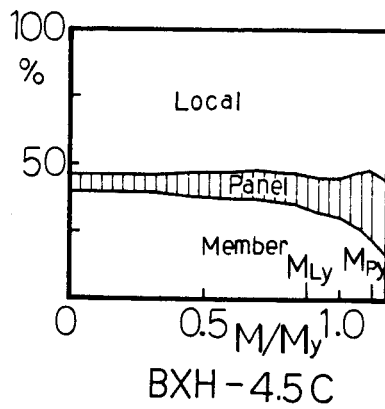
(b)



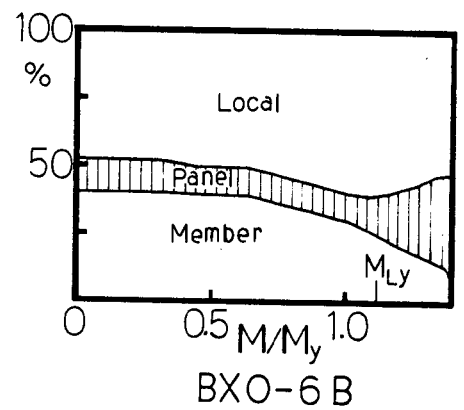
(c)



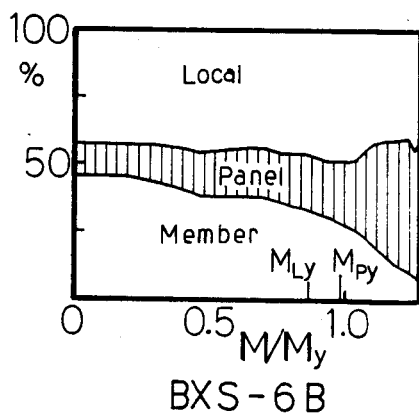
(d)



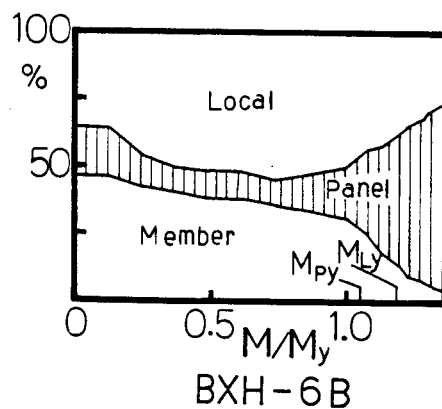
(e)



(f)

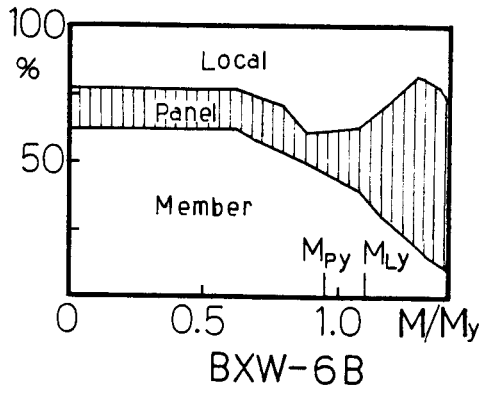


(g)

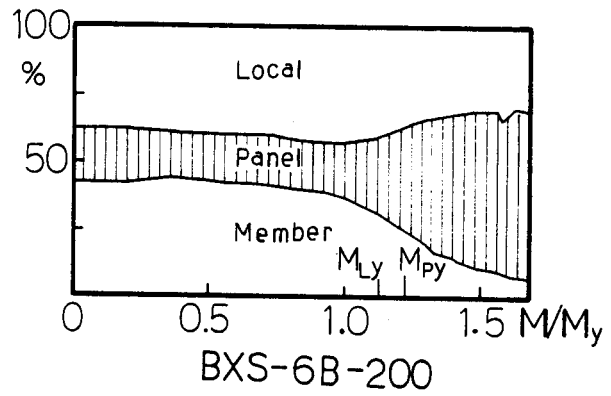


(h)

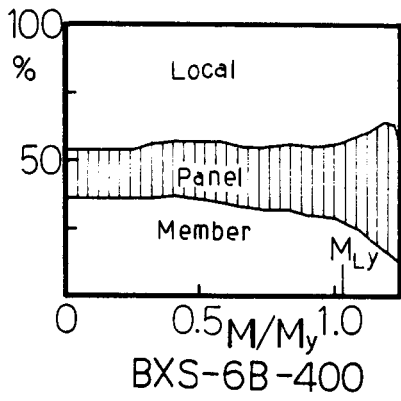
Fig.4.7 Contribution of each deformation to overall deflection



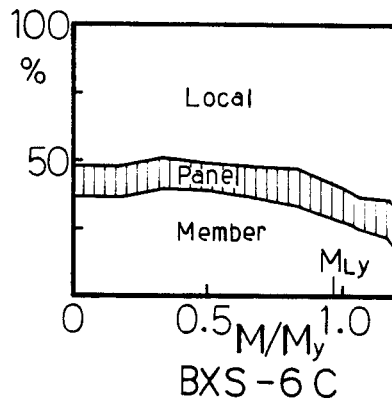
(i)



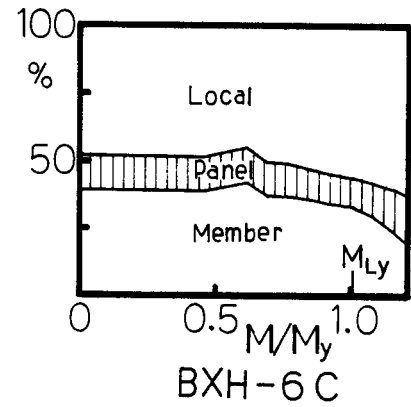
(j)



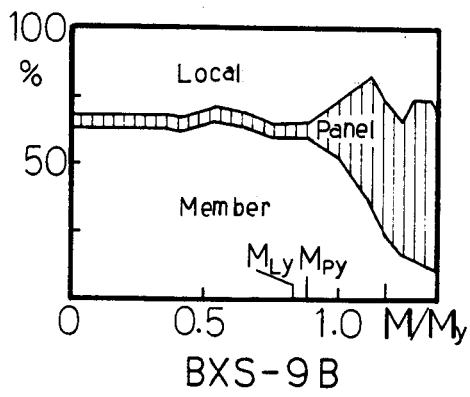
(k)



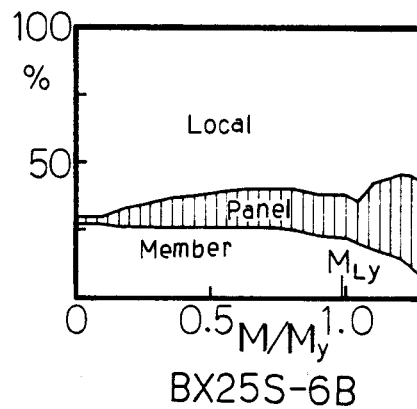
(l)



(m)



(n)



(o)

Fig.4.7 Contribution of each deformation to overall deflection

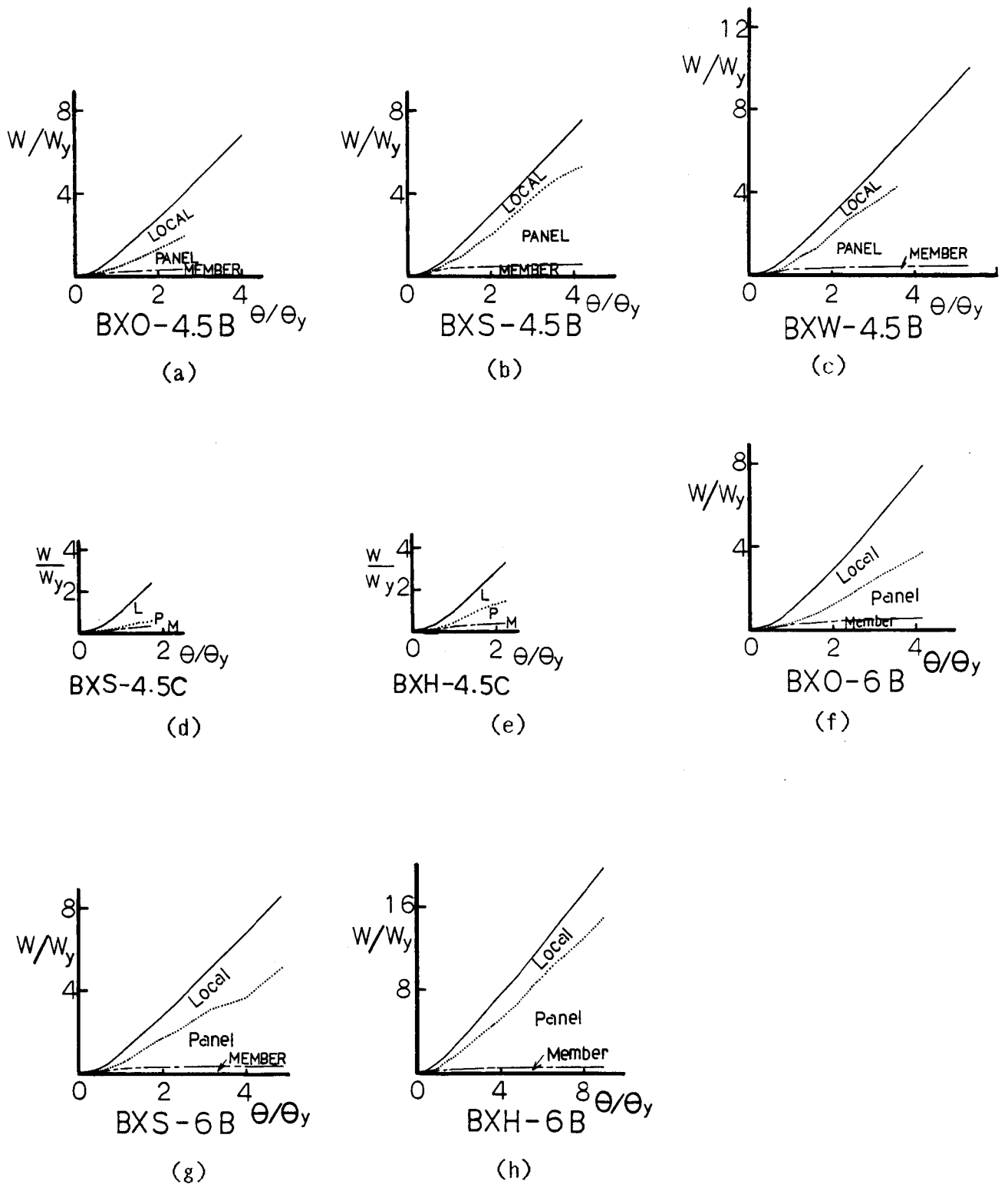
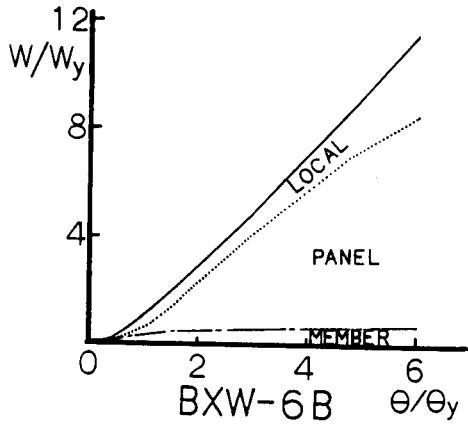
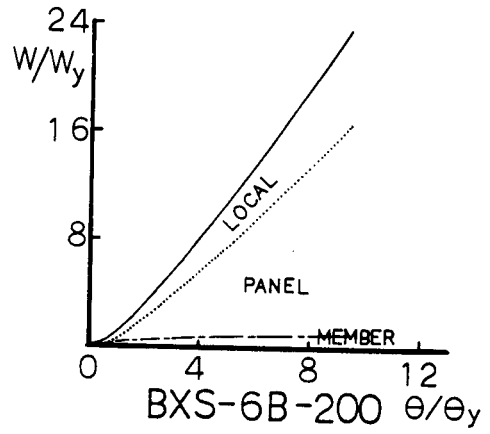


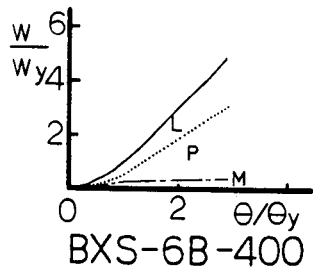
Fig.4.8 Absorbed energy



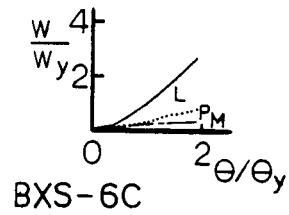
(i)



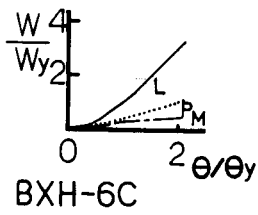
(j)



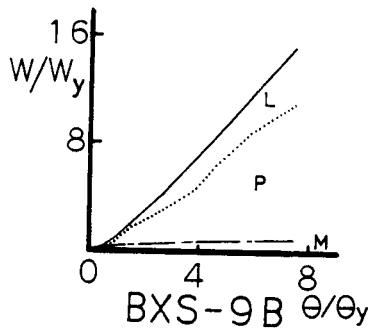
(k)



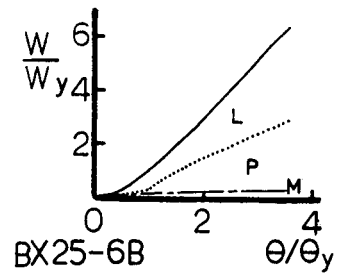
(l)



(m)



(n)



(o)

Fig.4.8 Absorbed energy

4-2 接合部パネルのせん断応力・せん断ひずみ

Table 4.4に接合部パネルのせん断応力とせん断ひずみの値を示す。

Fig.4.9に全供試体について、柱素材のせん断降伏応力度 $\tau_{yc}(=\sigma_{yc}/\sqrt{3})$ とせん断降伏ひずみ $\gamma_{yc}(=\tau_{yc}/G)$ で無次元化した接合部パネルの平均せん断応力-せん断ひずみ関係を示す。

ここで、

$$\tau = M(1 - \lambda - \mu) / D_B D_C T(1 - \lambda) \dots \dots \dots (4.6)$$

Fig.4.9によれば、いずれの供試体も $\tau = \tau_{yc}$ 以前に剛性の低下が生じている。接合部の局部破壊で耐力が決定した供試体のうちBXS-6BおよびBXS-9Bの2体は局部変形に対する補剛効果が比較的大きいため、接合部パネルのせん断変形成分も大きく、剛性が急変する時の τ/τ_{yc} も高いが、局部破壊が生じたその他の供試体では、剛性が大きく低下する時の τ/τ_{yc} の値は0.6-0.7程度で、接合部パネルのせん断破壊で耐力の決定した供試体の値($\tau/\tau_{yc}=0.8-1.0$)に比べて低い。これは、前述のように接合部パネルの変形に含まれる接合部局部変形成分によるため、局部変形に対する補剛効果の小さい供試体では、局部変形の影響が大きいことを意味している。

一方、接合部パネルのせん断破壊で耐力が決定した供試体でも、最大耐力時の平均せん断応力と柱素材のせん断降伏応力の比 τ_u/τ_{yc} は1.1-1.3で、H形鋼柱の場合、この比が1.7-2.5程度⁴⁾⁻⁶⁾あるのに比べると降伏以後の余力が小さいことが分る。これには、冷間成形に伴う加工硬化により、鋼管素材の降伏点および降伏比が高くなったこと以外に、角形鋼管柱の場合は接合部パネルの補剛枠としての柱フランジ剛性がH形鋼柱の場合に比べて相対的に低いことが大きく影響していると考えられる。また、最大耐力時のせん断ひずみと柱素材のせん断降伏ひずみの比 γ_u/γ_{yc} は10-40程度で、H形鋼柱の場合に比べて小さい。

Table 4.4 Shear Stress and Shear Strain of Panel

Specimen	τ_y	τ_u	τ_{yc}	γ_y	γ_u	γ_{yc}	$\frac{\gamma_u}{\gamma_y}$	$\frac{\tau_u}{\tau_{yc}}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_{yc}}$	Failure Mode
	(tf/cm ²)			(x10 ⁻³ rad.)						
BXO-4.5B	1.00	1.25	1.90	2.82	11.6	2.38	4.1	0.66	4.9	Lcr
BXS-4.5B	1.77	2.13	1.90	3.23	28.1	2.38	8.7	1.12	11.9	P
BXW-4.5B	1.59	-	1.90	3.19	-	2.38	-	-	-	P
BXS-4.5C	1.30	1.44	2.10	1.33	2.5	2.63	1.9	0.69	0.9	Ld
BXH-4.5C	1.53	1.79	2.10	2.45	10.0	2.63	4.1	0.85	3.8	Ld
BXO-6B	1.19	1.66	1.98	1.35	20.6	2.51	15.3	0.84	8.2	Lc,cr
BXS-6B	1.76	2.25	1.98	4.77	51.6	2.51	10.8	1.14	21.0	Lc,d
BXH-6B	1.47	2.01	1.78	2.91	95.7	2.22	32.9	1.13	43.1	P
BXW-6B	1.82	2.56	1.98	2.66	51.1	2.51	19.2	1.29	20.4	P
BXS-6B-200	1.69	2.83	2.36	2.70	77.8	3.09	28.8	1.20	25.2	P
BXS-6B-400	1.46	1.81	2.36	5.95	30.9	3.09	5.2	0.77	10.0	Lc
BXS-6C	1.09	1.29	1.78	1.61	4.0	2.22	2.5	0.73	1.8	Ld
BXH-6C	1.17	1.41	1.78	1.46	4.9	2.22	3.4	0.79	2.2	Ld
BXS-9B	1.68	2.29	1.70	2.54	56.6	2.10	22.3	1.35	27.0	Ld,cr
BX25S-6B	1.56	1.99	2.13	3.79	29.9	2.63	7.9	0.93	11.4	Ld

τ_y : Shear stress of panel at M_y $\tau_{yc} = \sigma_{yc}/\sqrt{3}$
 τ_u : Shear stress of panel at M_u $\gamma_{yc} = \tau_{yc}/G$
 γ_y : Shear strain of panel at M_y
 γ_u : Shear strain of panel at M_u

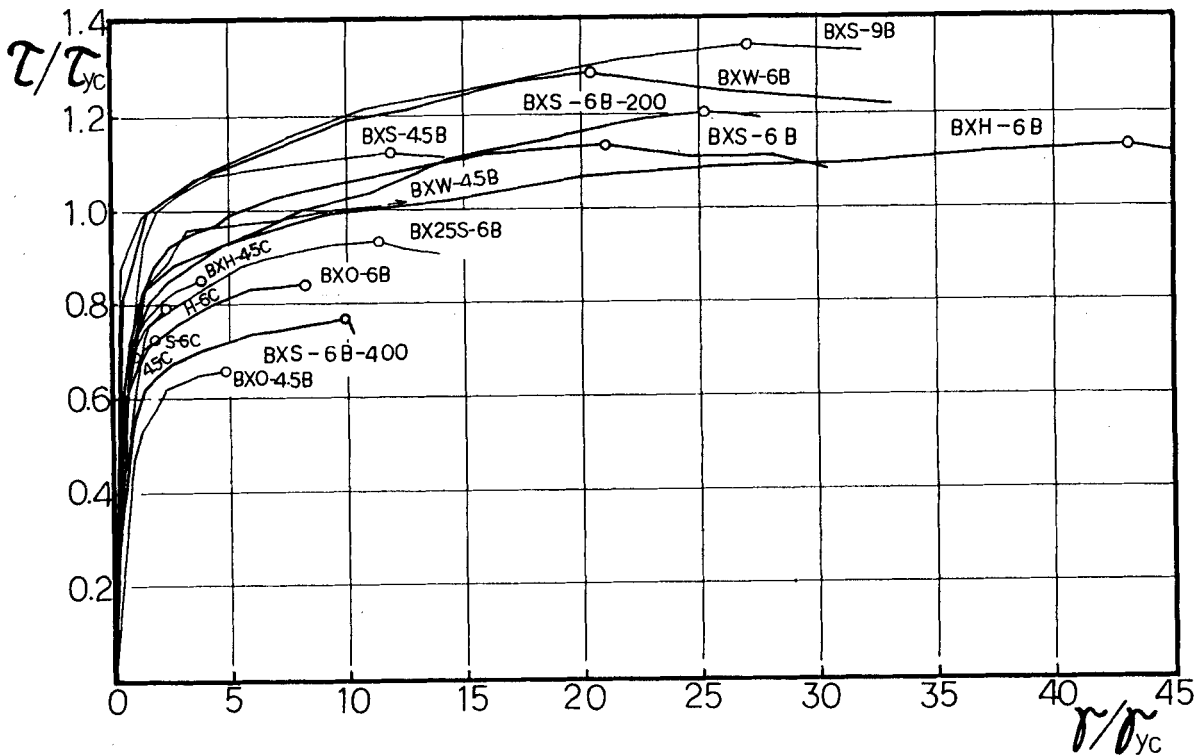


Fig.4.9 Dimensionless shear stress-shear strain relationships of panels

5. 接合部耐力の評価

5-1 接合部局部耐力

第3章で、単純模型供試体の引張実験結果より得た角形鋼管柱・はり接合部の局部降伏耐力および破壊耐力の推定式が、対称モーメントを受ける十字形供試体の場合の耐力評価にも適用可能であること、また片側引張あるいは片側圧縮荷重を受ける場合の単純模型供試体の実験結果も良く評価できることを示した。しかし、実際の水平荷重時状態では、柱軸力と接合部パネルのせん断変形が存在するため、これらの要素と局部破壊の関係を調べる必要がある。

Table 4.5は同一の接合部寸法諸元をもつ水平荷重時実験結果と対称モーメントを受ける場合の実験結果(第3章 Table 3.14 参照)を比較したものである。対称モーメントを受ける場合の実験は十字形供試体を用い、はり両端を支持しておき、柱頭に加力する形式であるため、接合部圧縮側では軸力が存在しており、最大荷重時では水平荷重時実験と同程度の柱軸力になっている。

水平荷重時実験においても接合部の局部変形に起因して破壊した3例(BXS-6B, 9B, BXS-6B-400)について、対称モーメントを受ける場合と比較すると、降伏耐力は両者とも局部降伏耐力推定式で良く評価できているが、水平荷重時実験の場合、局部破壊耐力式は最大耐力を過大評価している。これら3例については、Figs.4.5 (g),(k), (n)に示すように、降伏荷重時では接合部パネルのせん断変形は小さいが、最大荷重時では、接合部パネルは塑性域に入っており、接合部パネルの変形が全体の変形に占める割合は40-60%になっている。したがって、水平荷重時で接合部が局部破壊する場合、接合部パネルのせん断変形量が小さい降伏時の耐力は(4.2)式の局部降伏耐力式で評価

Table 4.5 Comparison of Loading Condition

Specimen	M_y	M_U	M_{Ly}	M_{LU}	$\frac{M_y}{M_{Ly}}$	$\frac{M_U}{M_{LU}}$	Axial Force		Failure Mode
							N/N _y		
							at M_y	at M_U	
BS-4.5B	6.40	11.46	5.97	10.30	1.07	1.12	0.14	0.25	L _{cr}
BXS-4.5B	6.06	7.29	5.57	9.61	1.09	0.76	0.18	0.18	P
BS-6B	7.20	13.24	7.38	12.73	0.98	1.04	0.12	0.21	L _{c,d}
BXS-6B	7.96	10.17	6.88	11.87	1.16	0.89	0.18	0.18	L _{c,d}
BS-9B	9.60	17.54	10.03	17.30	0.96	1.02	0.11	0.20	L _{d,cr}
BXS-9B	11.19	15.28	9.35	16.13	1.20	0.95	0.20	0.20	L _{d,cr}
BS-6B-200	5.60	9.68	5.07	8.74	1.11	1.11	0.08	0.13	L _d
BXS-6B-200	4.50	7.54	5.07	8.74	0.89	0.86	0.20	0.20	P
BS-6B-400	11.20	18.56	10.37	17.88	1.08	1.04	0.15	0.25	L _d
BXS-6B-400	10.04	12.40	10.37	17.88	0.97	0.69	0.20	0.20	L _c

できるが、最大耐力は接合部パネルの変形の影響で単純引張試験の耐力より低下し(4.1)式の局部破壊耐力式では耐力を過大評価すると考えられる。

5-2 ダイアフラムの座屈耐力

Table 4.6は圧縮側ダイアフラムに局部座屈が生じた供試体について、ダイアフラムの座屈応力度 $\sigma_{cr}(=M_u/(d-t)t_D(B+2h_D))$ 、ダイアフラムの幅厚比 b_D/t_D ($b_D=B/2+h_D$)、 σ_{cr} とダイアフラム材の降伏点との比 σ_{cr}/σ_{yd} およびダイアフラムの限界幅厚比の値($24/\sqrt{\sigma_{yd}}$)を示している。この値は均等圧縮力を受ける1辺支持他辺自由の板が材の降伏点に達するまで座屈しない場合の幅厚比制限値¹⁴⁾である。同表にはダイアフラムの局部座屈により耐力の決定した対称モーメントを受ける場合の実験結果も併記している。

Fig.4.10は σ_{cr}/σ_{yd} を縦軸に、 b_D/t_D と $24/\sqrt{\sigma_{yd}}$ の比を横軸に取り、座屈応力度と幅厚比の関係を調べたものである。図中○印は本実験結果を、△印は参考のため、後述する既往の実験結果 (Table 4.7 参照) を示している。同図によれば、 b_D/t_D が $24/\sqrt{\sigma_{yd}}$ より小さい場合でも σ_{cr}/σ_{yd} の値は1.0以下であり、ダイアフラム材の降伏応力度に達する以前に局部座屈が生じている。また、 $(b_D/t_D)/(24/\sqrt{\sigma_{yd}})$ が大きくなる

Table 4.6 Critical Stress of Diaphragm

Specimen	σ_{yd}	σ_{Cr}	$\frac{\sigma_{Cr}}{\sigma_{yd}}$	$\frac{b_D}{t_D}$	$\frac{24}{\sqrt{\sigma_{yd}}}$	M_D	M_{LU}	$\frac{M_{LU}}{M_D}$
	(tf/cm ²)					(tf·m)		
BXS-4.5C	2.76	1.18	0.43	20.0	14.4	11.68	7.20	0.62
BXH-4.5C	2.76	1.35	0.49	21.7	14.4	12.66	8.07	0.64
BXS-6B	2.92	1.62	0.55	13.3	14.0	18.35	11.87	0.65
BXS-6C	2.76	1.40	0.51	20.0	14.4	11.68	8.35	0.71
BXH-6C	2.76	1.41	0.51	21.7	14.4	12.66	9.31	0.74
BXS-9B	2.92	2.43	0.83	13.3	14.0	18.35	16.13	0.88
BX25S-6B	3.13	1.50	0.48	16.1	13.6	23.77	15.20	0.64
BS-6B	2.92	2.11	0.72	13.3	14.0	18.35	12.73	0.69
BS-9B	2.92	2.79	0.96	13.3	14.0	18.35	17.30	0.94
BS-6B-200	3.13	2.35	0.75	13.3	13.6	12.91	8.74	0.68
BS-6B-400	3.13	2.20	0.70	13.3	13.6	26.43	17.88	0.68

σ_{yd} : Yield point of diaphragm plate

σ_{Cr} : Critical stress of diaphragm
 $= M_u/(d-t) t_D(B+2h_D)$

M_D : Ultimate strength of diaphragm
 $= \sigma_{yd} \cdot t_D \cdot (B+2h_D) \cdot (d-t)$

につれ σ_{cr}/σ_{yd} は小さくなる傾向がみられるが、相関は低く、ダイアフラムの座屈耐力は幅厚比のみに支配されてはいないことが分る。

Fig.4.11は σ_{cr}/σ_{yd} を縦軸に、 M_{Lu}/M_D を横軸にとり、座屈応力度に与える局部補剛の影響を調べたものである。ここで、 M_D は(4.7)式で与えられるダイアフラム部の曲げ耐力である。

$$M_D = \sigma_{yd}(B + 2h_D)t_D(d - t) \quad \dots \dots \dots (4.7)$$

図中●印はTable 4.6に示す対称モーメントを受ける場合の実験結果、■印はダイアフラムの座屈で耐力が決まった片側圧縮荷重実験結果²⁾を、一点鎖線は $M_u = M_{Lu}$ の関係を示している。これらの供試体はすべて、ダイアフラムの幅厚比は限界幅厚比以下であり、 M_{Lu}/M_D が大きいほど、すなわち、補剛効果が大きいほど座屈応力度は大きく、 M_{Lu}/M_D が1.0に近づくとつれ σ_{cr} は σ_{yd} に近づき、座屈耐力は(4.1)式の局部破壊耐力式で評価できる。一方、水平荷重時の場合は、ダイアフラム幅厚比が限界幅厚比以下の場合(○印)でも座屈応力度は対称モーメントを受ける場合より低い。しかし、 M_{Lu}/M_D が1.0に近づけば σ_{cr} は σ_{yd} に近づき傾向を示している。

本実験において、ダイアフラム幅厚比が限界幅厚比より大きい場合(○印)、座屈応力度はさらに低くなる。図中の実線は本実験 5体の結果の線形回帰分析により得た $\sigma_{cr}/\sigma_{yd} - M_{Lu}/M_D$ 関係である。図中△印は既往の実験結果(Table 4.7 参照)であるが、実

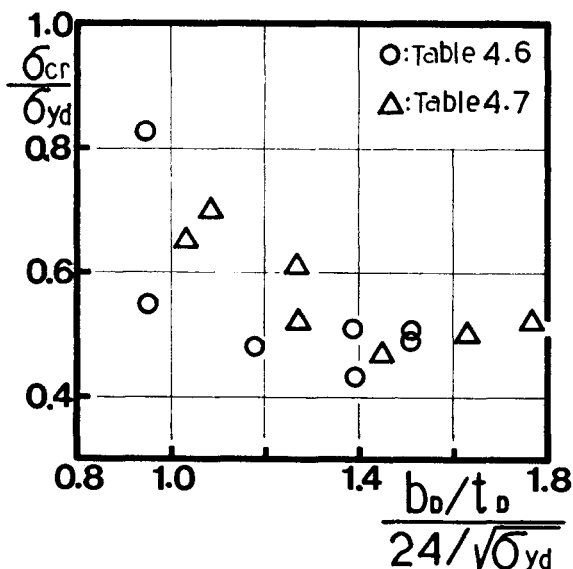


Fig.4.10 Relationship between critical stress and width to thickness ratio of diaphragm

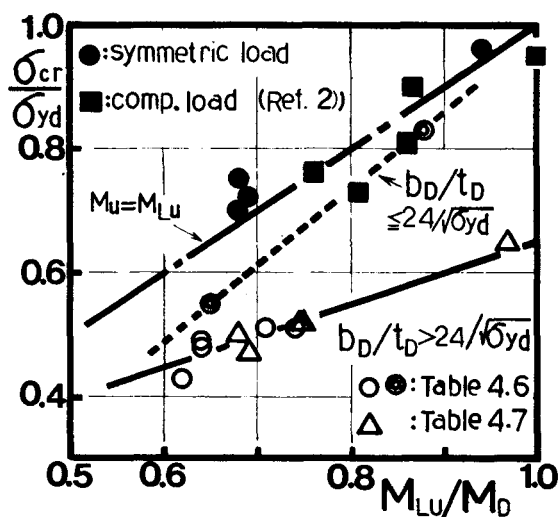


Fig.4.11 Relationship between critical stress and effect of reinforcement on local deformation of colum

線で示す式はこれらの結果も良く説明しており、ダイアフラム幅厚比が限界幅厚比より大きい場合でも座屈応力度は局部変形に対する補剛量により支配されていることが分る。これは、柱の局部変形に起因して生じる柱コーナー部近傍の応力集中のため、ダイアフラム部の応力分布は外側に応力集中部をもつ形になり、均等応力状態の場合より座屈し易い状態になっているが、補剛量が増えると応力集中が小さくなり均等応力状態に近づくためであると考えることができる。同様のことを、伴、今井^{3), 13)}はダイアフラムの座屈応力度ははりフランジ板の応力集中率の逆数に比例する、加藤、前田、坂恵²⁾は座屈応力度はダイアフラムの幅厚比より柱の幅厚比に影響される、と報告している。本研究の結果は、これらの既往の研究における指摘より明確な形で鋼管の局部変形と座屈応力度の関係を表わしている。

5-3 接合部降伏耐力の評価

本研究で対象とした接合部では、鋼管の局部変形に対する補剛量により接合部が局部破壊する場合と接合部パネルがせん断破壊する場合とに分れる。ここでは、両者の関係について考察し、この種の接合部の耐力評価方法を提案する。

Fig.4.12は縦軸に実験降伏耐力 M_y と(4.4)式に示す接合部パネル降伏耐力 M_{Py} との比を、横軸に(4.2)式の局部降伏耐力 M_{Ly} と M_{Py} の比をとり、実験降伏耐力と、局部降伏耐力および接合部パネル降伏耐力計算値との関係を調べたものである。図中の破線は(4.2)式の95%信頼帯である。同図によれば、 $M_{Ly}/M_{Py} \approx 1.0$ を境にして破壊形式が分れている。すなわち、 $M_{Ly}/M_{Py} < 1.0$ の場合は接合部は局部破壊しており、実験結果は局部降伏耐力推定式の95%信頼帯の中に入っており、(4.2)式により耐力評価が可能である。一方、 $M_{Ly}/M_{Py} \geq 1.0$ の場合は、接合部パネルの破壊で耐力が決定しており実験値 M_y は局部降伏耐力 M_{Ly} より低く、接合部パネルの降伏耐力 M_{Py} にほぼ等しい。したがって、 M_{Ly} の値が M_{Py} の値より大きくなるように接合部の局部変形に対する補剛をすれば、接合部の早期の局部破壊を防ぐことができ、接合部の降伏耐力は(4.4)式で求めることができる。Fig4.12中に耐力式を実線で示す。

$$M_{Ly}/M_{Py} < 1.0 \text{ の時 } M_{Cy} = M_{Ly} \dots \dots \dots (4.8)$$

$$M_{Ly}/M_{Py} \geq 1.0 \text{ の時 } M_{Cy} = M_{Py} \dots \dots \dots (4.9)$$

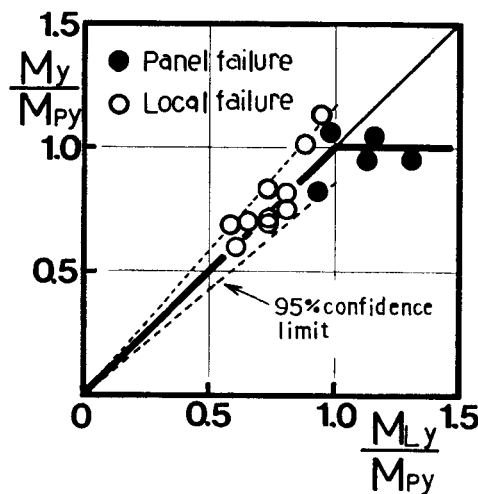


Fig.4.12 Comparison between calculated values and test results for yield strength

5-4 接合部最大耐力の評価

Fig.4.13は実験最大耐力 M_U と局部破壊耐力 M_{LU} の関係を調べたものであり Fig.4.12と同様に縦軸、横軸とも M_{Py} で除し無次元化している。同図によれば、 $M_{LU}/M_{Py}=1.6-1.7$ あたりを境にして破壊形式が変化している。すなわち、 M_{LU}/M_{Py} が小さい場合は接合部は局部破壊しており、かつ最大耐力は局部破壊耐力式による M_{LU} より低い。前述のように、水平荷重時で局部破壊する場合の最大耐力は接合部パネルのせん断変形の影響を受けて M_{LU} より低く、またダイアフラムの座屈で耐力が決定した場合にはダイアフラムの幅厚比の影響も受けるため、水平荷重時の局部破壊耐力の評価にはこれら2つの要因を考慮する必要がある。しかし、局部破壊により耐力が決定した10体について調べてみると、実験最大耐力と局部破壊耐力計算値の比 M_U/M_{LU} は0.69-0.95の範囲にあり、その平均値は $m=0.78$ 、変動係数は $v=0.13$ で変動幅は比較的狭い。このことを考慮し、(4.1)式の M_{LU} に M_U/M_{LU} の平均値を乗じた次式を水平荷重時の局部破壊耐力式とする。

$$M_{Cu} = 0.78M_{LU} \quad \dots \dots \dots (4.10)$$

一方、接合部パネルのせん断破壊で耐力が決定した5体については、実験最大耐力と接合部パネル降伏耐力計算値の比 M_U/M_{Py} は1.20-1.48であり、その平均値は $m=1.33$ 、変動係数は $v=0.079$ で比較的狭い範囲にある。このことを考慮し、(4.4)式の M_{Py} に M_U/M_{Py} の平均値を乗じた次式を接合部パネルの破壊耐力式とする。

$$M_{Cu} = 1.33M_{Py} \quad \dots \dots \dots (4.11)$$

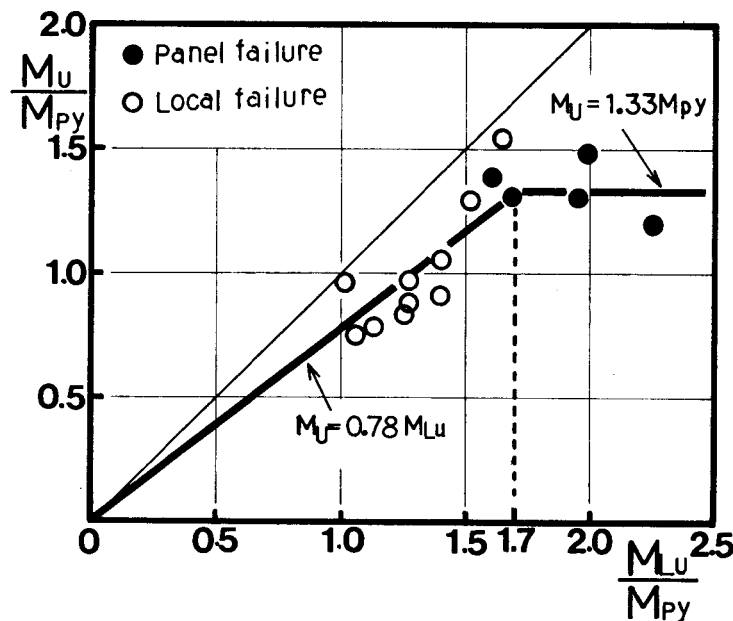


Fig.4.13 Comparison between calculated values and test results for maximum strength

ここで、(4.11)式はロール成形鋼管のみの実験結果に基づいて得られた式であることに注意する必要がある。

Fig.4.13に(4.10)式および(4.11)式を実線で示す。(4.10)式と(4.11)式の交点を2つの破壊形式の境界点と考えると、 $M_{LU}/M_{Py} \approx 1.7$ となる。この値は接合部の局部破壊耐力 M_{LU} と局部降伏耐力 M_{Ly} との比 $1.72 (= 1/0.58)$ に近似しており、Fig.4.12の降伏耐力に関する破壊形式の分類方法とも矛盾しない。

6. 提案式の検討

前節で提案した水平荷重を受ける角形鋼管柱・はり接合部の耐力評価式を既往の実験結果に適用し、その妥当性を検討する。

ここで比較の対象としたのはいずれも外ダイアフラム形式の接合部で、ビルトアップ鋼管を用いた伴、金谷、浦田の実験⁷⁾、プレス成形鋼管を用いた今井の実験⁸⁾、SM50材の圧延鋼管を用いた新日本製鉄の実験⁹⁾、ロール成形鋼管を使用し柱軸力のある松井、樋山の実験¹⁰⁾、ロール成形鋼管を使用した加藤、前田、坂恵の実験²⁾および福川、藤田、近藤の実験¹¹⁾、SM50材のビルトアップ鋼管を使用し柱軸力のある鈴木、木村、伊藤、宮下の実験¹²⁾である。

Table 4.7に供試体諸元および実験結果を示す。

Table 4.7 Application of Proposed Formulae to Various Test Results

Specimen	Column	Beam	Diaphragm	M_y	M_U	M_{Py}	M_{Ly}	M_{LU}	$\frac{M_{Ly}}{M_{Py}}$	$\frac{M_y}{M_{Py}}$	$\frac{M_{LU}}{M_{Py}}$	$\frac{M_U}{M_{Py}}$	$\frac{b_D}{t_D}$	$\frac{24}{\sqrt{\sigma_y d}}$	Failure Mode	Mark in Fig.	Ref.
	B x B x T	d x b x t w x t	t _D x h _D														
BX-1	350x350x16	400x200x8x13	-	25.9	32.2	30.3	26.4	45.5	0.87	0.85	1.50	1.06	13.5	14.8	Lcr	○	7)
BX-2			13 x 35	30.2	39.2	30.3	38.8	67.0	1.28	1.00	2.21	1.29	16.2	14.8	D	□	
BX-3			13 x 70	30.2	40.0	30.3	46.2	79.7	1.52	1.00	2.63	1.32	18.8	14.8	D	□	
XB-1	300x300x12	400x200x9x12	12 x 30	21.9	29.7	23.0	25.6	44.1	1.11	0.95	1.92	1.29	15.0	14.6	Ld	○	8)
ED	500x500x25	850x300x16x22	22 x 120	236	337	238	279	481	1.17	0.99	2.02	1.42	22.3	12.6	D	□	9)
AVM	200x200x6	200x150x6x6	6 x 20	3.10	3.95	4.36	3.40	5.87	0.78	0.71	1.35	0.91	20.0	13.8	Ld	○	10)
BVM			6 x 30	3.62	4.88	4.36	3.89	6.70	0.89	0.83	1.54	1.12	21.7	13.3	Ld	○	
X1	250x250x9	346x174x6x9	9 x 25	13.5	15.8	15.1	13.2	22.8	0.87	0.89	1.51	1.05	16.7	13.2	Ld	○	2)
X2	250x250x9	346x174x6x9	12 x 25	14.4	>19.2	15.1	14.9	25.8	0.99	0.95	1.71	>1.27	12.5	14.1	P	●	
X3	250x250x9	346x174x6x9	12 x 30	14.1	>18.2	15.8	16.0	27.5	1.01	0.89	1.74	>1.15	12.1	14.1	P	●	
X4	300x300x12	396x199x7x11	12 x 40	25.7	34.3	31.2	25.9	44.6	0.83	0.82	1.43	1.10	14.2	14.1	Lb	○	
X5	350x350x9	446x199x8x12	12 x 35	23.1	>32.7	25.1	23.5	40.4	0.94	0.92	1.61	>1.30	17.5	14.1	P	●	
X6	350x350x9	446x199x8x12	16 x 35	23.6	>37.6	25.1	29.6	51.1	1.18	0.94	2.04	>1.50	13.1	13.8	P	●	
OS-1	150x150x6	250x150x4.5x6	6 x 25	5.70	7.62	5.05	4.98	8.58	0.99	1.13	1.70	1.51	16.7	13.9	P, Ld	●	11)
A-9V	350x350x9	550x200x9x16	16 x 100	38.6	57.9	37.8	60.3	104	1.60	1.02	2.75	1.53	17.2	12.7	C	◎	12)
A-16V	350x350x16		16 x 100	68.5	115.8	65.0	90.4	156	1.39	1.05	2.40	1.78	17.2	12.7	C	◎	

* : With transverse beam webs
D : Local buckling of diaphragm
C : Local buckling of column

L : Local failure
cr; crack in weld
d; local buckling of diaphragm
b; local buckling of beam flange

Fig.4.14およびFig.4.15に降伏耐力および最大耐力に関する提案式と実験結果の関係を示す。図中の実線は(4.8)-(4.11)式の耐力式である。

接合部パネルがせん断破壊した 5体(●印)については、降伏耐力および最大耐力とも提案した方法で破壊形式が分類でき、かつ耐力評価も適切である。

接合部の局部破壊で耐力の決定した 6体(○印)については、XB-1を除き破壊形式が分類できており、降伏耐力については非常に精度良く、最大耐力についてはやや過大評価の傾向はあるが精度良く評価できている。

Fig.4.14およびFig.4.15に◎印,□印で示されているのは、それぞれ柱の局部座屈およびダイアフラムの局部座屈により耐力が決定した供試体である。これら 5体については $M_{Ly}/M_{Py}=1.17-1.60$ で、局部変形に対しては十分補剛されている。A-9V, A-16Vの2体については、柱軸力の存在により柱の局部座屈が生じ、BX-2, BX-3およびEDは、いずれもダイアフラム幅厚比が限界幅厚比より大きいため、早期にダイアフラムの局部座屈が生じたものと考えられる。したがって、柱軸力が小さく、あるいはダイアフラム幅厚比が限界幅厚比より小さければ、これらの接合部は接合部パネルのせん断破壊で耐力が決まっていたものと予測できる。降伏耐力に対するFig.4.14では、これらの接合部の降伏耐力は接合部パネル降伏耐力計算値と良く一致している。また、Fig.4.15の最大耐力についても、A-9VとA-16Vはビルトアップ鋼管であるため柱材の降伏比が比較的低いこと、直交方向はりウェブがついており接合部パネルのせん断変形を拘束している可能性があることを(第6章 参照)を考えれば、提案した(4.11)式で最大耐力が適切に評価できていることが分る。

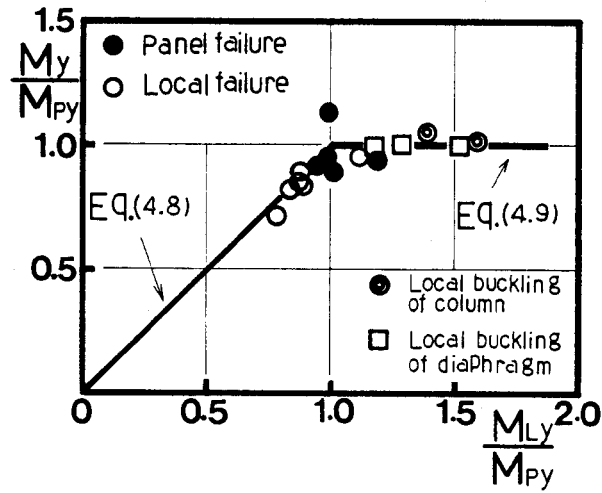


Fig.4.14 Application of proposed formulae to various test results for yield strength

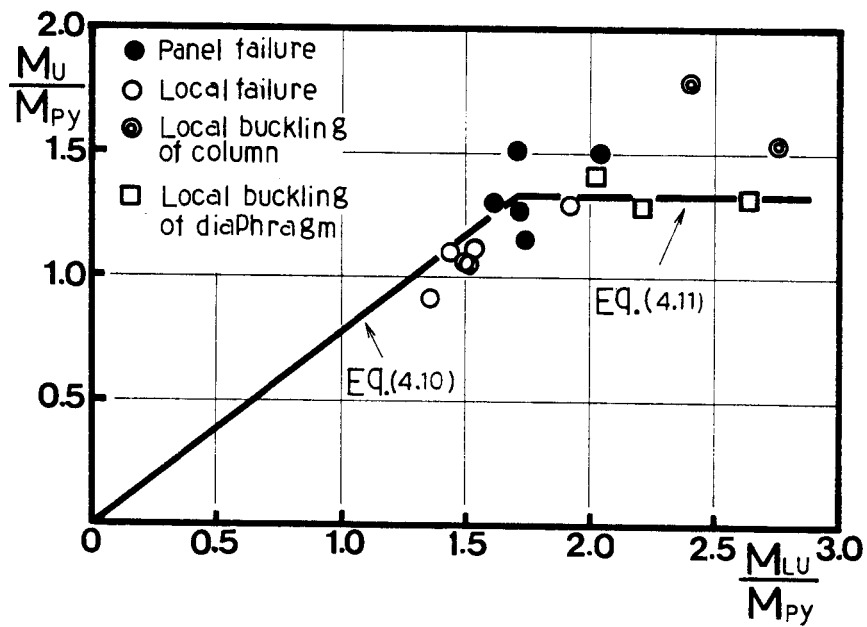


Fig.4.15 Application of proposed formulae to various test results for maximum strength

7. 結言

外ダイアフラムにより補剛された角形鋼管柱・H形はり接合部が水平荷重を受ける場合について、接合部の局部変形に対する補剛量を変化させた実験を行い、接合部の局部破壊と接合部パネルのせん断破壊の関係を調べ、既往の実験結果とも比較検討した結果、次のことが明らかになった。

1) 接合部が局部破壊する場合は、接合部パネルがせん断破壊する場合に比べて、変形能力、エネルギー吸収は少ない。

2) 接合部パネルがせん断破壊する場合、最大耐力時の接合部パネル平均せん断応力と素材のせん断降伏応力度の比は1.1-1.3でH形鋼柱の場合に比べて小さい。これには冷間ロール成形に伴う加工硬化による素材の降伏点および降伏比の上昇とともに、接合部パネルの補剛枠としての柱フランジ剛性がH形鋼の場合に比べて相対的に低いことが影響していると考えられる。

3) 接合部が局部破壊する場合、降伏耐力は局部降伏耐力式により評価できるが、破壊耐力は接合部パネルのせん断変形の影響で低下する。

4) ダイアフラムの座屈耐力は接合部の局部変形に対する補剛量の影響を受け、補剛効果が高いほど座屈応力度は高くなる。

5) 接合部の局部降伏耐力あるいは局部破壊耐力と接合部パネル降伏耐力の比により破壊形式が分類でき、次式により耐力評価が可能である。

降伏耐力について

$$M_{Ly}/M_{Py} < 1.0 \text{ の時} \quad M_{Cy} = M_{Ly}$$

$$M_{Ly}/M_{Py} \geq 1.0 \text{ の時} \quad M_{Cy} = M_{Py}$$

最大耐力について

$$M_{LU}/M_{Py} < 1.7 \text{ の時} \quad M_{Cu} = 0.78M_{LU}$$

$$M_{LU}/M_{Py} \geq 1.7 \text{ の時} \quad M_{Cu} = 1.33M_{Py}$$

6) 接合部が早期に局部破壊せず、十分な変形能力を有するためには次の条件を満足するように設計する必要がある。

$$(B/2 + h_0) / t_0 \leq 24 / \sqrt{\sigma_{yd}}$$

$$M_{Ly}/M_{Py} \geq 1.0$$

参考文献

- 1) 仲 威雄、加藤 勉、湯浅 丹、田中淳夫、佐々木哲也：水平荷重を受ける鋼構造柱、はり、およびその接合部の挙動について（報告・その1）、日本建築学会論文報告集、第101号、PP.31-38、昭和39年8月
- 2) Kato, B., Y. Maeda and K. Sakae : Behavior of Rigid Frame Sub-Assemblages subjected to Horizontal Force, Proceedings of the International Conference held at Teesside Polytechnic, Joints in Structural Steelwork, pp.1.37-1.53, 1981
- 3) 伴 潔、今井克彦：三角板により補強された角形鋼管柱・H形鋼はり接合部の実験的研究 - 水平荷重下の弾塑性挙動に関する考察 -、日本建築学会論文報告集、第294号、pp.35-43、昭和55年8月
- 4) 中尾雅躬：鋼構造柱はり剛接合部に関する研究、東京大学学位論文、昭和50年12月
- 5) 仲 威雄、中尾雅躬、見村博明、小佐野宏：H形鋼強軸交叉形柱はり接合部の復元力特性に関する実験 - その2：全溶接試験体の実験 -、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1265-1266、昭和53年9月
- 6) Kato, B.: Beam-to-Column Connection Research in Japan, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.108, NO.ST2, pp.343-360, Feb. 1982
- 7) 伴 潔、金谷 弘、浦田 勲：箱形断面柱とH形はりの接合部に関する研究（その2．水平荷重時の実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1141-1142、昭和44年8月
- 8) 今井克彦：角形鋼管柱とH形鋼はり接合部の研究 - 水平荷重を受ける場合 -、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.209-212、昭和48年6月
- 9) 新日本製鉄株式会社エンジニアリング本部標準建築事業部：UB-H架構仕口実大実験、昭和52年2月
- 10) 松井千秋、嶋山靖司：コンクリート充てん角形鋼管柱とH形鋼はりの接合部に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.2279-2280、昭和57年10月
- 11) 福川義明、藤田一雄、近藤公成：角形鋼管とH形鋼を使用した接合部の実験（3種類の異なった補強方法の比較について）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1887-1888、昭和57年10月
- 12) 鈴木敏郎、木村 衛、伊藤栄俊、宮下真一：鋼管コンクリート柱部材の弾塑性性状に関する研究、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.249-252、昭和57年

- 13) 今井克彦：三角板により補強された角形鋼管柱・H形鋼はり接合部の実験的研究
(その二 鉛直荷重を受ける場合)、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.261-264、
昭和53年5月
- 14) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針、昭和55年9月
- 15) 山成 実、金谷 弘：鋼管柱・はり仕口の局部変形を考慮したラーメン骨組の解
析について－鋼管柱ラーメンの復元力特性に関する研究 I－、日本建築学会論文報
告集、第334号、pp.29-36、昭和58年12月

第5章 角形鋼管の製法の違いが接合部パネル耐力に与える影響

1. 緒言

角形鋼管柱・H形はり接合部が水平荷重を受ける場合、接合部パネルのせん断変形とともに、接合部の局部変形が問題となる。この局部変形を防ぐために外ダイアフラム形式の補剛を用いた場合、接合部が安定した復元力特性を有し、十分な変形能力を発揮するために必要な適切な補剛量について、第4章で設計方法を提案した。しかしながら、その設計方法は主としてロール成形鋼管柱接合部の実験結果に基づいて求められている。

一方、鋼構造物の柱に使用される角形鋼管は種々の方法により製造されており、製造過程における冷間加工および溶接により、鋼管内部には材料特性の変化や残留応力が生じ、これらの大きさは角形鋼管の製法により異なっている^{1)~3)}。角形鋼管の加工硬化あるいは残留応力が部材耐力に与える影響については、種々の製法による角形鋼管柱の座屈耐力を対象にした川島・西村¹⁾、森脇・榊原・山形・中田²⁾の研究、ロール成形鋼管柱の座屈耐力を対象にした加藤・西山⁸⁾、加藤・李⁹⁾の研究、ロール成形鋼管柱の曲げ耐力を対象にした松井・森野・津田・立川¹⁰⁾、五十嵐・辻岡・矢島・杉山¹¹⁾等の研究がある。しかし、加工硬化および残留応力が角形鋼管接合部の耐力に与える影響については、本研究の第2章で柱はり接合部が局部破壊する場合について、鋼管の製法の違いによる接合部性能の相違を検討した以外に、T形分岐継手の局部破壊耐力に与える影響について検討した加藤・西山¹²⁾の研究があるのみである。

本章では製法の異なる3種類の角形鋼管について、第4章の提案に基づいて局部破壊しないよう設計した外ダイアフラム形式の柱・はり接合部の水平荷重時実験を行い、角形鋼管の製法の違いが接合部パネルのせん断耐力に与える影響について検討する。また、これまでに実験資料が不十分であるため、その影響が十分明らかにされていない柱軸力の影響についても検討を加える。

2. 残留ひずみ測定

2-1 供試体

対象とした角形鋼管は□-200X200X9で、製法は次の3種類である。

- 1) ロール成形鋼管、溶接は高周波溶接。
- 2) プレス成形鋼管、溶接はサブマージーク溶接で裏当金を使用。
- 3) ビルトアップ鋼管、溶接はアーク手溶接で裏当金を使用。

さらにロール成形鋼管については応力焼鈍(620 C 2時間加熱後炉冷)を行ったもの(以下 ロール焼鈍鋼管)についても測定を行った。

鋼種はSTKR41およびSS41である。

供試鋼管長は鋼管幅の2.5倍とした。

2-2 測定方法

残留ひずみの測定は供試鋼管長さ方向中央位置に箔ひずみゲージ(以下 F.S.G.)を貼り、電動のこ盤を用い、切削油を供給しながら切断し、開放ひずみを測定することにより行う。

Fig.5.1にF.S.G.の測定位置を示す。管軸方向、管周方向およびせん断ひずみを測定するため 2方向および 3方向のF.S.G.を使用した。ゲージ長は5mmを標準としたが、ロール成形鋼管とプレス成形鋼管のコーナー部およびビルトアップ鋼管の溶接ビード部にはゲージ長 2mmのF.S.G.を使用した。F.S.G.は断面の対称性を考慮し、主として片側に貼り、反対側は測定値の確認のために用いた。

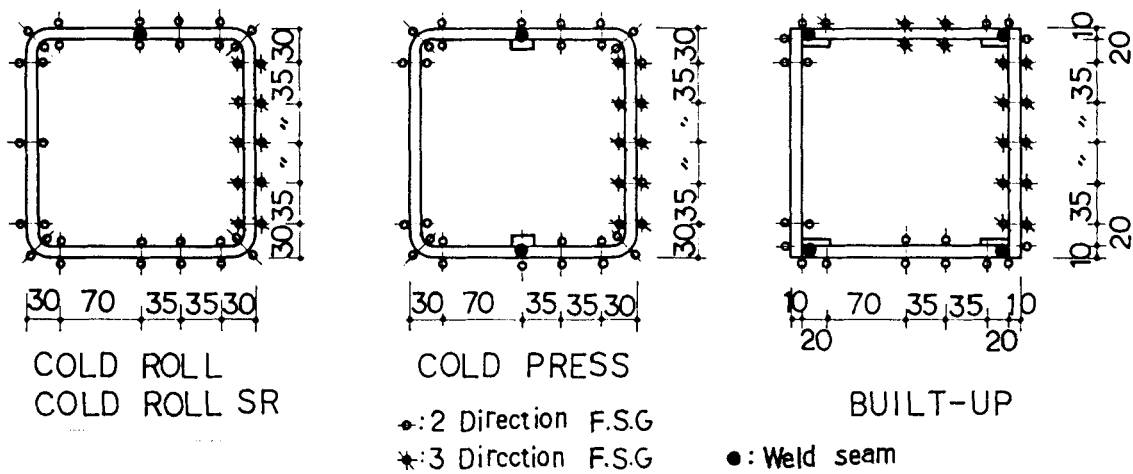


Fig.5.1 Location of F.S.G.

