

Title	鋼管柱・H形はり接合部の実験的研究
Author(s)	上場, 輝康
Citation	大阪大学, 1989, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/2306
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

Osaka University

鋼管柱・H形はり接合部の実験的研究

昭和63年11月

上場輝康

目次

	頁
1章 序論	1
1. 序	1
2. 接合部の力学性状に関する既往の研究	4
2. 1 局部破壊	4
2. 2 局部変形	5
2. 3 接合部パネルの力学性状	5
3. 研究目的並びに本論文の構成	8
2章 単純模型実験	11
1. 序	11
2. 補強接合部の単純模型実験	11
2. 1 実験概要	11
2. 2 実験結果	15
2. 3 考察	16
3. 無補強接合部の単純模型実験	19
4. スチフナーリングとフランジの接合詳細の違いの影響	20
5. 接合部の弾性解析	24
5. 1 FEM 解析モデル	24
5. 2 耐力	26
5. 3 局部変形	29
6. 結論	33
3章 局部破壊耐力推定式	35
1. 序	35
2. 局部破壊耐力推定式の誘導	36
2. 1 最大耐力	36
2. 2 降伏耐力	36
2. 3 初期降伏耐力	38
2. 4 耐力推定式の検討	42
3. 耐力推定式の適用範囲	43
3. 1 無補強の場合	43
3. 2 フランジにテーパのある場合	44
3. 3 径厚比の大きい場合	46
3. 4 鋼管とフランジの鋼種が異なる場合	48

3. 5	スチフナーリングとフランジの板厚が異なる場合	50
4.	終局強度式の提案	53
4. 1	許容力式	53
4. 2	強度式	56
5.	局部変形の剛性推定式の誘導	59
6.	結論	62
4章	鉛直荷重形式の局部破壊実験	65
1.	序	65
2.	部材寸法の影響（実験Ⅰ）	65
2. 1	実験概要	65
2. 2	実験結果	66
2. 3	考察	68
3.	接合詳細の違いの影響（実験Ⅱ）	73
3. 1	実験概要	73
3. 2	実験結果	74
3. 3	考察	76
4.	結論	78
5章	水平荷重形式の局部破壊実験	79
1.	序	79
2.	水平荷重実験	79
2. 1	実験概要	79
2. 2	実験結果	81
2. 3	考察	86
3.	既往の実験との比較	90
4.	結論	92
6章	溶接構造用遠心力鋳鋼管の局部破壊実験	93
1.	序	93
2.	鉛直荷重実験	94
2. 1	実験概要	94
2. 2	実験結果	97
2. 3	考察	99
2. 4	径厚比の小さい鋳鋼管の接合部実験	104
3.	水平荷重実験	107

3. 1	実験概要	107
3. 2	実験結果	107
3. 3	考察	108
4.	結論	112
7章	繰返し応力の影響	113
1.	序	113
2.	スチフナーリング形状の影響（実験Ⅰ）	113
2. 1	実験概要	113
2. 2	実験結果	115
2. 3	考察	118
3.	スチフナーリングとフランジの接合詳細の違い（実験Ⅱ）	119
3. 1	実験概要	119
3. 2	実験結果	120
3. 3	考察	123
4.	結論	125
8章	接合部パネルのせん断耐力と剛性	126
1.	序	126
2.	鋼管径厚比と軸力の影響（実験Ⅰ）	126
2. 1	実験概要	126
2. 2	実験結果	128
2. 3	考察	131
3.	縦スチフナーの影響（実験Ⅱ）	141
3. 1	実験概要	141
3. 2	実験結果	142
3. 3	考察	143
4.	結論	149
9章	接合部変形の骨組変形への寄与率	151
1.	序	151
2.	解析	151
2. 1	解析方法	151
2. 2	解析モデル	153
3.	解析結果と実験結果との比較	154
4.	接合部変形の寄与率	156

5.	エネルギー寄与率	159
6.	結論	160
10章 結論		161
謝 辞		163

記号

- A_f : フランジ断面積
 A_p : 鋼管断面積
 B_e : 有効幅
 B_f, B_f' : フランジ幅
 D, D_p : 鋼管および接合部パネルの外径
 D_m : 鋼管平均管径
 E_o : $= \text{Min}\{cM_{cy}, cM_{by}, cM_{py}, cM_{ly}\} * \delta y / 2$
 F : 試験機荷重
 F_{max}, F_y : はり端最大荷重、降伏荷重（実験値）
 cF_{by}, cF_{cy} : はりおよび柱部材の降伏耐力計算値
 cF_{lmax}, cF_{ly} : 局部破壊最大耐力および降伏耐力推定値
 cF_{py} : 接合部パネル降伏耐力計算値
 H : はりせい
 h : 柱の反曲点間距離
 h_b : はりフランジ重心間距離
 h_s : スチフナーリングせい
 K_{Lo} : 鋼管局部変形の弾性剛性
 cK'_{Lo}, cK_{Lo} : 鋼管局部変形の弾性剛性推定値
 $FEMK_{Lo}$: FEM 解析から得た鋼管局部変形の弾性剛性
 $r_{em}K_{Lo}$: 文献 17), 18) の FEM 解析から得た鋼管局部変形の弾性剛性
 K_{cLo}, K_{tLo} : 圧縮フランジおよび引張フランジ側の鋼管局部変形の弾性剛性
 L : はりの反曲点間距離
 M : はり端モーメント
 M_{max}, M_y : 最大荷重、降伏荷重（実験値）
 M_{cr} : 接合部パネルせん断座屈発生荷重
 cM_{by}, cM_{cy} : はりおよび柱部材の降伏耐力計算値
 cM_{lmax}, cM_{ly} : 局部破壊最大耐力および降伏耐力推定値
 cM_{py} : 接合部パネル降伏耐力計算値
 cM_{wp} : すみ肉溶接部の降伏耐力計算値
 N, N_y : 柱の軸力と降伏軸力
 $N_{u,m}, N_{y,m}$: 終局および降伏耐力平均値
 $N_{u,n}, N_{y,n}$: 終局および降伏耐力公称値
 P_a : 長期荷重のときの円形鋼管の局部破壊に対する許容力
 gP_a : 円形鋼管ガセットプレート継手の許容力
 P_{max}, P_y : 最大荷重、降伏荷重（実験値）

- P_{cmax}, P_{cy} : 局部破壊最大耐力および降伏耐力推定値
 gP_{cmax}, gP_{cy} : 鋳鋼管の局部破壊最大耐力および降伏耐力推定値
 P_{vy} : 初期降伏荷重 (実験値)
 $FEMPy$: FEM 解析から得た初期降伏耐力
 $FEMPcy$: 初期降伏耐力推定値
 P_c : キレツ発生荷重
 R : 鋼管平均半径
 R_{py} : $= cM_{py} / \text{Min}\{cM_{by}, cM_{cy}\}$
 $R_{u,d}$: 設計用最大強さ
 $R_{y,d}$: 短期許容力
 r : 入りすみ部のアールの半径 (公称)
 S : 残差平方和
 s : 確率分布を対数正規分布と仮定したときの標準偏差
 t_f : はりフランジ厚
 t_p : 鋼管管厚
 t_{tp} : 接合部パネル管厚
 t_s : スチフナーリング厚
 t_w : はりウェブ厚
 V_p : 接合部パネルの体積 $= \pi D m t_p h_b$
 VR : 局部破壊耐力推定式の変動係数
 α : 破壊確率
 $\alpha_1 \sim \alpha_3$: 剛性低下率およびバウジंगाー効果を決める係数
 γ : 接合部パネルせん断ひずみ
 γ_{max}, γ_y : 最大荷重時および降伏荷重時の接合部パネルせん断ひずみ
 γ_{pa} : 設計荷重時の接合部パネルのせん断ひずみ
 $c\gamma$: 接合部パネルせん断ひずみの弾性計算値
 δ : 全体変形
 δ_c : キレツ発生時の変位
 δ_F : フランジ変形 ($= \delta - \delta_L$)
 δ_L : 鋼管局部変形, 局部変形のはり端変位への寄与分
 δ_L^{max} : 最大荷重時の鋼管局部変形
 δ_{cL} : 圧縮フランジ側鋼管局部変形
 δ_{TL} : 引張フランジ側鋼管局部変形
 δ_o, δ_{Lo} : 弾性域単位荷重当たりの全体変形、局部変形
 δ_{max}, δ_y : 最大荷重時および降伏荷重時の変位
 δ_y' : 剛性が弾性剛性の 1/3 になったときのはり端変位

- ϵ : 誤差項
- θ_{max}, θ_y : 最大荷重時および降伏荷重時の変形角
- θ_0 : 弾性域単位荷重当たりの変形角
- θ_p : 接合部パネルの変形を変形角に変換した値
- θ_L : 鋼管の局部変形を変形角に変換した値
- θ_B : はりの変形を変形角に変換した値
- θ_c : 柱の変形を変形角に変換した値
- θ_{py} : $= cM_{py} \cdot \theta_0$
- ν : 安全率
- σ_u : 鋼管最大応力度
- σ_{uf}, σ_{us} : フランジおよびスチフナーリングの最大応力度
- σ_y, σ_{yp} : 鋼管降伏応力度
- σ_{yf}, σ_{ys} : フランジおよびスチフナーリングの降伏応力度
- τ : 接合部パネルせん断応力度
- τ_{max} : 接合部パネル最大せん断応力度
- η_u : 継手効率 ($= P_{max}/A_f \cdot \sigma_{uf}$)
- κ : 形状係数 = 2.0
- λ : D/L
- μ : H/h
- ϕ_u, ϕ_y : 耐力係数

1 章 序 論

1. 序

鋼管は曲面から構成された閉鎖型断面形状であり、その断面形状にはまったく方向性のないことからスパン方向、けた行方向ともラーメン架構の柱にはうってつけの構造部材である。また、構造部材としては横座屈、ねじり座屈は生じず、開断面形状の一般形鋼部材に比べて局部座屈しにくいという特徴を持ち、他の形鋼部材に比べて断面性能は優れている。従って、圧縮材および曲げ材として使用されるとき非常に有利であると言える。

一方、円形鋼管をラーメン架構の柱に使用した場合、柱・はり接合部では次のような問題点が指摘される。

平面の集合からなる一般形鋼や角形鋼管に比べて柱・はりの接合部詳細は複雑になりやすく、また閉鎖形断面の性質による局部変形とそれに起因する応力集中により、はりフランジからの応力が柱に円滑に伝達されず早期に接合部が局部破壊する可能性がある。

ここで、局部変形とは、はりフランジから加えられる力によって生じる鋼管壁の局部的な面外変形を指し、局部破壊とは鋼管壁の局部的な崩壊、あるいはスチフナーリングとはりフランジによって構成される入りすみ部に発生するキレットによる破壊を指すものとする。

これらの問題は他の部材を柱に使用した鋼構造物にも共通のものであるが、特に閉鎖断面部材を使用した接合部ではその影響は大きい。このような問題に対する配慮に欠けると、はりから柱への応力の伝達が円滑に行われず、局部変形および過度な応力集中あるいは水平荷重時の接合部パネルのせん断変形により接合部の剛性と強度が著しく低下するため、架構全体の耐力・変形能力にも大きな影響を与える。従って、柱あるいははり部材の崩壊に先立って、接合部が早期に局部破壊しないようにするためには、局部変形に対する補強が問題となる。

局部変形に対する補強形式については次の3つが考えられる。なお、柱とはりを直接接合する無補強接合部は局部破壊する可能性が大きく、強度・剛性・変形能力の点で問題があるため、簡単な架構を除くと殆ど例が無い。

- a) 内ダイアフラム
- b) 通しダイアフラム(はり貫通型)
- c) スチフナーリング(柱貫通型)

柱に円形鋼管を使用した場合、a)の内ダイアフラム形式の接合部は一般的でなく、はりせいの異なる接合部でb)の通しダイアフラム形式と組み合わせて使用されることが多い。通常はb)、c)の通しダイアフラムあるいはスチフナーリング等、局部変形に対する補強を介して柱とはりを溶接するのが普通である。

通しダイアフラム形式はいわゆるはり貫通型の接合形式でダイアフラムが柱のノードを構成し、かつ、はりフランジと接合されているため、はりフランジの応力は隣接するはり部材や柱に円滑に伝達される。局部変形に対する補強としては非常に有効であるが、はり貫通型のため柱が不連続となり、かつ溶接詳細が複雑となるため溶接の施工という要素が非常に重要な問題となる。

柱貫通型のスチフナーリング形式は柱の外回りの補強となるため、溶接の施工は比較的簡単となるが、鋼管の局部変形が重要な問題となり、接合部の強度・剛性を保証するスチフナーリングの形状、寸法等の設計詳細が問題となり、それらを合理的かつ簡便に与える設計式が必要となる。

さらに、はりフランジ応力による鋼管の局部変形ははり端の回転角に直接反映されることから、架構全体の变形挙動に与える影響は大きく、局部変形に対する合理的な評価法の確立が望まれる。

接合部の問題としてもう一つ検討されなければならないのは、骨組が水平荷重を受けるときの接合部パネルの力学性状である。骨組が水平荷重を受けると柱・はり接合部に大きなせん断力が加わるのは周知の通りで、この部分の強度・変形能力が不足すると接合部パネルでの早期のせん断降伏あるいは座屈が発生し、架構全体の復元力特性の劣化の原因となる。

骨組の復元力特性に与える接合部パネルの影響が大きいのは言うまでもなく、“新耐震設計法”施行以来、骨組の吸収エネルギーの中で接合部パネルが果たす役割が再認識されている。

しかし、柱に円形鋼管を使用した場合の接合部パネルのせん断剛性・強度・変形能力および接合部パネルのエネルギー吸収についての知識は、一部を除き従来からの経験によるものでしかなく、系統的な実験あるいは解析に基づく定量的な評価が得られていないのが実状である。

さらに、仕口部分の局部変形とせん断変形を合わせた接合部変形が架構全体の挙動に与える影響について触れているものは過去に無く、その定量的評価を実験的かつ解析的に明らかにすることは非常に意義のあるところと思われる。

本論文は、建築物で使用される柱貫通型でスチフナーリング形式の円形鋼管柱・H形はり接合部の力学性状に関する実験的研究で、骨組の仕口の局部破壊

および接合部パネルの力学性状を明らかにし、従来明確な設計指針のなかったこの種接合部の合理的かつ簡便な設計式を提案することを目的とする。

局部破壊については、接合部を単純化した模型供試体により系統的な実験を行い、その結果を基に回帰分析の手法を使用して接合部各因子が最大荷重および降伏荷重に与える影響を定量的に評価した局部破壊耐力推定式を誘導する。さらに、部分架構供試体による鉛直荷重実験並びに水平荷重実験を行い、実際の構造物への耐力推定式の適用を検討し、局部破壊耐力の設計式の提案を試みる。

接合部パネルの挙動については、部分架構供試体により水平荷重時を想定した系統的な実験を行い、その強度・変形性能について明らかにする。

さらに、有限要素法による弾性解析を実験供試体に対応したモデルで行い、実験結果と比較し解析的な検討を試みる。

特殊な形状を持つ溶接構造用遠心力鋳鋼管（以下、鋳鋼管と呼ぶ）接合部についても部分架構供試体により鉛直荷重実験並びに水平荷重実験を行い、接合部の局部破壊および水平荷重時の接合部パネルの力学性状を明らかにする。

2. 接合部の力学性状に関する既往の研究

鋼管をラーメン架構の柱に使用した場合、前章で述べたように二つの問題が指摘される。一つは鋼管の局部変形により接合部の剛性と強度が著しく低下する局部破壊の問題であり、他は柱部材に共通な水平荷重時の接合部パネルの力学性状である。

ここでは、鋼管特有の問題である局部破壊について過去に行われた研究成果を初めに述べ、次に水平荷重時の接合部パネルの問題に関する研究成果について述べる。

2. 1 局部破壊

破壊形式が鋼管壁の局部的な崩壊の場合、局部変形と柱軸力の2次的な効果と合わせて鋼管壁の面外変形は著しく進展し、柱の耐力が急減するため架構の復元力特性は急激に劣化する。入りすみ部に発生するキレツにより接合部が破壊する場合、キレツの進展によるはりの断面性能の低下のため、架構の復元力特性は劣化する。

このように、適切な補強がなされていないと局部破壊は大きな耐力低下をもなう破壊性状を示し、架構の強度・変形能力を大きく劣化させる原因となる。

過去においては、主として、鋼管壁に有効幅を想定したリング置換による考察が行われており、日本建築学会「鋼管コンクリート構造設計基準同解説」¹⁾ および、土木学会「海洋構造物設計指針(案)」²⁾にそれぞれ独自の設計式が提案されている。

文献 1) では接合部をT形断面を持つリングに置換し、弾性応力解析に基づいて耐力を推定している。黒羽等は、スチフナーリングの形状が過度の応力集中をもたらさないように選ばれば、有効幅として(1.1)式の値を用いて安全な設計が可能であることを示している。³⁾

$$B_e = 1.52\sqrt{R_{tp}} + t_f \quad \dots (1.1)$$

ここに、はりからの応力は一点集中荷重として取扱う。

この方法では、有効幅はスチフナーリングの剛性と無関係に定められており、はりフランジ幅の効果が考慮されていない。さらに、得られた有効幅を基に弾性応力解析を行わなければならない。接合部の強度を簡便な形で直接求めることは出来ない。

文献 2) の設計式は秋山等⁴⁾の実験研究に基づく提案式であるが、リングモデルとしてスチフナーの断面積に等しい管壁断面を協力幅と仮定したT形断面を用い、単純化した崩壊機構を仮定して誘導した半実験式である。はりからの

応力はフランジ幅に等しい間隔を持つ二点集中荷重に置き換えられている。ここでは、最も応力集中の著しい集中荷重点でリングの曲げモーメントを 0 とおく簡略化がなされている。

以上の解析では、有効幅を使って鋼管をリングに置換して局部耐力を検討している。このようなリング置換による解析法では接合部の局部破壊に対する部材寸法の効果を正確に評価することが出来ず、後述のようにスチフナーリングのせいが低い場合には耐力を著しく過小評価し、スチフナーリングせいを考慮しないため異なった安全率を与える結果となっている。

2. 2 局部変形

耐力に関する研究例は上に述べた通りであるが、局部破壊の原因となるはりフランジ応力による鋼管壁の局部変形に関する研究は数少なく、僅かに上述の鋼管をリングに置換した解析で局部変形を検討しているのみである³⁾。それについてもスチフナーリングせいの影響を考慮していない有効幅を使用していることから、合理的な評価法であるとは言えず、この面からも系統的な実験研究が必要である。

2. 3 接合部パネルの力学性状

架構の設計に際して、接合部パネルの性能として要求されるのは、

- a) 保有耐力：部材の崩壊に先立って接合部パネルが破壊しない
- b) 変形性能：接合部パネルの変形能力が骨組の変形能力を限界づけるものではない
- c) 吸収エネルギー：骨組の吸収エネルギーの 1/3 以上が柱はり接合部でなされる

の3つであり、日本建築学会「建築耐震設計における保有耐力と変形性能」⁵⁾でも接合部パネルが架構構成部材の中で果たす役割が重要であることを述べている。

過去における、円形鋼管を用いた接合部パネルの水平荷重時の挙動についての系統的な研究は、日本建築学会「鋼構造設計規準」⁶⁾に提案されている接合部パネルの設計式の基となった一連の仲・加藤等の報告^{7), 8), 9)}のうち柱に円形鋼管を使用した研究報告、久光・坂本等による報告^{11), 12)}並びに若林・佐々木等による報告¹³⁾がある。

仲・加藤等は実大実験により接合部パネルの力学性状を調べ、せん断流れの考え方により求めた接合部パネルの変形と降伏耐力、並びに局部変形が接合部の変形および強度におよぼす影響を検討している。それらの結果を基に、接合部パネルの設計式を¹⁰⁾提案している。しかし、供試体数が2体で、かつ鋼管に

鋳鋼管を使用したX型供試体の接合部に逆対称荷重を加えているため、はりに軸力が存在し、水平荷重時の鋼管接合部の応力状態とは若干異なっている。また、接合部パネルではせん断降伏が見られるがせん断座屈は発生せず、いずれの供試体も接合部パネル以外の部材で破壊している。

久光・坂本等は、鋼管を柱材に用いた純鉄骨構造の柱・はり接合部について、せん断による早期降伏は許さないという設計見解を取った場合の接合部パネルに対する合理的な補強方法とその設計式を見出すため、接合部パネルに一定軸圧を加え、正負交番繰り返し載荷実験を行ない、接合部の強度・剛性並びに弾塑性域での力学性状を検討している。接合部パネルのせん断降伏については詳細に検討しているが、実験供試体の大部分は、柱あるいははり部材の破壊により最大耐力が決まっているため、降伏後の接合部パネルの破壊についての記述は少ない。さらに、接合部パネル部でせん断破壊した供試体は接合部パネル部の鋼管厚を柱部分より薄肉にし、せん断強度を故意に低下させたものである。

すなわち、通常のラーメン架構の接合部パネル（柱部分と接合部パネル部の管厚が等厚）のせん断破壊に関する研究はほとんど無いと言える。

若林・佐々木等は柱に鋳鋼管を使い、以下の2点に着目した引張型実験、鉛直荷重実験、水平荷重実験を行っている。

- a) 鋼管柱の厚肉部(接合部パネル部分)の管壁厚さおよびその長さが、接合部の性能に与える影響
- b) 接合部のスチフナーリングの有無およびスチフナーリングの寸法の相違による接合部性能の差異

さらに、模型実験と実大実験を行いスケールエフェクトについても検討しており、以下のことが報告されている。

- (1) スチフナーリング補強した接合部は、無補強のものに比較して、その耐力・変形能力は格段に優れている
- (2) 鋼管厚肉部の管壁長さおよび厚さが接合部全体の挙動に及ぼす影響は大きい
- (3) 無補強の鋼管接合部では、はりフランジプレートが鋼管柱に取りついている部分（入りすみ部）に応力が集中し、この部分の脆性的な破壊が接合部の耐力を決定する
- (4) 実大実験と模型実験を比較して、模型実験から得た結果は十分信頼できるものである。さらに、鉛直荷重を受ける接合部については、“引張型”実験によって十分接合部の性質を調べ得ることもわかった。

この実験では、鋳鋼管の接合部パネルが厚肉になっているため、鉛直荷重、水平荷重実験とも供試体はいずれもはりの局部座屈により最大荷重に達しており、接合部の局部破壊あるいは接合部パネルのせん断降伏は見られない。

引張型実験の結果についても (1.1) 式の有効幅を使ったリング置換による耐力と比較し、定性的な結論を述べているのみで、定量的な結果は得られていない。

接合部パネルの解析的な研究として、田口、笹川^{(4)、(5)}により、いわゆるせん断流れの考え方とは異なる鋼管肉厚内でのせん断応力の変化を考慮した接合部の応力および変形に関する弾性解が求められている。そして、せん断流れ理論による解と田口等が求めた精解値との誤差が径厚比の関数になることを示し、径厚比が 10 位ではその誤差は 10 %程度であることを示している。

鋼管接合部の接合部変形については、久光・坂本等が接合部パネルの 1/2 部分を片持ちばりとして仮定して求めたせん断変形の計算値が実験値と一致する事を示しているのみで、塑性域での局部変形を含めた変形性状に関する記述は殆どない。さらに、弾塑性域にわたっての部材並びに接合部の変形能力（とくに接合部パネルのせん断変形・エネルギー吸収並びに局部変形の影響）の問題については皆無である。

3. 研究目的並びに本論文の構成

2節で述べたように、スチフナーリング形式の鋼管接合部の局部破壊耐力・変形に影響する因子の効果を解析的に評価し、簡便な設計式を得ることは困難である。また、接合部パネルのせん断破壊に関する研究は殆ど無い。

本論文では、実験を主とした検討を行ない、鋼管柱・H形はり接合部の力学性状を明らかにする。

局部破壊実験は、種々の荷重状態での接合部の力学性状を調べるため、単純模型実験、鉛直荷重実験、水平荷重実験並びに繰返し荷重実験を行なっている。

単純模型実験では、局部破壊に関係する接合部各因子の影響並びに相互の関係を明らかにし、実験結果を基に、回帰分析の手法を使用して接合部各因子の効果を定量的に評価した局部破壊耐力推定式の誘導を試みる。

鉛直荷重実験および水平荷重実験は、実際の接合部の力学性状を明らかにするために、はりにH形鋼を使用した部分架構供試体で行ない、はりフランジから接合部に引張及び圧縮荷重が加わったときの影響並びにその協同作用について検討する。さらに、H形はりが取付く接合部が局部破壊する場合の耐力計算に、推定式を用いることの妥当性も合わせて検討する。

繰返し荷重実験は、接合部が繰返し荷重を受ける場合の力学性状を明らかにするために、鉛直荷重形式で正負交番繰返し実験を行ない、その結果を単調載荷の鉛直荷重実験と比較検討する。

特殊な接合部断面形状を持つ鋳鋼管を柱に使用した場合の接合部について、部分架構供試体で鉛直および水平荷重実験を行ない、通常の鋼管接合部について得られた局部破壊耐力推定式を基に簡便な設計式を求める。

従来の弾性理論では、ここで取り上げている複雑な形状を持つ接合部は解析できないことは既に述べた通りであるが、有限要素法による接合部の弾性解析を試み実験結果と比較検討する。

接合部パネルのせん断破壊（せん断降伏でないことに注意）に関する研究がほとんど無いことは既に述べた通りである。この問題を明らかにするために、鋼管の径厚比を変化させた一連の実験で接合部パネルの耐力・変形能力と鋼管の径厚比との関係を検討する。さらに、弾性域での接合部パネルの性状をFEM解析で求め、実験結果と比較検討する。

部材並びに接合部の弾塑性挙動については、接合部のせん断変形と局部変形を考慮したたわみ角法の計算値と実験結果を比較する。

本論文は10章からなり、2章から7章までは局部破壊の力学性状について

記述している。8章は接合部パネルの力学性状について、9章では接合部変形の影響について記述している。

鋼管柱・H形はり接合部の局部破壊に関する挙動を明らかにするために、2章では接合部を単純化した模型供試体(以下、単純模型と呼ぶ)により引張実験およびFEM解析を行い、局部破壊に関係する接合部各因子の影響並びに相互の関係を明らかにする。[文献 R1) に発表]

3章では、2章の実験結果を基に回帰分析を利用して接合部各因子の効果を定量的に評価した耐力推定式を誘導する。さらに、推定式の妥当性を検討するため、種々の単純模型実験への適用を試みる。[文献 R2) に発表]

また、耐力推定式を基にして簡便な形にした局部破壊の許容力式(日本建築学会「鋼管構造設計施工指針」に採用されている)を誘導し、さらにLRFDの考え方に基づいたより合理的な局部破壊耐力の終局強度式を提案する。

耐力推定式を誘導をする際には、局部破壊に関係する各因子の効果だけでなく、実験結果の誤差(寸法、施工、測定誤差等)も合わせて評価するため、耐力推定式中には不確定な要素が含まれている。2章のFEM解析結果を利用して部材寸法が局部変形に与える影響を解析的に調べ、初期降伏耐力と局部変形の剛性を推定する式を誘導し、耐力と変形に与える接合部各因子の影響を明らかにする。[文献 T37), T38) に発表]

2章の単純模型実験では、はりには1枚のフランジアプレートで構成され、接合部に加わる応力は引張力のみであった。4, 5章では、実際の接合部の挙動を明らかにするため、はりにH形鋼を使用した部分架構供試体で鉛直荷重実験と水平荷重実験を行ない、はりフランジを通じて接合部に引張および圧縮応力が加わったときの影響並びに、その協同作用について検討する。さらに、実際の接合部が局部破壊する場合の耐力推定に推定式を用いることの妥当性を検討する。[文献 R3) に発表]

6章では、柱に鋳鋼管を用いた部分架構供試体により鉛直荷重並びに水平荷重実験を行ない、接合部の局部破壊耐力について、推定式の妥当性を調査し、あわせて接合部パネルのせん断耐力についても検討する。[文献 R4) に発表]

7章では、鉛直荷重形式で行った鋼管接合部の繰返し荷重実験について述べ、接合部の耐力・変形能力について、単調載荷実験と比較検討する。

8章では、部分架構供試体のせん断破壊実験について述べ、鋼管径厚比並びに軸力が接合部パネルのせん断耐力と変形能力に与える影響を検討する。さらに、供試体と対応したモデルで有限要素法による弾性解析を行い実験結果と比較検討する。[文献 K25), K40), T29), T32) に発表]

9章では、8章で行った水平荷重実験を対象として、逆対称荷重を受ける架構の弾塑性解析を行い、接合部変形が部分架構全体の変形に与える影響を調査

し、実験結果と比較した結果を報告する。〔文献 K24), T34), T35) に発表〕

なお、以上の研究成果の一部はすでに日本建築学会「鋼管構造設計施工指針」に採用されている。

10章では2章から9章までの研究成果を総括している。

2 章 単純模型実験

1. 序

本章は、スチフナーリングで補剛された鋼管柱とH形はり接合部の力学性状の一連の研究のうち、基礎となる単純模型実験に関するものである。

接合部の局部破壊耐力について、影響する因子の効果を解析的に評価し、簡便な設計式を得ることは、前にも述べたように非常に困難である。従って、ここでは、接合部を単純化した模型を用い、局部破壊に関係する接合部の諸因子を系統的に変化させた実験を行うとともに、各因子の効果を解析的に明らかにするため有限要素法による弾性解析（以下 FEM 解析と呼ぶ）を行い、部材寸法が接合部の力学性状に与える影響を調べる。

さらに、はりフランジとスチフナーリングの溶接部詳細が接合部の耐力・変形性能に与える影響を調査するため、はりフランジとスチフナーリング入りすみ部の接合詳細を変化させた実験も行う。

本章でとり上げた部材寸法に関する因子は、鋼管の径厚比 (D/t_p)、スチフナーリングせいと管径の比 (h_s/D)、はりフランジ幅と管径の比 (B_f/D) およびスチフナーリング厚と管径の比 (t_s/D) の4つである。なお、はりフランジの厚さはすべてスチフナーリング厚に等しくとっている。使用する鋼管は電綫鋼管 STK 41、STK 50 および溶接構造用遠心力鋳鋼管 SCW 50CF である。

実験は次の3つからなっている。

- a) 補強接合部の単純模型実験
- b) 無補強接合部の単純模型実験
- c) フランジとスチフナーリングの接合詳細を変化させた単純模型実験

2. 補強接合部の単純模型実験

2. 1 実験概要

1) 供試体

供試体は鉛直荷重を受けるラーメン架構の柱・はり接合部からウェブと圧縮側フランジを取除いて引張側フランジ部分のみを想定した単純模型である。供試体を 図-2.1 に示す。スチフナーリングとフランジの継手は突合わせ溶接で、入りすみ部ではエンドタブをつけずにまわし溶接をしている。溶接棒は、STK 41 級はイルミナイト系、STK 50 級は低水素系のものを使用している。

供試体数は 25 体で、その目的に応じて次のように分類できる。

A. 鋼管の径厚比 (D/tp) とスチフナーせい (hs) の影響を調べる。

($D=216.3$ mm, $Bf=100$ mm, $ts=9$ mm 一定)

1 系列 $hs=0$ mm D/tp : 4 種類

2 系列 $hs=15$ D/tp : 4 種類

3 系列 $hs=30$ D/tp : 4 種類

4 系列 $hs=45$ D/tp : 3 種類

B. A 項供試体から特定のスチフナーせい (3 系列) を選び、スチフナーリング厚 (ts) とフランジ幅 (Bf) の影響を調べる。

($D=216.3$ mm, $hs=30$ mm 一定)

$Bf=100$ mm ts : 3 種類 tp : 2 種類

$ts=9$ mm Bf : 3 種類 tp : 2 種類

C. 鋼管径の大きい供試体について、スチフナーリング厚とフランジ幅の影響を調べる。

($D=318.5$ mm, $tp=10.3$ mm, $hs=50$ mm 一定)

$Bf=150$ mm ts : 4 種類

$ts=12$ mm Bf : 3 種類

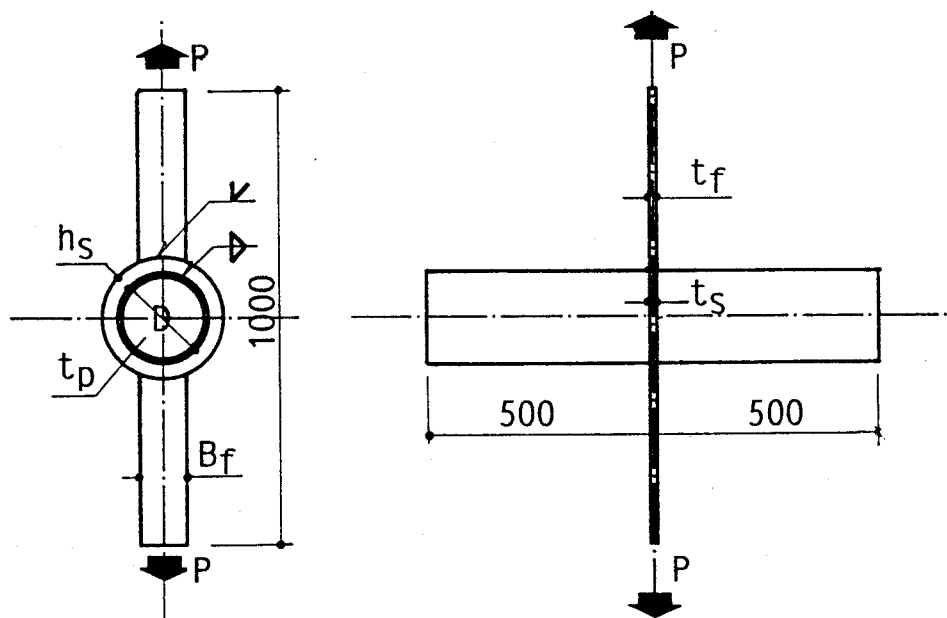


図-2.1 供試体

表-2.1(a) 供試体パラメータ (D/tp と hs/D) の関係

Series	hs/D	D/tp					
		18	22	27	32	36	54
1	0.0	1	1	1		1	
2	0.069	1	1	1		1	
3	0.139		1	5		5	1
5	0.157				6		
4	0.208			1		1	1

表-2.1(b) 供試体パラメータ (ts/D と Bf/D) の関係

Bf/D	ts/D × 10 ²							
	2.77	2.83	3.77	4.16	5.03	5.55	5.97	
0.314			Z					
0.347				X Y				
0.462	X Y			X Y		X Y		
0.472		Z	Z		Z		Z	
0.578				X Y				
0.629			Z					

X : Series 3(D/tp=27) Y : Series 3(D/tp=36)
 Z : Series 5

表-2.2 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Tube D × tp	Stiffener		Flange Bf
		hs	ts	
2-1	216.3×6			
2-2	8	15	9	100
2-3	10			
2-4	12			
3-1	216.3×4			
3-2	6	30	9	100
3-3	8			
3-4	10			
4-1	216.3×4			
4-2	6	45	9	100
4-3	8			
3-2A	216.3×6	30	9	75
3-2B	6		9	125
3-2C	6		6	100
3-2D	6		12	100
3-3A	216.3×8	30	9	75
3-3B	8		9	125
3-3C	8		6	100
3-3D	8		12	100
5-1	318.5	50	9	150
5-2	×10.3		12	150
5-3			16	150
5-4			19	150
5-2A			12	100
5-2B			12	200
1-1	216.3×6			
1-2	8	0	9	100
1-3	10			
1-4	12			

A 項供試体の径厚比とスチフナーリングせいの関係を表-2.1(a)に示す。表中の数字は供試体数を示す。

B, C 項供試体のスチフナーリング厚とフランジ幅の関係を表-2.1(b)に示す。なお、C 項にあたる供試体を5系列と呼ぶ。

供試体の名称・寸法を表-2.2に、3-2A~D, 3-3A~D および5系列の供試体に用いた鋼材の機械的性質を表-2.3(b)に、他の供試体の鋼材の機械的性質を表-2.3(a)に示す。表-2.3(a)中の溶接構造用遠心力鋳鋼管は内面を機械仕上げすることで所定の管厚にしている。

2) 加力方法

図-2.1に示すように、供試体のフランジ軸方向に引張力を加える。弾性域および剛性が弾性剛性の1/3になるとき、合わせて2回除荷し、その後破壊に至るまで加力した。使用した試験機は油圧式万能試験機で、1~4系列は容量

表-2.3(a) 素材の機械的性質

Column & Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %
216.3×4	STK 41	3.3	4.6	30
6	STK 50	3.6	5.4	32
8	SCW 50CF	3.6	5.1	31
10	SCW 50CF	3.6	5.3	25
12	SCW 50CF	3.6	5.4	28
PL-9	SM 50	3.9	5.3	26

Tube(STK41,50):JIS Z 2201 Type 12 Coupon
 Tube(SCW 50CF):Mill Sheet Values*
 PL-9 :JIS Z 2201 Type 1 Coupon

表-2.3(b) 素材の機械的性質

Column & Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %		
216.3×6	STK 41	3.8	4.8	37		
8		3.6	4.6	40		
318.5×10.3	SS 41	3.3	4.1	47		
PL-6		3.6	4.1	22		
PL-9 A		2.7	4.3	43		3-2A, B
PL-9 B		2.9	4.5	41		3-3A, B
PL-9 C		3.6	5.3	40		5-1
PL-12		2.5	4.2	28		
PL-16		3.3	5.2	26		
PL-19		2.3	4.8	32		

Tube :JIS Z 2201 Type 12 Coupon
 σ_y :0.2 % off-set yield stress
 Plate:JIS Z 2201 Type 1 Coupon

100 ton のものを、5 系列は容量 200 ton のものを用いた。

2. 2 実験結果

実験結果を 表-2.4 に示す。

1) 破壊状況

供試体はすべてフランジとスチフナー入りすみ部にくびれが生じてからキレツが発生し、その後最大荷重に達した。

STK 50, SCW 50CF の高張力の鋼管と STK 41の鋼管では、キレツ発生後の挙動が異なり、前者では明確なキレツが入るとほぼ同時に荷重は低下するが、後者ではキレツ発生後も若干（5～15%）の荷重上昇が見られた。

表-2.4 実験結果

Specimen	Pmax ton	Py ton	$\frac{Py}{Pmax}$	δ_{max} mm	δ_y mm	δ_o $\times 10^{-2}mm/t$	δ_{lo} $\times 10^{-2}mm/t$
2-1	21.2	14.1	0.67	20.4	4.6	22.2	22.0
2-2	27.0	19.7	0.73	11.8	4.1	15.3	14.5
2-3	36.6	29.2	0.80	11.4	4.0	10.9	7.5
2-4	37.0	30.0	0.81	9.5	3.2	8.6	8.0
3-1	15.1	10.6	0.70	11.2	2.1	13.5	15.0
3-2	24.6	16.4	0.67	11.7	2.5	10.2	11.0
3-3	30.9	20.8	0.67	9.0	2.5	7.9	8.0
3-4	34.2	23.8	0.73	9.4	2.1	5.8	6.0
4-1	23.2	16.5	0.71	17.3	2.4	11.1	9.0
4-2	29.7	21.2	0.71	12.3	2.4	8.7	6.5
4-3	38.5	26.4	0.69	15.9	2.1	7.8	7.0
3-2A	18.7	11.4	0.61	10.9	2.8	17.4	17.0
3-2B	24.8	14.8	0.60	14.6	2.8	11.8	11.1
3-2C	17.2	11.1	0.65	13.2	3.2	20.2	16.0
3-2D	25.6	14.1	0.55	16.5	2.3	10.0	13.3
3-3A	25.1	15.8	0.63	18.3	2.6	10.0	9.4
3-3B	33.2	22.6	0.68	9.3	2.5	7.6	5.3
3-3C	25.8	16.1	0.62	25.6	3.0	12.6	9.0
3-3D	36.2	22.8	0.63	11.3	2.9	8.2	9.0
5-1	46.4	29.5	0.64	13.8	3.7	8.2	7.2
5-2	49.5	28.0	0.57	18.0	3.1	8.4	6.5
5-3	64.8	37.5	0.58	17.0	2.9	4.7	6.5
5-4	73.3	41.5	0.57	25.4	3.6	5.4	5.6
5-2A	47.2	24.5	0.52	19.4	3.5	9.2	8.3
5-2B	64.8	35.5	0.55	27.0	3.5	5.4	3.6
1-1	16.8	13.1	0.78	23.2	6.6	40.2	45.0
1-2	27.0	19.1	0.71	22.8	5.8	22.4	22.0
1-3	33.4	24.0	0.72	17.0	4.7	14.7	16.0
1-4	45.7	33.4	0.73	28.0	4.4	10.0	8.0

2) 荷重-変形関係

供試体の加力方向変位と荷重関係の代表的なものを 図-2.2 に示す。図中にダイヤルゲージで測定した全体変形 (δ : 測定間距離=2D) と鋼管壁の局部変形 (δ_L : 測定間距離=D) の測定位置 (注 *1) を示す。フランジプレートの変形量を $\delta_F = \delta - \delta_L$ として求めたものを破線で示す。図から、降伏荷重 P_y (いわゆる General Yield Load, 図-2.2参照) 迄はいずれの供試体も局部変形が全体変形の大部分を占めていることがわかる。降伏荷重以後、変形は二つのパターンに分かれる。一つは最大荷重がフランジ降伏耐力 ($\sigma_{yf} \cdot A_f$) より小さいもので、最大荷重時まで局部変形が支配的で、その結果破壊に至るもの (例えば 3-2, 3-3 など)、他は、降伏荷重後フランジが降伏して δ_F が増大し、そのため荷重-変形関係に降伏だなが現われるものである (例えば 3-3A, 3-3C など)。しかし、この場合も最大荷重に至るまで荷重の増加とともに局部変形は進展し、フランジの最大耐力 ($\sigma_{uf} \cdot A_f$) 以下で破壊しており、前者と同様に局部破壊していると言える。

このような鋼管接合部では、フランジに鋼管の局部変形に起因する応力集中が発生し、フランジとスチフナーリングの入りすみ部は大きな応力を受け早期に降伏する。しかし、入りすみ部の部分的な降伏が接合部の挙動に与える影響は小さく、剛性が若干低下する程度である。鋼管が降伏すると局部変形は急増し、入りすみ部での応力も著しく大となってキレツが発生し、その進展により最大荷重に至る。従って、鋼管の局部変形がこの種接合部の耐力・変形能力に与える影響は大きいと言える。

2. 3 考察

1) 降伏荷重と耐力推定式との比較

図-2.3 は実験で得た降伏荷重と「鋼管コンクリート構造設計基準・同解説」¹⁾ および「海洋構造物設計指針(案)解説」²⁾ に示されている二つの耐力推定式を比較したものである。同図は実験で得た降伏荷重 P_y と両推定式から得た推定値 P_{cy} の比を縦軸に、スチフナーリングせいと鋼管の平均半径 (R) の比を横軸にとっている。同図から明らかなように、 h_s/R が小さい場合に、両式とも降伏荷重

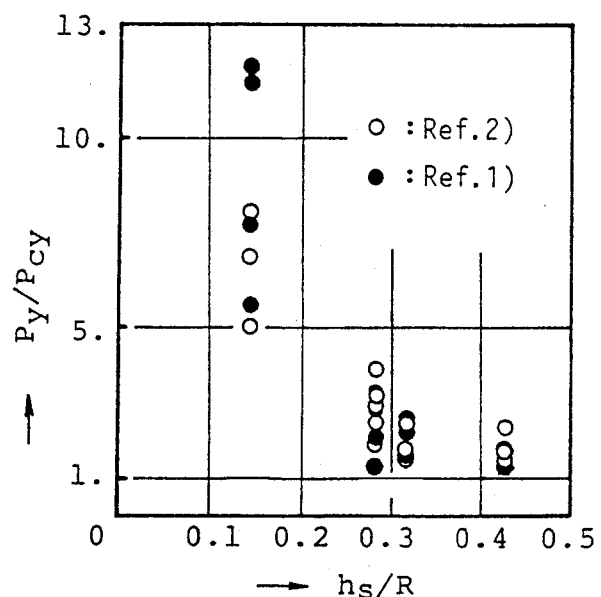


図-2.3 降伏荷重実験値と推定値の比較

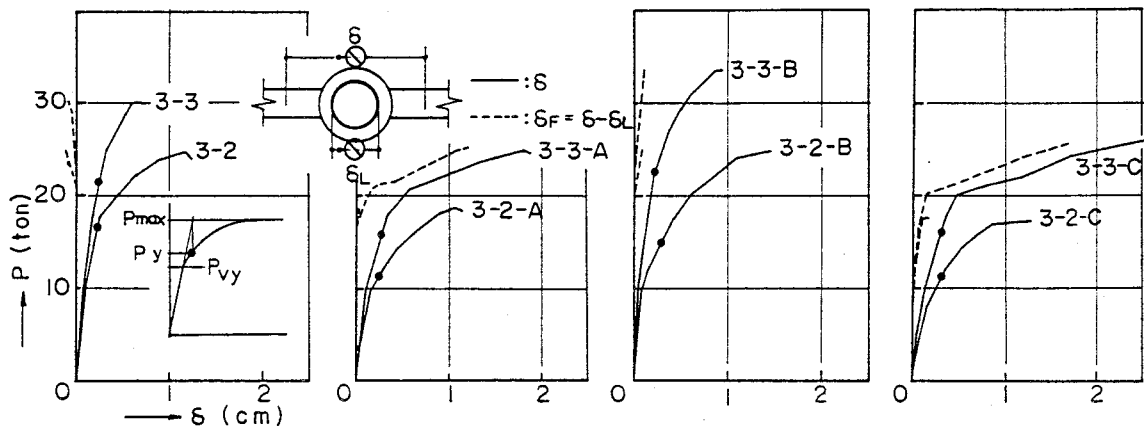


図-2.2 荷重-変形関係

をかなり過小評価している。これは両式が局部破壊耐力に与える各因子の影響を十分に評価していないことを示している。すなわち、リング置換による解析では接合部の降伏荷重を評価することが難しいと言える。

2) 最大耐力

局部破壊耐力に影響を与える各因子の効果を調べるために、最大荷重 P_{max} と各因子の関係を図-2.4~2.7 に示す。ここで取り上げたパラメータは tp/R , ts/R , Bf/D と $(tp+hs)/R$ である。縦軸は最大荷重の無次元量 $P_{max}/\sigma_y R^2$ (注 *2) である。前述のように、鋼管の局部変形が接合部の力学性状に与える影響が大きいことから、 σ_y には鋼管の降伏応力度を採用した。各図中の実線は、横軸にとった因子以外は等しい因子を持っているものを結んだもので、それぞれよく似た傾向を示し、一部を除いて交差していない。これは横軸にとった因子と他の因子は互いに独立であることを示している。そこで、耐力推定式を誘導する際には、これらの因子が接合部局部破壊耐力に関して互いに独立であるとして取扱う。

3) 降伏耐力

接合部の各因子は降伏荷重 P_y に対して最大耐力と同様に互いに独立である関係を示している。荷重-変形関係の項で述べたように、供試体の幾つかにはフランジプレートの降伏の影響が見られるが、その場合も P_y はフランジプレートの降伏耐力 ($\sigma_{yf} \cdot A_f$) より小さいので、ここではその影響について考えない。

各供試体の降伏荷重と最大荷重の比は 0.52~0.81 の範囲にあり、その平均値と変動係数 COV はそれぞれ 0.65 と 0.114 である。

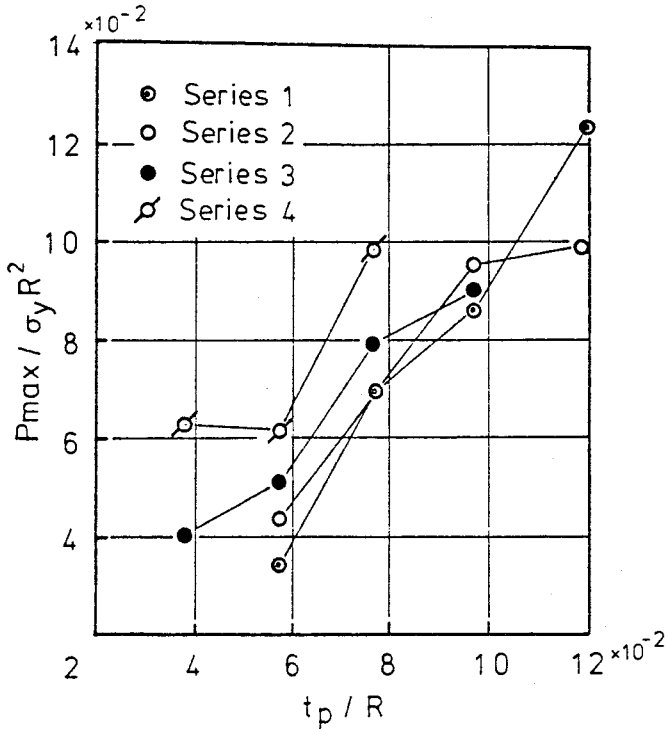


図-2.4 最大荷重と径厚比の関係

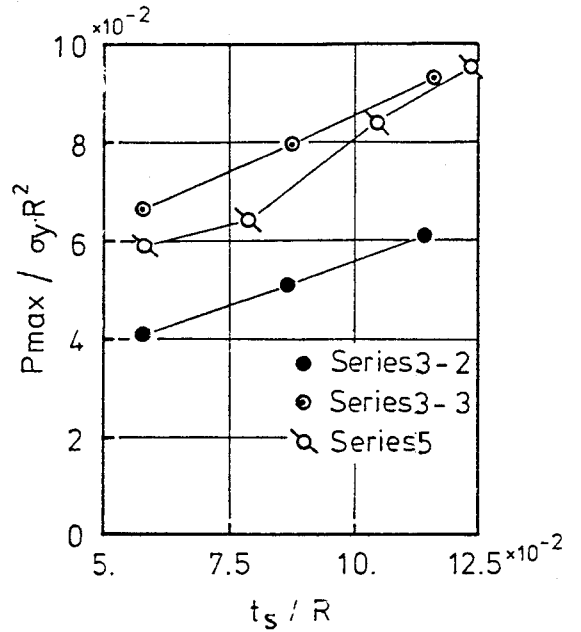


図-2.5 最大荷重とスチフナーリング厚の関係

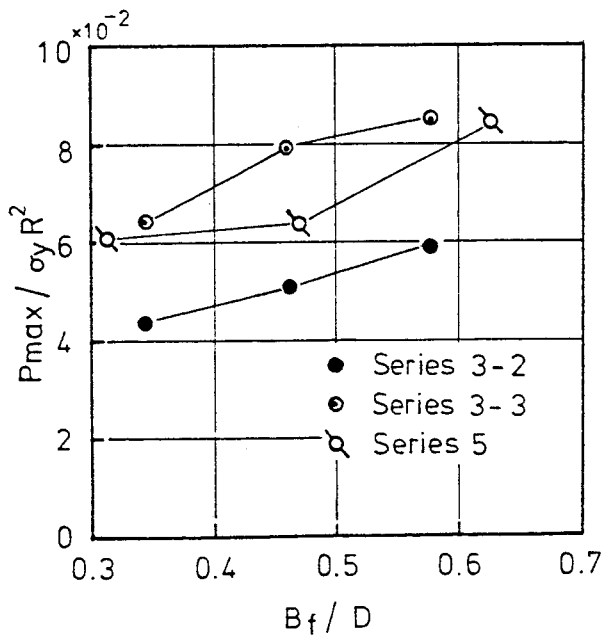


図-2.6 最大荷重とフランジ幅の関係

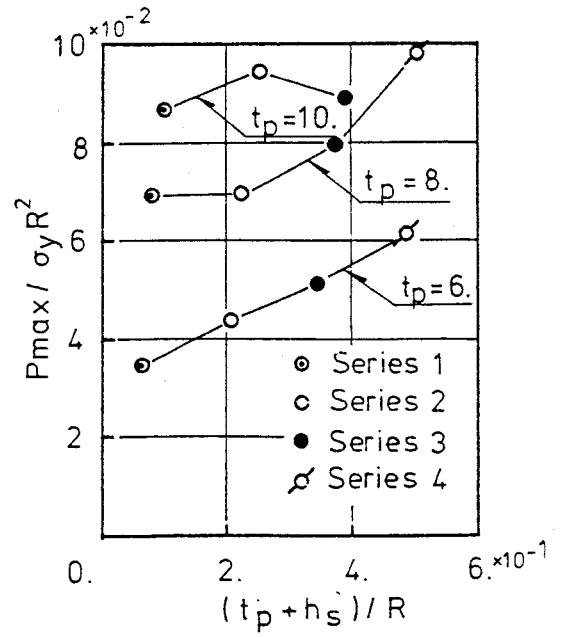


図-2.7 最大荷重とスチフナーリングせいの関係

3. 無補強接合部の単純模型実験

本実験は1系列と呼ぶ無補強接合部の引張実験で、スチフナーリングの効果を知るために行った。供試体の名称・寸法、素材の機械的性質および実験結果をそれぞれ表-2.2, 表-2.3(a)そして表-2.4に示す。

供試体1-1を除き、鋼管とフランジ入りすみ部の突合わせ溶接終始端部にキレツが発生して最大荷重に達している。実験供試体のうち径厚比が最大の供試体1-1は鋼管壁にキレツが生じ、わずかな荷重上昇の後、キレツが管軸方向に伝播して破壊した。

無次元化した部材寸法と最大荷重との関係を図-2.4~2.7に合わせて示す。無補強接合部の場合も、スチフナーリングのある接合部と同様の傾向を示している。

図-2.8に供試体1-4と2-4の荷重-変形関係を示す。供試体2-4は1-4に軽微なスチフナーリング($h_s=15\text{ mm}$, $t_s=9\text{ mm}$)を補強した形状を持つもので、補強した効果は弾性剛性のわずかな増加として現われているのみで、最大荷重および最大荷重時の変位(δ_{max})とも無補強の1-4のほうが大きい。両供試体の径厚比は $D/t_p=18$ で本実験中最も小さく、また $h_s=15\text{ mm}$ はスチフナーせい最小の供試体である。この結果より、管壁自身の面外剛性がある程度大きい場合、フランジとスチフナーリングの溶接部で鋭い入りすみ部を持つ応力集中の著しい接合部では、軽微なスチフナーを付加しても、その効果はほとんどないことがわかる。

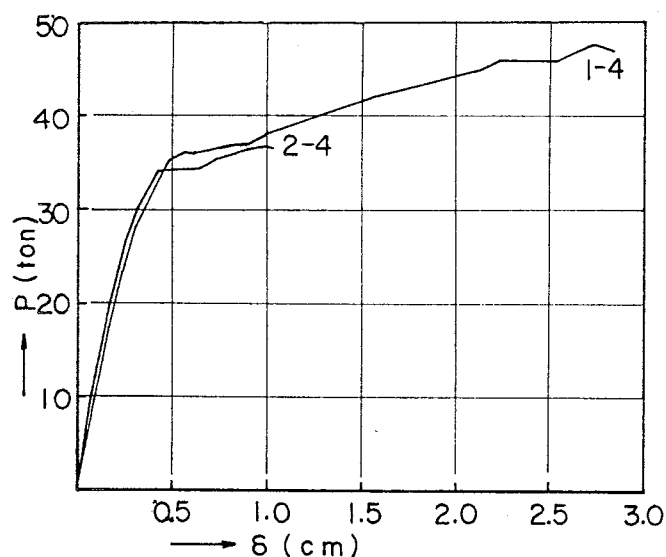


図-2.8 荷重-変形関係(供試体1-4と2-4)

4. スチフナーリングとフランジの接合詳細の違いの影響

2節の実験では、降伏荷重以後鋼管の局部変形が増大し、まわし溶接している入りすみ部にキレットが発生して最大荷重に至った。すなわち、入りすみ部の変形能力が接合部の耐力・変形能力を決定しており、入りすみ部の接合詳細が接合部の力学性状の支配的な要因となると考えられる。この部分の施工方法は種々の形式が考えられ、その詳細に応じて接合部の力学性状が変化することが予測される。

この点に着目して、スチフナーリングとフランジの接合詳細が接合部の力学性状に与える影響を検討する。

接合詳細としては、2.1項で述べた供試体と同様に入りすみ部でまわし溶接する以外に、エンドタブを用いて溶接し、溶接終了後エンドタブをはずして入りすみ部を滑らかに仕上げるか、あるいはこの部分に溶接継目を作らない方法等が考えられる。

さらに、入りすみ部を滑らかに仕上げる効果を調べるために、入りすみ部に曲率半径10 mm程度のアールをつけたもの ($r=10$ と呼ぶ) とシャープに仕上げた ($r=0$ と呼ぶ) 供試体を2種類用意した。

ここで取り上げた供試体の施工方法は以下の5種類で、その詳細を図-2.9に示す。

- a) 入りすみ部まわし溶接 (3-2W)
- b) エンドタブ使用、入りすみ部の仕上げ方法 $r=0$ (3-2ET0)
- c) エンドタブ使用、入りすみ部の仕上げ方法 $r=10$ (3-2ET10)
- d) 溶接継目なし、入りすみ部形状 $r=0$ (3-2NW0)
- e) 溶接継目なし、入りすみ部形状 $r=10$ (3-2NW10)

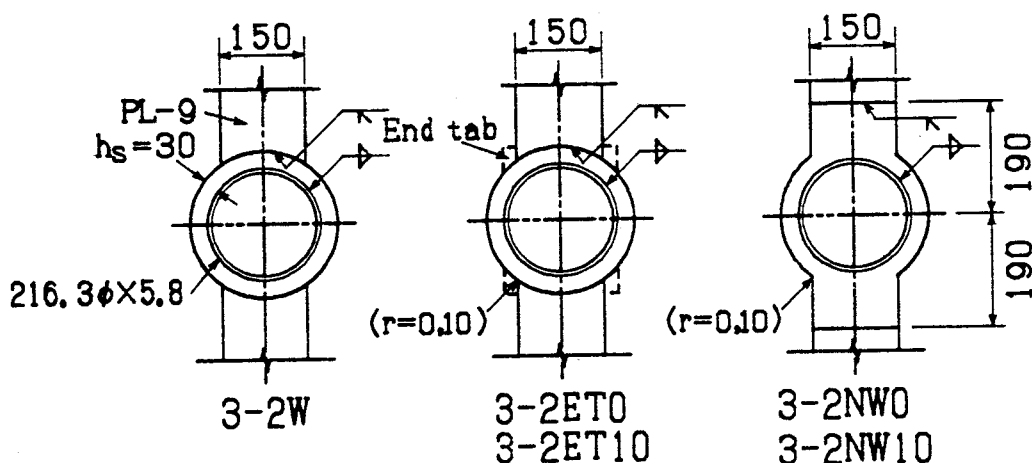


図-2.9 供試体の接合詳細

表-2.5 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Tube		Stiffener		Flange	
	D	tp	hs	ts	Bf	tf
3-2W	215.4	5.45	31.5	8.50	150.2	8.53
3-2ETO	215.6	5.42	31.8	8.40	144.3	8.80
3-2ET10	215.7	5.41	31.1	8.46	148.4	8.46
3-2NWO	215.2	5.44	31.9	8.05	152.0	8.87
3-2NW10	215.7	5.40	32.7	8.45	153.7	9.17
Nominal	216.3	5.8	30.0	9.0	150.0	9.0

表-2.6 素材の機械的性質

Column Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %
216.3×5.8	STK 41	3.1	4.5	35
PL-9	SS 41	3.6	4.9	24

Tube : JIS Z 2201 Type 12 Coupon
 σ_y : 0.2 % off-set yield stress
 Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon

表-2.7 実験結果

Specimen	Pmax ton	Py ton	Pc ton	δ_{max} mm	δ_y mm	δ_c mm	δl_{max} mm	δl_c mm	δo $\times 10^{-2}$ mm/t
3-2W	23.5	14.0	21.0	9.9	2.0	5.7	9.0	5.0	7.7
3-2ETO	27.0	15.6	25.0	15.1	2.8	11.3	14.9	11.1	9.5
3-2ET10	27.2	15.7	15.0	19.1	2.4	2.1	18.7	2.1	6.2
3-2NWO	26.0	15.9	26.0	15.2	3.0	13.5	14.0	12.3	13.1
3-2NW10	34.6	17.2	34.2	28.6	2.6	27.3	29.8	28.5	5.4

供試体の名称・寸法、素材の機械的性質そして実験結果をそれぞれ 表-2.5, 表-2.6, 表-2.7 に示す。

供試体の荷重-変形関係を図-2.10 に示す。入りすみ部の形状 $r=10$ で溶接継目の無い 3-2NW10 の耐力と変形能力は他の4体に比べて非常に優れている。

供試体 3-2W の耐力 (P_{max} , P_y) と変位 (δ_{max} , δ_y) を基準として、他の4体の耐力と変形を比較したものをそれぞれ 図-2.11 と 図-2.12 に示す。加力時に入りすみ部にキレツが目視された荷重と変位をそれぞれ P_c , δ_c とし、図中に*で示す。

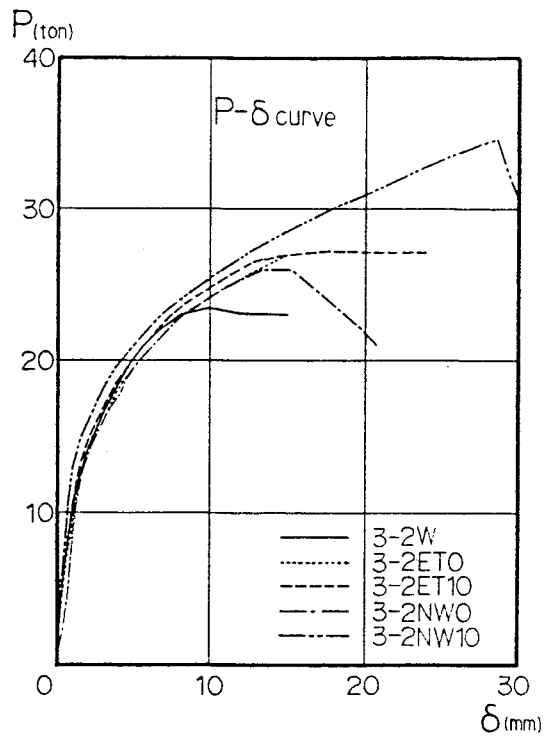


図-2.10 荷重-変形関係

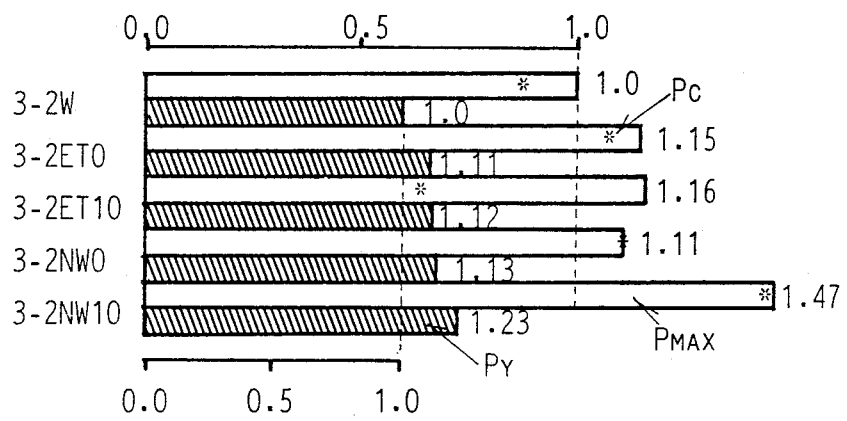


図-2.11 耐力の比較

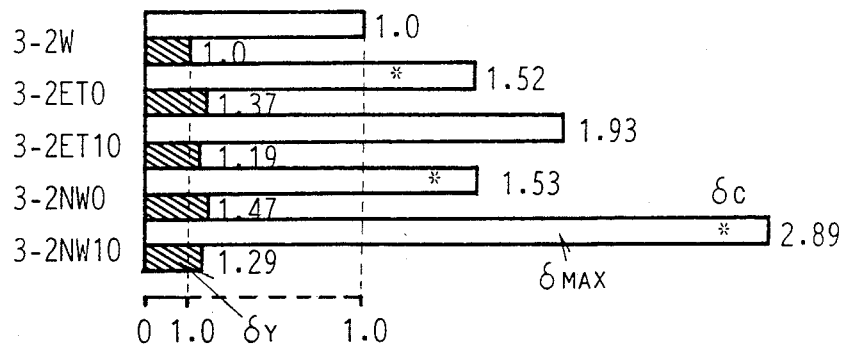


図-2.12 変形の比較

単純模型接合部の入りすみ部詳細を変化させた実験結果から、1) 入りすみ部アールの効果、2) 溶接継目の有無、3) エンドタブの効果について以下のことが明らかになった。

1) 入りすみ部アールの効果

溶接継目のない供試体では、 $r=0$ の 3-2NW0 に比べ、 $r=10$ の 3-2NW10 は最大荷重で 32 %、降伏荷重で 8 %上昇している。

エンドタブを持つ供試体では 3-2ET10 に早期にキレツが発生したため、耐力についてはアールの効果はほとんどないが、 δ_{max} は $r=0$ と $r=10$ を比べると、エンドタブを持つ供試体では 1.3倍、溶接継目のない供試体では 1.9倍となり、入りすみ部のアールにより変形能力は大きく向上している。

2) 溶接継目の有無

応力集中の大きい入りすみ部に溶接継目がない 3-2NW0、3-2NW10 では、入りすみ部で回し溶接されている 3-2W に比べて P_{max} で 11, 47 %、 P_y で 13, 23 % 上昇している。 P_c はそれぞれ 3-2W に比べて 24 %, 63 % 上昇している。この影響は変形能力に顕著に表われ、溶接継目がなく、入りすみ部の形状が $r=10$ の 3-2NW10 では、キレツの発生が最大荷重近傍のため、 δ_{max} は 3-2W に比べて 3 倍近い。

3) エンドタブの効果

エンドタブを使用して溶接の終始端部を改良した 3-2ET0、3-2ET10は、溶接の止端部でまわし溶接している 3-2W に比べて P_{max} 、 P_y でそれぞれ 15 % と 10 % 上昇している。キレツ発生荷重は 3-2ET0 は 3-2W に比べて 19 % 上昇している（3-2ET10については後述）。

変形量については、3-2ET0 と 3-2ET10 の δ_{max} は 3-2W に比べてそれぞれ 1.5 倍、1.9 倍と大きく、変形能力は向上している。

エンドタブを使用し、入りすみ部を $r=10$ に仕上げた 3-2ET10 は降伏荷重以前にキレツの発生が視認された。本供試体はエンドタブを使用したにもかかわらず、入りすみ部の溶け込みが不十分で、早期にキレツが発生したものと考えられ、接合部の性能が溶接施工の可否に大きく依存していることがわかる。

5. 接合部の弾性解析

5. 1 FEM 解析モデル

解析モデルは単純模型実験に対応した 28 体で、スチフナーリングのない解析モデル (Series 1: $h_s=0$ mm) 5 体を含んでいる。解析モデルの寸法を表 2.8 に、要素分割の 1 例を図 2.13(b) に示す。

解析は、神戸大学情報処理センターのオペレーティングシステム ACOS-6 のアプリケーションプログラムである複合構造解析システム ISAP-6 (Integrated Structural Analysis Program-6) を用いて、鋼管部を薄肉シェル要素、フランジおよびスチフナーリング部を平面応力膜要素として有限要素法による弾性解析を行った。

解析モデルは、目的に応じて次のように分類できる。

A. 鋼管の径厚比 (D/t_p) とスチフナーせい (h_s) の影響を調べる。

($D=216.3$ mm, $B_f=100$ mm, $t_s=9$ mm 一定)

- | | | |
|------|----------------------------|----------------|
| 1 系列 | $h_s=0$ mm ($h_s/D=0$) | D/t_p : 5 種類 |
| 2 系列 | $h_s=15$ ($h_s/D=0.069$) | D/t_p : 5 種類 |
| 3 系列 | $h_s=30$ ($h_s/D=0.139$) | D/t_p : 5 種類 |
| 4 系列 | $h_s=45$ ($h_s/D=0.208$) | D/t_p : 5 種類 |

B. A 項供試体から特定のスチフナーせい (3 系列) を選び、スチフナーリング厚 (t_s) とフランジ幅 (B_f) の変化による影響を調べる。

($D=216.3$ mm, $h_s=30$ mm 一定)

- | | | | |
|--------------|-------------------|--------------|--------------|
| $B_f=100$ mm | ($B_f/D=0.463$) | t_s : 3 種類 | t_p : 2 種類 |
| $t_s=9$ mm | ($t_s/R=0.083$) | B_f : 3 種類 | t_p : 2 種類 |

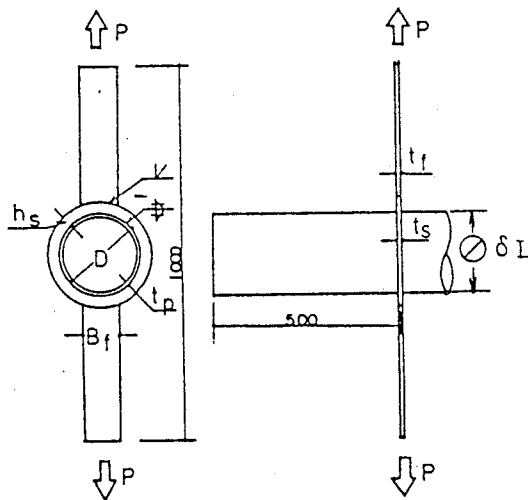


図 2.13(a) 単純模型供試体

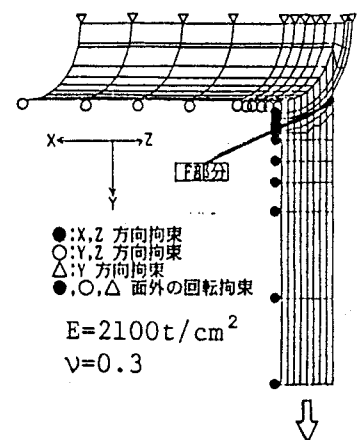


図 2.13(b) 解析モデル

表-2.8 解析モデルの名称・寸法 (単位: mm)

Model	Tube D × tp	Stiffener		Flange Bf
		hs	ts	
1-0	216.3×4			
1-1	6			
1-2	8	0		100
1-3	10			
1-4	12			
2-0	216.3×4			
2-1	6			
2-2	8	15	9	100
2-3	10			
2-4	12			
3-1	216.3×4			
3-2	6			
3-3	8	30	9	100
3-4	10			
3-5	12			
4-1	216.3×4			
4-2	6			
4-3	8	45	9	100
4-4	10			
4-5	12			
3-2A	216.3×6	30	9	75
3-2B	6		9	125
3-2C	6		6	100
3-2D	6		12	100
3-3A	216.3×8	30	9	75
3-3B	8		9	125
3-3C	8		6	100
3-3D	8		12	100

表-2.9(a) A項供試体とパラメーターの関係

Series	hs/D	D/tp				
		18	22	27	36	54
1	0.0	1*	1*	1*	1*	1
2	0.069	1*	1*	1*	1*	1
3	0.139	1	1*	5*	5*	1*
4	0.208	1	1	1*	1*	1*

表-2.9(b) B項供試体とパラメーターの関係

Bf/D	ts/D × 10 ⁻²		
	2.77	4.16	5.55
0.347		X Y	
0.462	X Y	X Y	X Y
0.578		X Y	

X : Series 3(D/tp=27)

Y : Series 3(D/tp=36)

表-2.9(a) にA項供試体とパラメータの関係を示す。表中の数字は解析モデル数を示し、実験供試体があるものは*で示す。

表-2.9(b) にB項供試体とパラメータの関係を示す。

解析モデルの節点数と要素数を表-2.10に示す。ヤング係数とポアソン比の値はそれぞれ 2100 t/cm^2 , 0.3 とした。

Model	Node	Element
Series 1	359	304
Series 2	373	318
Series 3	389	334
Series 4	407	352

実験結果とFEM解析結果を比較すると、全体変形の剛性の実験値と解析値の比は $0.37 \sim 0.97$ で、FEM解析では剛性を大きく評価しており、その傾向はスチフナーリングの無い1系列で顕著である。これは、2節の荷重-変形関係の項

で述べたように降伏荷重近傍まで局部変形がその大部分を占め、フランジ変形の影響が小さいため、後述の局部変形の影響が大きいと考えられる。

供試体 3-2 と 4-2 のフランジひずみ分布とフランジから 3.5 cm 離れた位置での鋼管の円周方向応力分布をそれぞれ図-2.14 と 図-2.15 に示す。実験結果と解析結果は良く一致しており、FEM解析で鋼管接合部の弾性挙動が推定できると言える。

5. 2 耐力

図-2.13(b) に示す接合部モデルに単位荷重を加えたとき、入りすみ部フランジ要素 (F部分) の応力度が最大となる。その応力度がフランジの降伏応力度 (σ_{yf}) に達したときの荷重を FEM解析から得た降伏荷重 F_{EMPy} とする。 F_{EMPy} 時の鋼管要素の応力度はいずれも降伏応力度より小さい。 F_{EMPy} 以後、接合部は弾塑性性状を示し、荷重-変形関係は直線性を失うと考えられる。ここでは、弾性解析から得た F_{EMPy} が実験から得た初期降伏荷重 P_{Vy} (荷重-変形関係が直線性を失う時の荷重) に対応すると考え、両者を比較する。

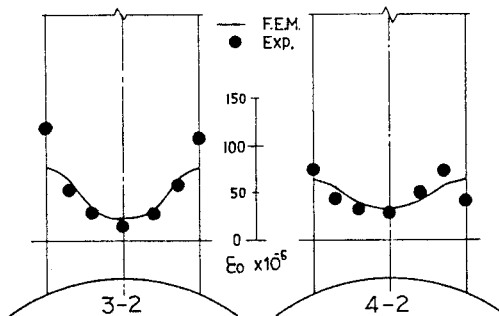


図-2.14 フランジひずみ分布

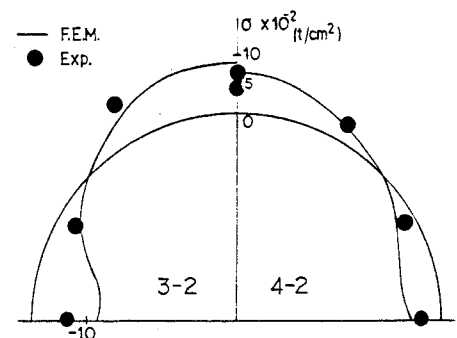


図-2.15 鋼管の円周方向応力度分布

FEMPy と Pvy をそれぞれ 表-2.11 に示す。実験供試体 19体の FEMPy と Pvy の比の平均と変動係数はそれぞれ 0.94 と 0.100 で、FEMPy と Pvy はほぼ一致している。

局部破壊に影響を与える接合部部材寸法の効果を調べるために、FEMPy 並びに Pvy と各因子の関係を 図-2.16~2.19 に示す。ここで取り上げた部材パラメータは 図-2.4~2.7 と同様の tp/R , ts/R , Bf/D と $(tp+hs)/R$ である。縦軸は耐力を $\sigma_y f R^2$ で除した無次元量である。

図中の実線と破線はそれぞれ FEM 解析値 FEMPy と実験値 Pvy を結んだもので、横軸にとった部材寸法因子以外は等しい因子を持っている。両者の傾向はほぼ一致しており、それぞれ縦軸と横軸の無次元量相互間に強い相関があることを示している。

表-2.11 実験結果と解析値

Model	Pmax	Py	Pvy	FEMPy	Pvy	FEMPy	Pvy
	ton	ton	ton	ton	FEMPy	ton	FEMPy
1-0	-	-	-	6.24	-	3.76	-
1-1	16.8	13.1	7.0	9.42	0.74	5.88	1.19
1-2	27.0	19.1	10.6	13.10	0.81	8.06	1.32
1-3	33.4	24.0	12.5	17.05	0.73	10.29	1.22
1-4	45.7	33.4	17.0	20.90	0.81	12.56	1.35
2-0	-	-	-	5.54	-	6.15	-
2-1	21.2	14.1	7.0	8.47	0.83	8.72	0.80
2-2	27.0	19.7	10.0	11.76	0.85	11.26	0.89
2-3	36.6	29.2	15.0	15.13	0.99	13.74	1.09
2-4	37.0	30.0	18.0	18.29	0.98	16.22	1.11
3-1	15.1	10.6	6.0	7.39	0.81	7.38	0.81
3-2	24.6	16.4	10.0	9.95	1.01	10.33	0.97
3-3	30.9	20.8	12.6	12.89	0.98	13.16	0.96
3-4	34.2	23.8	14.0	15.86	0.88	15.91	0.88
3-5	-	-	-	18.55	-	18.65	-
4-1	23.2	16.5	9.6	9.79	0.98	8.28	1.16
4-2	29.7	21.2	12.0	12.03	1.00	11.53	1.04
4-3	38.5	26.4	16.0	14.48	1.11	14.62	1.10
4-4	-	-	-	16.88	-	17.60	-
4-5	-	-	-	18.99	-	20.53	-
3-2A	18.7	11.4	6.0	5.98	1.00	6.46	0.93
3-2B	24.8	14.8	8.0	7.27	1.10	7.85	1.02
3-2C	17.2	11.1	6.0	7.03	0.85	7.30	0.82
3-2D	25.6	14.1	6.0	7.72	0.78	8.07	0.74
3-3A	25.1	15.8	8.0	8.31	0.96	8.84	0.91
3-3B	33.2	22.6	10.0	9.61	1.04	10.74	0.93
3-3C	25.8	16.1	8.0	9.09	0.88	9.31	0.86
3-3D	36.2	22.8	9.0	9.98	0.90	10.28	0.88

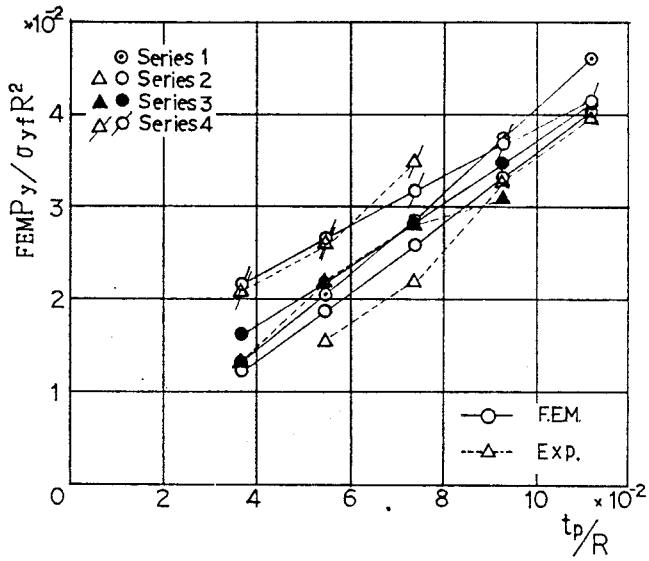


図-2.16 FEMPy と R/tp の関係

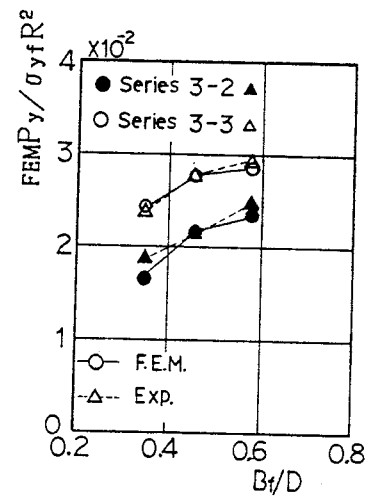


図-2.18 FEMPy と Bf/D の関係

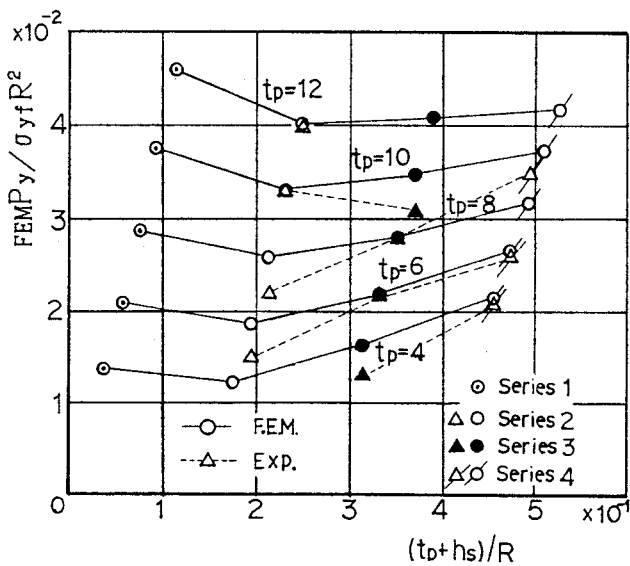


図-2.17 FEMPy と (tp+hs)/R の関係

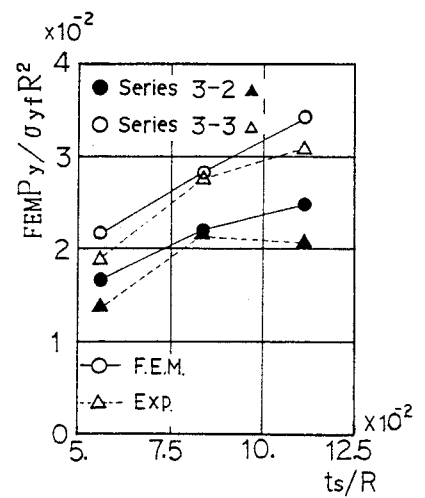


図-2.19 FEMPy と ts/R の関係

5. 3 局部変形

図-2.13(b) に示す接合部モデルに単位荷重を加えたときの鋼管の局部変形 (δ_L : 図-2.13(a)参照) の剛性を $FEMK_L$ とし、実験結果 K_L と合わせて表-2.12 に示す。 $K_L/FEMK_L$ は 0.25~0.89 の範囲にあり、FEM 解析では剛性を大きく評価しており、その傾向はスチフナーリングの無い 1 系列で顕著である。部材寸法が $FEMK_L$ に与える影響を調べるために、 $FEMK_L$ と各因子の関係を示したものを図-2.20~2.23 に、 K_L と各因子の関係を示したものを図-2.24~2.27 に示す。各図の横軸に取り上げたパラメータは、鋼管径厚比 D/tp 、スチフナーリングせい $(R+0.5 \cdot h_s)/R$ 、スチフナーリング厚 t_s/R およびフランジ幅 B_f/D である。縦軸は剛性の無次元量で図-2.20~2.23 では FEM 解析による $K_1 = FEMK_L \cdot R^3/EI$ で、図-2.24~2.27 では実験値 $K_2 = K_L \cdot R^3/EI$ ($R = D/2$, $I = tp^3/12$) である。