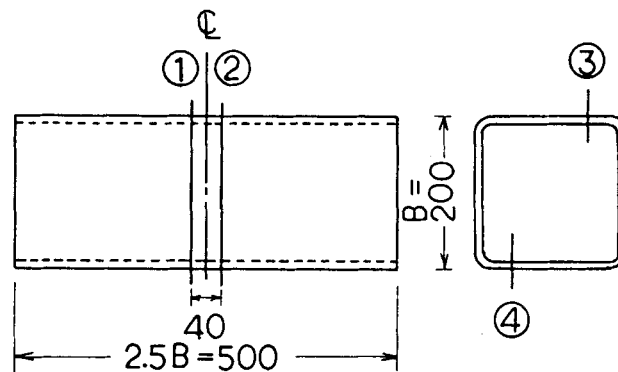


Fig.5.2 Cutting process

切断はFig.5.2に示すように断面①,②を切断し、幅40mmの輪状部分を切り出した後、断面③,④の順で切断した。断面③を切断した状態の開放ひずみと断面④を切断した状態の開放ひずみはほとんど変化しないため断面④を切断した状態で完全開放の状態にあると判断した。

2-3 残留ひずみ分布

測定された開放ひずみより鋼管管軸方向、管周方向の残留軸方向ひずみ ε_N 、残留曲げひずみ ε_M および残留せん断ひずみ γ を求め、Fig.5.3およびFig.5.5に示す。Fig.5.4にプレス成形鋼管とビルトアップ鋼管の表面ひずみを示す。Fig.5.3およびFig.5.4は鋼管素材の降伏ひずみ $\varepsilon_y(=\sigma_y/E)$ で、Fig.5.5はせん断降伏ひずみ $\gamma_y(=\sigma_y/\sqrt{3}G)$ で無次元化している。 ε_N および鋼管表面ひずみは引張りを、 ε_M は内側が引張りになる方向を正とする。図より次のことが知られる。

1) ロール成形鋼管： 管軸方向の ε_M が大きく、平板部でほぼ一様に鋼管素材の ε_y の40-60%の値になっているが、管軸方向 ε_N および管周方向のひずみは柱コーナー部および溶接部を含め値は小さい。

応力焼鈍を行うことにより残留ひずみは小さくなり、焼鈍しないものの10-20%程度になる。

2) プレス成形鋼管： Fig.5.4の鋼管表面のひずみ分布によれば、溶接部における管軸方向ひずみが大きく、鋼管素材の ε_y にほぼ等しい。

Fig.5.3によれば、管周方向の残留ひずみは鋼管素材の ε_y の20%程度であるのに対し、管軸方向 ε_N は溶接部近傍で急激に大きくなっている。コーナー部残留ひずみは管軸方向の方が管周方向より大きく、 ε_N は鋼管素材の ε_y の30-40%程度である。溶接線の無い側の平板部でほぼ一様に ε_y の40-50%の圧縮ひずみが生じていることより判断して、これらの残留ひずみは溶接によるものと考えられる。

3) ビルトアップ鋼管： Fig.5.4によれば、プレス成形鋼管と同様、溶接線の位置で大きい引張りの軸方向ひずみが生じている。

Fig.5.3によれば、溶接線の無い側のひずみ分布はプレス成形鋼管の場合に良く似ており、管周方向のひずみは小さく、管軸方向では鋼管素材の ε_y の50%の ε_N がある。

4) 残留せん断ひずみ： ロール成形鋼管のコーナー部近傍、ビルトアップ鋼管の溶接部近傍で鋼管素材の γ_y の15-20%程度のせん断ひずみが生じている以外、値は小さく、プレス成形鋼管ではほとんど生じていない。

文献1), 2), 3), 4)にはそれぞれ、 $\square-300X300X9$ のプレス成形鋼管およびビルトアップ鋼管の管軸方向残留応力、 $\square-250X250X9$ のビルトアップ鋼管の管軸方向残留応力、

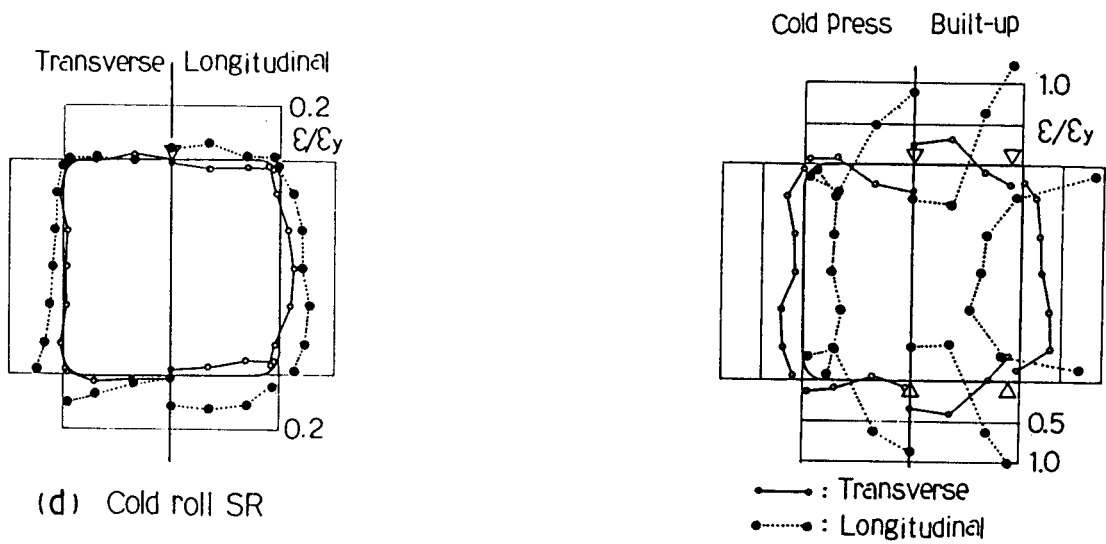
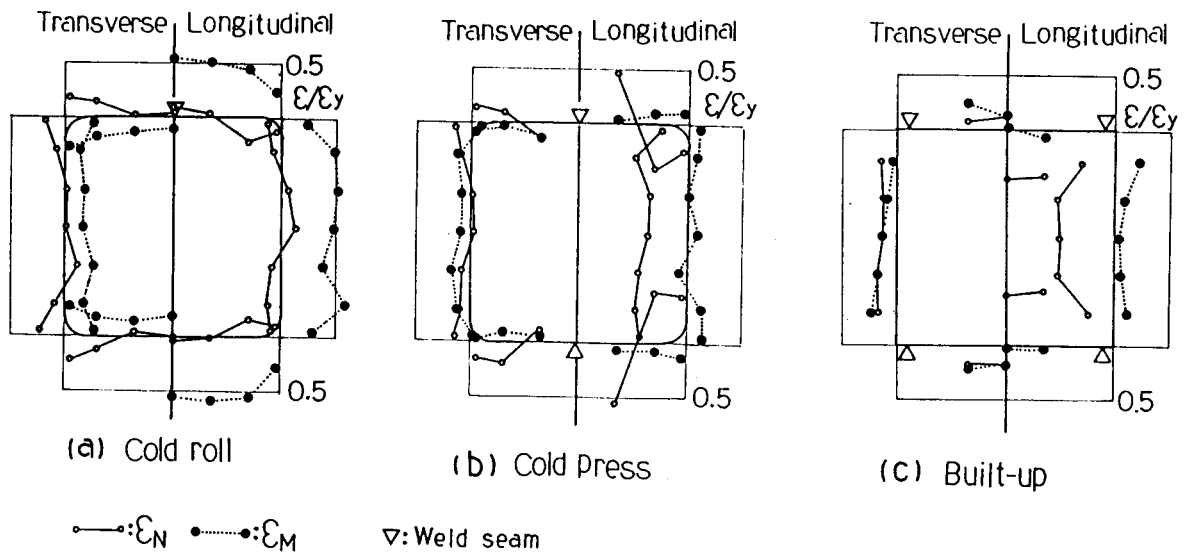


Fig.5.3 Residual strain

Fig.5.4 Residual strain on surface

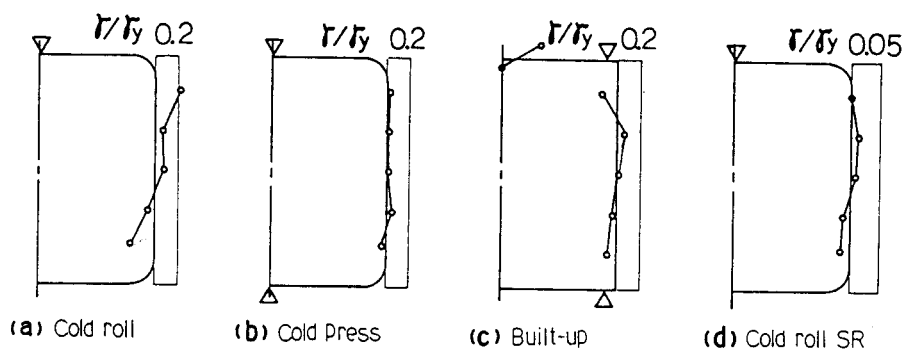


Fig.5.5 Residual shear strain

□-200X200X12～□-450X450X25のロール成形鋼管およびプレス成形鋼管の管周方向残留応力、□-100X100X4.5のロール成形鋼管の管軸および管周方向残留応力分布が報告されている。

本測定結果は、これら既往の結果と定性的にも定量的にも良く似ており、この種の角形鋼管の標準的な残留応力分布を示していると言える。

3. 水平荷重時実験

3-1 供試体

供試体はFig.5.6に示すようにラーメン架構の中柱接合部を対象とした十字形部分架構である。接合部の詳細をFig.5.7に示す。

使用した角形鋼管は□-200X200X9のロール成形鋼管,プレス成形鋼管,ビルトアップ鋼管およびロール焼鈍鋼管で、ビルトアップ鋼管*)以外は前述の残留ひずみ測定を行ったものと同一鋼管である。

供試体の諸元をTable 5.1に示す。各供試体とも柱,はりおよびダイアフラム寸法は同一で、角形鋼管の製法と柱軸力比 $N/N_y (=0, 0.2, 0.4)$ を変数としている。ここで、 N_y は素材試験結果を用いた柱の降伏軸力である。

供試体の断面性能および耐力計算値をTable 5.3に示す。

供試体は接合部パネル降伏以前に部材降伏および接合部の局部降伏が生じないように、またダイアフラム部に早期の局部座屈が生じないように設計されている。すなわち、接合部の局部変形に対する補剛方法は外ダイアフラム形式で、第4章の結果より、次式を満足するようダイアフラム寸法を決めた。

$$M_{Ly}/M_{Py} \geq 1.0 \quad \dots \dots \dots (5.1)$$

$$(B/2 + h_D) / t_D \leq 24 / \sqrt{\sigma_{yD}} \quad \dots \dots \dots (5.2)$$

いずれの供試体も鋼管の溶接線のある側がパネル面にこないよう製作されている。

Table 5.1 Details of Test Specimens

Specimen	Column	Beam	Diaphragm	Axial Force N/N _y	Manufacturing of RHS
	B × B × T	d × b × t _w × t	t _D × h _D		
	(mm)				
BXW9A-1/0	200×200×9	300×150×9×12	12×40	0	Cold rolling
BXW9A-1/0.2				0.2	
BXW9ASR-1/0.2				0.2	
BXW9A-2/0				0	Cold pressing
BXW9A-2/0.4				0.4	
BXW9A-4/0.2				0.2	
BXW9A-4/0.4			0.4	Built-up	

* : Stress relieving

*) ビルトアップ鋼管では、残留ひずみ測定と加力実験で使用した鋼板は異なっているが、組立て方法、溶接方法等は同一条件である。

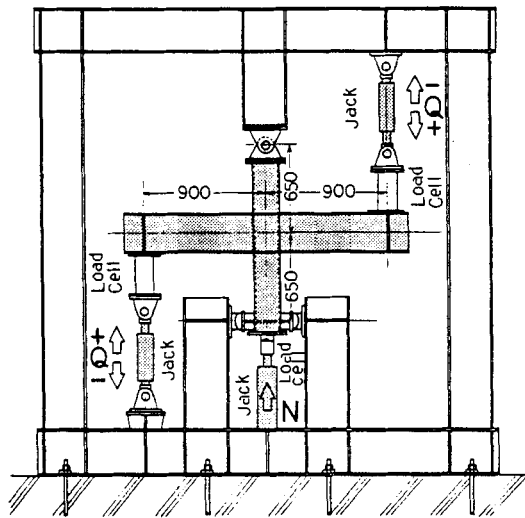


Fig.5.6 Test specimen and test set up

3-2 機械的性質

使用材はSTKR41およびSS41で、その機械的性質をTable 5.2に示す。角形鋼管については、プレス成形鋼管では加工前の鋼板より採り出したJIS 1号引張試験片、ロール成形鋼管、ロール焼鈍鋼管およびビルトアップ鋼管では鋼管平板部の管軸方向より採り出したJIS 5号引張試験片による引張試験の結果である。

Fig.5.8に素材試験より得た鋼管の $\sigma - \varepsilon$ 関係を示す。ロール成形鋼管は加工硬化の影響で明瞭な降伏点を示さないため、降伏点は0.2%オフセットによったが、応力焼鈍したのものには明瞭な降伏棚が表れている。降伏点および引張強さは加工硬化により、それぞれ29%, 10%高くなっている。

各鋼管の降伏点と鋼材の公称降伏応力度 $F = 2.4 \text{tf/cm}^2$ の比は、ロール成形鋼管、ロール焼鈍鋼管、プレス成形鋼管、ビルトアップ鋼管で、それぞれ1.75, 1.36, 1.22, 1.32である。

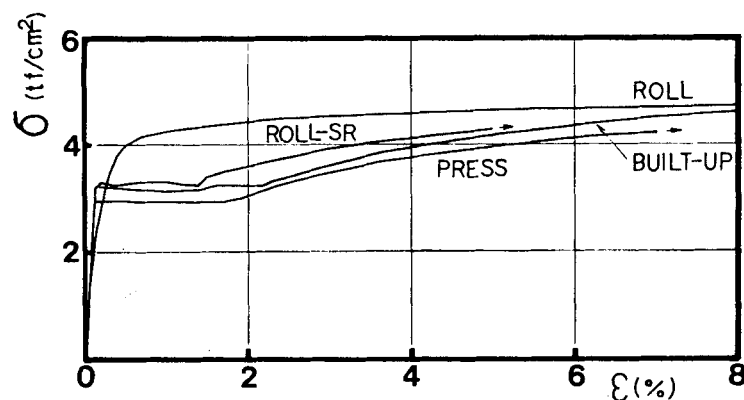


Fig.5.8 Stress-strain relationships of RHS material

Table5.2(a) Mechanical Properties (RHS)

RHS	σ_y	σ_u	El.	$\frac{\sigma_y}{\sigma_u}$	Test
	(tf/cm ²)		(%)		Piece
Cold rolling	4.20	5.14	34.8	0.82	Type 5
Cold rolling (SR)	3.26	4.68	39.0	0.70	Type 5
Cold pressing	2.93	4.61	29.3	0.64	Type 1
Built-up	3.16	4.76	39.7	0.66	Type 5

Table5.2(b) Mechanical Properties (Diaphragm & Beam)

Diaphragm & Flange			Web			Specimen
σ_y	σ_u	El.	σ_y	σ_u	El.	
(tf/cm ²)		(%)	(tf/cm ²)		(%)	
2.78	4.45	29.5	2.85	4.38	26.3	N/Ny=0
2.99	4.75	26.5	2.79	4.30	28.9	N/Ny=0.2,0.4
3.15	4.73	29.0	2.88	4.41	28.0	BXW9ASR-1/0.2

Table5.3 Sectional Properties of RHS and Calculated Strengths

Specimen	r	Z _{CP}	MBP	MCP	MPy	MLy	MLy
	(mm)	(cm ³)					
BXW9A-1/0	21	472	19.2	22.8	14.2	13.9	0.98
BWX9A-1/0.2			20.6	22.4	13.9	14.8	1.06
BXW9ASR-1/0.2			21.8	17.4	10.8	14.8	1.37
BXW9A-2/0	21	472	19.2	15.9	9.9	13.9	1.40
BXW9A-2/0.4			20.6	14.9	9.1	14.8	1.63
BXW9A-4/0.2	-	493	20.6	17.6	10.5	14.8	1.41
BXW9A-4/0.4			20.6	16.8	9.8	14.8	1.51

r : Outside corner radius
 Z_{cp} : Section modulus

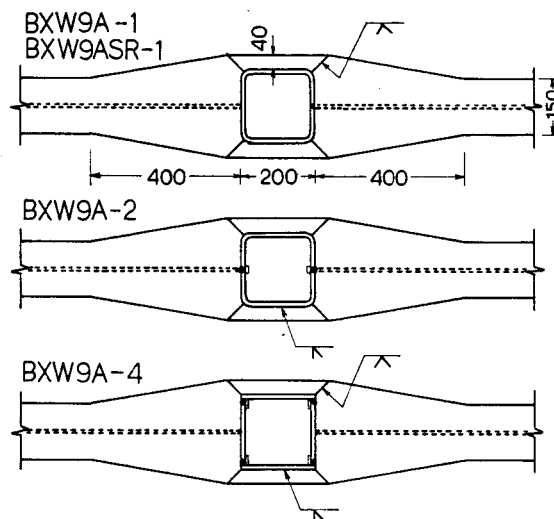


Fig.5.7 Details of connections

3-3 載荷方法

実験は第4章の場合と同様に柱を単純支持しておき、油圧ジャッキにより柱に定軸力を、はり両端に逆対称荷重を与えることにより行い、供試体と油圧ジャッキの間に設置したロードセルにより荷重の検出を行う(Fig.5.6)。

載荷手順は、所定軸力を加えた後はり両端荷重を与え、数回の正負の繰り返し載荷を行った。はり端荷重の正負の方向をFig.5.6に示す。

実験中、はり端の変位、接合部パネルのせん断変形および接合部の局部変形を変位計で測定した。Fig.5.9に接合部の局部変形および接合部パネルのせん断変形の測定方法を示す。

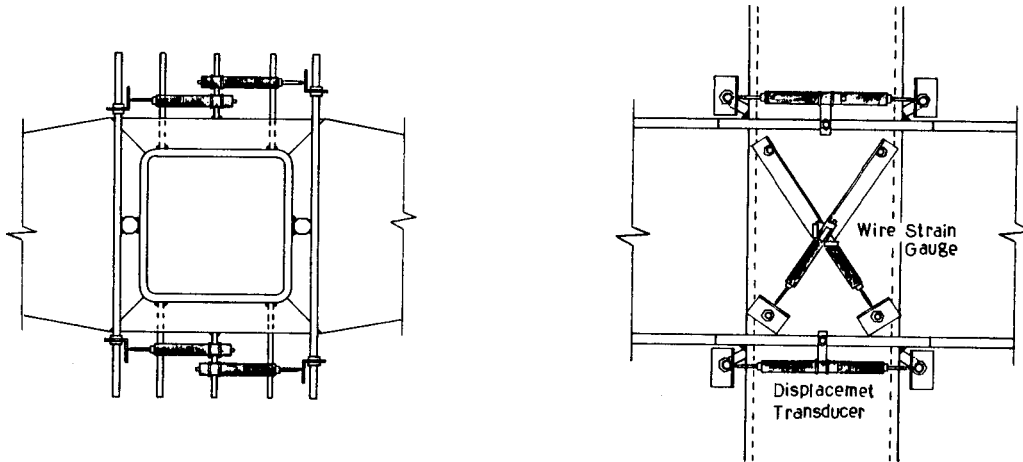


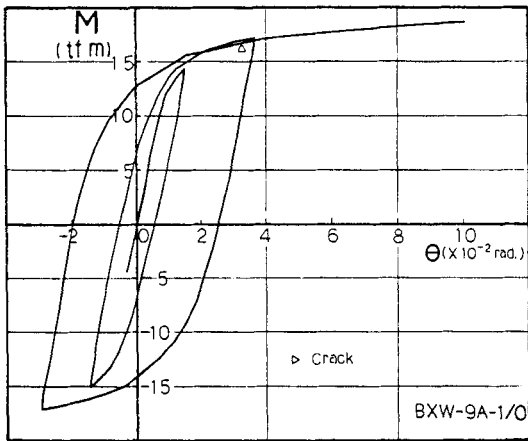
Fig.5.9 Displacement transducers arrangement of connection

4. 実験結果

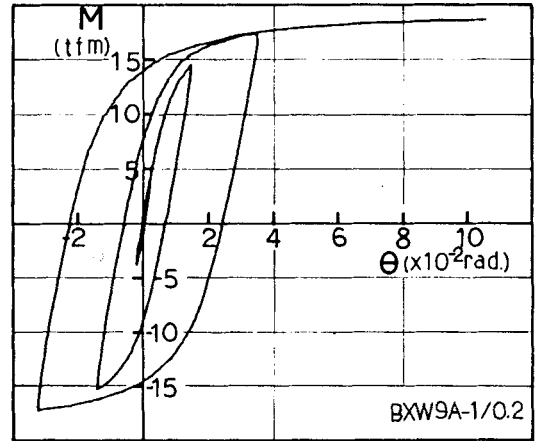
4-1 破壊状況

Figs.5.10 (a)-(g)に各供試体の荷重と変形($M-\theta$)の関係を示す。

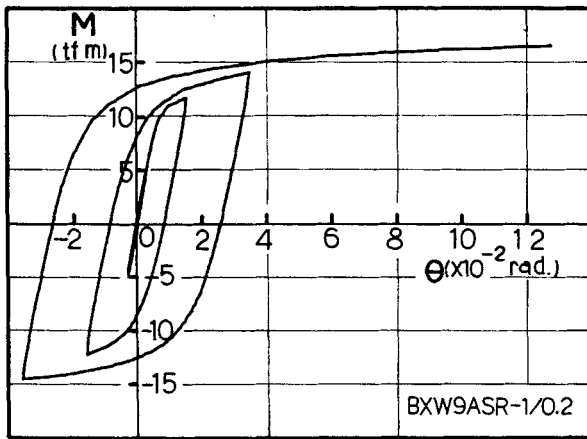
いずれの供試体も接合部パネルのせん断変形が顕著で、安定した復元力特性を示しているが、柱軸力の無いものは大変形時に($\theta \approx 3-6 \times 10^{-2} \text{rad.}$)引張側の柱コーナー部の溶接止端部にきれつが生じ、B X W9A-2/0では、このきれつが管厚方向および管幅方向に進展し荷重低下が生じた。また、B X W9A-2/0.4は柱の圧縮側フランジに面外変形が生じ荷重低下が見られたが、後述のようにいずれの供試体においても接合部パネルもほぼその耐力に達していたと考えられる。その他の供試体はすべてラムストロークが限界に達したので荷重低下を確認できなかったが、最大変形 θ_u は $1/10 \text{rad.}$ 以上であり、



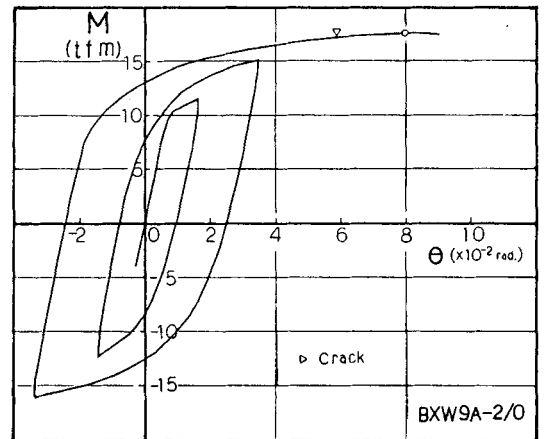
(a)



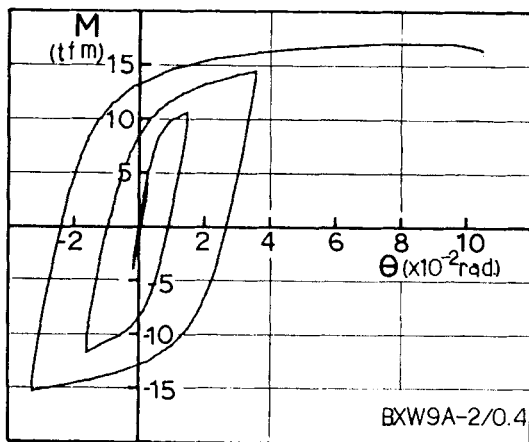
(b)



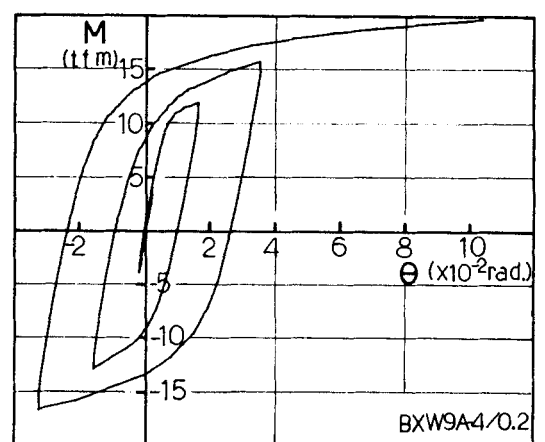
(c)



(d)



(e)

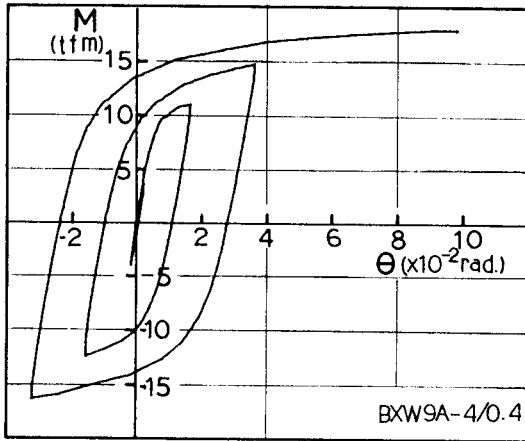


(f)

Fig.5.10 Load-deflection curves

得られた最大荷重はほぼ供試体の最大耐力であると判断できる。

実験後の測定では接合部パネルの面外変形は1~2.5mm程度で、せん断座屈波は認められない。Photos 5.1 (a)~(f)に実験後の供試体の状況を示す。



(g)

Fig.5.10 Load-deflection curves

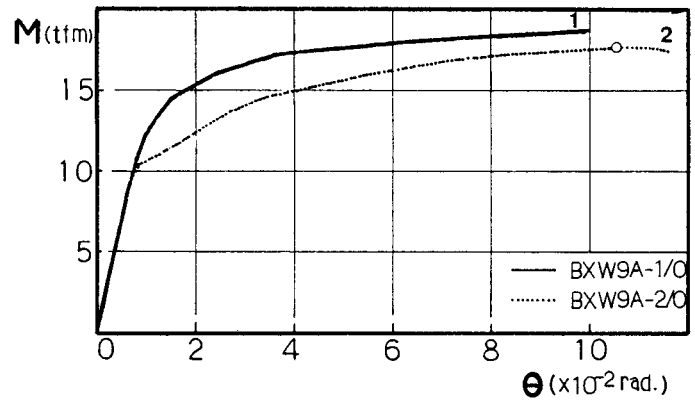


Fig.5.11 Comparison of Load-deflection curves

4-2 荷重-変形関係

実験結果の一覧をTable 5.4に示す。

Fig.5.11にロール成形鋼管柱およびプレス成形鋼管柱接合部の柱軸力が無い場合の実験における荷重-変形関係の正荷重側包絡線を示す。ロール成形鋼管の場合はプレス成形鋼管の場合より剛性の低下する荷重が高く、また剛性低下が緩やかである。

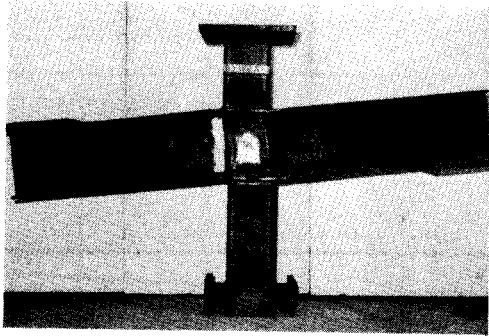
Fig.5.12はB X W9A -1/0およびB X W9A -2/0の全体変形 θ と各変形成分の関係を示

Table 5.4 Summary of Test Results

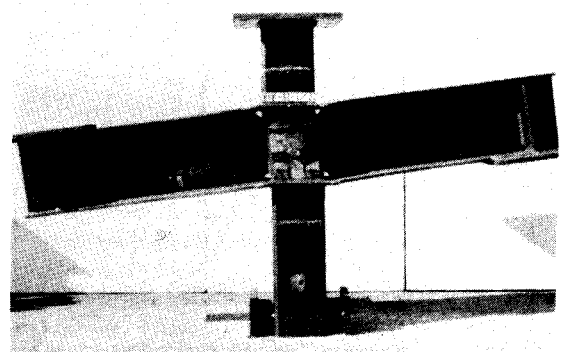
Specimen	My	Mu	θ_y	θ_u	$\frac{M_u}{M_y}$	$\frac{\theta_u}{\theta_y}$	$\frac{M_y}{M_{py}}$	$\frac{M_u}{M_{py}}$	Failure Mode
	(tf m)		$(\times 10^{-2} \text{ rad.})$						
BXW9A-1/0	13.4	18.6	1.24	>10.0	1.39	8.1	0.94	1.31	P
BXW9A-1/0.2	12.8	18.6	1.06	>11.1	1.46	10.5	0.92	1.34	P
BXW9ASR-1/0.2	9.7	16.6	0.73	>15.1	1.71	20.7	0.90	1.54	P
BXW9A-2/0	10.4	17.6	0.86	10.5	1.69	12.2	1.05	1.78	Cr,P
BXW9A-2/0.4	8.1	16.9	0.60	12.0	2.09	20.0	0.88	1.85	C,P
BXW9A-4/0.2	9.7	19.6	0.68	>13.1	2.02	19.3	0.92	1.87	P
BXW9A-4/0.4	9.4	18.0	0.75	>13.6	1.91	18.1	0.96	1.83	P

My : Yield strength
Mu : Maximum strength

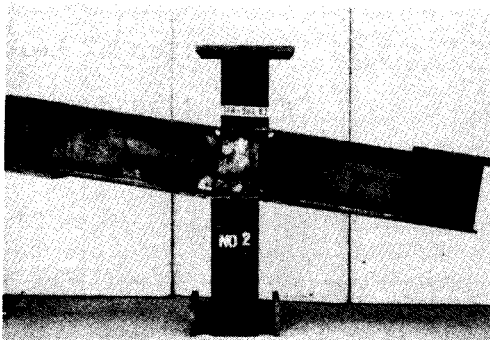
P : Panel failure
Cr : Crack at column corner
C : Column failure



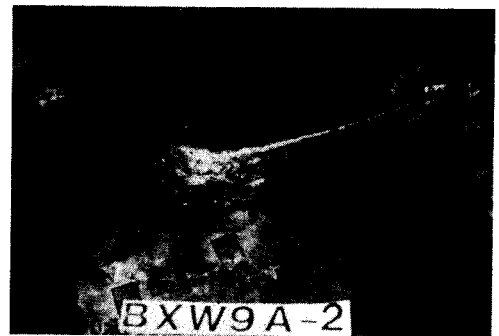
(a) BXW9A-1/0



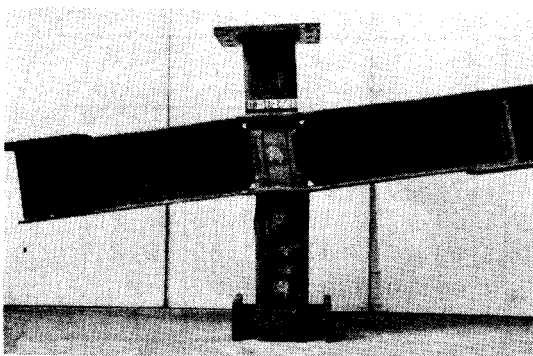
(b) BXW9A-1/0.2



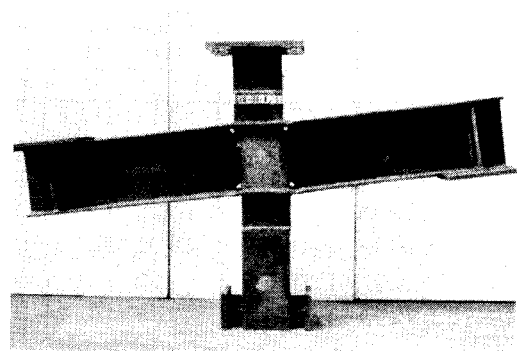
(c) BXW9ASR-1/0.2



(d) BXW9A-2/0



(e) BXW9A-2/0.4

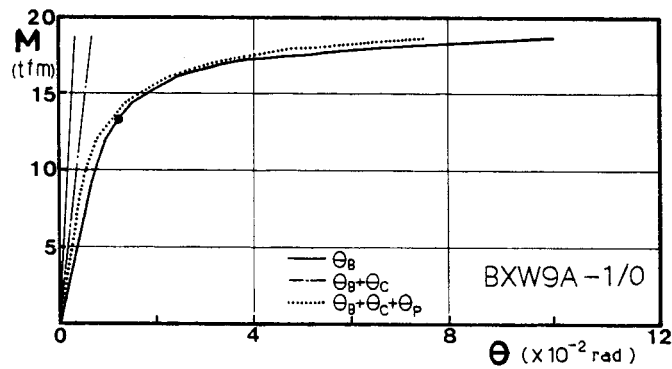


(f) BXW9A-4/0.4

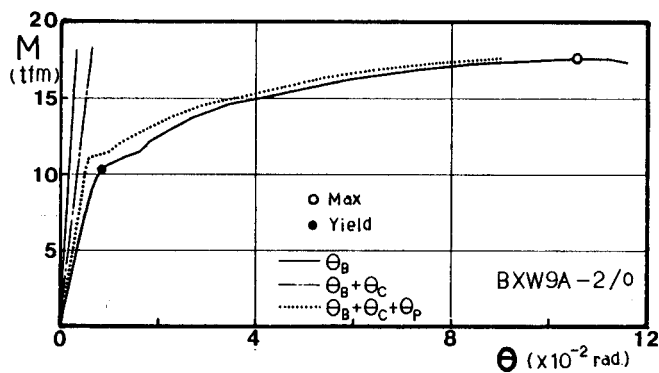
Photo 5.1 Failure mode

している。図中の太い実線はM- θ 関係の正荷重側包絡線を、細い実線ははりの変形(θ_B)を、一点鎖線ははりと柱の変形の和($\theta_B + \theta_C$)を、点線ははりと柱と接合部パネルの変形の和($\theta_B + \theta_C + \theta_P$)を表わしている(第4章 3.2参照)。

図より、降伏以後接合部パネルの変形成分が大きくなり、全体変形の大部分が接合部パネルのせん断変形によるものであることが分る。したがって、(5.1)式および(5.2)式の条件を満たす接合部では接合部の局部破壊あるいはダイアフラム部の局部座屈は生じず、プレス成形鋼管およびビルトアップ鋼管についても両式の妥当性が確認できた。



(a)



(b)

Fig.5.12 Component of each deformation

5. 考察

5-1 柱軸力の影響

Fig.5.13およびFig.5.14は、使用鋼管別に示した $M-\theta$ 関係および接合部パネル平均せん断応力 τ とせん断ひずみ角 γ の関係の正荷重側包絡線である。Table 5.5に各供試体の τ および γ の値を示す。最終状態で柱コーナー部にきれつが進展し最大荷重に達したBXW9A-2/0および柱フランジの面外変形で最大荷重に達したBXW9A-2/0.4も接合部パネルのせん断耐力にほぼ達していることが分る。

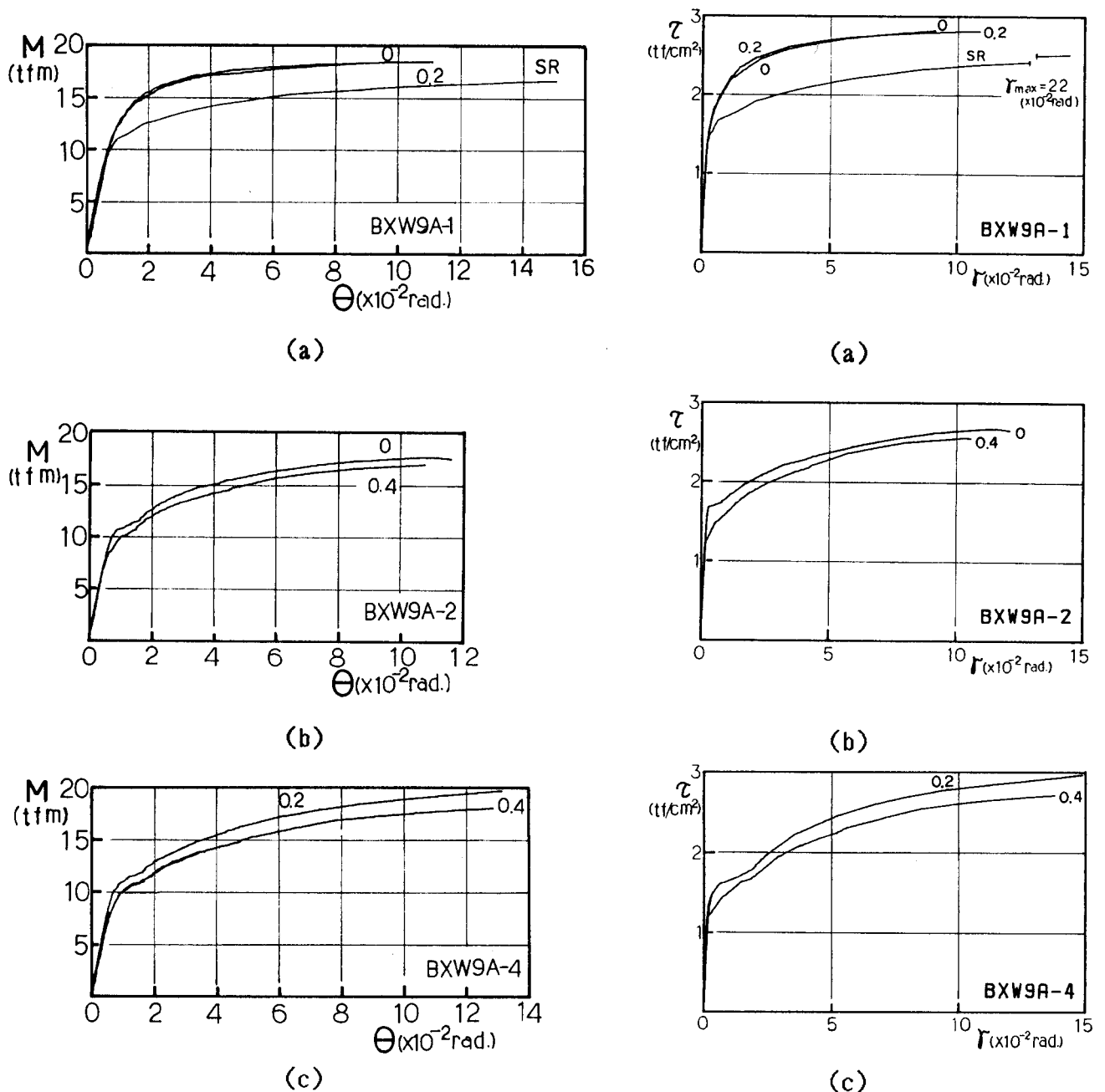


Fig.5.13 Effect of N/N_y ratio on $M-\theta$ relationships

Fig.5.14 Effect of N/N_y ratio on $\tau-\gamma$ relationships

柱軸力比 $N/N_y=0.2$ 程度では柱軸力の影響は小さいが、 $N/N_y=0.4$ になると明らかに影響がみられ、Figs.5.13 (b),(c)に示すように $N/N_y=0.4$ のものは $N/N_y=0$ あるいは $N/N_y=0.2$ のものより同一荷重における変形が大きい。

Fig.5.15は各供試体の M_y および M_u と柱軸力比 N/N_y の関係を示している。図の縦軸は軸力の影響を無視した柱の全塑性モーメント M_{cp}^c で除し無次元化している。図には(4.4)式の接合部パネル耐力計算値 M_{py} および「塑性指針」によるものを実線で示した。また、参考のために「鋼構造規準」の解説式による値も示した。ただし、計算に際して鋼管の降伏点には素材試験による値を用いた。

Table 5.5 Shear Stress and Shear Strain of Panel

Specimen	τ_y	τ_u	τ_{yc}	τ_{uc}	γ_y	γ_u	γ_{yc}	$\frac{\tau_y}{\tau_{yc}}$	$\frac{\tau_u}{\tau_{yc}}$	$\frac{\tau_u}{\tau_{uc}}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_y}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_{yc}}$
	(tf/cm ²)				(10 ⁻² rad.)							
BXW9A-1/0	2.03	2.83	2.42	2.97	0.81	9.1	0.30	0.84	1.17	0.95	11.2	30.2
BXW9A-1/0.2	1.94	2.83	2.42	2.97	0.61	10.9	0.30	0.80	1.17	0.95	17.9	36.3
BXW9ASR-1/0.2	1.47	2.53	1.88	2.70	0.23	22.0	0.23	0.78	1.35	0.94	95.7	95.7
BXW9A-2/0	1.58	2.67	1.69	2.66	0.23	11.1	0.21	0.93	1.58	1.00	48.7	52.9
BXW9A-2/0.4	1.22	2.56	1.69	2.66	0.16	11.1	0.21	0.72	1.51	0.96	69.4	52.9
BXW9A-4/0.2	1.47	2.98	1.82	2.75	0.30	14.8	0.23	0.81	1.64	1.08	49.3	64.3
BXW9A-4/0.4	1.43	2.73	1.82	2.75	0.68	13.8	0.23	0.79	1.50	0.99	20.3	60.0

τ_y : Shear stress at M_y
 τ_u : Shear stress at M_u

τ_{yc} : $= \sigma_{yc}/\sqrt{3}$
 τ_{uc} : $= \sigma_{uc}/\sqrt{3}$

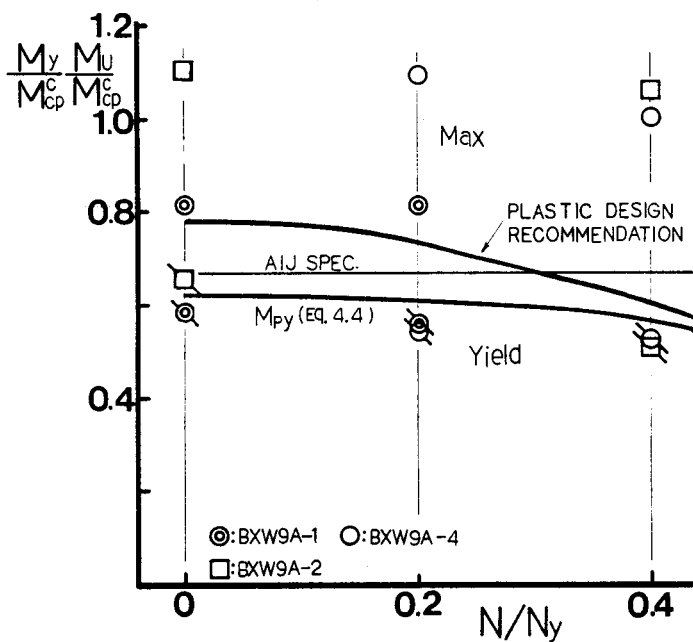


Fig.5.15 Effect of axial force on strength

柱軸力比が大きくなれば、接合部パネル耐力は低下する。 $N/N_y=0.2$ では柱軸力の影響は小さいが、 $N/N_y=0.4$ では柱軸力の無い場合に比べ、(4.4)式の M_{py} で8%、「塑性指針」式では23%の耐力低下がある。一方、実験降伏耐力 M_y は、 $B \times W9A-2$ では $N/N_y=0.4$ の時、柱軸力の無い場合と比べ22%低下しており、「塑性指針」の傾向と一致しているが、 $B \times W9A-4$ では $N/N_y=0.4$ の時、 $N/N_y=0.2$ の時に比べて4%だけ低下しており M_{py} の傾向と一致している。しかし、「塑性指針」による場合は、Fig.5.15に示すように柱軸力比の低い範囲では耐力をかなり過大評価しており、本実験の軸力比の範囲では、 M_y との相関は M_{py} によるものより悪い。また、最大耐力 M_u は $N/N_y=0.4$ の時 $N/N_y=0$ あるいは 0.2 の場合より3%、8%低下するのみであることを考えると、柱軸力の効果を考慮した耐力式として(4.4)式の M_{py} を用いることは妥当である。

5-2 加工硬化・残留応力の影響

Fig.5.13 (a)に示すロール成形鋼管柱接合部($B \times W9A-1/0.2$)、ロール焼鈍鋼管柱接合部($B \times W9A \text{ SR}-1/0.2$)の $M-\theta$ 関係によれば、ロール焼鈍鋼管の場合は比較的明瞭な降伏開始点が認められるのに対し、ロール成形鋼管の場合は、はっきりした降伏開始点を示さず、徐々に剛性が低下する。また、降伏耐力、最大耐力はともにロール成形鋼管の方が高い。

Table 5.6に $B \times W9A-1/0.2$ と $B \times W9A \text{ SR}-1/0.2$ の耐力の比を示している。降伏耐力 M_y および最大耐力 M_u の比はそれぞれ1.31,1.12で、これは鋼管素材の降伏点 σ_{yc} および引張強さ σ_{uc} の比1.29,1.10にほぼ対応している。

両供試体の M_y, M_u を鋼管素材の σ_{yc}, σ_{uc} でそれぞれ除して比較すると、 $B \times W9A-1/0.2$ は $B \times W9A \text{ SR}-1/0.2$ より M_y 時で2%、 M_u 時で3%だけ高くなっているのみである。このことは、接合部パネルのせん断耐力に与える加工硬化の影響は大きい、残留応力の影響はほとんど認められないことを意味している。

試みに、2-3の残留ひずみ分布を基に、残留応力が接合部耐力に与える影響を検討する。

Table 5.6 Effect of Work Hardening and Residual Stress of RHS on Strength of Connections

	on M_y	on M_u	on σ_{yc}	on σ_{uc}	on M_y/σ_{yc}	on M_u/σ_{uc}
BXW9A/BXW9ASR	1.31	1.12	1.29	1.10	1.02	1.03

Figs.5.16 (a),(b)はロール成形鋼管およびプレス成形鋼管柱接合部のパネル面について、Fig.5.3およびFig.5.5の残留ひずみ分布をモデル化したものである。この残留ひずみ分布を基に、接合部パネル中央点において、柱の軸方向力が無い場合、残留応力が接合部パネルのせん断降伏耐力に与える影響を調べる。この場合のミーゼスの降伏条件式は残留せん断応力 $\tau_R=0$ であるから次式で与えられる。

$$\sigma_L^2 + \sigma_T^2 - \sigma_L \sigma_T + 3\tau^2 = \sigma_{yc}^2 \quad \dots \dots \dots (5.3)$$

ここで、 σ_L ：管軸方向残留応力

$$= E(\varepsilon_L + \nu \varepsilon_T) / (1 - \nu^2)$$

σ_T ：管周方向残留応力

$$= E(\varepsilon_T + \nu \varepsilon_L) / (1 - \nu^2)$$

τ_R ：残留せん断応力 $= G \gamma$

(5.3)式より接合部パネルのせん断応力は

$$\tau = \sqrt{\sigma_{yc}^2 - (\sigma_L^2 + \sigma_T^2 - \sigma_L \sigma_T)} / \sqrt{3} \quad \dots \dots \dots (5.4)$$

$N/N_y=0$ の場合のロール成形鋼管およびプレス成形鋼管柱接合部について(5.4)式の τ と鋼管素材の τ_{yc} との比をTable 5.7に示す。接合部パネル中央部での τ/τ_{yc} の値は、ロール成形鋼管およびプレス成形鋼管でそれぞれ99%、92%で、残留応力が接合部パネル耐力に与える影響は比較的小さいと言える。

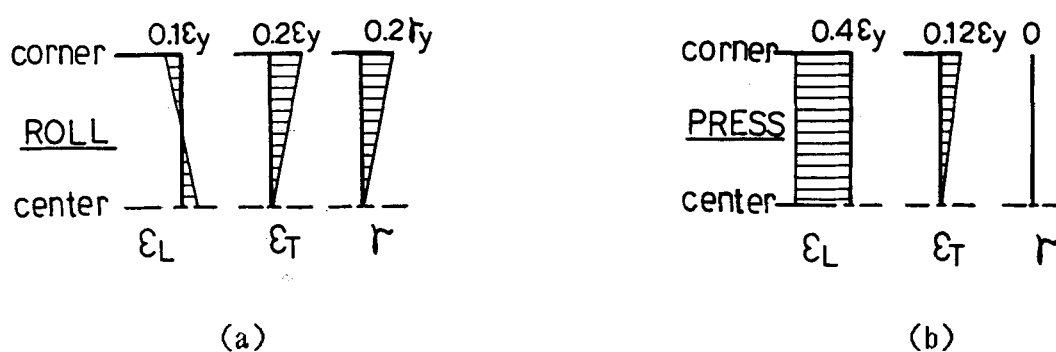


Fig.5.16 Model of residual strain distribution on panel

Table 5.7 Effect of residual stress

Specimen	τ / τ_{yc}
BXW9A-1/0	0.99
BXW9A-2/0	0.92

5-3 接合部耐力の評価

5-3-1 実験降伏耐力の評価

Fig.5.17に実験降伏耐力 M_y および最大耐力 M_u

と(4.4)式のパネル降伏耐力計算値 M_{py} の比と鋼管素材の降伏点 σ_{yc} の関係を示す。

いずれの供試体においても M_y/M_{py} の比はほぼ1.0となっており、7体の平均値 $m=0.94$, 変動係数 $v=0.059$ で、鋼管の製法の違いおよび柱の軸力比の大きさによらず降伏耐力は(4.4)式により精度良く推定できる。試みに、(4.4)式における柱軸力の項を無視した式を用い、 M_y との比を求めると、7体の平均値 $m=0.91$, 変動係数 $v=0.081$ となり、(4.4)式による場合より推定精度が悪くなるとともに、柱軸力がある場合の M_y を10%以上過大評価することになる。

5-3-2 実験最大耐力の評価

Fig.5.17に示す M_u/M_{py} の値は σ_{yc} が大きくなるにしたがい低下する傾向にあり、最大耐力は鋼管素材の降伏点 σ_{yc} に比例していない。

試みに、 M_u/M_{py} の値を求めると、7体の平均値 $m=1.65$, 変動係数 $v=0.15$ となる。

Fig.5.18は最大耐力時における接合部パネル平均せん断応力 τ_u と鋼管素材の $\tau_{uc}(=\sigma_{uc}/\sqrt{3})$ の比と σ_{yc} の関係を示している。 τ_u/τ_{uc} の値はほぼ1.0(Table 5.5 参照)で、7体の平均値 $m=0.98$, 変動係数 $v=0.050$ である。

以上のことより最大耐力 M_u は σ_{yc} より σ_{uc} で評価できることが分った。そこで、(4.4)式で用いられているせん断応力分布に関する形状係数 $\kappa=9/8$ を1に、 σ_{yc} を σ_{uc} に置き換えた(5.5)式の接合部パネル最大耐力式 M_{pu} を考える。

$$M_{pu} = (1 - \lambda) D_B D_c T \sigma_{uc} \sqrt{1 - (N/N_y)^2} / \sqrt{3} (1 - \lambda - \mu) \dots (5.5)$$