表-2.12 実験結果と解析値 (弾性剛性) (単位: $10^2 t/cm$)

Model	K_L	$FEMK_L$	$\frac{K_L}{FEMK_L}$	cK_L	$\frac{FEMK_L}{cK_L}$	cK_L^I	$\frac{K_L}{cK_L^I}$	$femK_L$	$\frac{K_L}{femK_L}$
1-0	-	0.23	-	0.35	0.66	0.23	-	-	-
1-1	0.22	0.68	0.33	0.73	0.93	0.33	0.68	0.03	7.33
1-2	0.45	1.42	0.32	1.41	1.01	0.44	1.04	0.07	6.43
1-3	0.63	2.51	0.25	2.48	1.01	0.57	1.09	0.14	4.50
1-4	1.25	3.97	0.32	4.05	0.98	0.75	1.68	0.26	4.81
2-0	-	0.44	-	0.52	0.86	0.40	-	-	-
2-1	0.45	0.92	0.49	0.95	0.98	0.54	0.84	-	-
2-2	0.69	1.70	0.41	1.66	1.02	0.69	0.99	-	-
2-3	1.18	2.82	0.42	2.77	1.02	0.87	1.36	-	-
2-4	1.33	4.37	0.31	4.37	1.00	1.08	1.24	-	-
3-1	0.67	0.80	0.83	0.78	1.04	0.67	1.00	0.67	1.00
3-2	0.91	1.32	0.69	1.28	1.03	0.88	1.03	0.91	1.00
3-3	1.25	2.12	0.59	2.07	1.03	1.10	1.13	1.22	1.02
3-4	1.67	3.28	0.51	3.24	1.01	1.34	1.24	1.57	1.06
3-5	-	4.85	-	4.90	0.99	1.61	-	-	-
4-1	1.11	1.25	0.89	1.18	1.05	1.08	1.02	1.40	0.79
4-2	1.54	1.83	0.84	1.81	1.01	1.43	1.08	2.00	0.77
4-3	1.43	2.67	0.54	2.70	0.99	1.76	0.81	2.58	0.55
4-4	-	3.86	-	3.97	0.97	2.10	-	-	-
4-5	-	5.49	-	5.71	0.96	2.46	-	-	-
3-2A	0.59	0.93	0.63	0.96	0.97	0.56	1.06	-	-
3-2B	0.90	1.53	0.59	1.61	0.96	1.21	0.74	-	-
3-2C	0.63	1.16	0.54	1.13	1.02	0.73	0.85	-	-
3-2D	0.75	1.48	0.51	1.41	1.05	1.02	0.74	-	-
3-3A	1.06	1.55	0.69	1.68	0.92	0.71	1.50	-	-
3-3B	1.89	2.38	0.79	2.45	0.97	1.50	1.26	-	-
3-3C	1.11	1.94	0.57	1.89	1.02	0.93	1.20	-	-
3-3D	1.11	2.30	0.48	2.22	1.03	1.26	0.88	-	-

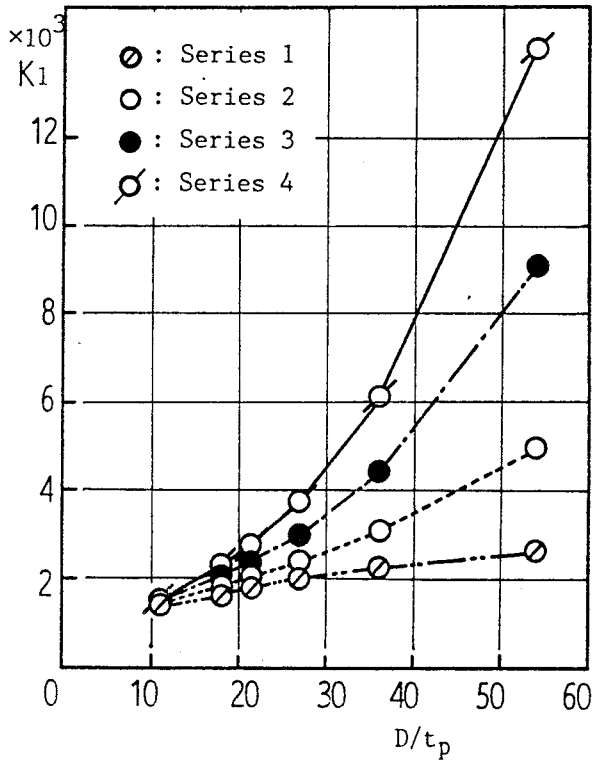


図-2.20 FEM K_1 と径厚比の関係

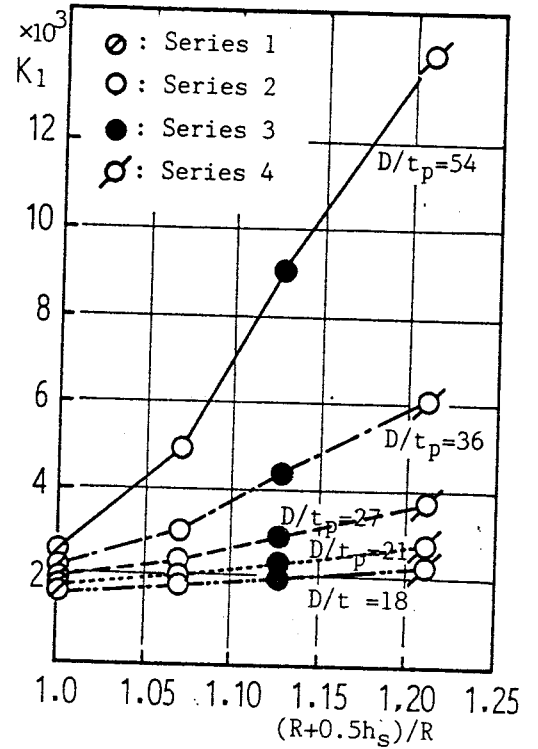


図-2.21 FEM K_1 とスチフナーリング
せいの関係

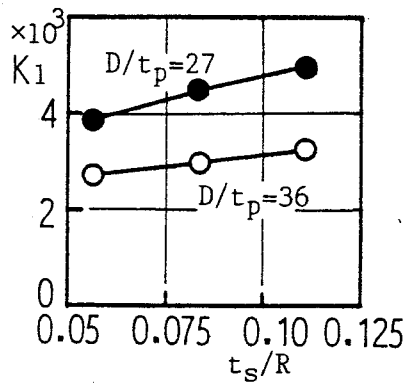


図-2.22 FEM K_1 とスチフナーリ
ング厚の関係

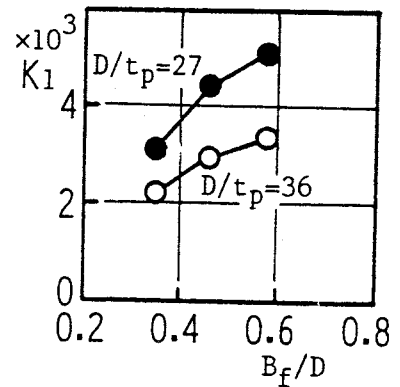


図-2.23 FEM K_1 とフランジ幅の関係

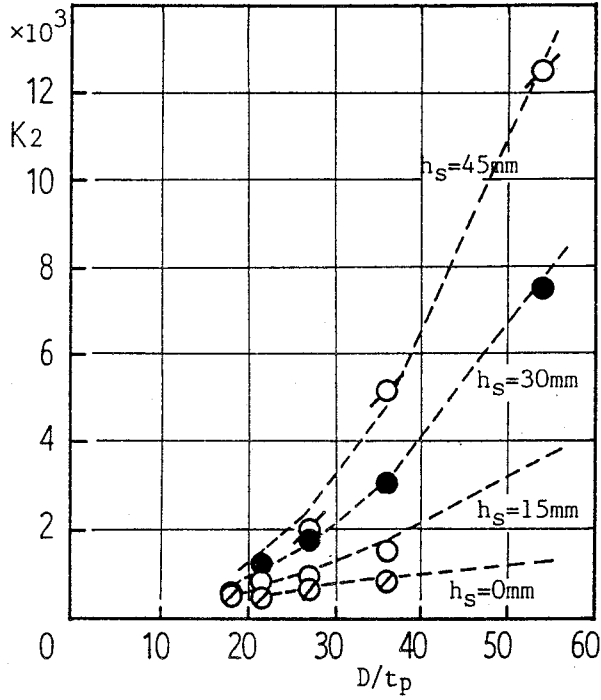


図-2.24 K_L と径厚比の関係

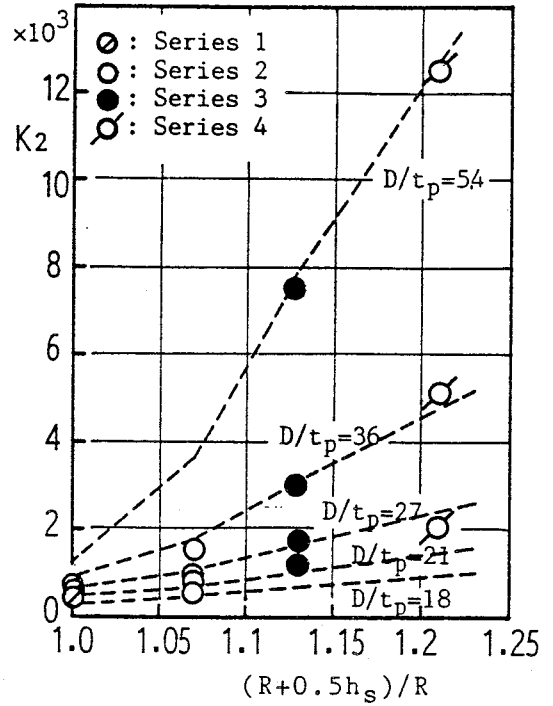


図-2.25 K_L とスチフナーリング
せいの関係

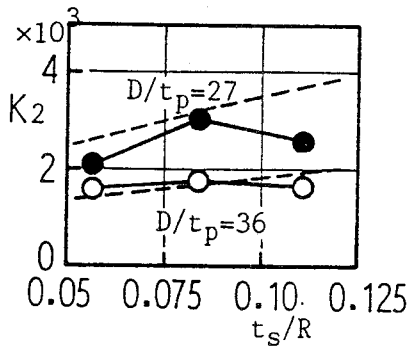


図-2.26 K_L とスチフナーリ
ング厚の関係

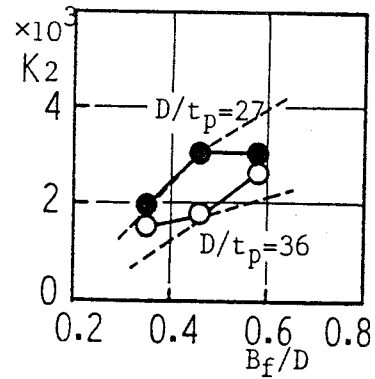


図-2.27 K_L とフランジ幅の関係

D/tp 、 $(R+0.5 \cdot hs)/R$ 、 ts/R および Bf/D がそれぞれ小さくなるにつれて、 K_1 および K_2 も小さくなっている。横軸にとった因子を除いて等しい因子を持っているものを結んだ線は、剛性とそれぞれの部材因子の間に強い相関があることを示している。

図-2.20 と 図-2.24 から明らかなように、径厚比が小になるにつれてFEM解析結果と実験結果の収束値が異なる。FEM解析結果では $K_1 = 1.5 \times 10^3$ の線の上に、実験結果では x 軸に収束する傾向が認められる。試みに、各供試体の K_1 から 1.5×10^3 を引いたものを破線で 図-2.24~2.27 にプロットすると、いずれも実験結果と良く対応している。

単純模型接合部の鋼管とスチフナーリング部分をT形断面のリングに線材置換し、フランジ部分は三角形の平面要素に分割して、FEMによる弾性解析を行った結果が文献(17),(18)に報告されている。その結果を表-2.12の $r_{om}K_{L0}$ の欄に示す。T形断面の鋼管部分の有効幅は(1.1)式により求めている。表から明らかなように、スチフナーリングの無い1系列では $K_{L0}/r_{om}K_{L0}$ 値は4.81~7.33で、 $r_{om}K_{L0}$ は実験値よりかなり小さい。一方、スチフナーリングせいが $hs=45$ mm の4系列では $K_{L0}/r_{om}K_{L0}$ の値は0.55~0.79で実験値より大きくなっている。スチフナーリングせいが $hs=30$ mm の3系列では実験値と解析値はほぼ一致している。このように、耐力と同様に変形についても、スチフナーリングせいを評価していない有効幅の概念を適用することが難しいことが明らかである。

6. 結論

スチフナーリングで補剛された鋼管柱とH形はり接合部の力学性状を知る目的で、接合部を単純化した模型について引張実験並びにFEM 弾性解析を行った結果、次のことが明らかとなった。

なお、本実験の供試体の各部寸法の範囲は、 $D/tp=18\sim 54$ 、 $hs/D=0\sim 0.21$ 、 $Bf/D=0.35\sim 0.63$ 、 $ts/tp=0.75\sim 2.25$ であり、スチフナーリング厚はフランジ厚に等しい。

- 1) 接合部は、鋼管の局部変形とそれに起因するはりフランジの応力集中によりはりフランジとスチフナーリングが接する入りすみ部にキレツが生じて破壊する。
- 2) 部材寸法の組合せによっては、はりフランジの降伏が先行するものもある。しかし、そのときも降伏荷重はフランジが全断面降伏する荷重以下であり、耐力は局部破壊により決まっている。
- 3) 鋼管をリング置換した既往の近似解析法ではスチフナーリングの補強効果を評価していないため、種々の部材寸法を持つ接合部の耐力を精度良く推定することはできない。
- 4) 局部破壊に影響を与える因子 tp/R 、 $(hs+tp)/R$ 、 ts/R および Bf/D は互いに独立として取り扱える。
- 5) キレツ発生点になる入りすみ部の施工詳細が接合部性能に影響する。すなわち、本実験の基本詳細としたまわし溶接による始末端処理に比べて、
 - a) エンドタブを用いて溶接したのち、入りすみ部を滑らかに仕上げた場合では、最大荷重は16%上昇し、変形能力は 1.9 倍向上している。
 - b) 入りすみ部に溶接継目を設けない場合には、最大荷重で 11 ないし 47 %、降伏荷重で 13 ないし 23 % 上昇し、変形能力は 1.5 ないし 3 倍向上している。
 - c) 溶接継目のない場合、入りすみ部のアールの効果により、最大荷重で 32 % 上昇し、変形能力は 1.9 倍向上している。
- 6) フランジと鋼管の応力分布は FEM 弾性解析結果と良く一致している
- 7) $F_{EM}P_{cy}$ と P_{vy} の比19 個の平均値と変動係数はそれぞれ 0.94 と 0.105 で、両者は良く一致している。
- 8) FEM 解析から得た耐力に関する部材寸法の支配因子の定性的評価は、実験結果とほぼ同じである。
- 9) 本解析の範囲で $K_{L0}/F_{EM}K_{L0}$ は 0.25~0.89 で、FEM 解析より得た局部変形の剛性は実験値に比べて大きい。
- 10) 局部変形の剛性を無次元化した解析値 K_1 および実験値 K_2 と接合部の

部材寸法との間には強い相関がある。各供試体について K_1 から K_2 を差し引くとほぼ一定値になる。

注 *1

局部変形の測定方法は下図に示す通りで、単純模型、鉛直荷重実験のようにフランジ応力が対称のときは、鋼管の直径方向の変位を2個の変位計の測定値の (a) 図参照) 平均で、水平荷重実験のようにフランジ応力が逆対称のときは4個の変位計の測定値の平均である (b) 図参照)。

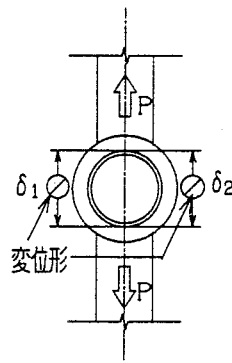


図 - (a)

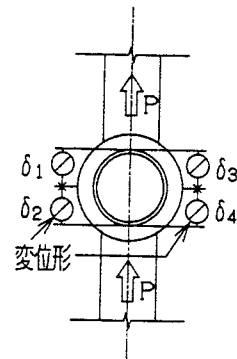


図 - (b)

注 *2

結論から述べると、耐力の無次元量として採用した $P_{max}/\sigma_y R^2$ には物理的な意味はない。しかし、円筒シェルに等分布荷重が加わった場合 (c) 図参照)、 $x=0$ の変位 $w_{x=0}$ は次の無次元積で示される。

$$\frac{w_{x=0}}{R} = f\left(\frac{t}{R}, \frac{ER}{P}, \nu\right)$$

文献20)の Timoshenko の解は次式で示される。

$$\frac{w_{x=0}}{R} = \frac{1}{R} \cdot \frac{P}{8\beta^3 D} = \left(\frac{P}{ER}\right) \left(\frac{t}{R}\right)^{-3/2} \frac{\{3(1-\nu^2)\}^{1/4}}{2}$$

上式から (P/ER) 、 (t/R) が変形に対して大きな影響を持つ因子であることがわかる。Rが定数項以外の項に含まれていることに着目し、本研究でも鋼管外径と管厚のパラメーターである平均半径Rを主として使用し、(3.1)式の数学モデルを設定した。

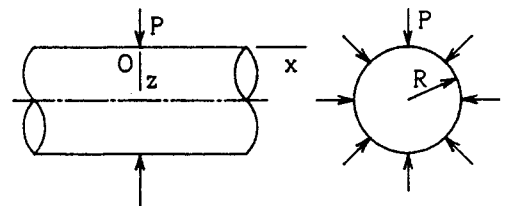


図 - (c)

3章 耐力と剛性の推定式

1. 序

鋼管接合部の局部破壊耐力に関して、過去に提案されている設計式はいずれも、スチフナーリングせいが低くなると接合部耐力を著しく過小評価する（図-3.1 参照）ことはすでに述べた通りである。すなわち、この種接合部の局部破壊耐力に対する強度を推定するには、有効幅の概念を用いた線材理論による解析的アプローチでは困難であると言える。

前章では、接合部単純模型の実験結果と FEM 解析結果について検討し、接合部の耐力および剛性と部材寸法に関する因子（鋼管の径厚比、スチフナーリングせいと管径の比、はりフランジ幅と管径の比およびスチフナーリング厚と管径の比）との関係を定性的に明かにした。

本章ではスチフナーリングを持つ接合部について、それらの関係を考慮して次元解析により得た数学モデルを基に、回帰分析の手法を利用して耐力推定式および局部変形の剛性推定式を誘導する。さらに、以下の供試体を用いた実験結果と比較し、耐力推定式の適用範囲を検証して、簡便な局部破壊耐力の設計式を提案する。

- a) 無補強供試体
- b) フランジにテーパのある供試体
- c) 径厚比の大きい供試体
- d) 鋼管とフランジの鋼種が異なる供試体
- e) スチフナーリングとフランジの板厚が異なる供試体

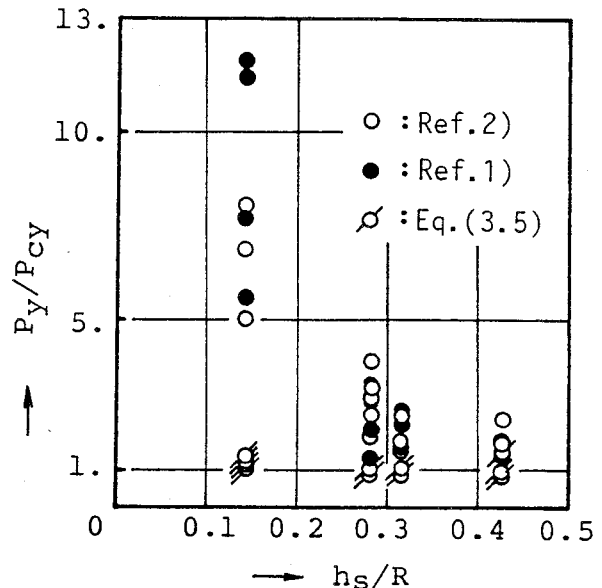


図-3.1 実験結果と耐力推定式との比較

2. 局部破壊耐力推定式の誘導

2. 1 最大耐力

接合部の最大荷重 P_{max} に関連する物理量は接合部の部材寸法と材料の機械的性質である。ここで、材料の機械的性質の指標として鋼管の降伏応力度 σ_y を選ばば（注 *1）、

$$P_{max} = g(R, t_p, h_s, t_s, B_f, \sigma_y) \quad \dots (3.1)$$

となる。さらに、2章の実験結果を基に、独立な無次元量として次式の各因子を用いる。

$$P_{max}/\sigma_y R^2 = f(t_p/R, (t_p+h_s)/R, t_s/R, B_f/D, \epsilon) \quad \dots (3.2)$$

ここで、 B_f/D については、その値が 0 である場合、すなわちスチフナーリングを持つ鋼管の半径方向に一点集中荷重が加わるときにも局部破壊耐力が有限な値を取り得ることを考慮して、数学モデルとして(3.3)式の形を選ぶ。

$$P_{max}/\sigma_y R^2 = (X_1 \cdot B_f/D + X_2) (t_p/R)^{X_3} (t_s/R)^{X_4} ((t_p+h_s)/R)^{X_5} + \epsilon \quad \dots (3.3)$$

ここで ϵ は誤差項である。

この数学モデルをテイラー展開して線形化を行い、2章の実験供試体25体について最小二乗法で未知数 $X_1 \sim X_5$ を決定する（注 *2）。

その結果、次の推定式を得た。

$$\frac{P_{cmax}}{\sigma_y R^2} = (3.81 \frac{B_f}{D} + 1.72) \left(\frac{t_p}{R} \right)^{0.782} \left(\frac{t_s}{R} \right)^{0.564} \left(\frac{t_p+h_s}{R} \right)^{0.386} \quad \dots (3.4)$$

ここで、 σ_y として鋼管の管軸方向から採取した素材の引張試験結果を使用した以外、寸法諸元は公称値によっている。

実験値と上式による推定値との比 25 個についての残差平方和は $S = 0.266$ 、変動係数 $COV = 0.105$ である。実験値と推定値を表-3.1 に、それらの関係を図-3.2 に示す。図の縦軸は実験値を $\sigma_y R^2$ で無次元化したもので、横軸は推定値の無次元量を表わしている。

2. 2 降伏耐力

各供試体の降伏荷重と最大荷重の比は、2章で述べたように 0.52~0.81 の範囲にあり、その平均値と変動係数はそれぞれ 0.65 と 0.114 である。このバラツキ度合は P_{max}/P_{cmax} のものとほぼ同じであるので、(3.4)式に P_y/P_{max} の平均値 0.65 を乗じた (3.5)式を降伏耐力推定式とする。

表-3.1 実験値と推定値の比較

Specimen	Pmax ton	Py ton	Pcmax ton	$\frac{Pmax}{Pcmax}$	Pcy ton	$\frac{Py}{Pcy}$
2-1	21.2	14.1	19.7	1.08	12.8	1.10
2-2	27.0	19.7	25.8	1.05	16.8	1.17
2-3	36.6	29.2	31.8	1.15	20.7	1.41
2-4	37.0	30.0	36.9	1.0	24.0	1.25
3-1	15.1	10.6	16.0	0.94	10.4	1.02
3-2	24.6	16.4	24.2	1.02	15.7	1.04
3-3	30.9	20.8	31.3	0.99	20.3	1.02
3-4	34.2	23.8	38.1	0.90	24.8	0.96
4-1	23.2	16.5	18.4	1.26	12.0	1.38
4-2	29.7	21.2	27.7	1.07	18.0	1.18
4-3	38.5	26.4	35.6	1.08	23.1	1.14
3-2A	18.7	11.4	22.7	0.82	14.8	0.77
3-2B	24.8	14.8	29.3	0.85	19.1	0.77
3-2C	17.2	11.1	20.7	0.83	13.5	0.82
3-2D	25.6	14.1	30.6	0.84	19.9	0.71
3-3A	25.1	15.8	27.3	0.92	17.7	0.89
3-3B	33.2	22.6	35.2	0.94	22.9	0.99
3-3C	25.8	16.1	24.8	1.04	16.1	1.00
3-3D	36.2	22.8	36.7	0.99	23.9	0.95
5-1	46.4	29.5	45.0	1.03	29.3	1.00
5-2	49.5	28.0	53.0	0.93	34.4	0.81
5-3	64.8	37.5	62.3	1.04	40.5	0.93
5-4	73.3	41.5	68.6	1.07	44.6	0.93
5-2A	47.2	24.5	43.9	1.08	28.6	0.86
5-2B	64.8	35.5	62.0	1.05	40.3	0.88
1-1	16.8	13.1	12.1	1.39	7.9	1.66
1-2	27.0	19.1	17.2	1.57	11.1	1.72
1-3	33.4	24.0	22.3	1.50	14.5	1.66
1-4	45.7	33.4	26.9	1.77	17.5	1.91

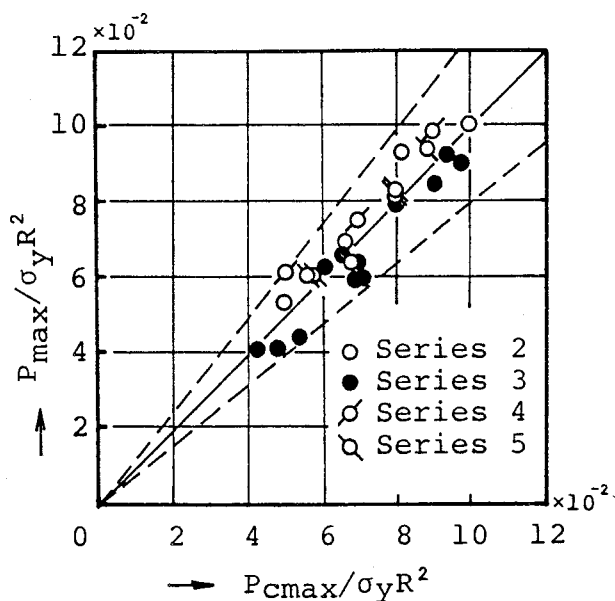


図-3.2 実験値と推定値の関係
(最大耐力)

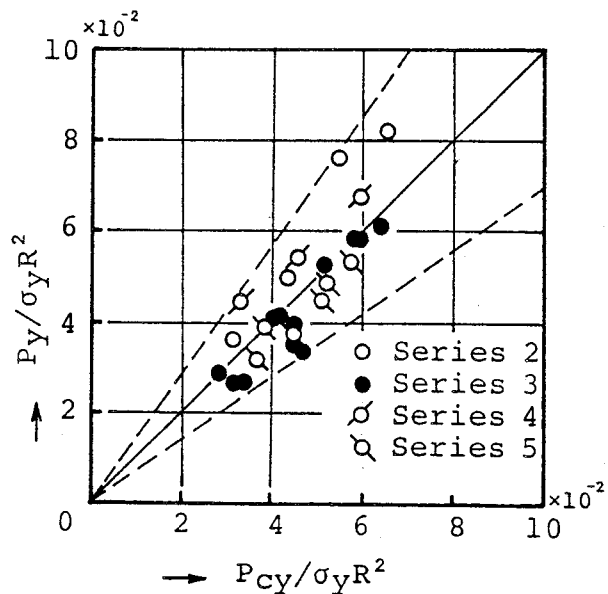


図-3.3 実験値と推定値の関係
(降伏耐力)

$$P_{cy} = 0.65 P_{cmax} \quad \dots (3.5)$$

実験値と推定値および両者の関係をそれぞれ表-3.1と図-3.3に示す。Py/Pcyの値25個に関して残差平方和と変動係数はそれぞれ0.787, 0.181である。

降伏荷重の実験値と(3.5)式による推定値の比を図-3.1にプロットすると、本推定式が他の設計式に比べて実験値とよく一致していることがわかる。

2.3 初期降伏耐力

前項では、実験結果を基に接合部耐力と部材寸法に関する因子との関係を定量的に明らかにした。ここでは、FEM解析結果を基にして耐力と部材寸法因子との関係を明らかにし、前項の結果と比較する。

FEM解析から得たFEMPyの推定式を(3.3)式と同じ数学モデル(3.6)式を使って、最小二乗法により段階的に未知数を決定して求める。

$$FEMPy / \sigma_y f R^2 = (X_1 Bf/D + X_2) (tp/R)^{X_3} (ts/R)^{X_4} ((tp+hs)/R)^{X_5} + e \quad \dots (3.6)$$

初めに鋼管径厚比(tp/R)とスチフナーリングせい(tp+hs)/Rに関する未知数、次にスチフナーリング厚(ts/R)に関する未知数、最後にフランジ幅(Bf/D)に関する未知数を決定する。以上の手順により、FEM解析から得られるフランジ要素が最初に降伏する荷重FEMPyを与える(3.7)式を求めた。同式による耐力推定値をFEMPCyで表し、表-2.11に示す。FEMPyとFEMPCyの比の変動係数は0.067で、両者の関係を図-3.4に示す。

$$\frac{FEMPCy}{\sigma_y R^2} = (1.40 \frac{Bf}{D} + 1.02) \left(\frac{tp}{R}\right)^{0.782} \left(\frac{ts}{R}\right)^{0.678} \left(\frac{tp+hs}{R}\right)^{0.315} \quad \dots (3.7)$$

なお、(3.7)式は段階的に未知数X1~X5を決定し、(3.4)式は(3.2)式の数学モデルをテイラー展開して線形化を行って未知数を決定しているが、本実験の範囲では、これら未知数の求め方の違いが部材パラメータの効果に与える影響は小さいと考えられる(注*2参照)。

Pvyと推定値の比の平均値は0.94で、変動係数は0.105である。実験値と推定値との関係を図-3.5に示す。図の縦軸は実験値の無次元量を表わし、横軸は推定値の無次元量を表す。(3.7)式の信頼限界を調べるため、誤差が対数正規分布するものとして求めた95%信頼帯を破線で示す。図から、(3.7)式は十分な精度で初期降伏耐力を推定していると言える。

スチフナーリングの効果を明らかにするために、はりフランジを直接鋼管柱に溶接した接合部(1系列)の初期降伏耐力と(3.7)式でhs=0として求めた

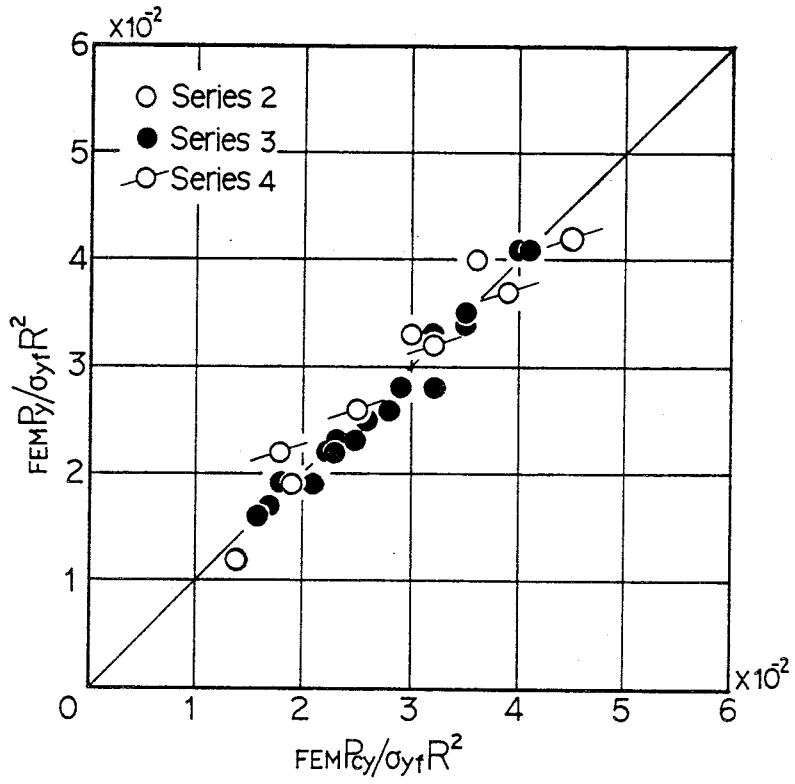


図-3.4 FEM P_y と FEM P_{cy} の関係

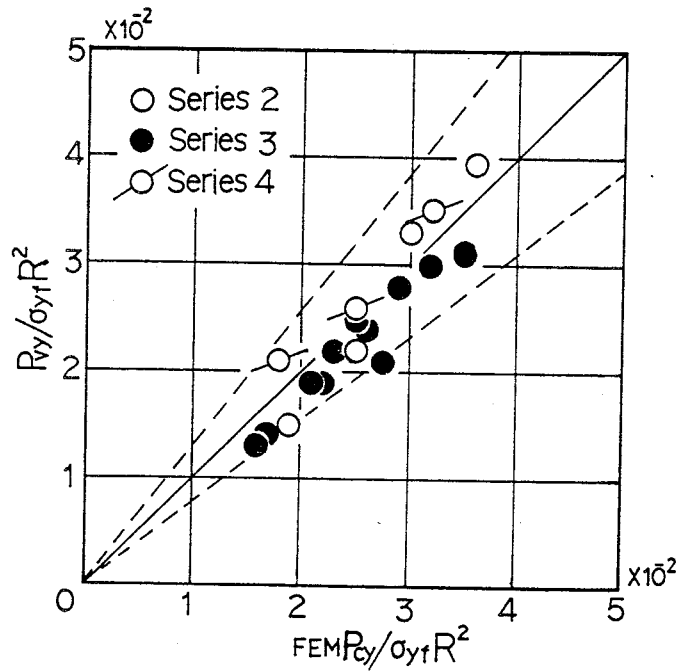


図-3.5 初期降伏耐力の実験値と推定値との関係

推定値との関係を調べる。

推定値と実験値を表-2.11に示し、それらの関係を図-3.6に示す。実験値と(4.2)式による推定値との比をとると、その平均値と変動係数はそれぞれ1.27と0.053で、推定値は実験値より平均して30%程度小さくなっているが、実験値と推定値との間に強い相関があることがわかる。供試体はいずれも $Bf/D=0.46$ で一定であるので、最大荷重、降伏荷重の場合と同様に、ここで得た結果からただちに上式がスチフナーリングのない接合部に適用できるとは速断できない。しかし、実験値と推定値の相関が非常に良いことから準用できるものと考えられる。その場合、接合部初期降伏耐力を30%程度小さく評価することになる。

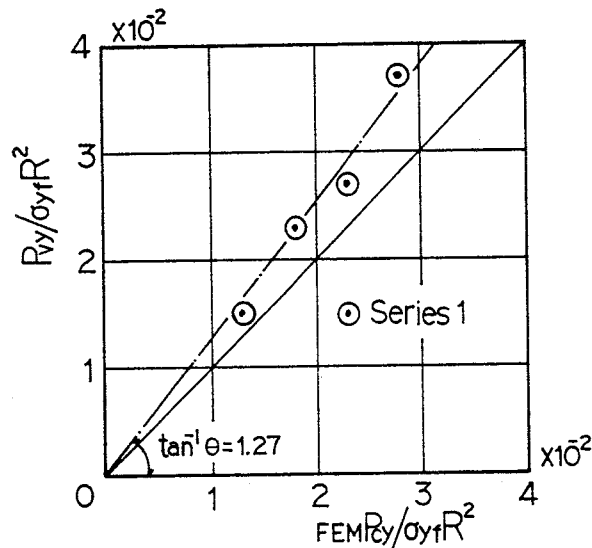


図-3.6 初期降伏耐力の実験値と推定値との関係 ($h_s=0$)

次に、(3.4)式とFEM解析から求めた(3.7)式を比較する。(3.4)式は P_{max} を、(3.7)式は P_{vy} を推定するもので、降伏応力度は(3.4)式は鋼管の降伏応力度を、(3.7)式はフランジの降伏応力度を使用している。

実験結果と解析結果から得た両式において、接合部部材寸法が耐力に与える影響は、式中の係数並びにべき数を比較することで明らかになる。それらの値を以下に示す。なお、両式の未知数決定の過程は前述のように異なるが、その差は大きなものとは考えられないので、ここでは無視する。

表-3.3から明らかなように、鋼管径厚比、スチフナーリングせいおよびスチフナーリング厚に関するパラメータのべき数は両式ともほぼ同じである。フランジ幅に関するパラメータの係数は異なっており、(3.4)式と(3.7)式の Bf/D の係数 X_1 の比は2.72となっている。これは両式の推定するものが P_{max}

表-3.3 (3.4)式と(3.7)式の係数とべき数の比較

	Bf/D		tp/R	ts/R	(tp+hs)/R	耐力
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	X ₅	
(3.4)式	3.81	1.72	0.782	0.564	0.386	P _{max} P _{vy}
(3.7)式	1.40	1.02	0.782	0.678	0.315	
X _{(3.4)}/X_{(3.7)}}}	2.72	1.69	1.0	0.83	1.23	

と P_{vy} であること、推定式に使用する素材の降伏応力度が σ_{yf} と σ_{yp} で異なることなどに由来するものと考えられる。なお、P_{max}/P_{vy} と σ_{yf}/σ_{yp} のそれぞれの平均値は 2.87 と 0.93 である。

試みに、(3.4)式と(3.7)式のフランジ幅に関するもの以外のパラメーターが、両推定式に与える影響は等しいと仮定すると、(3.4)式と(3.7)式の X₁ に関する因子はそれぞれ P_{max}/ σ_{yp} と P_{vy}/ σ_{yf} であり、係数 X_{1(3.4)}} と X_{1(3.7)}} の比は P_{max}/ σ_{yp} と P_{vy}/ σ_{yf} の比に対応すると言える。従って下式から、

$$\begin{aligned}
 X_{1(3.4)}/X_{1(3.7)} &= (P_{max}/\sigma_{yp}) / (P_{vy}/\sigma_{yf}) \\
 &= (P_{max}/P_{vy}) \cdot (\sigma_{yf}/\sigma_{yp}) \\
 &= 2.877 \times 0.93 = 2.67
 \end{aligned}$$

2.67 が求められ、この値は(3.4)式と(3.7)式の Bf/D のパラメーターの係数の比 2.72 とほぼ一致している。

以上のことから、局部破壊耐力に影響を与える接合部部材寸法の定量的評価は、解析的に求めた初期降伏耐力と実験的に求めた最大荷重のものとはほぼ同じであることがわかる。

2. 4 耐力推定式の検討

最大耐力と降伏耐力推定式の信頼限界を調べるため、参考文献 16) と同様な方法で、誤差が対数正規分布するものとして 95 % 信頼帯を求める。

推定値の $(P_{cmax}/\sigma yR^2)$ の信頼限界は

$$t(N, 1-\alpha/2) = 2.064 \quad (N: \text{自由度}) \text{ とすると}$$

$$\ln(P_{max}/\sigma yR^2) \doteq \ln(P_{cmax}/\sigma yR^2) \pm 2.064 s$$

になる。ここで、 $s (= \sqrt{\sum (\ln(P_{max}/P_{cmax}))^2 / N})$ は標準偏差の推定値である。

以下に、(3.4)、(3.5) 式の標準偏差の推定値 s および 95 % 信頼帯の計算結果を示す。

$$(3.4) \text{ 式}; \quad s = 0.106 \quad P_{max}/P_{cmax} = 1.24, 0.80$$

$$(3.5) \text{ 式}; \quad s = 0.177 \quad P_y/P_{cy} = 1.44, 0.69$$

図-3.2, 3.3 中の破線は 95 % 信頼帯を示したものである。また、(3.4) 式あるいは (3.5) 式を設計式として利用した場合に、設計用安全率に $\nu = 1.5$ または 2.0 をとるとすれば、観測値の母集団のうち許容荷重 (P_{cmax}/ν または P_{cy}/ν) 以下になるものの確率 (α) を計算すると、それぞれ次の通りである。

$$(3.4) \text{ 式} \quad \nu = 1.5 \quad \alpha = 6.7 \times 10^{-5}$$

$$\nu = 2.0 \quad \alpha = 4.0 \times 10^{-9}$$

$$(3.5) \text{ 式} \quad \nu = 1.5 \quad \alpha = 1.0 \times 10^{-2}$$

$$\nu = 2.0 \quad \alpha = 4.8 \times 10^{-5}$$

3. 耐力推定式の適用範囲

前節でスチフナーリングを持つ単純模型 25 体の実験結果を用いて、接合部の局部破壊耐力の推定式を誘導した。そこで用いた供試体は $hs/D=0.07\sim 0.21$, $D/tp=18\sim 54$ の範囲にあり、かつフランジプレートにはテーパがなく、直接スチフナーリングに溶接したものである。