最大耐力 M_u と M_{pu} の比を求めると、7体の平均値 $m=1.02$, 変動係数 $v=0.061$ となる。この変動係数の値は前述の τ_u/τ_{uc} の変動係数より若干大きい、(5.5)式は実験値を

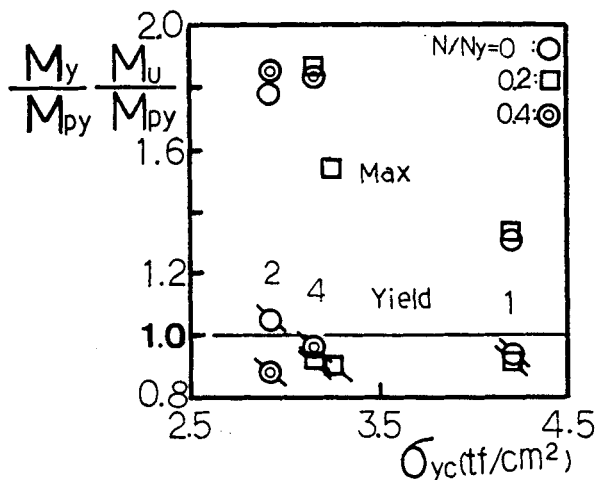


Fig.5.17 Relationships between M/M_{py} and σ_{yc}

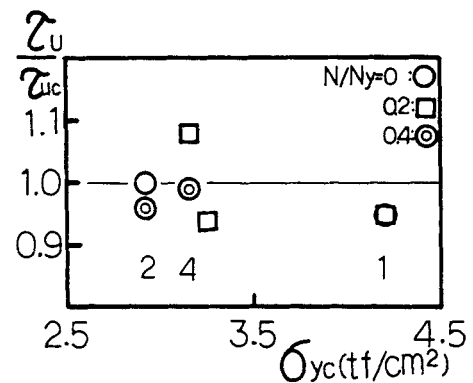


Fig.5.18 Relationship between τ_u/τ_{uc} and σ_{yc}

精度良く評価している。

Fig.5.19はFig.5.14の $\tau - \gamma$ 関係を鋼管素材のせん断降伏応力度 $\tau_{yc}(= \sigma_{yc}/\sqrt{3})$ 、せん断降伏ひずみ $\gamma_{yc}(= \tau_{yc}/G)$ で無次元化したものである。ロール成形鋼管の場合、冷間加工による降伏点および降伏比の上昇により、降伏以後の余力は小さい。しかし、降伏比の低いプレス成形鋼管およびビルトアップ鋼管の場合でも $\tau_u/\tau_{yc}=1.4-1.6$ で、H形鋼柱接合部の場合の値 $1.7-2.5$ ⁵⁾⁻⁷⁾に比べて小さい。また、本実験では τ_u/τ_{uc} の値はほぼ1.0であったが、H形鋼柱接合部の場合は、接合部パネルの補剛枠として、柱フランジが有効に働くため τ_u/τ_{uc} の値は $1.2-1.5$ 程度^{5), 6)}になる。角形鋼管柱接合部の場合、H形鋼柱接合部に比べて $\tau_u/\tau_{yc}, \tau_u/\tau_{uc}$ の値が小さいのは、接合部パネルの補剛枠としての柱フランジ剛性がH形鋼の場合に比べて相対的に低いためである。

5-3-3 接合部の設計式 接合部の設計に際しては、接合部の実際の耐力と設計耐力の比(安全率)が角形鋼管の製法に影響されないことが望ましい。前節において、実験降伏耐力は鋼管素材の降伏点 σ_{yc} に、最大耐力は引張強さ σ_{uc} に支配されていることが分った。本節では、鋼材の公称降伏応力度 F を用いた設計式を考え、実験耐力との比較を行い、角形鋼管の製法の違いによらず同一の式で設計が可能であることを示す。

実験に使用した4種類の角形鋼管の σ_{yc} および σ_{uc} と使用鋼種STKR41あるいはSS41の公称降伏応力度($F=2.4\text{tf/cm}^2$)および公称引張強さ($F_u=4.1\text{tf/cm}^2$)の比を求めると、 σ_{yc}/F の平均値 $m=1.41$, 変動係数 $v=0.17$ 、 σ_{uc}/F_u の平均値 $m=1.17$, 変動係数 $v=0.049$ である。

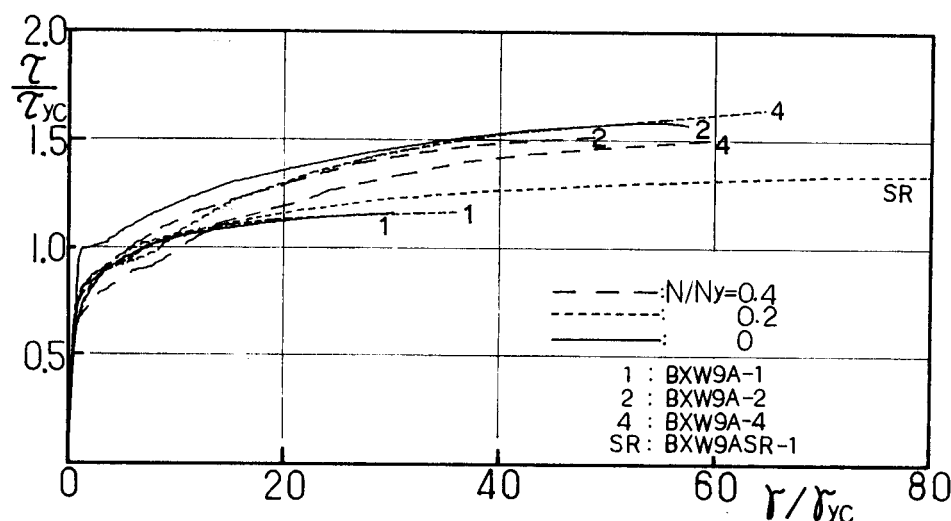


Fig.5.19 Dimensionless shear stress-strain relationships

試みに、(4.4)式の σ_{yc} を公称降伏応力度 F に置き換えた(5.6)式の許容耐力式を考える。

$$M_{pF} = 8(1 - \lambda) D_B D_C T F \sqrt{1 - (N/N_y)^2} / 9\sqrt{3}(1 - \lambda - \mu) \quad \dots \dots (5.6)$$

Table 5.8は実験値 M_y および M_u と M_{pF} の比を示している。 M_y/M_{pF} の値は σ_{yc}/F のバラツキが大きいため1.09-1.65の間にあり、平均値 $m = 1.33$ 、変動係数 $v = 0.16$ である。また、 M_{pF} 時の変形角は $\theta = 1/150 - 1/250 \text{ rad}$.程度である。

一方、最大耐力式は設計式としての簡便さも考慮し、許容耐力式 M_{pF} に係数 α を乗じた(5.7)式と考える。

$$M_{Cu} = \alpha M_{pF} \quad \dots \dots \dots (5.7)$$

M_u/M_{pF} の値は2.09-2.47の間にあり、7体の平均値 $m = 2.29$ 、変動係数 $v = 0.058$ で、 M_{pF} を基準にした場合でも精度の良い耐力式となっており、角形鋼管の製法によらず次式を接合部パネルの最大耐力式として用いることができる。

$$M_{Cu} = 2.29 M_{pF} \quad \dots \dots \dots (5.8)$$

(5.8)式はプレス成形鋼管については数%の過大評価、ビルトアップ鋼管については数%の過少評価になっている。

ただし、ここで示した設計式は、限られた部材寸法(角形鋼管の幅厚比=22.2)の実験結果より得たものであり、接合部パネルにはせん断座屈は生じていない点に注意する必要がある。

Table 5.8 Comparison between Experimental Strength and Design Strength M_{pF}

Specimen	$\frac{\sigma_{yc}}{F}$	$\frac{M_y}{M_{pF}}$	$\frac{M_u}{M_{pF}}$
BXW9A-1/0	1.75	1.65	2.29
BXW9A-1/0.2	1.75	1.61	2.34
BXW9ASR-1/0.2	1.36	1.22	2.09
BXW9A-2/0	1.22	1.28	2.17
BXW9A-2/0.4	1.22	1.09	2.27
BXW9A-4/0.2	1.32	1.22	2.47
BXW9A-4/0.4	1.32	1.27	2.42

6. 結言

3種類の製法の異なる角形鋼管について、残留ひずみ分布を調べるとともに、接合部の水平荷重時実験を行い、接合部パネルのせん断耐力に与える角形鋼管の製法の違いおよび柱軸力の影響を調べた結果、次のことが明らかになった。

1) ロール成形鋼管では管軸方向の残留曲げひずみ成分が大きく、鋼管素材の降伏ひずみの40-60%に達する。

プレス成形鋼管およびビルトアップ鋼管では溶接部の残留ひずみが大きく鋼管素材の降伏ひずみに達している。残留せん断ひずみはロール成形鋼管のコーナー部およびビルトアップ鋼管の溶接部近傍以外は無視できる。

2) ロール成形に伴う加工硬化が接合部耐力に与える影響は大きいですが、残留応力の影響は小さい。

3) 鋼管の製法の違い、柱軸力の大きさによらず、接合部降伏耐力および最大耐力は(4.4)式の M_{py} および(5.5)式の M_{pu} で評価できる。

4) 鋼管の製法の違い、柱軸力の大きさによらず、接合部設計の際の許容耐力式および最大耐力式は(5.6)式および(5.8)式で与えられる。

ただし、設計式は限られた鋼管幅厚比の実験結果より得たものであるため、鋼管幅厚比の影響について検討する必要がある。

参考文献

- 1) 川島義克、西村 誠：角形鋼管柱の座屈耐力に関する研究(溶接および冷間成形の影響)、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1007-1008、昭和48年10月
- 2) 森脇良一、榊原英雄、山形雪雄、中田研吉：角形鋼管柱の座屈耐力に関する研究(中心圧縮の研究)、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1011-1012、昭和48年10月
- 3) 五十嵐定義、中島茂壽：角形鋼管の力学性状に関する基礎的研究、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.189-192、昭和55年6月
- 4) 五十嵐定義、辻岡静雄、矢島 悟：冷間成形角形鋼管の軸引張・軸圧縮挙動に関する実験的研究、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.173-176、昭和58年6月
- 5) 中尾雅躬：鋼構造柱はり剛接合部に関する研究、東京大学学位論文、昭和50年12月
- 6) 仲 威雄、中尾雅躬、見村博明、小佐野宏：H形鋼強軸交叉形柱はり接合部の復元力特性に関する実験－その2：全溶接試験体の実験－、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1265-1266、昭和53年9月
- 7) Kato, B. : Beam-to-Column Connection Research in Japan, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.108, No.ST2, pp.343-360, Feb.,1982
- 8) 加藤 勉、西山 功：冷間成形角形鋼管の局部座屈強さおよび変形能力、日本建築学会論文報告集、第294号、pp.45-51、昭和55年8月
- 9) 加藤 勉、李明宰：角形鋼管柱の最大耐力に関する研究(実験および数値解析)、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.285-288、昭和58年
- 10) 松井千秋、森野捷輔、津田恵吾、立川博英：角形鋼管柱の局部座屈後挙動について、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1155-1156、昭和55年9月
- 11) 五十嵐定義、辻岡静雄、矢島 悟、杉山茂徳：冷間成形角形鋼管断面の弾塑性曲げ挙動に関する実験的研究、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.317-320、昭和59年6月
- 12) 加藤 勉、西山 功：角形鋼管T継手に関する研究－冷間成形角形鋼管を用いた場合と応力焼鈍角形鋼管を用いた場合の比較－、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1855-1856、昭和56年9月

第6章 接合部パネルの耐力評価

1. 緒言

外ダイアフラムにより補剛された角形鋼管柱・H形はり接合部が水平荷重を受ける場合の接合部パネルの耐力について、前章で鋼管の製法によらず適用可能な接合部パネルの耐力式を提案した。しかし、そこで対象とした柱の幅厚比は $B/T=22$ のものに限られているため一般的な結論を得るに至っていない。

本章では、接合部パネル幅厚比を変化させた実験を行い、第4章および第5章の結果とも合わせて、幅厚比および軸力比が接合部パネルのせん断耐力および変形能力に与える影響について検討するとともに、直交方向はりの効果、接合部局部破壊に対する補剛形式の違いによる影響について検討する。さらに、それらの検討結果を基に、他の研究機関においてこれまでに報告されている角形鋼管柱・H形はり接合部の広範囲の実験結果^{1) - 19)}を対象に各因子の影響を調べ、接合部パネルがせん断破壊する場合の耐力式を提案する。

2. 実験

2-1 供試体

2-1-1 接合部パネル幅厚比の影響 (実験 I)

角形鋼管柱・はり接合部パネルの耐力および変形能力に与えるパネル幅厚比の影響を調べるためTable 6.1に示す 8体の供試体について検討する。対象とした供試体のパネル幅厚比 B/T は、パネルの軸力比 $N/N_y \approx 0.2$ について $B/T=44, 33, 22, 17$ の4種類、 $N/N_y=0.4$ について $B/T=33, 22$ の2種類である。ここで N_y は素材試験結果による

Table 6.1 Details of test specimens and mechanical properties (Test I)

Specimen	Column	Beam	Diaphragm	$\frac{B}{T}$	Axial force N/N _y	RHS		Diaphragm	
	B×B×T	d×b×t _w ×t	t _D ×h _D			σ _y	σ _u	σ _y	σ _u
	(mm)					(tf/cm ²)			
BXW-4.5B/0.2	200×200×4.5 *1	300×150×6.5×9	9×40	44	0.18	3.29	4.23	3.20	4.66
BXW-6B/0.2	200×200×6 *1	300×150×6.5×9	9×40	33	0.18	3.43	4.37	3.20	4.66
BXW-6B/0.4	200×200×6 *1	300×150×6×9	9×40	33	0.4	3.90	4.70	2.88	4.41
BXW9A-1 /0.2	200×200×9 *1	300×150×9×12	12×40	22	0.2	4.20	5.14	2.99	4.75
BXW9A-4 /0.2	200×200×9 *3	300×150×9×12	12×40	22	0.2	3.16	4.76	2.99	4.75
BXW9A-2 /0.4	200×200×9 *2	300×150×9×12	12×40	22	0.4	2.93	4.61	2.99	4.75
BXW9A-4 /0.4	200×200×9 *3	300×150×9×12	12×40	22	0.4	3.16	4.76	2.99	4.75
BXW-12A/0.2	200×200×12 *1	300×150×9×12	12×40	17	0.2	3.81	4.42	3.15	4.73

*1 : RHS formed by cold rolling

*2 : RHS fabricated from two channels formed by cold pressing

*3 : RHS fabricated from four plates

降伏点を用いた接合部パネルの降伏軸力である。Table 6.1に示す供試体のうちB X W-6B/0.4およびB X W-12A/0.2の 2体は新たに実験を行ったが、他の供試体は第4章および第5章で報告したものである。いずれの供試体も接合部の局部破壊が生じないよう外ダイアフラムによる十分な補剛がなされている。

Fig.6.1に供試体の形状を示す。使用した角形鋼管はロール成形鋼管、プレス成形鋼管およびビルトアップ鋼管である。使用鋼種はSTKR41およびSS41で機械的性質をTable 6.1に示す。角形鋼管については、プレス成形鋼管の場合がプレス成形する前の鋼板より採取したJIS 1号引張試験片による値である以外、鋼管平板部の管軸方向より採取したJIS 5号あるいは 1号引張試験片による値である。

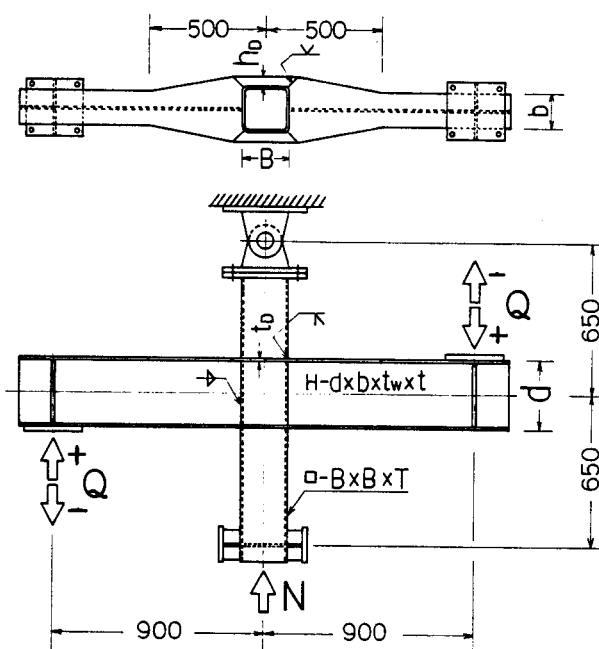


Fig.6.1 Test specimen (Test I)

2-1-2 直交方向はりの影響 (実験II)

供試体は、Fig.6.2に示すように直交2方向に同一断面のはりが接合されている。外ダイアフラム寸法は柱幅の10%で、パネル幅厚比を 3種類変化させている。

Table 6.2に供試体諸元を示す。同表には本供試体と同一寸法をもち、直交方向はりの無い第4章の供試体も併記している。使用した角形鋼管は□-200X200X9のものがプレス成形鋼管である他はロール成形鋼管である。使用鋼種はSTKR41およびSS41で機械的性質をTable 6.2に示す。角形鋼管については平板部の管軸方向より採取したJIS 1号引張試験片による値である。

Table 6.2 Details of test specimens and mechanical properties (Test II)

Specimen	Column	Beam	Diaphragm	Axial force	RHS		Diaphragm	
	B×B×T	d×b×t _w ×t	t _D ×h _D		σ _y	σ _u	σ _y	σ _u
	(mm)				(tf/cm ²)			
DBXS-4.5B	200×200×4.5*1	300×150×6.5×9	9×20	0.22	3.39	4.31	2.80	4.52
BXS-4.5B				0.18	3.29	4.23	2.92	4.28
DBXS-6B	200×200×6 *1	300×150×6.5×9	9×20	0.34	3.19	4.69	2.80	4.52
BXS-6B				0.18	3.43	4.37	2.92	4.28
DBXS-9B	200×200×9 *2	300×150×6.5×9	9×20	0.38-0.07	2.80	4.52	2.80	4.52
BXS-9B				0.20	2.94	4.40	2.92	4.28

*1 : RHS formed by cold rolling

*2 : RHS fabricated from two channels formed by cold pressing

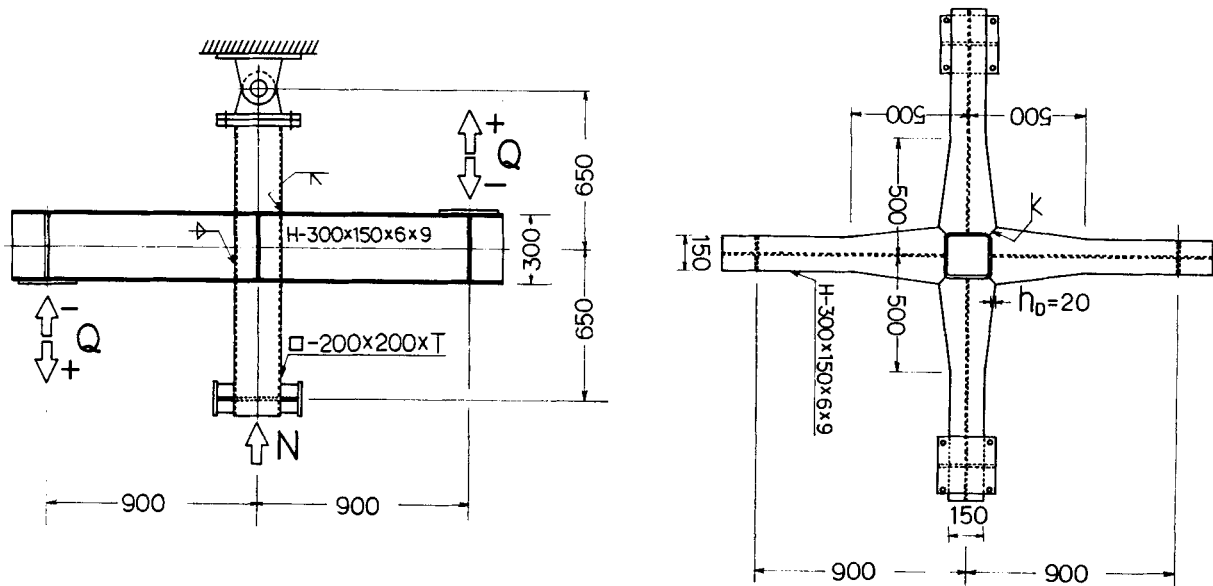


Fig.6.2 Test specimen (Test II)

2-1-3 補剛方法の影響 (実験Ⅲ)

供試体形状をFig.6.3に寸法諸元をTable 6.3に示す。柱はロール成形鋼管で、鋼管壁の局部変形に対する補剛方法の違いが接合部パネルの耐力・変形能力に与える影響を調べるため、同一の柱およびはり断面について、外ダイアフラム形式と通しダイアフラム形式の供試体を用意した。外ダイアフラム形式の場合でも接合部パネルのせん断破壊に先立ち接合部の局部破壊が生じないように十分な補剛がなされている。使用鋼種はSTKR41およびSS41で機械的性質をTable 6.3に示す。角形鋼管については平板部の管軸方向より採取したJIS 5号引張試験片による値である。

Table 6.3 Details of test specimens and mechanical properties (TestⅢ)

Specimen	Column	Beam	Diaphragm	RHS		Diaphragm	
	B×B×T	d×b×tw×t		σ_y	σ_u	σ_y	σ_u
	(mm)			(tf/cm ²)			
BXW25-6A BXI25-6A	250×250×6	350×175×7×11	Exterior: 12×60 Through: Φ 12	3.33	4.62	2.99	4.75

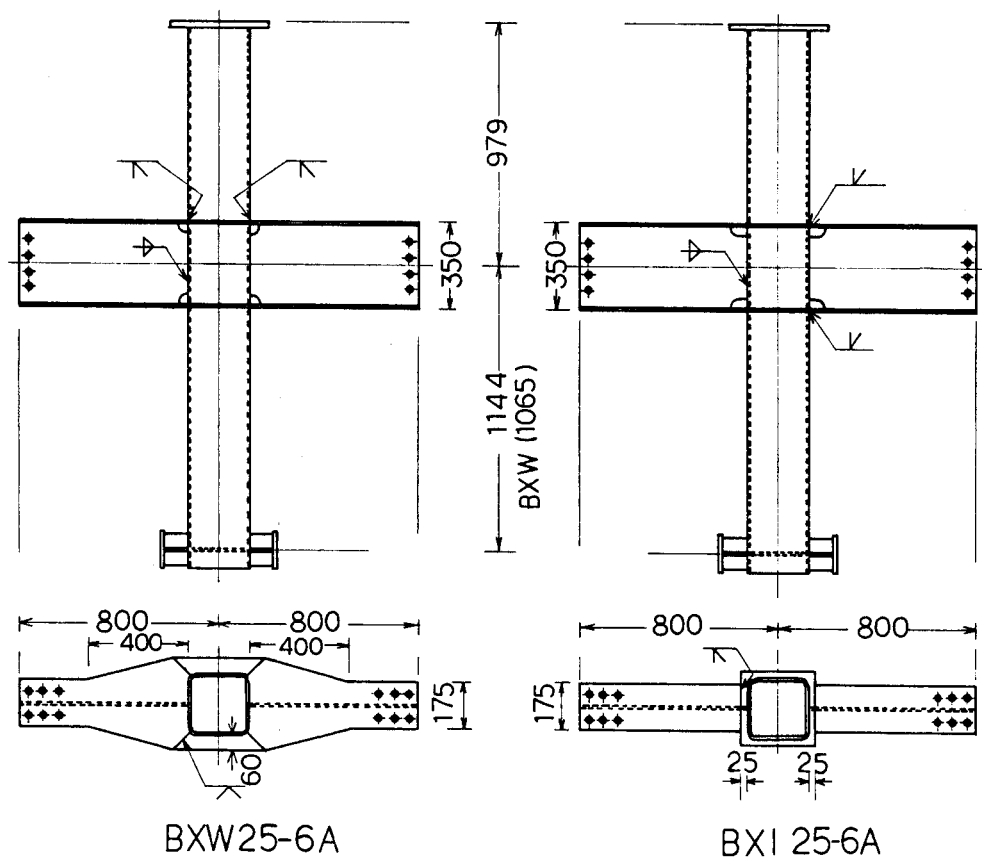


Fig.6.3 Test specimen (Test Ⅲ)

2-2 実験方法

実験Ⅰ：実験は第4章の場合と同様の荷重用フレームを用い、柱を単純支持しておき、油圧ジャッキより柱に定軸力を、はり両端に正負繰り返しの逆対称荷重を加えることにより行う。

実験Ⅱ：実験はFig.6.4に示すように柱を単純支持しておき、油圧ジャッキにより柱に定軸力を、荷重用フレーム面内のはり両端に逆対称荷重を加える。さらに、直交方向はり端部に球座を介し設置した荷重用はりとはRC荷重用床の間にPC鋼棒を配置し、ナットを締めつけることにより直交方向はりに一定の対称荷重を与える。

荷重手順は次の通りである。

1) 柱軸力を導入 2) 直交方向はりに接合部フェースモーメントがはり等断面部の降伏モーメントの30%になる荷重を導入 3) これらの値を一定に保ちつつ荷重用フレーム面内のはり端に正負繰り返しの逆対称荷重を加える。

Table 6.2に示す柱軸力は柱に直接導入した軸力と直交方向はりに加えられた荷重の合計である。DBXS-9Bは荷重中に軸力比が $N/N_y = 0.38 \rightarrow 0.07 \rightarrow 0.29$ と3段階に変化している。

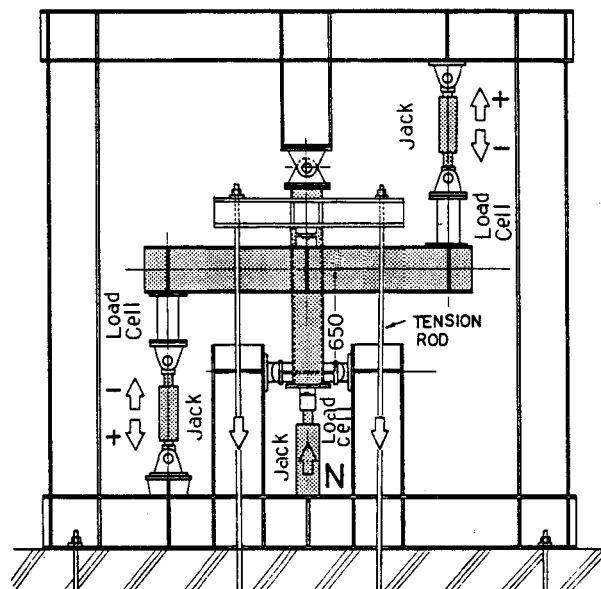


Fig.6.4 Test set-up (Test II)

実験Ⅲ：実験はFig.6.5に示す加力装置を用い、柱を単純支持しておき、はり両端に正負繰り返しの逆対称荷重を加えることにより行う。はり中間位置には横座屈止めを設けている。

2-3 測定方法

いずれの供試体も接合部パネルのせん断変形を変位計で測定した。実験Ⅰおよび実験Ⅲでは第5章Fig.5.9に示すように鋼管のコナ-近傍の平板部にボルトを溶接し、対角線方向の変形を測定することによりせん断変形角を求めた。実験Ⅱでは鋼管平板部に溶接したボルトに変位計を取付け、対角線方向のボルトと直交方向はりのウェブにあけた穴を通してより線をつなぎ、パネルの対角線方向変形を測定した。

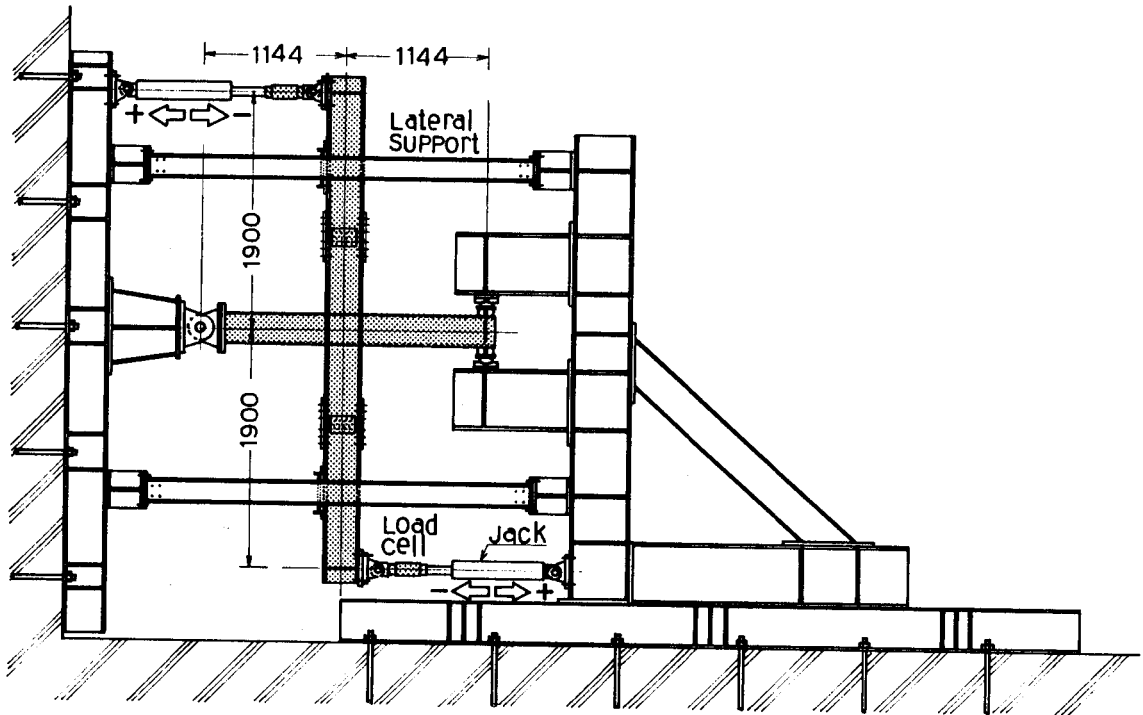


Fig.6.5 Test set-up (Test III)

3. 実験結果

3-1 接合部パネル幅厚比を変化させた実験

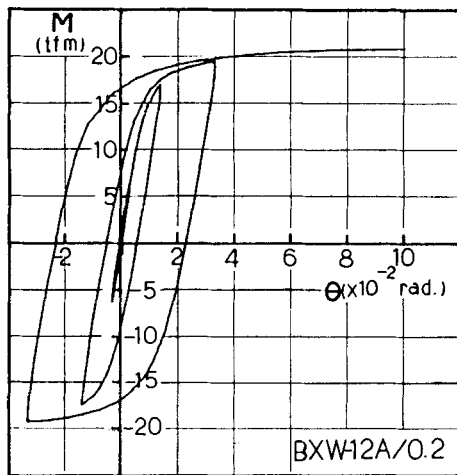
B X W-6B/0.4およびB X W-12A/0.2の荷重-変形関係をFigs.6.6 (a),(b)に示す。
Figs.6.7 (a),(b)に接合部パネルの $\tau - \gamma$ 関係を示す。

Table 6.4に実験結果の一覧を示す。同表中 M_{Py} および M_{Pu} は第4章および第5章で示したパネルの降伏耐力および最大耐力の計算値である。

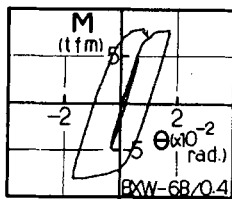
Table 6.4 Summary of test results (Test I)

Specimen	M_y	M_u	M_{py}	M_{pu}	θ_y	θ_u	τ_u	τ_{yc}	γ_u	$\frac{M_u}{M_y}$	$\frac{M_y}{M_{py}}$	$\frac{M_u}{M_{pu}}$	$\frac{\theta_u}{\theta_y}$	$\frac{\tau_u}{\tau_{yc}}$	Failure mode
	(tf m)				$(\times 10^{-2} \text{ rad.})$		(tf/cm^2)		$(\times 10^{-2} \text{ rad.})$						
BXW-4.5B/0.2	5.44	6.79	5.67	8.20	1.02	5.43	1.98	1.90	-	1.25	0.96	0.83	5.3	1.04	P
BXW-6B/0.2	8.24	11.59	7.84	11.24	1.01	6.07	2.56	1.98	5.1	1.41	1.05	1.03	6.0	1.29	P
BXW-6B/0.4	7.00	8.05	8.29	11.24	0.83	2.1	1.78	2.25	1.2	1.26	0.84	0.72	2.5	0.78	C
BXW-9A-1/0.2	12.78	18.61	13.92	19.16	1.06	>11.1	2.83	2.42	10.9	1.46	0.92	0.97	10.5	1.17	P
BXW-9A-4/0.2	9.71	19.61	10.46	17.73	0.68	>13.1	2.98	1.82	14.8	2.02	0.92	1.11	19.3	1.64	P
BXW-9A-2/0.4	8.05	16.86	9.07	16.05	0.60	12.0	2.56	1.69	11.1	2.09	0.88	1.05	20.0	1.51	C,P
BXW-9A-4/0.4	9.40	17.95	9.78	16.57	0.75	>13.6	2.73	1.82	13.8	1.91	0.96	1.08	18.1	1.50	P
BXW-12A/0.2	15.3	20.8	16.57	21.63	1.10	11.2	2.41	2.20	10.6	1.36	0.92	0.96	10.1	1.10	Cr,P

P : Panel failure C : Column failure Cr : Crack at column corner

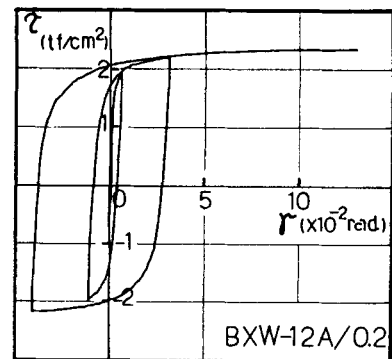


(a)

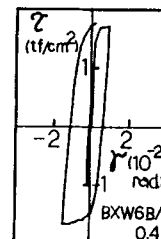


(b)

Fig.6.6 Load-deflection curves



(a)



(b)

Fig.6.7 $\tau - \gamma$ curves

$$M_{Py} = 8(1 - \lambda) D_B D_G T \sigma_{yc} \sqrt{1 - (N/N_y)^2} / 9\sqrt{3}(1 - \lambda - \mu) \quad \dots (4.4)$$

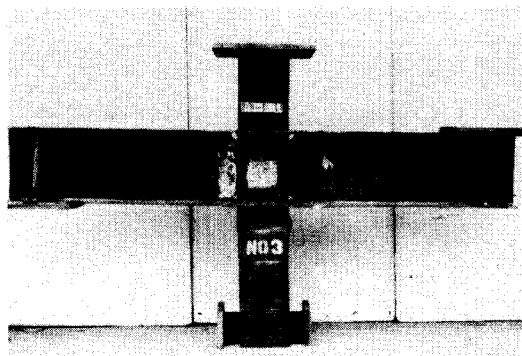
$$M_{Pu} = (1 - \lambda) D_B D_G T \sigma_{uc} \sqrt{1 - (N/N_y)^2} / \sqrt{3}(1 - \lambda - \mu) \quad \dots (5.5)$$

破壊状況： 柱幅厚比が大きく、柱軸力比の高いBXW-6B/0.4は接合部パネルに十分なせん断変形が生じる以前に柱に局部座屈が生じ急激に荷重が低下した。実験後の状況をPhoto 6.1 (a)に示す。最大耐力 M_u と軸力を考慮した柱の低減塑性モーメントの比は0.70である。一方、柱の幅厚比が小さいBXW9A-2/0.4も柱の局部座屈で耐力は決定しているが、最大耐力は柱の低減塑性モーメントの値を越えている。曲げと軸力を受ける角形鋼管柱についての松井・森野・津田・大宅の研究²⁰⁾によれば、 $B/T = 33$ で $N/N_y = 0.5$ の場合でも最大耐力は軸力の影響を考慮した柱の低減塑性モーメントの値に達している。したがって、柱幅厚比が大きくかつ柱軸力比が高い場合の接合部実験において、早期に局部座屈が生じたのには、接合部の局部変形が影響していると考えられる。

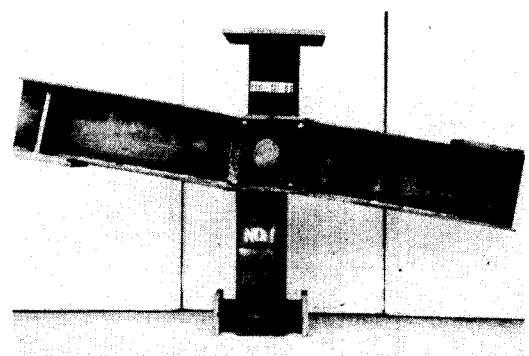
BXW-12A/0.2は最終サイクルで引張側になる柱のコーナー部の柱側溶接止端部にきれつが入り最大荷重に達したが、接合部パネルのせん断耐力にもほぼ達していたと考えられる。実験後の状況をPhoto 6.1 (b)に示す。

残りの5体の供試体はすべて接合部パネルのせん断破壊で耐力が決定している。柱に局部座屈が生じたBXW9A-2/0.4でも接合部パネルのせん断変形は顕著で、接合部パネルのせん断耐力にもほぼ達していたと判断される(第5章 参照)。

接合部パネルがせん断破壊した供試体のうち、 $B/T = 44$ および33のものには接合部パネルにせん断座屈波が生じたが、 $B/T = 22, 17$ のものにはせん断座屈波は認められなかった。



(a) BXW-6B/0.4



(b) BXW-12A/0.2

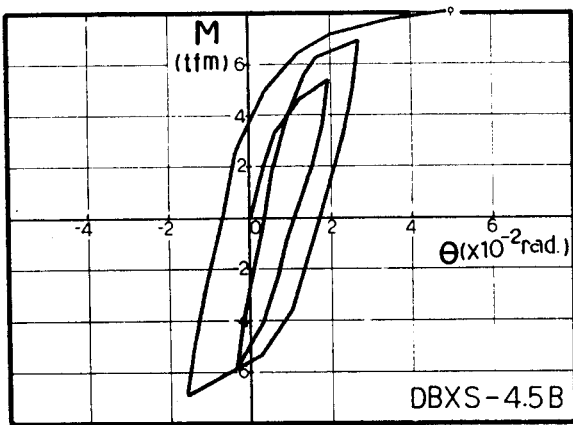
Photo 6.1 Failure modes (Test I)

ここで対象とした供試体は接合部パネルのせん断変形が卓越するように設計されている。したがって、早期に柱の局部座屈が生じた B X W-6B/0.4以外の供試体の変形の大部分は接合部パネルのせん断変形によるものであり、Table 6.4に示すように θ_u が大きい供試体は γ_u も大きく両者の相関は高い。

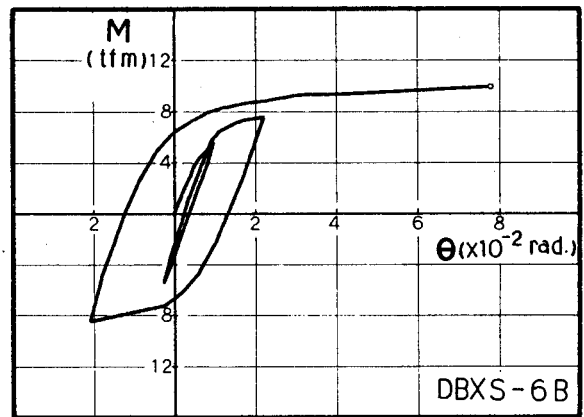
3-2 直交方向はりの効果を調べるための実験

直交方向はりをもつ供試体の荷重-変形関係をFigs.6.8 (a)-(c)に示す。実験結果の一覧をTable 6.5に示す。

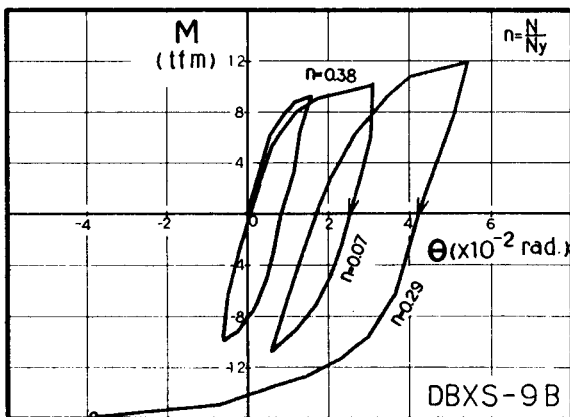
破壊状況： DBXS-4.5Bは柱の局部座屈が進行し、柱軸力の保持が困難になり最大耐力に達した。最大耐力時には柱とダイアフラムのすみ肉溶接継目にきれつが生じた。最大耐力と軸力を考慮した柱の低減塑性モーメントの比は0.86である。DBXS-6Bはラムストロークが限界に達したため荷重低下を確認できなかったが、最終状態では柱の



(a)



(b)



(c)

Fig.6.8 Load-deflection curves (Test II)

Table 6.5 Summary of test results (Test II)

Specimen	My	Mu	Mpy	Mpu	M _{Ly}	M _{CLu}	θ _y	θ _u	Mu	M _{Ly}	My	My	Mu	Mu	θ _u	Failure mode
	(tf m)						(×10 ⁻²)	(rad.)	My	Mpy	Mpy	M _{Ly}	Mpu	M _{CLu}	θ _y	
DBXS-4.5B	6.26	8.09	5.80	8.30	5.88	7.91	1.65	6.02	1.29	1.01	1.08	1.06	0.97	1.02	3.7	C,Lcr
BXS-4.5B	6.06	7.29	5.67	8.20	5.57	7.49	0.86	3.64	1.20	0.98	1.07	1.09	0.89	0.97	4.2	P
DBXS-6B	6.32	9.92	6.96	11.51	7.26	9.76	1.03	9.36	1.57	1.04	0.90	0.87	0.86	1.02	9.1	Lc,cr
BXS-6B	7.96	10.17	7.84	11.24	6.88	9.25	1.55	7.52	1.28	0.88	1.02	1.16	0.90	1.10	4.9	Lc,d
DBXS-9B	9.09	15.84	8.87	16.67	9.87	13.27	1.11	8.19	1.74	1.11	1.02	0.92	0.95	1.19	7.4	Ld
BXS-9B	11.19	15.28	9.86	16.60	9.35	12.57	0.93	7.47	1.37	0.95	1.13	1.20	0.92	1.22	8.0	Ld,cr

P : Panel failure C : Column failure
 L : Local failure c ; column failure d ; local buckling of diaphragm cr ; crack in weld

局部変形が顕著であった。DBXS-9Bは圧縮側ダイアフラムの局部座屈で耐力が決定した。いずれの供試体においても接合部パネルには明瞭なせん断変形が見られたが、接合部パネル幅厚比の大きいDBXS-4.5Bでも接合部パネルのせん断座屈波は認められなかった。実験後の状況をPhotos 6.2 (a)-(c)に示す。

一方、直交方向はりの無い第4章のBXS-4.5B,6Bおよび9Bはそれぞれ接合部パネルのせん断座屈、柱の局部変形とダイアフラムの局部座屈およびダイアフラムの局部座屈と柱コーナー部の溶接継目のきれつで耐力が決定している。比較のためこれらの供試体の実験後の状況をPhotos 6.3 (a)-(c)に示す。

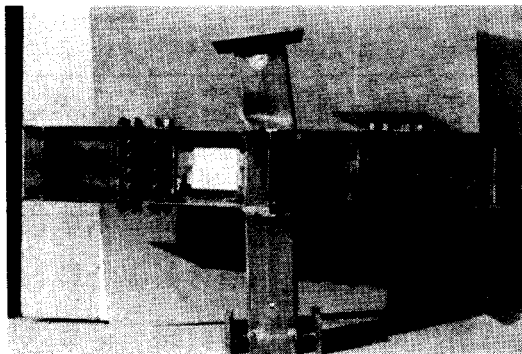
Table 6.5中M_{Ly}およびM_{CLu}は第4章で示した水平荷重時の接合部の局部降伏耐力および局部破壊耐力の計算値である。

$$M_{Ly} = 2.23 \sigma_{ud} B^2 (T/B)^{2/3} \{ t_D / (h_D + T) \}^{2/3} \{ (h_D + T) / B \} (d - t) \dots \dots \dots (4.2)$$

$$M_{CLu} = 0.78 M_{Lu} \\ = 3.00 \sigma_{ud} B^2 (T/B)^{2/3} \{ t_D / (h_D + T) \}^{2/3} \{ (h_D + T) / B \} (d - t) \dots \dots \dots (4.10)$$

3-3 補剛方法の違いによる影響を調べるための実験

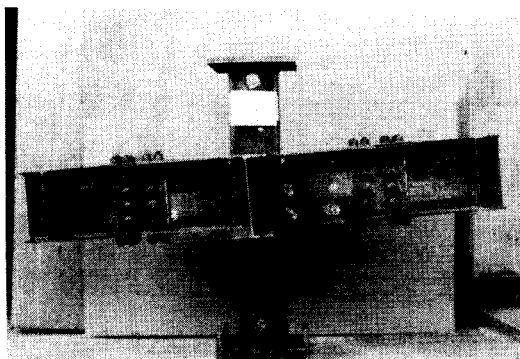
供試体の荷重-変形関係をFigs.6.9 (a),(b)、BXW25-6Aの接合部パネルのτ-γ関係をFig.6.10、実験結果の一覧をTable 6.6に示す。補剛形式によらず、最大耐力は接合部パネルのせん断座屈で決定した。いずれの供試体も接合部パネルに明瞭なせん断座屈波が認められると同時に荷重の低下が生じ、最大耐力時の変形量は小さいが、最大耐力後の荷重低下は緩やかである。Photos 6.4 (a),(b)に破壊後の状況を示す。



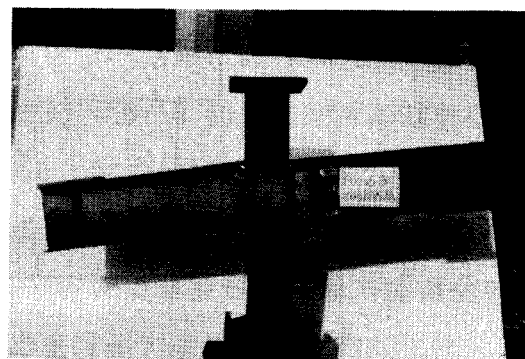
(a) DBXS-4.5B



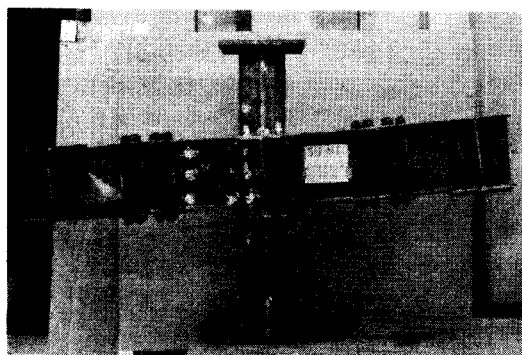
(a) BXS-4.5B



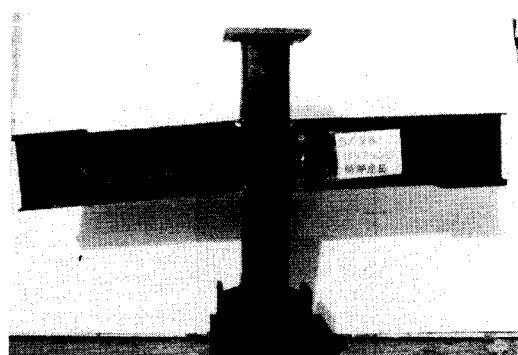
(b) DBXS-6B



(b) BXS-6B



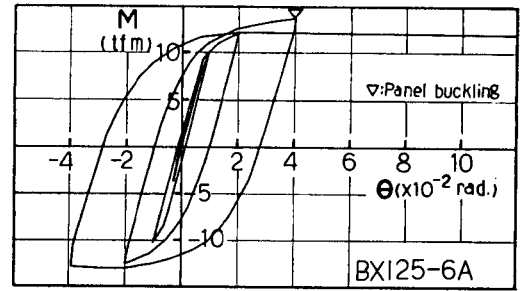
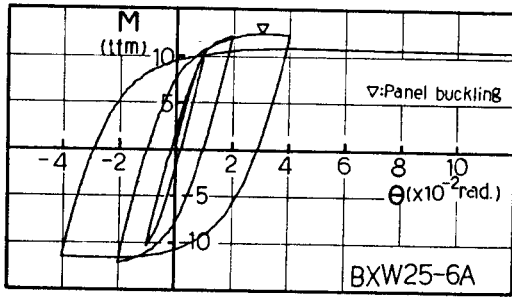
(c) DBXS-9B



(c) BXS-9B

Photo 6.2 Failure modes (Test II)

Photo 6.3 Failure modes (BXS-series)



(a)

(b)

Fig.6.9 Load-deflection curves (Test III)

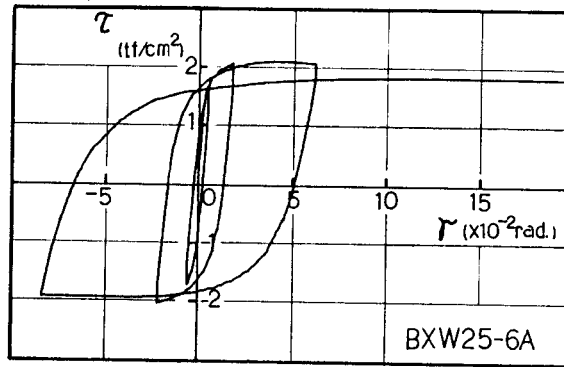
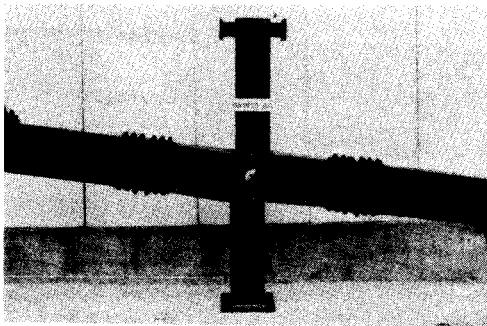


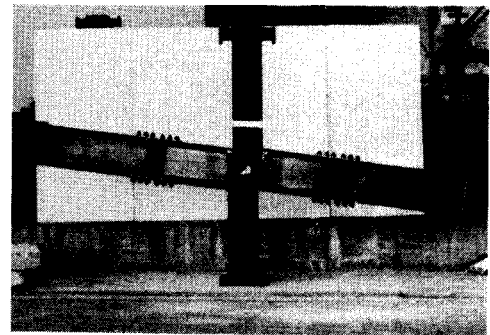
Fig.6.10 τ - γ curve

Table 6.6 Summary of test results (Test III)

Specimen	M_y	M_u	M_{py}	M_{pu}	θ_y	θ_u	γ_u ($\times 10^{-2}$ rad.)	$\frac{M_u}{M_y}$	$\frac{M_y}{M_{py}}$	$\frac{M_u}{M_{pu}}$	$\frac{\theta_u}{\theta_y}$	Failure mode
	(tf m)				($\times 10^{-2}$ rad.)							
BXW25-6A	10.60	12.50	10.14	14.07	1.08	3.02	1.9	1.18	1.05	0.89	2.8	P
BXI25-6A	10.58	13.69	10.08	13.98	1.10	4.40	4.0	1.30	1.05	0.98	4.0	P



(a) BXW25-6A



(b) BXI25-6A

Photo 6.4 Failure modes (Test III)

4. 接合部パネル幅厚比の影響

4-1 降伏耐力

Table 6.4に接合部パネル降伏耐力計算値 M_{Py} および実験降伏耐力 M_y と M_{Py} の比を示す。Fig.6.11に M_y/M_{Py} と接合部パネル幅厚比 B/T の関係を示す。同図には第5章で報告した $B/T=22$ で $N/N_y=0$ の場合の結果(Table 6.7 参照)および実験Ⅲの結果(Table 6.6 参照)も示している。図より、本実験の範囲内では接合部パネル幅厚比($B/T=17-44$)および接合部パネル軸力比($N/N_y=0-0.4$)によらず、接合部パネルがせん断降伏する場合の接合部耐力は M_{Py} で評価できることが分る。ただし、接合部パネルの幅厚比が大きく、接合部パネルの軸力比が高い場合($B \times W-6B/0.4$)は M_{Py} により15%程度の過大評価となっている。

4-2 最大耐力

Table 6.4に接合部パネル最大耐力計算値 M_{Pu} および実験最大耐力 M_u と M_{Pu} の比を示す。Fig.6.12に M_u/M_{Pu} と B/T の関係を示す。同図には第5章で報告した $B/T=22$ で $N/N_y=0$ の場合の結果(Table 6.7 参照)および実験Ⅲの結果(Table 6.6 参照)も示している。第5章では $B/T=22$ の場合、軸力比($N/N_y=0\sim 0.4$)および角形鋼管の製法によらず、接合部パネルがせん断破壊する場合の最大耐力は M_{Pu} で評価できることを報告した。本実験では、 $B/T=33$ の場合、軸力比が低ければ($N/N_y=0.2$)、接合部パネルのせん断座屈で耐力が決定し、最大耐力は M_{Pu} で評価できるが、柱軸力比が高いもの($N/N_y=0.4$)は早期に柱の局部座屈が生じたため最大耐力は M_{Pu} より約30%低くなっている。また、 $B/T \geq 42$ のものは軸力比が小さい場合($N/N_y \leq 0.18$)接合部パネルのせん断座屈で耐力は決定しているが、最大耐力は M_{Pu} より3~17%低い、一方、 $B/T \leq 22$ の場合は $N/N_y=0.4$ のものでも最大耐力は M_{Pu} で良く評価できている。

接合部パネルの最大耐力に与える幅厚比および軸力比の影響を明らかにするため M_u/M_{Pu} を縦軸に、 N/N_y を横軸にとり、各 B/T の値ごとに実験結果をプロットしたもの