ここでは最大および降伏耐力推定式の適用範囲を調べる目的で、以下の供試体で行なった実験結果と比較する。

- a) 無補強供試体
- b) フランジにテーパのある供試体
- c) 径厚比の大きい供試体
- d) 鋼管とフランジの鋼種が異なる供試体
- e) スチフナーリングとフランジの板厚が異なる供試体

3. 1 無補強の場合

スチフナーリングを用いず、はりフランジを直接鋼管柱に溶接した接合部は、スチフナーリング形式の接合部とは異質なものであるが、その幾何学的形状からは、スチフナーせい $hs=0$ に対応すると考えることができる。2章でスチフナーリングのない場合について、径厚比を4種類変化させた供試体を1系列と名付けて実験した。その実験結果と(3.4), (3.5)式で $hs=0$ として求めた推定値との関係を調べる。

推定値と実験値を表-3.1 に示し、それらの関係を図-3.7, 3.8 に示す。

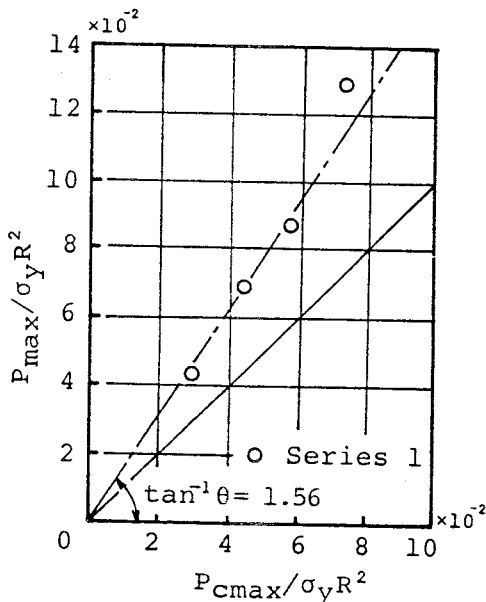


図-3.7 実験値と推定値の関係
(最大耐力: $hs=0$)

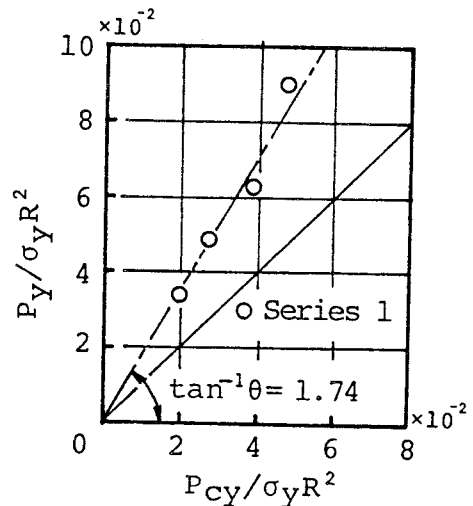


図-3.8 実験値と推定値の関係
(降伏耐力: $hs=0$)

実験値と(3.4), (3.5)式による推定値の比をとると、その平均値と変動係数は、最大荷重の場合それぞれ 1.56 と 0.102、降伏荷重の場合 1.74 と 0.07となる。図から、推定値は実験値を過小評価しているが両者の間には高い相関関係があることがわかる。設計式として準用する場合、誘導の基となった供試体はいずれも $B_f/D=0.46$ でフランジ幅が一定のものであること、接合部耐力を60～70%過小評価することに注意する必要がある。

3. 2 フランジにテーパのある場合

実際の接合部では、過度の応力集中を避けるために、しばしばはり端部のフランジにテーパがつけられる。

供試体は、図-3.9に示す単純模型で、フランジプレートにテーパをつける代わりに三角形のプレートをフランジとスチフナーリングに溶接している。

供試体の名称・寸法と素材の機械的性質をそれぞれ表-3.4, 3.5に示す。

フランジにテーパを持つ接合部では、局部破壊耐力に与えるフランジ幅の影響を B_f で評価すると過小評価するので、フランジ応力がフランジとテーパを合わせた幅全体に分布してスチフナーリングに加わると仮定し、図-3.9中に示す B_f' をフランジ幅として、耐力推定式の適用を試みる。結果を表-3.6に示す。最大荷重について、実験値と推定値の関係を 図-3.10 に示す。

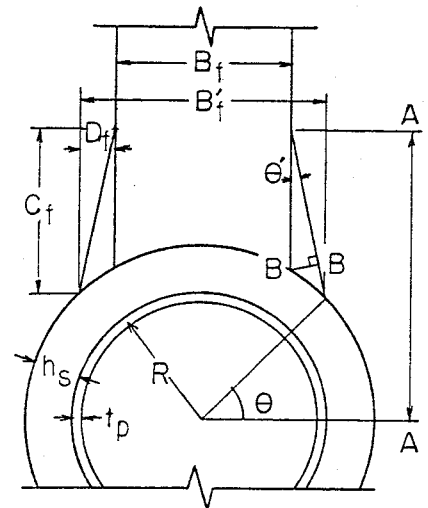


図-3.9 供試体

表-3.4 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	P_{max} ton	P_y ton	P_{cmax} ton	$\frac{P_{max}}{P_{cmax}}$	P_{cy} ton	$\frac{P_y}{P_{cy}}$	η_u
3-2-E	24.5	15.6	29.9	0.82	19.4	0.80	0.37
3-2a-E	35.3	19.8	35.2	1.00	22.9	0.86	0.53
3-2b-E	31.7	18.3	32.6	0.97	21.2	0.86	0.48
4-2-E	30.2	19.4	34.2	0.88	22.2	0.87	0.46
3-3a	42.7	26.5	51.4	0.83	33.4	0.79	0.97
3-3b	40.6	21.4	42.5	0.96	27.7	0.77	0.92
4-3a	42.8	27.4	62.8	0.68	40.8	0.67	0.97
4-3b	42.2	26.1	48.4	0.87	31.4	0.83	0.96

表-3.5 素材の機械的性質

Column Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %
216.3×5.8	STK 41	3.62	4.99	24.0
216.3×8.2	STK 41	3.94	4.96	27.0
PL-9	SS 41	3.34	4.90	22.2

Tube :JIS Z 2201 Type 12 Coupon
 σ_y :0.2 % off-set yield stress(Tube)
 Plate:JIS Z 2201 Type 1 Coupon

表-3.6 実験結果

Specimen	Tube D × tp	Stiffener		Flange		Taper Cf×Df
		hs	ts	Bf	tf	
3-2-E	216.3×5.8	30	9	150	9	-
3-2a-E						143×22
3-2b-E						78×11
4-2-E	216.3×5.8	45	9	150	9	-
3-3a	216.3×8.2	30	9	100	9	153×47
3-3b						72×22
4-3a	216.3×8.2	45	9	100	9	142×58
4-3b						55×22

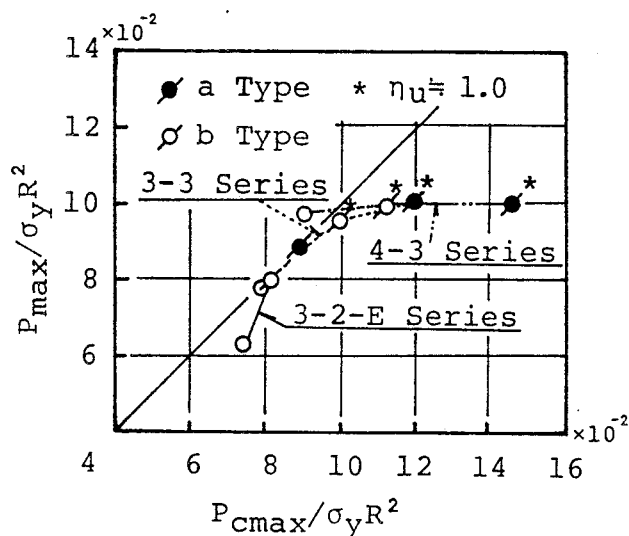


図-3.10 実験値と推定値の関係

局部破壊した供試体では、実験値と推定値がよく一致している。局部破壊耐力に比べてフランジプレートの破断荷重 ($\sigma_{uf} \cdot A_f$) が小さい供試体 (図中、*印で示す) では、フランジプレートが破断するため、実験値は推定値に比べて小さい。

フランジにテーパを持つ接合部の局部破壊耐力は、フランジ幅にテーパを考慮した B_f' を採用することで推定できると言える。

3. 3 径厚比の大きい場合

2章の実験は、鋼管径 216.3φ, 318.5φで、径厚比が18~54のものであった。ここでは、文献 4) に報告されている鋼管径並びに径厚比が大きい接合部の単純模型実験結果と実験式から得た値を比較する。

使用鋼管は 318φ×4.6 と 456φ×4.9 で、径厚比はそれぞれ 69と 93である。供試体の名称・寸法を表-3.7 に、実験結果並びに耐力推定式による推定値を表-3.8 に示す。文献 4) の降伏荷重の推定値 P_y も示す。

1) 引張荷重

破壊状況は、V-TR-70-0.25-0.25 と V-TR-100-0.25-0.25の2体がフランジの破断で、他の4体はスチフナーリングのキレットである。

図-3.11 に実験値と推定値の関係を示す。

スチフナーリングのキレットで耐力が決定した4体の最大荷重とその推定値の

表-3.7 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Tube D × tp	Stiffener		Flange		σ_y t/cm ²				
		hs	ts	Bf	tf					
V-TR-70-0.125-0.25	318.5×4.6	40	9	80	9	4.1				
V-CR-70-0.125-0.25		80	9	80	9					
V-TR-70-0.25 -0.25							80	9	160	9
V-CR-70-0.25 -0.25										
V-TR-70-0.25 -0.5							80	9	160	9
V-CR-70-0.25 -0.5										
V-TR-100-0.125-0.25	457.2×4.9	55	9	110	9	4.4				
V-CR-100-0.125-0.25	4.7	110	9	110	9	4.2				
V-TR-100-0.25 -0.25	4.9					4.4				
V-CR-100-0.25 -0.25	4.7					4.2				
V-TR-100-0.25 -0.5	4.9					110	9	220	9	4.4
V-CR-100-0.25 -0.5	4.7	110	9	220	9	4.2				

表-3.8 実験結果

Specimen	Pmax	P_y	Pcmax	$\frac{Pmax}{Pcmax}$	Pcy	$\frac{P_y}{Pcy}$	Pyo	$\frac{P_y}{Pyo}$
	ton	ton		ton		ton		ton
V-TR-70-0.125-0.25	27.9	8.0	21.0	1.33	13.6	0.59	5.4	1.48
-70-0.25 -0.25	32.9	19.0	26.9	1.22	17.5	1.09	17.1	1.11
-70-0.25 -0.5	51.4	23.0	36.5	1.41	23.7	0.97	20.2	1.13
V-TR-100-0.125-0.25	38.5	10.5	28.8	1.34	18.7	0.56	7.2	1.45
-100-0.25 -0.25	45.0	23.0	37.0	1.22	24.1	0.95	23.0	1.00
-100-0.25 -0.5	65.9	26.5	49.9	1.32	32.5	0.82	27.3	0.97
V-CR-70-0.125-0.25	18.3	11.0	21.0	0.87	13.6	0.81	5.4	2.04
-70-0.25 -0.25	31.4	22.0	26.9	1.17	17.5	1.26	17.1	1.28
-70-0.25 -0.5	33.5	24.0	36.5	0.92	23.7	1.01	20.2	1.18
V-CR-100-0.125-0.25	21.9	11.0	26.6	0.82	17.3	0.64	7.2	1.52
-100-0.25 -0.25	32.3	24.0	34.2	0.94	22.2	1.08	23.0	1.04
-100-0.25 -0.5	44.1	33.0	46.1	0.96	30.0	1.10	27.3	1.21

比の平均は 1.35、変動係数は 0.03 である。径厚比が大きい場合は、(3.4)式は耐力をかなり安全側に評価する。

降伏荷重（注 *3）については、6体の P_y/P_{cy} の平均は 0.83、変動係数は 0.26 となる。

引張荷重を受ける径厚比の大な接合部では、径厚比が 50 以下のものに比べて局部降伏が早期に始まるが、最大荷重に至るまでの荷重上昇はかなり大きい。

2) 圧縮荷重

フランジ応力が圧縮力の場合は引張力の場合と比べて、最大荷重は低下している。最大荷重の実験値と推定値の関係を図-3.12に示す。

P_{max}/P_{cmax} と P_y/P_{cy} の平均はそれぞれ 0.95 と 0.98 で、変動係数はそれぞれ 0.13 と 0.23 である。

圧縮荷重を受ける場合は(3.4)、(3.5)式ではほぼ推定出来る。これは後述(4章)の、接合部圧縮側で破壊した鉛直荷重実験結果(径厚比 50 以下)とも対応している。

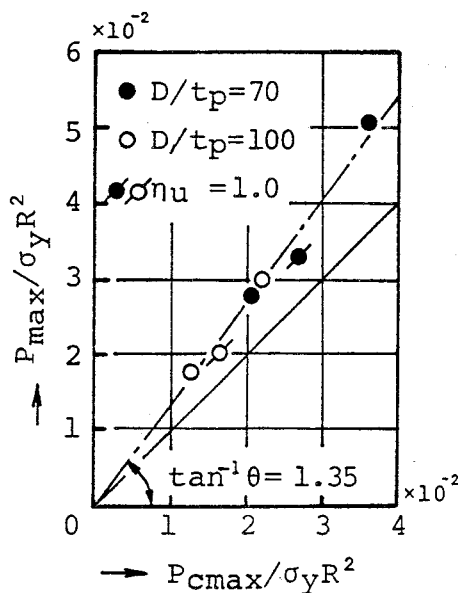


図-3.11 実験値と推定値の関係
(引張荷重)

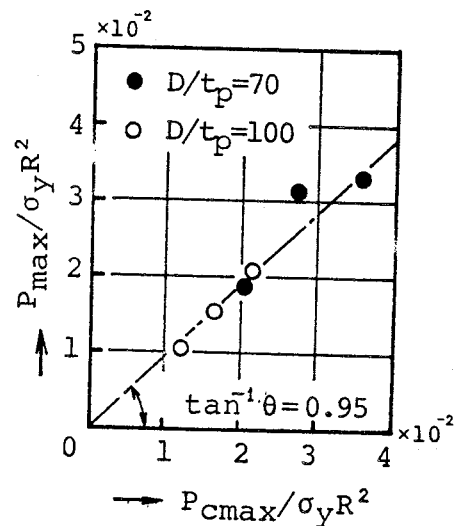


図-3.12 実験値と推定値の関係
(圧縮荷重)

注*3) 本論文の P_y は $P-\delta$ 曲線の形から判断して最も一般的な General Yield Load を採用しているが、文献 4) では剛性が弾性剛性の 1/3 になった荷重を降伏荷重としている。従って、両者を比較することに若干問題はあるが、それらの降伏荷重の設定方法による差は通常は最大で 2 割程度で、推定式の 95% 信頼帯の範囲内にあることから、ここでは実験値と推定値との比較を試みた。

3. 4 鋼管とフランジの鋼種が異なる場合

2章の実験では供試体の鋼管とフランジプレート（スチフナーリングプレート）の鋼種は同じものであった。鋼管とフランジプレート（スチフナーリングプレート）素材の機械的性質の中から、推定式誘導に用いたのは鋼管の降伏応力度であった。

ここでは、鋼管とフランジプレートの鋼種の違いが接合部耐力に与える影響を検討する。

供試体は2体（3-2-H, 3-3-H）で、名称・寸法と素材の機械的性質を表-3.9, 3.10 に示す。鋼管とスチフナーリングの鋼種の違いを極端にするため鋼管（D=216.3φ）は STK 41 で、スチフナーリングおよびフランジプレートには SM 58 を使用した。比較供試体として、2章で実験した供試体 3-2, 3-3を表-3.9, 3.10 に示す。同供試体は鋼管は STK50 および SCW 50-CF でスチフナーリングおよびフランジプレートは

SM 50 (PL-9) である。

供試体 3-2, 3-3 の鋼管とスチフナーリングの降伏応力度の比 σ_{yp}/σ_{yf} は両者とも 0.92、最大応力度の比 σ_{up}/σ_{uf} はそれぞれ 1.02 と 0.96 で、ほぼ等しい。供試体 3-2-H と 3-3-H の σ_{yp}/σ_{yf} はそれぞれ 0.55 と 0.54、 σ_{up}/σ_{uf} は 0.70 と 0.69 で比較供試体に比べてかなり小さく、鋼管とスチフナーリングの素材の機械的性質の差異が大きい。

表-3.9 供試体の名称・寸法 (mm)

Specimen	Tube D × tp	Stiffener		Flange	
		hs	ts	Bf	tf
3-2-H	216.3×6	30	9	100	9
3-2*					
3-3-H					
3-3*					
6-1	165.2×7	20	7	100	7
6-1-1.3		20	9		
6-1-1.7		15	12		

*: 表-2.2 参照

表-3.10 素材の機械的性質

Column & Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	El. %	Specimen
216.3×6	STK 41	3.49	4.82	39	3-2-H
	STK 50	3.60	5.40	32	
216.3×8	STK 41	3.42	4.73	37	3-3-H
	SCW 50CF	3.62	5.11	31	3-3
165.2×7	STK 41	3.60	4.64	39	Series 6
PL-9	SM 58	6.32	6.86	15	3-2-H, 3-3-H
	SM 50	3.8	5.5	30	3-2, 3-3
PL-7	SS 41	4.44	5.3	22	Series 6
PL-9	SS 41	3.0	4.56	27	
PL-12	SS 41	3.63	5.36	22	

Tube : JIS Z 2201 Type 12 Coupon
 σ_y : 0.2 % off-set yield stress
 Plate : JIS Z 2201 Type 1 Coupon

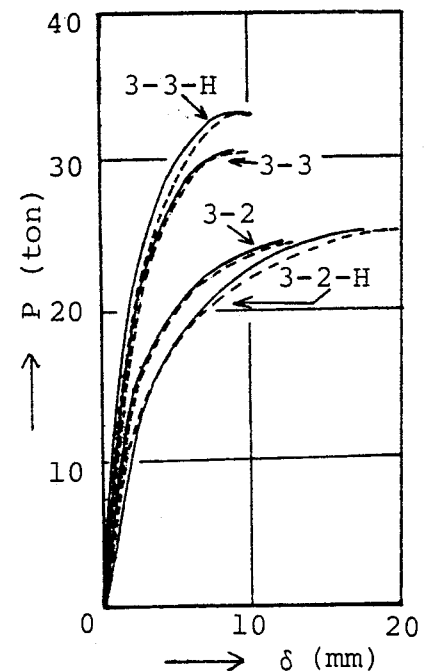


図-3.13 荷重-変形関係

表-3.11 実験結果 (耐力)

Specimen	Pmax ton	Py ton	Pcmax ton	Pcy ton	$\frac{Pmax}{Pcmax}$	$\frac{Py}{Pcy}$	η_u
3-2-H	25.3	15.5	23.61	15.35	1.07	1.01	0.42
3-2	24.6	16.4	24.41	15.86	1.01	1.03	0.50
3-3-H	33.5	22.0	29.69	19.30	1.13	1.14	0.55
3-3	30.9	20.8	30.50	19.83	1.01	1.05	0.62
6-1	30.4	16.5	22.96	14.92	1.32	1.11	0.85
6-1-1.3	31.0	18.4	26.72	17.37	1.16	1.06	0.86
6-1-1.7	36.2	20.5	28.60	18.59	1.26	1.10	1.00

表-3.12 実験結果 (変形)

Specimen	δ_{max} mm	δ_y mm	δl_{max} mm	δl_y mm	δo^*	δlo^*	K
3-2-H	17.8	3.3	20.1	3.7	12.8	13.8	3.0
3-2	11.7	2.5	12.9	2.8	10.2	11.0	3.5
3-3-H	9.4	2.3	9.9	2.7	6.8	8.4	3.7
3-3	9.0	2.5	9.9	2.6	8.0	8.1	4.4
6-1	18.4	2.3	13.4	2.2	7.4	7.3	2.9
6-1-1.3	24.1	2.1	11.9	2.3	6.9	7.0	2.4
6-1-1.7	53.9	3.3	20.0	2.9	9.0	7.5	2.3

* :unit; $\times 10^{-2}$ mm/t

K :Stress concentration ratio

破壊状況は、2章の単純模型実験と同じく、スチフナーリングとフランジの入りすみ部にキレツが生じて最大荷重に至っている。

荷重および変形の実験結果をそれぞれ表-3.11と表-3.12に、荷重-変形関係を図-3.13に示す。図中の破線は局部変形で、変形のほとんどが局部変形であることがわかる。

供試体 3-2-Hと 3-3-H の最大荷重は 3-2と3-3 に比べてそれぞれ 5%と10%増である。変形は $D/tp=27$ の 3-3-H と 3-3では δ_y , δ_{max} とも大差無いのに対して、径厚比が比較的大きい $D/tp=36$ の 3-2-H の δ_y , δ_{max} は 3-2に比べてほぼ 50%増しになっている。

図-3.14 に供試体の実験値と推定値の関係を棒グラフで示す。3-2-Hと 3-3-H の P_{max} と P_y は、(3.4)と(3.5)式による推定値 P_{cmax} , P_{cy} とほぼ一致しており、その差は10%

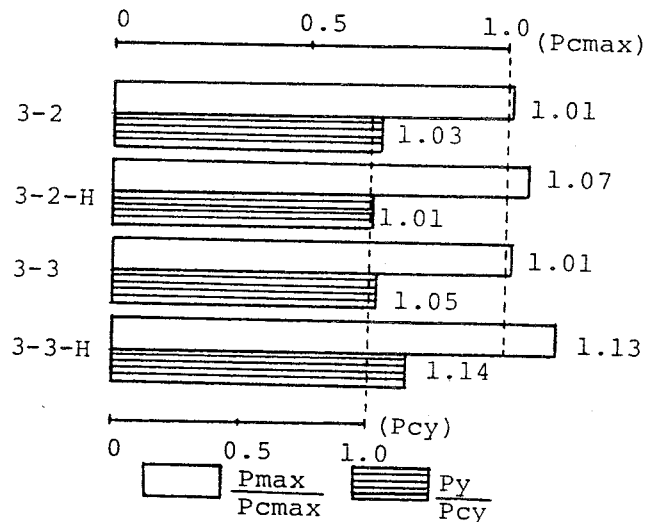


図-3.14 実験値と推定値との関係

程である。これは、スチフナーリングとフランジプレートの素材の機械的性質が鋼管素材とかなり違っても局部破壊耐力の差違はあまりなく、局部破壊耐力が主として鋼管素材の機械的性質に依存していることを示している。

3. 5 スチフナーリングとフランジの板厚が異なる場合

前項までは、供試体のスチフナーリング厚とフランジ厚は等しかった。ここではフランジ厚を一定として、スチフナーリング厚を増した場合の補強効果について検討する。

供試体は6系列と呼ぶ3体で、スチフナーリング厚をパラメータとし、その名称・寸法を表-3.9に、素材の機械的性質を表-3.10に示す。鋼管(STK 41: 165.2φ×7)とフランジプレート(SS 41: PL-7)は同じ部材で、スチフナーリング厚を3種類($t_s=7, 9, 12$ mm)変化させている。スチフナーリングせいは供試体6-1と6-1-1.3が $h_s=20$ mmで、6-1-1.7は $h_s=15$ mmとした。

破壊状況は6-1と6-1-1.3はスチフナーリングと入りすみ部にキレツが生じ、その後最大荷重に至った。6-1-1.7はフランジプレートの破断で最大荷重に至ったが、局部変形も顕著であった。

荷重と変形の実験結果をそれぞれ表-3.11と表-3.12に、荷重-変形関係と荷重-局部変形関係を図-3.15と図-3.16に示す。6系列の3体の供試体の弾性剛性はほぼ一致しており、スチフナーリング厚の差異は、降伏荷重以後の挙動に影響を与えていることがわかる。降伏荷重以後、6-1は他の2体に比べスチフナーリング厚が小さいため局部変形が増大し剛性が低下している。6-1-1.3と6-1-1.7では、フランジプレートの降伏による降伏だなの影響が見られる。

供試体6-1-1.3の P_{max} は6-1とほぼ同じあるが、 δ_{max} は30%増しとなっている。

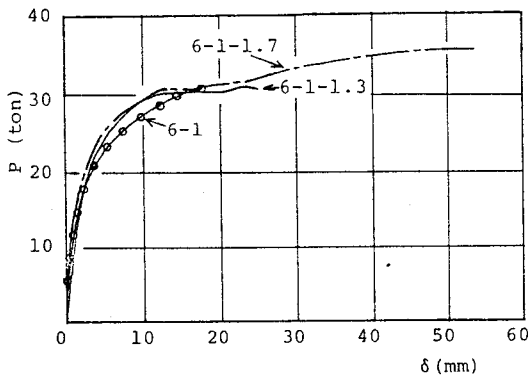


図-3.15 荷重-変形関係

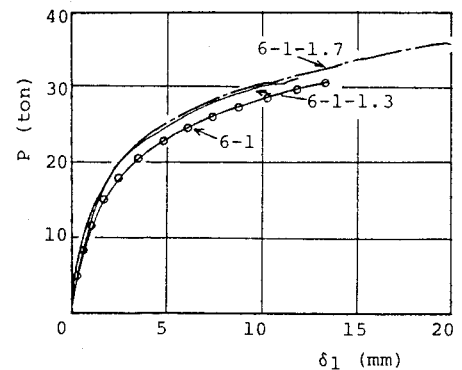


図-3.16 荷重-局部変形関係

供試体 6-1-1.7 ではスチフナーリングせいが他の2体に比べて小さいにもかかわらず、 t_s の増大による補強効果が大きいいため、入りすみ部にキレットが発生せず、フランジプレート破断で最大荷重に至った。 P_{max} と δ_{max} の 6-1 に対する比はそれぞれ 1.19 と 2.92 であった。

図-3.17(a), (b) に耐力 (P_{max} , P_y) と t_s の関係を示す。両図の縦軸はそれぞれスチフナーリングせいの違いを考慮して無次元化した P_{max} と P_y で、横軸は推定式中の t_s に関する無次元量を表わしている。図中の▲印は2章の t_s を変化させた実験結果(フランジ厚とスチフナーリング厚が等しい)を示している。同図から、本実験のように t_s のみを変化させた場合も、局部破壊耐力に与える影響は 3-2 系列、3-3 系列のスチフナーリング厚を変化させたものとはほぼ同じであることがわかる。

図-3.18 に6系列供試体の実験値と推定値の関係を棒グラフで示す。降伏荷重については、実験値と推定値の差は 10% 程である。一方、最大荷重ではその差は 16~32% で降伏荷重の場合より両者の差が大となっている。この上昇は、スチフナーリングせい

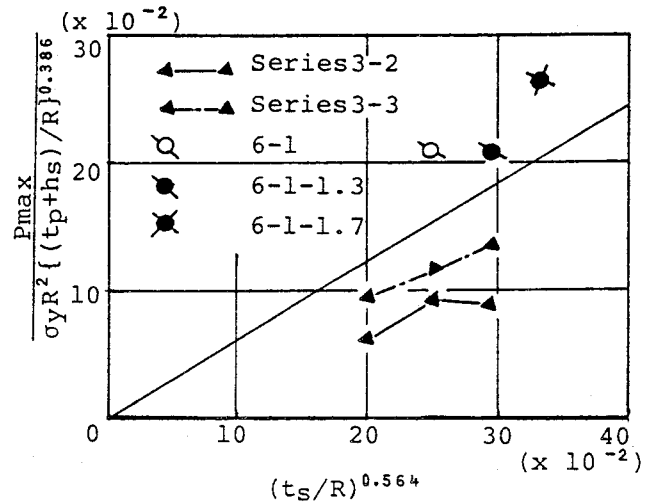


図-3.17(a) P_{max} と t_s の関係

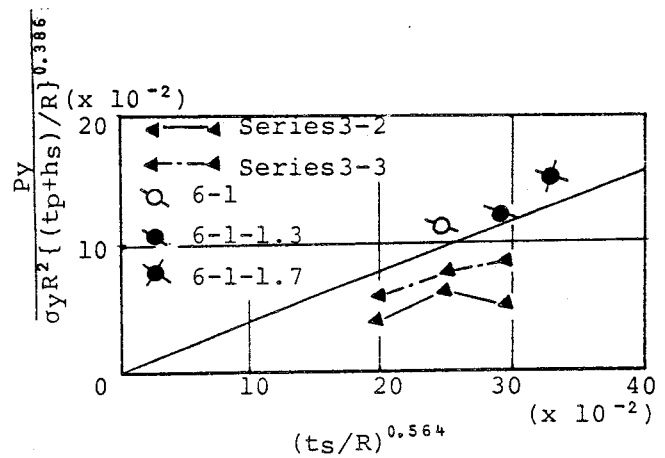


図-3.17(b) P_y と t_s の関係

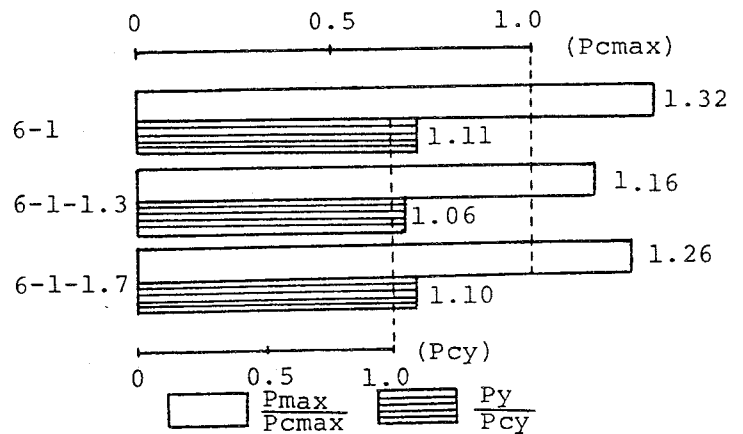


図-3.18 実験値と推定値の関係 (6 系列)

が15~20 mmであるのに対し、鋼管とスチフナーリング溶接部のすみ肉サイズが大で(12~14 mm)あるためスチフナーリングの断面が変断面になっていることと、本供試体のようにスチフナーリングとフランジの溶接継目部に段差があるとき、溶接施工上入りすみ部にアールが存在するような形状に起因するものと考えられる。

図-3.19 に本項と前項の供試体の実験値と推定値との関係を合わせて示す。同図から a) 鋼管とスチフナーリングの鋼種を変えた場合、b) t_s のみを変化させた場合も接合部の局部破壊耐力は (3.4), (3.5)式で推定できると言える。

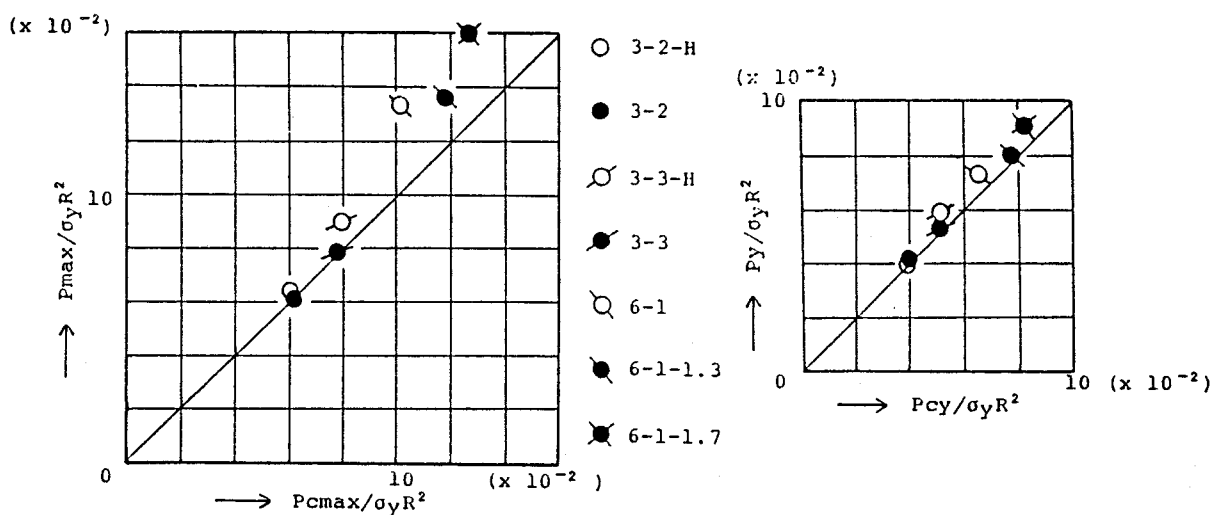


図-3.19 実験値と推定値の関係

4. 終局強度式の提案

2節で局部破壊耐力の推定式(3.4), (3.5)式を提案したが、接合部寸法の影響を評価すべき数がフランジ幅に関する項を除いて実数形で若干使いにくい形となっている。

ここでは、べき数を丸めた簡便な式を求めることを試み、求めた式を(3.4), (3.5)式と比較検討して、安全率を考慮した許容力式を提案する。なお、この許容力式は既に日本建築学会「鋼管構造設計施工指針」に採用されている。

さらに LRFD の考え方に基づいて見直しを行い、より合理的な終局強度式を提案しようとするものである。

4. 1 許容力式

べき数を丸めた簡便な式を求めるため、(3.3)式の接合部パラメータの影響を表すべき数 $X_3 \sim X_5$ を表-3.13のように丸めた(3.8)式を用いて、供試体 25 体について最小二乗法により未知数 X_1, X_2 を決定する。その結果、(3.9)式を得た。

$$P_{\max}/\sigma_y R^2 = (X_1 \cdot Bf/D + X_2) (t_p/R) (t_s/R)^{0.5} ((t_p+hs)/R)^{0.5} \dots (3.8)$$

$$P_{\max}/\sigma_y R^2 = (6.56Bf/D + 2.86) (t_p/R) (t_s/R)^{0.5} ((t_p+hs)/R)^{0.5} \dots (3.9)$$

表-3.13 数学モデルの未知数の設定

	X1	X2	X3	X4	X5
Eq.(3.4)	3.81	1.72	0.782	0.564	0.386
Eq.(3.8)	X1	X2	1.0	0.5	0.5
Eq.(3.9)	6.56	2.86	1.0	0.5	0.5

実験値と(3.9)式による推定値の比の平均値は1.03で、残差平方和と変動係数はそれぞれ $S=0.405$, $COV=0.127$ である。実験値と(3.9)式および(3.4)式による推定値を表-11.2に、それらの関係を図-3.20に示す。図中の黒丸は(3.9)式、△印は(3.4)式による推定値を示す。図から、(3.9)式による推定値と実験値との関係は(3.4)式によるものと同程度であることがわかる。

現行の日本建築学会「鋼管構造設計施工指針」には、(3.9)式を基にした許容力式を示している。

長期荷重のときの円形鋼管の局部破壊に対する許容力の安全率は最大耐力推定式に対して2.0とし、さらに材料安全率として鋼管の降伏応力度の代わりに許

表-3.14 実験値と推定値

Specimen	Pmax	Py	Pcmax	Pmax	Pamax	Pmax	Pay	Py
	ton	ton	ton	Pcmax	ton	Pamax	ton	Pay
2-1	21.2	14.1	19.7	1.08	17.5	1.21	13.1	1.08
2-2	27.0	19.7	25.8	1.05	24.6	1.10	18.5	1.06
2-3	36.6	29.2	31.8	1.15	32.2	1.14	24.2	1.21
2-4	37.0	30.0	36.9	1.00	39.2	0.94	29.4	1.02
3-1	15.1	10.6	16.0	0.94	13.6	1.11	10.2	1.04
3-2	24.6	16.4	24.2	1.02	22.9	1.07	17.2	0.95
3-3	30.9	20.8	31.3	0.99	31.6	0.98	23.7	0.88
3-4	34.2	23.8	38.1	0.90	40.7	0.84	30.5	0.78
4-1	23.2	16.5	18.4	1.26	16.3	1.42	12.2	1.35
4-2	29.7	21.2	27.7	1.07	27.3	1.09	20.5	1.03
4-3	38.5	26.4	35.6	1.08	37.3	1.03	28.0	0.94
3-2A	18.7	11.4	22.7	0.82	21.3	0.88	16.0	0.71
3-2B	24.8	14.8	29.3	0.85	27.6	0.90	20.7	0.71
3-2C	17.2	11.1	20.7	0.83	20.0	0.86	15.0	0.74
3-2D	25.6	14.1	30.6	0.84	28.2	0.91	21.2	0.67
3-3A	25.1	15.8	27.3	0.92	27.4	0.92	20.6	0.77
3-3B	33.2	22.6	35.2	0.94	35.5	0.94	26.6	0.85
3-3C	25.8	16.1	24.8	1.04	25.7	1.00	19.3	0.83
3-3D	36.2	22.8	36.7	0.99	36.3	1.00	27.2	0.84
5-1	46.4	29.5	45.0	1.03	45.2	1.03	33.9	0.87
5-2	49.5	28.0	53.0	0.93	52.2	0.95	39.2	0.71
5-3	64.8	37.5	62.3	1.04	60.3	1.07	45.2	0.83
5-4	73.3	41.5	68.6	1.07	65.7	1.12	49.3	0.84
5-2A	47.2	24.5	43.9	1.08	43.2	1.09	32.4	0.76
5-2B	64.8	35.5	62.0	1.05	61.2	1.06	45.9	0.77
1-1	16.8	13.1	12.1	1.39	9.4	1.79	7.1	1.85
1-2	27.0	19.1	17.2	1.57	14.5	1.86	10.9	1.75
1-3	33.4	24.0	22.3	1.50	20.4	1.64	15.3	1.57
1-4	45.7	33.4	26.9	1.77	26.2	1.74	19.7	1.70

容応力度の基準値を採用することになると、許容力を算定する設計式は(3.10)式になる。

$$Pa = \{ 3.28 \cdot (Bf/D) + 1.43 \} tp \sqrt{ts(tp+hs)} \cdot F \quad \dots (3.10)$$

入りすみ部での応力集中を緩和するために、はり端部でフランジ幅の広がった形式の接合部の許容力は(3.10)式中の Bf の代わりに Bf' を使用した(3.10)'式で求める。

$$Pa = \{ 3.28 \cdot (Bf'/D) + 1.43 \} tp \sqrt{ts(tp+hs)} \cdot F \quad \dots (3.10)'$$

ここに、Bf' は鋼管断面の中心を通り、はりフランジ材軸線との交角 $\alpha = 45^\circ$ の2本の直線の中心がそれぞれスチフナーリング外周と交わる点間の水平距離

で、 $Bf' = \sqrt{2}(D/2 + hs)$ となる。

なお、短期の応力のときには、許容力を 50 % 増しとする。

(3.10)式による各供試体の短期許容力 $1.5Pa$ を表-3.14 に、実験値 P_{max} と短期許容力との関係を図-3.21 に示す。

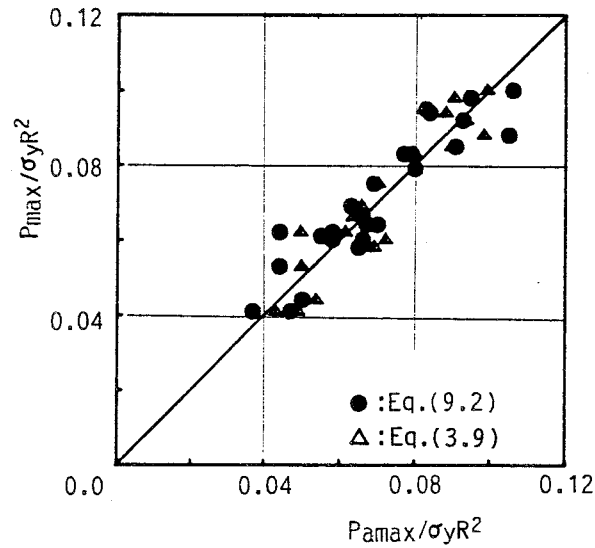


図-3.20 実験値と推定値の関係

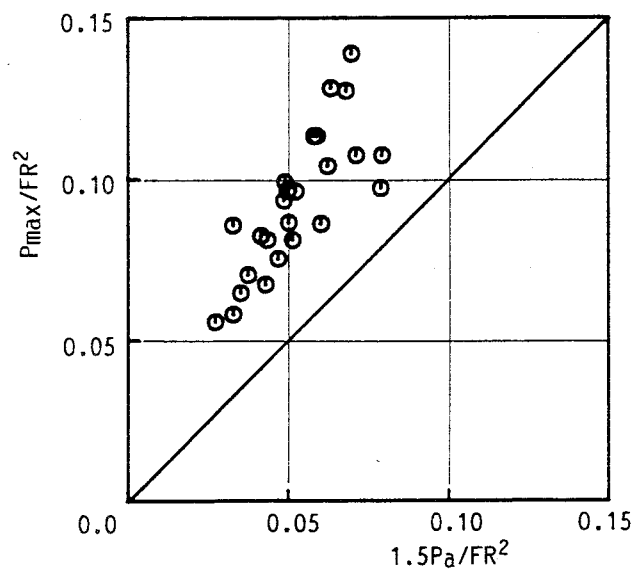


図-3.21 実験値と短期許容力 $1.5Pa$ の関係

4. 2 強度式

ここでは、LRFD の考え方に基づいて強度式を誘導する。

電縫鋼管を使用した接合部の局部破壊耐力の設計式を LRFD の考え方に基づいて以下のように誘導する。

a) 終局強度

終局限界状態における終局強度は (3.11) 式で与えられる。

$$R_{u,d} = \phi_u N_{u,n} \quad \dots (3.11)$$

ここに、 $R_{u,d}$ = 設計用終局強度

$$\phi_u = \text{耐力係数} (= \exp(-\alpha \beta V_R) N_{u,m}/N_{u,n})$$

$N_{u,m}$ = 終局耐力平均値

$N_{u,n}$ = 終局耐力公称値

V_R = 局部破壊耐力推定式の変動係数

$$\alpha = 0.5$$

$$\beta = 3.0$$

$N_{u,n}$ として、(3.9)式の σ_y の代わりにF値を採用した(3.12)式を仮定すると、 $N_{u,m}/N_{u,n}$ は σ_y の平均値とF値の比と、実験値と(3.12)式による推定値の比の積で表される。なお、ここではSTK 41, STK 50ともF値はいずれも $F=2.4 \text{ t/cm}^2$ とする。

$$\begin{aligned} N_{u,n} &= \{6.56 \cdot (Bf'/D) + 2.86\} t_p \sqrt{t_s(t_p+hs)} \cdot F \\ &= 2.0 \cdot Pa \quad \dots (3.12) \end{aligned}$$

日本建築学会「鋼管構造設計施行指針・同解説」(改訂原案)によればSTK鋼管の σ_y/F の平均値と変動係数はそれぞれ1.46と $V_M=0.096$ である。また、実験値と(3.9)式による推定値の比の平均値と変動係数はそれぞれ1.03と0.127である(2.1節参照)。

寸法の誤差が与える影響は実験値と(3.12)式による推定値との比の変動係数 V_p に含まれるものとする。

$$\text{従って、} N_{u,m}/N_{u,n} = 1.46 \times 1.03 = 1.50$$

$$V_R = \sqrt{V_p^2 + V_M^2} = 0.159 \text{ となる。}$$

以上の数値を(3.11)式に代入すると、円形鋼管の局部破壊に対する終局強度式として(3.13)式が得られる。

$$\begin{aligned} \phi_u &= \exp(-0.5 \times 3.0 \times 0.159) \times 1.50 = 1.19 \\ R_{u,d} &= \phi_u N_{u,n} = 1.19 \times 2.0 \cdot Pa \\ &= \{7.58 \cdot (Bf'/D) + 2.86\} t_p \sqrt{t_s(t_p+hs)} \cdot F \quad \dots (3.13) \end{aligned}$$

図-3.22に(3.13)式から得た値と実験値の関係を示す。

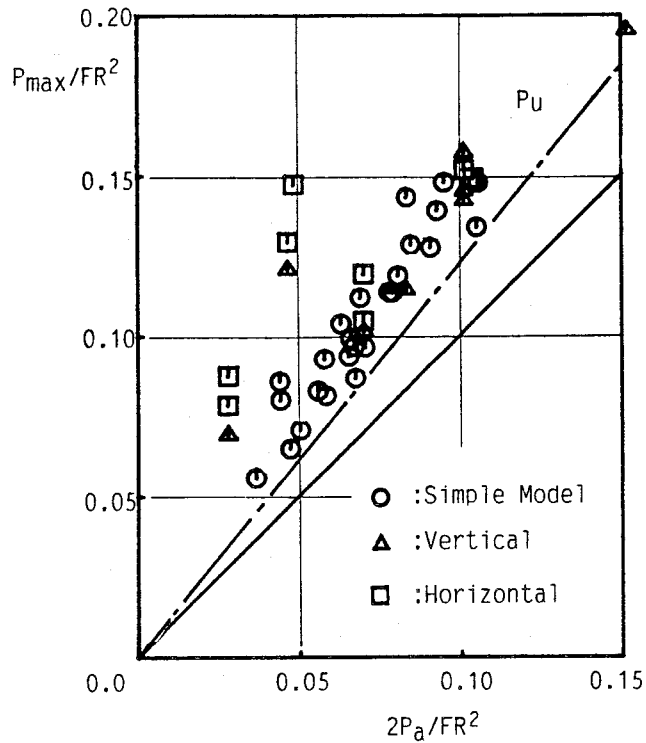


図-3.22 (3.13)式の値と実験値の比較

図中に後述の鉛直および水平荷重形式の実験結果も示す。実験結果と比べて、強度式が危険側になるものではなく、また通常的设计では構造細則で実験供試体のようなスチフナーリングにフランジプレートを直接突き合せ溶接し、応力集中の大きい溶接始端部でまわし溶接するような溶接詳細は排除しているため、実際の設計ではより安全側になるものと考えられる。

b) 短期許容力

使用限界状態における短期許容力は (3.14) 式で与えられる。

$$R_{s,d} = 0.7 \phi_u N_{u,n} \text{ か } \phi_y N_{y,n} \text{ のいずれか小さい方} \quad \dots (3.14)$$

ここに、 $R_{y,d}$ = 短期許容力

$$\phi_y = \exp(-\alpha \beta V R) N_{y,m} / N_{y,n}$$

$N_{y,m}$ = 降伏耐力平均値

$N_{y,n}$ = 降伏耐力公称値

$$\beta = 2.0$$

$N_{y,n}$ として (3.10) 式による推定値を 1.5 倍した耐力を仮定し、 $N_{y,m}$ に降伏荷重をとるものとする。

実験値と(3.10)式でF値の代わりに σ_y を使用した推定値(Pay)の比の平均値と変動係数はそれぞれ 0.89 と $V_p=0.188$ である。

$$\text{従って、 } N_{y,m}/N_{y,n} = 1.46 \times 0.89 = 1.30$$

$$V_R = \sqrt{V_p^2 + V_M^2} = 0.211 \text{ となる。}$$

以上の数値を(3.14)式に代入すると、短期許容力として従来提案していたものと同じ(3.15)式が得られる。

$$\phi_y = \exp(-0.5 \times 2.0 \times 0.211) \times 1.30 = 1.05 \doteq 1.0$$

$$R_{y,d} = \phi_y N_{y,n} = 1.0 \times 1.5 \cdot Pa$$

$$= 1.5 \{ 3.28 \cdot (Bf'/D) + 1.43 \} t_p \sqrt{t_s(t_p + h_s)} \cdot F \quad \dots (3.15)$$

5. 局部変形の剛性推定式の誘導

前章の FEM 解析結果から、局部変形の剛性の無次元量 $K_1 = FEMK_{L0}R^3/EI$ は鋼管径厚比 D/t_p が 0 に近づくと一定値 1.5×10^3 に収束することがわかった。ここではその関係を考慮して、数学モデル (3.16) 式を使い最小二乗法により段階的に未知数を決定し $FEMK_{L0}$ の推定式を求める。ここで ϵ は誤差項である。

$$FEMK_{L0}R^3/EI = (X_1 Bf/D + X_2) (R/t_p)^{X_3} (t_s/R)^{X_4} \times ((R+0.5 \cdot h_s)/R)^{X_5} + 1.5 \times 10^3 + \epsilon \quad \dots (3.16)$$

(3.7) 式と同じ手順により、 $FEMK_{L0}$ を推定する (3.17) 式を求めた。

$$\frac{K_{L0}R^3}{EI} = (11.8 \frac{Bf}{D} - 1.94) \left(\frac{t_p}{R}\right)^{2.36} \left(\frac{t_s}{R}\right)^{0.495} \left(\frac{R+0.5h_s}{R}\right)^{8.29} + 1.5 \times 10^3 \quad \dots (3.17)$$

$FEMK_{L0}$ と上式による推定値との比の変動係数は 0.048 である。推定値を表 2.12 に、 $FEMK_{L0}$ との関係を 図-3.23 に示す。

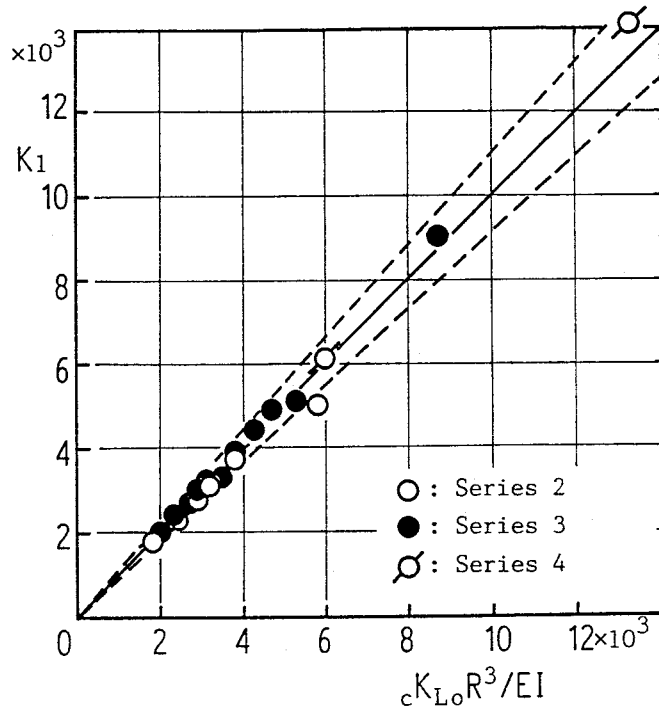


図-3.23 FEM による弾性剛性の解析値と推定式との関係

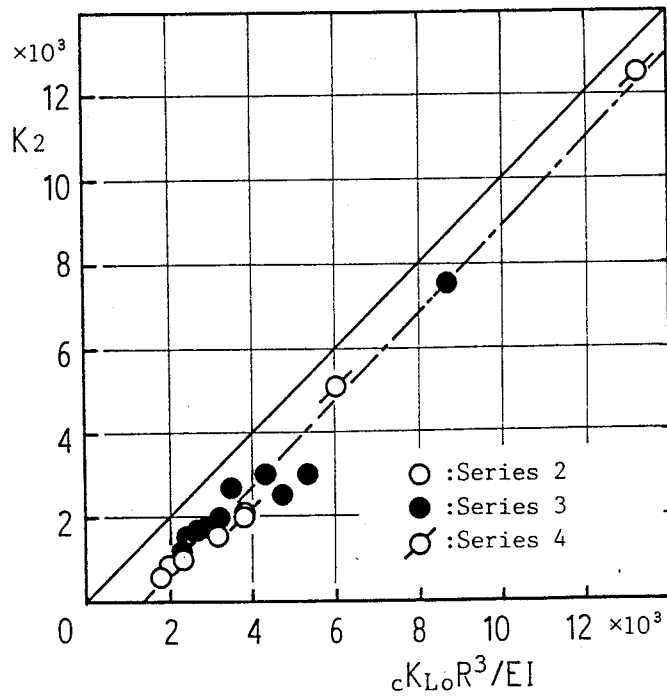


図-3.24 実験値と (3.17) 式による推定値との関係

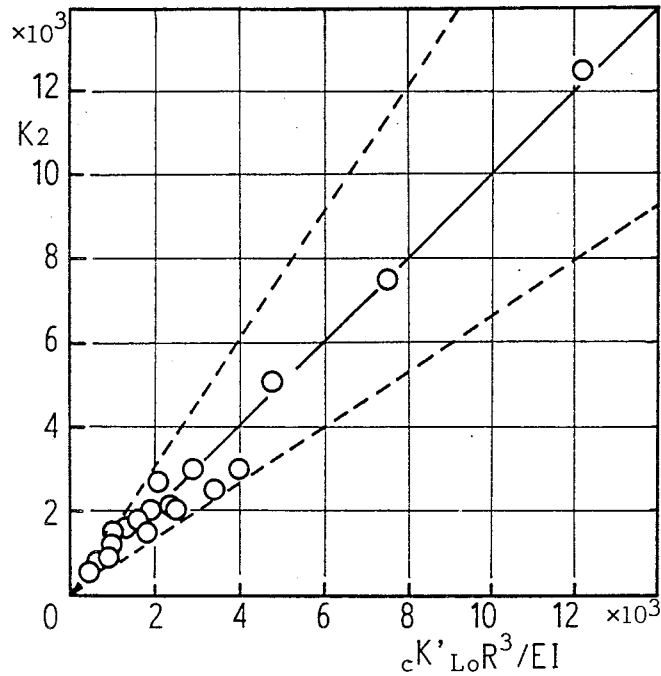


図-3.25 実験値と(3.18)式による推定値との関係

実験値と(3.17)式による推定値との関係を図-3.24に示す。数値解析結果を基にして求めた推定値は実験値を大きめに評価している。実験値には局部破壊に関係する各因子の効果だけでなく、実験に含まれる誤差(製作誤差、測定誤差等)が存在し、解析にはモデル化の際の誤差が含まれ、実験結果と解析結果の差はそれら不確定な要素によるものと言える。しかし、両者の相関は非常に高く推定式から実験値が推定することが出来ることを示唆している。そこで最小二乗法により両者のベストフィットカーブ(図中に一点鎖線で示す)を求めると(3.18)式を得る。

$$\frac{cK'LoR^3}{EI} = 1.02 \left(11.8 \frac{Bf}{D} - 1.94 \right) \left(\frac{tp}{R} \right)^{2.36} \left(\frac{ts}{R} \right)^{0.495} \left(\frac{R+0.5hs}{R} \right)^{8.29} + 115 \quad \dots (3.18)$$

実験値と推定値の比の変動係数は 0.198 で、 $cK'Lo$ の値を表-3.15 に示す。両者の関係を図-3.25に示す。図中の破線は 95 %信頼帯を示す。

5. 結論

スチフナーリングで補剛された鋼管柱とH形はり接合部の局部破壊に対する強度を明らかにするため、単純模型による実験結果と FEM 解析結果について推計学的な考察を加えた結果、次のことが明かとなった。

- 1) スチフナーリング形式の単純模型25体の実験結果から、次元解析と回帰分析により次のような接合部の耐力推定式を得た。

最大耐力について

$$\frac{P_{cmax}}{\sigma_y R^2} = (3.81 \frac{Bf}{D} + 1.72) \left(\frac{t_p}{R} \right)^{0.782} \left(\frac{t_s}{R} \right)^{0.564} \left(\frac{t_p + h_s}{R} \right)^{0.386} \quad \dots (3.4)$$

降伏耐力について

$$P_{cy} = 0.65 P_{cmax} \quad \dots (3.5)$$

ここで、上式の誘導に用いた供試体の各部寸法の範囲は、 $D/t_p = 18 \sim 54$ 、 $h_s/D = 0.07 \sim 0.21$ 、 $Bf/D = 0.35 \sim 0.63$ および $t_s/t_p = 0.75 \sim 2.25$ で、かつ鋼管とフランジあるいはスチフナープレートの機械的性質がほぼ等しいものに限られる。

- 2) 耐力推定式 (3.4) と (3.5) 式をスチフナーリングの補剛のない接合部に適用した場合、最大荷重で 56 %、降伏荷重で 74 % 程度小さく評価する。
- 3) 耐力推定式 (3.4) と (3.5) 式はフランジにテーパをもつ接合部についても適用できる。ただし、 Bf の代わりに Bf' を使用する。
- 4) 径厚比の大な ($D/t_p = 70, 100$) 鋼管接合部の場合、(3.4) 式は引張荷重をうける接合部では 35 % 程度安全側で評価し、圧縮荷重をうける接合部では精度良く推定する。
- 5) スチフナーリング厚のみを変化させた場合も、接合部の強度・変形能力に補強効果があり、(3.4)、(3.5) 式で強度を推定できる。
- 6) 鋼管の降伏応力度は接合部局部破壊耐力に大きな影響を与える。

7) スチフナーリング形式の単純模型の FEM 解析結果から、回帰分析により接合部の初期降伏耐力推定式 (3.7) 式と局部変形の剛性推定式 (3.18) 式を得た。

$$\frac{F_{EMPCy}}{\sigma_y R^2} = (1.40 \frac{Bf}{D} + 1.02) \left(\frac{tp}{R} \right)^{0.782} \left(\frac{ts}{R} \right)^{0.678} \left(\frac{tp+hs}{R} \right)^{0.315} \dots (3.7)$$

$$\frac{cK' L_o R^3}{EI} = 1.02 (11.8 \frac{Bf}{D} - 1.94) \left(\frac{tp}{R} \right)^{2.36} \left(\frac{ts}{R} \right)^{0.495} \left(\frac{R+0.5hs}{R} \right)^{8.29} + 115 \dots (3.18)$$

8) 従来提案されていた接合部の局部破壊耐力に関する設計式について、LRFD の考え方に基づいて見直しを行い、以下の結果を得た。なお、短期許容力は従来のもと同じものを得た。

終局強度式として

$$R_{u,d} = \phi_u N_{u,n} = 1.19 \times 2.0 \cdot Pa = \{7.58 \cdot (Bf'/D) + 2.86\} tp \sqrt{ts(tp+hs)} \cdot F \dots (3.13)$$

短期許容力として

$$R_{y,d} = \phi_y N_{y,n} = 1.0 \times 1.5 \cdot Pa = 1.5 \{3.28 \cdot (Bf'/D) + 1.43\} tp \sqrt{ts(tp+hs)} \cdot F \dots (3.15)$$

注*1

接合部強度に影響を与える素材の機械的性質として、鋼管とフランジ（スチフナーリング）の降伏応力度、強度、降伏比等が挙げられるが、ここでは、簡便な設計式を得る目的のために、素材の機械的性質を代表するものとして、鋼管の降伏応力度を使用する。

スチフナーリングのキレットにより最大荷重が決定されたにもかかわらず、鋼管の降伏応力度を使用したのは、

- a) 2章で述べたように、接合部の耐力に鋼管の局部変形が直接影響すること
- b) 4章で述べるように、鉛直型実験では鋼管の圧縮側が局部破壊し、その最大荷重は単純模型実験結果から推定できること
- c) 実験結果について、鋼管の降伏応力度の代わりに、鋼管の引張強さ、フランジプレートの降伏応力度、引張強さを使用した場合の残差平方和、変動係数、95 %信頼帯を以下に示す。

	残差平方和	変動係数	95 %信頼帯
鋼管の引張強さ	0.295	0.111	1.253/0.798
フランジの降伏応力度	0.628	0.162	1.456/0.687
フランジの引張強さ	0.255	0.103	1.239/0.807
鋼管の降伏応力度	0.266	0.105	1.244/0.803

上記の結果から、フランジの降伏応力度を使用した場合を除けば、その他のものについては大差がないことが知られる。

以上の理由と、慣用の設計法との関連も考え合わせて鋼管の降伏応力度を使用した。

注 *2

ここでは数学モデル (3.3) 式をテイラー展開して線形化を行い未知数 $X_1 \sim X_5$ を決定して (3.4) 式を求めたが、同じモデルを使って最小二乗法により段階的に未知数を決定した推定式も試みに示しておく。

$$\frac{P_{cmax}}{\sigma_y R^2} = (4.60 \frac{Bf}{D} + 1.99) \left(\frac{tp}{R} \right)^{0.838} \left(\frac{ts}{R} \right)^{0.559} \left(\frac{tp+hs}{R} \right)^{0.436}$$

実験値と (a) 式による推定値の比 25 個についての残差平方和と変動係数はそれぞれ $S=0.287$ と $COV=0.107$ で未知数 $X_1 \sim X_5$ の値は異なっているが推定式の精度は大差ないことが知られる。

4章 鉛直荷重形式の局部破壊実験

1. 序

前章までは、柱・はり接合部のはり引張フランジ部分を取り出した単純模型の実験結果と解析結果について述べてきた。実際のラーメン接合部では、H形はりの上下フランジから一对の圧縮力と引張力が鋼管に働くので、その相互作用が鋼管壁の局部変形に影響することが予想される。すなわち、鉛直荷重時には左右のりから対称曲げモーメントを、水平荷重時には逆対称曲げモーメントを受け、その応力状態は単純模型の場合とはかなり異なる。

本章では、実際の接合部を模した部分架構供試体で部材寸法をパラメーターとして鉛直荷重形式の実験を行い、局部破壊する鋼管柱・H形はり接合部の力学的性状を調べ、3章で導いた耐力推定式の妥当性を検討する（鉛直荷重実験Ⅰ）。

さらに接合部が対称曲げモーメントを受けるとき、スチフナーリングとフランジの入りすみ部の接合詳細が接合部の力学性状に与える影響についても検討する（鉛直荷重実験Ⅱ）。

2. 部材寸法の影響（実験Ⅰ）

2.1 実験概要

1) 供試体

供試体はスチフナーリング形式の仕口を持つ十字形の部分架構で、はりせい（H）が3種類（ $H=200, 300, 400\text{mm}$ ）、鋼管径厚比が2種類（ $D/tp=37, 26$ ）、

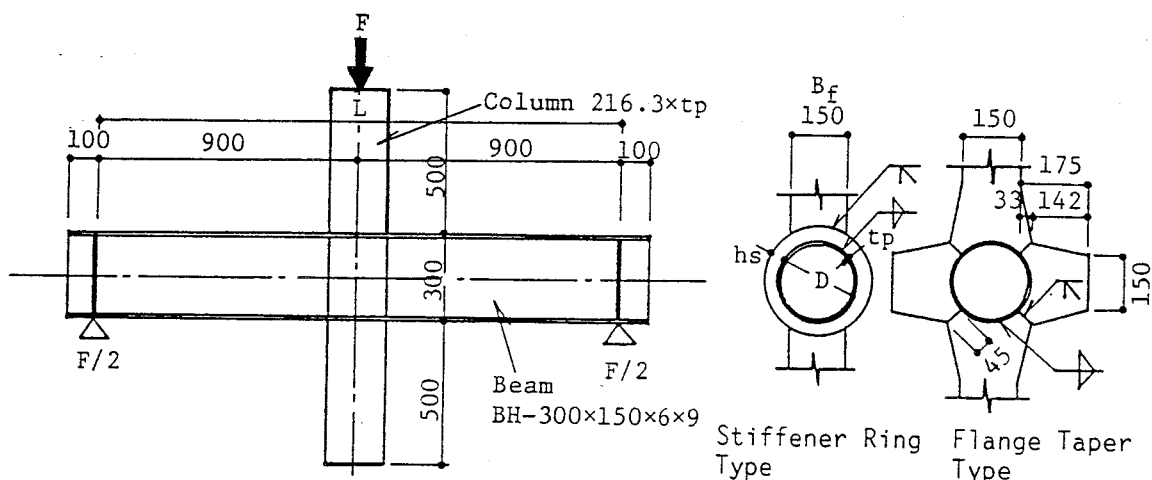


図-4.1 供試体

表-4.1 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Tube D × tp	Stiffener		Beam H×Bf×tw×tf	Bf'
		hs	ts		
CV37-0	216.3 × 5.8	0		H-300×150×6×9	150
CV37-30		30	9		150
CV37-45		45	9		150
CV26-0	216.3 × 8.0	0		H-300×150×6×9	150
CV26-30		30	9		150
CV26-45T		45	9		216.3
CV26-30-200	216.3 × 8.0	30	9	H-200×150×6×9	150
CV26-30-400	8.0	30	9	H-400×150×6×9	150

表-4.2 素材の機械的性質

Column Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	El. %	Specimens
216.3×5.8	STK 41	3.62	4.99	24.0	CV37 Series
8.0	STK 41	3.94	4.96	27.0	CV26 Series
8.0	STK 41	4.08	4.90	24.5	CV26-30-200, 400
Flange PL-9	SS 41	3.34	4.90	22.0	CV37, 26 Series
Flange PL-9	SS 41	2.66	4.30	29.5	CV26-30-200, 400

Tube :JIS Z 2201 Type 12 Coupon

Plate:JIS Z 2201 Type 1 Coupon

σ_y :0.2 % off-set yield stress

接合部のスチフナーリングせい3種類 (hs=0, 30, 45 mm) の計8体である。
 なお CV26-45T は、はりフランジにテーパ部を持つ。

供試体の形状および名称・寸法をそれぞれ図-4.1 と表-4.1 に、素材の機械的性質を 表-4.2 に示す。

2) 加力方法

加力方法は、図-4.1 に示すように、両はり端を単純支持し、鋼管柱頭に圧縮荷重を加える。加力は、200 ton 油圧式構造物試験機を用いた。測定方法は各部の変形を変位計で、ひずみをひずみゲージで測定した。

2. 2 実験結果

1) 破壊状況

破壊状況をスチフナーリングせいの寸法ごとにまとめて述べる。

(hs=0 mm) : CV37-0, CV26-0 は、降伏荷重以後はりフランジ位置での鋼管局部変形が圧縮フランジ側で増大して最大荷重に達した。キレツの発生は認めら

れなかった。

($h_s = 30 \text{ mm}$): CV37-30, CV26-30 も無補強供試体と同様、降伏荷重以後はりの圧縮フランジ側の局部変形が増大した。CV37-30 は $F = 20 \text{ ton}$ であり引張フランジ側とダイアフラムの溶接継目入りすみ部のダイアフラム側にキレツが生じ、その後ほとんど荷重上昇は見られず(3%増)最大荷重に至った。

CV26-30はキレツの発生はなく、はり圧縮フランジ側での鋼管局部変形が顕著となり、最大荷重に至った。

($h_s = 45 \text{ mm}$): ダイアフラムの補剛効果が顕著で、降伏荷重後の圧縮側局部変形は $h_s = 0, 30 \text{ mm}$ のものに比べて小さい。CV37-45 は引張側入りすみ部にキレツが発生し最大荷重に至った。CV26-45T は $F = 30 \text{ ton}$ で接合部近傍の圧縮側フランジテーパ部に局部座屈が認められ、 $F = 39.6 \text{ ton}$ で最大荷重に至った。本供試体は、テーパ部で $B_f/2t_f = 12$ で、鋼構造設計規準の幅厚比の制限値 15.5 を満足しているが、テーパ最大幅部の平均圧縮応力度が $0.56\sigma_y$ の段階で早期にフランジテーパ部に局部座屈が生じている。この場合も、鋼管の局部変形が大きく影響していると考えられ、以後、このような“スチフナーリングの局部座屈”も局部破壊の一種として取扱う。

2) 荷重-変形関係

荷重-変形関係を 図-4.2 に示す。図中の●印は下式の値 (δ_L) をプロットしたもので、はり端変位 (δ) に対する局部変形の割合を示している。

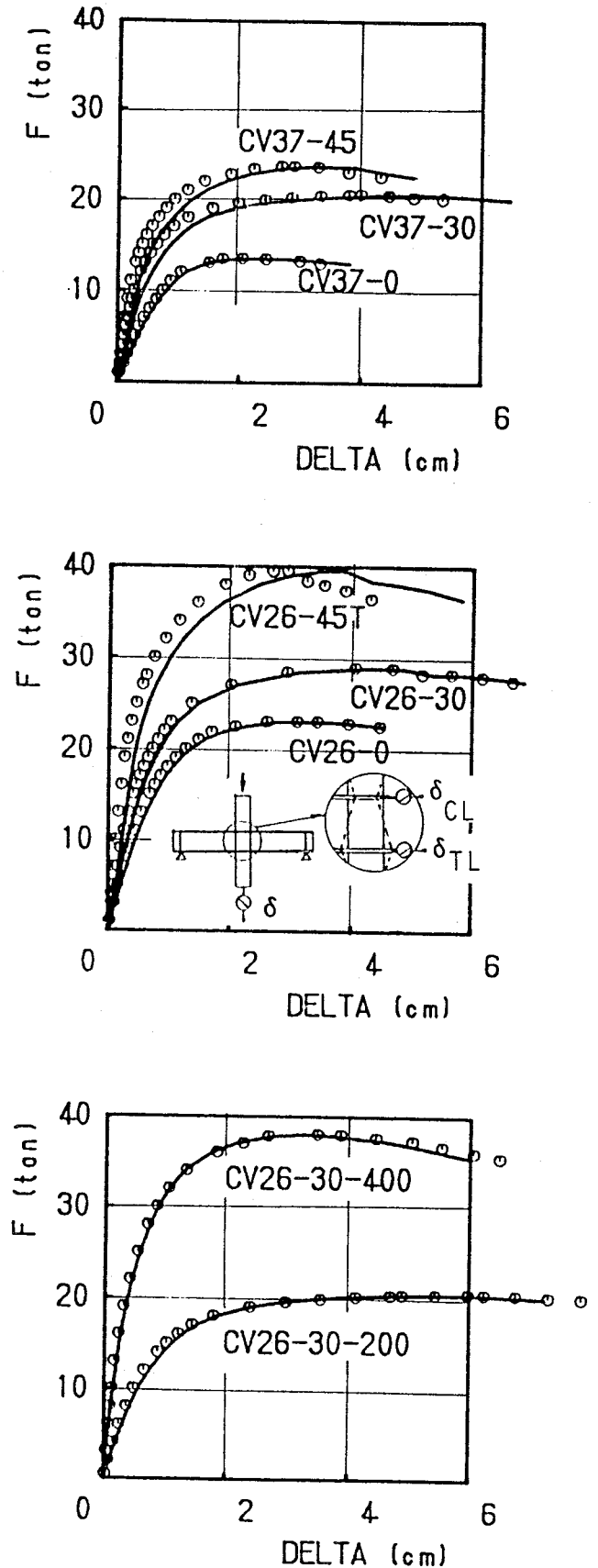


図-4.2 荷重-はり端変位関係

$$\delta_L = (\delta_{CL} + \delta_{TL}) / 2H \times (L-D) / 2 \quad \dots (4.1)$$

δ_{CL} , δ_{TL} はそれぞれ圧縮側と引張側の局部変形を示す。図から、はり端変位の大部分が局部変形によるもので、耐力が局部変形により決定していることがわかる。

2. 3 考察

1) 耐力

実験結果と (3.4)、(3.5)式による推定値を表-4.3に示す。表中のFは試験機荷重であり、Pは次式で表わされるはりフランジ応力で、2章の単純模型実験のフランジ引張力に対応するものである。

$$P = F(L-D-2hs) / 4h_b \quad \dots (4.2)$$

なお、 $hs=0$ の1系列の供試体の P_{max} と P_{cy} はそれぞれ(3.4)と(3.5)式中で $hs=0$ として算定したものに、スチフナーリングのない場合(3章3.1項参照)に得られた局部破壊の最大耐力と降伏耐力の実験値と推定値の比の平均値1.56と1.70を係数倍して求めたものである。

耐力の無次元量 $P_{max}/\sigma_y R^2$ と鋼管径厚比 D/t_p 、スチフナーリングせい hs/D の関係を図-4.3に示す。比較のため、 $D/t_p=36$, 27の単純模型実験結果(ただし、 $B_f=100$ mmで本実験とはフランジ幅が異なる)も示す。無次元化した耐力は対応する単純模型実験結果とほぼ一致しており、 D/t_p , hs/D との関係もほぼ同じ傾向を示している。これは鉛直荷重載荷時の局部破壊耐力の推定にも単純模型実験結果から得られた推定式が適用できることを示している。

次に、はりせいを変化させた供試体(CV26-30, CV26-30-200, CV26-30-400)の耐力を比較した結果を図-4.4に示す。同図は P_{max} を $\sigma_y R^2$ で除して無次元化したもので、図中の破線は局部破壊耐力推定値 P_{cmax} を示す。はりせい(H/D)

表-4.3 実験結果と推定値 (単位: ton)

Specimen	Fmax	Fy	Pmax	Py	Pcmax	Pcy	$\frac{P_{max}}{P_{cmax}}$	$\frac{P_y}{P_{cy}}$
CV37-0	13.5	10.8	18.4	14.7	23.1	16.7	0.80	0.88
CV37-30	20.6	14.1	27.0	18.5	29.9	19.4	0.90	0.95
CV37-45	23.7	16.5	30.4	21.2	34.2	22.2	0.89	0.95
CV26-0	23.1	17.0	31.4	23.1	36.5	26.5	0.86	0.87
CV26-30	28.9	20.7	37.8	27.1	42.7	27.7	0.89	0.98
CV26-45T	39.6	27.6	50.8	35.4	61.5	40.0	0.83	0.89
CV26-30-200	20.5	14.7	40.9	29.3	44.2	28.7	0.93	1.02
CV26-30-400	38.0	26.9	37.0	26.2	44.2	28.7	0.84	0.91

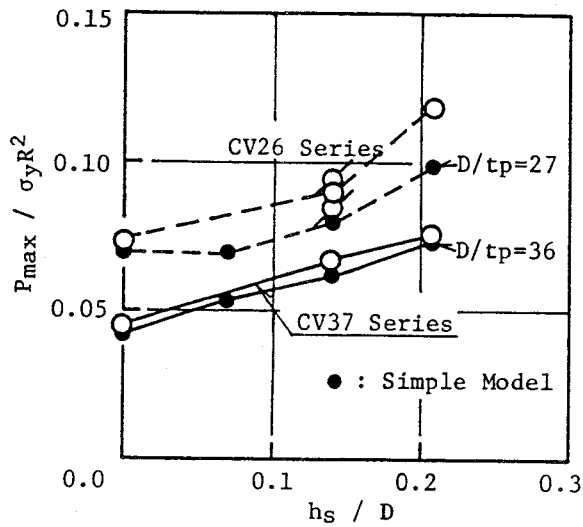


図-4.3 最大荷重と h_s/D の関係

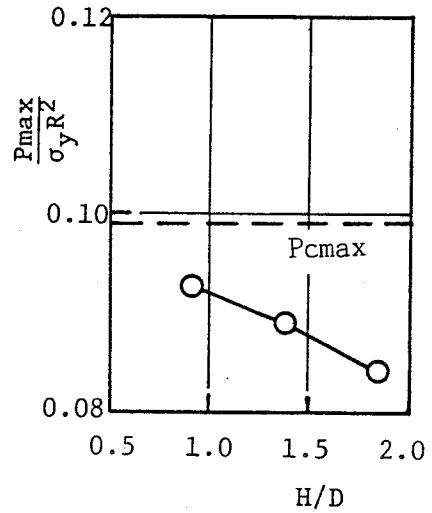


図-4.4 はりせいの影響

が小になるとはりの上下フランジの相互作用が大きくなるため、 $H/D \approx 1.0$ の供試体の最大荷重は $H/D \approx 2.0$ のものに比べて10%程度上昇している。

2) 局部変形

2,3章では、単純模型で接合部各部寸法と局部変形についての関係を検討したが、ここでは、実際の構造物により近い十字型供試体の実験結果から、接合部の挙動に与える局部変形の影響について検討する。

鉛直荷重載荷時の接合部には単純模型実験と同様に対称荷重が加わる。鉛直荷重載荷時の引張フランジ側局部変形と単純模型の局部変形の剛性を比較し、さらに推定式(4.5)式による推定値およびFEM解析結果と実験結果を比較する。なお、CV26-45Tにはフランジにテーパが存在するがここではその影響は考慮しない。

鉛直荷重載荷時の引張側局部変形と単純模型の局部変形の剛性を比較した結果を表-4.4に示す。表中の*印の単純模型はフランジ幅が100mmの供試体である。

表から明らかなように、無補強のCV37-0とCV26-0を除いて、鉛直型と単純模型とを比べると、引張側フランジ局

表-4.4 局部変形の剛性比較

(単位: 10^2 t/cm)

Specimen	K_{CLO}	K_{TLO}
CV37-0	0.50	0.99
1-1*	-	0.22(4.50)
CV37-30	1.59	1.72
3-2-E	-	1.16(1.48)
CV37-45	2.78	2.00
4-2-E	-	1.52(1.32)
CV26-0	1.31	1.20
1-2*	-	0.45(2.67)
CV26-30	1.82	1.39
3-3*	-	1.25(1.11)
CV26-45T	3.23	1.96
4-3*	-	1.43(1.37)

部変形の比は 1.11~1.48 で、ほぼ対応している。

鉛直荷重実験の結果並びに FEM 解析結果の一覧を 表-4.5 に示す。

FEM 計算値では、圧縮および引張フランジ側とも局部変形は、ほぼ同じ値である。実験では、無補強接合部の場合 K_{CLo} (圧縮フランジ側の局部変形の剛性) が K_{TL} (引張フランジ側の局部変形の剛性) より小さく、スチフナーリングせいが大になると逆に K_{CLo} は K_{TL} より大きくなり、FEM 結果とは異なる結果を示す。 $FEMK_{Lo}$ と実験値を比較すると、圧縮側では $K_{CLo}/FEMK_{Lo}$ は 0.28~0.58、引張側では 0.35~0.58 で、単純模型の場合と同様 FEM 解析による計算値が実験値より大きくなっている。

(3.18)式から得た cK'_{Lo} と実験値の関係を 図-4.5 に示す。同図から、推定値は圧縮フランジ側 ($K_{CLo}/cK'_{Lo}=0.87\sim1.30$) の局部変形の剛性とほぼ一致しており、引張フランジ側 ($K_{TL}/cK'_{Lo}=0.65\sim1.80$) については推定精度が悪くなっていることがわかる。

表-4.5 実験結果と FEM 解析結果 (単位 : $10^2 t/cm$)

Specimen	K_{CLo}	K_{TL}	FEM K_{Lo}	$\frac{K_{CLo}}{FEMK_{Lo}}$	$\frac{K_{TL}}{FEMK_{Lo}}$	cK'_{Lo}	$\frac{K_{CLo}}{cK'_{Lo}}$	$\frac{K_{TL}}{cK'_{Lo}}$
CV37-0	0.48	0.99	1.72	0.28	0.58	0.55	0.87	1.80
CV37-30	1.59	1.72	3.76	0.42	0.46	1.53	1.04	1.12
CV37-45	2.78	2.00	4.76	0.58	0.42	2.49	1.12	0.80
CV26-0	0.91	1.20	2.66	0.34	0.45	0.70	1.30	1.71
CV26-30	1.82	1.39	4.59	0.40	0.30	1.88	0.97	0.74
CV26-45T	3.23	1.96	5.62	0.57	0.35	3.03	1.07	0.65

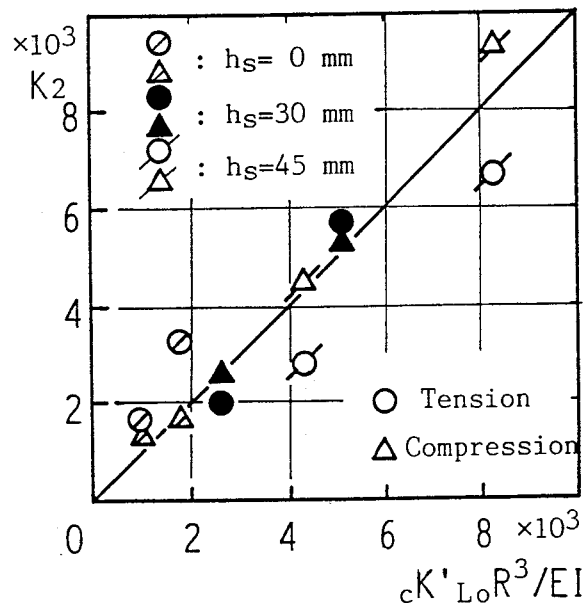


図-4.5 cK'_{Lo} と実験値の関係

3) 実験値と推定値の比較

a) 最大耐力

P_{max} と (3.4) 式による推定値 P_{cmax} の関係を無次元量で表わしたものを図-4.6 に示す。図中の破線は、実験値にたいする推定値の比の平均値 (0.87) を示したもので、その変動係数は 0.049 である。因みに (3.4) 式の変動係数は 0.105 である。図中の一点鎖線は (3.4) 式の 95 % 信頼帯を示す。実験値は推定値を 7~20 % 下回っているが、いずれも 95 % 信頼帯の中に含まれており、その分布は実験値と推定値の間に強い相関があることを示している。

スチフナーリング補強のない CV37-0, CV26-0 のような接合部についての耐力は日本建築学会「鋼管構造設計施工指針・同解説 (1980年)」4章, 表4.4「鋼管ガセットプレートの耐力」の表に示されている。ここで、CV37-0, CV26-0 について指針の耐力式 (4.4.14) に準じて算定すると、それぞれ 6.7, 13.9 ton となり、最大荷重との比はそれぞれ 0.50 と 0.60 で (3.4) 式の結果に比べて、局部破壊耐力を小さく評価している。

鉛直荷重載荷時には、鋼管壁は上下のはりフランジから圧縮力と引張力を同時に受ける。一般に、圧縮耐力は局部座屈などの不安定な現象のため、鋼管がシェル要素として働く引張耐力に比べて小さいのが普通である。単純模型実験では、はりフランジ応力が圧縮力のときは引張力の場合と比べて鋼管の局部破壊耐力は 30 % 程度低い⁴⁾ ことが知られている。本実験の場合も降伏荷重以後、圧縮側の局部変形が引張側に比べて大きくなり、圧縮フランジ側の鋼管局部破壊で最大荷重に達している。