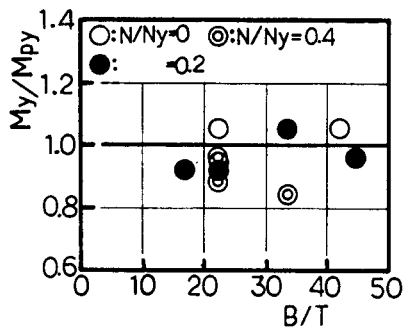


Fig.6.11 Relationships between M_y/M_{Py} and B/T ratio

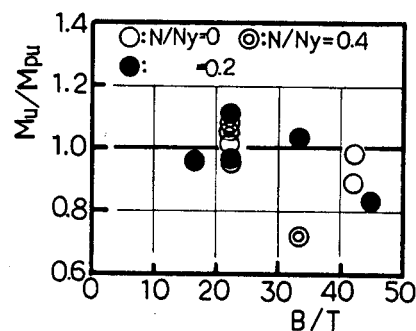


Fig.6.12 Relationships between M_u/M_{Pu} and B/T ratio

をFig.6.13に示す。対象とした供試体はTable 6.4, Table 6.6およびTable 6.7に示す供試体のうち、接合部パネルのせん断破壊で耐力の決定したもの計23体である*1)。同図によれば、 $30 \leq B/T < 40$ のものは $N/N_y = 0.2$ までは M_{Pu} で耐力評価可能であるが、 $N/N_y = 0.3$ になると接合部パネルがせん断破壊する場合でも M_{Pu} は耐力を15%程度過大評価しており、 $N/N_y = 0.4$ では柱の局部座屈で耐力が決定している。 $B/T \geq 40$ の場合にはさらに柱軸力の影響が大きく、 $N/N_y = 0.2$ でも M_{Pu} は耐力を17%過大評価している。一方、 $B/T < 30$ では M_u/M_{Pu} に与える柱軸力の影響は認められず、 M_u は M_{Pu} で推定可能である。特に $B/T = 13$ のものは $N/N_y = 0.6$ の高軸力状態でも、接合部パネル耐力は M_{Pu} で評価できている。

4-3 変形能力

Fig.6.14に M_u 時の変形量 θ_u と B/T の関係を示す。同図には第5章で報告した $B/T = 22$ で $N/N_y = 0$ の場合の結果(Table 6.7 参照)および実験Ⅲの結果(Table 6.6 参照)も示している。ここで対象とした供試体の変形の大部分は接合部パネルのせん断変形によるものであるので、Fig.6.14は接合部パネルのせん断変形能力を示していると考えて良い。同図によれば、 $B/T \leq 22$ の供試体の変形能力は大きく、 $N/N_y = 0.4$ の場合でも $\theta_u > 1/10 \text{ rad.}$ となっている。一方、 $B/T \geq 33$ になれば、 $N/N_y \leq 0.2$ の場合でも θ_u は $B/T = 22$ の1/2以下に低下し、変形能力に与えるパネル幅厚比の影響が大きいことが分る。柱軸力が大きいため柱の局部座屈で破壊した $B \times W - 6B/0.4$ の θ_u は小さく($\theta_u = 2.1/100 \text{ rad.}$)、 $B/T = 22$ のものの1/6程度の変形能力しか無い。

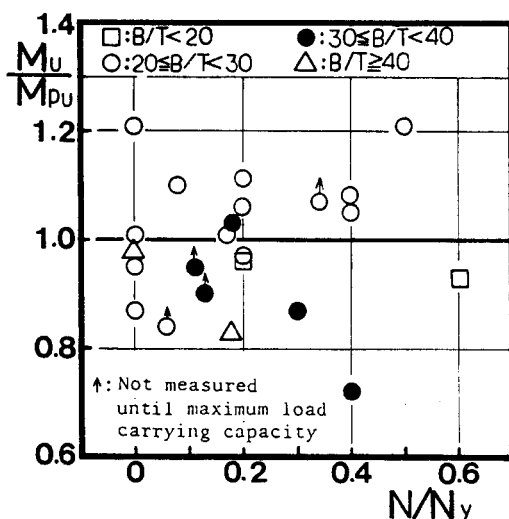


Fig.6.13 Effect of N/N_y ratio on the maximum strength

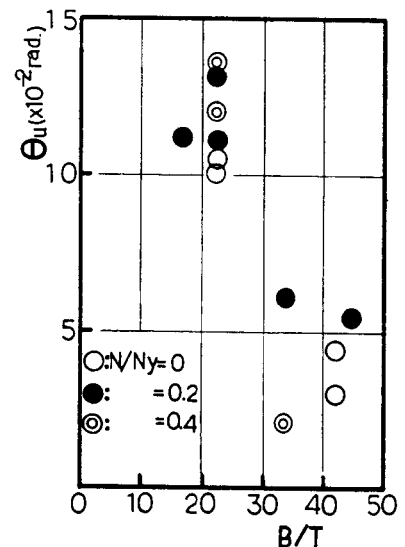


Fig.6.14 Effect of B/T ratio on deformation capacity

*1) 同一柱、はりの組合せについて、局部変形に対する補剛方法のみを変化させた供試体については、最も補剛効果の高い供試体の結果を用いた。また、載荷方法がX形のもの(Table 6.7中 N/N_y の欄に-が入っているもの)の柱軸力には最大荷重時の値を用いた。

5. 直交方向はりの効果

Table 6.5に局部降伏耐力 M_{Ly} と接合部パネル降伏耐力 M_{Py} の比 M_{Ly}/M_{Py} を示す。第4章の結果によれば、 $M_{Ly}/M_{Py} \geq 1.0$ の場合は接合部の局部変形に対する補剛が十分で、接合部パネルのせん断破壊で耐力は決定する。本実験において直交方向はりのある供試体は、いずれも $M_{Ly}/M_{Py} > 1.0$ で接合部パネル破壊型の接合部であるが、直交方向はりにより接合部パネルの変形が拘束された結果、いずれも局部破壊あるいは柱の局部座屈で耐力が決定している。降伏耐力 M_y と M_{Ly} の比 M_y/M_{Ly} はDBXS-4.5B, 6B, 9Bでそれぞれ1.06, 0.87, 0.92であり、直交方向はりの無いBXS-4.5B, 6B, 9Bの M_y/M_{Ly} が1.09, 1.16, 1.20であるのに比べて小さい。また、最大耐力 M_u と(4.10)式の局部破壊耐力 M_{cLu} との比 M_u/M_{cLu} は、直交方向はりのあるもので1.02~1.19であり、直交方向はりの無いものの値0.97~1.22と大差が無いことより、直交方向はりには局部変形の拘束効果は期待できないことが分る。

一方、直交方向はりには接合部パネルのせん断座屈を拘束する効果がある。直交方向はりの無いBXS-4.5Bはパネル幅厚比が大きいため早期に接合部パネルのせん断座屈が生じ、 $M_u/M_{Pu} = 0.89$ であるのに対し、直交方向はりのあるDBXS-4.5Bは、柱の局部座屈で耐力が決定したにもかかわらず、 $M_u/M_{Pu} = 0.97$ である。また、最大耐力時の変形 θ_u はDBXS-4.5BではBXS-4.5Bの1.7倍になっている。

6. 補剛方法の違いによる影響

Fig.6.15に本実験で対象とする両補剛形式の供試体の荷重－全体変形の正荷重側包絡線を示す。初期剛性、降伏耐力には補剛方法による違いは認められないが、外ダイアフラム形式の場合は通しダイアフラム形式の場合に比べ、 M_u で10%、 θ_u で30%低下している。図中の θ_L は外ダイアフラム形式の場合の鋼管壁中央位置で測定した局部変形をはり端変位に換算したものである*2)。外ダイアフラム形式の供試体でも十分な補剛が為されているため局部変形は小さく、供試体の変形の大部分はパネルのせん断変形によるものである。

Table 6.6に M_y と M_{py} の比および M_u と M_{pu} の比を示す。両供試体の M_y は M_{py} で、通しダイアフラム形式供試体の M_u は M_{pu} で良く評価できている。しかし、外ダイアフラム形式の場合は通しダイアフラム形式の場合に比べて降伏後の余力が小さく、 $M_u/M_{pu}=0.89$ である。外ダイアフラム形式の方が通しダイアフラム形式より耐力・変形能力が低いのは、接合部の局部変形とともに、接合部パネルの補剛枠としてのダイアフラムの剛性が外ダイアフラム形式の方が通しダイアフラム形式より低いことも影響していると考えられる。

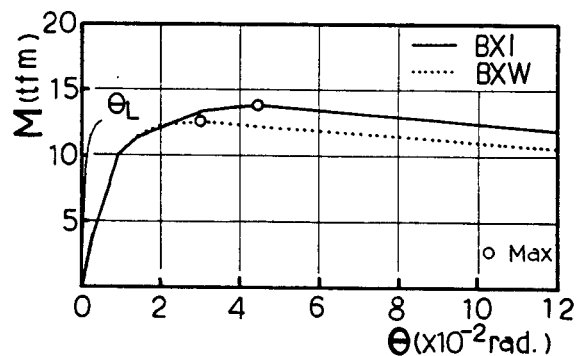


Fig.6.15 Load-deflection curves

*2) θ_L は鋼管壁中央での測定値を用いているため、はり端変位に占める局部変形の影響を過大評価している。

7. 接合部パネルの耐力評価

これまでの考察により角形鋼管柱・H形はり接合部パネルの耐力について、降伏耐力は(4.4)式で、最大耐力は(5.5)式で評価できるが、 B/T が大きく、かつ N/N_y が高い場合、(5.5)式は耐力を過大評価することが分った。また、直交方向はり接合部パネルのせん断座屈を拘束する効果があること、通しダイアフラム形式の方が外ダイアフラム形式より接合部パネルの耐力が高くなることが分った。しかし、そこで対象とした供試体は

- 1) 鋼種がSTKR41およびSS41のみである。
- 2) 角形鋼管の寸法は主として□-200×200のものである。
- 3) 直交方向はりをもち接合部パネルがせん断破壊した供試体が無い。
- 4) ダイアフラム形式の違いによる影響を検討した供試体の数が少ない。

等の問題があり、一般的な傾向を指摘するには変数の範囲が限られている。

ここでは、他の研究機関でこれまでに行われた角形鋼管柱・H形はり接合部に関する広範囲の実験結果^{1)~19)}について検討し、これまでの考察の結果が一般の角形鋼管柱・H形はり接合部について適用可能であることを示す。

ここで対象とした角形鋼管の鋼種はSS41(STKR41)およびSM50、断面寸法は□-160×160~□-600×600、局部変形に対する補剛方法は外ダイアフラム、通しダイアフラムおよび内ダイアフラムの3種類である。

7-1 降伏耐力

Table 6.7に、これまでに報告されている角形鋼管柱・H形はり接合部に関する実験のうち接合部パネルがせん断破壊したものおよび最終的には接合部局部破壊あるいは部材の破壊が生じているが、降伏耐力は接合部パネルのせん断降伏で決まったと考えられる55体の供試体^{1)~19)}の詳細および実験結果、計算結果を示す。

Fig.6.16にTable 6.4, Table 6.6およびTable 6.7の実験結果について、 M_y/M_{Py} と B/T の関係を示す。図中○印は直交方向はりウェブのついている供試体、●印は直交方向はりウェブの無い供試体の結果である。直交方向はりウェブの無いものについては、大部分の供試体の M_y/M_{Py} の値は0.9~1.1の間にあり、35体の実験結果の M_y/M_{Py} の平均値 $m=0.99$, 変動係数 $v=0.074$ で、鋼種、パネル幅厚比、パネル軸力比、鋼管の製法、補剛方法によらず降伏耐力は(4.4)式の M_{Py} で良く評価できている。一方、直交方向はりウェブのある場合は $M_y/M_{Py} \geq 1.0$ のものが多く、24体の実験結果の M_y/M_{Py} の平均値 $m=1.09$, 変動係数 $v=0.12$ で直交方向はりウェブの存在により接合部パネルのせん断変形が拘束されていることが分る。

Table 6.7 Summary of previously reported test results (Ref. 1) ~ 19))

Specimen	Panel (column)				*2		*4		N	My	Mu	Mpy	Mpu	My	Mu	Mu	Failure mode	Ref.
	BxBXT (mm)	B	Mfg	process	Oyc	Ouc	Diaphragm	Transverse beam webs										
No.1	160x160x8	20	BU	SM50A	3.8	-	T	O	0.35	4.40	6.42	4.47	-	0.94	-	1.44	LB	1)
No.3	160x160x8	20	BU	SM50A	3.8	-	E	O	0.35	4.40	6.60	4.47	-	0.94	-	1.48	LB	
No.4	160x160x8	20	BU	SM50A	3.8	-	E	O	0.35	4.40	6.78	4.47	-	0.94	-	1.52	LB	
No.5	160x160x8	20	BU	SM50A	3.8	-	E	O	0.35	4.40	6.69	4.47	-	0.94	-	1.50	LB	
B	600x600x19	32	BU	SM50	3.71	5.57	T	O	-	167	>244	161	272	1.04	>0.90	>1.52	P	
Type A	167x167x8	21	BU	SM50A	3.48	5.24	T	O	0.34	6.26	>8.75	4.84	8.20	1.29	>1.07	>1.81	P	3)
Type B	167x167x8	21	RU	SM50A	3.48	5.24	T	O	0.34	5.83	>8.75	4.84	8.20	1.20	>1.07	>1.81	P	
Type C	167x167x8	21	BU	SM50A	3.48	5.24	E	O	0.34	4.97	7.23	4.84	8.20	1.01	0.88	1.49	L	
U-1	300x300x9	33	BU	SM50	3.6	-	E	O	0	19.3	33.9	15.8	-	1.22	-	2.15	P	4)
O-2	300x300x14	21	BU	SM50	3.6	-	E	O	0	28.2	>41.0	24.2	-	1.17	-	>1.69	P	
O-3	300x300x19	16	BU	SS41	2.46	-	E	O	0	23.8	44.1	22.0	-	1.08	-	2.00	P	
O-4	300x300x25	12	BU	SS41	2.49	-	E	O	0	37.3	>50.7	28.7	-	1.30	-	>1.77	P	
O-5	300x300x9	33	BU	SS41	3.31	-	E	O	0	28.3	38.5	24.4	-	1.16	-	1.58	P	
O-6	300x300x14	21	BU	SS41	2.56	-	E	O	0	34.0	>49.6	28.9	-	1.18	-	>1.72	P	
O-7	300x300x12	25	BU	SS41	2.54	-	E	O	0	22.6	42.6	24.7	-	0.91	-	1.72	P	
O-8	300x300x19	16	BU	SS41	2.46	-	E	O	0	34.4	-	36.9	-	0.93	-	-	P	
O-9	300x300x25	12	BU	SS41	2.49	-	E	O	0	47.0	-	48.1	-	0.98	-	-	P	
BP-M0	200x200x12	17	BU	SS41	2.36	-	T	O	0	10.3	17.4	10.5	-	0.98	-	1.66	P	5)
BP-M4	200x200x12	17	BU	SS41	2.36	-	T	O	0.44	9.43	15.4	9.77	-	0.97	-	1.58	P	
BP-R4	200x200x12	17	BU	SS41	2.36	-	T	O	0.44	10.3	18.2	9.77	-	1.05	-	1.86	P	
S-3	200x200x9	22	BU	SS41	2.69	4.43	I	O	0.5	-	9.36	4.18	7.74	-	1.21	2.24	P	6)
XB2-1	300x300x12	25	TC	SS41	2.71	4.62	I	O	-	23.4	35.4	22.9	43.8	1.02	0.81	1.55	LB,P	7)
XB2-2	300x300x12	25	TC	SS41	2.71	4.62	I	O	-	23.4	36.7	22.9	43.8	1.02	0.84	1.60	LB,P	
XB2-3	300x300x12	25	TC	SS41	2.71	4.62	I	O	-	22.3	39.1	22.9	43.8	0.97	0.89	1.71	LB,P	
B-1	450x450x32	13	BU	SM50	2.98	5.09	I	O	0.6	130	229	128	245	1.02	0.93	1.79	P	8)
B-2	450x450x32	13	CS	SM50	2.80	4.65	I	O	0.6	114	175	120	224	0.95	0.78	1.46	Cr	
I	400x400x18	22	CS	SC49	2.72	4.51	I	O	0	59.6	87.6	53.7	100	1.11	0.87	1.63	P	9)
A	550x550x50	11	TC	SM50B	3.37	5.37	I	O	0.53	405	620	439	787	0.92	0.79	1.41	Cr	10)
SJPAR4	300x300x12	25	BU	SM50	3.83	5.33	I	O	0.2	-	36.8	22.2	34.7	-	1.06	1.66	P,cr	11)
SJPAR5	300x300x12	25	BU	SM50	3.83	5.33	I	O	0.2	-	42.4	22.2	34.7	-	1.22	1.91	P,cr	
CD	500x500x25	20	TC	SM50	3.80	5.50	I	O	-	260	343	238	388	1.09	0.88	1.44	B	12)
SD-1	500x500x25	20	TC	SM50	4.00	5.30	I	O	-	248	337	251	374	0.99	0.90	1.34	LB	
SD-2	500x500x25	20	TC	SM50	3.80	5.50	I	O	-	252	362	238	388	1.06	0.93	1.52	B	
SD-3	500x500x25	20	TC	SM50	4.00	5.30	I	O	-	279	379	251	374	1.11	1.01	1.51	LB	
ED	500x500x25	20	TC	SM50	3.80	5.50	E	O	-	236	337	238	388	0.99	0.87	1.42	LB	
SJBBR8	300x300x12	25	BU	SM50	3.63	5.33	E	O	0	44.2	75.0	35.3	58.3	1.25	1.28	2.12	P,cr	13)
SJBBR9	300x300x12	25	BU	SM50	3.63	5.33	E	O	0	46.7	70.7	35.3	58.3	1.32	1.21	2.00	P,cr	
RX2-1	200x200x6	33	CR	STKR41	3.44	4.70	T	O	-	7.51	9.14	7.16	11.0	1.05	0.83	1.28	LB	14)
RX2-2	200x200x6	33	CR	STKR41	3.44	4.70	T	O	-	7.55	10.1	7.16	11.0	1.05	0.92	1.41	LB	
X-2	250x250x9	28	CR	STKR41	3.52	4.79	E	O	-	14.4	>19.2	15.1	23.1	0.95	>0.83	>1.27	P	15)
X-3	250x250x9	28	CR	STKR41	3.67	4.49	E	O	-	14.1	>18.2	15.8	21.8	0.89	>0.84	>1.15	P	
X-5	350x350x9	39	CR	STKR41	3.07	4.31	E	O	-	23.1	>32.7	25.1	39.6	0.92	>0.83	>1.30	P	
X-6	350x350x9	39	CR	STKR41	3.07	4.31	E	O	-	23.6	>37.6	25.1	39.6	0.94	>0.95	>1.50	P	
CVM	200x200x6	33	CR	STKR41	4.20	4.72	T	O	0.3	-	5.60	5.23	6.61	-	0.85	1.07	P	16)
CVC	200x200x6	33	CR	STKR41	4.20	4.72	T	O	0.3	-	5.78	5.23	6.61	-	0.87	1.11	P	
OS-1	150x150x6	25	CR	STKR41	4.00	4.86	E	O	-	5.70	7.62	5.05	6.90	1.13	1.10	1.51	P,LB	17)
A-9V	300x300x9	39	BU	SM50A	3.78	5.38	E	O	0.2	38.6	57.9	37.8	60.5	1.02	0.96	1.53	C	18)
A-16V	300x300x16	22	BU	SM50A	3.57	5.47	E	O	0.2	68.5	116	65.0	112	1.05	1.03	1.78	C	
BF-02C	380x380x50	25	BU	SM50A	3.16	5.11	I	O	0.2	192	323	191	348	1.00	0.93	1.69	B,P	19)
BXS-4.5B	200x200x4.5	44	CR	STKR41	3.29	4.23	E	O	0.18	6.06	7.29	5.67	8.20	1.07	0.89	1.29	P	Table 4.1
BXH-6B	200x200x6	33	CR	STKR41	3.08	3.90	E	O	0.20	6.66	9.09	7.01	9.99	0.95	0.91	1.30	P	
BXS-6B-200	200x200x6	33	CR	STKR41	4.08	4.68	E	O	0.20	4.50	7.54	5.47	7.06	0.82	1.07	1.38	P	
BXW9A-1/0	200x200x9	22	CR	STKR41	4.20	5.14	E	O	0	13.4	18.6	14.2	19.6	0.94	0.95	1.31	P	Table 5.1
BXW9ASR-1/0.2	200x200x9	22	CR	STKR41	3.26	4.68	E	O	0.2	9.7	16.6	10.8	17.4	0.90	0.95	1.54	P	
BXW9A-2/0	200x200x9	22	TC	STKR41	2.93	4.61	E	O	0	10.4	17.6	9.9	17.5	1.05	1.01	1.78	Cr,P	

*1 Manufacturing process of RHS:

BU ; RHS fabricated from four plates CR ; RHS formed by cold rolling
 CS ; RHS formed by cast steel TC ; RHS fabricated from two channels

*2 Diaphragm:

E ; Exterior diaphragm I ; Interior diaphragm T ; Through diaphragm

*3 Failure mode:

B ; Beam failure C ; Column failure Cr ; Crack in weld L ; Local failure
 LB ; Local buckling of diaphragm or beam flange P ; Panel failure

*4 O : With transverse beam webs

文献1)には通しダイアフラム形式(N o .1)および外ダイアフラム形式(N o .3)の場合、文献12)には内ダイアフラム形式(S D -1)および外ダイアフラム形式(E D)の場合の実験結果が報告されている。いずれの供試体も $B/T=20$ である。最終的には接合部パネルが破壊していないため接合部パネルの最大耐力に与える補剛形式の影響は明らかではないが、降伏耐力 M_y と計算値 M_{py} の比は補剛形式によらず等しく、降伏耐力についてはパネル幅厚比にかかわらず、補剛方法による差は無いと言える。

7-2 最大耐力

Fig.6.17にTable6.4,Table 6.6およびTable 6.7の実験結果について、 M_u/M_{pu} と B/T の関係を示す。図中●印は接合部パネルのせん断破壊で耐力が決定した供試体、○印は局部破壊あるいは部材の破壊で耐力が決定した供試体である。4-2で述べたように M_u/M_{pu} はパネル幅厚比およびパネル軸力比の影響を受け、幅厚比が大きいところでは $M_u/M_{pu}<1.0$ となり B/T が大きくなるにしたがい M_u/M_{pu} は低下する傾向がみられる。しかし、 $B/T<20$ の場合では $M_u/M_{pu}<1.0$ であるが、 M_u は M_{pu} でほぼ評価できていること、また全体的にみても鋼種、鋼管の製法、補剛方法によらず、接合部パネルがせん断破壊した供試体の大部分の M_u/M_{pu} の値は0.8~1.2の間にあり、32体の実験結果の M_u/M_{pu} の平均値 $m=0.99$ 、変動係数 $v=0.13$ であることを考えると、降伏耐力式の場合より精度は劣るが、 M_{pu} を接合部パネルの最大耐力 M_u の耐力評価式とすることができる。接合部パネルのせん断破壊耐力に達する以前に、部材破壊あるいは接合部の局部破壊が生じたものでは M_u は M_{pu} 以下になっており、このことも接合部パネル耐力評価式として M_{pu} を使用するのが妥当であることを示している。また、直交方向はりウェブがあり接合部パネルのせん断破壊で耐力が決った文献13)の実験結果によれば M_u/M_{pu}

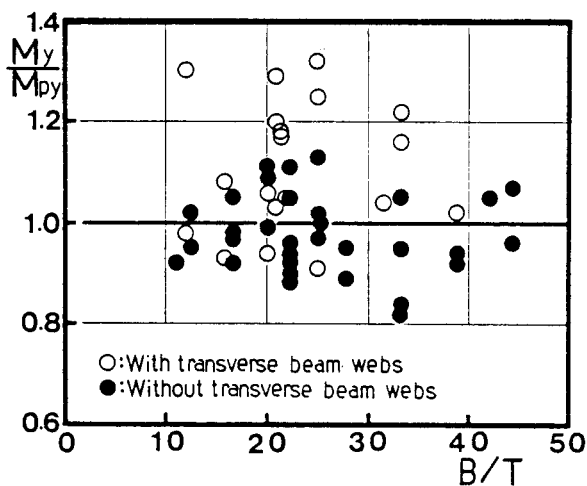


Fig.6.16 Relationships between M_y/M_{py} and B/T ratio for all specimens

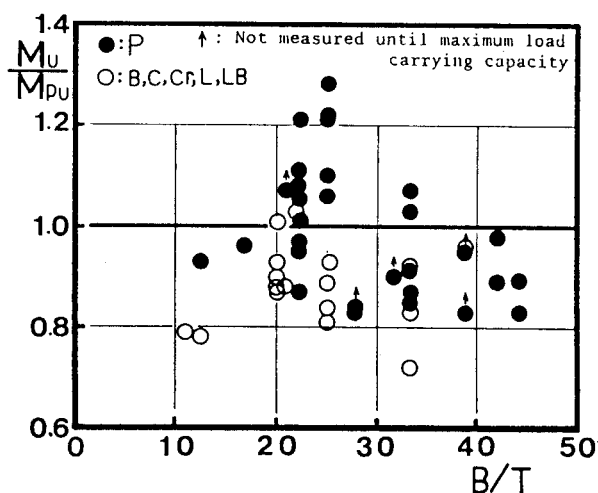


Fig.6.17 Relationships between M_u/M_{pu} and B/T ratio for all specimens

=1.28, 1.21, $M_y/M_{Py}=1.25, 1.32$ で、接合部パネルにせん断座屈が生じない程度の幅厚比($B/T=25$)の場合でも、直交方向はりせん断変形そのものを拘束するため、降伏耐力と同様最大耐力も上昇している。

Fig.6.18は M_u/M_{Py} と B/T の関係を示している。パネルがせん断破壊したものの44体(図中●印)について、 M_u/M_{Py} は1.1~2.2の間に分布しており、Fig.6.17の M_u/M_{Pu} よりバラツキが大きいことは明らかで、最大耐力 M_u の評価式として M_{Py} を使用するのは適当ではない。 M_u/M_{Py} のバラツキが大きいのは、幅厚比の大きい場合は早期に接合部パネルのせん断座屈が生じ最大耐力に達するため、降伏後の余力が小さいことも一因であるが、第5章で述べたように、接合部パネルの素材降伏点および降伏比が角形鋼管の製法の違いにより変化していることが主たる原因である。すなわち、冷間加工に伴う加工硬化のため降伏点および降伏比の高いロール成形鋼管柱の接合部では降伏後の余力が小さいため M_u/M_{Py} の値は小さい。一方、ビルトアップ鋼管、プレス成形鋼管では降伏比が低いため降伏後の余力が大きく、 M_u/M_{Py} の値は大きい。Fig.6.19で対象とした供試体の接合部パネル部の素材試験による降伏点 σ_{yc} と設計に用いられる公称降伏応力度 F との比は以下のとおりである。

ビルトアップ鋼管、プレス成形鋼管、圧延鋼管：

SS41；資料数 $n=10$ ，平均値 $m=1.14$ ，変動係数 $v=0.12$

SM50； $n=13$ ， $m=1.10$ ， $v=0.069$

ロール成形鋼管(STKR41)： $n=14$ ， $m=1.52$ ， $v=0.11$

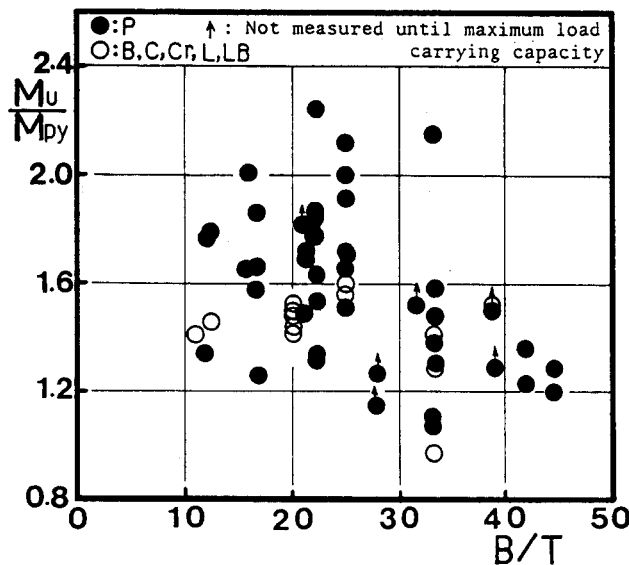


Fig.6.18 Relationships between M_u/M_{Py} and B/T ratio

一方、接合部パネル素材の引張強さ σ_{uc} と公称引張強さ F_u との比は、鋼管の製法による差はほとんど無く次のとおりである。

SS41 ; $n=17, m=1.12, v=0.059$

SM50 ; $n=11, m=1.07, v=0.027$

7-3 最大耐力設計式

第5章では接合部パネルがせん断破壊する場合の最大耐力に関する設計式として(5.8)式を提案した。

$$M_{Cu} = 2.29 M_{PF} \dots \dots \dots (5.8)$$

ここで、 M_{PF} は接合部パネルの許容耐力式で(4.4)式の M_{Py} において σ_{yc} の代わりに材料の公称降伏応力度 F を用いたものである。

$$M_{PF} = 8(1-\lambda) D_B D_C T F \sqrt{1-(N/N_y)^2} / 9\sqrt{3(1-\lambda-\mu)} \dots \dots (5.6)$$

(5.8)式は製法の異なる角形鋼管柱を用いた実験結果に基づいて得たものであるが、 B/T

Table 6.8 Comparison between test and predicted results

Specimen	$\frac{B}{T}$	$\frac{M_u}{M_{PF}}$	$\frac{M_{cu}}{M_{PF}}$	$\frac{M_u}{M_{cu}}$
□-1	33	2.34	2.04	1.15
□-3	16	2.05	2.35	0.87
□-5	33	2.18	2.04	1.07
□-7	25	1.83	2.19	0.84
S-3	22	2.51	2.24	1.12
SJPAR4	25	1.92	2.19	0.88
SJPAR5	25	2.22	2.19	1.01
SJPBR8	25	2.34	2.19	1.07
SJPBR9	25	2.20	2.19	1.00
CVM	33	1.87	2.04	0.92
CVC	33	1.93	2.04	0.95
OS-1	25	2.51	2.19	1.15
BXS-4.5B	44	1.76	1.84	0.96
BXS-6B-200	33	2.34	2.04	1.15
BXW9A-1/0	22	2.29	2.24	1.02
BXW9ASR-1/0.2	22	2.09	2.24	0.93
BXW9A-2/0	22	2.17	2.24	0.97
BXW-4.5B/0.2	44	1.64	1.84	0.89
BXW-6B/0.2	33	2.11	2.04	1.03
BXW9A-1/0.2	22	2.34	2.24	1.04
BXW9A-4/0.2	22	2.47	2.24	1.10
BXW9A-2/0.4	22	2.27	2.24	1.01
BXW9A-4/0.4	22	2.42	2.24	1.08
BXW12A/0.2	17	1.99	2.34	0.85
BXW25-6A	42	1.71	1.88	0.91
BXI25-6A	42	1.88	1.88	1.00

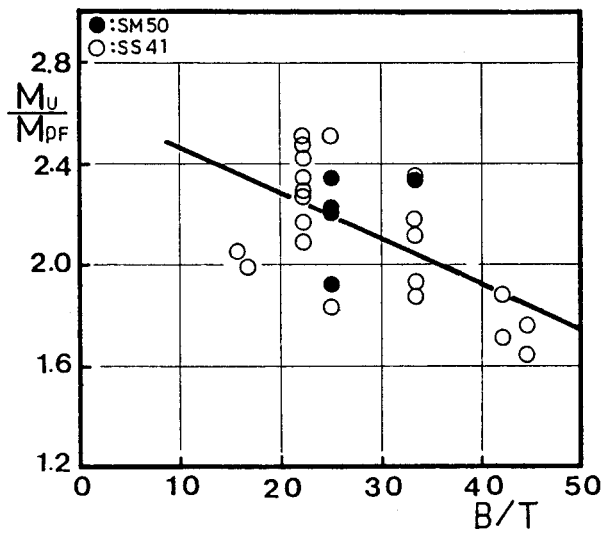


Fig.6.19 Comparison between test results and design formula

T = 22に限られている。接合部パネルの最大耐力設計式として M_{PF} を基準としたのは設計式としての簡便化を計るとともに、許容耐力以後の余力が分る方が設計上有用であると判断したからである。

Table 6.8はTables 6.4, 6.6, 6.7の供試体のうち、接合部パネルで破壊し最大耐力が確認されているもの26体についての M_u/M_{PF} の値を示している。Fig. 6.19は M_u/M_{PF} と B/T の関係を示している。図中○印はSS41, ●印はSM50の結果である。図より B/T が大きくなるにつれ M_u/M_{PF} は低下する傾向にあること、鋼種による差異は特に認められないことが分る。ここで、Fig. 6.19において、 B/T の影響を考慮せず M_u/M_{PF} の平均値を用いて設計式($M_u = 2.13M_{PF}$)とする方法も考えられるが、その場合、 $B/T > 40$ の供試体の耐力を25%程度過大評価することになり、設計式としての精度が悪い。そこで、 B/T の影響を考慮し線形回帰分析により $M_u/M_{PF} - B/T$ 関係を求める。結果は(6.1)式となり、Fig. 6.19中に実線で示す。

$$M_{Cu}/M_{PF} = 2.64 - 0.018B/T \quad \dots \dots \dots (6.1)$$

ただし、 $16 \leq B/T \leq 44$

Table 6.8に(6.1)式による計算値を示す。実験値と計算値の比 M_u/M_{Cu} の変動係数 $v = 0.095$ で B/T を考慮した(6.1)式は接合部パネル最大耐力の精度の良い設計式となっている。(6.1)式の誘導に際し対象とした供試体の接合部パネル素材の引張強さと公称降伏応力度の比 σ_{uc}/F は以下の通りである。

SS41 ; $n = 4, m = 1.93, v = 0.029$

STKR41 ; $n = 9, m = 1.91, v = 0.067$

SM50 ; $n = 1, m = 1.62$

一方、文献21)の構造用鋼材の力学的性質に関する統計調査結果によれば σ_{uc}/F は

SS41 ; $n = 402, m = 1.90, v = 0.067$

STKR41 ; $n = 98, m = 1.94, v = 0.073$

SM50 ; $n = 202, m = 1.64, v = 0.044$

この値は本研究で対象とした鋼管の σ_{uc}/F の値とほとんど同じである。したがって提案した(6.1)式は実用される接合部のパネル最大耐力設計式として有効であると判断できる。

8. 結言

角形鋼管柱・H形はり接合部パネルの耐力に与えるパネル幅厚比、パネル軸力比、直交方向はりおよび局部変形に対する補剛形式の違いの影響について調べ、これまでに他の研究機関で行われた広範囲の実験結果について検討した結果、次のことが明らかになった。

1) 接合部パネル降伏耐力は鋼種、鋼管の製法、パネル幅厚比、パネル軸力比および局部変形に対する補剛形式に関係無く(4.4)式で求められる。

2) パネル軸力比 N/N_y はパネル幅厚比 B/T が大きい範囲で最大耐力に影響を与え、 $B/T \geq 30$ で $N/N_y \geq 0.3$ では早期に接合部パネルのせん断座屈あるいは柱の局部座屈が生じる。また、 $B/T \geq 40$ では軸力比が小さくても早期に接合部パネルのせん断座屈が生じ降伏後の余力に乏しい。

この点を考えると鋼構造の主要な柱の幅厚比は $B/T \leq 25$ とすべきであろう。

3) 接合部パネル最大耐力は鋼種、鋼管の製法の違いによらず第5章で提案した(5.5)式で概ね評価できる。ただし、 $B/T \geq 40$ の範囲では2)で述べた理由により耐力を過大評価する傾向にある。

4) 直交方向はりウェブは接合部パネルのせん断変形を拘束するため接合部パネルがせん断破壊する場合の降伏耐力および最大耐力の向上に寄与する。降伏耐力については直交方向はりウェブの無い場合に比べ10%程度の耐力増が期待できる。

5) $B/T \leq 22$ の場合、 $N/N_y = 0.4$ でも最大耐力時の変形量 θ_u は $1/10\text{rad}$.以上保証されているが、 $B/T \geq 33$ では早期に接合部パネルが座屈するため変形能力は $B/T \leq 22$ の場合の1/2以下になる。

6) B/T を考慮した(6.1)式の接合部パネル最大耐力設計式は実用される接合部に対し有効である。

参考文献

- 1) 大森信次、遠山幸三：超高層建築の鉄骨柱はり接合部実験報告(その1)－霞ヶ関三井ビル計画案について－、鹿島建設技術研究所年報、第13号、pp.195-208、1964年
- 2) 仲 威雄、加藤 勉、湯浅 丹、田中淳夫、佐々木哲也：水平荷重をうける鋼構造柱、はりおよびその接合部の挙動について(報告その1)、日本建築学会論文報告集、第101号、pp.31-38、昭和39年8月
- 3) 遠山幸三、高橋敏夫：超高層建築の鉄骨柱はり接合部実験(その4)－鹿島ビル計画案について(BOX柱,I形はり,1/3模型実験)－、鹿島建設技術研究所年報、第16号、pp.149-161、1967年
- 4) Tanaka,H., A.Fukushima, Y.C.LIN and T.Shigenov : Limit Analysis of Beam-Column Connections (IX) - Experimental Verification - , Trans. of A.I.J., No.170, pp.51-59, April, 1970
- 5) 若林 実、中村 武、南 宏一、柴田道生：箱形断面柱とH形断面はりとの接合部の弾塑性挙動に関する実験、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.151-154、昭和46年5月
- 6) 久徳敏治、平林近衛：異なる構造形式の柱－はり接合部に関する実験的研究、竹中技術研究報告、第11号、pp.131-143、1974年2月
- 7) 今井克彦：角形鋼管柱とH形鋼梁接合部の研究－水平荷重を受ける場合－、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.209-212、昭和48年6月
- 8) 望月力男、吉沢久男、中島 勉、加藤 勉、中尾雅躬、黒川憲次郎：極厚部材を用いた鋼構造柱梁接合部の強度に関する実験的研究 その1, その2、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1101-1104、昭和48年10月
- 9) 久光脩文、坂本 傑：角形鋼管柱用鑄鋼仕口の力学的性状、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.205-208、昭和48年6月
- 10) 加藤 勉、田中淳夫、秋山 宏、青木博文、森田耕次、河村昌俊：極厚鋼柱はり接合部に関する実験的研究(その1)(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.889-892、昭和50年10月
- 11) 末永保美、石丸麟太郎、小林雄二：箱形断面柱とH形はりの接合部の力学的挙動に関する実験的研究(その1)正負交番繰り返し載荷と片振繰り返し載荷の比較、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.907-908、昭和50年10月

- 12) 新日本製鉄株式会社エンジニアリング本部標準建築事業部：UB-H架構仕口実大実験、昭和52年12月
- 13) 末永保美、重信恒雄、塩屋和人、小笠原利幸：箱形断面柱とH形はりの接合部の力学的挙動に関する実験的研究（その4）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1271-1272、昭和53年9月
- 14) 伴 潔、今井克彦：三角板により補強された角形鋼管柱・H形鋼はり接合部の実験的研究 - 水平荷重下の弾塑性挙動に関する考察 -、日本建築学会論文報告集、第294号、pp.35-43、昭和55年8月
- 15) Kato, B., Y. Maeda and K. Sakae : Behavior of Rigid Frame Sub-Assemblages Subjected to Horizontal Force, Proceedings of the International Conference held at Teesside Polytechnic, Joints in Structural Steelwork, pp.1.37-1.53, 1981
- 16) 松井千秋、樋山靖司：コンクリート充てん角形鋼管柱とH形はりの接合部に関する研究（十字形骨組を用いた実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.2279-2280、昭和57年10月
- 17) 福川義明、藤田一雄、近藤公成：角形鋼管とH形鋼を使用した接合部の実験（3種類の異なった補強方法の比較について）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1877-1878、昭和57年10月
- 18) 鈴木敏郎、木村 衛、伊藤栄俊、宮下真一：鋼管コンクリート柱部材の弾塑性性状に関する研究、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.249-252、昭和57年
- 19) 藤本盛久、橋本篤秀、中込忠男、金 鍾洛、松村弘道：柱はり溶接接合部の破壊特性の検討 - 厚板鋼板を用いた柱はり溶接接合部の破壊に関する実験的研究（その1） -、日本建築学会構造系論文報告集、第349号、pp.81-90、昭和60年3月
- 20) 松井千秋、森野捷輔、津田恵吾、大宅一浩：角形鋼管柱の局部座屈後挙動について（その2 幅厚比と二軸曲げの影響）、日本建築学会中国・九州支部研究報告集、第5号、pp.273-276、昭和56年3月
- 21) 青木博文、増田正之：素材引張試験結果による構造用鋼材の力学的特性に関する統計的調査、日本建築学会構造系論文報告集、第358号、pp.94-105、昭和60年12月

第7章 結論

本研究は外ダイアフラムで補剛された角形鋼管柱・H形はりラーメン接合部の局部破壊および接合部パネルのせん断破壊について検討し、耐力式を提案するとともに、両破壊形式の関係を明らかにし接合部の設計方法を提示した。以下、得られた主要な結論を要約する。

第2章では、接合部の局部破壊に影響を与える種々の因子の影響を調べ、破壊耐力と支配因子の関係を定性的に明らかにした。また、鋼管の製法の違いが接合部の挙動に与える影響を調べ、ビルトアップ鋼管は柱のコーナー部にアールがないため応力が集中しやすく、局部破壊耐力は低下することを指摘した。次いで、直交方向はりの存在が接合部の局部破壊耐力に与える影響を検討し、接合部の溶接の良好さが耐力に影響することを指摘した。

第3章では、第2章で得た実験結果を基に、回帰分析の手法を用いて、各因子の影響を定性的・定量的に考慮した接合部の局部破壊耐力式(3.4式)および局部降伏耐力式(3.5式)を提案した。また、提案式は、柱およびダイアフラムに高張力鋼を使用した場合および三角板補剛された接合部の耐力評価にも有効であるとともに、実際の接合部により近い十字形供試体および水平荷重時状態を模した片側引張あるいは片側圧縮の供試体の耐力を精度良く評価できることを示した。さらに、面外曲げを考慮した平面要素を用いた弾塑性有限要素法解析を行い、接合部耐力を支配する材料特性としてダイアフラムの引張強さを使用することが妥当であることを示した。

第4章では、接合部が水平荷重時を想定した逆対称荷重を受ける場合の実験を行い、圧縮側ダイアフラムの局部座屈が接合部の局部変形に起因して生じることを明らかにした。また、ロール成形鋼管柱接合部の局部破壊と接合部パネルのせん断破壊の関係を明らかにし、接合部耐力の評価式(4.8式-4.11式)を提案するとともに、接合部の設計方法を示した。

第5章では、角形鋼管の製法の違いが接合部パネルの耐力に与える影響を調べるため、ロール成形鋼管、プレス成形鋼管、ビルトアップ鋼管について残留ひずみ分布を求めるとともにそれらの鋼管を用いた柱・はり接合部実験を行い、製造過程における冷間加工による加工硬化が耐力に与える影響は大きい、残留応力の影響は小さいことを明らかにし、また、前章で提案した接合部パネルの最大耐力式はロール成形鋼管の場合にのみ有効であったが、新たに鋼管の製法の違いによらず耐力評価が可能な接合部パネルの最大耐力式(5.5式)を提案するとともに、前章の降伏耐力式(4.4式)は鋼管の製法の違い

によらず有効であることを明らかにした。

第6章では、接合部パネルの耐力および変形能力に影響を与える接合部パネルの幅厚比、軸力比、直交方向はりの存在、局部変形に対する補剛方法の違い等について調べるとともに、既往の広範囲の実験結果について検討した。その結果、本研究で提案した接合部パネルの降伏耐力式(4.4式)および最大耐力式(5.5式)は鋼種にもよらず広範囲の実験結果を良く説明しており耐力式として有効であることが分った。ただし、幅厚比が大きい場合は接合部パネルにせん断座屈が生じ降伏以後の余力が小さくなるため、最大耐力はやや過大評価される傾向にある。この傾向は軸力比が大きいほど顕著で、変形能力も低下するため、主要な柱の幅厚比は25以下にすべきであることを指摘した。また、直交方向はりウェブは接合部パネルのせん断変形を拘束するため接合部パネルの耐力向上に寄与することを明らかにした。これらの結果を基に極めて適用範囲の広い接合部パネル最大耐力設計式(6.1式)を提案した。

第Ⅱ編

支管より曲げを受ける角形鋼管
T形分岐継手の耐力評価

記号

B	: 主管フランジ幅
\bar{B}	: $= B - T$
B^e	: $= B - 2T$
B_e	: 主管ウェブの有効幅 ($= 2^4 \sqrt{B^2 T^2 / 6}$)
B_f	: 主管の平板部の幅 ($= B - 4T$)
D	: 主管ウェブせい
E	: ヤング係数
I	: 弾性基盤上のはりの断面 2 次モーメント ($= (B - T) T^3 / 12$)
L	: すみ肉溶接継目脚長
M_{BP}	: 支管の全塑性モーメント
M_{c1}, M_{c2}, M_{c3}	: b_1^e, b_2^e, b_3^e を用いた耐力計算値
M_{cal}	: 耐力計算値
M_{cy}	: 降伏耐力計算値
M_{cy1}, M_{cy2}	: Mode 1, Mode 2 の降伏耐力計算値
M_{cmax}	: 最大耐力計算値
M_{cLmax}	: 局部破壊耐力計算値
M_{max}	: 実験最大耐力
M_o	: $= \sigma_{yc} T^2 (B - 2T) / 2$
M_y	: 実験降伏耐力
P_{cy}	: $= M_{cy2} / (d - t)$
P_{Lf}	: 修正局部荷重
P_{Lfmax}	: 修正局部最大耐力
P_{Lfy}	: 修正局部降伏耐力
P_{Lmax}	: 局部最大耐力
P_{Ly}	: 局部降伏耐力
R	: 主管コーナー部と支管端の間の隙間
T	: 主管厚
T_o	: $T / (B - T)$
Z	: 支管断面係数
Z_f	: 支管のフランジのみの断面係数
a	: すみ肉溶接継目のど厚
b	: 支管フランジ幅
\bar{b}	: $= b - t$
b^e	: Mode 1 の解析モデルにおける有効幅

b_{1e}, b_{2e}, b_{3e}	: Mode 1の解析モデルにおける有効幅
d	: 支管ウェブせい
d^e	: Mode 1の解析モデルにおける有効幅
e_o	: $((B - T) - (b + 2/3L)) / 2(B - T)$
e_1, e_2, e_3	: Mode 2の解析モデルにおける荷重位置
k	: バネ定数 ($= 2TE / (D - T)$)
m	: 平均値
r	: 角形鋼管コーナー部の外半径
t	: 支管厚
v	: 変動係数
w	: 弾性基盤上のはりのたわみ
α	: $= (b + 2/3L) / (B - 2T)$
β	: $= (d + 2/3L) / (B - 2T)$
γ	: 相関係数
δ	: 支管端変位
δ_o	: 荷重-変形関係の弾性域勾配
δ_{cal}	: 主管圧縮側フランジの局部変形推定値
δ_{CL}	: 主管圧縮側フランジの局部変形
$\delta_{CLmax}, \delta_{CLy}$: M_{max} および M_y 時の δ_{CL}
δ_f	: 主管フランジ局部変形の支管端変位換算値
δ_L	: 主管フランジの局部変形
δ_{max}	: M_{max} 時の δ
δ_{TL}	: 主管引張側フランジの局部変形
$\delta_{TLmax}, \delta_{TLy}$: M_{max} および M_y 時の δ_{TL}
δ_y	: M_y 時の δ
ε	: 主管ウェブのひずみ
η	: $= 1.2(1 - 3/2T_o)(1 - e_o)e_o$
λ	: $= \sqrt[4]{k/4ET}$
μ	: 降伏耐力式の係数
σ_u	: 素材の引張強さ
σ_{ub}	: 支管の引張強さ
σ_y	: 素材の降伏点
σ_{yc}	: 主管の降伏点

第 1 章 序論

角形鋼管を用いたトラスの分岐継手の耐力に関する研究は、CIDECTを中心として主としてヨーロッパ・カナダ・日本の研究機関において精力的に行われた。その結果、主要な継手形式については耐力式が提案されるに至り^{12), 13)}、支管より軸方向力を受ける K, T, Y, K T 継手の耐力式は「鋼管構造設計施工指針・同解説」(以下「鋼管指針」)にも設計式として用いられている。これらの継手のうちフィレンディールトラスにおいて用いられている T 形分岐継手では、支管からの軸方向力とともに曲げモーメントに対する強度が設計上の主要な問題となる。この種の継手はフィレンディールトラスの節点のみならずラックビルあるいはパイプラインの架台等にしばしば用いられている。それらの構造物ではその機能上、支管の断面性能の完全な活用よりも、補強を省略した単純で軽快な継手が要求されることが多い。無補強の角形鋼管分岐継手では、支管断面性能が主管断面性能に比べてかなり小さい場合を除き、支管の曲げ耐力に達する以前に主管壁の局部変形が著しくなり、主管の局部破壊によって継手の耐力が決定される。支管から曲げモーメントを受ける角形鋼管の T 形分岐継手(モーメントコネクション)については Redwood¹⁾(1965年)の研究に始まり、種々の補剛方法についてその効果を実験的・解析的に調べ主として継手剛性について論じた Korol・El-Zanaty・Brady³⁾(1977年), Korol・Mansour⁴⁾(1979年)の研究がある。文献 3)ではまた、支管幅が主管幅より小さい場合 ($b/B < 1$, 以下不等幅継手)の実験結果の回帰分析により耐力式を誘導しているが、限られた部材寸法比の実験結果に基づいているため一般的な耐力式とはならない。不等幅継手で主管フランジが曲げ崩壊する場合については、Jubb・Redwood²⁾(1966年)が Yield Line Theory による解析が耐力評価に有効であることを示して以来、多くの研究者により検討されている。文献 15)には Loo (1973年)および Mouty (1976年)の耐力式が紹介されており、Wardenierの著書¹²⁾にも独自の耐力式が示されている。同書ではまた、支管幅が主管幅に等しい場合 ($b/B = 1$ 、以下等幅継手)についての耐力式も提案されている。しかし、 $b/B > 0.85$ の不等幅継手については耐力式は示されておらず $b/B = 0.85$ と $b/B = 1$ の時の値を直線補間することにより耐力を求めることにしている。

著者はモーメントコネクションの簡便で実用的な耐力評価式を得ることを目的とし、まず継手性能に与える各因子の効果を知らるため正方形鋼管の主管・支管の組み合わせについて系統的な実験を行い、支管と主管の部材寸法比が継手性能に与える影響を明らかにした^{5), 6)}(1980-1982年)。さらに、溶接部の詳細を系統的に変化させた実験を行い、これまでに明らかにされていない溶接部の詳細が継手性能に与える影響について検討を

加えた^{7), 8)}(1980-1982年)。また、支管あるいは主管に長方形鋼管を使用した場合について、支管せいと幅の比および主管せいと幅の比が継手性能に与える影響について検討した^{8), 9)}(1981, 1983年)。

次いで、これらの実験結果より得た知見を基に、各破壊モードについて適切な耐荷機構を仮定して解析を行い、実験結果と比較検討し、降伏耐力の評価式を提案した^{10), 11)}(1982, 1983年)。ここで提案した降伏耐力式はすべての b/B の範囲について耐力評価が可能である。Szlendak・Bródka¹⁴⁾(1983年)もすべての b/B について適用可能な耐力式を Yield Line Theoryにより誘導したが式の形がやや複雑である。Wardenier¹²⁾および Szlendak・Bródka¹⁴⁾の計算値は実験降伏耐力と最大耐力の間にあり $b/B < 1$ の継手では結果としてかなり大きい塑性変形を許容することになる。また、Mang・Bucak・Wolfmüller¹⁵⁾(1983年)は多くの実験結果に基づき、降伏耐力を対象とした計算図表を提案しているが、一般的な耐力式は示されていない。著者の提案式はこれらの耐力式より適用範囲が広く、かつ推定精度も高い。本研究ではさらに、等幅継手および $b/B \approx 1$ の不等幅継手を対象として、本論文第 I 編の角形鋼管柱ラーメン接合部の局部破壊耐力式を基にした最大耐力評価式を提案する。

参考文献

- 1) Redwood, R.G.: The Behaviour of Joints between Rectangular Hollow Structural Members, Civil Engineering and Public Works Review, pp.1463-1469, 1965.10
- 2) Jubb, J.E.M., and R.G.Redwood : Design of Joints to Box Sections, The Institute of Structural Engineers, Conference on Industrialized Buildings and the Structural Engineer, U.K., pp.1-8, 1966.10
- 3) Korol, R.M., M. El-Zanaty and F.J. Brady : Unequal Width Connections of Square Hollow Sections in Vierendeel Trusses, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol.4, No.2, pp.190-201, 1977
- 4) Korol, R.M., and M.H. Mansour : Theoretical Analysis of Haunch-Reinforced T-Joints in Square Hollow Sections, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol.6, No.4, pp.601-609, 1979
- 5) 金谷 弘、田淵基嗣 他：支管から曲げを受ける角形鋼管分岐継手の局部破壊に関する研究（その1）、（その3）、（その4）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和55年6月、昭和56年6月、昭和57年6月
- 6) Kanatani, H., K.Fujiwara, M.Tabuchi and T.Kamba : Bending Tests on T-Joints of RHS Chord and RHS or H-Shape Branch, CIDECT Programme 5AF, 1981.3
- 7) 金谷 弘、田淵基嗣 他：支管から曲げを受ける角形鋼管分岐継手の局部破壊に関する研究（その2）、（その5）、日本建築学会近畿支部研究報告集、昭和55年6月、昭和57年6月
- 8) Kanatani, H., K.Fujiwara, M.Tabuchi and T.Kamba : Bending Tests on T-Joints of RHS Chord and RHS or H-Shape Branch, CIDECT Programme 5AF/2, 1982.3
- 9) 林 隆治、金谷 弘、田淵基嗣：支管から曲げを受ける角形鋼管分岐継手の局部破壊に関する研究（その6）、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.253-256、昭和58年6月
- 10) 金谷 弘、田淵基嗣 他：角形鋼管分岐継手の局部破壊耐力について－主管フランジ曲げ崩壊型の場合 II, III－、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1787-1788, pp.1789-1790、昭和57年10月
- 11) 林 隆治、金谷 弘、田淵基嗣：角形鋼管分岐継手の局部破壊耐力について－主管ウェブクリップリング型の場合－、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1299-1300、昭和58年9月

- 12) Wardenier, J. : Hollow Section Joints, Delft Univ. Press, The Netherlands, 1982
- 13) Giddings, T.W., and J. Wardenier : The Strength and Behaviour of Statically Loaded Welded Connections in Structural Hollow Sections, CIDECT Monograph No.6, 1982
- 14) Szlendak, J., and J. Bródka : Investigation into the Static Strength of Welded T Moment Unreinforced Joints in Rectangular Hollow Sections, IIW Document, XV-538-83, 1983
- 15) Mang, F., Ö. Bucak and F. Wolfmüller : The Development of Recommendations for the Design of Welded Joints between Steel Structural Hollow Sections (T- and X-Type Joints), CIDECT 5AD Final Report, 1983.11