実験結果は (3.4) 式の推定値に比べ 13% 小さくなっているが、実験結果はすべて 95 % 信頼帯の中に含まれており、推定値と実験値との差の平均が変動係数程度であることから、鉛直荷重載荷時の局部破壊最大耐力を (3.4) 式で推定する。

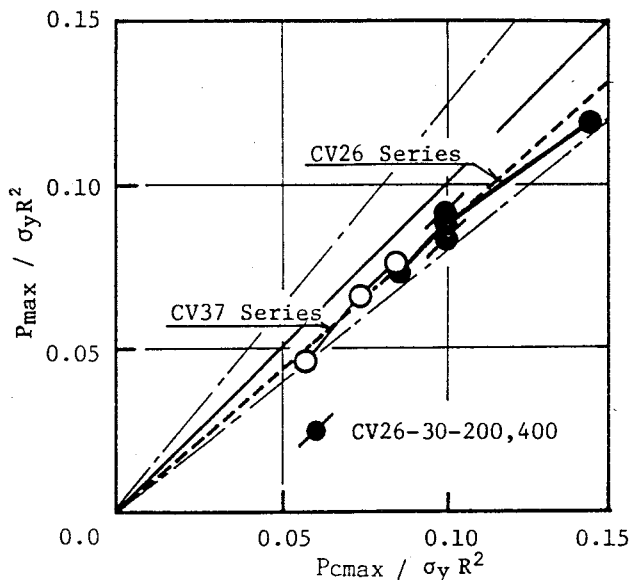


図-4.6 P_{max} と P_{cmax} の関係

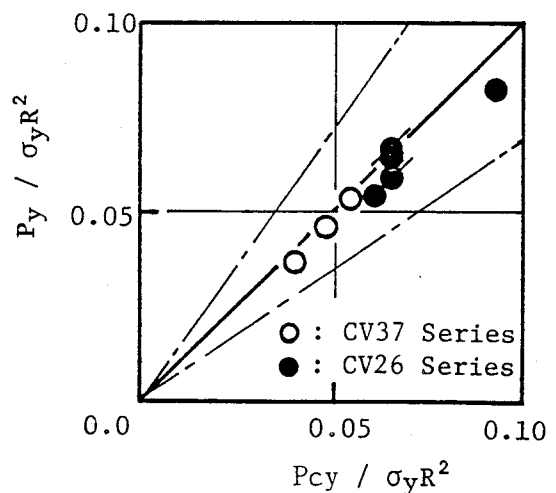


図-4.7 P_y と P_{cy} の関係

なお、引張荷重形式の単純模型実験を基に誘導した推定式を、圧縮側で破壊した接合部に適用したのは、2.4 節で述べたように、単純模型供試体のフランジとスチフナーリングの入りすみ部での接合の基本詳細がまわし溶接で、通常の接合詳細に比べて接合部の耐力・変形能力が劣り、引張実験にもかかわらず、その最大荷重は圧縮破壊耐力程度の値でしかないこと、さらに前項で述べたように、はりせいが鋼管径に比べて特に大でなければ（本実験では $H=1D\sim 2D$ ）、上下フランジの相互作用とウェブの拘束効果で、接合部の局部耐力が上昇することなどの理由による。

b) 降伏耐力

P_y と (3.5) 式による推定値 P_{cy} との関係を図-4.7 に示す。図中の一点鎖線は (3.5) 式の 95 % 信頼帯を示す。実験値と推定値の比の平均と変動係数はそれぞれ 0.93 と 0.057 である。なお、(3.5) 式の変動係数は 0.181 である。図から、推定式は実験値を精度よく推定していると言える。

以上のことから、鉛直荷重載荷時の接合部局部破壊耐力も単純模型実験により得られた耐力推定式 (3.4), (3.5) 式で推定できると言える。

3. 接合詳細の違いの影響（実験Ⅱ）

3. 1 実験概要

1) 供試体

供試体形状は、実験Ⅰの供試体 CV37-30 と形状寸法は同じものである。接合詳細は、CV37-30 と同様に入りすみ部でまわし溶接する以外に、エンドタブを使用して溶接後エンドタブをはずしたものの、入りすみ部に溶接継目を持たないもの、入りすみ部を滑らかに仕上げる効果を調べるために入りすみ部に曲率半径10 mm 程度のアールをつけたもの（ $r=10$ ）とシャープに仕上げた（ $r=0$ ）ものである。

供試体およびその接合詳細は次の5体である。

- a) CV37-30-W : 入りすみ部まわし溶接
- b) CV37-30-ET10 : エンドタブ使用、入りすみ部の仕上げ方法 $r=10$
- c) CV37-30-NW0 : 溶接継目なし、入りすみ部形状 $r=0$
- d) CV37-30-NW10 : 溶接継目なし、入りすみ部形状 $r=10$
- e) CV37-30-T : 溶接継目なし、フランジテーパー有り

供試体の名称・寸法と使用鋼材の機械的性質をそれぞれ表-4.6 と表-4.7 に示す。

表-4.6 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Tube		Stiffener		Beam H×Bf×tw×tf	Bf'
	D	tp	hs	ts		
CV37-30-W						-
CV37-30-ET10						-
CV37-30-NW0	216.3	5.8	30	9	H-300×150×6×9	-
CV37-30-NW10						-
CV37-30-T						172

表-4.7 素材の機械的性質

Column Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %
216.3×5.8	STK 41	3.06	4.48	34.6
PL-9	SS 41	3.62	4.90	24.0
H-300×150 ×6.5×9	SS 41	3.30	4.66	25.1

Tube : JIS Z 2201 Type 12 Coupon

Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon

σ_y : 0.2 % off-set yield stress (Tube)

2) 加力方法

加力方法は実験 I と同様、両はり端を単純支持し鋼管柱頭に圧縮荷重を加える。加力は、200 ton 油圧式構造物試験機を用いた。測定方法は各部の変形を変位計で、ひずみをひずみゲージで測定した。

3. 2 実験結果

1) 破壊状況

各供試体とも、降伏荷重以後はりフランジ位置での局部変形が急増し、特に圧縮側局部変形の増加が大きく、実験終了時の圧縮側局部変形は顕著であった。入りすみ部に溶接継目の存在する CV37-30-W と CV37-30-ET10、また溶接継目はないが $r=0$ の CV37-30-NW0 は引張側入りすみ部にキレツが発生したが、いずれも最大荷重に至るまで大きな進展はみられなかった。供試体 CV37-30-NW10 と CV37-30-T は入りすみ部にくびれは見られたがキレツは発生しなかった。フランジテーパ形式の CV37-30-T は、はり圧縮側フランジに局部座屈が認められた。

2) 荷重-変形関係

実験結果を表-4.8, 4.9に、荷重-変形関係を図-4.8 に示す。図中の白丸は局部変形による変位成分 δ_L を示す。

各供試体とも荷重-変形関係は概ね一致しているが、フランジとスチフナーリングの継手部でフランジ幅が若干広がっているテーパ形式の CV37-30-T

表-4.8 実験結果と推定値(耐力)

Specimen	Fmax	Fy	Pmax	Py	Pcmax	Pcy	$\frac{Pmax}{Pcmax}$	$\frac{Py}{Pcy}$
CV37-30-W	20.2	12.4	26.4	16.2	25.3	16.4	1.04	0.99
CV37-30-ET10	20.5	12.4	26.8	16.2	25.3	16.4	1.06	0.99
CV37-30-NW0	19.4	11.8	25.4	15.4	25.3	16.4	1.00	0.94
CV37-30-NW10	20.2	13.3	26.4	17.4	25.3	16.4	1.04	1.06
CV37-30-T	21.2	14.4	27.8	18.8	27.5	17.9	1.01	1.06
CV37-30	20.6	14.1	27.0	18.5	29.9	19.4	0.90	0.95

表-4.9 実験結果と推定値(変形)

Specimen	δ_0 $\times 10^{-2}$ mm/t	δ_{max} mm	δ_y mm	δ_c mm	$c\delta_{lmax}$ mm	$t\delta_{lmax}$ mm	$t\delta_{lc}$ mm
CV37-30-W	31.0	49.09	5.96	22.71	25.35	15.68	8.59
CV37-30-ET10	30.0	49.89	5.46	31.43	28.53	15.89	11.37
CV37-30-NW0	31.0	50.96	5.53	26.28	29.86	16.57	10.01
CV37-30-NW10	27.7	48.50	6.86	-	28.62	10.64	-
CV37-30-T	34.0	45.87	7.22	-	21.92	9.65	-
CV37-30	28.7	49.90	5.80	29.10	20.50	8.80	6.50

の弾性剛性、耐力は他の供試体に比べてわずかに大きい。CV37-30-NW0 は他の4体に比べ剛性の低下が早期に始まり、最大荷重は小さくなっている。

CV37-30-W とキレツ破壊した CV37-30 の局部変形とはり端変位を比較したものを図-4.9(a), 4.9(b)に示す。図-4.9(a)中の縦軸は荷重の無次元量で、実線と破線はそれぞれ CV37-30-W と CV37-30 の圧縮側局部変形、○印は引張側局部変形を示す。図から、キレツが発生しても実験終了時までその進展がみられなかった CV37-30-W はキレツ発生後も局部変形は増加しているのに対し、CV37-30はキレツ発生後も引張側

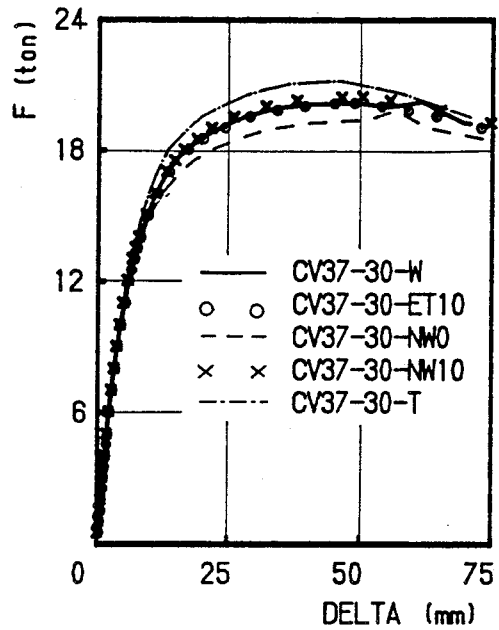


図-4.8 荷重-変形関係

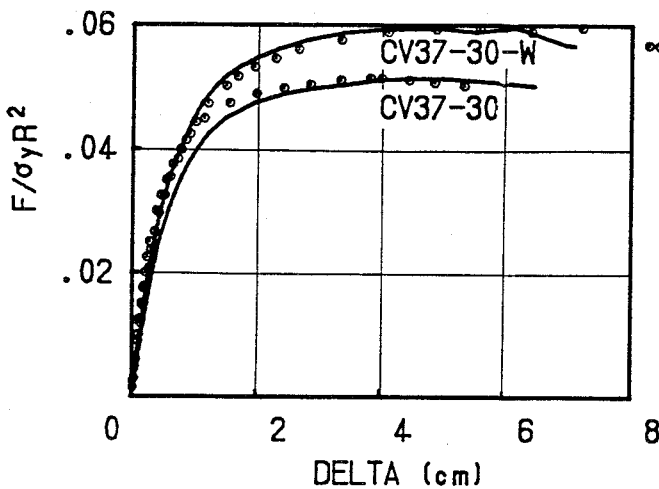


図-4.9(a) 荷重-局部変形関係

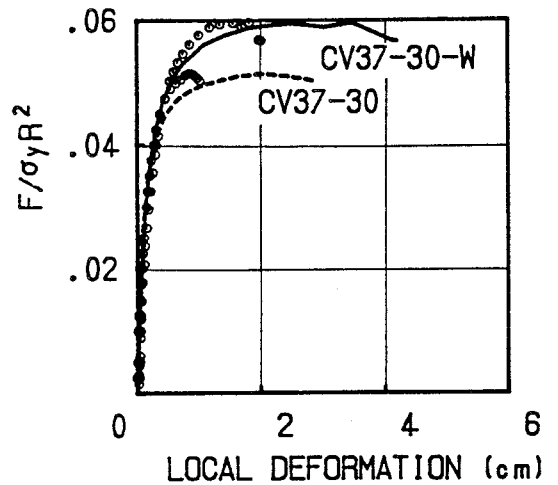


図-4.9(b) 荷重-変形関係

局部変形の増加はほとんどないことがわかる。図-4.9(b)の荷重-変形関係から、CV37-30-Wのはり端変位のほとんどが δ_L (図中の○印)であるのに対し、CV37-30ではキレツ発生後剛性は急激に低下し、 δ_L の寄与分が小さくなっていることがわかる。そのため、CV37-30は最大荷重はCV37-30-Wに比べ14%小さい。

3. 3 考察

1) 耐力

推定式による値を表-4.8 に示す。比較のため、CV37-30 の結果も示す。

CV37-30-W の降伏荷重と最大荷重を単位として各供試体を比較した棒グラフを図-4.10 に示す。単位供試体との降伏荷重と最大荷重の比はそれぞれ 0.95 ~ 1.16 と 0.96 ~ 1.05 でほぼ一致しており、実験結果からは接合詳細の違いが局部破壊耐力に与える影響はほとんど見られない。

実験値と推定値の比較を図-4.11 の棒グラフに示す。本実験値と推定値との比は降伏荷重で 0.94 ~ 1.06、最大荷重で 1.00 ~ 1.06 で、ほぼ一致している。これは、本供試体はすべてはり圧縮フランジ位置での鋼管の局部変形で最大荷重に達していることから当然と言える。

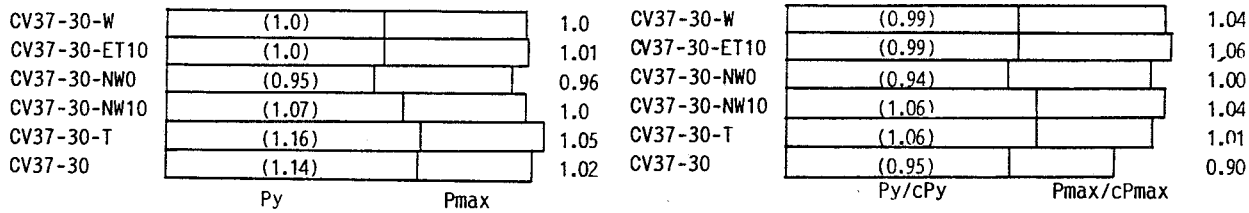


図-4.10 耐力比較

図-4.11 実験値と推定値の比較

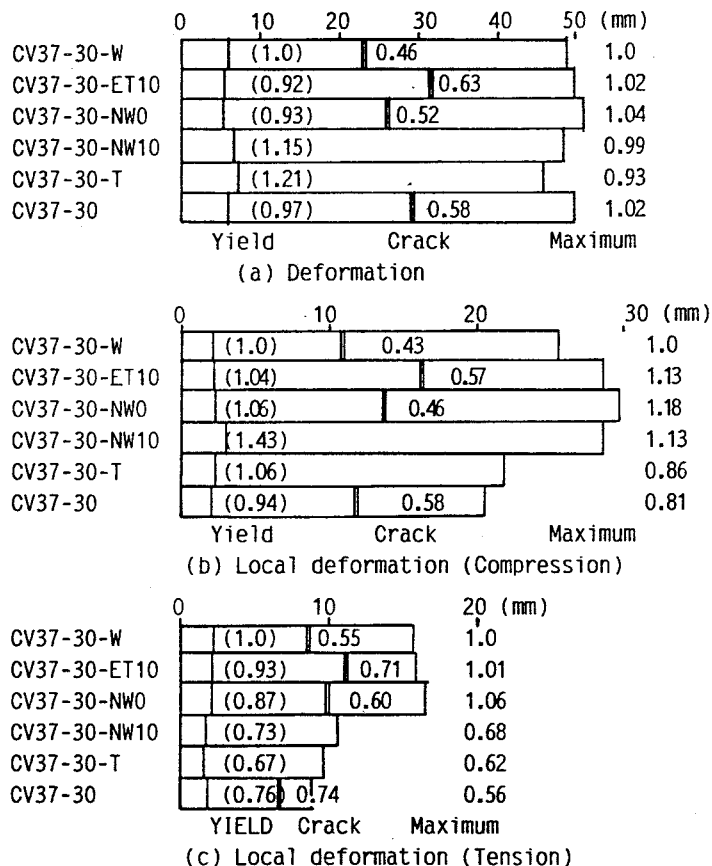


図-4.12 変形の比較

2) 変形

供試体のはり端変位並びに局部変形を、CV37-30-W の値と比較した棒グラフを図-4.12に示す。比較のため CV37-30-W と同じ形状寸法を持つ CV37-30 (引張側フランジ入りすみ部のキレツ破壊) の結果も合わせて示す。

最大および降伏荷重時のはり端変位は CV37-30 を含めてほぼ一致している。

最大荷重時の引張側局部変形は、キレツが発生した3体 (CV37-30-W, CV37-30-ET10, CV37-30-NW0) はそれぞれ 15 mm を越えているのに対し、キレツの発生しなかった2体 (CV37-30-NW10, CV37-30-T) は 10 mm 程度と小さい。

最大荷重時の圧縮側局部変形は、CV37-30-T を除く4体はほぼ同じで、いずれも 25 mm を越えている。CV37-30-T

は、はりフランジにテーパが存在することと、フランジに局部座屈が発生したため圧縮側局部変形は小さい。

本実験の接合部では、図-4.13に示すモデル図のように、局部変形によるはり端変位 ($\delta_L = \theta_L \cdot (L-D)/2$: $\theta_L = (\delta_{CL} + \delta_{TL})/H$) が変形のほとんどを占める。

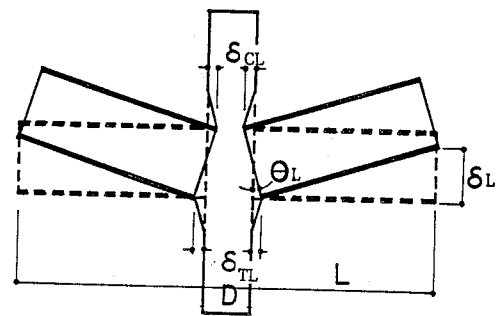


図-4.13 はり端変位モデル図

一方、キレツで破壊したCV37-30 では最大荷重時まで圧縮側局部変形は進展するが、引張側はキレツ発生後はキレツが広がるためはり端変位が増加し、局部変形はほとんど増加しない。

ここで、本実験の破壊モード実験Iと異なっていることについて若干の検討を試みる。鋼管とフランジ部材の降伏応力度がほぼ同じ場合は、入りすみの方が鋼管に比べて早期に降伏し、以後接合部の剛性が徐々に低下し、鋼管部が降伏すると剛性が大きく低下することは2章で述べた。実験Iでは、スチフナーリングの降伏応力度 σ_{ys} は鋼管の降伏応力度 σ_{yp} より小さいのに対し、本実験の σ_{ys} は σ_{yp} より大きい。さらに、CV37-30 のスチフナーリングの最大応力度 σ_{us} と σ_{yp} の比は 1.3 なのに対し、本実験では 1.6 となっている。このように本実験では鋼管素材に比べて、入りすみ部素材の強度が大きいいため、鋼管が局部降伏した後圧縮側で破壊するまで、変形に追随することが可能となり、最大荷重までキレツが発生しない、あるいは発生してもそれ以上進展することはなかったものと考えられる。

4. 結論

実際の接合部を模した部分架構供試体で鉛直荷重形式の局部破壊実験を行い、接合部の力学的性状を調べ、耐力推定式の妥当性とスチフナーリングとフランジの入りすみ部の接合詳細の影響について検討した結果、以下のことが明らかになった。

- 1) 鉛直荷重載荷時の局部破壊耐力と D/tp 、 hs/D の関係は単純模型の場合と同じで、無次元化した局部破壊耐力は単純模型実験結果とほぼ一致する。
- 2) フランジにテーパのある供試体 (CV26-45T) は、はり耐力に達するまえに圧縮側はりフランジに局部座屈が発生する。その一因として、局部変形による応力集中があり、この種の崩壊も局部変形に起因する破壊の一つと考えられる。
- 3) はりせいが小になると、はりの上下フランジの相互作用により局部耐力は上昇する。しかし、いずれの供試体も推定式の 95 % 信頼帯の中であり、推定式のバラツキの範囲内に含まれていると言える。
- 4) 鋼管柱・H形はりラーメン接合部が鋼管柱の局部変形にたいして適切な補剛をもたない場合、接合部は局部変形に起因して破壊する。

上述の場合、接合部の局部耐力は (3.4)、(3.5) 式で推定できる。

ただし、本実験の供試体の各部寸法の範囲は、 $D/tp=37, 26$ 、 $hs/D=0.0\sim 0.21$ 、 $H/D=0.92\sim 1.85$ である。

- 5) 鉛直荷重を受ける接合部の引張側局部変形は単純模型のそれとほぼ対応している。
- 6) スチフナーリングで補強した接合部では、補強量が大きくなるほど圧縮側局部変形が引張側に比べて卓越している。
- 7) 入りすみ部に溶接が無い場合でも、入りすみ部の形状により ($r=0\text{ mm}$) キレットは発生する。
- 8) $\sigma_{us}/\sigma_{yp}=1.3$ 程度では入りすみ部にキレットが発生した後、それが進展して荷重は低下するが、 $\sigma_{us}/\sigma_{yp}=1.6$ 程度になるとキレットは発生しても大きく進展せず鋼管の圧縮側局部変形で荷重は低下する。

5章 水平荷重形式の局部破壊実験

1. 序

本章では、架構を構成している仕口部分が水平荷重を受けて局部破壊する場合、耐力推定式がどの程度適用可能かを部分架構供試体の水平荷重実験で検討する。さらに、従来報告されている他の実験結果も合わせて、水平荷重時の鋼管柱・H形はり接合部の局部破壊の挙動を明らかにする。

2. 水平荷重実験

2. 1 実験概要

1) 供試体

供試体は図-5.1 に示す部分架構で、CL 系列^{(K4), (T10)}の供試体の名称・寸法を表-5.1 に示す。供試体の接合部の補剛方法は鉛直型と同じスチフナーリング形式で、CL 系列供試体の素材は鉛直荷重実験で使用した素材と同じものである(表-5.2 参照)。

直交方向にはりを持ち、そのはり端に一定の鉛直荷重を加えた立体載荷実験 CLR 系列^{(K2), (T5)}の供試体の名称・寸法を表-5.1 に、素材の機械的性質を表-5.2 に示す。

2) 加力方法

CL 系列の加力方法の概略を図-5.1 に示す。はり端に複動式電動油圧ジャッキ(容量: 押し 50 ton、引き 30 ton)で加力し、油圧ジャッキとはりの間に設置したロードセルにより荷重検出を行なった。CL37系列は柱に軸力はなく、CL26 系列では素材試験結果を用いた柱の降伏軸力の約20%の軸力(N=45.9 ton)を柱に導入する。

載荷手順は、油圧ジャッキの押し(図-5.1 の矢印方向)を正方向加力とし

段階① WSG 測定値の最大値が $\epsilon = 1000 \mu$ に達する

段階② 剛性が弾性剛性の 1/3になる

段階③ はり端変位が段階②の変形量の2倍に達する

段階④ はり端変位が段階②の変形量の3倍に達する

以上の4段階で正負交番繰り返し載荷を行い、その後破壊するまで加力した。

CLR 系列の加力方法の概略は図-5.2 に示す通りで、水平荷重状態に対応する正負逆方向鉛直力を左右にうけるはりをXはりとし、同方向の鉛直力をうけ

るはりをYはりとする。Xはり载荷には CL 系列と同じジャッキとロードセルを使用し、Yはり载荷はピン連結された剛な加力ビームとコンクリート剛床版との間を連結したPC鋼棒を締め付けることで行った。Yはりの荷重検出はPC鋼棒にてん付したWSGによった。鉛直荷重(V)としてYはりの公称降伏耐力の1/3にあたる荷重を加えた。

载荷手順は柱に軸力を加え、次にYはりに鉛直荷重(V)を加えて一定に保

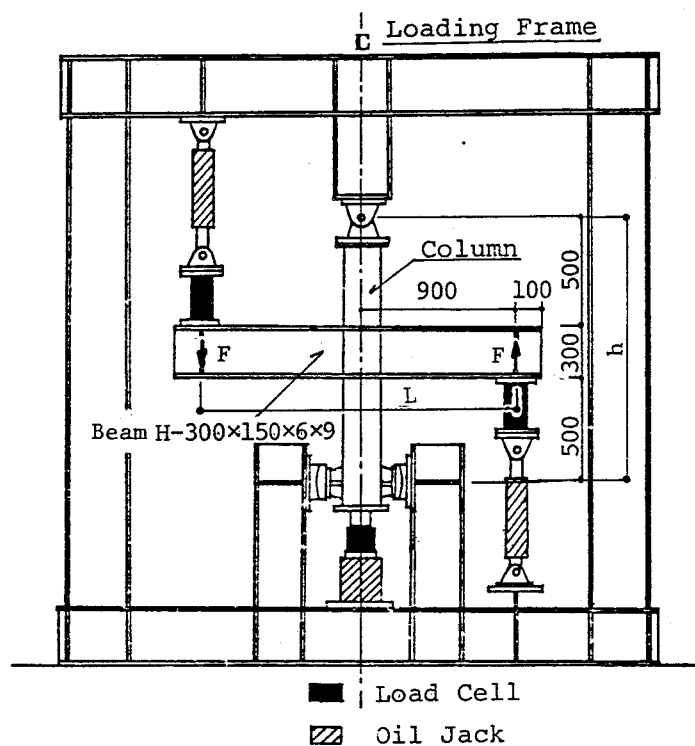


図-5.1 加力方法の概略図 (CL 系列)

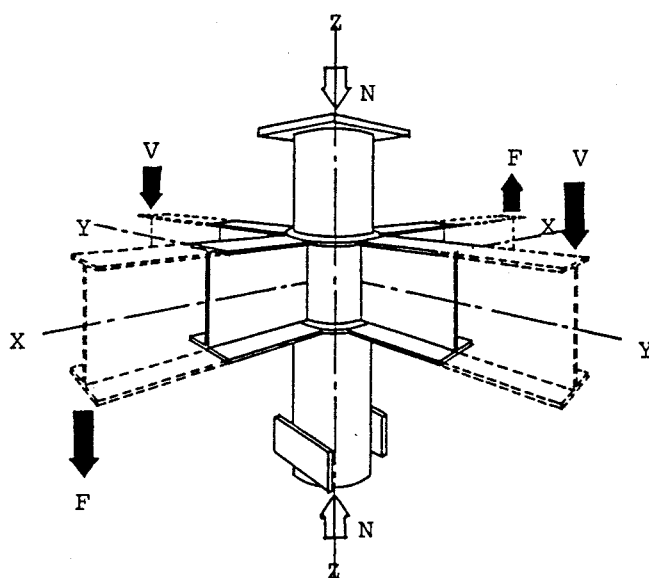


図-5.2 加力方法の概略図 (CLR 系列)

表-5.1 水平荷重実験供試体の名称・寸法 (単位 : mm)

Specimen	Tube D × tp	Stiffener		Beam H×Bf×tw×tf	Bf'	N/Ny
		hs	ts			
CL37-0	216.3 × 5.8	0		H-300×150×6×9	150	0.0
CL37-30		30	9		150	0.0
CL37-45		45			150	0.0
CL26-0	216.3 × 8.0	0		H-300×150×6×9	150	0.21
CL26-30		30	9		150	0.21
CL26-45T		45			216.3	0.21
CLR37-0	216.3 × 5.8	0		H-300×150×6×9	150	0.24
CLR37-30		30	9		150	0.24
CLR37-45T		45			216.3	0.24
CLR26-0	216.3 × 8.2	0		H-300×150×6×9	150	0.18
CLR26-30		30	9		150	0.18
CLR26-45T		45			216.3	0.18

表-5.2 素材の機械的性質

Column Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %	Specimens
216.3×5.8	STK 41	3.49	4.75	44.2	CLR37 Series
8.2	STK 41	3.73	4.78	48.3	CLR26 Series
Flange PL-9	SS 41	2.80	4.52	27.7	CLR Series

Tube : JIS Z 2201 Type 12 Coupon

Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon

σ_y : 0.2 % off-set yield stress

The materials of CL37,26 Series are same to ones of CV37,26 Series.

ったのち、水平荷重 (F) を加えた。水平荷重の載荷手順は CL 系列とほぼ同じである。

2. 2 実験結果

1) 破壊状況

以下、荷重の大きさをはり端モーメント M で表示する。

CL37-0 : 段階③の正方向加力時に、圧縮側はりフランジ取付部の鋼管の局部変形が著しく増大し、最大荷重 ($M_{max}=6.74 \text{ tm}$) に至った。負方向載荷では、 $M=5.33 \text{ tm}$ で引張側はりフランジ入りすみ部にキレツが発生し、はり端変位が増大して前サイクルの負方向最大荷重以下で荷重が低下した。

CL37-30 : 最終段階で圧縮側はりフランジ取付部の鋼管の局部変形が著しく増大し、最大荷重 ($M_{max}=9.59 \text{ tm}$) に至った。さらに加力を続けると、接合部パネルにせん断座屈が発生した。

CL37-45 : 最終段階で接合部パネルにせん断座屈が発生して最大荷重 ($M_{max}=9.37 \text{ tm}$) に達した。

CL26-0 : 段階③の正方向加力時に、圧縮側はりフランジ取付部の鋼管の局部

変形が著しく増大し、最大荷重 ($M_{max}=9.79 \text{ tm}$) を示した。負方向載荷では、前サイクルの負方向最大荷重以下で荷重が低下した。

CL26-30 : 段階④の正方向加力時に、圧縮側はりフランジ取付部の鋼管の局部変形が著しく増大し、最大荷重 ($M_{max}=11.95 \text{ tm}$) に至った。負方向載荷では、 $M=-9.48 \text{ tm}$ で引張側フランジ入りすみ部にキレツが発生した。キレツは荷重上昇とともに進展し $M=-10.8 \text{ tm}$ で鋼管とスチフナーリングの溶接部まで伝播して荷重が低下した。

CL26-45T: 段階③の負方向加力時に、 $M=-11.39 \text{ tm}$ で鋼管とスチフナーリングの溶接部にキレツが発生し、最大荷重 ($M_{max}=-12.63 \text{ tm}$) に至った。最終段階でも $M=11.98 \text{ tm}$ で鋼管とスチフナーリングの溶接部にキレツが発生し、荷重の増加とともに円周方向にそって伝播して荷重が低下した。さらに加力を続けると接合部パネルにせん断座屈が発生した。

CLR 系列: $h_s=0, 30 \text{ mm}$ の供試体は、いずれも X はりの上フランジ直上の柱の局部変形が著しくなり、柱軸力あるいは Y はり鉛直荷重の保持が困難になり破壊に至った。 $h_s=45 \text{ mm}$ は接合部モーメントが柱の全塑性モーメントに達して、柱軸力の保持が困難になり荷重が低下した。

立体載荷実験では、いずれの供試体も接合部パネルにせん断座屈は発生しなかった。

2) 荷重-変形関係

荷重-変形関係を図-5.3(a), (b) に、その正荷重側包絡線の典型的な例として、CL37-0, 30, 45 の関係を図-5.4 に示す。

実験結果と部材および接合部の耐力計算値を表-5.3 に示す。 cM_{by} , cM_{cy} はそれぞれ柱とはりの降伏耐力計算値で、 cM_{py} は 図-5.5 に示す応力状態で接合部パネルが降伏するときの耐力計算値で、降伏条件には Von Mises の式を用いている。 cM_{lmax} , cM_{ly} は (3.4), (3.5) 式から得た接合部の局部破壊耐力推定値をはり端モーメントに換算したものである。

$$\sigma = \sqrt{\sigma_n^2 + 3\tau^2}$$

ここに、 $\sigma_n = N/A_p$, $\tau = \kappa(1-\lambda-\mu)M/\{(1-\lambda)h_bAc\}$

$$\sigma = \sigma_y \text{ のとき } M = cM_{py}$$

したがって、

$$cM_{py} = \frac{(1-\lambda) V_{p\sqrt{1-(N/N_y)^2}} \sigma_y}{2\sqrt{3} \kappa(1-\lambda-\mu)} \quad \dots (5.3)$$

ここに、 $\lambda = D/L$, $\mu = H/h$

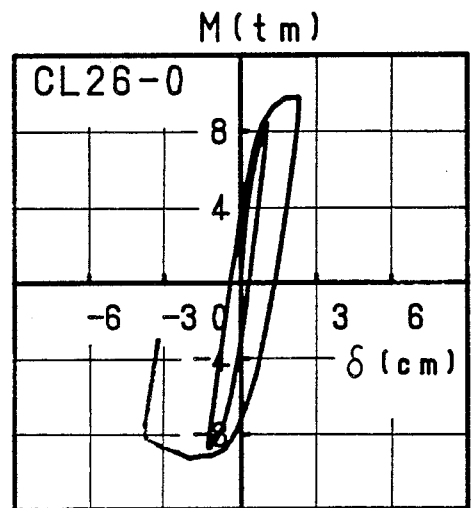
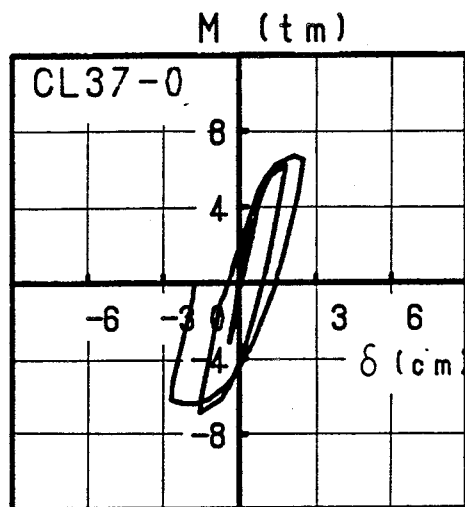
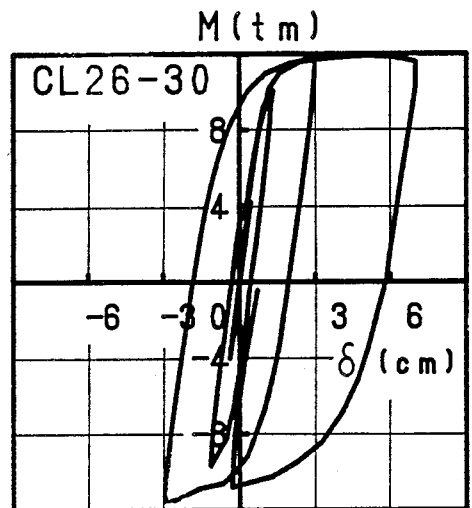
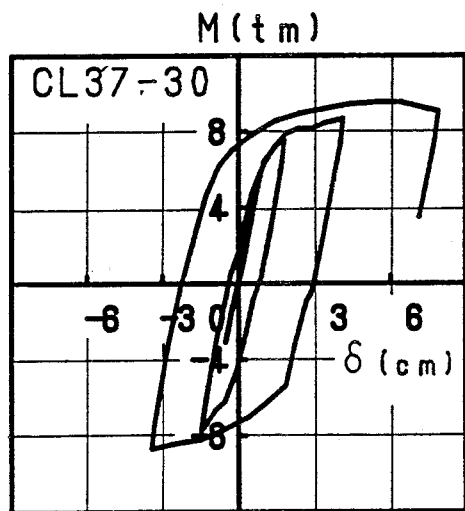
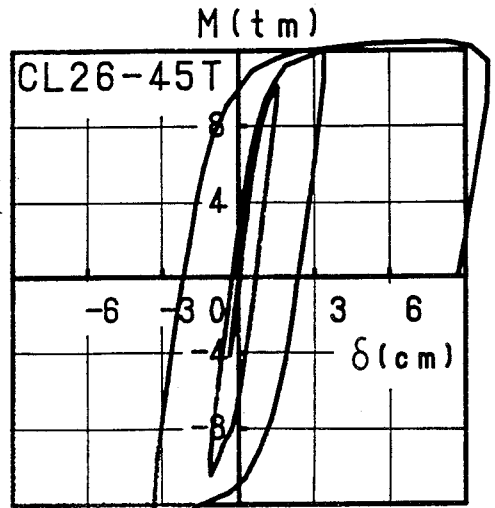
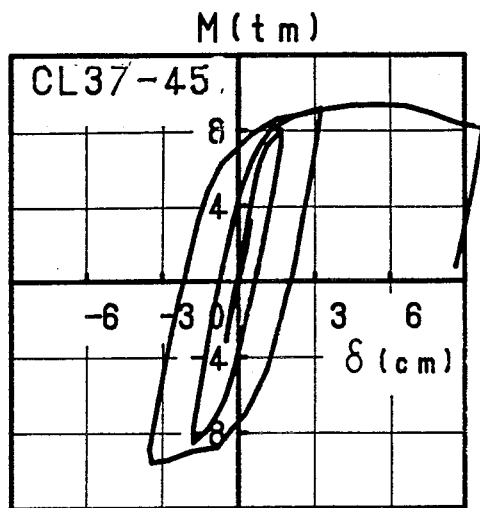


図-5.3(a) 荷重-変形関係 (CL 系列)

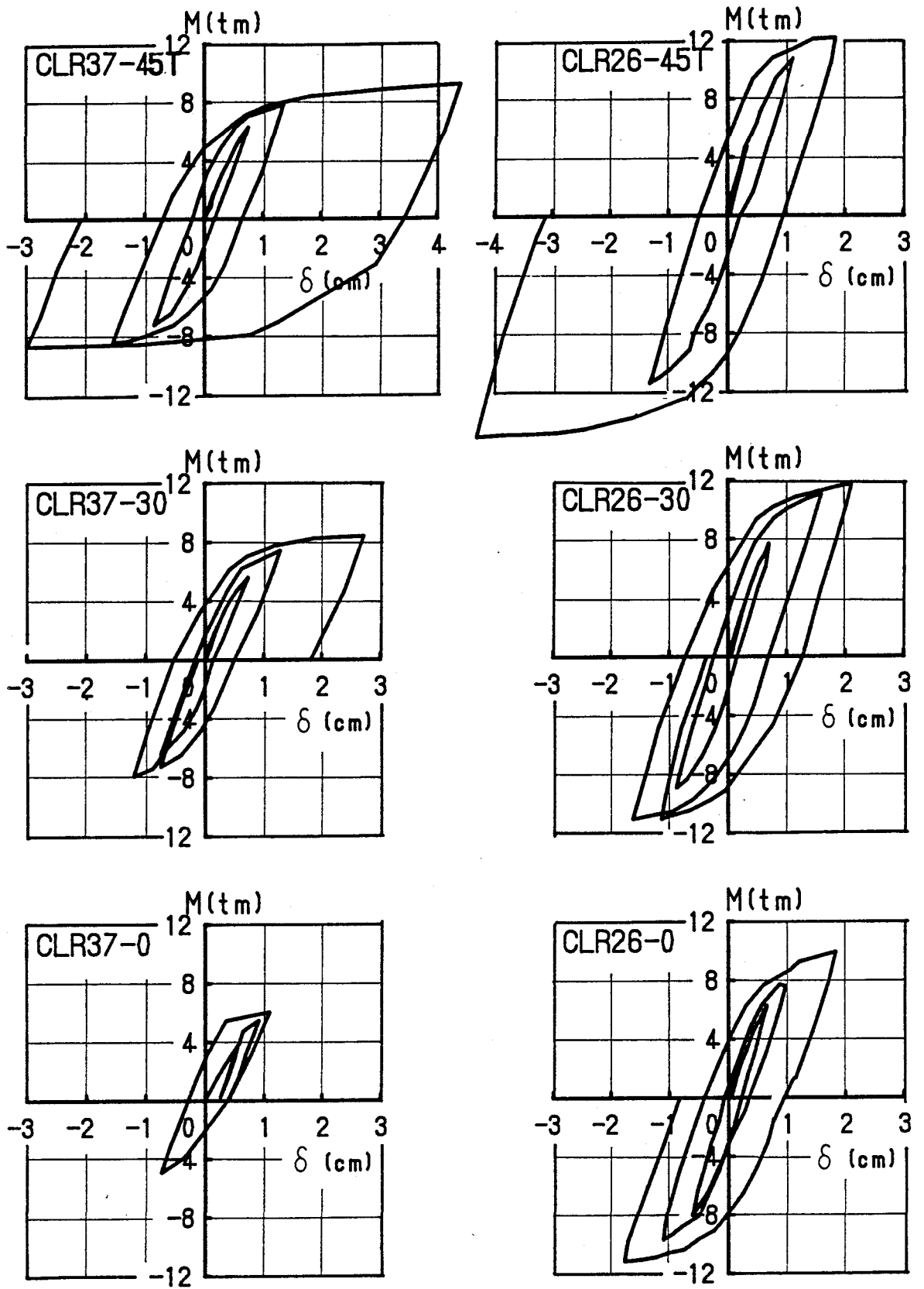


図-5.3(b) 荷重-変形関係 (CLR 系列)