第2章 正方形鋼管分岐継手の局部破壊

1. 緒言

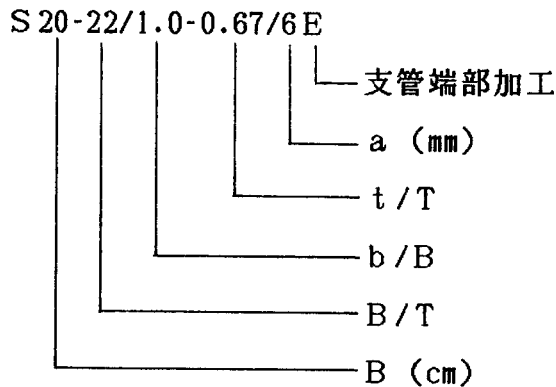
本章では支管から曲げを受ける角形鋼管 T 形分岐継手の簡便で実用的な耐力評価式を得る目的で計画された一連の研究のうち、主管・支管ともに正方形鋼管の場合についての実験結果について述べる。ここでは、広範囲の支管と主管の組み合わせについて系統的な実験を行い、支管と主管の部材寸法比が継手性能に与える影響を調べるとともに、接合部の詳細を系統的に変化させた実験を行い、これまでに十分に明らかにされていない溶接部の詳細が継手性能に与える影響についても検討を加える。

2. 実験

2-1 供試体

供試体は Fig. 2.1 に示すように正方形鋼管の支管が正方形鋼管の主管にすみ肉溶接されている T 形分岐継手である。使用した角形鋼管はロール成形鋼管で、コーナー部に $r = 2T$ (T : 主管厚) 程度のアールがある。

供試体の寸法諸元を Table 2.1 に示す。供試体の名称は下記の要領に従っている。



変化させたパラメータは鋼管の幅厚比 B/T (17-50)、支管と主管の幅の比 b/B (0.5-1.0) および支管と主管の管厚の比 t/T (0.27-1.0) である。さらに、すみ肉溶接継目の詳細が継手性能に与える影響を調べるため、Table 2.1 中の Groupe A-N において支管と主管の組み合わせが同じですすみ肉溶接継目の詳細のみを変化させた供試体を用意した。

鋼管分岐継手の溶接継目の形状に関しては、「鋼管指針」に標準的な継目形状が示されている。角形鋼管 T 形分岐継手については、

- 1) 全周すみ肉溶接の場合 $a = 1.4t$ (a : のど厚、 t : 支管厚)
- 2) 主管コーナー部と支管端のすき間 R が 3mm を越える場合は支管端に適当な支管端部加工を設けること

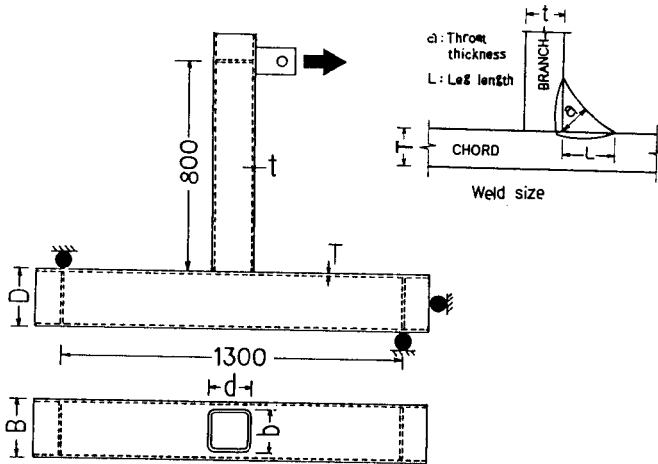


Fig 2.1 Test specimen

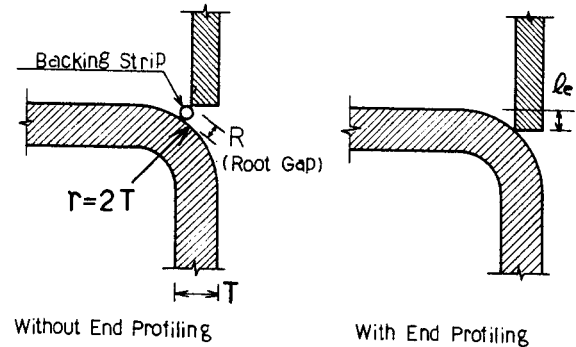


Fig.2.2 Weld details

が要求される。Table 2.1中の*印のついた供試体はこれらの条件を満たす継手（以下標準継手）である。Rが3mmを越える場合は、Fig.2.2(a),(b)に示す2通りの接合詳細とした。すなわち、Fig.2.2(a)は支管端を平面切断のままで backing strip を用いて溶接する形式、Fig.2.2(b)は支管を所定寸法より $1t$ だけ長めに切断しておき、支管端が主管表面に接し、主管コーナー部と支管端の間にすき間が生じないように支管端のフランジ部をグラインダーで削ることにより支管端部加工を行う形式である。

溶接はアーク手溶接であり、D4303（ライムチタニア系）相当品の $\phi 4\text{mm}$ の溶接棒を使用し、のど厚 $a=4\text{mm}, 6\text{mm}, 9\text{mm}$ の供試体はそれぞれ1層, 2層, 3層溶接とした。溶接電流は160-180A, 溶接速度は25-30cm/minで、すべて下向き溶接である。

Table 2.1に主管平板部において、すみ肉ゲージを用いて測定したすみ肉溶接継目の脚長 L とのど厚 a (Fig.2.1 参照)の実測値を示す。

使用鋼種はSTKR41で機械的性質を各供試体ごとにTable 2.1に示す。引張試験片(JIS 5号)は鋼管中央部の管軸方向から採り出した。

2-2 実験方法・測定方法

載荷方法はFig.2.3に示すとおりで主管を単純支持し、支管端部にP C鋼棒を介してセンターホール型油圧ジャッキで水平力を加えることにより接合部に曲げモーメントを与える形式である。荷重の検出は供試体とP C鋼棒の間に挿入したロードセルにより行う。

加力の各段階において、加力点位置における水平変位 δ (以下全体変形)および主管フランジの面外変形 δ_L (以下局部変形)を変位計で測定した。Fig.2.4に局部変形の測定方法を示す。

Table 2.1 Summary of test specimens (Series S)

Groupe	Specimen	Chord	Branch	Weld		Chord		Branch		b Bf	
		B x D x T	b x d x t	L	a	σ_y	σ_u	σ_y	σ_u		
		(mm)				(ton F/cm ²)					
	S20-33/0.5-0.38/6	200x200x6	100x100x2.3	7.2	5.8	3.90	4.70	3.85	4.68	0.57	
	S20-33/0.5-0.53/6		100x100x3.2	8.0	5.4	4.02	4.90	4.10	5.03		
	S20-33/0.5-0.75/6*		100x100x4.5	7.8	5.4	4.02	4.90	3.85	4.41		
A	S20-33/0.5-1.0/4	200x200x6	100x100x6	6.3	4.7	3.90	4.70	4.23	4.96	0.57	
	S20-33/0.5-1.0/6			9.6	6.7	4.00	4.88	4.67	5.45		
	S20-33/0.5-1.0/9*			12.8	8.4	4.00	4.88	4.67	5.45		
B	S20-33/0.65-0.53/4*	200x200x6	125x125x3.2	7.0	4.5	3.90	4.70	3.82	4.73	0.71	
	S20-33/0.65-0.53/6			7.1	5.9	3.90	4.70	3.82	4.73		
	S20-33/0.65-0.75/6*	200x200x6	125x125x4.5	7.8	5.2	4.02	4.90	4.08	4.93	0.71	
C	S20-33/0.65-1.0/4	200x200x6	125x125x6	6.8	5.0	3.90	4.70	3.73	4.48	0.85	
	S20-33/0.63-1.0/6			9.6	7.0	4.00	4.88	3.73	4.48		
	S20-33/0.63-1.0/9*			12.0	7.9	4.00	4.88	3.73	4.48		
	S20-33/0.75-0.75/6*	200x200x6	150x150x4.5	7.3	5.8	3.90	4.70	3.80	4.80	0.85	
D	S20-33/0.75-1.0/4	200x200x6	150x150x6	6.6	4.6	3.90	4.70	4.00	4.92	0.85	
	S20-33/0.75-1.0/6			9.9	6.0	4.00	4.88	4.47	5.29		
	S20-33/0.75-1.0/9*			12.4	8.0	4.00	4.88	4.47	5.29		
E	S20-33/0.88-1.0/4	200x200x6	175x175x6	7.3	3.5	3.90	4.70	4.12	4.71	0.99	
	S20-33/0.88-1.0/6			7.1	5.6	3.90	4.70	4.12	4.71		
	S20-33/0.88-1.0/9*			12.3	9.3	3.90	4.70	4.12	4.71		
F	S20-33/1.0-1.0/4	200x200x6	200x200x6	6.9	4.5	3.90	4.70	3.90	4.70	1.14	
	S20-33/1.0-1.0/9*			14.5	8.7	3.90	4.70	3.90	4.70		
	S20-22/0.5-0.67/6	200x200x9	100x100x6	7.2	5.5	3.62	4.45	4.23	4.96	0.61	
	S20-22/0.63-0.36/6		125x125x3.2	7.0	5.5	3.62	4.45	3.82	4.75	0.76	
	S20-22/0.63-0.67/6		125x125x6	9.2	6.5	3.62	4.45	3.73	4.48	0.91	
	S20-22/0.75-0.67/6		150x150x6	8.0	5.9	3.62	4.45	4.00	4.92	0.91	
G	S20-22/0.88-0.67/6	200x200x9	175x175x6	7.8	6.2	3.62	4.45	4.12	4.71	1.07	
	S20-22/0.88-0.67/9*			13.4	8.0	3.62	4.45	4.01	4.89		
H	S20-22/1.0-0.67/6	200x200x6	200x200x6	7.8	5.9	3.62	4.45	3.90	4.70	1.22	
	S20-22/1.0-0.67/6E			10.4	7.0	3.62	4.45	4.00	4.88		
	S20-22/1.0-0.67/9			12.6	8.3	3.62	4.45	4.00	4.88		
	S20-22/1.0-0.67/9E*			14.3	8.3	3.62	4.45	4.00	4.88		
	S20-17/0.5-0.5/6	200x200x12	100x100x6	7.2	5.5	3.85	4.55	4.23	4.96	0.66	
	S20-17/0.63-0.27/4*		125x125x3.2	6.8	4.2	3.85	4.55	3.82	4.73	0.82	
	S20-17/0.63-0.5/6		125x125x6	9.4	6.2	3.85	4.55	3.73	4.48		
I	S20-17/0.75-0.5/6	200x200x12	150x150x6	7.6	5.5	3.85	4.55	4.00	4.92	0.99	
	S20-17/0.75-0.5/9*			13.2	8.4	3.85	4.55	4.47	5.29		
J	S20-17/0.88-0.5/6	200x200x12	175x175x6	7.2	5.0	3.85	4.55	4.12	4.71	1.15	
	S20-17/0.88-0.5/9*			12.6	8.0	3.85	4.55	4.01	4.89		
K	S20-17/1.0-0.5/4	200x200x6	200x200x6	5.6	4.0	3.85	4.55	3.90	4.70	1.32	
	S20-17/1.0-0.5/6E			13.5	7.9	3.85	4.55	4.00	4.88		
	S20-17/1.0-0.5/9			14.0	9.1	3.85	4.55	4.00	4.88		
	S20-17/1.0-0.5/9E*			14.3	9.0	3.85	4.55	4.00	4.88		
	S15-25/0.67-1.0/6	150x150x6	100x100x6	8.1	6.5	4.00	4.92	4.23	4.96	0.79	
	S15-25/1.0-1.0/6		150x150x6	6.5	5.3	4.00	4.92	4.00	4.92	1.19	
	S25-42/0.7-1.0/6	250x250x6	175x175x6	7.4	5.8	3.90	4.86	4.19	4.96	0.77	
L	S25-42/0.8-1.0/4		200x200x6	200x200x6	6.7	5.5	3.90	4.89	4.00	4.88	0.88
	S25-42/0.8-1.0/6				8.3	6.3	3.90	4.89	4.00	4.88	
	S25-42/0.8-1.0/9*				11.2	8.9	3.90	4.89	4.00	4.88	
	S25-42/1.0-1.0/6	250x250x6	7.5	5.9	3.90	4.86	3.90	4.86	1.11		
	S30-50/0.58-1.0/6	300x300x6	175x175x6	8.1	6.4	3.67	4.60	4.19	4.96	0.63	
	S30-50/0.67-1.0/6		200x200x6	7.0	5.8	4.66	5.41	3.90	4.70	0.72	
M	S30-50/0.83-1.0/4	300x300x6	250x250x6	6.9	5.7	4.66	5.41	3.90	4.89	0.91	
	S30-50/0.83-1.0/6			7.9	6.2	4.66	5.41	3.90	4.89		
	S30-50/0.83-1.0/9*			12.7	8.0	4.66	5.41	3.90	4.89		
N	S30-50/1.0-1.0/6	300x300x6	300x300x6	6.5	5.7	4.66	5.41	4.66	5.41	1.09	
	S30-50/1.0-1.0/9*			13.0	8.1	4.66	5.41	4.66	5.41		
	S30-33/0.58-0.67/6	300x300x9	175x175x6	7.8	5.9	3.66	4.76	4.19	4.96	0.66	
	S30-33/0.67-0.67/6		200x200x6	8.2	6.0	3.66	4.76	4.02	4.90	0.76	
	S30-33/0.83-0.67/6		250x250x6	8.3	6.3	3.66	4.76	3.90	4.89	0.95	
	S35-39/0.86-1.0/9	350x350x9	300x300x9	13.8	9.7	4.09	5.15	3.72	4.60	0.96	

Notes * : Specimens with weld details specified in AIJ.
L : Measured leg length of fillet weld.
a : Measured throat thickness of fillet weld.
Bf : Width of flat portion of chord.

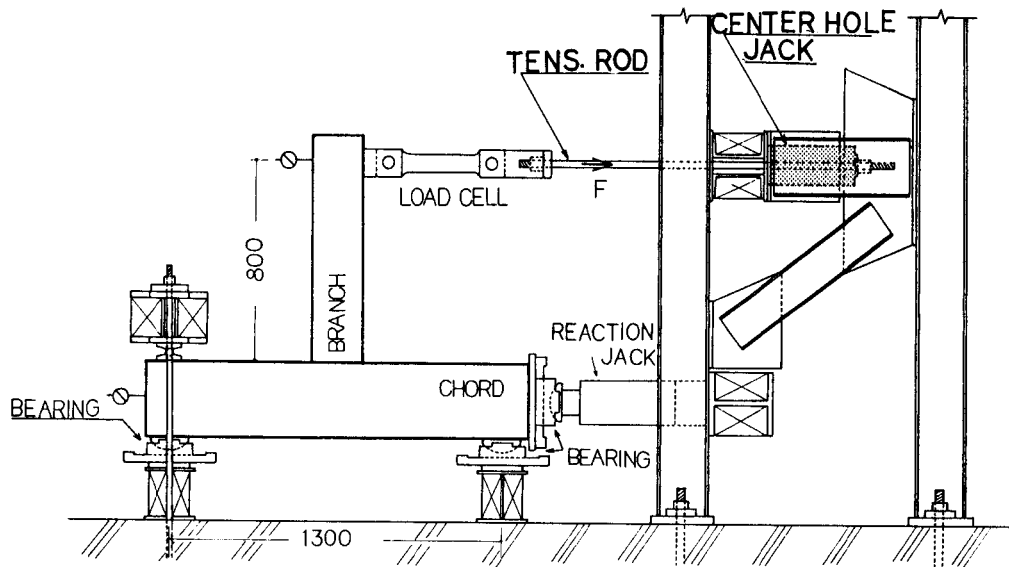


Fig.2.3 Test set up

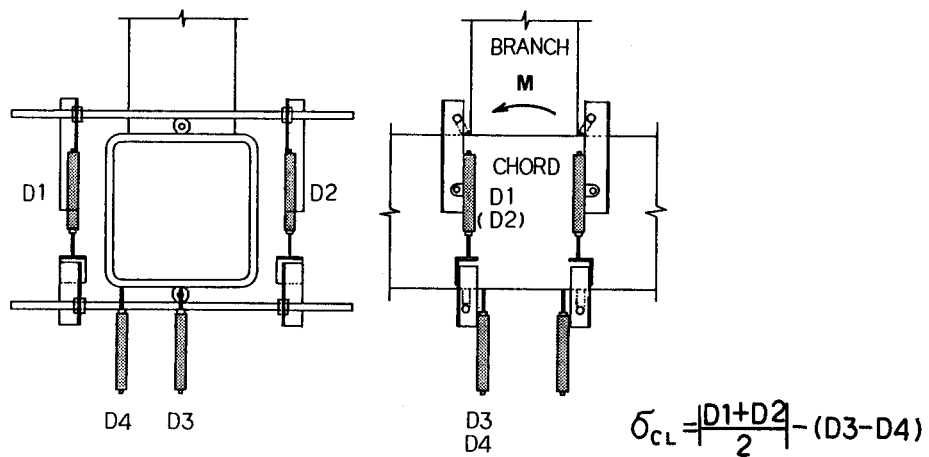


Fig.2.4 Displacement transducers arrangement

3. 実験結果

実験結果をTable 2.2に示す。同表には支管端のモーメントで表した実験降伏耐力 M_y 、最大耐力 M_{max} 、弾性域単位荷重当りの全体変形 δ_o 、 M_y および M_{max} 時の全体変形 δ_y 、 δ_{max} 、主管引張側上フランジの局部変形 δ_{TLy} 、 δ_{TLmax} 、主管圧縮側上フランジの局部変形 δ_{CLy} 、 δ_{CLmax} ならびに破壊形式を示している。ここで、 M_y は荷重-全体変形関係における接線剛性が初期剛性の1/3になる時の荷重と定義する。

Table 2.2 Summary of test results (Series S)

Groupe	Specimen	My	Mmax	M _{BP}	Mmax	Mmax	δ _o	δ _y	δ _{max}	δ _{max}	δ _{TLY}	δ _{TLY}	δ _{CLY}	δ _{CLY}	b BF	Failure Mode
		(t·f·m)				My	M _{BP}	(mm/ t·f·m)	(mm)		δ _y	(mm)				
	S20-33/0.5-0.38/6	0.68	1.13	1.24	1.66	0.91	46.7	61.3	148	2.4	3.6	7.7	3.3	8.4	0.57	1
	S20-33/0.5-0.53/6	0.55	1.53	1.79	2.78	0.35	41.5	37.9	231	6.1	3.8	15.3	4.7	9.3		1
	S20-33/0.5-0.75/6*	0.44	1.95	2.27	4.43	0.86	38.5	26.2	309	11.8	3.8	26.6	3.3	17.6		1
A	S20-33/0.5-1.0/4	0.57	1.44	3.18	2.53	0.45	42.2	39.8	193	4.9	2.2	11.4	2.8	11.5	0.57	1
	S20-33/0.5-1.0/6	0.56	2.03	3.51	3.63	0.58	54.6	34.6	251	7.3	4.2	29.6	4.8	21.8		1
	S20-33/0.5-1.0/9*	0.64	2.11	3.51	3.30	0.60	28.3	35.5	233	6.6	5.0	30.5	5.1	25.3		1
B	S20-33/0.63-0.53/4*	0.88	1.81	2.66	2.06	0.68	23.0	33.2	161	4.9	2.3	10.8	2.6	10.9+	0.71	1
	S20-33/0.63-0.53/6	0.85	2.22	2.66	2.61	0.33	20.6	32.2	214	6.7	2.3	13.0	2.6	20.0		1
	S20-33/0.63-0.75/6*	0.75	2.59	3.87	3.45	0.67	19.7	24.1	273	11.3	2.1	20.3	3.2	21.7	1	
C	S20-33/0.63-1.0/4	0.72	2.16	4.55	3.00	0.47	21.8	25.0	204	8.1	1.6	14.4	2.2	17.5	0.85	1
	S20-33/0.63-1.0/6	0.78	3.13	4.55	4.01	0.69	18.1	27.4	270	9.9	5.2	20.8	4.4	28.0+		1
	S20-33/0.63-1.0/9*	0.85	3.00	4.55	3.53	0.66	13.6	19.6	263	13.4	3.1	22.6	2.8	35.3+		1
	S20-33/0.75-0.75/6*	1.38	3.51	5.28	2.54	0.66	7.05	16.0	291	18.1	1.6	13.5+	1.7	25.5+	1	
D	S20-33/0.75-1.0/4	1.19	2.87	7.20	2.41	0.40	7.51	15.3	213	13.9	1.6	19.1	1.5	23.2	0.85	1
	S20-33/0.75-1.0/6	1.42	3.78	8.05	2.67	0.47	5.86	15.2	275	18.1	2.3	29.9	2.2	36.5		1
	S20-33/0.75-1.0/9*	1.57	3.86	8.05	2.46	0.48	5.05	11.6	272	23.6	0.8	13.4	1.7	45.0		1
E	S20-33/0.88-1.0/4	2.73	3.46	10.26	1.27	0.34	2.50	12.8	26.0	2.0	1.3	2.8	1.1	2.8	0.99	4
	S20-33/0.88-1.0/6	2.82	4.24	10.26	1.50	0.41	2.42	10.0	58.3	5.8	0.8	5.1	1.0	8.1		2
	S20-33/0.88-1.0/9*	3.48	5.09	10.26	1.46	0.50	2.28	10.3	66.4	6.5	0.7	5.1	1.2	10.7		2
F	S20-33/1.0-1.0/4	5.49	6.50	12.87	1.18	0.51	1.28	9.6	17.2	1.8	0.7	1.6	-	-	1.14	2
	S20-33/1.0-1.0/9*	6.85	9.14	12.87	1.33	0.71	1.31	11.3	43.6	3.9	0.6	3.6	1.0	4.6		2
	S20-22/0.5-0.67/6	1.21	3.10	3.18	2.56	0.97	15.7	34.3	254	7.4	2.2	13.0	2.1	12.2+	0.61	1
	S20-22/0.63-0.36/6	1.56	2.49	2.66	1.60	0.94	9.15	22.6	106	4.7	1.3	8.7	1.5	7.4	1	
	S20-22/0.63-0.67/6	1.78	4.01	4.55	2.25	0.88	7.08	17.9	172	9.6	1.5	12.2	1.5	12.6	0.76	1
	S20-22/0.75-0.67/6	2.83	4.59	7.20	1.62	0.64	3.16	14.1	72.3	5.1	1.1	5.6	1.4	8.7	0.91	1
G	S20-22/0.88-0.67/6	5.24	6.87	10.26	1.31	0.67	1.57	12.7	32.3	2.5	1.0	2.9	1.1	2.8	1.07	4
	S20-22/0.88-0.67/9*	6.00	7.78	9.98	1.30	0.78	1.75	15.7	51.0	3.3	1.4	4.5	1.3	5.3		4
H	S20-22/1.0-0.67/6	7.48	8.46	12.87	1.13	0.66	0.96	9.2	13.0	1.4	-	-	0.5	0.9	1.22	4
	S20-22/1.0-0.67/6E	8.40	11.08	13.20	1.32	0.84	0.92	12.7	43.5	3.5	0.95	5.4	0.7	2.9		4
	S20-22/1.0-0.67/9	8.81	11.87	13.20	1.35	0.90	0.96	13.2	50.5	3.8	1.1	5.1	0.6	3.0		4
	S20-22/1.0-0.67/9E*	8.40	11.49	13.20	1.37	0.87	1.02	11.7	37.7	3.2	0.9	4.7	0.3	1.2		4
	S20-17/0.5-0.5/6	1.94	3.24	3.18	1.67	1.02	8.73	26.5	149	5.6	1.5	8.2	1.1	7.7	0.66	1
	S20-17/0.63-0.27/4*	2.26	2.37	2.66	1.05	0.89	6.02	21.6	27.5	1.3	1.0	1.3	1.1	1.2	0.82	5
	S20-17/0.63-0.5/6	3.09	4.32	4.55	1.40	0.95	4.40	22.1	62.9	2.9	1.7	4.7	1.2	3.7	1	
I	S20-17/0.75-0.5/6	4.68	5.66	7.20	1.21	0.79	2.23	16.2	29.4	1.8	1.1	2.3	1.0	1.9	0.99	4
	S20-17/0.75-0.5/9*	4.98	7.11	8.05	1.43	0.88	2.20	16.4	51.9	3.2	1.3	4.0	0.8	2.9		4
J	S20-17/0.88-0.5/6	7.51	9.51	10.26	1.27	0.93	1.30	14.4	28.2	2.0	1.1	2.6	1.0	2.2	1.15	4
	S20-17/0.88-0.5/9*	7.20	10.15	9.98	1.41	1.02	1.27	13.1	41.5	3.2	1.0	3.2	0.6	2.5		5
K	S20-17/1.0-0.5/4	9.23	10.70	12.87	1.16	0.83	0.80	13.7	21.5	1.6	1.0	1.5	0.7	1.4	1.32	4
	S20-17/1.0-0.5/6E	10.40	13.19	13.20	1.27	1.00	0.87	13.5	34.1	2.5	1.5	4.8	0.9	1.5		3
	S20-17/1.0-0.5/9	9.60	11.56	13.20	1.20	0.88	0.84	11.8	22.3	1.9	1.0	3.2	0.3	0.8		4
	S20-17/1.0-0.5/9E*	10.43	13.20	13.20	1.27	1.00	0.93	13.8	32.3	2.3	0.9	2.8	0.6	1.8		5
	S15-25/0.67-1.0/6	0.78	2.02	3.18	2.59	0.64	15.3	20.8	224	10.8	1.3	16.5	1.5	14.4+	0.79	1
	S15-25/1.0-1.0/6	3.73	5.04	7.20	1.35	0.70	2.67	12.8	39.4	3.1	0.5	2.3	0.4	2.1	1.19	2
	S25-42/0.7-1.0/6	1.50	4.89	10.43	3.76	0.47	8.70	21.8	275	12.6	2.6	22.3+	2.6	26.3+	0.77	1
L	S25-42/0.8-1.0/4	2.00	4.80	13.20	2.40	0.36	4.09	13.9	272	19.5	1.7	28.5+	2.7	34.3+	0.88	1
	S25-42/0.8-1.0/6	2.00	4.84	13.20	2.42	0.37	3.97	13.1	243	18.5	1.7	23.2	2.4	29.8+		1
	S25-42/0.8-1.0/9*	2.40	4.70+	13.20	1.96	0.36	3.65	12.5	216+	17.4	1.1	19.7+	2.0	44.1+		1
	S25-42/1.0-1.0/6	8.84	10.16	20.44	1.15	0.50	0.79	9.3	18.8	2.0	0.7	1.8	1.1	2.7	1.11	2
	S30-50/0.58-1.0/6	0.95	4.08	10.43	4.29	0.39	16.3	28.4	244	8.6	5.5	42.8	5.6	37.5	0.63	1
	S30-50/0.67-1.0/6	1.45	5.07	12.87	3.50	0.39	11.8	26.8	185	6.9	3.3	23.0	3.2	21.4	0.72	1
M	S30-50/0.83-1.0/4	2.80	5.82+	20.44	2.08	0.28	2.89	14.0	174+	12.5	1.5	15.9+	2.7	34.9+	0.91	1
	S30-50/0.83-1.0/6	2.80	5.80+	20.44	2.07	0.28	2.73	12.8	209+	16.3	1.7	20.0+	2.8	44.1+		1
	S30-50/0.83-1.0/9*	3.60	6.47+	20.44	1.80	0.32	1.96	9.0	199+	22.1	1.4	20.7+	2.0	53.9+		1
N	S30-50/1.0-1.0/6	12.90	14.54	35.60	1.13	0.41	0.56	9.4	16.9	1.8	0.8	1.8	1.7	3.6	1.09	2
	S30-50/1.0-1.0/9*	12.00	13.21	35.60	1.10	0.37	0.60	8.9	16.5	1.8	0.7	1.5	1.3	3.6		2
	S30-33/0.58-0.67/6	1.91	7.20	10.43	3.77	0.69	8.22	25.5	264	11.2	3.4	31.0	3.5	27.7	0.66	1
	S30-33/0.67-0.67/6	2.94	7.88	13.27	2.68	0.59	5.50	23.6	256	10.8	3.3	30.8	4.0	32.3	0.76	1
	S30-33/0.83-0.67/6	6.36	8.49	20.44	1.33	0.42	1.57	15.3	52.7	3.4	2.0	7.3	2.7	10.8	0.95	4
	S35-39/0.86-1.0/9	10.42	14.62	41.29	1.40	0.35	1.86	11.6	54.3	4.7	2.6	10.4	2.5	15.2	0.96	2

Notes * : Specimens with weld details specified in AIJ
+ : Not measured until maximum load carrying capacity

3-1 破壊状況

主管と支管の組み合わせに応じ、破壊状況はFig.2.5に示す4つの破壊モードに分類できる。

Mode 1: 主管フランジ曲げ崩壊

支管の曲げ耐力よりもかなり低い荷重で主管フランジの曲げ変形が顕著になり、平板としての崩壊機構を形成して降伏荷重に達する。以後は主としてフランジ板の面内力に依存して外力を負担するので、荷重-変形関係は bi-linear型で非常に大きい塑性変形が可能である。最終的には引張側溶接部にきれつが生じるか支管の全耐力に達して破壊する。

破壊例をPhoto 2.1(a)に示す。

Mode 2: 主管ウェブクリップリング

支管の圧縮側フランジ近傍の主管ウェブが局部的に面外にはらみ出し荷重低下が生じる。

破壊例をPhoto 2.1(b)に示す。

Mode 3: 支管局部座屈

支管の曲げ強度に達する以前に、支管圧縮側フランジおよびウェブに局部座屈が生じ荷重が低下する。

破壊例をPhoto 2.1(c)に示す。

Mode 4: 溶接継目破断

主管に十分な塑性変形が生じる以前に、支管引張側のコーナー溶接部に生じたきれつが進展し最大荷重に達する。以後、荷重は急激に低下する。

破壊例をPhoto 2.1(d)に示す。

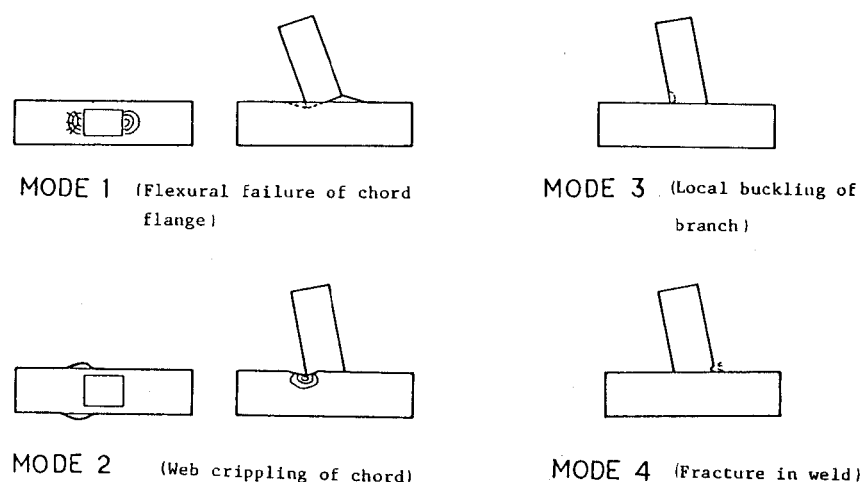
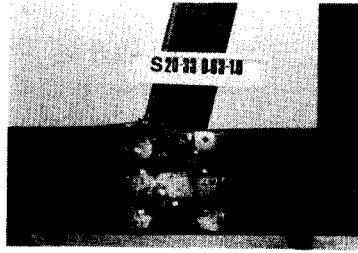
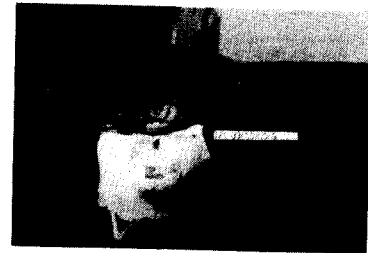


Fig.2.5 Failure modes



(a) Mode 1



(b) Mode 2



(c) Mode 3



(d) Mode 4

Photo 2.1 Failure modes

3-2 荷重-変形関係

Fig.2.6は各破壊モードの荷重-変形関係 ($M-\delta$) および主管上フランジの局部変形が全体変形に与える影響 ($M-\delta_f$) を示している。ここで、

$$\delta_f = 80(\delta_{cL} + \delta_{TL})/d$$

いずれの破壊モードにおいても全体変形のかなりの部分が局部変形によるものであり、Mode 3およびMode 4の場合でも主管の局部変形に起因して破壊が生じていることが分る。

4. 考察

4-1 破壊モードと部材寸法比の関係

Fig.2.7は横軸に支管幅と主管の平板部分の幅の比 b/B_f を、縦軸に主管の幅厚比 B/T をとり、各供試体の破壊モードをプロットしたものである。ここで、

$$B_f = B - 4T$$

図より $b/B_f = 0.9$ を境として破壊モードが変化することが分る。すなわち、 $b/B_f \leq 0.9$ ではMode 1で、 $b/B_f > 0.9$ の場合はMode 2あるいはMode 4のいずれかで破壊する。Mode 2で破壊するかMode 4で破壊するかは、主として B/T に依存し、その境界は $B/T = 25$ で、 B/T がこの値以上のときはMode 2で、この値以下のときはMode 4で破壊する。しかし、すみ肉溶接継目の寸法が小さいときは $B/T = 33$ でもMode 4で破壊

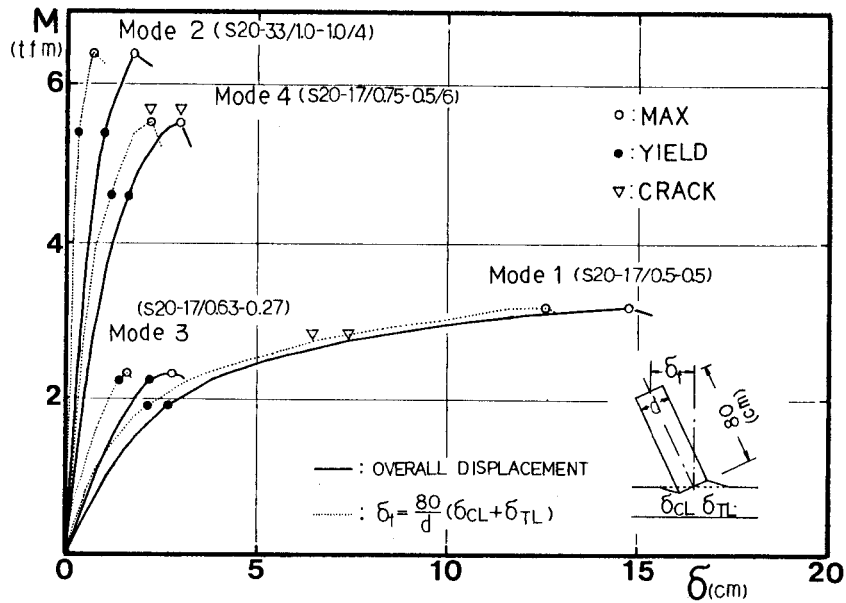


Fig.2.6 Effect of local deformation on overall deflection

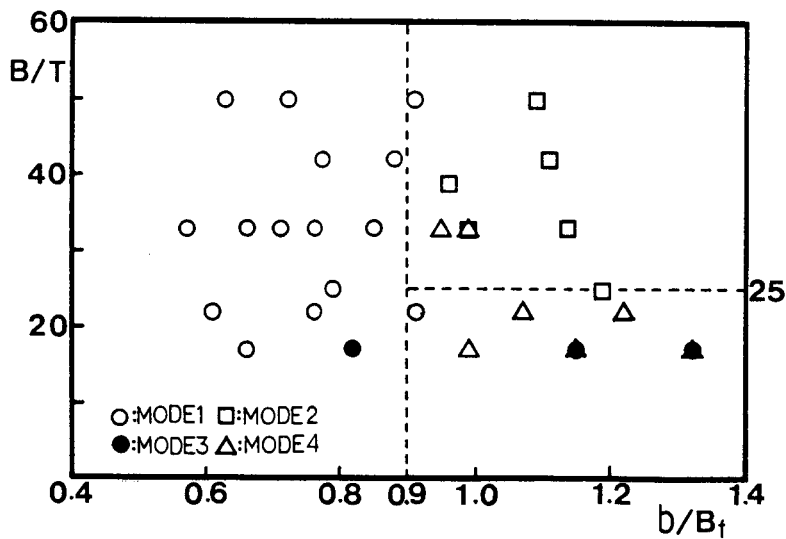


Fig.2.7 Relationship between dimensional parameters and failure modes

しているものがある。Mode 3の破壊は B/T が小で $b/t \geq 30$ のときに生じている。Mode 4で破壊した継手でも $b/t \geq 30$ のものは、溶接継目の性能が良好であれば、Mode 3で破壊している (Groupe J, K)。

いずれの破壊モードも主管の局部変形に起因して生じるため、各破壊モードの境界領域に位置している供試体は耐力決定の要因となった支配的モード以外に他のモードの影響を受けている。例えば、 $b/B_f = 0.9$ の供試体はMode 1で破壊したが、最大荷重に近づくにつれ主管ウェブの面外変形が顕著になった。

4-2 耐力・変形能力に与える部材寸法の影響

b/Bの影響：Fig.2.8は $B/T=33$ シリーズにおいて、支管幅と主管幅の比 b/B の変化が荷重－全体変形に与える影響を示している。 $b/B=0.5-0.75$ の3体はbi-linear型の荷重－変形関係で典型的なMode 1タイプである。支管幅が主管幅に近づくにつれ荷重－変形関係は変化する、耐力は上昇し変形能力は低下する。 $b/B=0.88$ および 1.0 はともにMode 2で破壊したが、 $b/B=1.0$ では $b/B=0.88$ の2倍近い耐力を有している。

B/Tの影響：Figs.2.9 (a)-(c)は $b/B=0.63, 0.88$ および 1.0 の時の荷重－全体変形関係が主管幅厚比 B/T により変化する様子を示している。 $b/B=0.63$ の場合はすべてMode 1で破壊しており、 B/T が小さくなるにつれ降伏耐力は上昇するが、変形能力は小さく、また最大耐力の増加も小さくなる。一方、 b/B が大きい場合は、 B/T が小さくなるにつれ破壊モードがMode 2からMode 4あるいはMode 3と変化するが、耐力は B/T の逆数にほぼ比例して上昇している。変形能力は B/T が小さくなるにつれ低下する傾向にあるが $b/B=1.0$ の場合、 B/T による差は少ない。

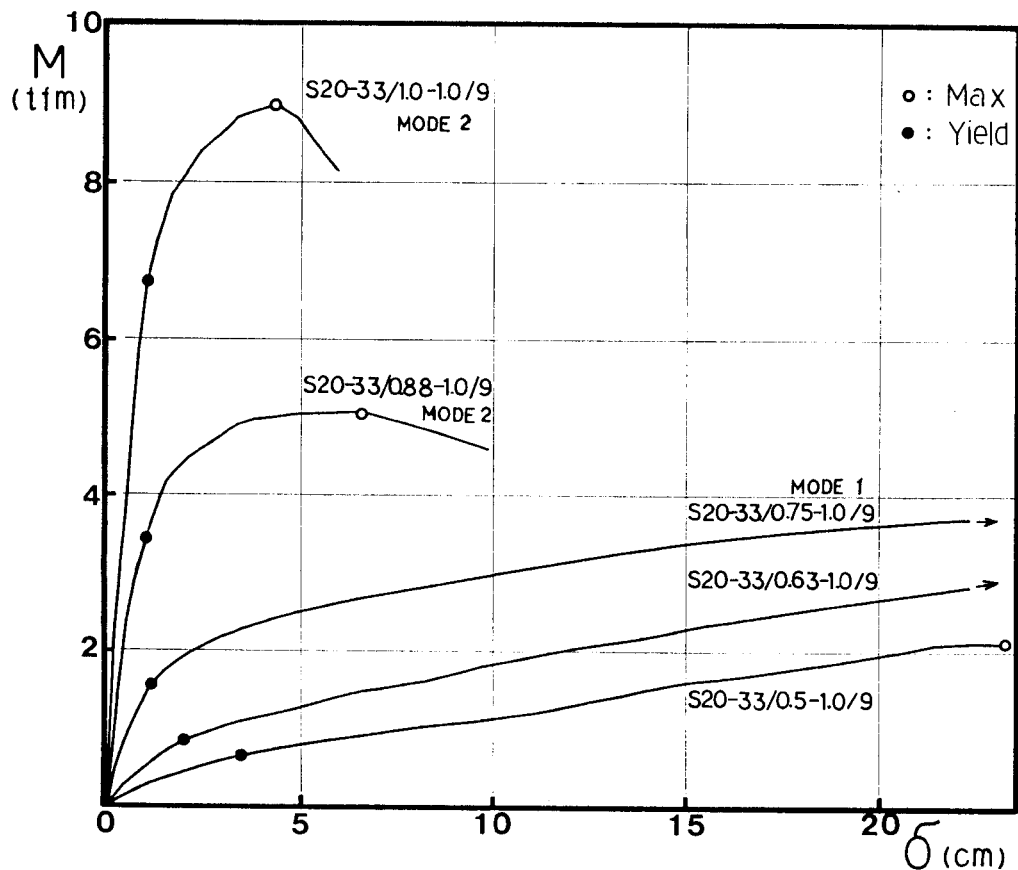
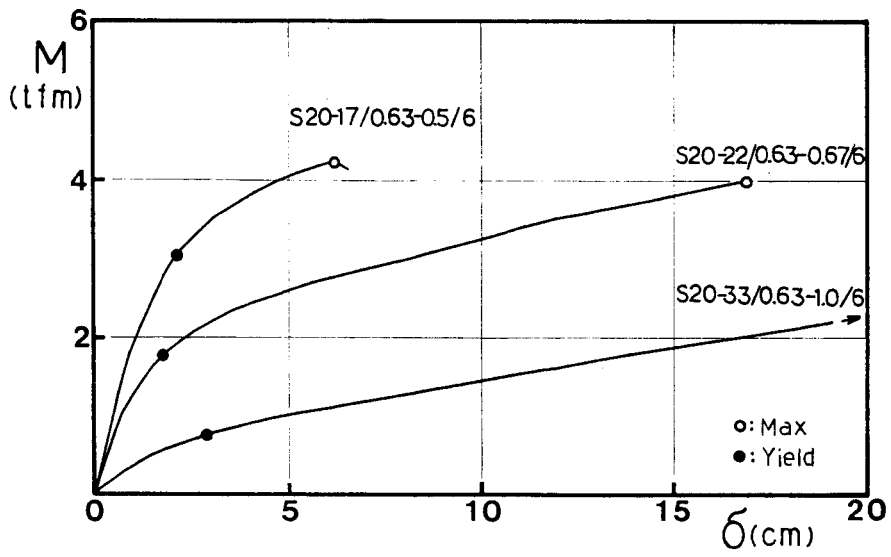
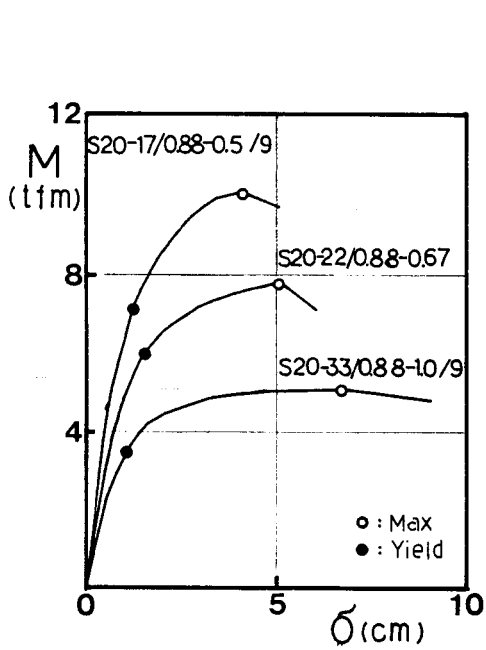


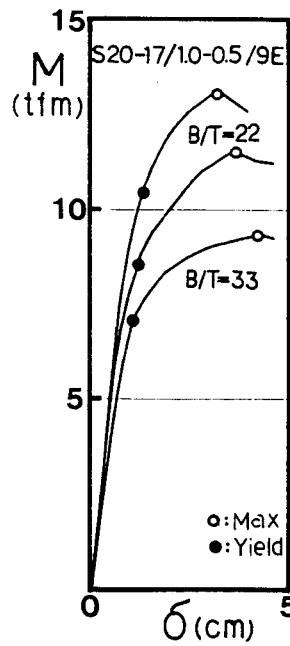
Fig.2.8 Effect of b/B ratio on $M-\delta$ curves



(a) $b/B=0.63$



(b) $b/B=0.88$



(c) $b/B=1.0$

Fig.2.9 Effect of B/T ratio on M-δ curves

t/Tの影響：Fig.2.10およびFig.2.11は 降伏耐力および最大耐力と支管と主管の管厚の比 t/T との関係を示している。ここで、荷重は $\sigma_{yc}dB^2$ (σ_{yc} ；主管の降伏点) で除し無次元化している。

主管幅厚比が小で ($B/T = 17$) 支管幅厚比が大きい ($b/t = 39$) 1 体が Mode 3 で破壊した以外はすべて Mode 1 で破壊した。破壊モードが変化した $B/T = 17$ のグループを除けば、支管厚が変化しても降伏耐力はほとんど変化しない。一方、最大耐力は支管厚が増加するにつれて上昇しており、 B/T が小さい方が耐力増は大きい。Mode 1 で破壊する場合は降伏以後、主としてフランジの面内力に依存して荷重は上昇し、最終的には溶接継目にきれつが生じるか、支管の耐力に達するのかのいずれかで荷重低下が生じる。対象とした供試体では、S20-33/0.5-0.38/6 が支管の耐力で最大荷重が決定した以外は、すべて溶接部のきれつで最大耐力は決定している。きれつの発生位置は支管厚により差があり、管厚が薄い場合は支管側溶接止端部にきれつが発生し耐力が決定する。一方、 $t \geq 4.5\text{mm}$ の場合は主管壁のパンチングシャーで耐力が決定しており、この破壊場所の違いが最大耐力の上昇に密接に関係している。

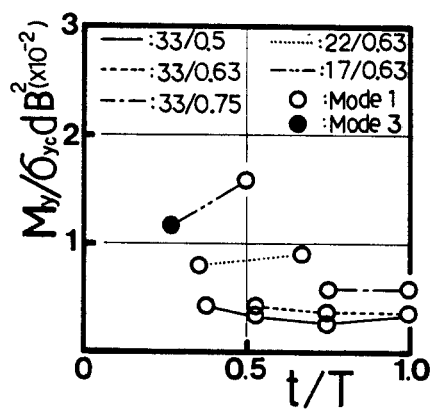


Fig.2.10 Relationships between yield strength and thickness of branch

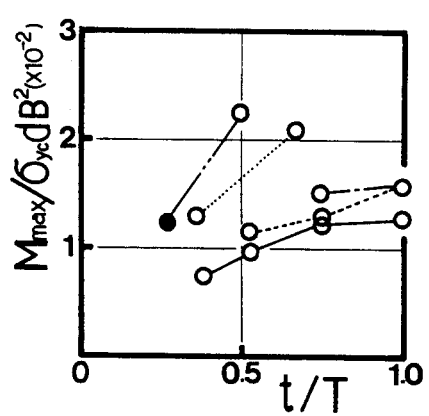
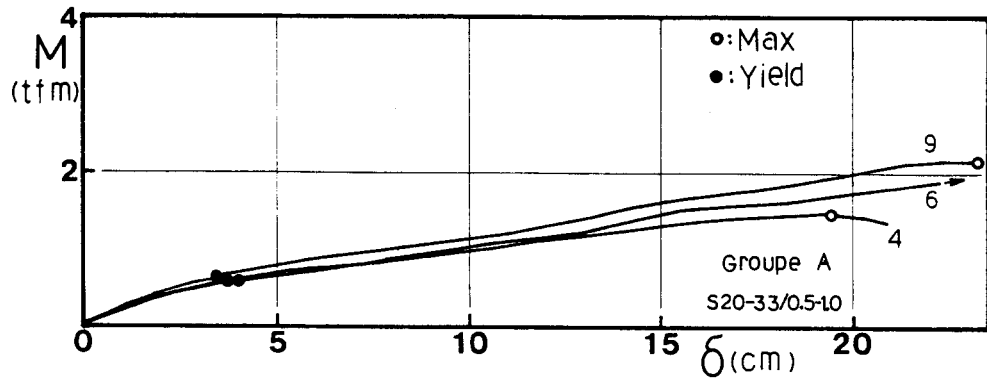


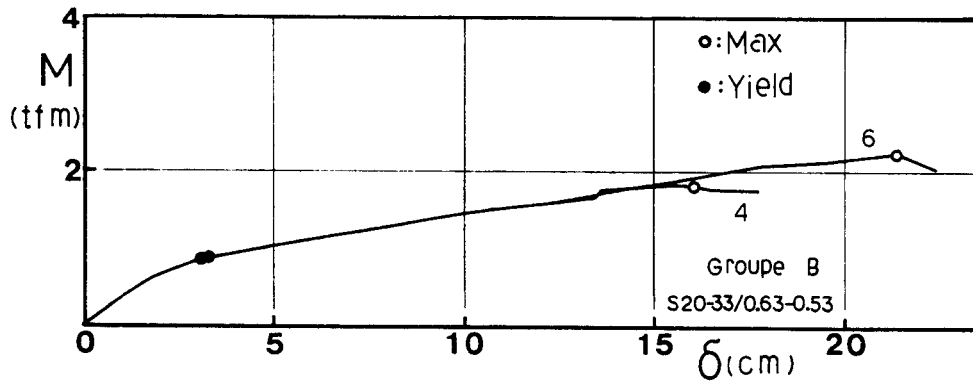
Fig.2.11 Relationships between maximum strength and thickness of branch

4-3 すみ肉溶接継目寸法の影響

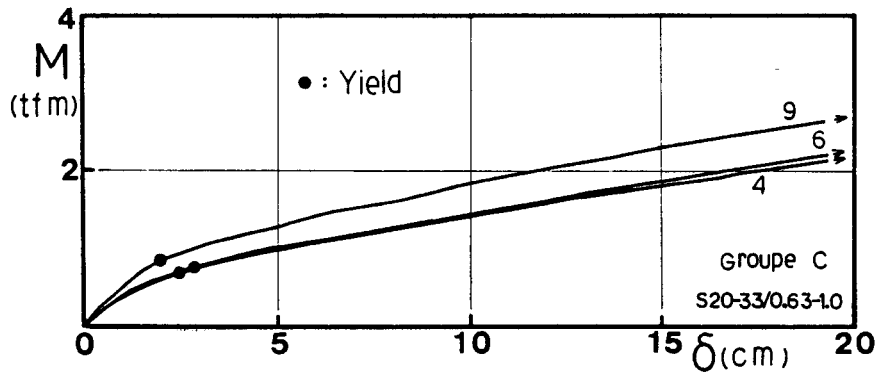
Figs.2.12 (a)-(n)は各 Groupeごとの荷重-全体変形関係で、すみ肉溶接継目寸法の影響を示している。



(a)



(b)



(c)

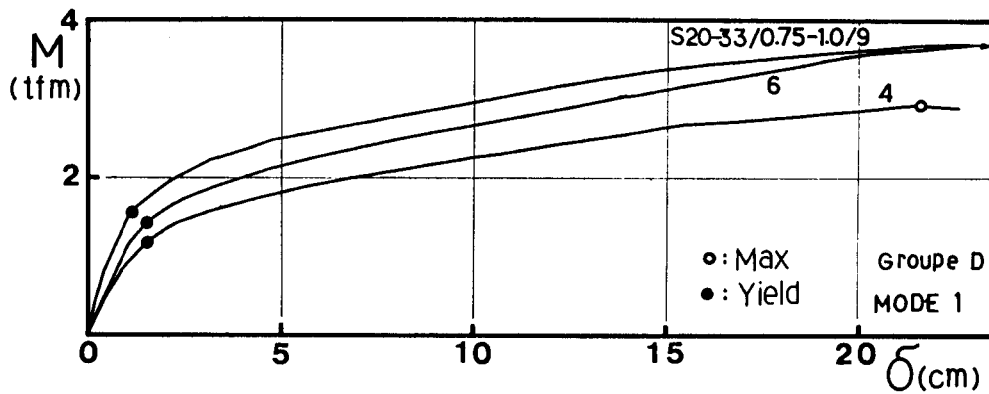
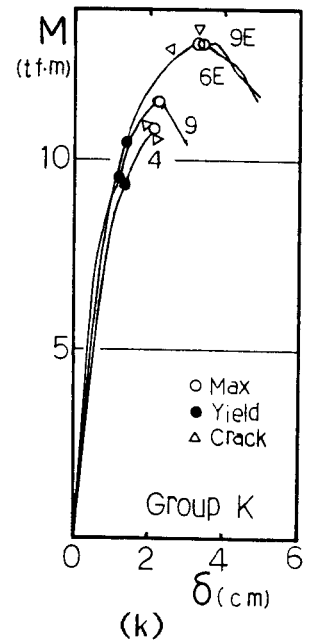
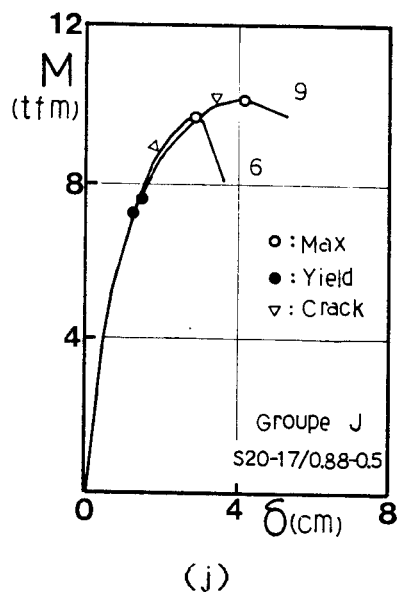
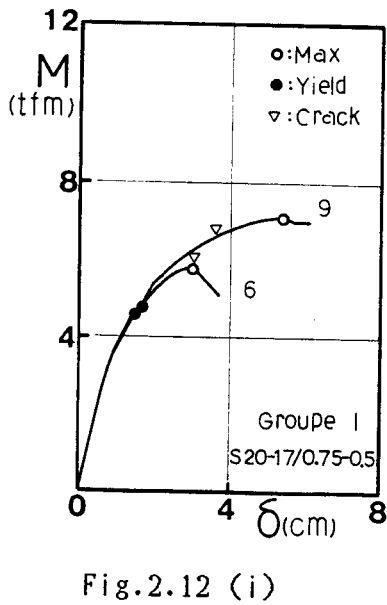
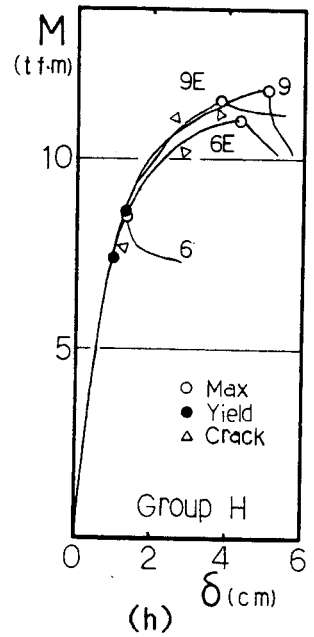
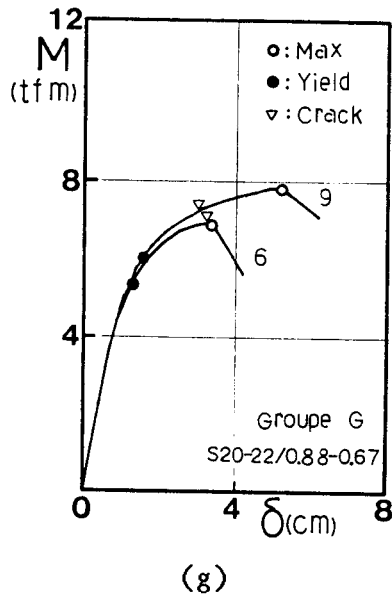
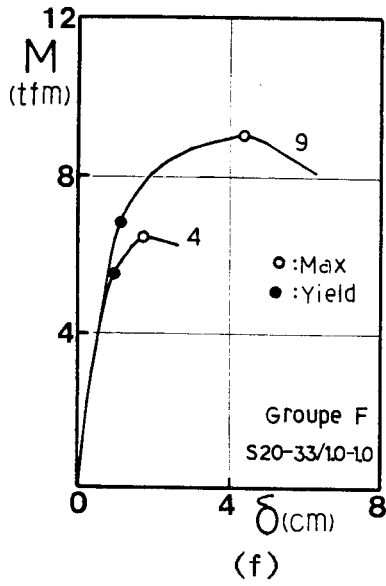
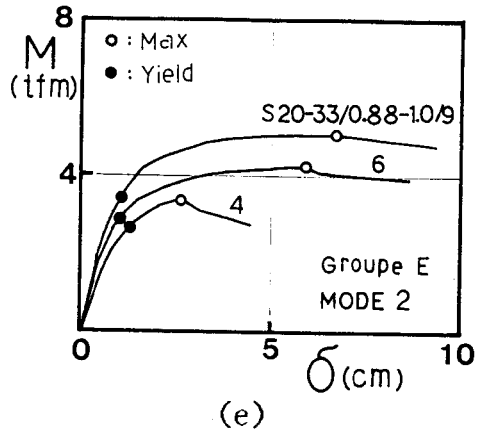
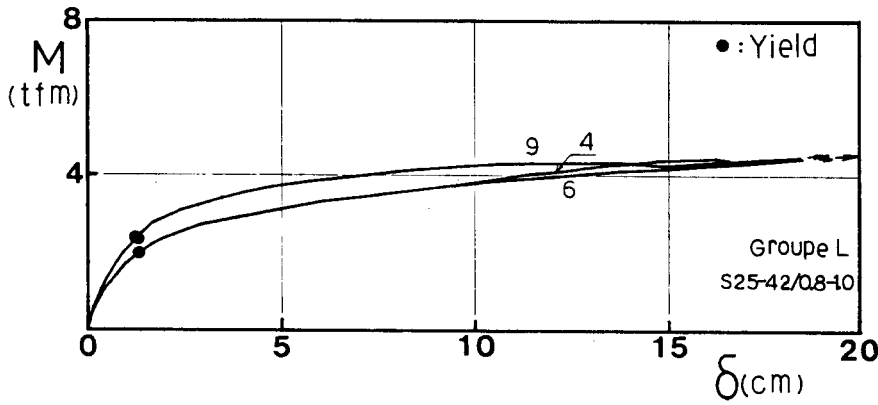
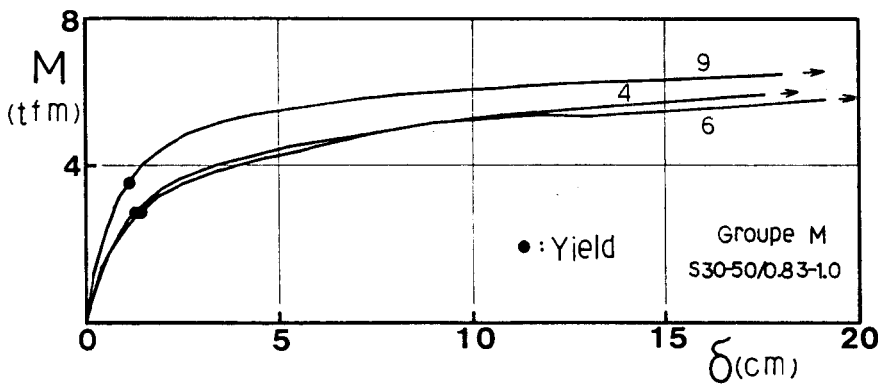


Fig.2.12 (d)

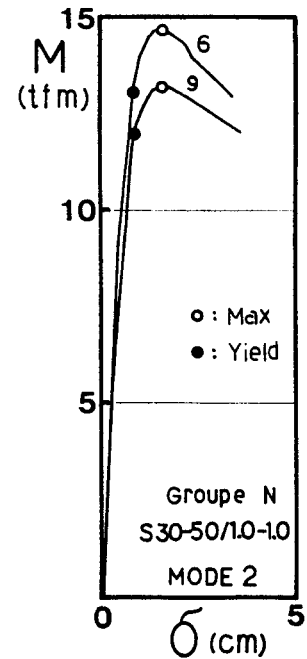




(l)



(m)



(n)

Fig.2.12 Load-deflection curves

4-3-1 破壊形式

標準継手がMode 1で破壊している場合、すみ肉溶接継目寸法が小さくなくても破壊モードは変化しないが、他の破壊モードにおいてはすみ肉溶接継目が小さくなったため破壊モードが変化した例がある。Groupe Eでは、 $a/t=1.55$ および 0.93 の2体はMode 2で破壊したが、 $a/t=0.58$ と極端にすみ肉溶接継目寸法が小さくなると早期に溶接部のきれつが生じMode 4で破壊した(Fig.2.12(e) 参照)。Groupe Jでは、 $a/t=1.33$ の供試体はMode 3であったが、 $a/t=0.83$ になると溶接継目にきれつが生じMode 4で破壊した(Fig.2.12(j) 参照)。

4-3-2 耐力

Figs.2.13 (a)-(c)は降伏耐力 M_y とすみ肉溶接継目のど厚 a との関係を、Figs.2.14 (a)-(c)は最大耐力 M_{max} と a との関係を各破壊モード別に示している。各図の横軸は実測値 a を支管の公称管厚 t で除した値を、縦軸は降伏耐力あるいは最大耐力を各Groupeにおける標準継手の降伏耐力 $M_y(a=1.4t)$ あるいは $M_{max}(a=1.4t)$ で除し無次元化した値を用いている。

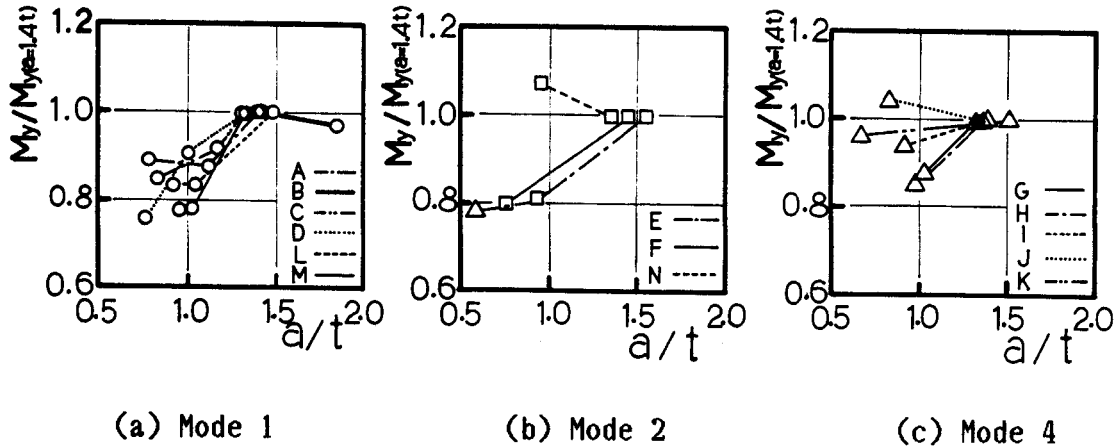


Fig.2.13 Relationships between yield strength and throat thickness of weld

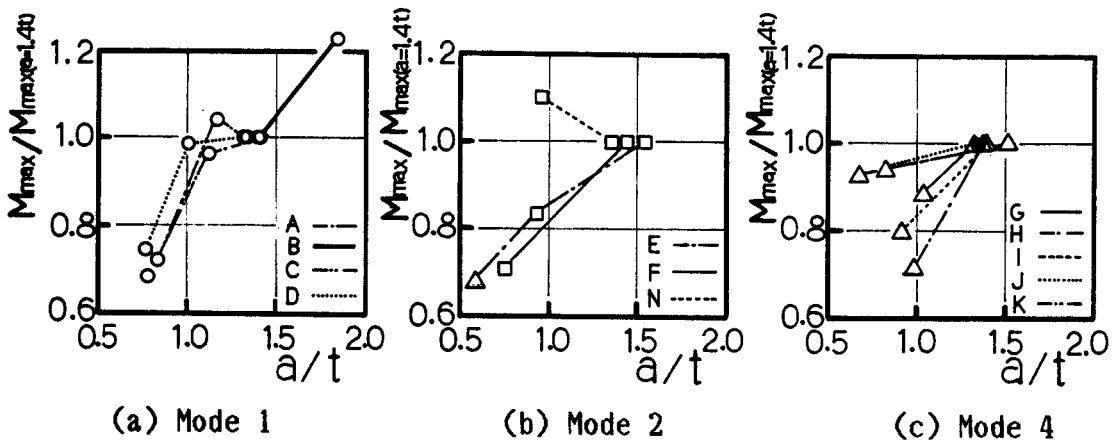


Fig.2.14 Relationships between maximum strength and throat thickness of weld

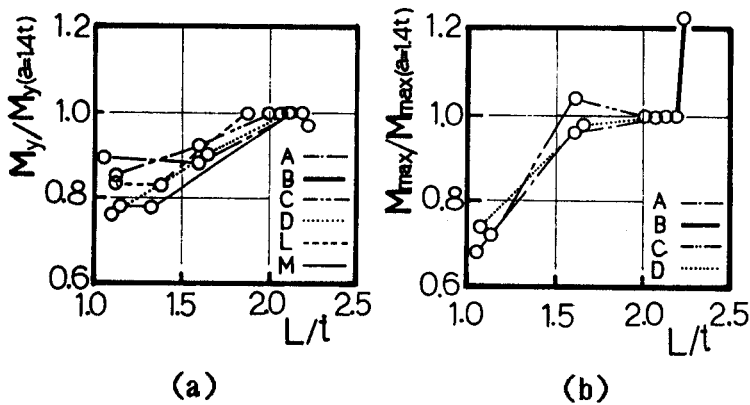


Fig.2.15 Relationships between strength and leg length of weld for specimens with Mode 1 type failure

Figs.2.15 (a),(b) はMode 1で破壊したものについて、横軸を a/t の代りにすみ肉溶接継目脚長の実測値 L と t の比をとり、 M_y および M_{max} と L の関係を示したものである。

Mode 1で破壊する場合：すみ肉溶接継目寸法が $a/t \approx 1.4$ より $a/t \approx 0.7$ に減少す

ることにより降伏耐力は約20%低下している。Figs.2.12 (a),(b),(c),(d),(l),(m)によれば、Groupe Dを除き、公称のど厚が4mmと6mmではM- δ 関係は大差がないが、6mmと9mmでは明確な違いがみられ、降伏耐力の差が大きい。また、Fig.2.13 (a)とFig.2.15 (a)は同様の傾向を示しているが、降伏耐力はのど厚より脚長との相関が高い。

Mode 1で破壊する場合、主管上フランジに崩壊機構が形成され降伏荷重に達する。すみ肉溶接継目寸法が変化すれば、主管フランジ面のYield Line形成位置が変化し、フランジ板の崩壊荷重に影響を与えるために降伏荷重が変化すると考えられる。実験結果より判断して、Yield Line形成位置はすみ肉溶接継目の脚長に影響され、支管厚には依存しない(4.2 参照)と考えられる。

Mode 1で破壊する場合の最大耐力は、支管厚が薄いGroupe Bを除き、すべて主管のパンチングシャー破壊で決まっており、溶接継目寸法が極端に小さくなると急激に耐力は低下している。

Mode 2で破壊する場合： $b/B=0.88$ のGroupe Eでは溶接継目寸法が小さくなると降伏耐力および最大耐力は低下する(Fig.2.12(e)参照)。一方、 $b/B=1.0$ ではGroupe Nのように、溶接継目寸法が大きい方が強度、剛性とも低くなっている例がある(Fig.2.12(n) 参照)。これは供試体の初期不整等の影響によるものと考えられ、溶接継目寸法は等幅継手の耐力には大きな影響は与えないと考えてよい。

Mode 4で破壊する場合：平面切断された支管端と主管コーナー部にすき間RがあるGroupe H($R=3.6\text{mm}$),Groupe J($R=0.6\text{mm}$)およびGroupe K($R=6\text{mm}$)の供試体は支管コーナー部の溶接ビード上のきれつで、すき間のないものは、Groupe Iの $a/t=1.0$ のものが溶接ビード上にきれつが生じた以外、支管コーナーの溶接止端部のきれつで耐力が決定した。すみ肉溶接継目寸法が最大耐力に与える影響は大きく、破壊モードが変化したGroupe J、支管端のすき間Rが大きくすみ肉溶接継目寸法を大きくした効果が認められないGroupe K(後述)以外は、 $a/t \approx 1.4$ から $a/t \approx 1.0$ になると12-30%の耐力低下がある。一方、降伏耐力に与える溶接継目寸法の影響は小さい。

4-3-3 剛性

Fig.2.16は継手の初期剛性 $K_0(=1/\delta_0)$ とのど厚 a との関係を示している。Mode 1で破壊する場合は初期剛性に与えるのど厚寸法の影響は大きく、 $a/t \approx 1.4$ より $a/t \approx 0.7$ に低下することにより剛性は30-40%低下している。一方、Mode 2あるいはMode 4で破壊する場合、初期剛性に対するのど厚寸法の影響は小さく、 $a/t \approx 1.4$ より $a/t \approx 0.7$ になっても剛性は高々10%程度変化するのみである。

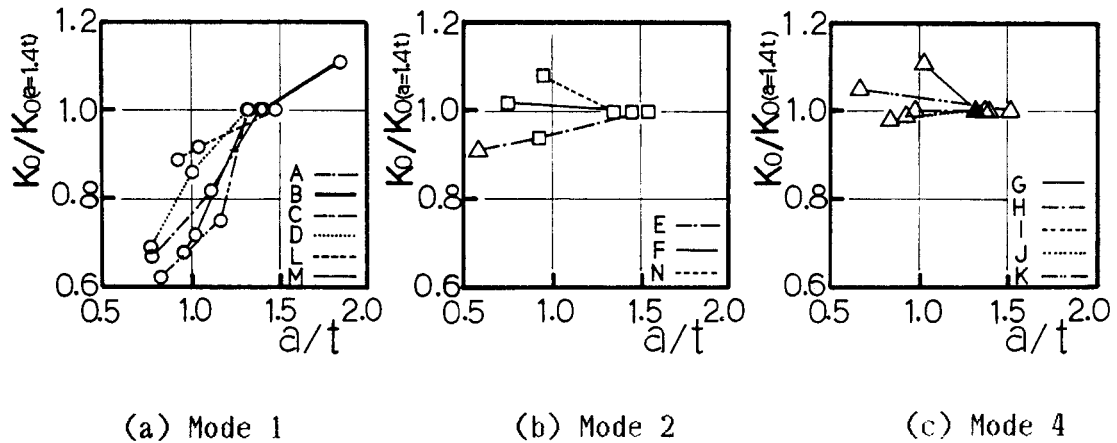
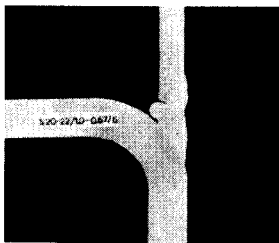


Fig.2.16 Relationships between initial stiffness and throat thickness of weld

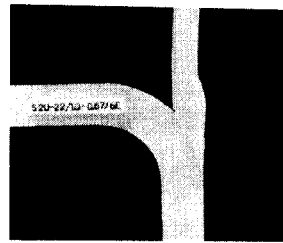
4-4 支管端部加工の影響

支管端部が平面切断のままの場合、Groupe HおよびKの供試体における支管と主管の組み合わせでは、公称値で 3.6mmおよび 6mmのすき間があり、「鋼管指針」の制限値 3mmを越えている。ここでは2種類のすみ肉溶接継目寸法 ($a = 6\text{mm}, 9\text{mm}$) について支管端部加工の影響を調べる。

Groupe H：供試体の荷重-全体変形関係をFig.2.12 (h)に、溶接部のマイクロセクションをPhoto 2.2に示す。支管端部加工の有無によらず、すべての供試体はMode 4で破壊した。しかし、支管端部加工の有無によりきれつの発生位置が異なっている。支管端部加工の無いものは支管コーナー溶接ビード上にきれつが生じた (Photo 2.1(d)参照) が、支管端部加工のあるものは、支管コーナーの溶接止端部にきれつが生じた (Photo 2.3)。



(a)



(b)



Photo 2.2 Macrosections of welds

Photo 2.3 Location of crack

Fig.2.12(h)によれば、すみ肉溶接継目のど厚 6mm ($a/t=1.0$)で支管端部加工の無いものは、耐力、変形能力とも他の供試体より劣っているが、のど厚を 9mmにすれば、支管端部加工が無くても、ある場合と同様の挙動を示している。

Groupe K：破壊モードは溶接継目寸法に無関係で、支管端部加工の無いものはMode 4あるものはMode 3である。支管端部加工のある2体は溶接継目寸法によらず、ほぼ同様の荷重-全体変形を示している(Fig.2.12(k) 参照)。支管端部加工の無いものはあるものに比べて、耐力、変形能力とも劣っている。

以上のことより、主管コーナー部と支管端のすき間が 3.6mm程度では、十分なすみ肉溶接継目寸法があれば、支管端部加工を設けた場合と同等の継手性能が得られるが、すき間が 6mm程度に大きくなると、支管端部加工を施さなければ十分な継手性能は得られないことが分る。

4-5 使用限界状態と降伏耐力の関係

支管と主管の幅の比 b/B が小さくMode 1で破壊する場合は、剛性が低く、変形量が大きいため、設計上は耐力とともに使用状態での変形量が問題になる。文献 1),2)には主管の局部変形量が主管幅の1%になる時を使用限界状態とするMoutyの考え方が紹介されており、またPacker等により、角形鋼管 T、X、K形継手について、この方法により求めた使用限界荷重は、Yield Line Theoryによる解析値と良い一致がみられることが報告されている。しかし、主管の局部変形が0.01Bになった時を設計の指標とすると、Mang³⁾等も指摘するように支管幅が主管幅に近づくと最大耐力と設計耐力の比は小さくなり、最大耐力に対する安全率が b/B_f により変化することになる。

本研究では、設計上の1つの目安として降伏耐力 M_y を定義している。ここでは、 M_y とその時の主管フランジの局部変形量の関係を調べる。Fig.2.17 は全供試体について M_y 時の主管圧縮側フランジの局部変形と主管幅の比 δ_{cLy}/B と b/B_f の関係を示している。同図によれば、 δ_{cLy} は主管幅の0.2-2.6%の値で b/B_f が大きくなれば δ_{cLy}/B は小さくなる傾向にあるが、 b/B_f が小さい範囲でのバラツキが大きい。

Fig.2.18は支管厚と等しいすみ肉溶接継目のど厚をもつ ($a/t=1.0$) 供試体 27体について、 δ_{cLy}/B と主管幅厚比の関係を調べたものである。 δ_{cLy}/B と b/B_f の関係は $B/T=25$ を境にして2つのグループに分けることができる。 $B/T \geq 25$ のもの(○印)は b/B_f が大きくなるにしたがい局部変形は急激に小さくなる傾向を示しているのに対し、 $B/T < 25$ のもの(●印)は b/B_f の変化に対する局部変形量の変化は緩やかである。図中の実線は $B/T \geq 25$ のもの17体および $B/T < 25$ のもの10体について、線形回帰分析により求めた $\delta_{cLy}/B - b/B_f$ 関係である。

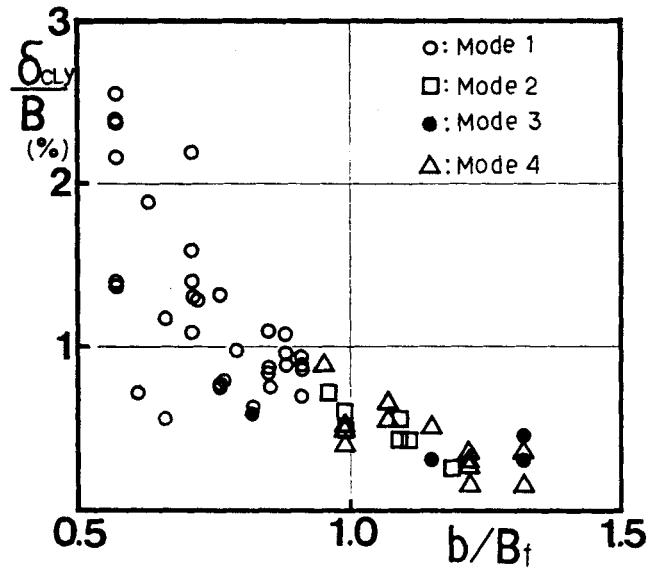


Fig.2.17 Relationships between local deformation of chord compression flange and b/B_f ratio

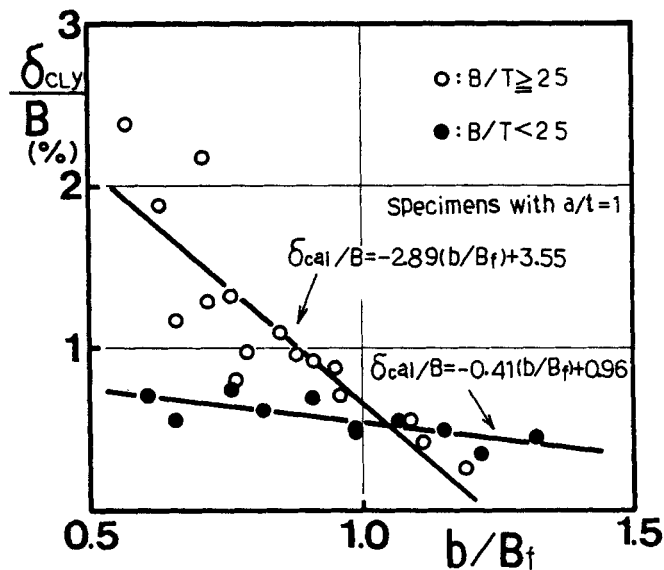


Fig.2.18 Comparison between calculated and experimental local deformation of chord flange

$B/T \geq 25$ の時

$$\delta_{cal}/B (\%) = -2.89(b/B_f) + 3.55 \dots \dots \dots (2.1)$$

$B/T < 25$ の時

$$\delta_{cal}/B (\%) = -0.41(b/B_f) + 0.96 \dots \dots \dots (2.2)$$

Table 2.3およびTable 2.4はこれらの実験結果と計算値の関係を示している。 $B/T \geq 25$ の場合、 b/B_f が大きいところで変形量を著しく過小評価しているものもあるが、(2.1)式 (2.2)式とも主管フランジの局部変形量の比較的良好な推定式となっている。

Table 2.3 Local Deformation of Chord Top Flange
at Yield Strength ($a=t$, $B/T \geq 25$)

Specimen	$\frac{\delta_{CLY}}{B}$ ($\times 10^{-2}$)	$\frac{\delta_{cal}}{B}$ ($\times 10^{-2}$)	$\frac{\delta_{CLY}}{\delta_{cal}}$	$\frac{b}{B_f}$	Failure Mode
S20-33/0.5-1.0/6	2.38	1.90	1.25	0.57	1
S20-33/0.63-1.0/6	2.18	1.50	1.46	0.71	1
S20-33/0.75-1.0/6	1.10	1.09	1.01	0.85	1
S20-33/0.88-1.0/6	0.50	0.69	0.73	0.99	2
S15-25/0.67-1.0/6	0.97	1.27	0.77	0.79	1
S15-25/1.0-1.0/6	0.26	0.11	2.39	1.19	2
S25-42/0.7-1.0/6	0.80	1.32	0.60	0.77	1
S25-42/0.8-1.0/6	0.96	1.01	0.95	0.88	1
S25-42/1.0-1.0/6	0.43	0.34	1.26	1.11	2
S30-50/0.58-1.0/6	1.88	1.73	1.09	0.63	1
S30-50/0.67-1.0/6	1.29	1.47	0.88	0.72	1
S30-50/0.83-1.0/6	0.93	0.92	1.01	0.91	1
S30-50/1.0-1.0/6	0.56	0.40	1.41	1.09	2
S30-33/0.58-0.67/6	1.17	1.64	0.71	0.66	1
S30-33/0.67-0.67/6	1.32	1.35	0.98	0.76	1
S30-33/0.83-0.67/6	0.88	0.80	1.10	0.95	4
S35-39/0.86-1.0/9	0.71	0.77	0.92	0.96	2

Table 2.4 Local Deformation of Chord Top Flange
at Yield Strength ($a=t$, $B/T < 25$)

Specimen	$\frac{\delta_{CLY}}{B}$ ($\times 10^{-2}$)	$\frac{\delta_{cal}}{B}$ ($\times 10^{-2}$)	$\frac{\delta_{CLY}}{\delta_{cal}}$	$\frac{b}{B_f}$	Failure Mode
S20-22/0.5-0.67/6	0.71	0.71	1.00	0.61	1
S20-22/0.63-0.67/6	0.75	0.65	1.16	0.76	1
S20-22/0.75-0.67/6	0.70	0.67	1.05	0.91	1
S20-22/0.88-0.67/6	0.55	0.52	1.05	1.07	4
S20-22/1.0-0.67/6	0.35	0.46	0.76	1.22	4
S20-17/0.5-0.5/6	0.56	0.69	0.81	0.66	1
S20-17/0.63-0.5/6	0.62	0.62	1.00	0.82	1
S20-17/0.75-0.5/6	0.52	0.55	0.94	0.99	4
S20-17/0.88-0.5/6	0.50	0.49	1.02	1.15	4
S20-17/1.0-0.5/6	0.45	0.42	1.03	1.32	3

$\delta_{cLy}/B = 0.01$ を1つの限界状態と考えると、 $B/T < 25$ の場合はMode 1で破壊するときでも δ_{cLy}/B は0.01以下になっているが、 $B/T \geq 25$ のときは、(2.1)式より $b/B_f > 0.88$ が要求されることになる。したがって、 M_y を設計上の指標とする場合、変形制限の立場より、 $B/T \geq 25$ で $b/B_f \leq 0.88$ となるような支管と主管の組み合わせを用いるときは、適切な補剛を考える必要がある。

5. 結言

支管より曲げをうける正方形鋼管T形分岐継手について、広範囲の支管と主管の組み合わせについて実験を行い、部材寸法およびすみ肉溶接継目の詳細と破壊モードおよび耐力の関係について検討した結果、次のことが明らかになった。

- 1) 継手の破壊モードは、主管の局部変形に起因する次の4つに分類できる。

Mode 1：主管フランジ曲げ崩壊

Mode 2：主管ウェブクリッピング

Mode 3：支管局部座屈

Mode 4：溶接継目破断

- 2) 破壊モードと部材寸法比の関係は次のとおりである。

Mode 1： $b/B_f \leq 0.9$

Mode 2： $b/B_f > 0.9$ かつ $B/T \geq 25$

Mode 3： $B/T \leq 17$ かつ $b/t \geq 30$

Mode 4： $b/B_f > 0.9$ かつ $B/T < 25$

- 3) 支管と主管の幅の比 b/B および主管幅厚比 B/T が継手耐力に与える影響は大きい。Mode 1で破壊する場合、支管厚は降伏耐力に影響を与えない。

- 4) すみ肉溶接継目寸法は継手耐力に影響を与える。のど厚と支管厚の比 a/t が1.4から0.7に減少すると、降伏耐力で約20%、最大耐力で約30%低下する場合がある。

- 5) 平面切断した支管端と主管コーナー部のすき間が3mmを越える場合は、支管端部加工を行うことにより良好な継手性能を得ることができる。

- 6) 降伏耐力時の主管圧縮側フランジの局部変形量は(2.1)式および(2.2)式で得られる。

M_y を設計指標とし、 $\delta_{cLy}/B = 0.01$ を使用限界状態と考えると、 $B/T \geq 25$ で $b/B_f \leq 0.88$ となるような支管と主管の組み合わせの場合は、適切な補剛を考える必要がある。

参考文献

- 1) Giddings, T.W., and J. Wardenier : The Strength and Behaviour of Statically Loaded Welded Connections in Structural Hollow Sections, CIDECT Monograph No. 6, pp.6.102-6.104, 1982
- 2) Wardenier, J. : Hollow Section Joints, Delft University press, The Netherlands, pp.205-206, 1982
- 3) Mang, F., Ö. Bucak and F. Wolfmüller : The Development of Recommendations for the Design of Welded Joints between Steel Structural Hollow Sections (T- and X- Type Joints), CIDECT 5 AD Final Report, Dec. 1983

第3章 長方形鋼管分岐継手の局部破壊

1. 諸言

本章は支管あるいは主管に長方形鋼管を使用した場合について、支管せいと幅の比および主管せいと幅の比が継手性能に与える影響について検討する。支管に長方形鋼管を用いたT形分岐継手の実験はSzlendak, Bródka¹⁾により行われているが、正方形鋼管の場合との相違についての指摘はない。また、主管に長方形鋼管を使用し、主管せいと幅の比について検討した研究は皆無である。

前章およびここで得られた知見を基に、第4章で適切な耐荷機構を仮定し解析を行い、この種分岐継手の耐力評価式を提案する。

2. 実験

2-1 供試体

供試体形状をFig.3.1に示す。供試体は主管と支管の組み合わせにより2つのシリーズに分れる。

1) Rシリーズ：正方形鋼管の主管に長方形鋼管の支管がすみ肉溶接されている。支管のせいと幅の比は $d/b = 1.3-2.3$ である。溶接はアーク手溶接で、すみ肉溶接継目寸法は全供試体ともものど厚寸法 $a = 6\text{mm}$ である。使用溶接棒はD4303（ライムチタニア系）相当品の $\phi 4\text{mm}$ のものを使用し、2層溶接とした。溶接電流は160-180A, 溶接速度は25-30 cm/minですべて下向き溶接である。支管端部は直線的に切断されている。そのため等幅継手($b/B = 1$)では平面切断された支管端と主管コーナー部の間にはすき間Rが生じる。

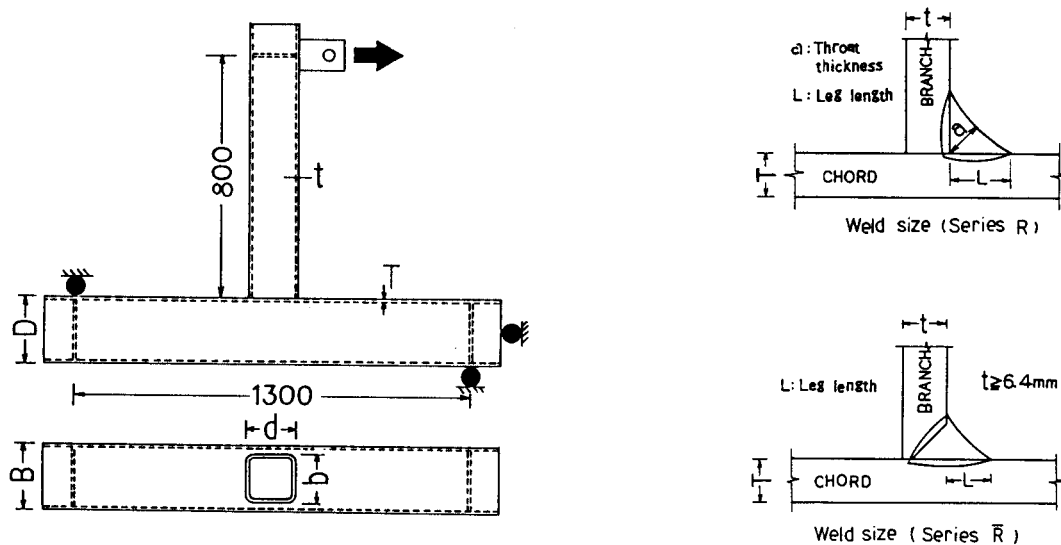


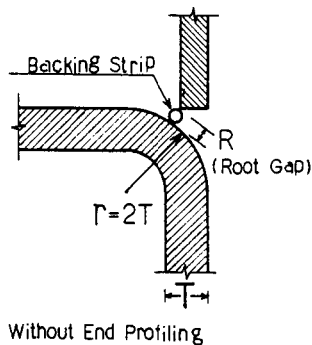
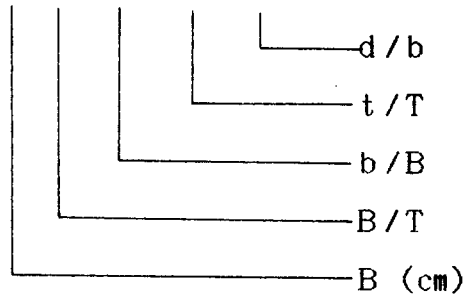
Fig.3.1 Test specimen

Rの大きさはR 20-33/1.0-1.0/1.5の場合、公称寸法で1.2mm、R 20-22/1.0-0.67/1.5では3.4mmである。「鋼管指針」によれば、Rが3mmを越える場合は適当な支管端部加工を設ける必要があるが、ここではFig.3.2(a)に示すように、支管端を平面切断のまま backing stripを用いて溶接する方法を用いた。

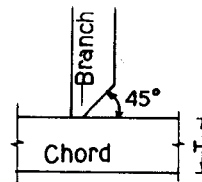
Table 3.1に供試体の寸法諸元を示す。同表中LおよびaはFig.3.1中に示すように主管フランジ平板部におけるすみ肉溶接継目の脚長およびのど厚寸法の実測値である。

供試体の名称は下記の要領にしたがっている。

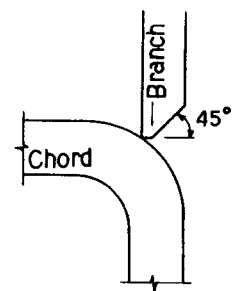
R 20-33/0.5-0.75/2.0



(a)



(b)



(c)

Fig.3.2 Weld details

Table 3.1 Details of test specimens (Series R)

Specimen	Chord		Branch		Weld *		Chord		Branch	
	B x D x T		b x d x t		L	a	σ_y	σ_u	σ_y	σ_u
	(mm)						(tonf/cm ²)			
R20-33/0.5-0.75/2.0			102x203x4.6		6.9	5.4			4.02	5.03
R20-33/0.5-1.0/2.0			100x200x6		6.9	6.1			3.89	4.85
R20-33/0.75-1.0/1.3			152x203x6.4		7.3	6.6			4.09	4.89
R20-33/0.75-1.0/1.7	200x200x6		152x254x6.4		7.1	5.6	3.91	4.73	3.51	4.41
R20-33/0.75-1.0/2.3			150x350x6		8.6	6.2			3.97	4.72
R20-33/1.0-1.0/1.5			203x305x6.4		7.3	5.5			4.07	5.08
R20-22/0.75-0.7/1.3	200x200x9		152x203x6.4		8.6	6.6	3.62	4.43	4.09	4.89
R20-22/0.75-0.7/1.7			152x254x6.4		7.7	6.3			3.51	4.41
R20-22/0.75-0.67/2.3			150x350x6		7.7	5.9			3.97	4.72
R20-22/1.0-0.67/1.5			203x305x6.4		7.6	6.3			4.07	5.08

* Measured dimension

使用鋼管はロール成形鋼管、鋼種はSTKR41で鋼管の平板部管軸方向より採り出したJIS 5号引張試験片を用いて求めた機械的性質をTable 3.1に示す。

2) \bar{R} シリーズ：長方形鋼管の主管の短辺側に正方形あるいは長方形鋼管が溶接されている。本シリーズは主管ウェブクリップリングで破壊する場合を対象としている。ここで、長方形鋼管を用いたのは、主管ウェブクリップリングには主管ウェブの幅厚比 D/T および支管の圧縮側、引張側両フランジ間相互の影響が重要な役割を果たすことが予想されたためである。

Table 3.2に供試体の寸法諸元を示す。供試体の名称は下記の要領にしたがっている。

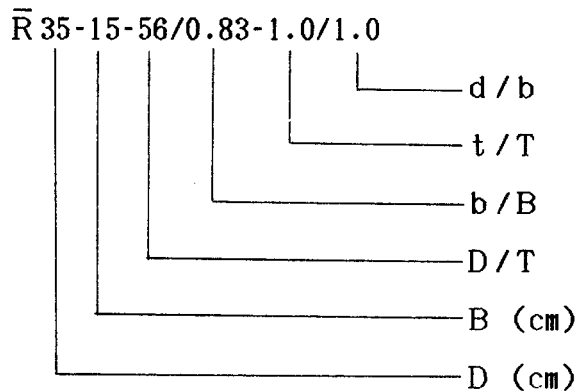


Table 3.2 Details of test specimens (Series \bar{R})

Specimen	Chord	Branch	Weld*	Chord		Branch	
	B x D x T	b x d x t	L	σ_y	σ_u	σ_y	σ_u
	(mm)			(tonf/cm ²)			
$\bar{R}35-15-56/0.83-1.0/1.0$	152x356x6.4	127x127x6.4	10.6	3.95	5.04	4.30	5.07
$\bar{R}35-15-56/1.0-1.0/1.0$		152x152x6.4	10.7			4.27	5.13
$\bar{R}35-15-56/1.0-1.0/1.7$		152x254x6.4	10.8			3.51	4.41
$\bar{R}35-15-56/1.0-1.0/2.3$		152x356x6.4	10.0			3.95	5.04
$\bar{R}35-15-45/0.83-1.0/1.0$	152x356x7.9	127x127x7.9	10.8	3.93	4.78	4.51	5.30
$\bar{R}35-15-45/1.0-1.0/1.0$		152x152x7.9	11.6			3.98	4.76
$\bar{R}35-15-37/0.83-1.0/1.0$	152x356x9.5	127x127x9.5	11.2	3.87	4.67	4.86	5.51
$\bar{R}35-15-37/1.0-1.0/1.0$		152x152x9.5	10.6			4.10	4.69
$\bar{R}35-15-37/1.0-1.0/1.7$		152x254x9.5	10.4			3.94	4.76
$\bar{R}35-15-37/1.0-1.0/2.3$		152x356x9.5	10.5			3.78	4.62
$\bar{R}30-20-48/0.88-1.0/1.0$	203x305x6.4	178x178x6.4	10.6	4.07	5.08	3.83	4.67
$\bar{R}30-20-48/1.0-1.0/1.0$		203x203x6.4	9.5			4.05	4.92
$\bar{R}15-10-47/1.0-1.0/1.0$	100x152x3.2	100x100x3.2	7.3	4.39	5.13	4.10	5.03

* Measured dimension

正方形鋼管の場合、Mode 2で破壊するのは $b/B_f \geq 0.9$ で、主管ウェブ幅厚比 $D/T \geq 25$ のときである。本シリーズの供試体はいずれも $b/B_f \geq 1.0$ で $D/T = 37-56$ である。前章で述べたように $b/B_f > 0.9$ で B/T が小さい場合は、溶接継目の破断で耐力が決定するので、本シリーズでは早期のきれつを防ぐため支管厚 $t \geq 6.4\text{mm}$ の供試体は部分溶込グループ溶接とすみ肉溶接の併用継手とし (Fig.3.2 (b))、また等幅継手については支管と主管の間にすきまが生じないように支管端部加工を施した (Fig.3.2 (c))。溶接はアーク手溶接で溶接条件は R シリーズに準じた。Table 3.2 中に主管のフランジ平板部で測定したすみ肉溶接部の脚長 L (Fig.3.1 参照) の実測寸法を示す。

使用鋼管はロール成形鋼管、鋼種は STKR 41 で機械的性質を Table 3.2 に示す。

2-2 実験方法

加力は前章と同様に、主管を単純支持しておき、支管端に油圧ジャッキにより引張力を加えることにより接合部に曲げモーメントを与える形式である。ただし、 $\bar{R}35-15-37/1.0-1.0/1.7$ および $/2.3$ の 2 体については、油圧ジャッキの載荷能力の都合で Fig.3.3 に示す圧縮加力形式とした。

各荷重段階で全体変形と支管の圧縮側および引張側フランジ近傍の主管上フランジの局部変形を変位計で、接合部各点のひずみを箔ひずみゲージで測定した。局部変形の測定方法は前章と同様である。

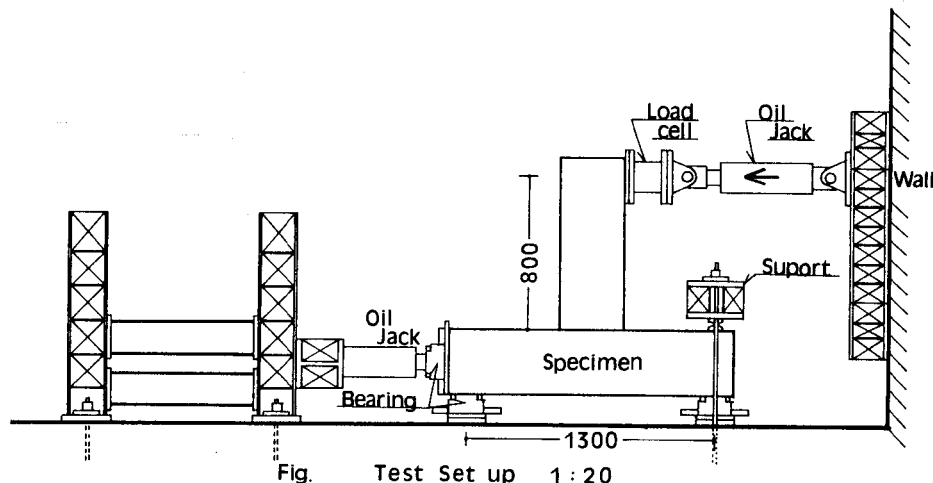


Fig.3.3 Test set up ($\bar{R}35-15-37/1.0-1.0/1.7$ and $/2.3$)

3. 実験結果

3-1 支管が長方形鋼管の場合 (Rシリーズ)

実験結果の一覧をTable 3.3に、荷重-全体変形関係をFig.3.4に示す。

本シリーズでは正方形鋼管どうしの継手(以下Sシリーズ)と同様の破壊モードが観察されたが、以下の点で傾向が異なっている。

1) R 20-33/0.75-1.0/1.3, 1.7, 2.3の3体はいずれも bi-linear 型のM- δ 関係を示しMode 1で破壊したが、 d/b が大きくなるにつれ主管の圧縮側と引張側の局部変形相互の影響が小さくなり、主管ウェブの面外変形が顕著となった。

2) R 20-22/0.75-0.7/1.3, 1.7およびR 20-22/0.75-0.67/2.3は支管コーナー部のすみ肉溶接継目ビード上にきれつが入り荷重低下が生じたためMode 4と分類したが、これらの供試体と同じ B/T , b/B をもつ前章のSシリーズの供試体はMode 1で破壊した。降伏荷重時の局部変形量は d/b の値によらずSシリーズもRシリーズもほぼ等しく、また最大荷重時の局部変形量は、 $d/b=1.3$ のものが早期にきれつが生じたためやや小さい以外、ほぼ等しい。したがって、Rシリーズの供試体も主管上フランジには十分な面外変形が生じており、平板板としての崩壊機構が形成されていたと考えられる。

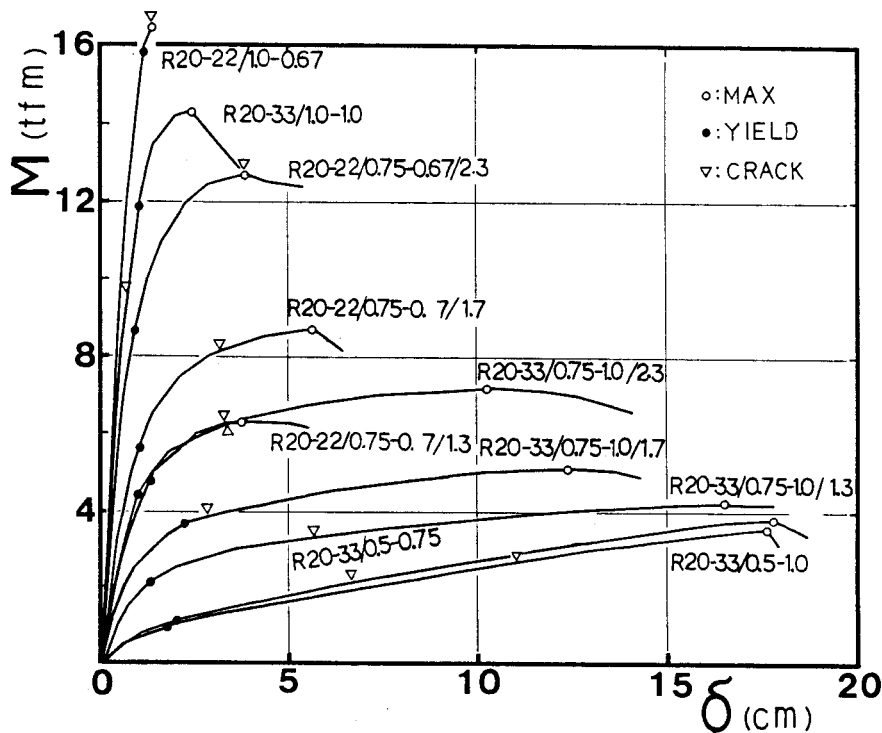


Fig.3.4 Load-deflection curves (Series R)

Table 3.3 Summary of test results (Series R)

Specimen	My	M max	M _{BP}	M _{max} My	M _{max} MBP	δ _o (mm/ tf·m)	δy	δmax	δTly	δTLmax	δCLy	δCLmax	δmax δy	b BF	Failure Mode
	(tf·m)	(tf·m)	(tf·m)			(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)			
R20-33/0.5-0.75/2.0	1.11	3.88	6.98	3.50	0.56	10.59	19.6	178.3	2.5	20.0	2.5	21.0	9.10	0.58	1
R20-33/0.5-1.0/2.0	0.95	3.56	8.66	3.75	0.41	10.40	18.3	176.2	1.8	21.7	2.1	22.0	9.63	0.57	1
R20-33-0.75-1.0/1.3	2.15	4.22	12.51	1.96	0.34	4.40	12.9	164.6	1.6	-	1.6	-	12.76	0.86	1
R20-33/0.75-1.0/1.7	2.64	5.09	14.91	1.93	0.34	2.60	9.2	124.0	1.2	13.0	1.5	25.2	13.48	0.86	1
R20-33/0.75-1.0/2.3	4.37	7.17	21.82	1.64	0.33	1.60	11.7	102.3	1.7	12.8	2.0	-	8.74	0.85	1
R20-33/1.0-1.0/1.5	11.98	14.41	24.50	1.20	0.59	0.67	10.0	24.6	0.7	2.2	0.7	2.2	2.46	1.14	2
R20-22/0.75-0.7/1.3	4.78	6.36	12.51	1.33	0.51	1.80	13.0	37.4	1.4	4.3	1.4	4.7	2.88	0.93	4
R20-22/0.75-0.7/1.7	5.57	8.69	14.91	1.56	0.58	1.30	10.3	56.5	1.3	7.3	1.2	9.6	5.49	0.93	4
R20-22/0.75-0.67/2.3	8.77	12.79	21.82	1.46	0.59	0.75	9.6	38.4	1.4	5.9	1.7	10.0	4.00	0.91	4
R20-22/1.0-0.67/1.5	15.96	16.64	24.50	1.04	0.68	0.63	11.8	14.0	1.0	-	1.0	-	1.19	1.22	4

Table 3.4 Summary of test results (Series R)

Specimen	My	M max	M _{BP}	M _{max} My	M _{max} MBP	δ _o (mm/ tf·m)	δy	δmax	δTly	δTL max	δCLY	δCL max	δmax δy	b BF	Failure Mode
	(tf·m)	(tf·m)	(tf·m)			(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)			
R35-15-56/0.83-1.0/1.0	1.92	3.46	5.68	1.84	0.62	4.20	11.5	122	0.7	10.2	1.2	15.9	10.6	1.00	2
R35-15-56/1.0-1.0/1.0	4.40	5.78	8.32	1.32	0.70	2.02	12.0	51	0.8	2.8	0.9	3.9	4.3	1.20	2
R35-15-56/1.0-1.0/1.7	9.60	10.75	14.43	1.12	0.74	0.99	10.3	22	1.0	2.3	1.5	4.2	2.2	1.20	2
R35-15-56/1.0-1.0/2.3	17.60	18.24	27.37	1.04	0.67	0.43	8.2	12	1.3	2.0	2.2	4.8	1.5	1.20	2
R35-15-45/0.83-1.0/1.0	2.96	4.68	7.17	1.59	0.66	2.94	11.7	87	0.7	3.7	0.6	5.8	7.4	1.05	2
R35-15-45/1.0-1.0/1.0	5.61	7.69	9.39	1.38	0.82	1.79	13.0	75	0.9	5.1	0.8	8.0	5.8	1.26	2
R35-15-37/0.83-1.0/1.0	4.00	6.27	8.94	1.59	0.71	2.72	15.4	100	1.0	7.2	0.9	6.0	6.5	1.11	2
R35-15-37/1.0-1.0/1.0	6.79	9.82	11.28	1.46	0.88	1.39	11.6	80	0.6	4.9	0.6	5.3	6.9	1.33	2
R35-15-37/1.0-1.0/1.7	16.91	22.34	23.17	1.32	0.96	0.41	9.4	38	1.0	5.0	0.5	3.9	4.0	1.33	2
R35-15-37/1.0-1.0/2.3	29.85	-	37.84	-	-	0.19	10.6	-	1.1	-	1.5	-	-	1.33	2
R30-20-48/0.88-1.0/1.0	3.68	5.36	10.34	1.51	0.53	2.19	11.2	84	1.2	6.4	1.6	17.3	7.4	1.00	2
R30-20-48/1.0-1.0/1.0	7.24	9.03	14.54	1.25	0.62	1.14	11.6	36	1.7	5.0	1.9	6.6	3.1	1.14	2
R15-10-47/1.0-1.0/1.0	0.80	1.07	1.79	1.35	0.60	0.80	11.6	34	0.3	1.0	0.6	2.1	2.9	1.09	2

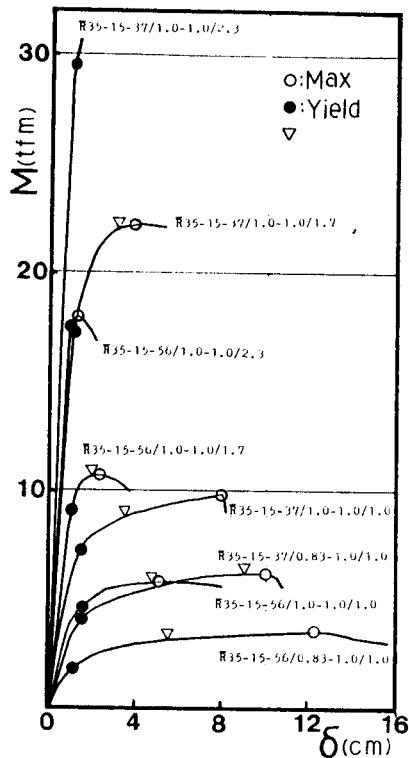
3-2 主管が長方形鋼管の場合 (\bar{R} シリーズ)

実験結果をTable 3.4に、 $M-\delta$ 関係をFigs.3.5 (a),(b)に示す。 $\bar{R} 35-15-37/1.0-1.0/2.3$ では、载荷装置の能力の限界に達したため、供試体の最大耐力は確認できなかったが、ほかの供試体はすべてMode 2で破壊した。最大耐力に達する以前に溶接部にきれつが生じたのもあるが、以後進展せず耐力には直接関係していない。Photo 3.1に破壊モードを示す。

4. 考察

4-1 支管せいと幅の比の影響

支管幅と主管幅の比 b/B が小さい場合、支管からの力は主管上フランジの曲げで抵抗し、平面板としての崩壊機構を形成して降伏荷重に達する。この継手の降伏耐力は主管上フランジを平面板と仮定しYield Line Theoryを用いて評価することができる。この場合、支管せいが大きくなると実験耐力は上昇するが、解析上も支管せいがパラメータとして入っているため、耐力評価上は正方形支管の場合と特に異なる点はない。一方、支管幅が主管幅に近づくと支管コーナー部に応力が集中し、主管フランジの曲げを介さず、直接主管ウェブに流れる力が大きくなる。ここでは b/B が1.0に近い継手について支管せいが耐力に与える影響を検討する。



(a)

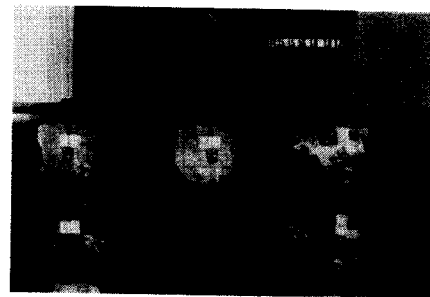
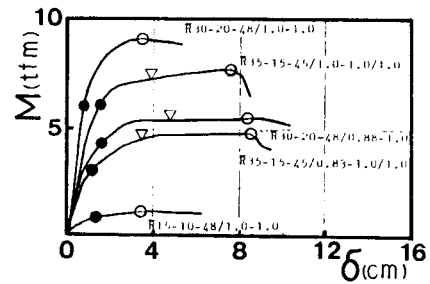


Photo 3.1 Failure mode



(b)

Fig.3.5 Load-deflection curves (Series \bar{R})