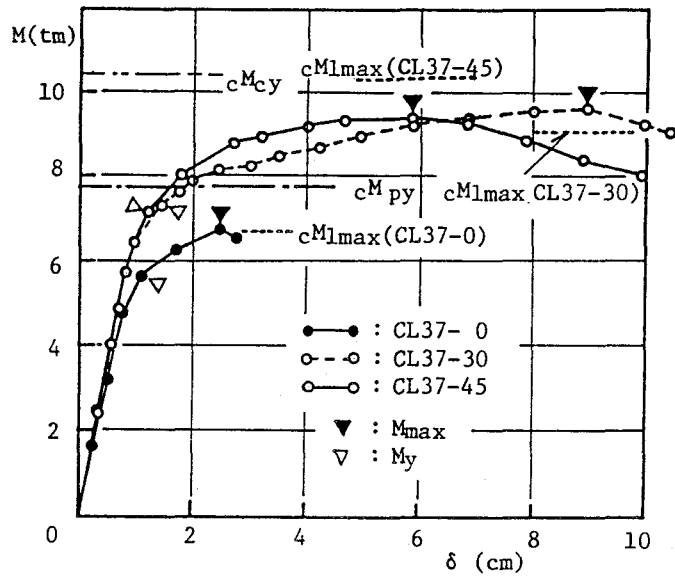


図-5.4 荷重-変形関係の包絡線

表-5.3 実験結果と部材および接合部の耐力計算値

Specimen	Mmax	My	cMbp	Mmax cMbp	cMcp	Mmax cMcp	cMpy	Mmax cMpy	My cMpy	cMlmax	cMly	Mmax cMlmax	My cMly	Failure Mode
CL37-0	6.76	5.6		0.40		0.64		0.87	0.72	6.71	4.86	1.01	1.15	L
CL37-30	9.59	7.2	17.1	0.56	10.57	0.91	7.79	1.23	0.92	9.02	5.87	1.06	1.23	L,P
CL37-45	9.55	7.4		0.56		0.90		1.23	0.95	10.54	6.85	0.91	1.08	P
CL26-0	9.79	7.4		0.57		0.63		0.86	0.65	10.60	7.69	0.92	0.96	L
CL26-30	11.95	9.4	17.1	0.70	15.52	0.77	11.35	1.05	0.83	12.60	8.38	0.93	1.12	L,Cr
CL26-45T	12.63	9.6		0.74		0.81		1.11	0.85	18.94	12.31	0.67	0.78	Cr,P
CLR37-0	6.05	5.2		0.42		0.62		0.83	0.71	6.46	4.68	0.94	1.11	L
CLR37-30	8.41	6.5	14.3	0.59	9.72	0.87	7.31	1.15	0.89	8.71	5.65	0.97	1.15	L
CLR37-45T	9.21	6.8		0.64		0.95		1.26	0.93	12.87	8.36	0.72	0.81	C
CLR26-0	11.14	8.0		0.78		0.75		1.01	0.73	10.33	7.48	1.08	1.07	L
CLR26-30	11.72	8.8	14.3	0.82	14.91	0.79	10.99	1.07	0.80	12.47	8.10	0.94	1.09	L
CLR26-45T	14.89	10.2		1.05		1.00		1.36	0.93	18.31	11.89	0.82	0.86	C

$M=F(L-D/2)$

Failure Mode L:LocalFailure Cr:Cracks in the weld lines
 C:Collapse of Column P:Shear Buckling in the Panel zone

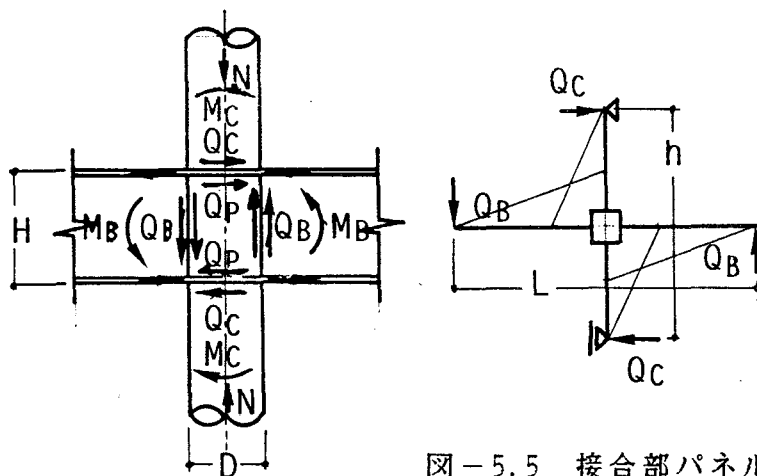


図-5.5 接合部パネルの応力状態

2. 3 考察

局部破壊した供試体の M_{max} と cM_{lmax} の比は 0.92~1.06 で、実験値と推定値は良く一致している。最大荷重後、接合部パネルがせん断座屈したCL37-30では、 $M_{max}/cM_{py} = 1.23$ で、接合部パネル部のせん断降伏もかなり進展していることがわかる。

せん断破壊した CL37-45 では、 $M_{max}/cM_{lmax} = 0.91$ で、局部破壊より接合部パネルのせん断降伏が先行することがわかる。

1) Yはりの影響

N/N_y がほぼ同じである CLR26系列 ($N/N_y = 0.21$)と CL26系列 ($N/N_y = 0.18$)の耐力を表-5.4に示す。表中の耐力は素材の機械的性質の影響を考慮して無次元量で表示し、()内の数値は CLR系列と CL系列の耐力比を示す。Yはりの効果は無補強供試体に顕著に見られ、CLR26-0の最大荷重と降伏荷重はCL26-0に比べてそれぞれ20%と14 %上昇している。局部変形に対して無補強の接合部では、Yはりフランジが局部変形を拘束するため耐力が上昇すると考えられる。

$h_s = 30$ mm のスチフナーリングで補剛されているCLR26-30, CL26-30 では、両者の耐力はほぼ等しく、Yはりが局部破壊耐力に与える影響はほとんどない。

スチフナーリングせいが大きい ($h_s = 45$ mm) CLR26-45T, CL26-45T では、Yはりが取付く CLR26-45T は柱の曲げで、CL26-45T は接合部パネルのせん断座屈で破壊しており、破壊モードが異なっている。そのためCLR26-45Tの最大荷重と降伏荷重はCL26-45Tに比べてそれぞれ 25%と 13%上昇している。

以上をまとめると、無補強接合部ではYはりのフランジが局部変形に対する補剛になり、局部破壊耐力は上昇するが、補強接合部では局部破壊耐力には殆ど影響しない。せん断破壊する供試体ではYはりのウェブが接合部パネルの面外変形を拘束するため、破壊モードが接合部パネルのせん断破壊から柱の曲げ破壊へと変化し、耐力は上昇する。

表-5.4 Yはりの影響

Specimen	$\frac{P_{max}}{\sigma_y R^2} \times 10^{-2}$	$\frac{P_y}{\sigma_y R^2} \times 10^{-2}$	$\frac{N}{N_y}$
CLR26-0	9.48	6.80	0.21
CL26-0	7.87(1.20)	5.95(1.14)	0.18
CLR26-30	9.60	7.19	0.21
CL26-30	9.24(1.04)	7.27(0.99)	0.18
CLR26-45T	12.02	8.19	0.21
CL26-45T	9.58(1.25)	7.28(1.13)	0.18

2) 鉛直荷重実験結果との比較

鉛直荷重と水平荷重の加力形式の差異が局部破壊に与える影響を調べるため、両者の荷重-変形関係の典型的な例として CL37-0 と CV37-0 を図-5.6 に示す。図中の黒丸および白丸は CL37-0 と CV37-0 の局部変形のはり端変位への寄与分を示す。CL37-0 の局部変形による寄与分は、はり、柱、接合部パネルが最大荷重時までほとんど弾性状態にあるので、はり端変位からはり、柱、接合部パネルの弾性変形計算値を差し引いて求めた。CV37-0 は変位計から得た局部変形測定値をはり端変位に換算したものを示す。水平荷重実験では局部変形がはり端変位に占める割合は鉛直荷重実験に比べて小さく（弾性域では鉛直荷重形式に比べ約 40% になる）、最大荷重は 26% 上昇している。

単純引張や鉛直荷重実験では鋼管に加わるはりフランジ応力は対称で、その相互作用は鋼管の局部変形を増大させる傾向にある。水平荷重実験でははりフランジ応力は逆対称で、その相互作用は局部変形を拘束する傾向にある。さらに、はりフランジ位置での柱の曲げモーメントによる鋼管の円周方向応力度は、局部変形による円周方向応力度の大きさと比べてオーダーが同じで符号が反対となるため、その応力度は互いに相殺して小さくなる。

以上のことから、水平荷重時の鋼管の局部変形は鉛直荷重時に比べて小さいことが予想される。

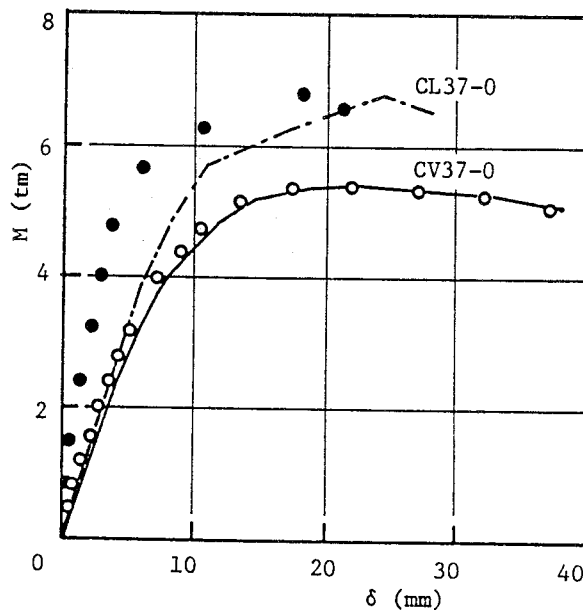


図-5.6 水平荷重実験と鉛直荷重実験の荷重-変形関係の比較

3) 局部変形

水平荷重を受ける接合部でははりフランジ応力が逆対称となるため、鋼管の局部変形も逆対称となり、実験で正確な測定資料を得ることは難しい。

ここでは、水平荷重を受ける接合部を想定した FEM 解析を行い、その結果と前項で得た鉛直荷重時の FEM 解析結果を比較する。

FEM 解析結果を表-5.5 に示す。

水平荷重時と鉛直荷重時の局部変形を比較すると、その比は 0.34~0.39 となり、接合部に逆対称荷重が加わる水平荷重時の局部変形は対称荷重を受ける鉛直荷重時に比べて 1/3 程度である。

表-5.5 FEM 解析結果の比較 (単位 : $10^2 t/cm$)

Specimen	FEM K_{Lo}	$c K'_{Lo}$	FEM $K_{Lo}(CV)$
			FEM $K_{Lo}(CL)$
CL37-0	5.08	0.55	0.34
CL37-30	10.56	1.53	0.36
CL37-45	12.27	2.49	0.39
CL26-0	7.69	0.70	0.35
CL26-30	12.44	1.88	0.37
CL26-45T	14.25	3.03	0.39

4) 実験値と推定値の比較

a) 最大耐力

最大荷重をはりフランジ応力に置換した値 (P_{max}) と (3.4) 式による推定値 P_{cmax} の関係を図-5.7 に示す。局部破壊した供試体 (図中●印) の P_{max}/P_{cmax} の平均値と変動係数はそれぞれ 0.98 と 0.062 で、実験値と推定値は良く一致している。

前項でも述べたように、水平荷重時では鋼管の局部変形が拘束されるため局部破壊耐力が上昇し、実験値と推定値の比の平均値 (0.98) は鉛直荷重実験での平均値 0.87 より大きくなっている。

b) 降伏耐力

降伏荷重をはりフランジ応力に置換した値 (P_y) と (3.5) 式による推定値 P_{cy} の関係を図-5.8 に示す。実験値と推定値の比の平均値と変動係数はそれぞれ 1.11 と 0.078 で、図から明らかなように推定式は実験値を精度よく推定している。

以上のことから、水平荷重時の場合も接合部の局部破壊耐力は単純模型実験から得られた耐力推定式 (3.4), (3.5) 式で推定できることがわかった。

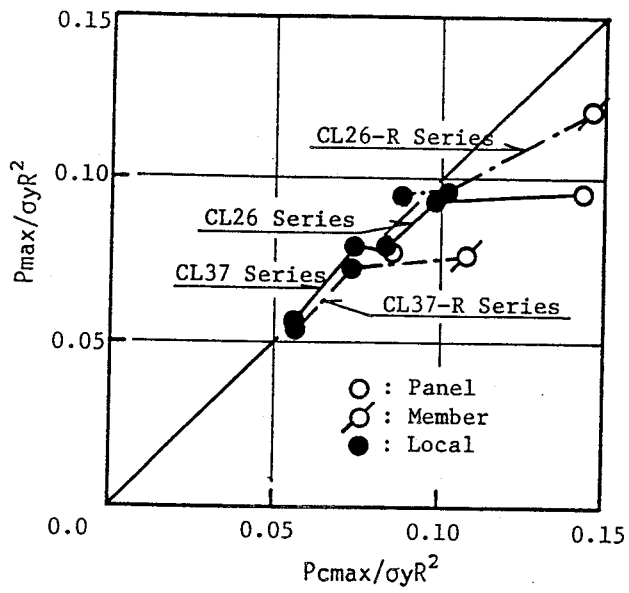


図-5.7 P_{max} と P_{cmax} の関係

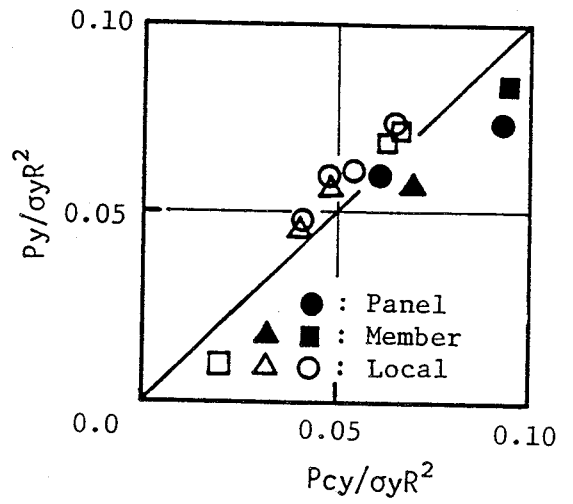


図-5.8 P_y と P_{cy} の関係

3. 既往の実験との比較

文献11), 12) は鋼管柱・H形はりラーメン接合部の接合部パネルの最適補強法ならびにせん断耐力を検討した実験報告である。その中には一部特殊な補剛方法を採用した供試体の実験も含まれているが、ここでは筆者の実験と同様な部分架構供試体 9 体 (表-5.6 参照) について検討する。なお、接合部パネルには直交方向はりウェブを想定した補強リブが存在する。

破壊状況は、柱降伏、はり降伏あるいは接合部パネルせん断座屈で、局部変形による破壊はない。なお、各供試体とも接合部パネルはせん断降伏している。

供試体の実験結果ならびに耐力計算値を 表-5.6 に示す。

最大荷重と局部破壊耐力計算値の比較を本研究資料を含めて図-5.9 に示す。図中の "Panel" は接合部パネルのせん断座屈、"Member" は柱あるいははりの部材降伏による破壊、"Local" は局部破壊したものを示す。局部破壊したものは、前述のように実験値と推定値はほぼ一致している。一方、柱あるいははりの部材降伏または接合部パネルのせん断座屈により破壊したものは、その実験値は推定値より下に位置している。

局部破壊耐力と接合部パネルのせん断降伏耐力との関係を調べるために、縦軸に M_{max}/cM_{py} を、横軸に cM_{lmax}/cM_{py} をとって図-5.10 に示す。降伏耐力についての関係を 図-5.11 に示す。

最大荷重は、 $cM_{lmax}/cM_{py} \leq 1.3$ の範囲では接合部は局部破壊しており、 M_{max} と cM_{lmax} は比例関係にある。 $cM_{lmax}/cM_{py} > 1.3$ では局部破壊以外のモードで供試体は破壊している。

降伏荷重は、 $cM_{ly}/cM_{py} \leq 1.0$ の範囲では M_y と cM_{ly} は比例関係にあり、 $cM_{ly}/cM_{py} > 1.0$ では実験値は M_y/cM_{py} の 1.0 の近傍にある。これは降伏荷重が $cM_{ly}/cM_{py} \leq 1.0$ の範囲では (3.5) 式の推定値と、 $cM_{ly}/cM_{py} > 1.0$ の範囲では、接合部パネルの降伏耐力計算値と一致することを示している。

表-5.6 実験結果ならびに耐力計算値 (文献 11), 12)) (単位 : tm)

Specimen	M_{max}	M_y	cM_{bp}	$\frac{M_{max}}{cM_{bp}}$	cM_{cp}	$\frac{M_{max}}{cM_{cp}}$	cM_{py}	$\frac{M_{max}}{cM_{py}}$	$\frac{M_y}{cM_{py}}$	cM_{lmax}	cM_{ly}	$\frac{M_{max}}{cM_{lmax}}$	$\frac{M_y}{cM_{ly}}$
A	11.64	8.62	11.9	0.98	19.5	0.60	9.06	1.28	0.95	15.03	9.76	0.77	0.88
B	5.33	4.24	11.9	0.45	19.5	0.27	4.45	1.20	0.95	11.79	7.66	0.45	0.55
No.1	165.6	-	176.9	0.94	164.2	1.01	98.8	1.68	-	188.9	122.8	0.88	-
A-1	7.82	6.06	11.8	0.66	7.4	1.05	4.77	1.64	1.27	10.81	7.02	0.72	0.86
B-1	5.45	3.59	11.8	0.46	7.4	0.73	3.01	1.81	1.19	9.41	6.11	0.58	0.59
D-1	7.96	6.06	11.8	0.67	6.5	1.22	6.35	1.25	0.95	11.62	7.54	0.69	0.80
A-2	9.71	6.82	11.8	0.82	9.9	0.98	6.19	1.57	1.10	13.84	8.99	0.70	0.76
B-2	5.86	4.35	11.8	0.50	9.9	0.59	3.5	1.67	1.24	11.7	7.61	0.50	0.57
D-2	10.19	8.15	11.8	0.86	9.0	1.13	8.15	1.25	1.0	15.01	9.76	0.68	0.84

水平荷重時の角形鋼管柱・H形はり接合部では、接合部パネルに同時に作用するせん断変形と局部変形の協同作用の影響を考慮しなければならないことが報告されている²¹⁾。しかし、本実験の範囲では、円形鋼管接合部にはその影響はほとんど見られなかった。

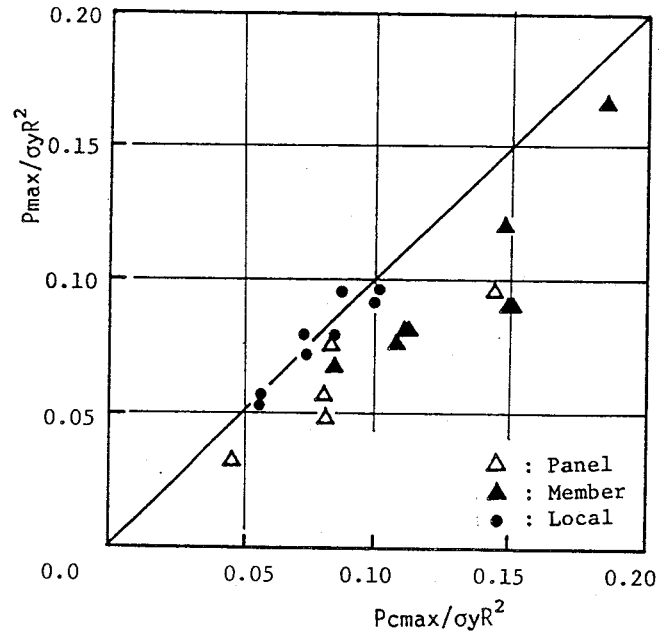


図-5.9 最大荷重と局部破壊耐力計算値との比較

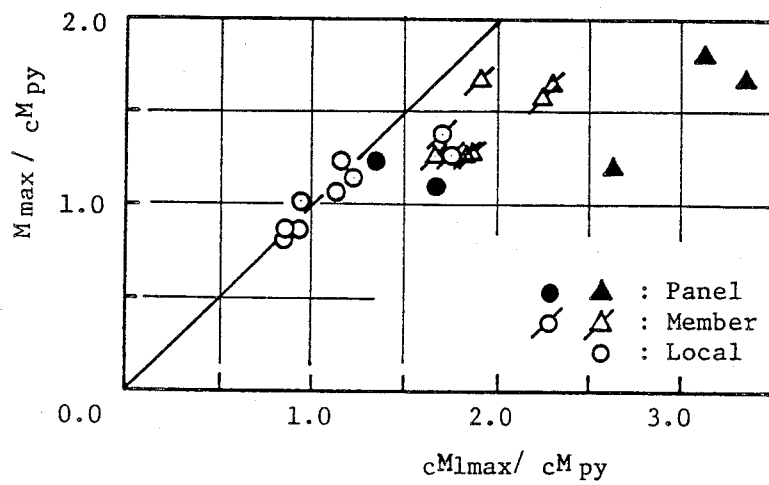


図-5.10 M_{max}/cM_{py} と cM_{lmax}/cM_{py} の関係

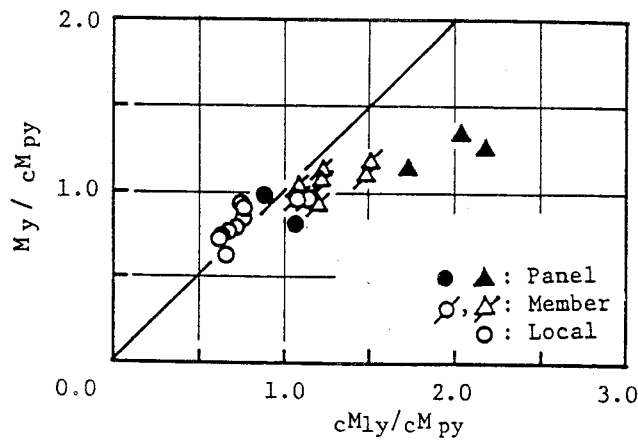


図-5.11 M_y/cM_{py} と cM_{ly}/cM_{py} の関係

5. 結論

水平荷重を受ける架構の鋼管柱・H形はり接合部の局部破壊性状を知る目的で、部分架構供試体による水平荷重実験を行なった結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) 水平荷重時では左右のはりフランジ応力の値が逆符号になるため、それらが同符号になる鉛直荷重時の場合より、鋼管の局部変形は小さくなり、局部破壊耐力は上昇する。実験値と推定値の比は最大荷重で 0.98、降伏荷重で 1.11となり、鉛直荷重実験の場合の 0.87 および 0.93 を上回る。
- 2) 直交はりが存在する場合、無補強供試体の最大荷重と降伏荷重は、直交はりの補剛効果でそれぞれ 20 %、14 % 上昇している。一方、補強供試体では局部破壊耐力にたいする直交はりの影響はほとんどない。せん断破壊した供試体では、直交はりウェブの補剛効果のため破壊モードが柱の曲げ破壊に変化し、最大荷重と降伏荷重はそれぞれ 25 %、13 % 上昇している。
- 3) 水平荷重時では、供試体の降伏耐力は $cMly/cMpy \leq 1.0$ の範囲では、局部破壊降伏耐力推定値で、 $cMly/cMpy > 1.0$ の範囲では、部材および接合部パネルの降伏耐力計算値で推定出来る。
- 4) 鋼管柱・H形はりラーメン接合部が鋼管柱の局部変形にたいして適切な補剛をもたない場合、接合部は局部変形に起因して崩壊する。

上述の場合、荷重形式に関係なく、接合部の局部破壊耐力は(3.4)、(3.5)式で推定できる。

ただし、本実験の供試体の各部寸法の範囲は、 $D/tp=37, 26$ 、 $hs/D=0.0\sim 0.21$ 、 $H/D=0.92\sim 1.85$ である。

- 5) FEM解析によると、水平荷重時の局部変形は鉛直荷重の場合に比べて1/3程度である。

6章 溶接構造用遠心力鋳鋼管の 局部破壊実験

1. 序

本章では、柱に溶接構造用遠心力鋳鋼管（以下、鋳鋼管と呼ぶ）を用いた仕口部分が局部破壊する場合に、耐力推定式がどの程度適用されるかを、部分架構供試体の鉛直および水平荷重実験で検討した。

鋳鋼管は 図-6.1 に示すような形状を持ち、

- ①局部変形にたいする補剛としてのスチフナーリングは鋼管と一体化しており、その断面にアール部（図-6.3(b)のハッチ部）が存在する
- ②柱部分が変断面で、接合部パネルの管厚は柱部分の管厚より大きい
- ③その製造法から、鋳鋼管の外形はモールドの型通り製造でき、ある程度任意の形状の鋼管が製作できる

などの特徴を持つ。

なお、2章の実験で供試体に使用した鋳鋼管は、電縫管と同様に等厚になるように削り仕上げし、局部補剛としてスチフナーリングを溶接したものである。

実験は接合部に対称曲げモーメントを加える鉛直荷重実験（2節）と逆対称曲げモーメントを加える水平荷重実験（3節）とからなる。

2節では、接合部の局部破壊耐力と部材寸法（スチフナーリングのせい、はりフランジ幅、はりせいおよびスチフナーリングのアール部の有無）との関係を調査し、実験結果と局部破壊耐力推定式(3.4)、(3.5)式による推定値と比較する。

接合部の局部破壊が主目的であるため、供試体は接合部の局部降伏耐力以下で、はり部材の降伏が生じないように設計されている。

3節では、接合部パネルの剛性とせん断降伏耐力におよぼす上記①、②の影響と、スチフナーリング厚の変化が局部破壊耐力に与える影響を調査する。

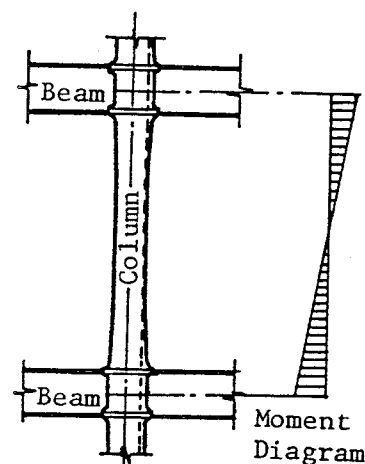


図-6.1 鋳鋼管の形状

2. 鉛直荷重実験

2. 1 実験概要

1) 供試体

供試体は柱に鋳鋼管（ $300\phi\times 9$, $300\phi\times 6$; SCW 50-CF）、はりに溶接H形鋼（SM 50A）を用いた部分架構供試体（図-6.2 参照）で、その名称・寸法と素材の機械的性質をそれぞれ 表-6.1, 6.2 に示す。

実験目的から供試体は次の四つに分類される。

a) スチフナーリングせい（ h_s ）とフランジ幅（ B_f ）の影響

A 系列 $h_s=50\text{ mm}$; $B_f=100, 150, 200\text{ mm}$

B 系列 $h_s=30\text{ mm}$; $B_f=100, 150, 200\text{ mm}$

b) スチフナーリング断面形状の影響

C 系列 図-6.3(a) に示す形状のスチフナーリングを持つ鋳鋼管

D 系列 C 系列と同じ素材より成り、スチフナーリング断面のアール部を切削加工により取り除いたもの（図-6.3(b) 参照）

c) はりせいの影響

C 系列のうち $D_p/ptp=31$ の供試体（GV31-C）のはりせいを3種類変化させたもの $H=300, 400, 500\text{ mm}$

d) 接合部パネルの形状の影響

接合部パネルのせん断抵抗の増強を目的とした接合部パネルの形状変化（図-6.4参照）

$ptp=15$ GV21-C-P 系列 (2 体)

$ptp=10$ GV31-C-P 系列 (2 体)

以上のa), b) 項のA, B, C 系列のスチフナーリング形状を標準型とする。

2) 加力方法

図-6.2に示すように、両はり端を単純支持し、鋼管柱頭に圧縮荷重を加える。加力は、200 ton 油圧式構造物試験機を用いた。

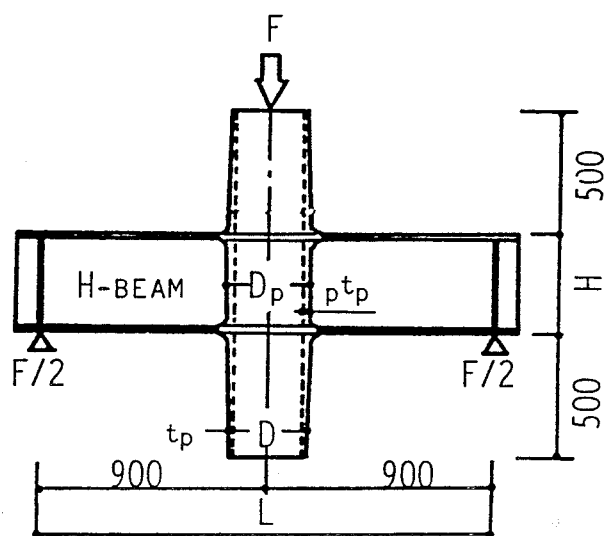


図-6.2 供試体

表-6.1 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Panel	Column	Stiffener		Beam
	$D_p \times p t_p$	$D \times t_p$	h_s	t_s	$H \times B_f \times t_w \times t_f$
GV21-A1	312 × 15	300 × 9	50 × 25		H-300×200×19×25
GV21-A2					H-300×150×19×25
GV21-A3					H-300×100×19×25
GV21-B1	312 × 15	300 × 9	30 × 25		H-300×200×19×25
GV21-B2					H-300×150×19×25
GV21-B3					H-300×100×19×25
GV21-C	312 × 15	300 × 9	30 × 25		H-400×150×16×22
GV21-C-PA	342 × 15				
GV21-C-PB	362 × 15				
GV31-C	308 × 10	300 × 6	30 × 25		H-400×150×16×22
GV31-C-PA	338 × 10				
GV31-C-PB	358 × 10				
GV31-C-300	308 × 10	300 × 6	30 × 25		H-300×150×16×22
GV31-C-500	308 × 10	300 × 6	30 × 25		H-500×150×16×22
GV21-D	312 × 15	300 × 9	30 × 25		H-400×150×16×22
GV31-D	308 × 10	300 × 6	30 × 25		H-400×150×16×22

表-6.2 素材の機械的性質

Tube & Beam	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %	Specimen
300φ×9	SCW 50-CF	3.54	5.17	34.6	A, B Series
		3.95	5.56	35.2	GV21-C
		3.79	5.51	36.6	GV21-C-PA
		3.70	5.56	35.0	GV21-C-PB
		3.86	5.35	32.5	GV21-D
300φ×6	SCW 50-CF	4.20	5.74	37.4	GV31-C
		3.87	5.32	25.4	GV31-C-PA
		3.48	5.23	25.5	GV31-C-PB
		4.01	5.35	34.5	GV31-D
		4.01	5.64	30.5	GV31-C-300
PL-22	SM 50A	3.70	5.35	33.1	GV31-C-500
		3.63	5.28	36.0	Beam Flange

Tube(GV21-A, B Series): JIS Z 2201 Type 4 Coupon Test
 Tube(GV21-C, D Series): JIS Z 2201 Type 14A Coupon Test
 Tube(GV31-C, D Series): JIS Z 2201 Type 14A Coupon Test
 Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon Test

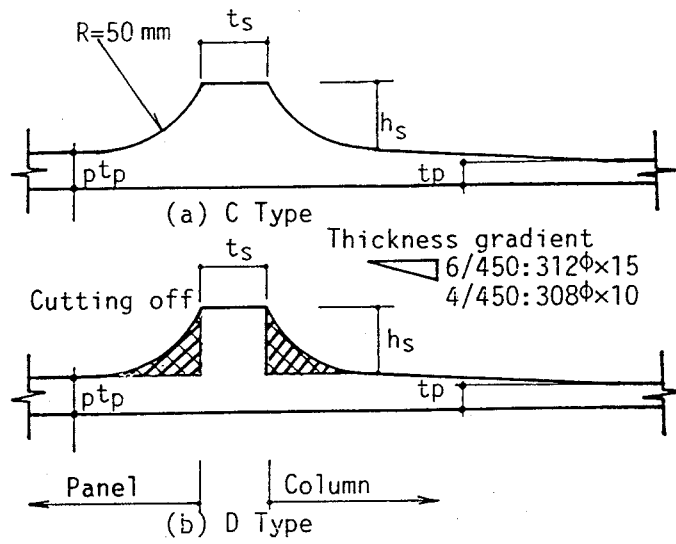


図-6.3 スチフナーリング形状

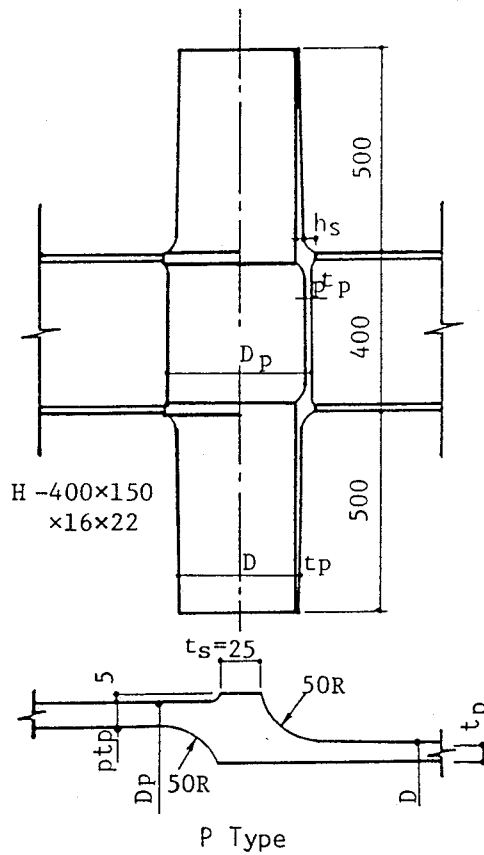


図-6.4 接合部パネルの形状

2. 2 実験結果

1) 破壊状況

A, B系列: 各供試体ともはりフランジがスチフナーリングと交わる入りすみ部(以下、入りすみ部と呼ぶ)の溶接部にキレツが生じ破壊に至った。

C系列: 降伏荷重前後で、引張側入りすみ部にキレツが発生したが、最大荷重に至るまで顕著な進展はなかった。降伏荷重以後、圧縮側局部変形が引張側のそれを大きく上回り、最大荷重は鋼管の圧縮側局部変形により決まった。

D系列: GV21-D は、 $F=80$ tonで引張側フランジ入りすみ部にキレツが発生し、 $F=101.8$ ton で大きな音とともにキレツが急激に進展して荷重が低下した。以後、載荷を続けたところキレツ発生荷重を上回る最大荷重 $F_{max}=102.9$ tonを得た。GV31-D にはキレツは認められず、圧縮側局部変形が顕著であった。

2) 荷重-変形関係

実験結果を表-6.3 に示す。Fは試験機荷重で、 $P (=F(L-D_p-2hs)/4hb)$ は接合部のはり端モーメントをはりフランジ応力に換算したものである。

各供試体の荷重-変形関係を図-6.5 に示す。図中の○印は局部変形がはり端変位に占める割合を示している。本実験の場合も、鋼管の実験結果と同様に局部変形がはり端変位のほとんどを占めている。

表-6.3 実験結果と局部破壊耐力推定値

Specimen	F_{max} ton	F_y ton	P_{max} ton	P_y ton	P_{cmax} ton	P_{cy} ton	$\frac{P_{max}}{P_{cmax}}$	$\frac{P_y}{P_{cy}}$	δ_{max} mm	$c\delta_{max}$ mm	$t\delta_{max}$ mm
GV21-A1	138.9	110.0	175.3	138.8	144.0	93.6	1.22	1.48	77.3	23.1	15.1
GV21-A2	119.0	95.0	150.2	119.9	122.9	79.9	1.22	1.50	55.7	19.0	14.3
GV21-A3	106.7	82.0	134.6	103.5	101.7	66.1	1.32	1.56	127.7	30.0	30.1
GV21-B1	106.8	81.0	138.7	105.2	124.9	81.2	1.11	1.29	87.0	33.9	17.4
GV21-B2	101.4	79.0	131.6	102.6	106.6	69.3	1.23	1.48	74.6	37.5	19.5
GV21-B3	93.8	73.0	121.8	94.8	88.3	57.4	1.38	1.65	81.4	21.8	19.5
GV21-C	124.4	99.0	117.5	93.5	118.9	77.3	0.99	1.21	66.2	48.6	29.1
GV21-C-PA	114.8	91.4	108.4	86.3	114.1	74.2	0.95	1.16	59.7	41.1	27.0
GV21-C-PB	119.6	94.1	113.0	88.9	111.4	72.4	1.01	1.23	82.7	71.5	34.2
GV31-C	99.9	81.0	94.6	76.7	88.7	57.6	1.07	1.33	50.6	40.8	23.3
GV31-C-PA	81.2	62.5	76.9	59.2	81.7	53.1	0.94	1.11	46.9	42.1	19.3
GV31-C-PB	73.6	58.1	69.7	55.0	73.5	47.8	0.95	1.15	49.7	46.3	17.9
GV31-C-300	78.0	62.8	100.4	80.9	84.7	55.0	1.19	1.47	50.9	26.0	16.3
GV31-C-500	115.4	94.2	86.4	70.6	78.1	50.8	1.11	1.39	39.2	37.5	18.7
GV21-D	102.9	78.4	97.2	74.0	116.2	75.6	0.84	0.98	66.0	39.1	27.6
GV31-D	69.8	51.5	66.1	48.8	84.7	55.0	0.78	0.89	42.8	32.3	13.9

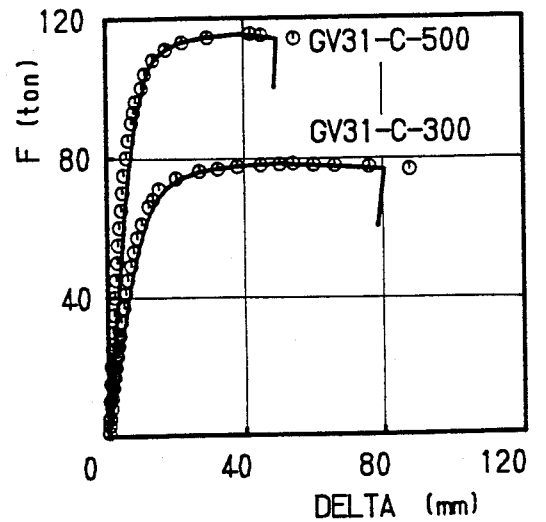
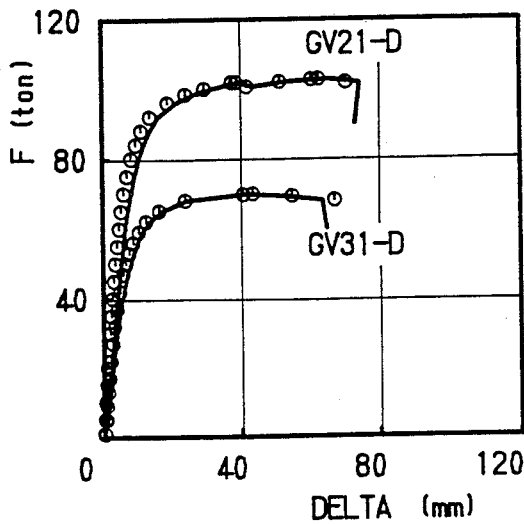
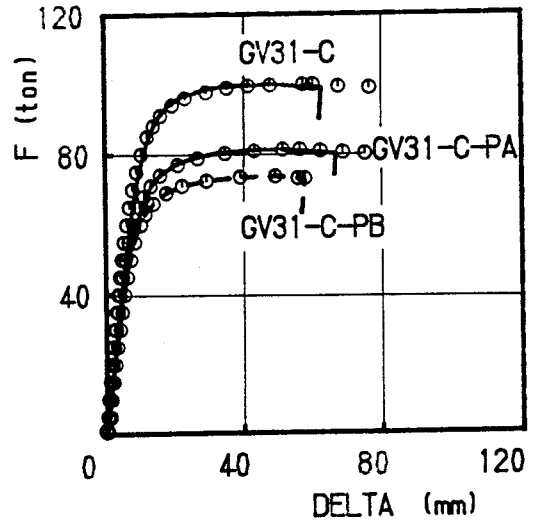
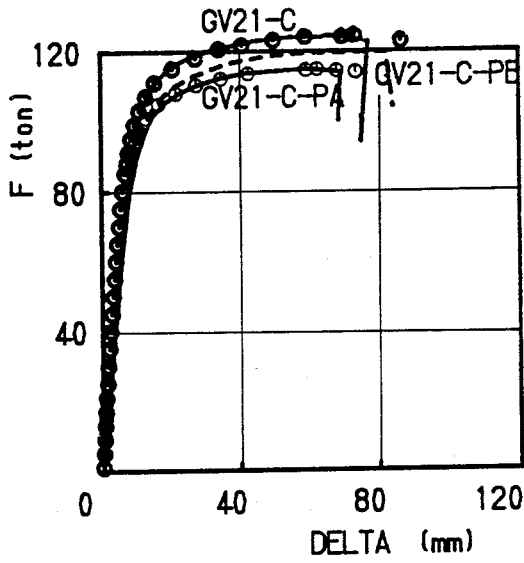
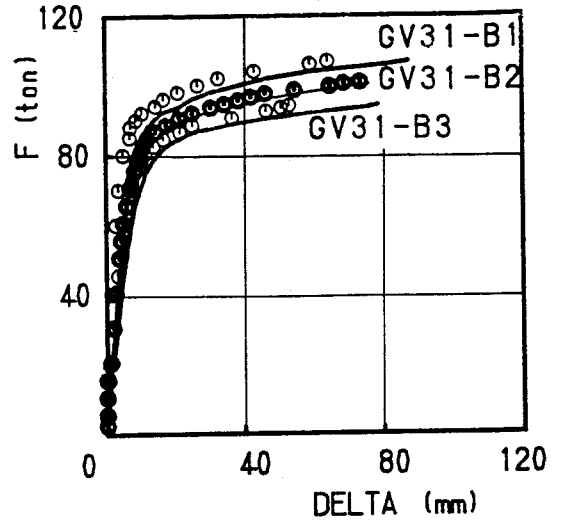
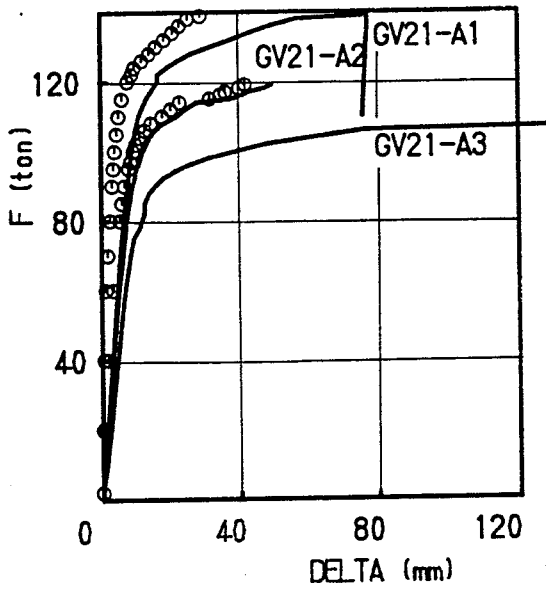