第 I 編第 3 章で、角形鋼管柱・H 形はり接合部が局部破壊する場合、はり端の曲げモーメントをはりフランジ重心間距離で除すことにより得られる集中力(局部荷重)を用いて耐力評価が可能であることを示した。この方法による局部荷重は次式で表される。

$$P_{Ly} = M_y / (d - t) \quad \dots \dots \dots (3.1)$$

$$P_{Lmax} = M_{max} / (d - t) \quad \dots \dots \dots (3.2)$$

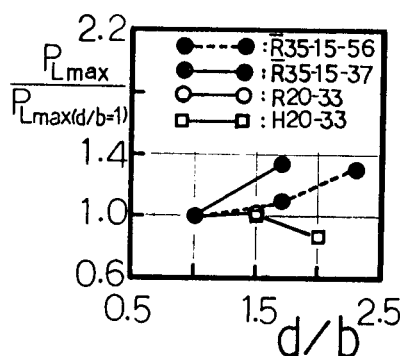
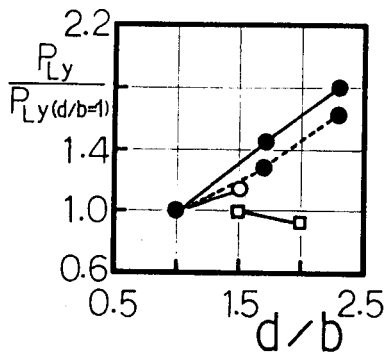
Table 3.5 に対象とする供試体の値を示す。同表中 S シリーズおよび H シリーズの供試体は第 2 章および文献 2) で報告したものである。Figs. 3.6 (a), (b) に局部降伏耐力 P_{Ly} , 局部最大耐力 P_{Lmax} と d/b の関係を示す。縦軸は各グループで $d/b = 1.0$ (H シリーズでは $d/b = 1.5$) の供試体を規準にした耐力の比である。図より明らかなように、H シリーズでは d/b が P_{Ly} および P_{Lmax} に与える影響は小さいが、支管が角形鋼管の場合は d/b が大きくなると局部耐力は大きくなり、 $d/b = 2.3$ では $d/b = 1.0$ に比べて降伏耐力で 80%, 最大耐力で 30% の増加がみられる。

Table 3.5 Local load and modified local load

Specimen	M_y	M_{max}	P_{LY}	P_{Lmax}	$\frac{Z_f}{Z}$	P_{Lfy}	P_{Lfm}
	(tf·m)		(tf)			(tf)	
S20-33/1.0-1.0/9	6.85	9.14	35.3	47.1	0.77	27.2	36.3
R20-33/1.0-1.0/1.5	11.98	14.41	40.1	48.3	0.69	27.7	33.3
R35-15-56/1.0-1.0/1.0	4.40	5.78	30.2	39.7	0.78	23.6	31.0
R35-15-56/1.0-1.0/1.7	9.59	10.73	38.7	43.3	0.67	25.9	29.0
R35-15-56/1.0-1.0/2.3	17.60	18.24	50.3	52.2	0.58	29.2	30.3
R35-15-37/1.0-1.0/1.0	6.79	9.82	47.6	68.9	0.80	38.1	55.1
R35-15-37/1.0-1.0/1.7	16.91	22.34	69.2	91.4	0.68	47.1	62.2
R35-15-37/1.0-1.0/2.3	29.85	-	86.1	-	0.59	50.8	-
H20-33/1.0-1.5/1.5	6.00	9.40	20.6	32.3	0.87	17.9	28.1
H20-33/1.0-2.17/2.0	7.30	10.90	18.9	28.2	0.85	16.1	24.0

$$P_L = M / (d - t)$$

$$P_{Lf} = P_L \cdot Z_f / Z$$



(a) Yield strength

(b) Maximum strength

Fig. 3.6 Relationships between local load and d/b ratio

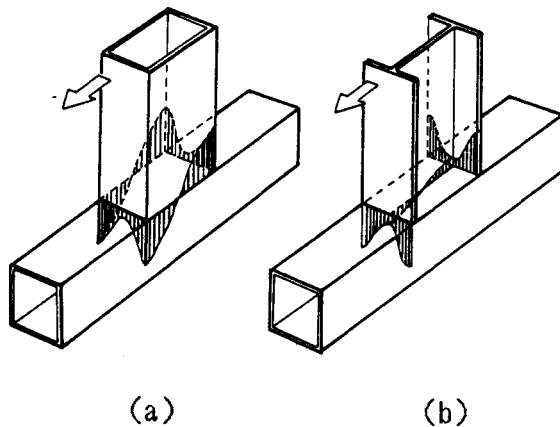


Fig.3.7 Strain distribution on branch

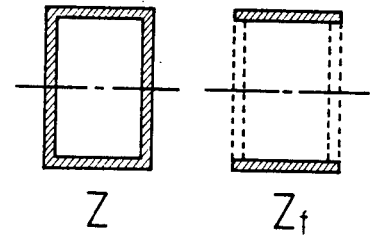


Fig.3.8 Elastic section modulus

Figs.3.7 (a),(b)は角形鋼管どうしの場合と角形鋼管-H形鋼の場合の等幅継手における支管端ひずみ分布を模式的に示したものである。角形鋼管の支管の代わりにH形鋼を使用した場合、H形鋼ウェブは鋼管平板部の中央にあり、平板の曲げ剛性が低いためウェブにはほとんどひずみは生じない。一方、支管が角形鋼管の場合、支管ウェブは主管ウェブ上にあり、主管ウェブ板の面内剛性が高いため支管ウェブにははり理論にほぼ対応するひずみが生じている。また、支管が角形鋼管の場合、断面性能におけるウェブ部分の占める割合が大きい。このため、曲げモーメントのかなりの部分はウェブ部分が負担しており、この負担分は d/b が大きいほど多くなる。

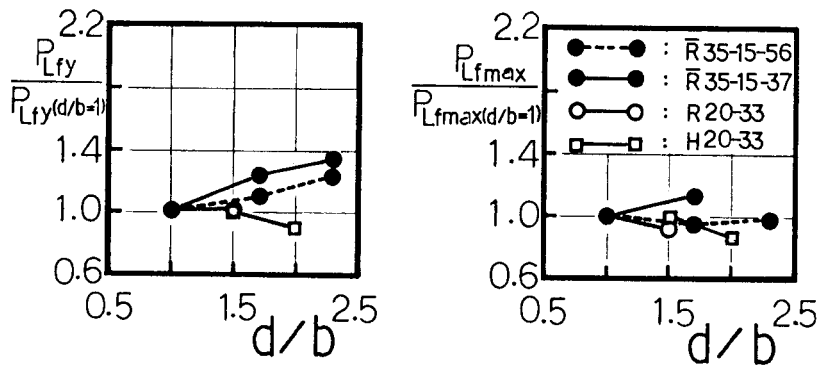
そこで、曲げモーメントを支管フランジが負担する分とウェブが負担する分に分け、フランジ負担分を偶力置換した局部荷重(以下修正局部荷重)を求める。

$$P_{Lfy} = M_y (Z_f / Z) / (d - t) \quad \dots \dots \dots (3.3)$$

$$P_{Lmax} = M_{max} (Z_f / Z) / (d - t) \quad \dots \dots \dots (3.4)$$

ここで、 Z および Z_f は Figs.3.8 (a),(b)に示すように全断面有効とした場合およびフランジ部分のみを有効とした場合の断面係数である。

各供試体の P_{Lfy} および P_{Lmax} の値を Table 3.5 に、 P_{Lfy} および P_{Lmax} と d/b の関係を Figs.3.9 (a),(b)に示す。縦軸は Fig.3.6と同様に $d/b = 1.0$ の供試体の耐力で無次元化されている。同図には角形鋼管の支管の代わりにH形鋼を使用した場合の P_{Ly} , P_{Lmax} の値もプロットしている。最大耐力は d/b が変化してもほとんど変化しない。降伏耐力は d/b が1.0から2.3になると30%程度増加している。しかし、 d/b が増加することによる修正局部荷重 P_{Lfy} の変化は P_{Ly} の変化より小さく、耐力評価の指標として P_{Lfy} を用いるのが合理的である。



(a) Yield strength

(b) Maximum strength

Fig.3.9 Relationships between modified local load and d/b ratio

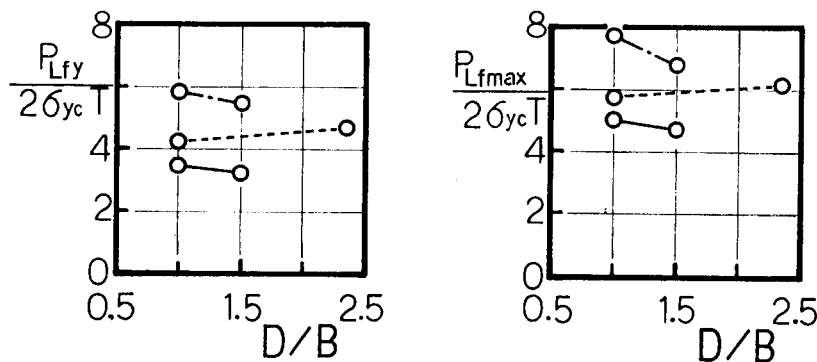
Table 3.6 Effect of D/B ratio on strength

Specimen	Chord D B T (mm)	Branch d b t (mm)	P _{Lfy}	P _{Lf max}	P _{Lfy} / 2σ _{yc} T		P _{Lf max} / 2σ _{yc} T	
						(t)		
S20-33 /0.88-1.0/9	200 200 6.0	175 175 6.0	16.1	23.5	3.44	5.02		
R30-20-48/0.88-1.0	203 305 6.4	178 178 6.4	16.7	24.4	3.21	4.68		
S20-33 /1.0 -1.0/9	200 200 6.0	200 200 6.0	27.2	36.3	5.81	7.76		
R30-20-48/1.0 -1.0	203 305 6.4	203 203 6.4	28.3	35.3	5.43	6.78		
S15-25 /1.0 -1.0	150 150 6.0	150 150 6.0	20.2	27.3	4.21	5.69		
R35-15-56/1.0-1.0/1.0	152 356 6.4	152 152 6.4	23.6	31.0	4.67	6.13		

4-2 主管せいと幅の比の影響

Table 3.6に主管せいと幅の比D/Bを変化させた供試体の修正局部荷重を示す。Figs. 3.10 (a),(b)は修正局部荷重とD/Bの関係を示している。縦軸は主管の管厚および素材の機械的性質の違いを考慮するため単位幅当たりの主管ウェブ両側の降伏耐力 $2\sigma_{yc}T$ (σ_{yc} : 主管の降伏点)で除している。等幅継手の場合も不等幅継手の場合もD/Bが1.0より大きくなることによる降伏耐力および最大耐力の変化は10%程度である。

Fig.3.11は主管が正方形鋼管の場合および長方形鋼管の場合について、支管フランジ



(a) Yield strength

(b) Maximum strength

Fig.3.10 Relationships between modified local load and D/B ratio

位置における主管ウェブの管周方向ひずみ分布を示している。図より長方形鋼管の場合、主管下部にはほとんどひずみが生じていないことが分る。

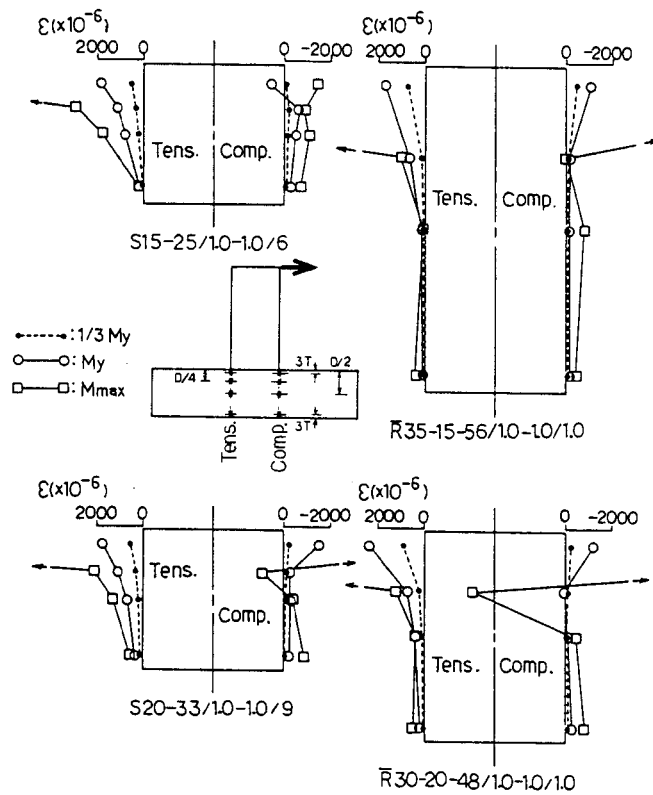


Fig.3.11 Transverse strain distribution on chord outer-surface

4-3 主管ウェブのひずみ分布

等幅継手の場合、支管の曲げモーメントは主管ウェブの面内力で伝達される。この場合の主管ウェブのひずみを、ウェブを弾性基盤、主管上フランジを弾性基盤上のはりと考え、そのたわみ曲線より求める。Fig.3.12に耐荷モデルを示す。集中荷重 P_{Lf} は支管フランジ負担力(修正局部荷重)で支管フランジ重心位置に加わり、分布荷重は支管ウェブ

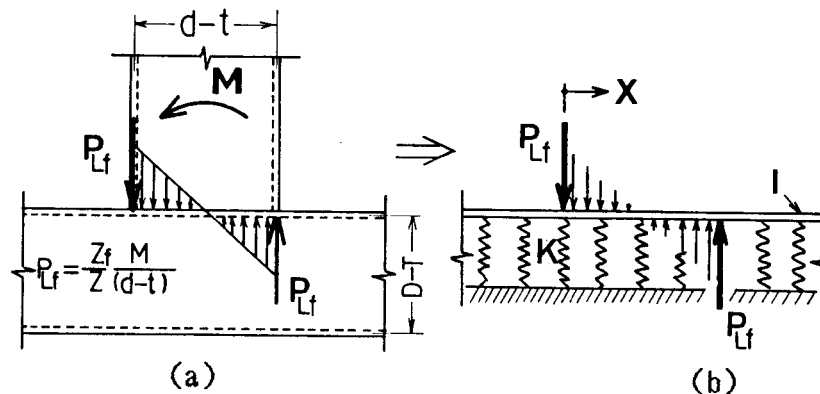


Fig.3.12 Calculation model of the strain on chord web

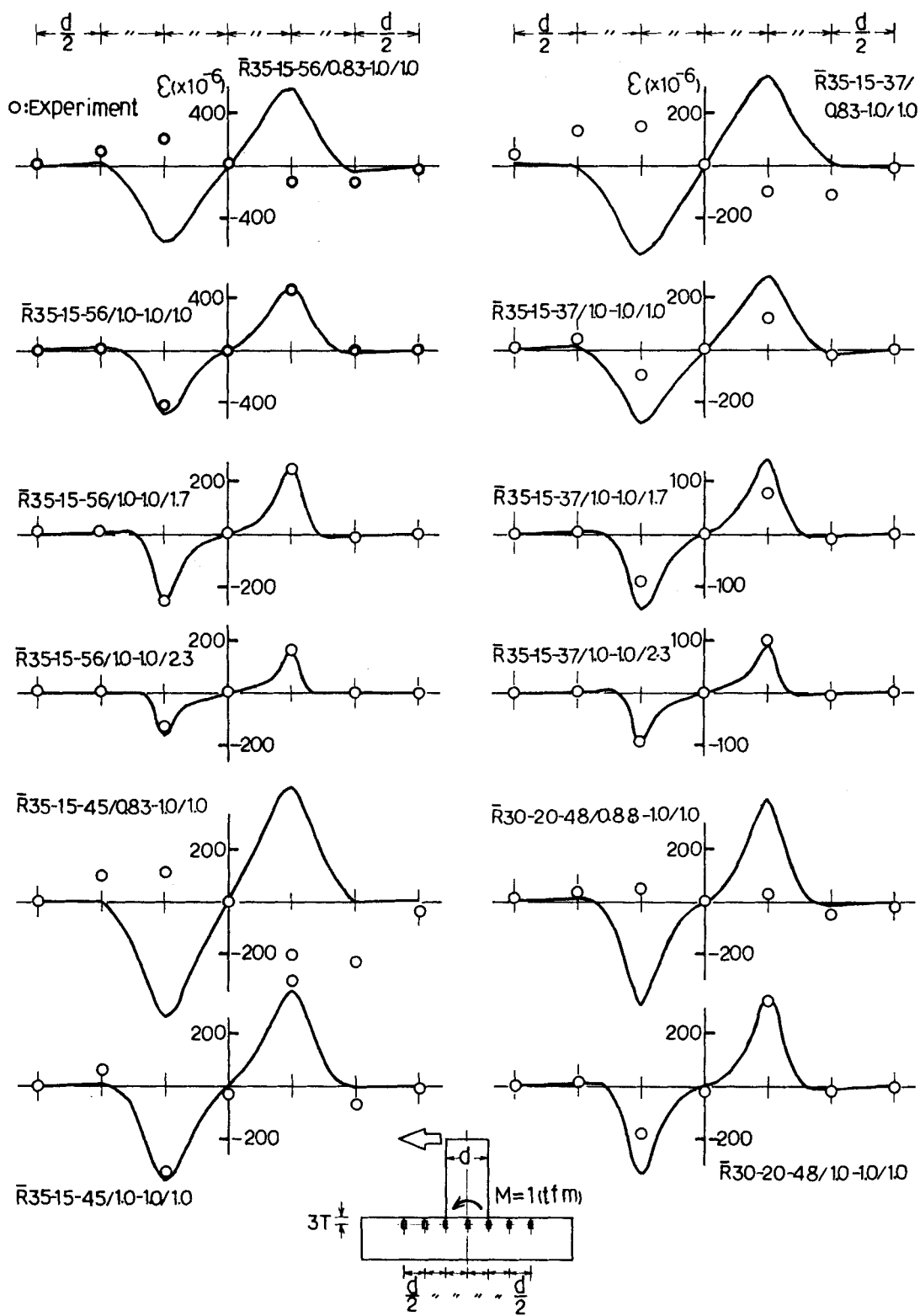


Fig.3.13 Strain distribution on chord web in longitudinal direction

4-4 主管フランジの局部変形

第2章で、正方形鋼管分岐継手の使用限界状態を検討するため、降伏耐力時の主管圧縮側上フランジの局部変形量を調べ、(2.1)式(2.2)式を提案した。

Table 3.7およびFig.3.14にRシリーズの実験値と(2.1)式,(2.2)式による計算値を、Table 3.8およびFig.3.15に \bar{R} シリーズで $d/b=1.0$ のものについての実験値と計算値を示す。

Rシリーズについては、 $B/T \geq 25$ の場合、計算値は実験値を過大評価しているものが多いが、全体として(2.1)式,(2.2)式は長方形支管の場合についても主管局部変形の比較的良好な推定式になっている。

\bar{R} シリーズでは、主管フランジ幅 B を用いた場合、 $\bar{R}30-20-48/1.0-1.0/1.0$ の変形をかなり過小評価している以外、(2.1)式および(2.2)式は実験結果を良く説明しており、主管が長方形鋼管の場合でも両式は適用可能である。

Table 3.7 Local deformation of chord top flange at yield strength (Series R)

Specimen	δ_{CLY}/B	δ_{cal}/B	$\frac{\delta_{CLY}}{\delta_{cal}}$	$\frac{b}{Bf}$
	$(\times 10^{-2})$			
R20-33/0.5 -0.75/2.0	1.25	1.87	0.67	0.58
R20-33/0.5 -1.0 /2.0	1.05	1.90	0.55	0.57
R20-33/0.75-1.0 /1.3	0.80	1.06	0.75	0.86
R20-33/0.75-1.0 /1.7	0.75	1.06	0.71	0.86
R20-33/0.75-1.0 /2.3	1.00	1.09	0.92	0.85
R20-33/1.0 -1.0 /1.5	0.35	0.26	1.35	1.14
R20-22/0.75-0.7 /1.3	0.70	0.58	1.21	0.93
R20-22/0.75-0.7 /1.7	0.60	0.58	1.03	0.93
R20-22/0.75-0.67/2.3	0.85	0.59	1.44	0.91
R20-22/1.0 -0.67/1.5	0.50	0.46	1.09	1.22

Table 3.8 Local deformation of chord top flange at yield strength (Series \bar{R})

Specimen	δ_{CLY}/B	δ_{cal}/B	$\frac{\delta_{CLY}}{\delta_{cal}}$	$\frac{b}{Bf}$
	$(\times 10^{-2})$			
$\bar{R}35-15-56/0.83-1.0/1.0$	0.77	0.55	1.40	1.00
$\bar{R}35-15-56/1.0 -1.0/1.0$	0.61	0.47	1.30	1.20
$\bar{R}35-15-45/0.83-1.0/1.0$	0.38	0.53	0.72	1.05
$\bar{R}35-15-45/1.0 -1.0/1.0$	0.55	0.44	1.25	1.26
$\bar{R}35-15-37/0.83-1.0/1.0$	0.58	0.50	1.16	1.11
$\bar{R}35-15-37/1.0 -1.0/1.0$	0.38	0.41	0.93	1.33
R30-20-48/0.88-1.0/1.0	0.80	0.66	1.21	1.00
R30-20-48/1.0 -1.0/1.0	0.95	0.26	3.73	1.14
R15-10-47/1.0 -1.0/1.0	0.57	0.40	1.43	1.09

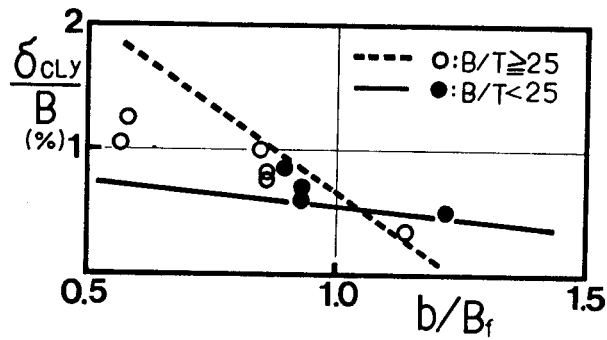


Fig.3.14 Comparison between calculated and experimental local deformation of chord flange (series R)

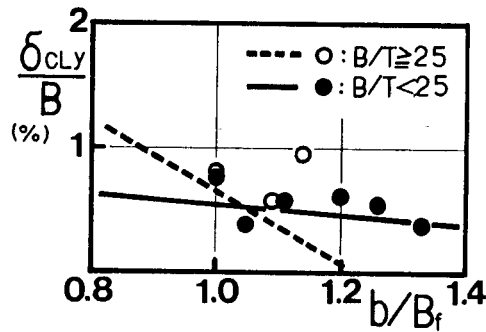


Fig.3.15 Comparison between calculated and experimental local deformation of chord flange (series \bar{R})

5. 結言

支管あるいは主管に長方形鋼管を用いた角形鋼管 T 形分岐継手について、長方形鋼管を用いたことによる影響を検討した結果、次のことが明らかになった。

1) 支管が長方形鋼管の等幅継手の場合、継手の耐力評価の指標として(3.3)式(3.4)式の修正局部荷重を使用できる。

2) 主管せいと幅の比は継手耐力に影響を与えない。

3) 等幅継手の場合、主管ウェブを弾性基盤、主管フランジを弾性基盤上のはりと考え、はりのたわみ曲線より求めた主管ウェブのひずみ分布は d/b の値にかかわらず実験値を良く説明している。

4) 正方形鋼管どうしの分岐継手の実験結果より求めた降伏耐力時の主管フランジ局部変形推定式は、支管あるいは主管が長方形鋼管の場合でも適用できる。

参考文献

- 1) Szlendak, J., and J. Bródka : Investigation into the Static Strength of Welded T Moment Unreinforced Joints in Rectangular Hollow Section, IIW Document, XV-538-83, 1983
- 2) 田淵基嗣、金谷 弘、上場輝康、辰田広一、前田米穂：角形鋼管－H形鋼分岐継手の局部破壊に関する研究（その1）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1305-1306、昭和55年9月

第4章 角形鋼管分岐継手の耐力評価

1. 緒言

本章では、前章までの実験結果を基に、角形鋼管の無補強モーメントコネクションの耐力式を提案する。本研究で対象とした継手は支管・主管の組み合わせにより破壊モードが分類でき、耐荷機構も明らかになっているため第I編の柱・はりラーメン接合部の場合に比べ解析的な取扱いがしやすい。ここでは、まず各破壊モードについて適切な解析モデルを仮定し耐力式を解析的に誘導した後、実験結果と比較し、統計学的な立場より修正を加え、使用限界状態に対応する降伏耐力の評価式を提案する。また、 b/B の比の大きい継手を対象として、第I編第3章の角形鋼管柱ラーメン接合部の局部破壊耐力式を基にした最大耐力評価式を提案する。

2. 主管フランジ曲げ崩壊型 (Mode 1) の耐力評価

角形鋼管分岐継手の主管フランジが曲げ崩壊する場合、主管フランジを平板として取り扱い、Yield Line Theoryに基づく平板の崩壊荷重が継手の耐力を評価するのに有効であることがいくつかの研究²⁾⁻⁴⁾で報告されている。

ここでは、Jubb・Redwood²⁾と同様Fig.4.1に示す崩壊機構を仮定し、主管フランジ板の崩壊荷重を求めた後、正方形支管を持つ第2章の実験結果と比較検討し、統計学的な立場より修正を加え降伏耐力の評価式を提案する。さらに、提案した耐力式が第3章の長方形支管を持つ継手および諸外国の実験結果^{1), 3), 5)}にも適用可能であることを示す。

2-1 崩壊荷重

崩壊機構をFig.4.1に示す。図の破線はYield Lineを示す。支管より加えられる曲げモーメント M によって支管圧縮側および引張側フランジ近傍のYield Line位置で Δ だけ

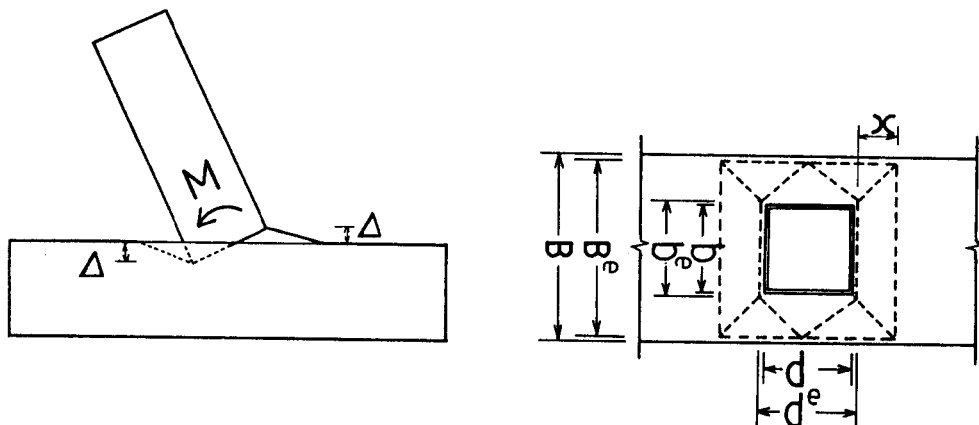


Fig.4.1 Mechanism

変形した状態を考える。外力のなす仕事は

$$W_{out} = M\theta = M \cdot 2\Delta / d^e \quad \dots \dots \dots (4.1)$$

内力のなす仕事は

$$W_{in} = \sum_i M_p l_i \theta_i \\ = 4M_p \Delta \{ B^e (1/x + 1/d^e) + 2(d^e + 2x) / (B^e - b^e) \} \quad \dots \dots (4.2)$$

ここで、 M_p は単位長さ当りの板の全塑性モーメント(= $\sigma_{yc} T^2 / 4$)、 l_i および θ_i はヒンジ長さとヒンジの回転角である。

外力のなす仕事と内力のなす仕事を等置し、パラメータ x を M が最小になるように選べば(4.3)式の崩壊荷重が得られる。

$$M_c / M_o = 1 + 2\beta \{ (\beta + 2\sqrt{1-\alpha}) / (1-\alpha) \} \quad \dots \dots \dots (4.3)$$

ここで、 $\alpha = b^e / B^e$

$$\beta = d^e / B^e$$

$$M_o = 2B^e M_p$$

支管が正方形鋼管の場合は

$$M_c / M_o = 1 + 2\alpha \{ (\alpha + 2\sqrt{1-\alpha}) / (1-\alpha) \} \quad \dots \dots \dots (4.4)$$

b^e 、 B^e および d^e はYield Lineの長さ(以下 有効幅)で、これらの値にはすみ肉溶接継目の寸法および主管のアール部が影響する。ここでは主管の有効幅 B^e は文献 2)と同様主管内のり寸法(= $B - 2T$)とし、支管有効幅 b^e としてFig.4.2に示す次の 3種類を考える。

- b_1^e : 支管幅 (= b)
- b_2^e : すみ肉溶接継目の重心間距離 (= $b + 2/3L$)
- b_3^e : すみ肉溶接継目の止端間距離 (= $b + 2L$)

ここで、 L はすみ肉溶接継目の脚長である。

文献 2)では b_1^e と b_3^e を用いて崩壊荷重の計算が行われているが、 b_3^e を使用する場合、支管幅が主管幅に近づくと計算値は継手耐力をかなり過大評価することを報告している。また、文献 3)で紹介されているMoutyの式も有効幅として b_3^e を用いている。

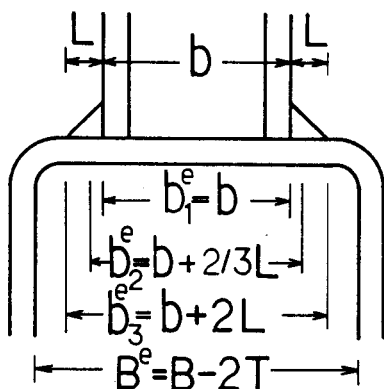


Fig.4.2 Effective width for Mode 1 type failure

2-2 有効幅の決定

すみ肉溶接継目寸法を考慮した崩壊荷重と実験結果を比較するため、主管と支管の組み合わせは同じですみ肉溶接継目の寸法のみを変化させた第2章の実験結果をTable 4.1に示す。Table 4.1に示したグループA, C, D, LおよびMの供試体はすみ肉寸法に関係なくすべてMode 1で破壊している。同表中 M_{c1} , M_{c2} および M_{c3} は有効幅 b^e として b_{1^e} , b_{2^e} および b_{3^e} を用いた時の値である。計算に際しては、鋼管の降伏点 σ_{yc} およびすみ肉溶接継目の脚長 L に実測値を用いた以外はすべて公称寸法によっている。

Figs.4.3 (a)-(e)は各グループごとに M_{c2} , M_{c3} および M_y とすみ肉脚長 L との関係を示している。縦軸は各グループにおいて、すみ肉溶接継目寸法が最小(のど厚 $a=4\text{mm}$)の供試体の降伏耐力あるいは計算値 $M(a=4)$ で除し無次元化している。図より M_{c3} は支管幅と主管幅の比が大きく、且つすみ肉溶接継目寸法が大きい場合、耐力を著しく過大評価することが分る。一方、 M_{c2} は支管幅と主管幅の比によらず、実験結果の傾向を良く評価している。実験値と計算値の相関係数 γ は M_y-M_{c1} , M_y-M_{c2} および M_y-M_{c3} でそれぞれ $\gamma=0.969, 0.984$ および 0.971 で、 M_{c2} を使用した場合が最も相関が高い。

以上のことより主管フランジが曲げ崩壊する場合の降伏耐力の評価に、有効幅として $B^e=B-2T$, $b^e=b+2/3L$ を用いるのが有効であると判断できる。

Table 4.1 Effect of weld size (Mode 1)

Groupe	Specimen	M_y	M_{c1}	M_{c2}	M_{c3}
		(tf·m)	(tf·m)		
A	S20-33/0.5-1.0/4	0.57	0.70	0.75	0.87
	S20-33/0.5-1.0/6	0.56	0.72	0.80	1.00
	S20-33/0.5-1.0/9	0.64	0.72	0.83	1.13
C	S20-33/0.63-1.0/4	0.72	1.09	1.19	1.44
	S20-33/0.63-1.0/6	0.78	1.11	1.26	1.68
	S20-33/0.63-1.0/9	0.85	1.11	1.31	1.90
D	S20-33/0.75-1.0/4	1.19	1.90	2.15	2.90
	S20-33/0.75-1.0/6	1.42	1.95	2.36	3.99
	S20-33/0.75-1.0/9	1.57	1.95	2.49	5.37
L	S25-42/0.8-1.0/4	2.00	3.05	3.45	4.63
	S25-42/0.8-1.0/6	2.00	3.05	3.56	5.27
	S25-42/0.8-1.0/9	2.40	3.05	3.77	7.06
M	S30-50/0.83-1.0/4	2.80	5.31	6.01	8.12
	S30-50/0.83-1.0/6	2.80	5.31	6.12	8.80
	S30-50/0.83-1.0/9	3.60	5.31	6.74	14.75

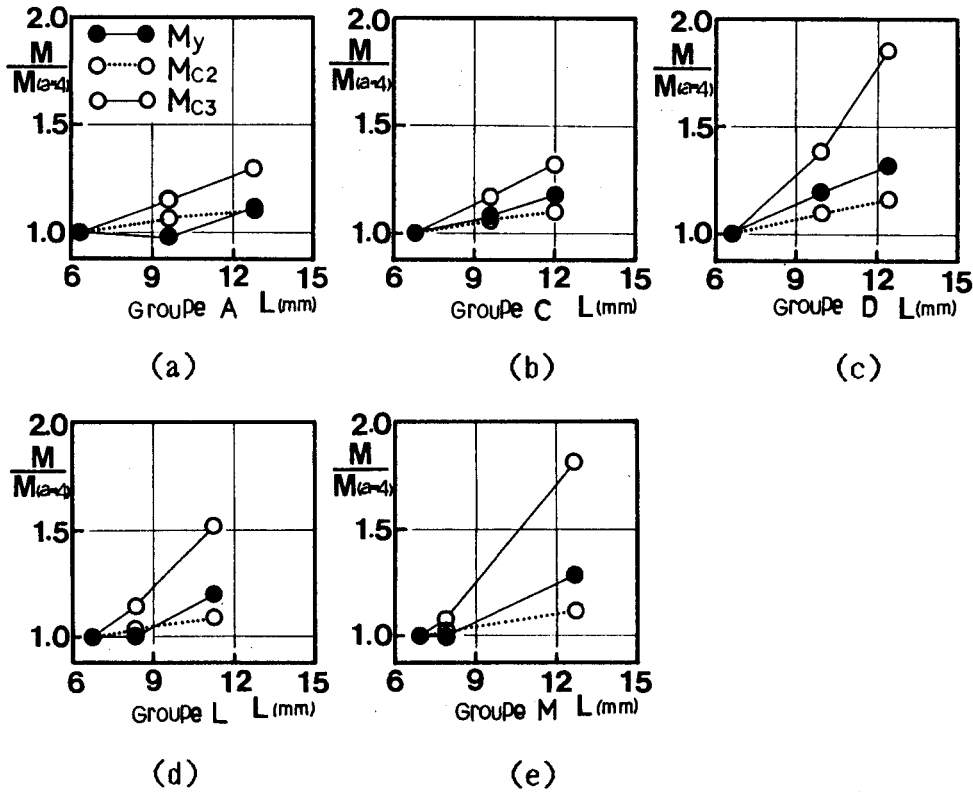


Fig.4.3 Relationships between strength and leg length of fillet weld

2-3 耐力評価式

Table 4.2は第2章においてMode 1で破壊した正方形支管をもつ供試体34体について、実験値 M_y, M_{max} と計算値 M_{c2} を示している。Fig.4.4に M_y と M_{c2} の関係を示す。すべての供試体において計算値 M_{c2} は降伏耐力 M_y より高いが、両者の間には高い相関関係があり、相関係数 $\gamma = 0.98$ である。

Fig.4.5は M_{max} と M_{c2} の関係を示している。数体の供試体を除き最大耐力は計算値より大きく、両者の相関係数は $\gamma = 0.79$ で $M_y - M_{c2}$ の場合より悪い。これは、本研究での解析には主管フランジの面内力および材のひずみ硬化が考慮されていないためである。

Tble 4.2に各供試体の M_y と M_{c2} の比を示す。 M_y/M_{c2} の比は0.46-0.88の間にあり、平均値 $m = 0.64$, 変動係数 $v = 0.14$ である。そこで、(4.3)式に M_y/M_{c2} の平均値を乗じた(4.5)式をMode 1で破壊した場合の降伏耐力式とする。

$$M_{cy1}/M_0 = 0.64[1 + 2\beta \{(\beta + 2\sqrt{1-\alpha})/(1-\alpha)\}] \dots \dots \dots (4.5)$$

ここで、 $\alpha = (b + 2/3L)/(B - 2T)$

$$\beta = (d + 2/3L)/(B - 2T)$$

$$M_0 = (B - 2T)T^2 \sigma_{yc}/2$$

Table 4.2に計算値 M_{cy1} および M_y/M_{cy1} の値を示す。

Fig.4.6はTable 4.2に示す34体について実験値と計算値の関係を示す。図の縦軸は(4.5)式の左辺の分母 M_0 で除した無次元耐力、横軸は α である。図中の実線は(4.4)式を、1点鎖線は(4.5)式の耐力式を示している。同図には第2章で報告した供試体のうち、Mode 1以外で破壊した不等幅継手($b/B < 1$)の結果もプロットしている。その中には(4.5)式では計算不可能な $\alpha \geq 1.0$ の供試体の結果も含まれている。図よりMode 1で破壊した継手の降伏耐力は(4.5)式により十分な精度で推定されていることが分る。ただし、 $\alpha \leq 0.6$ の場合の耐力はやや安全側で、 $\alpha \geq 0.85$ の場合はやや危険側で評価されているものが多い。0.6 < α < 0.85の19体については、 M_y/M_{cy1} の平均値 $m = 1.00$, 変動係数 $v = 0.079$ で推定精度は良好である。 $\alpha \geq 0.9$ の供試体は主管フランジが曲げ崩壊する以前に他の破壊形式で耐力が決定したため、降伏耐力は計算値より低い。

Table 4.2 Comparison between test and predicted results for Mode 1 type failure

Specimen	M_y	M_{max}	M_{c2}	M_{cy1}	$\frac{M_y}{M_{c2}}$	$\frac{M_{max}}{M_{c2}}$	$\frac{M_y}{M_{cy1}}$	α
	(tf·m)		(tf·m)					
S20-33/0.5-0.38/6	0.68	1.13	0.76	0.49	0.88	1.49	1.38	0.56
S20-33/0.5-0.53/6	0.55	1.53	0.79	0.51	0.70	1.94	1.09	0.56
S20-33/0.5-0.75/6	0.44	1.95	0.79	0.51	0.56	2.47	0.88	0.56
S20-33/0.5-1.0/4	0.57	1.44	0.75	0.48	0.76	1.92	1.19	0.55
S20-33/0.5-1.0/6	0.56	2.03	0.80	0.51	0.71	2.54	1.11	0.57
S20-33/0.5-1.0/9	0.64	2.11	0.83	0.53	0.78	2.54	1.22	0.58
S20-33/0.63-0.53/4	0.88	1.81	1.19	0.76	0.74	1.52	1.16	0.69
S20-33/0.63-0.53/6	0.86	2.22	1.19	0.76	0.72	1.87	1.13	0.69
S20-33/0.63-0.75/6	0.75	2.59	1.24	0.79	0.60	2.09	0.94	0.69
S20-33/0.63-1.0/4	0.72	2.16	1.19	0.76	0.61	1.82	0.95	0.69
S20-33/0.63-1.0/6	0.78	3.13	1.26	0.81	0.61	2.48	0.95	0.70
S20-33/0.63-1.0/9	0.85	3.00	1.31	0.84	0.65	2.29	1.02	0.71
S20-33/0.75-0.75/6	1.38	3.51	2.18	1.40	0.63	1.61	0.98	0.82
S20-33/0.75-1.0/4	1.19	2.87	2.15	1.38	0.55	1.33	0.86	0.82
S20-33/0.75-1.0/6	1.42	3.78	2.36	1.51	0.60	1.60	0.94	0.83
S20-33/0.75-1.0/9	1.57	3.86	2.49	1.59	0.63	1.55	0.98	0.84
S20-22/0.5-0.67/6	1.21	3.10	1.56	1.00	0.77	1.99	1.20	0.58
S20-22/0.63-0.36/6	1.56	2.49	2.52	1.61	0.62	0.99	0.97	0.71
S20-22/0.63-0.67/6	1.78	4.01	2.60	1.66	0.69	1.54	1.08	0.72
S20-22/0.75-0.67/6	2.83	4.59	5.08	3.38	0.56	0.90	0.84	0.85
S20-17/0.5-0.5/6	1.94	3.24	3.17	2.03	0.61	1.02	0.95	0.60
S20-17/0.63-0.5/6	3.09	4.32	5.51	3.53	0.56	0.78	0.88	0.75
S15-25/0.67-1.0/6	0.78	2.02	1.21	0.77	0.65	1.67	1.02	0.76
S25-42/0.7-1.0/6	1.30	4.89	1.97	1.26	0.66	2.48	1.03	0.76
S25-42/0.8-1.0/4	2.00	4.80	3.45	2.21	0.58	1.39	0.91	0.86
S25-42/0.8-1.0/6	2.00	4.84	3.56	2.28	0.56	1.36	0.88	0.86
S25-42/0.8-1.0/9	2.40	4.70	3.77	2.41	0.64	1.25	1.00	0.87
S30-50/0.58-1.0/6	0.95	4.08	1.37	0.88	0.69	2.98	1.08	0.63
S30-50/0.67-1.0/6	1.45	5.07	2.36	1.51	0.61	2.15	0.95	0.71
S30-50/0.83-1.0/4	2.80	5.82*	6.01	3.85	0.47	0.97	0.73	0.88
S30-50/0.83-1.0/6	2.80	5.80*	6.12	3.92	0.46	0.95	0.72	0.89
S30-50/0.83-1.0/9	3.60	6.47*	6.74	4.31	0.53	0.96	0.83	0.90
S30-33/0.58-0.67/6	1.91	7.20	3.14	2.01	0.61	2.29	0.95	0.64
S30-33/0.67-0.67/6	2.94	7.88	4.39	2.81	0.67	1.79	1.05	0.73

* Not measured until maximum load carrying capacity

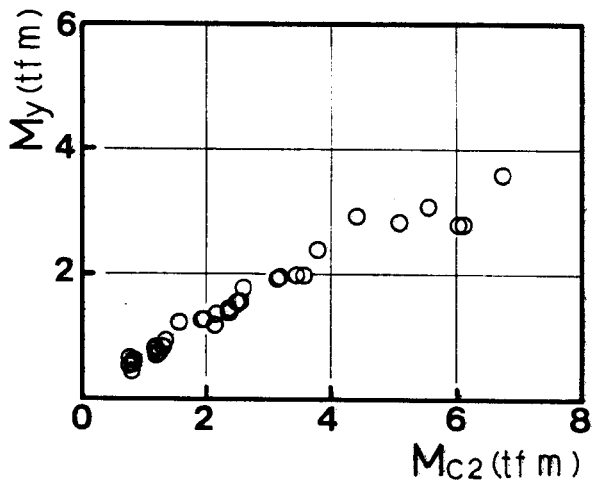


Fig.4.4 Comparison between M_y and M_{c2}

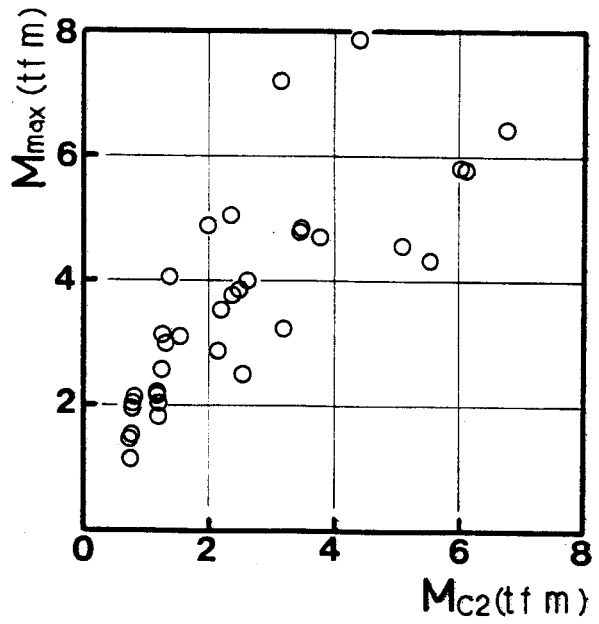


Fig.4.5 Comparison between M_{max} and M_{c2}

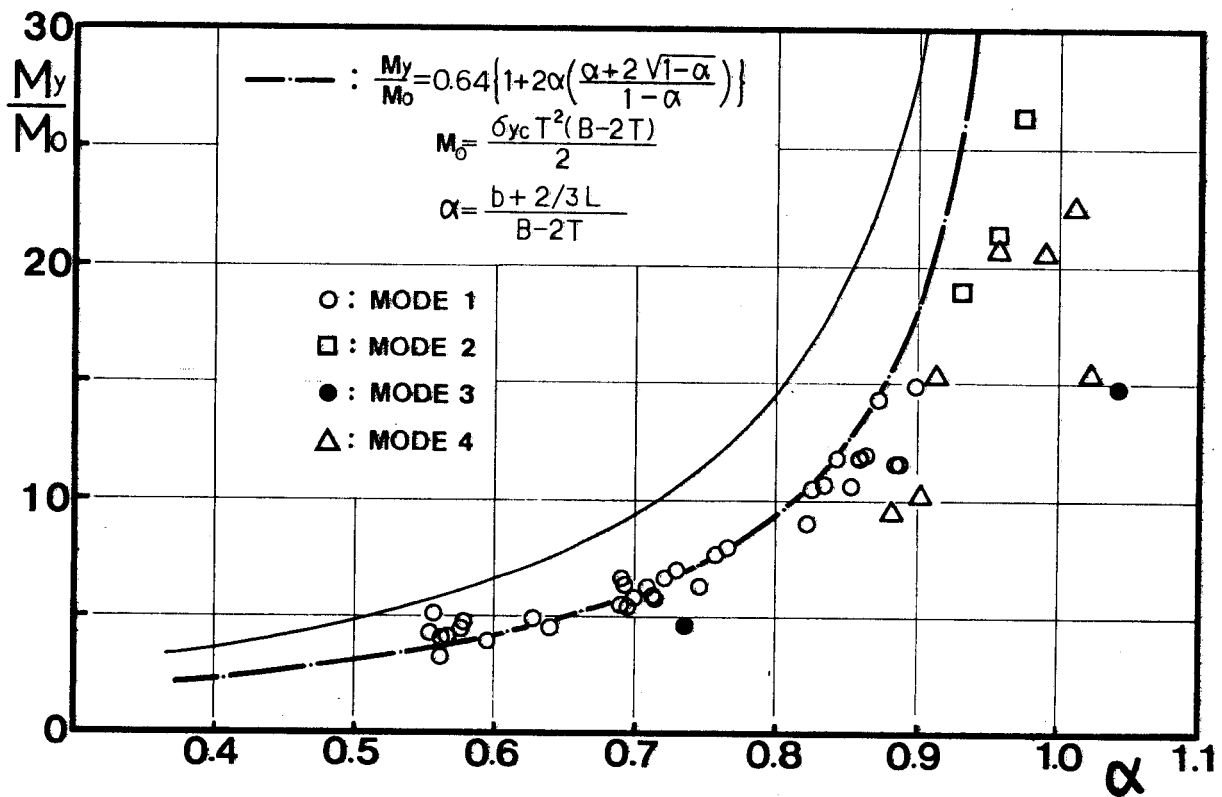


Fig.4.6 Relationship between test and predicted results for all unequal width joints

2-4 既往の実験結果との比較

Table 4.3に支管が長方形鋼管でMode 1で破壊した供試体の実験結果と(4.5)式の計算値を示す。Fig.4.7に実験値と計算値の関係を示す。図の縦軸および横軸は(4.5)式の分母 M_0 で無次元化している。5体の M_y/M_{cy1} の平均値 $m=0.90$, 変動係数 $v=0.070$ で(4.5)式は支管のせいと幅の比が1.0-2.3のものに適用可能である。

Tables 4.4, 4.5および4.6にKorol(カナダ)¹⁾, Mang(ドイツ)³⁾およびSzlendak(ポーランド)⁵⁾の実験のうちMode 1で破壊した供試体の諸元および実験結果、計算値を示す。実験値と計算値の比較をFig.4.7に示す。計算に際し、すみ肉溶接継目の脚長 L は実測寸法が与えられていないので、のど厚 a が支管厚 t に等しいとし、 $L=\sqrt{2}t$ と仮定した。SzlendakおよびMangの実験には本研究の供試体に使用した角形鋼管より小さい断面も使用されているが、実験値は(4.5)式により α が大きい範囲では過大評価、 α が小さい範囲では過少評価される傾向にあり、著者らの実験結果と同様の傾向を示している。いずれの場合も推定精度は良好で、(4.5)式は主管フランジ曲げ崩壊型の継手の耐力式として有効である。

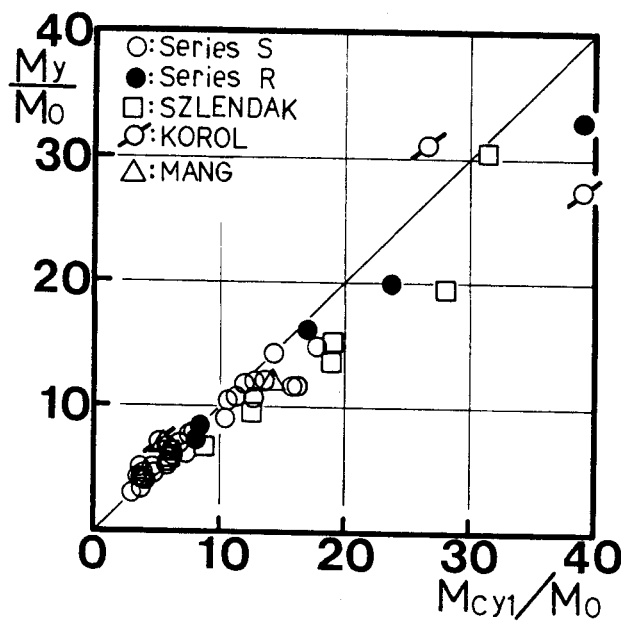


Fig.4.7 Comparison between M_y and M_{cy1}

Table 4.3 Comparison between test and predicted results for specimens with $d/b > 1.0$ (Mode 1)

Specimen	My	Mcy1	My	α
	(tf m)		Mcy1	
R20-33/0.5-0.75/2.0	1.11	1.13	0.98	0.57
R20-33/0.5-1.0/2.0	0.95	1.09	0.87	0.56
R20-33/0.75-1.0/1.3	2.15	2.26	0.95	0.83
R20-33/0.75-1.0/1.7	2.64	3.15	0.84	0.83
R20-33/0.75-1.0/2.3	4.37	5.17	0.85	0.83

Table 4.4 Comparison between korol test results and predicted results for specimens with Mode 1 type failure

Specimen	BxDxT	bxdxt	σ_{yc}	My	Mcy1	Mcy2	α	My	My
	(inch)		(Ksi)	(kip inch)				Mcy1	Mcy2
No.1	6x6x3/16	5x5x1/4	57.5	177	152	98	0.87	1.16	1.81
No.3	10x10x3/8	6x6x3/16	58.8	273	202	-	0.62	1.35	-
No.5	6x6x1/4	5x5x1/4	53.6	252	362	166	0.87	0.70	1.52

Table 4.5 Comparison between Mang test results and predicted results for specimens with Mode 1 type failure

Specimen	BxDxT	bxdxt	σ_{yc}	My	Mcy1	Mcy2	α	My	My
	(mm)		(N/mm ²)	(KN m)				Mcy1	Mcy2
2a	200x200x6	160x160x4	367	14.7	17.87	17.10	0.87	0.82	0.86
7a	100x100x3	60x60x4	314	0.92	0.74	-	0.68	1.24	-

Table 4.6 Comparison between Szlendak test results and predicted results for specimens with Mode 1 type failure

Specimen	BxDxT*	bxdxt*	σ_{yc}	My	Mcy1	Mcy2	α	My	My
	(mm)		(N/mm ²)	(KN m)				Mcy1	Mcy2
A100-0.5-1.5	103x100x4	50x75x4	344	1.8	1.67	-	0.57	1.08	-
A100-0.75-1.0	102x101x4	75x77x4	313	2.5	3.26	2.69	0.85	0.77	0.91
A100-0.75-1.5	104x99x4	75x114x4.3	336	4.3	5.33	4.51	0.82	0.81	0.95
A100-0.75-2.0	103x99x4	75x152x4	318	8.0	8.24	6.61	0.83	0.97	1.21
A150-0.5-1.5	149x149x4.1	75x114x4.2	298	2.2	2.20	-	0.56	1.00	-
A150-0.75-1.0	152x149x4.1	107x114x4.1	288	2.4	3.19	-	0.77	0.75	-
A150-0.75-1.5	149x148x4.1	111x172x4.1	293	5.0	6.96	5.58	0.82	0.72	0.90
A150-0.75-2.0	149x150x4.1	111x223x4.1	301	7.2	10.41	8.27	0.82	0.69	0.87

* : Measured dimension

3. 主管ウェブクリップリング型(Mode 2)の耐力評価

3-1 耐荷モデル

主管ウェブクリップリング型(Mode 2)の破壊は等幅継手の場合だけではなく、不等幅継手でも $b/B_f \geq 0.9$ の場合に生じる。

Mode 2で破壊する不等幅継手の耐力評価に際し、支管圧縮側フランジ直下の主管フランジおよびウェブを厚さ T 、有効幅 B_e の断面をもつはりおよび柱と考え、Fig.4.8に示すフレームモデルを考える。このモデルにおける仮定は次のとおりである。

1) 有効幅 B_e : 第3章(3.7)式のひずみ分布より応力分布を求め ($\sigma_x = E \varepsilon_x$)、Fig. 4.9に示す方法により有効幅を求める。

$$B_e = 1/\sigma_{\max} \int \sigma_x dx = 2^4 \sqrt{(B-T)^2 T^2 / 6} \dots \dots \dots (4.7)$$

(4.7)式を誘導するに際し、主管が長方形鋼管の場合 $D = B$ と仮定した。これは、主管が長方形鋼管の場合、主管下部はほとんど変形しておらず、主管せい D が継手耐力に関与していないという第3章の実験結果に基づいている。

2) はりおよび柱長さ：はり長さは主管フランジの管厚中心間距離 $(B - T)$ とする。柱長さは主管ウェブの管厚中心間距離とする。ただし、長方形鋼管の場合は $D = B$ と仮定する。したがって柱長さは主管の形状にかかわらず $(B - T)$ となる。柱脚はピン支持とする。

3) 荷重：荷重は支管からの曲げモーメントのうち支管フランジのみが負担する分を支管フランジ重心間距離で除し隅力置換した第3章の修正局部荷重を考える。

$$P = M(Z_f/Z)/(d-t) \dots \dots \dots (4.8)$$

ここで、 Z : 支管の断面係数

Z_f : 支管フランジのみの断面係数

さらに支管フランジコーナー部に応力が集中することを考慮し、柱位置より距離 e の点に $P/2$ の集中荷重が加わるものとする。

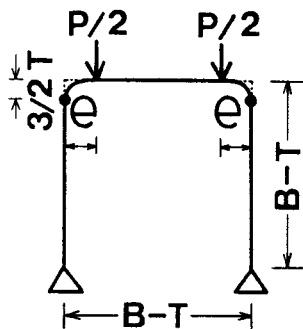


Fig.4.8 Analytical model for Mode 2 type failure

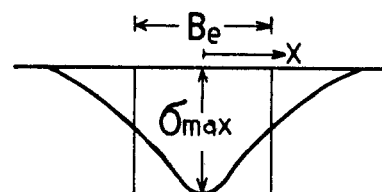


Fig.4.9 Effective width of chord web

3-2 耐力式の誘導

はり位置より2/3Tだけ下がった主管コーナーのアール部端部に相当する位置が(4.9)式の条件式を満たす時を柱の耐力と考える*1)。

$$A(M_b/M_{pc}) + (N/N_y)^2 = 1 \quad \dots \dots \dots (4.9)$$

ここで、 M_{pc} ：柱の全塑性モーメント(= $B_e T^2 \sigma_{yc} / 4$)

N_y ：柱の降伏軸力(= $B_e T \sigma_{yc}$)

M_b ：柱の曲げモーメント

N ：柱軸力(= $P/2$)

(4.9)式中の第1項の係数Aは、面内力に関して求められた有効幅 B_e を曲げ材についても適用することに対する補正の意味を持っている。

ヒンジ発生位置における柱の曲げモーメントは次式で与えられる。

$$M_b = 3(\bar{B} - 3/2T)(\bar{B} - e)eP/10\bar{B}^2 \quad \dots \dots \dots (4.10)$$

ここで、 $\bar{B} = B - T$

第2章で報告したように、Mode 2で破壊する不等幅継手の耐力にはすみ肉溶接継目の寸法が影響する。そこで、不等幅継手の場合のフレームモデルの荷重位置としてFig. 4.10に示す3種類を考える。

e_1 ：支管厚中心位置(= $(\bar{B} - \bar{b})/2$)

e_2 ：すみ肉溶接継目重心位置(= $(\bar{B} - b)/2 - L/3$)

e_3 ：すみ肉溶接継目の脚長中央位置(= $(\bar{B} - b)/2 - L/2$)

(4.10)式を(4.9)式に代入し、3種類の荷重点位置についてTable 4.7に示す7体の不等幅継手の実験値 P_{Lfy} (= $M_y(Z_f/Z)/(d - t)$)と計算値Pの相関が最も高くなるように(4.9)式の係数Aを決定する。その結果、Mode 1の場合と同様に荷重位置としてすみ

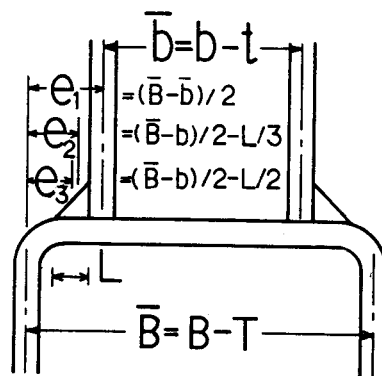


Fig.4.10 Loading points

*1) 塑性ヒンジ発生位置をコーナー端部としたのは、対象とした角形鋼管のコーナー部は冷間成形による加工硬化のため降伏点が高く、コーナー部では降伏しないと考えたからである。

肉溶接継目重心位置(e_2)と仮定した場合が実験値と計算値の相関が最も高い。この時 $A=0.372$ で、耐力式は(4.11)式となる。

$$P_{cy}/\bar{B}^2 \sigma_{yc} = 0.952\sqrt{T_o\{\sqrt{\eta^2 + (T_o/0.372)^2} - \eta\}} \dots\dots\dots (4.11)$$

ここで、 $T_o = T/\bar{B}$

$$\eta = 1.2(1 - 3/2 T_o)(1 - e_o)e_o$$

$$e_o = \{\bar{B} - (b + 2/3L)\}/2\bar{B}$$

(4.11)式を誘導するに際し、主管素材の降伏点 σ_{yc} およびすみ肉溶接継目の脚長 L に実測値を用いた以外はすべて公称寸法によっている。(4.11)式を支管端のモーメント表示に改めると

$$M_{cy2}/\bar{B}^2(d-t)\sigma_{yc} = 0.952\sqrt{T_o\{\sqrt{\eta^2 + (T_o/0.372)^2} - \eta\}}(Z/Z_f) \dots\dots\dots (4.12)$$

等幅継手($b/B=1$)の場合は、軸方向力のみにより柱が降伏する時を継手の耐力と考える。すなわち、(4.11)式および(4.12)式において $e_o=0$ と置くと(4.13)式および(4.14)式が得られる。

$$P_{cy}/\bar{B}^2 \sigma_{yc} = 2.56 T_o^{3/2} \dots\dots\dots (4.13)$$

$$M_{cy2}/\bar{B}^2(d-t)\sigma_{yc} = 2.56 T_o^{3/2}(Z/Z_f) \dots\dots\dots (4.14)$$

Table 4.7 Comparison between test and predicted results for specimens with Mode 2 type failure

Specimen	My	Pcy	$\frac{Z_f}{Z}$	Mcy ₂	$\frac{My}{Mcy_2}$
	(tf·m)	(tf)		(tf·m)	
S20-33/0.88-1.0/6	2.82	13.1	0.78	2.84	0.99
S20-33/0.88-1.0/9	3.48	14.2	0.78	3.08	1.13
S35-39/0.86-1.0/9	10.42	26.6	0.77	10.05	1.04
R35-15-56/0.83-1.0	1.92	13.8	0.79	2.11	0.91
R35-15-45/0.83-1.0	2.96	20.9	0.80	3.11	0.95
R35-15-37/0.83-1.0	4.00	29.4	0.81	4.26	0.94
R30-20-48/0.88-1.0	3.68	16.5	0.78	3.63	1.01
S20-33/1.0-1.0/4	5.49	20.4	0.77	5.14	1.07
S20-33/1.0-1.0/9	6.85	20.4	0.77	5.14	1.33
S15-25/1.0-1.0/6	3.37	18.1	0.78	3.33	1.02
S25-42/1.0-1.0/6	8.84	22.9	0.77	7.26	1.22
S30-50/1.0-1.0/6	12.89	30.0	0.77	11.45	1.12
S30-50/1.0-1.0/9	12.00	30.0	0.77	11.45	1.05
R35-15-56/1.0-1.0	4.40	19.7	0.78	3.68	1.20
R35-15-45/1.0-1.0	5.61	26.8	0.79	4.89	1.15
R35-15-37/1.0-1.0	6.79	34.6	0.80	6.16	1.10
R30-20-48/1.0-1.0	7.24	23.6	0.77	6.03	1.20
R15-10-47/1.0-1.0	0.80	6.3	0.77	0.79	1.02

3-3 実験結果との比較

Table 4.7に正方形支管を持ちMode 2で破壊した供試体の実験結果と(4.11)式-(4.14)式による計算値を示す。

Fig.4.11に不等幅継手の実験値 P_{Lfy} と(4.11)式の計算値 P_{cy} の関係を示す。図中の破線は誤差が対数正規分布すると仮定した場合の95%信頼帯で $P_{Lfy}/P_{cy}=0.84-1.19$ である。 P_{Lfy}/P_{cy} の変動係数 $v=0.074$ で耐力式は実験値を精度良く推定している。

Fig.4.12は等幅継手の実験値と(4.13)式の計算値の関係を示す。耐力式は実験値をやや過少評価する傾向にあるが、正方形主管および長方形主管の供試体11体についての P_{Lfy}/P_{cy} の平均値 $m=1.14$ 、変動係数 $v=0.085$ で推定精度は良好である。

Table 4.8は支管が長方形鋼管の場合の等幅継手の実験結果と(4.13),(4.14)式の計算結果を示している。5体の実験値と計算値の比 M_y/M_{yc2} は1.30-1.48の間にあり、長方形支管の場合、耐力式は実験結果を過少評価する。

Table 4.9およびTable 4.10にSzlendak⁵⁾およびMang³⁾の実験のうちMode 2で破壊した供試体の諸元および実験結果、計算値を示す。Szlendakの実験のうち鋼管断面が本研究の供試体より小さいもの(□-100x100x4)については、耐力式は実験結果を過大評価している(後述)が、その他の供試体については本研究の実験結果(Tables 4.7,4.8)と同程度の精度で耐力を評価している。ただし、Mangの不等幅継手の耐力算定に際しては、すみ肉溶接継目の脚長を $L=\sqrt{2}t$ と仮定した。

Table 4.8 Comparison between test and predicted results for specimens with $d/b > 1.0$ (Mode 2)

Specimen	M_y	P_{cy}	$\frac{Z_f}{Z}$	M_{cy2}	$\frac{M_y}{M_{cy2}}$
	(tf·m)	(tf)		(tf·m)	
R20-33/1.0-1.0/1.5	11.98	20.5	0.75	8.18	1.46
R35-15-56/1.0-1.0/1.7	9.60	19.8	0.67	7.36	1.30
R35-15-56/1.0-1.0/2.3	17.60	19.8	0.58	11.93	1.48
R35-15-37/1.0-1.0/1.7	16.91	34.6	0.68	12.50	1.35
R35-15-37/1.0-1.0/2.3	29.85	34.6	0.59	20.40	1.46

Table 4.9 Comparison between Szlendak results and predicted results for specimens with Mode 2 type failure

Specimen	B x B x T*	b x d x t*	σ_{yc}	My	Pcy	$\frac{Z_f}{Z}$	$\frac{Mcy_2}{(KN \cdot m)}$	$\frac{My}{Mcy_2}$
	(mm)		(N/mm ²)	(KN·m)	(KN)			
A100-1.0-1.0/1	104x100x4	99x102x4	344	7	70.45	0.78	8.91	0.79
A100-1.0-1.0/3	102x100x4.1	99x101x4	344	7.3	65.64	0.78	8.22	0.89
A100-1.0-1.5/3	105x100x4	101x153x4	314	12	60.98	0.69	13.21	0.91
A100-1.0-2.0/2	103x100x4	99x198x4.1	342	24.5	65.58	0.62	20.53	1.19
A150-1.0-1.0/2	150x150x4.1	150x150x4.1	298	14	70.95	0.77	13.45	1.04
A150-1.0-1.5/2	150x151x4.1	152x225x4	284	30	67.61	0.69	21.78	1.38
A150-1.0-2.0/1	148x151x4.1	150x300x4	279	47	65.71	0.61	31.73	1.48

* : Measured dimension

Table 4.10 Comparison between Mang test results and predicted results for specimens with Mode 2 type failure

Specimen	BxDxT	bxdxt	σ_{yc}	My	Mcy2	My
	(mm)		(N/mm ²)	(KN m)		Mcy2
1a	120x120x3.6	120x120x3.6	332	13.2	9.42	1.40
1e	100x100x3	100x100x3	314	5.6	5.08	1.10
3a	200x200x6	180x180x6	367	31.5	32.10	0.98
4a	160x160x4	140x140x4	320	8.5	7.96	0.95
6a	160x80x4	140x140x4	356	8.9	8.86	0.95

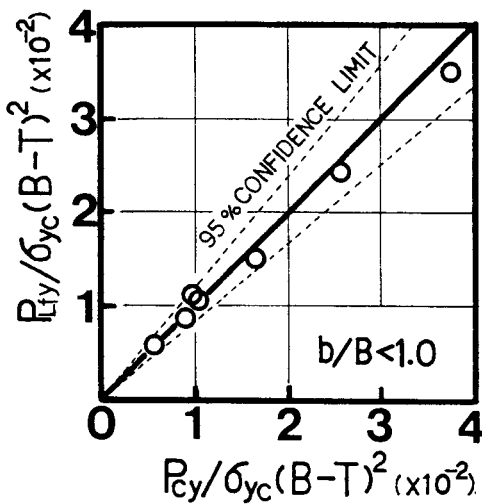


Fig.4.11 Comparison between PL_{fy} and P_{cy} for unequal width joints

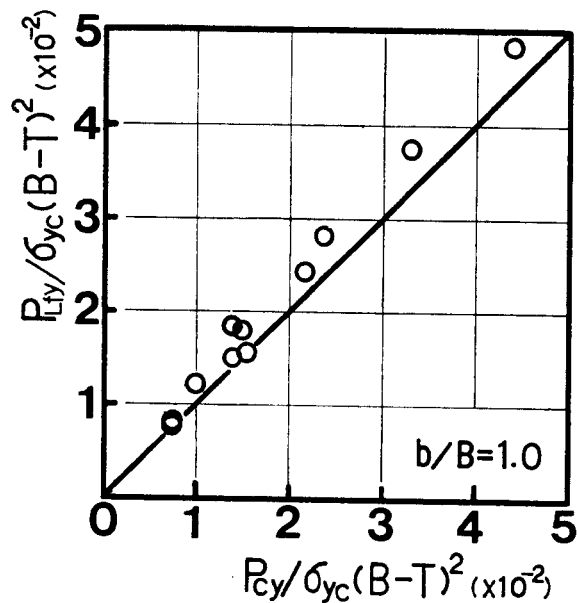


Fig.4.12 Comparison between PL_{fy} and P_{cy} for equal width joints

3-4 不等幅継手の耐力評価

Fig.4.13はMode 1あるいはMode 2で破壊した正方形支管を持つ不等幅継手の実験結果と耐力式の関係を示している。図中の1点鎖線はMode 1の耐力式、数本の実線は主管の幅厚比 B/T をパラメータとするMode 2の耐力の近似式*2)である。同図より、Mode 1の耐力式では過大評価となっていたMode 2の実験結果が良く推定できていること、Mode 2の耐力式は横軸 $\alpha \approx 0.8$ で Mode 1の耐力式とほぼ一致しており、Mode 2 から Mode 1への破壊モードの移行が良く説明できていることが分る。また、Mode 2の影響があるためMode 1の耐力式では過大評価となっていた $\alpha = 0.85 \sim 0.9$ の供試体の耐力は(4.5)式のMode 1の耐力式よりも(4.12)式のMode 2の耐力式による方が推定精度が高い。Table 4.11 はMode 1で破壊した供試体のうち $\alpha \geq 0.85$ のものについて(4.5)式の

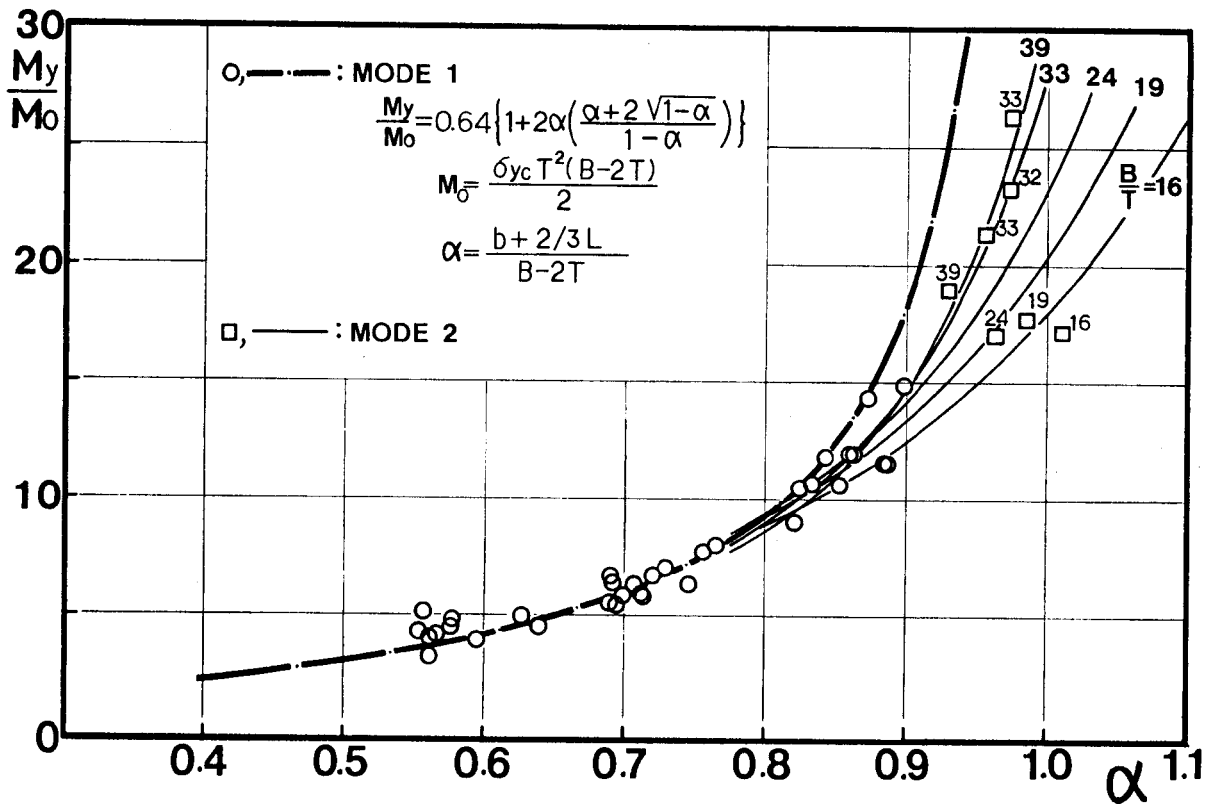


Fig.4.13 Relationship between test and predicted results for joints with Mode 1 and Mode 2 type failure

*2) (4.12)式を $M_{cy}/M_o - \alpha$ 軸上に表示するに際し、 $Z_t/Z = 0.78$, $2/3L + t = 2T$ と近似した。対象とした供試体についてはこの近似による誤差は小さい。

M_{c1} および(4.12)式の M_{c2} と実験値 M_y の比較を示したものである。 M_y/M_{cy1} の平均値 $m=0.84$,変動係数 $v=0.12$ に対し、 M_y/M_{cy2} の平均値 $m=0.97$,変動係数 $v=0.10$ である。

Table 4.4, Table 4.5およびTable 4.6のKorol¹⁾, Mang³⁾およびSzlendak⁵⁾の実験結果において、 $\alpha \geq 0.85$ の供試体について M_{cy2} の値を示している。SzlendakおよびMangの実験結果では(4.12)式の M_{cy2} の方が $\alpha \geq 0.85$ の場合の降伏耐力を良く評価している。しかしながら、Korolの実験結果では(4.12)式は $\alpha > 0.85$ の耐力をかなり過少評価している(後述)。

Table 4.11 Comparison between M_{cy1} and M_{cy2} for specimens with $\alpha \geq 0.85$

Specimen	My	Mcy1	Mcy2	$\frac{My}{Mcy1}$	$\frac{My}{Mcy2}$	α
	(tf·m)					
S20-22/0.75-0.67/6	2.83	3.38	3.20	0.84	0.88	0.85
S25-42/0.8-1.0/4	2.00	2.21	1.96	0.91	1.02	0.86
S25-42/0.8-1.0/6	2.00	2.28	1.99	0.88	1.01	0.86
S25-42/0.8-1.0/9	2.40	2.41	2.17	1.00	1.11	0.87
S30-50/0.83-1.0/4	2.80	3.85	3.20	0.73	0.88	0.88
S30-50/0.83-1.0/6	2.80	3.92	3.24	0.72	0.86	0.89
S30-50/0.83-1.0/9	3.60	4.31	3.45	0.83	1.04	0.90

4. 溶接継目破断型 (Mode 4) の耐力評価

溶接継目の破断 (Mode 4) は $B/T < 25$ で $b/B_f > 0.9$ の場合、あるいは $B/T > 25$ でもすみ肉溶接継目の寸法が小さい場合に生じる。一方、Mode 2 の破断は $B/T \geq 25$ で $b/B_f > 0.9$ の場合に生じ、Mode 2 が生じるか Mode 4 が生じるかは主として B/T の値によっている。したがって、Mode 4 の場合の支管から主管への応力の伝達は基本的には Mode 2 の場合と同じであると考えることができる。そこで、Mode 4 で破断した供試体の耐力推定に (4.12) 式および (4.14) 式を適用することを試みる。

Table 4.12 に第 2 章、第 3 章の実験で Mode 4 で破断した供試体の実験値 M_y および計算値 M_{cy2} を示す。正方形支管の場合、 $B/T \geq 22$ のものについては、等幅継手および不等幅継手の 8 体の M_y/M_{cy2} の平均値 $m = 0.95$ 、変動係数 $v = 0.054$ で (4.12) 式、(4.14) 式で精度良く耐力を評価できる。一方、 $B/T < 22$ の場合、計算値は実験値を過大評価しているが、5 体の M_y/M_{cy2} の平均値 $m = 0.69$ 、変動係数 $v = 0.081$ で実験値と計算値の相関は高い。したがって、(4.12) 式、(4.14) 式に M_y/M_{cy2} の平均値 0.69 を乗じた式を $B/T < 22$ の場合の耐力式とすることができる。

支管が長方形鋼管の場合、等幅継手では $M_y/M_{cy2} = 1.21$ で Mode 2 で破断した長方形支管の等幅継手の場合 (Table 4.8 参照) と同様、(4.14) 式は耐力を過少評価する。不等幅継手の場合は (4.12) 式により精度良く耐力評価ができています。これは、この供試体と同じ B/T および b/B をもつ正方形支管の供試体 (S20-22/0.75-0.67/6) は Mode 1 で破断しており、また $\alpha > 0.85$ であるため (4.12) 式で耐力評価が可能になったと考えられる。

Table 4.12 Comparison between test and predicted results for specimens with Mode 4 type failure

Specimen	M_y	M_{cy2}	$\frac{M_y}{M_{cy2}}$	$\frac{Z_f}{Z}$	α	M_{max}	M_c_{max}	M_{max}
	(tf)	(m)				(tf)	(m)	(m)
S20-33/0.88-1.0/4	2.73	2.81	0.97	0.77	0.96	3.46	4.59	0.75
S20-22/0.88-0.67/6	5.24	5.91	0.89	0.77	0.99	6.87	6.88	1.00
S20-22/0.88-0.67/9	6.00	6.44	0.93	0.77	1.01	7.78	7.14	1.09
S20-22/1.0-0.67/6	7.48	8.66	0.86	0.77	-	8.46	7.88	1.07
S20-22/1.0-0.67/9	8.81	8.66	1.02	0.77	-	11.87	8.18	1.45
S20-22/1.0-0.67/6E	8.40	8.66	0.97	0.77	-	11.08	8.18	1.35
S20-22/1.0-0.67/9E	8.40	8.66	0.97	0.77	-	11.49	8.18	1.40
S20-17/0.75-0.5/6	4.68	6.36	0.74	0.78	0.88	5.66	8.09	0.70
S20-17/0.75-0.5/9	4.98	6.70	0.74	0.78	0.90	7.11	8.70	0.82
S20-17/0.88-0.5/6	7.51	12.37	0.61	0.77	1.02	9.51	9.17	1.04
S20-17/1.0-0.5/4	9.23	14.08	0.66	0.77	-	10.70	10.51	1.02
S20-17/1.0-0.5/9	9.60	14.08	0.68	0.77	-	11.56	10.89	1.06
S30-33/0.83-0.67/6	6.36	6.71	0.95	0.77	0.91	8.49	11.90	0.71
R20-22/0.75-0.7/1.3	4.78	4.71	1.01	0.72	0.87	6.36	9.34	0.68
R20-22/0.75-0.7/1.7	5.57	6.35	0.88	0.67	0.87	8.69	11.45	0.76
R20-22/0.75-0.67/2.3	8.77	9.82	0.89	0.58	0.87	12.79	18.73	0.68
R20-22/1.0-0.7/1.5	15.96	13.23	1.21	0.75	-	16.64	14.16	1.17

5. 降伏耐力式の修正

3-3項および4節の検討により等幅継手の場合、(4.14)式の M_{cy2} と実験値 M_y との相関は高く、同式は降伏耐力の評価式として有効であることが分った。しかし、 M_y と M_{cy2} の比は支管のせいと幅の比 d/b に影響されており、(4.14)式に d/b の項を考慮する必要がある。Fig.4.14は、第3章で報告した d/b のみが変化する2系列の供試体の M_y 時の修正局部荷重((4.8)式)と d/b の関係を示している(Table 3.5 参照)。縦軸は $d/b=1$ の供試体の修正局部荷重で無次元化している。同図より d/b が大きくなると $P_{Lfy}/P_{Lfy}(d/b=1)$ は大きくなり、また両者の相関が高いことが分る。 $d/b=1$ の時 $P_{Lfy}/P_{Lfy}(d/b=1)=1$ となるよう線形回帰分析を行うと(4.15)式を得る。

$$P_{Lfy}/P_{Lfy}(d/b=1) = 0.227(d/b) + 0.773 \quad \dots \dots \dots (4.15)$$

したがって、(4.14)式の右辺に(4.15)式の右辺を乗じ、 B/T の大きさにより係数を変化させた次式を等幅継手の降伏耐力式とする。

$$M_{cy}/\bar{B}^2(d-t)\sigma_{yc} = \mu T_o^{3/2}(d/b + 3.41)(Z/Z_f) \dots \dots \dots (4.16)$$

$$\mu = \begin{cases} 0.671 & (B/T \geq 22) \\ 0.406 & (B/T < 22) \end{cases}$$

Table 4.13に降伏耐力式の一覧および適用範囲を示す。ただし、表示の統一を計るため一部表現を変更したのものがある。すなわち、(4.15)式と(4.12)式の適用範囲を $\alpha = 0.85$ としていたが、支管と主管の幅の比 b/B で表示すると適用範囲の表示が統一されるので $\alpha = 0.85$ に対応する $b/B = 0.75$ を適用限界とする。ヨーロッパの研究^{3), 4)}ではMode 1の破壊形式の限界を $b/B = 0.85$ としている。Fig.4.15およびFig.4.16にMode 1で破壊した供試体の降伏耐力と M_{outy} および L_{oo} の耐力式の比 M_y/M_{cal} と b/B の関係を示す。 $b/B \geq 0.75$ の場合、 $b/B < 0.75$ の場合に比べて耐力は過大評価される傾向にあり、 $b/B = 0.85$ をMode 1の耐力式の適用限界とするのは適当ではない。

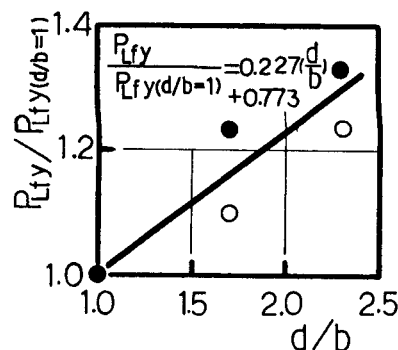


Fig.4.14 Relationships between modified local load and d/b ratio

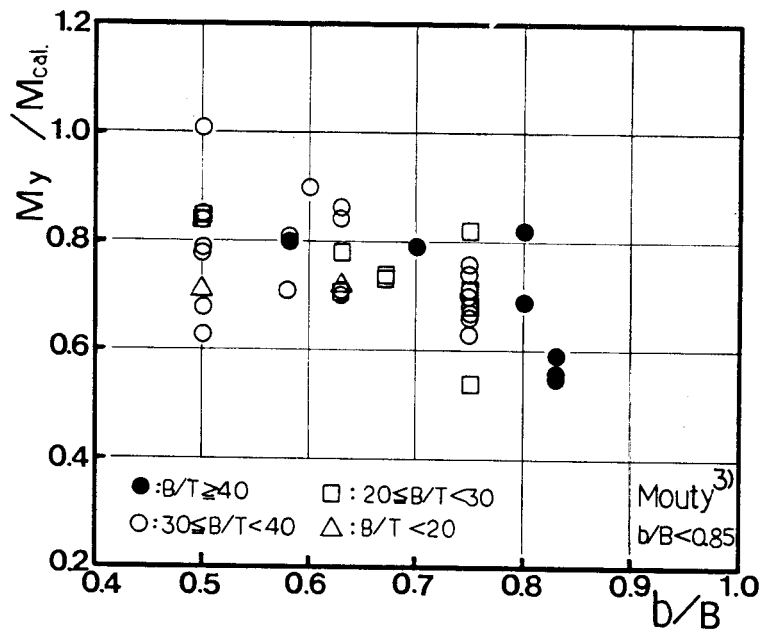


Fig.4.15 Test and calculated strength ratios (by Mouty)

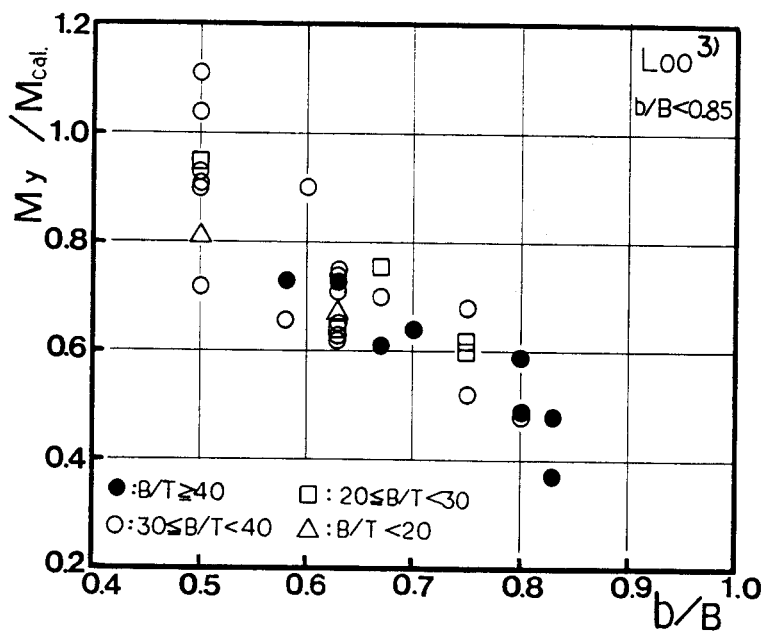


Fig.4.16 Test and calculated strength ratios (by Loo)

Fig.4.17, Fig.4.18およびFig.4.19に本提案式、Wardenier⁴⁾およびSzlendak・Bródka⁵⁾の提案式と正方形主管の供試体84体の実験結果との関係を示す。本提案式による場合、平均値 $m=1.00$, 変動係数 $v=0.118$ で推定精度は高く、 B/T および b/B による値の偏りも無い。一方、WardenierあるいはSzlendak・Bródkaの提案式では降伏耐力を15%程度過大評価しており推定精度も本提案式より劣り、特に $b/B \geq 0.75$ の場合のバラツキが大きい。また、Wardenierの提案式では $B/T < 20$ の場合、 b/B が大きくなると耐力を過大評価する傾向にある。

Figs.4.17-4.19ではSzlendakの実験(Table 4.9 参照)のうち主管寸法が□-100X100X4の等幅継手の結果およびKorolの実験結果(Table 4.4 参照)を除外している。これは、WardenierおよびSzlendak・Bródkaの耐力式による場合も著者の提案式の結果(3-3項, 3-4項 参照)と同様Korolの実験結果を50-80%過小評価し、Szlendakの実験結果を25-40%過大評価するため、これらの供試体の実験降伏耐力の決定*3)が不正確であったと判断したためである。

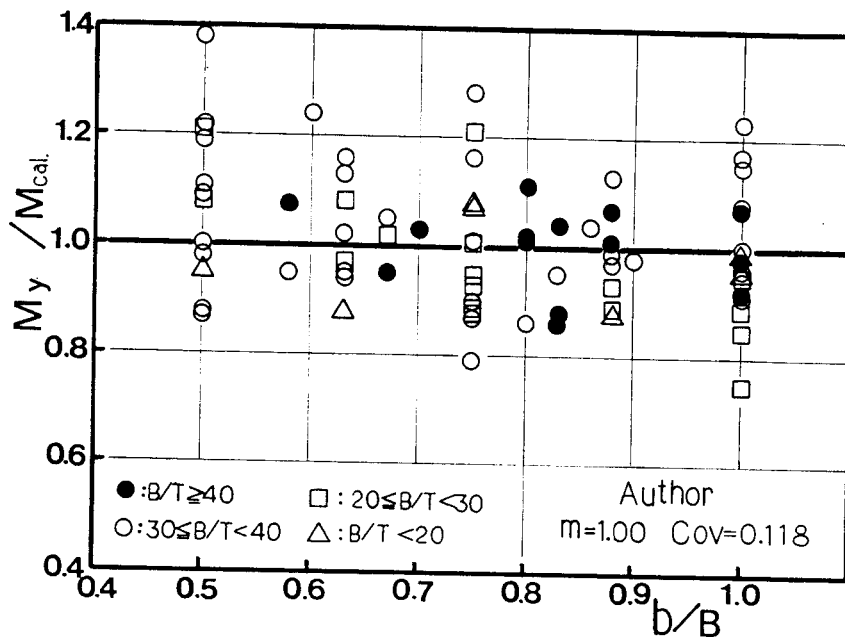


Fig.4.17 Test and calculated strength ratio (by Author)

*3) 降伏耐力は参考文献に与えられている荷重-変形関係に基づいて求めたが、各文献には必ずしも明確な荷重-変形関係が与えられているわけではないためやや不正確な点がある。

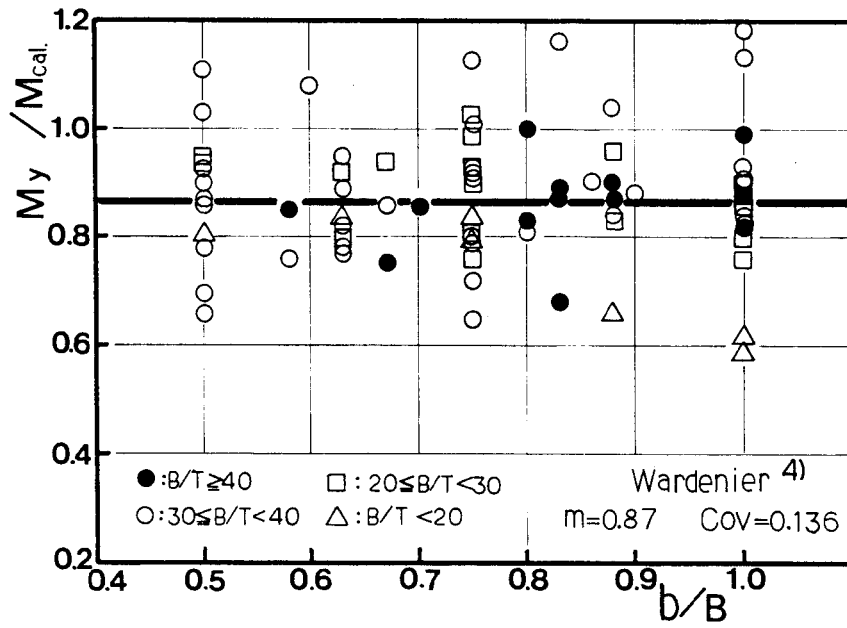


Fig.4.18 Test and calculated strength ratio (by Wardenier)

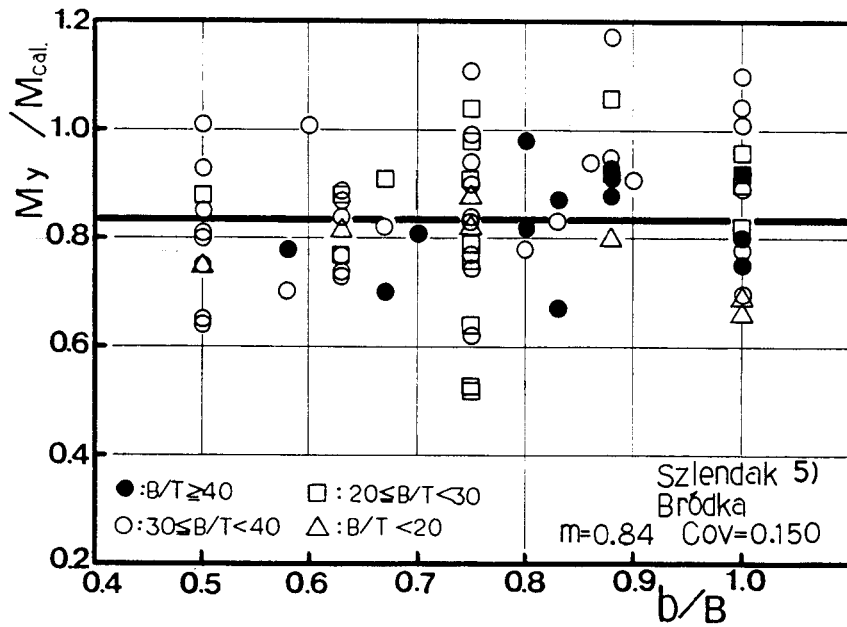


Fig.4.19 Test and calculated strength ratio (by Szlendak and Bródka)

Table 4.13に示した降伏耐力式はいずれも主管の局部変形により破壊する場合を対象としている。一方、支管局部座屈型(Mode 3)の破壊も主管の局部変形に起因しているが、一般的な耐力式を誘導するに足りるだけの資料数がないため、ここでは耐力式を誘導せず、Mode 3で破壊しないための次の条件を適用範囲に追加する。

$$B/T < 22 \text{ の時} \quad b/t < 30 \quad \dots \dots \dots (4.17)$$

Table 4.13 Summary of the formulae for predicting the yield and the maximum strength

Yield Strength	
<p>For $b/B < 0.75$</p> $M_{cy} = 0.64 \left\{ 1 + 2\beta \left(\frac{\beta + 2\sqrt{1-\alpha}}{1-\alpha} \right) \right\} M_0$ $M_0 = \frac{(B-2T)T^2}{2} \sigma_{yc}$ $\alpha = \frac{(b+2/3L)}{(B-2T)}$ $\beta = \frac{(d+2/3L)}{(B-2T)}$	<p>Validity range</p> <p>$17 \leq B/T \leq 50$</p> <p>$1.0 \leq d/b \leq 2.0$</p>
<p>For $0.75 \leq b/B < 1.0$</p> $M_{cy} = \mu \sqrt{To} \left\{ \sqrt{\eta^2 + (To/0.372)^2} - \eta \right\} (B-T)^2 (d-t) \frac{Z}{Z_f} \sigma_{yc}$ $To = \frac{T}{B-T}$ $\eta = 1.2 (1 - 3/2To) (1 - e_0) e_0$ $e_0 = \frac{(B-T) - (b+2/3L)}{2(B-T)}$ $\mu = \begin{cases} 0.952 & (\text{for } D/T \geq 22) \\ 0.657 & (\text{for } D/T < 22) \end{cases}$	<p>Validity range</p> <p>$17 \leq B/T \leq 50$</p> <p>$17 \leq D/T \leq 56$</p> <p>$1.0 \leq d/b \leq 2.3$</p>
<p>For $b/B = 1$</p> $M_{cy} = \mu To^{\frac{3}{2}} (B-T)^2 (d-t) \left(\frac{d}{b} + 3.41 \right) \frac{Z}{Z_f} \sigma_{yc}$ $\mu = \begin{cases} 0.671 & (\text{for } D/T \geq 22) \\ 0.406 & (\text{for } D/T < 22) \end{cases}$	<p>Validity range</p> <p>$17 \leq B/T \leq 50$</p> <p>$17 \leq D/T \leq 56$</p> <p>$1.0 \leq d/b \leq 2.3$</p>
Maximum Strength	
<p>For $b/(B-4T) > 0.9$</p> $M_{cmax} = 10.55BT \left(\frac{t}{B} \right)^{\frac{2}{3}} (d-t) \left(\frac{b}{B} - 0.49 \right) \frac{Z}{Z_f} \sigma_{ub}$	<p>Validity range</p> <p>$17 \leq B/T \leq 50$</p> <p>$17 \leq D/T \leq 56$</p> <p>$1.0 \leq d/b \leq 2.3$</p> <p>$0.5 \leq t/T \leq 1.0$</p>

6. 最大耐力の評価

第2章で述べたように、Mode 1で破壊する場合の継手の変形は大きく、 B/T が大で b/B が小さい場合、降伏耐力時においても主管フランジの面外変形は主管幅の1%を越える。Fig.4.20はSシリーズの実験最大耐力と降伏耐力の比 M_{max}/M_y と b/B_f の関係を示している。Mode 1で破壊する場合の M_{max}/M_y の比は1.60-4.43の間にあり降伏以後の余力が大きく、最大耐力時では大変形を伴っており、設計の際の指標として最大耐力は使用できない。

一方、Mode 2あるいはMode 4で破壊する場合は降伏以後の余力は小さく、変形も比較的小さいため設計上は主として強度が問題となり、降伏耐力とともに最大耐力の評価式も必要である。

角形鋼管の局部変形に起因する鋼管のコーナー部における応力集中による破壊に関して、第I編第3章で外ダイアフラム補剛された角形鋼管柱・はりラーメン接合部の引張形式の単純模型供試体の実験結果を基に耐力式を誘導し、その結果が $h_D=0$ の接合部にも適用可能であることを示した。

角形鋼管分岐継手に対しては耐力式は次式となる。

$$M_{cmax}/\sigma_{ub}B^2(d-t) = 3.85(T/B)^{5/3}(t/T)^{2/3}(Z/Z_f) \dots (4.18)$$

ここで、 σ_{ub} ：支管素材の引張強さ

Table 4.12にMode 4で破壊した供試体の実験値 M_{max} と計算値 M_{cmax} を示す。等幅継手の場合は(4.18)式により実験結果は安全側に評価されている。不等幅継手の場合は b/B の値により傾向が分れる。すなわち、 $b/B \geq 0.83$ の場合は、すみ肉溶接継目の寸法が小さいため早期に破壊したものを除き、(4.18)式により耐力評価が可能である。一方、

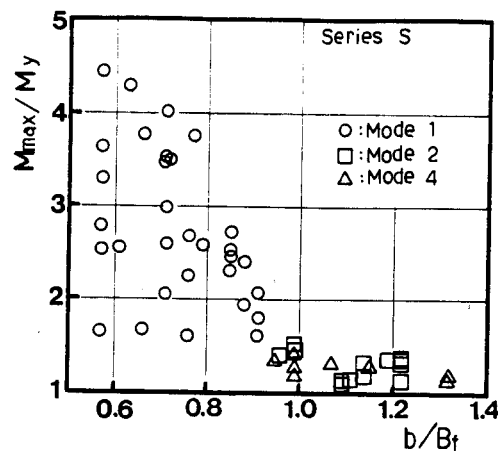


Fig.4.20 Relationships between M_{max}/M_y and b/B_f ratio

b/B = 0.75の場合、(4.18)式は耐力を過大評価しているが、実験値と計算値の相関は高く、5体の M_{max}/M_{cmax} の平均値 $m = 0.73$, 変動係数 $v = 0.084$ である。

Table 4.14にMode 2で破壊した供試体の実験値 M_{max} と計算値 M_{cmax} を示す。不等幅継手の場合の(4.18)式による推定精度は良好である。等幅継手の場合は、Szlendak⁵⁾の実験結果も含め、主管および支管が正方形鋼管の場合も長方形鋼管の場合も(4.18)式は耐力を過小評価している。しかし、実験値と計算値の相関は高く、22体の M_{max}/M_{cmax} の平均値 $m = 1.40$, 変動係数 $v = 0.093$ である。

以上のことより、(4.18)式の M_{cmax} と実験最大耐力 M_{max} との相関は高く、同式は最大耐力の評価式として有効である。しかし、 M_{max} と M_{cmax} の比は支管幅と主管幅の比

Table 4.14 Comparison between test and predicted results for specimens with Mode 2 type failure

Specimen	M max	M _{CL} max	M max
	(tf m)		M _{CL} max
S20-33/0.88-1.0/6	4.24	4.55	0.93
S20-33/0.88-1.0/9	5.09	4.55	1.12
S35-39/0.86-1.0/9	14.62	18.37	0.80
R35-15-56/0.83-1.0/1.0	3.46	3.51	1.01
R35-15-45/0.83-1.0/1.0	4.68	5.08	0.92
R35-15-37/0.83-1.0/1.0	6.27	7.00	0.90
R30-20-48/0.88-1.0/1.0	5.36	5.13	1.05
S20-33/1.0-1.0/4	6.50	5.28	1.23
S20-33/1.0-1.0/9	9.14	5.28	1.73
S15-25/1.0-1.0/6	5.04	3.68	1.37
S25-42/1.0-1.0/6	10.16	7.40	1.37
S30-50/1.0-1.0/6	14.54	10.55	1.38
S30-50/1.0-1.0/9	13.21	10.55	1.25
R35-15-56/1.0-1.0/1.0	5.78	4.34	1.33
R35-15-45/1.0-1.0/1.0	7.69	5.59	1.38
R35-15-37/1.0-1.0/1.0	9.82	7.31	1.34
R30-20-48/1.0-1.0/1.0	9.03	6.27	1.44
R15-10-47/1.0-1.0/1.0	1.07	0.79	1.36
A100-1.0-1.0/1	1.45	1.10	1.31
A100-1.0-1.0/3	1.28	1.10	1.16
A100-1.0-1.5/3	2.24	1.42	1.58
A100-1.0-2.0/2	3.20	2.19	1.46
A150-1.0-1.0/2	1.92	1.45	1.33
A150-1.0-1.5/2	3.81	2.38	1.60
A150-1.0-2.0/1	5.52	3.79	1.46
R20-33/1.0-1.0/1.5	14.41	9.42	1.53
R35-15-56/1.0-1.0/1.7	10.75	7.39	1.45
R35-15-56/1.0-1.0/2.3	18.24	13.77	1.32
R35-15-37/1.0-1.0/1.7	22.34	14.99	1.49

b/Bに影響されているため(4.18)式にb/Bの項を新に考慮する必要がある。Fig.4.21はTable 4.12およびTable 4.14の供試体のb/BとM_{max}/M_{cmax}の関係を示している。ただし、溶接継目寸法が不十分あるいは溶接部詳細が不適當であるため早期に破壊したと考えられる供試体は除外した。同図よりb/Bが大きくなるにつれM_{max}/M_{cmax}の値が大きくなり、両者の相関は高いことが分る。線形回帰分析により両者の関係式を求めると(4.19)式を得る。

$$M_{max}/M_{cmax} = 2.74 b/B - 1.34 \quad \dots \dots \dots (4.19)$$

そこで、(4.18)式に(4.19)式を乗じた次式を最大耐力の評価式とする。

$$M_{cmax}/\sigma_{ub}B^2(d-t) = 10.55(T/B)^{5/3}(t/T)^{2/3}(b/B - 0.49)(Z/Z_f) \quad \dots \dots \dots (4.20)$$

Fig.4.22にM_{max}と(4.20)式のM_{cmax}の関係を示す。図の縦軸,横軸ともσ_{ub}dB²で除し無次元化している。(4.20)式による推定精度は高く、M_{max}/M_{cmax}の平均値m=1.00,変動係数v=0.083であり、同式はMode 2あるいはMode 4で破壊する継手の耐力評価に有効である。したがって適用範囲はb/(B-4T)>0.9とする。

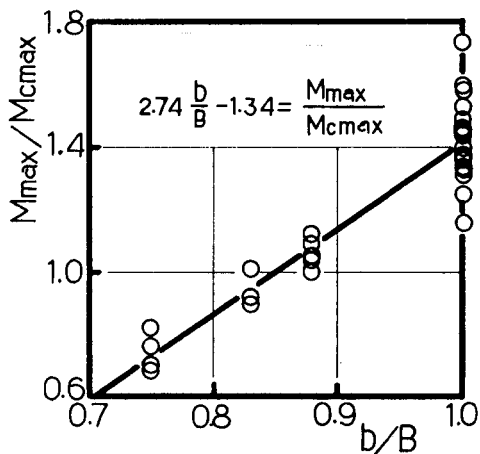


Fig.4.21 Relationships between M_{max}/M_{cmax} and b/B ratio

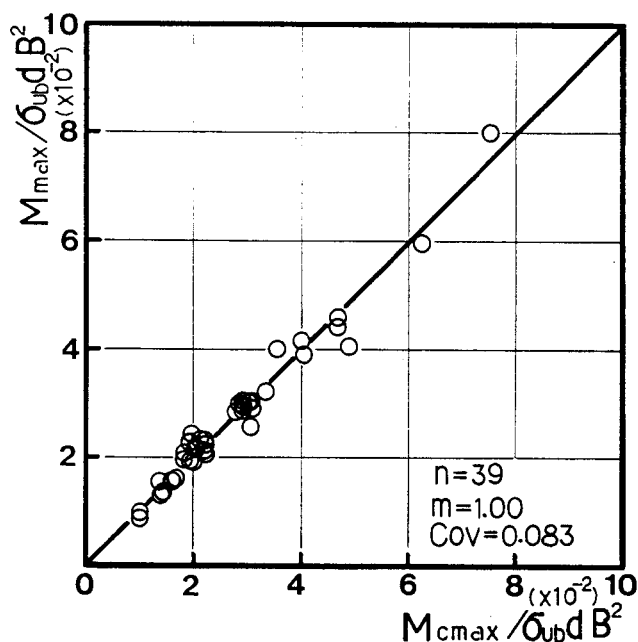


Fig.4.22 Comparison between M_{max} and M_{cmax}

ここで、引張形式の柱・はり接合部の模型実験から得た耐力式によって圧縮側主管の破壊であるMode 2の場合の耐力が予測できたのは以下の理由によるものと考えられる。

① 主管ウェブクリップリングは主管の局部変形に起因する支管コーナー部の応力集中により生じるため、その耐力は柱・はり接合部の引張形式の局部破壊と同様な接合部構成要素の寸法に関するパラメータによって支配される。

② 一般にこの種の局部破壊は圧縮側で破壊する方が引張側で破壊する場合より耐力が低いと考えられるが、支管端のモーメントとして一对の圧縮力と引張力が加わる時にはそれらの相互作用により引張形式の単純模型供試体の場合より局部変形が拘束され、圧縮側での耐力低下がそれほど生じない。

③ (4.18)式の基になる耐力式を誘導する際の基本資料となった供試体は、柱とダイヤフラムはすみ肉溶接されており、この部分が突き合せ溶接されたものに比べて耐力が劣る(第I編第2章 参照)。したがって、支管と主管の溶接が適切に行われていれば、結果として圧縮側の局部破壊耐力は引張側溶接部の破壊耐力とほぼ等しくなる。

7. 結言

支管より曲げを受ける角形鋼管T形分岐継手について、継手が局部破壊する場合の降伏耐力および最大耐力の評価式を提案した(Table 4.13)。提案式はMode 1の破壊形式からMode 2の破壊形式への移行を旨く説明しており、定性的にも定量的にも極めて妥当である。また、WardenierおよびSzlendak・Bródka等の耐力式に比べて推定精度は高く、適用範囲も広く、耐力式として有効である。

参考文献

- 1) Korol, R.M., M.El-Zanaty and F.J.Brady : Unequal Width Connections of Square Hollow Section in Vierendeel Trusses, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol.4, No.2, PP.190-201, 1977
- 2) Jubb, J.E.M., and R.G. Redwood : Design of Joints to Box Sections, The Institute of Structural Engineers , Conference on Industrialized Buildings and the Structural Engineer, U.K., PP.1-8, May, 1966
- 3) Mang, F., Ö. Bucak and F. Wolfmüller : The Development of Recommendations for the Design of Welded Joints between Steel Structural Hollow Sections (T- and X-Type Joints), CIDECT 5AD Final Report, Dec.1983
- 4) Wardenier, J. : Hollow Section Joints, Delft University Press, The Netherlands, 1982
- 5) Szlendak, J., and J.Bródka : Investigation into the Static Strength of Welded T Moment Unreinforced Joints in Rectangular Hollow Sections, IIW Document, XV-538-83, 1983

第5章 結論

本研究では支管より曲げを受ける角形鋼管のモーメントコネクションについて各破壊モードの挙動を調べ、耐力式を提案した。以下、得られた主要な結論を要約する。

第2章では、正方形鋼管分岐継手の広範囲の主管・支管の組み合わせについて実験を行い、破壊モードは4つに分類できることを明らかにし、各破壊モードと部材寸法比の関係を提示した。また、すみ肉溶接継目寸法が継手性能に与える影響を明らかにするとともに、支管端部加工が継手性能の改善に有効であることを示した。さらに、降伏耐力時の主管フランジの局部変形推定式を提案した。

第3章では、主管あるいは支管が長方形鋼管の場合について検討し、等幅継手の耐力評価には修正局部荷重(3.3式, 3.4式)を使用するのが合理的であること、主管せいと幅の比は耐力に影響を与えないことを明らかにした。また、主管ウェブのひずみ分布は主管ウェブを弾性基盤、主管フランジをその上に置かれたはりと考えた場合のたわみ曲線より求まることを明らかにし、耐力評価に際し必要な荷重および有効幅の基本的な考え方を提示した。

第4章では、第2章および第3章で得られた知見を基に、各破壊モードに対応した解析モデルを仮定し耐力式を解析的に誘導した後、実験結果と比較検討し、統計的手法を用いるとともに、破壊モードと寸法パラメータの関係を考慮し降伏耐力式を提案した(Table 3.13)。また、等幅継手あるいは支管幅と主管幅の比が1に近い不等幅継手について、第I編第3章で提案した柱・はりラーメン接合部の局部破壊耐力式を基にした最大耐力式を提案した(Table 3.13)。さらに、諸外国の研究結果とも比較し、提案式が極めて適用範囲が広く、かつ推定精度も高いことを確認した。

謝 辞

本論文は著者が神戸大学助手として在職して以来今日まで、神戸大学教授 金谷 弘博士の御指導のもとに行った研究をまとめたものである。金谷 弘先生には、卒業研究に際し鋼構造物における接合部の重要性について御教示を賜って以来今日に至るまで、終始変らぬ暖かい御指導と御鞭撻を頂きました。厚く御礼申し上げます。

神戸大学教授 進藤明夫博士、同 水畑耕治博士、同 山田 稔博士には本研究に対し有益な御指摘、御討論を頂きました。ここに、深甚の謝意を表わします。

神戸大学教務職員 上場輝康氏には実験に際し多大な御尽力を頂くとともに有益な御助言を頂きました。また、研究室に所属した大学院生、卒論生諸氏には実験および資料整理に際し惜しみない御協力を頂きました。心より感謝致します。

本論文の清書に際し、神戸大学大学院生 坂本真一君の御協力を得ました。心より感謝致します。