図-6.5 荷重-変形関係

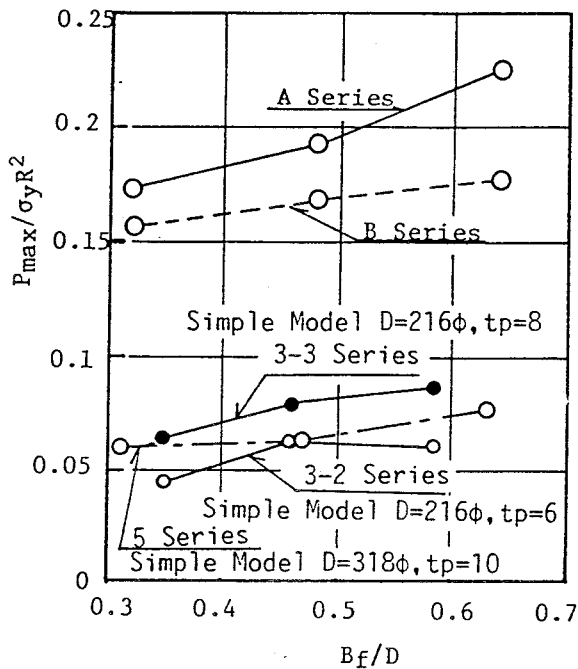


図-6.6 Pmax とフランジ幅の関係

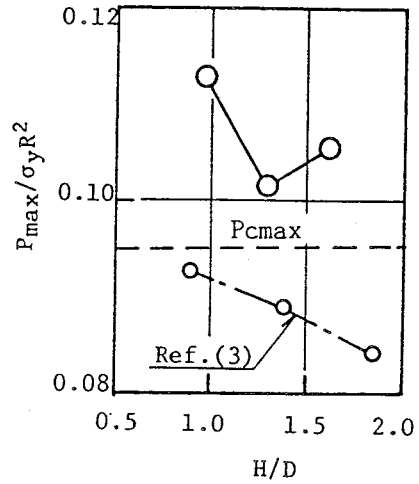


図-6.7 Pmax とはりせいの関係

2. 3 考察

1) 部材寸法および形状の影響

a) フランジ幅の影響

図-6.6 に P_{max} の無次元量と B_f/D の関係を示す。2章の単純模型 3-2 系列 ($D=216\phi$, $t_p=6$), 3-3 系列 ($D=216\phi$, $t_p=8$) および 5 系列 ($D=318\phi$, $t_p=10$) の実験結果も図中に示す。鋳鋼管接合部の耐力はフランジ幅の増加とともに大きくなり、その傾向は鋼管の単純模型実験の場合とほぼ同じである。

b) はりせいの影響

はりの上下フランジの相互の影響を調べるため、図-6.7 に P_{max} の無次元量と H/D の関係を示す。図中の破線は局部破壊耐力推定値を、1点鎖線は鋼管接合部の実験結果 ($D=216\phi$, $t_p=8$) を示す。

H/D が大きくなると局部破壊耐力は低下する傾向にあるが、その差は高々 1 割程度である。

c) スチフナーリング断面のオール部の影響

GV21-C と GV21-D の荷重-変形関係を図-6.8に示す。図中の実線は柱下部に設置した変位計より得た供試体のはり端変位 (δ) を示し、○印は下式の値 (δ_L) をプロットしたもので、局部変形のはり端変位への寄与分を示している。

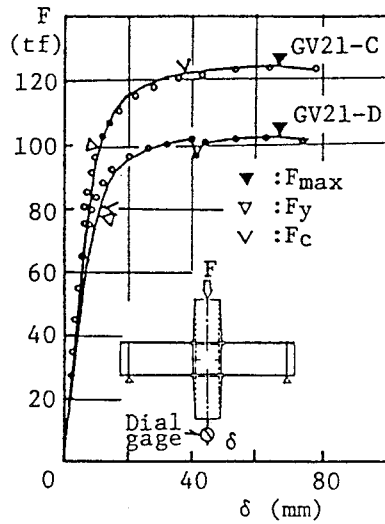


図-6.8 荷重-変形関係
(GV21-C, GV21-D)

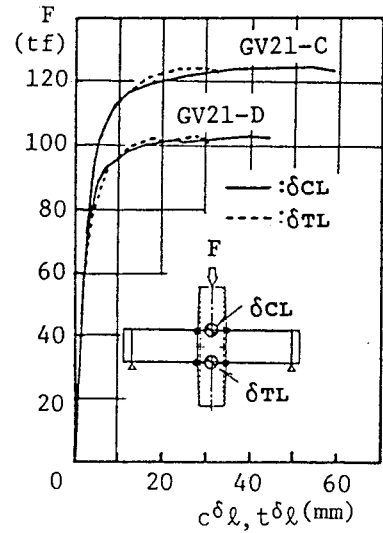


図-6.9 荷重-局部変形関係
(GV21-C, GV21-D)

$$\delta_L = (\delta_{CL} + \delta_{TL}) / (2H) * (L - D_p) / 2$$

δ_{CL} , δ_{TL} はそれぞれ圧縮側と引張側フランジ位置での局部変形を示す。図から、最大荷重に至るまで、はり端変位の大部分が局部変形によるものであることがわかる。GV21-CとGV21-Dの相違はスチフナーリング断面のアル部(図-6.3(b)中のハッチ部)の有無のみで、鋳鋼管特有の形状のスチフナーリングを持つGV21-Cの耐力と剛性は、鋼管接合部と同じ形状のスチフナーリングを持つGV21-Dに比べ明らかに大きく、径厚比の大きいGV31-C, Dについても同様の傾向が見られる。スチフナーリング断面のアル部の効果により、GV21-C, GV31-CはそれぞれGV21-D, GV31-Dより、最大荷重で21%と43%、降伏荷重で26%と57%大きくなっている。

GV21-CとGV21-Dの荷重と局部変形の関係を図-6.9に示す。両者とも降伏荷重近傍までは δ_{CL} と δ_{TL} はほぼ一致しているが、降伏荷重後は δ_{TL} のほうが増大している。

d) 接合部パネルの形状の影響

GV-C-P系列(P Type: 図-6.4参照)の供試体は、接合部パネルのせん断抵抗を増強させるため、接合部パネルの外径、内径とも大きくしたものである。

接合部パネルの形状と局部破壊耐力の関係について検討した結果を示す。

図-6.10(a), (b)に P_{max} , P_y と接合部パネル外径の関係をそれぞれ示す。縦軸は P_{max} , P_y を柱部分の平均半径の最大値(GV21 Series: $R=148.5$ mm, GV31 Series: $R=149$ mm)と σ_y で無次元化したもので、横軸は接合部パネルの

外径と柱部分の外径の最大値との比 D_p/D_{max} (GV21 Series: $D_{max}=312$ mm, GV31 Series: $D_{max}=308$ mm) である。標準型では $D_p=D_{max}$ となる。図中の破線は GV21-C と GV31-C の局部破壊耐力計算値を示す。図から、 D_p/D_{max} に関係なく $P_{max}/\sigma_y R^2$ と $P_y/\sigma_y R^2$ はほぼ一定である。これは、柱寸法とスチフナーリングの形状が同じであれば、耐力の無次元量は接合部パネルの形状に影響されないことを意味する。

従って、接合部パネルのせん断耐力の増強を目的として、接合部パネルの外径、内径とも柱部分より大きくした特殊な形状を持つ接合部では、その局部破壊耐力を算定する場合、 D_p のかわりに柱部分の外径の最大値 D_{max} を使用するのが適当である。

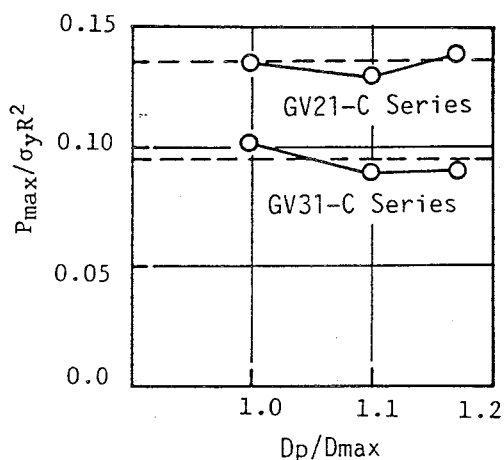


図-6.10(a) P_{max} と接合部
パネル外径の関係

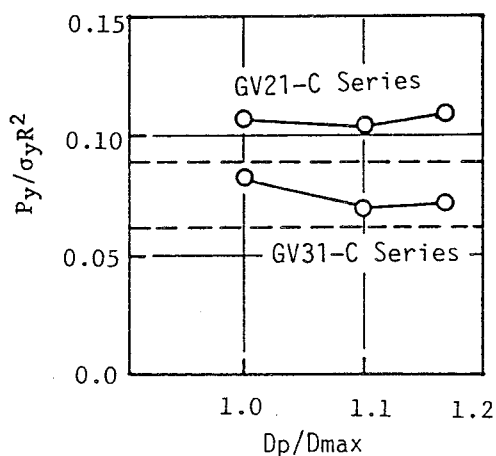


図-6.10(b) P_y と接合部
パネル外径の関係

2) 実験値と推定値の比較

(3.4), (3.5)式による推定値を表-6.3 に示す。鋳鋼管の場合、式中の t_s , h_s の値は図-6.3(a) に示す値とする。鋼管の管厚と平均半径には、接合部パネルの板厚 (p_{tp}) と平均半径 ($R=(D_p-p_{tp})/2$ ただし、 $D_p < D_{max}$ のときは $D_p=D_{max}$ とする) を採用する。

a) スチフナーリング形状の影響

D系列の供試体2体の P_{max}/P_{cmax} はそれぞれ 0.84, 0.78 で、その平均値は 0.81 である。この値は鋼管の鉛直荷重実験の結果から得た P_{max}/P_{cmax} の平均値 0.87 とほぼ一致している。 P_y/P_{cy} についても同様で、その平均値は 0.94 で、鋼管の実験結果から得た平均値 0.93 とほぼ一致している。図-6.11, 7.12

からも、鋼管と同じスチフナーリング形状を持つD系列の供試体は鋼管と同じ結果を示すことがわかる。

なお、局部破壊耐力計算の際に、管厚には p_{tp} を用いている。これは、D系列供試体の実験値と計算値の比が鋼管接合部のものとほぼ一致したことから、柱部分の変断面による管厚減少が局部破壊耐力に与える影響は小さく、鋼管管厚として接合部パネルの最大板厚を採用し得ると考えたからである。

b) 最大耐力

局部破壊した標準型の鋳鋼管8体 (GV-A, B, C 系列) の P_{max}/P_{cmax} の平均値は 1.19 で、その変動係数は 0.109 である。スチフナーリング断面のオール部の影響により、鋼管の実験結果に比べ最大耐力は平均して 37 % ($1.19/0.87 = 1.37$) 程度上昇している。はりせいならびに接合部パネル外径を変化させた供試体 6体 (GV-C-PA, PB, 300, 500 系列) を含めた表-6.3の供試体 (D系列は除く) 14体について、平均値と変動係数を計算するとそれぞれ 1.12 と 0.128 となる。実験値と推定値の関係を 図-6.11 に示す。縦軸と横軸はそれぞれ耐力の実験値と推定値の無次元量である。図中の破線は (3.4) 式の 95 % 信頼帯を、一点鎖線は本実験から得た P_{max}/P_{cmax} の平均値 1.19 を示す。●印は2章の鋼管の実験結果を示す。

本実験の場合、実験値と推定値の間には強い相関関係が見られ、(3.4) 式のパラメータで推定可能であると言える。

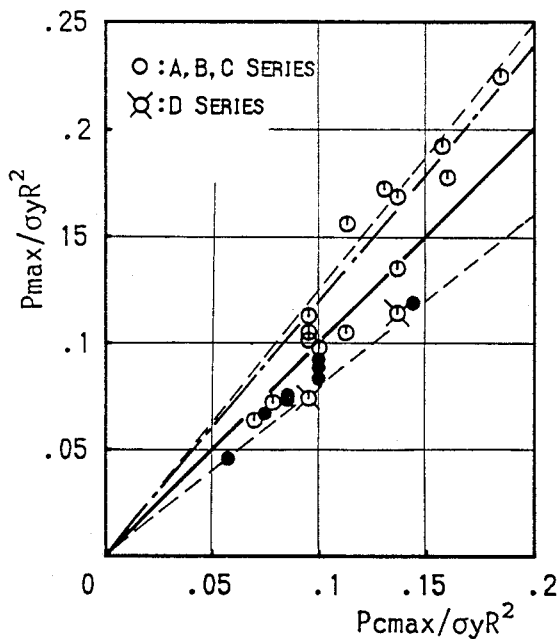


図-6.11 実験値と推定値の関係
(最大耐力)

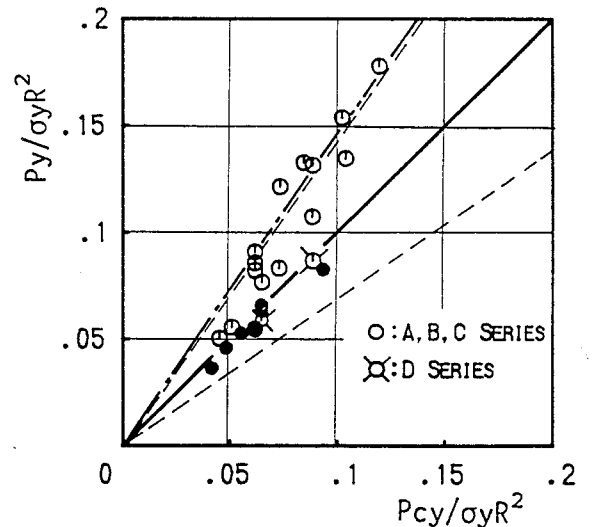


図-6.12 実験値と推定値の関係
(降伏耐力)

c) 降伏耐力

標準型 8 体についての P_y/P_{cy} の平均は 1.44 で、変動係数は 0.103 である。スチフナーリング断面のオール部の影響により鋼管の実験結果に比べ降伏耐力は平均して 55 % ($1.44/0.93=1.55$) 程度上昇している。はりせいならびに接合部パネルの外径を変化させた供試体 6 体を加えた 14 体について、平均値と変動係数を計算するとそれぞれ 1.35 と 0.134 となる。

実験値と推定値の関係を 図-6.12 に示す。降伏耐力についても最大耐力と同様に、実験値と推定値の間には強い相関関係が見られる。

以上、最大耐力と降伏耐力について実験値と推定値との比較検討を行なったが、推定値はいずれも実験値を下回っている。したがって (3.4)、(3.5) 式にそれぞれ P_{max}/P_{cmax} と P_y/P_{cy} の平均値を乗じて修正した (7.1)、(7.2) 式を鋳鋼管の局部破壊耐力推定式とする。

最大耐力は

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_y P_{cmax}}{\sigma_y R^2} &= 1.19 \left(3.81 \frac{Bf}{Dp} + 1.72 \right) \left(\frac{t_p}{R} \right)^{0.782} \left(\frac{t_s}{R} \right)^{0.564} \left(\frac{t_p + h_s}{R} \right)^{0.386} \\ &= (4.53 \frac{Bf}{Dp} + 2.05) \left(\frac{t_p}{R} \right)^{0.782} \left(\frac{t_s}{R} \right)^{0.564} \left(\frac{t_p + h_s}{R} \right)^{0.386} \end{aligned} \quad \dots (7.1)$$

降伏耐力は

$$\begin{aligned} \sigma_{Pcy} &= 1.44 \times 0.65 P_{cmax} \\ &= (1.44/1.19) \times 0.65 \cdot \sigma_y P_{cmax} \quad \dots (7.2) \\ &= 0.79 \cdot \sigma_y P_{cmax} \end{aligned}$$

2. 4 径厚比の小さい鋳鋼管の接合部実験

文献 4) に径厚比の小さい鋳鋼管の柱・はり接合部の力学的性状を調べるため、鉛直荷重時を想定した実大実験結果が報告されている。

ここでは耐力に着目し、(3.4)、(3.5)式から得た計算値と実験結果を比較する。

供試体は、鋳鋼管 (SCW 50-CF) の柱・はり接合部部分に電縫鋼管の直管部分 (STK 50: 300φ×9) を溶接したもので、はりには H 形鋼 (SM 50、 $\sigma_y = 3.86 \text{ t/cm}^2$) である。

供試体の名称・寸法と形状をそれぞれ表 6.4 と 図-6.13 に示す。

実験のパラメータは

① 鋳鋼管の長さ 2 種類

($L_p = 520, 600 \text{ mm}$)

② 接合部パネルの径厚比 (3 種類)

鋼管内径が一定: 282 φ

③ 接合部パネルの径厚比 (2 種類)

鋼管外径が一定: 300 φ

の計 10 体の供試体である。

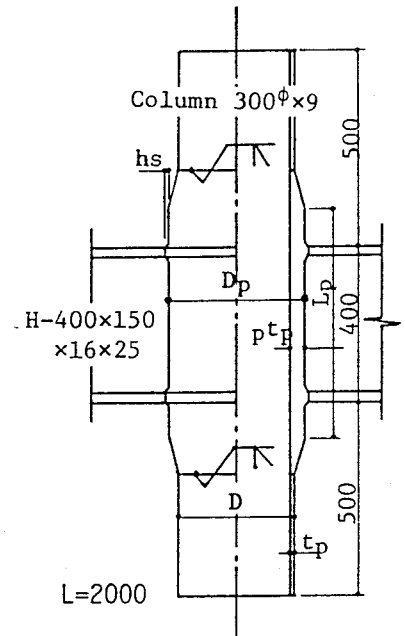


図-6.13 供試体の形状

表-6.4 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Panel $D_p \times p_{tp}$	L_p	Column $D \times t_p$	Stiffener		Beam $H \times B_f \times t_w \times t_f$	σ_y t/cm^2								
				h_s	t_s										
A-1	310 × 14	520	300 × 9	5	25	H-400×150 ×16×25	3.66								
A-2	330 × 24						3.66								
A-3	350 × 34						3.72								
B-1	310 × 14	600					300 × 9	5	25	H-400×150 ×16×25	3.66				
B-2	330 × 24										3.66				
B-3	350 × 34										3.72				
C-1	300 × 15	520									300 × 9	5	25	H-400×150 ×16×25	3.40
C-2	300 × 35	520													3.71
D-1	300 × 15	600													3.40
D-2	300 × 35	600	3.71												

Tube: JIS Z 2201 Type 14A Coupon Test
 σ_y : Yield stress of Tube

表-6.5 実験結果と局部破壊耐力推定値

Specimen	Fmax ton	Fy ton	Pmax ton	Py ton	Pcmax ton	Pcy ton	$\frac{Pmax}{Pcmax}$	$\frac{Py}{Pcy}$
A-1	71.6	58.5	80.2	65.5	75.0	48.8	1.07	1.34
A-2	111.5	93.0	123.4	102.9	131.6	85.5	0.94	1.20
A-3	157.0	120.0	171.7	131.2	192.9	125.4	0.89	1.05
B-1	72.4	58.5	81.1	65.5	75.0	48.8	1.08	1.34
B-2	127.6	89.0	141.2	98.5	131.6	85.5	1.07	1.15
B-3	185.0	140.0	202.3	153.1	192.9	125.4	1.05	1.22
C-1	69.4	52.5	78.2	59.2	75.6	49.1	1.03	1.20
C-2	198.6	147.0	223.8	165.6	204.5	133.2	1.09	1.24
D-1	69.7	48.0	78.5	54.1	75.6	49.1	1.04	1.10
D-2	195.0	-	219.7	-	205.0	133.2	1.07	-

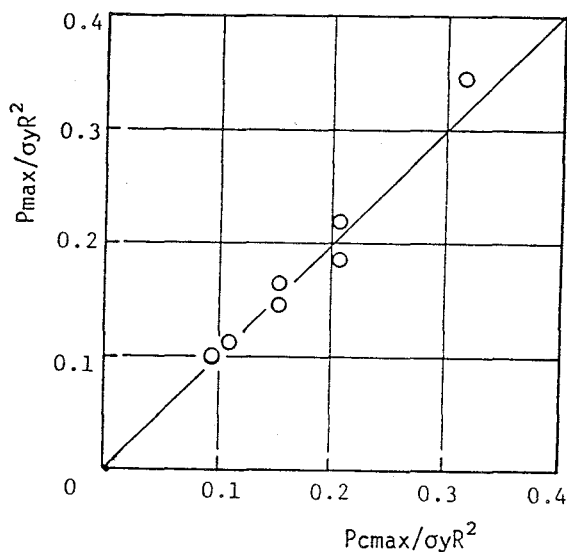


図-6.14 実験値と推定値の関係
(最大耐力)

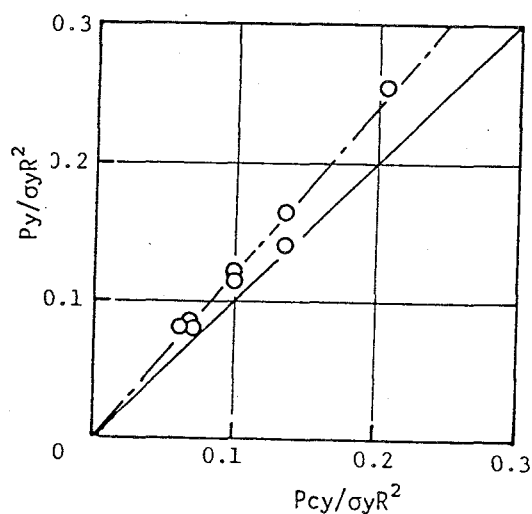


図-6.15 実験値と推定値の関係
(降伏耐力)

1) 実験結果

実験結果と推定値を表-6.5に示す。

破壊状況は、各供試体とも降伏荷重以後、接合部の局部変形が増大して鋼管断面が楕円形に変形し、最大荷重に至った。供試体 A-3, B-3, C-2, D-2 では引張側フランジの入りすみ部溶接部にキレツが生じて最大荷重に至った。残りの6体にはキレツは認められなかった。D-2は試験機の容量不足(200ton)のため、最大荷重 F=195 tonで実験を中止した。

2) 考察

$D_p/ptp=22$ の供試体では、鋳鋼管の長さは耐力にほとんど影響しないが、 $D_p/ptp=14$ ないし10の供試体では、鋳鋼管が長くなると耐力は15%程度上昇する。

供試体 D-2を除く9体の実験値と(3.4)、(3.5)式による推定値の P_{max}/P_{cmax} と P_y/P_{cy} の平均はそれぞれ1.03と1.20で、変動係数は0.0665と0.0812である。最大耐力と降伏耐力の実験値と計算値との関係をそれぞれ図-6.14、7.15に示す。最大耐力については実験値と推定値はよく一致しているが、降伏耐力については20%程度推定値が小さくなっている。前項の鋳鋼管の結果($P_{max}/P_{cmax}=1.19$, $P_y/P_{cy}=1.44$)と比べて最大耐力、降伏耐力とも本実験の結果が20%程度小さいのはスチフナーリングせいが5mmと小さく、スチフナーリング断面のアール部の効果がほとんどないためと考えられる。

本実験の範囲では接合部の局部破壊耐力は(3.4)、(3.5)式で推定できると言える。これは、局部耐力を評価するときは接合部の断面寸法を表すパラメータとして(3.4)、(3.5)式で使われる断面寸法の諸元が、径厚比の小さい鋳鋼管の場合も有効であることを示している。

3. 水平荷重実験

3. 1 実験概要

1) 供試体

供試体はスチフナーリング厚が異なる（2種類）以外は同じ断面寸法を持つ2体である。

供試体の名称・寸法と素材の機械的性質をそれぞれ表-6.6と表-6.7に示す。

表-6.6 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Panel	Column	Stiffener		Beam
	Dp × tp	D × tp	hs	ts	H×Bf×tw×tf
GL24-1	312 × 13	300 × 7	30	25	H-400×200
GL24-2	312 × 13	300 × 7	30	15	×8×13

表-6.7 素材の機械的性質

Tube & Beam	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %	Specimen
312φ×13	SCW	3.85	5.42	26.1	GL24-1
	50-CF	4.0	5.38	28.5	GL24-2
PL-13	SM 50	3.29	5.0	25.5	Flange

Tube : JIS Z 2201 Type 14A Coupon Test

Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon Test

2) 加力方法

加力方法を図-6.16に示す。加力ははり端に複動式電動油圧ジャッキ（容量押し 50 ton, 引き 30 ton）を用いて行い、油圧ジャッキとはりの間に設置したロードセルにより荷重検出を行なった。

加力の手順は、油圧ジャッキの引き（図-6.16の矢印方向）を正方向加力とし、変形角 1/100 rad. ピッチの正負交番漸増繰返し载荷とした。

3. 2 実験結果

1) 破壊状況

GL24-1 は正方向载荷時では変形角 4/100 rad. で、その後の負方向载荷時では変形角 -2/100 rad. で、引張側はりフランジ中央部（溶接継目部）にキレツが発生し、変形角 -4/100 rad. で圧縮側はりフランジに若干の面外変形が認められた。最終段階の正方向载荷時、F=25.9 ton でキレツはフランジ板厚方向にウェブまで伝播し、F=26.5 ton で大きなキレツ音とともに引張側はりフラ

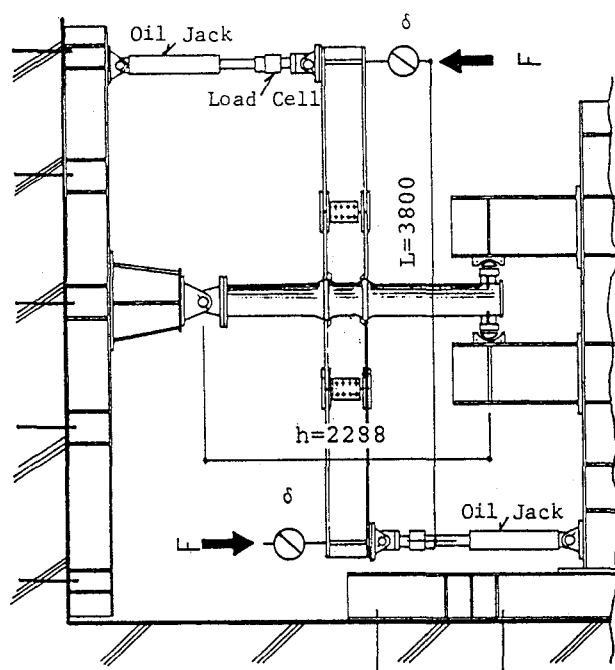


図-6.16 水平荷重実験

ンジが破断した。

GL24-2 は変形角 $9/100$ rad. で载荷装置の限界に達したため $F=29.0$ ton で実験を中止した。はりの曲げ変形が顕著で、圧縮側はりフランジに局部座屈が発生した。

両供試体とも、局部変形および接合部パネルのせん断変形は顕著でなかった。

2) 荷重-変形関係

GL24-1と GL24-2 の荷重-変形関係を図-6.17 に示す。図中に、はりおよび接合部パネルの降伏耐力計算値も示す。両供試体の荷重-変形関係の包絡線を図-6.18 に示す。図中の破線は柱、はり、接合部パネルの弾性変形計算値の和を示したものである。

3. 3 考察

1) 耐力と変形

実験結果ならびに部材と接合部パネルの耐力計算値を表-6.8 に示す。はり端のジャッキ荷重を F で表わし、 F_{max} , F_y はそれぞれ最大荷重と降伏荷重を、 cF_{bp} , cF_{cp} , cF_{py} はそれぞれ柱、はりおよび接合部パネルの降伏耐力計算値を、 cF_{lmax} , cF_y は (3.4), (3.5)式による接合部の局部破壊耐力推定値を示す。

弾性範囲内のはり端変位の測定結果と各部材の弾性変形計算値を表-6.9に示

す。表中の $c\delta_p$ には接合部パネルせいをはりフランジ中心間距離 ($h_b=387\text{mm}$)

表-6.8 実験結果と部材耐力計算値

Specimen	F_{max} ton	F_y ton	cF_{bp} ton	F_{max} cF_{bp}	cF_{cp} ton	F_{max} cF_{cp}	cF_{py} ton	F_{max} cF_{py}	F_y cF_{py}	$cF_{\ell max}$ ton	$cF_{\ell y}$ ton	F_{max} $cF_{\ell max}$	F_y $cF_{\ell y}$
GL24-1	26.3	19.8	25.0	1.05	28.3	0.93	18.3	1.44	1.08	31.4	24.7	0.84	0.80
GL24-2	29.0	21.6	25.0	1.16	29.4	0.99	19.1	1.52	1.13	24.5	19.3	1.18	1.12

表-6.9 はり端変位 (mm)

Specimen	Test values		Calculated Values				$(\delta_o - \delta_\ell) / c\delta_o$
	δ_o	δ_ℓ	$c\delta_b$	$c\delta_c$	$c\delta_p$	$c\delta_o$	
GL24-1	1.28	0.069	0.42	0.47	0.27(0.21)	1.17(1.10)	1.04(1.10)
GL24-2	1.24	0.075	0.42	0.47	0.27(0.20)	1.17(1.09)	1.00(1.07)

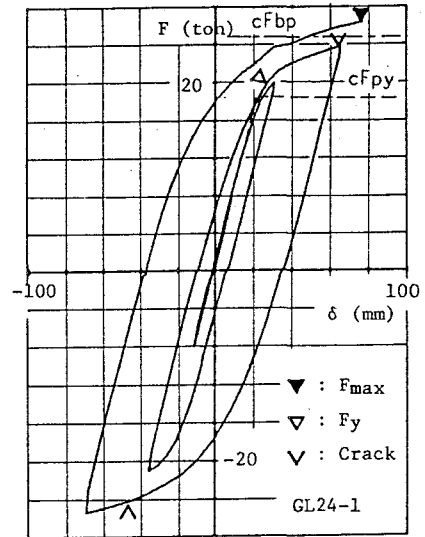
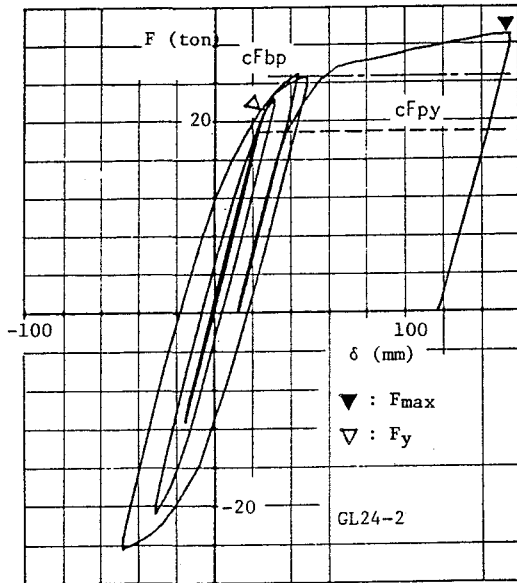


図-6.17 荷重-変形関係

としたものと、スチフナーリング断面のアル部 (曲率半径50 mm) を剛域と仮定して接合部パネルせいを 280 mm としたもの (表中の () 内の数値) の2つを表わす (図-6.19参照)。両者とも、接合部パネルのせん断による角変形のみを計算したものである。

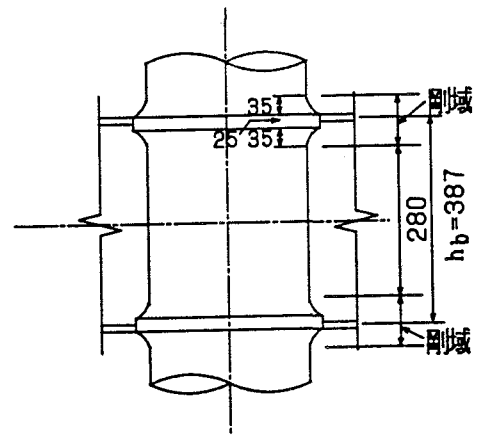


図-6.19 接合部パネルせい

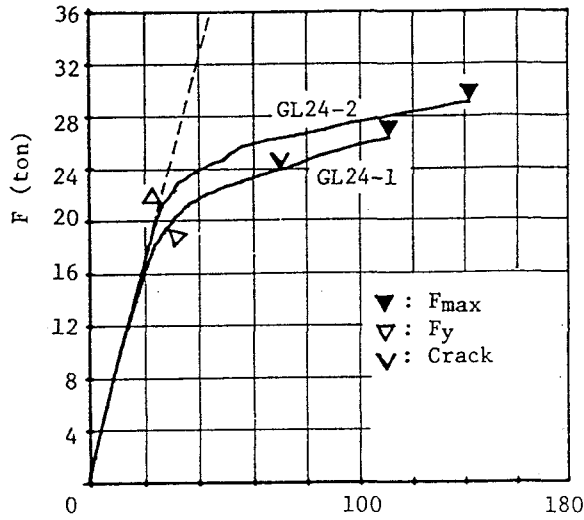


図-6.18 荷重-変形関係の包絡線

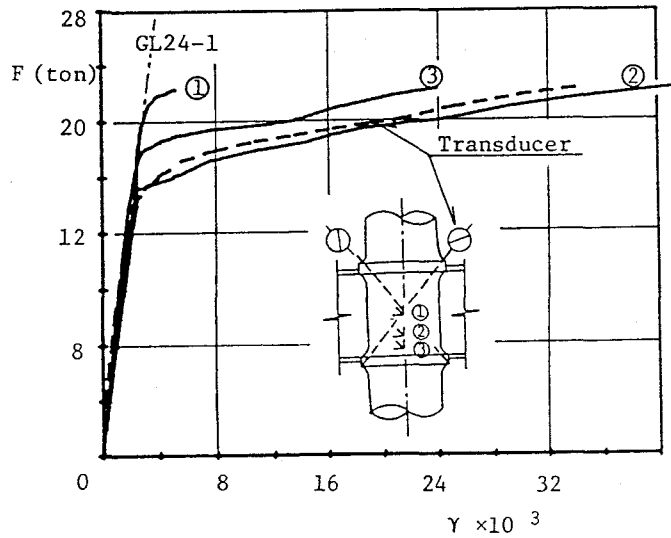


図-6.20 荷重-せん断ひずみ関係

最大荷重時での局部変形 (δ_{Lmax}) はGL24-1では 0.74 mm ($\delta_{Lmax}/ptp=0.06$)、GL24-2 では 3.3 mm ($\delta_{Lmax}/ptp=0.25$) 程度である。

GL24-1 の接合部パネルに貼付した3方向ひずみゲージより得た荷重-せん断ひずみ関係を図-6.20 に示す。図中の一点鎖線はスチフナーリング断面のアーチ部を剛域と仮定して求めた接合部パネルのせん断角変形の計算値である。

図および表から、次のことが言える。

- a) GL24-1 と GL24-2 のはり端変位から局部変形による寄与分を差し引いた

実験値と計算値との比は 1.04, 1.0 でほぼ一致している。

- b) 局部変形のはり端変位への寄与分は、弾性範囲内では GL24-1 ($t_s=25$) で 5 %、GL24-2 ($t_s=15$) で 6 %程度で両者の差はほとんどない。最大荷重時でも GL24-1 は約 3 %、GL24-2 では $F=28.2$ ton で約 4 %で、局部変形の影響は小さい。
- c) 鋳鋼管の接合部パネルのせん断変形は、スチフナーリングのアーチ部を剛域と仮定して求めた接合部パネルのせん断変形の計算値と一致する。
- d) 両供試体とも接合部パネルはせん断降伏しており、降伏荷重と接合部パネルの降伏耐力計算値 cF_{py} との比は 1.08, 1.13 でほぼ一致している。
- e) ②点の荷重－せん断ひずみ関係は、変位計より求めた接合部パネル全体のせん断変形と一致する。

2) 実験値と推定値の比較

水平荷重時の鋳鋼管接合部の耐力を (8.1), (8.2)式より得た推定値と比較する (表-6.8参照) と、スチフナーリング厚が小さい GL24-2 では実験値と推定値の比が 1 より大きくなり ($F_{max}/cF_{lmax}=1.18$, $F_y/cF_y=1.12$)、計算上では局部破壊するにもかかわらず、はりで崩壊している ($F_{max}/cF_{bp}=1.16$)。これは、7章2.3項で述べたように、鋼管接合部の水平荷重時の局部破壊実験では鋼管の局部変形がある程度拘束されるため、供試体の耐力は同寸法の鉛直荷重実験のものに比べて上昇する。鋼管に比べて鋳鋼管の場合、最大荷重時でも前述のように局部変形の影響がかなり小さいことから、局部破壊耐力が上昇する割合は鋼管以上に大きいと考えられ、鉛直荷重実験を基に求めた (8.1), (8.2)式による耐力推定値は、水平荷重時の場合かなり安全側に評価することになる。

4. 結論

以上の検討から、次のことが明らかになった。

- 1) 標準型のGV21-CとGV31-Cはスチフナーリング断面にアール部のないGV21-DとGV31-Dに比べて、アール部の効果により最大荷重でそれぞれ21%と43%、降伏荷重で26%と57%大きくなる。
- 2) 鋳鋼管接合部も鋼管の場合と同じ接合部の部材パラメータで接合部耐力を推定できる。ただし、スチフナーリング断面のアール部の効果により実験値が大きめになる。その割合は、平均して最大荷重で(3.4)式の19%、降伏荷重で(3.5)式の44%である。

したがって、鋳鋼管接合部の局部破壊耐力は、平均値を乗じて修正した(7.1)、(7.2)式で推定する。

最大耐力は

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_y P_{cmax}}{\sigma_y R^2} &= 1.19(3.81 \frac{B_f}{D_p} + 1.72) \left(\frac{t_p}{R}\right)^{0.782} \left(\frac{t_s}{R}\right)^{0.564} \left(\frac{t_p+h_s}{R}\right)^{0.386} \\ &= (4.53 \frac{B_f}{D_p} + 2.05) \left(\frac{t_p}{R}\right)^{0.782} \left(\frac{t_s}{R}\right)^{0.564} \left(\frac{t_p+h_s}{R}\right)^{0.386} \end{aligned} \quad \dots (7.1)$$

ここで、 $R = (D_p - p_{tp})/2$ ただし、 $D_p < D_{max}$ のとき $D_p = D_{max}$ とする。

降伏耐力は

$$\begin{aligned} \sigma_y P_{cy} &= 1.44 \times 0.65 P_{cmax} \\ &= (1.44/1.19) \times 0.65 \cdot \sigma_y P_{cmax} \quad \dots (7.2) \\ &= 0.79 \cdot \sigma_y P_{cmax} \end{aligned}$$

- 3) 水平荷重時では局部変形によるはり端変位への寄与分は、弾性範囲内ではGL24-1 ($t_s = 25$)で5%、GL24-2 ($t_s = 15$)で6%程度で両者の差はほとんどない。最大荷重時でもGL24-1は約3%、GL24-2では最大荷重近傍で約4%で、局部変形の影響は小さい。

水平荷重時の鋳鋼管接合部にも(8.1)、(8.2)式が適用できるが、その評価は鋼管接合部に比べてかなり安全側になると言える。

- 4) 鋳鋼管の接合部パネルのせん断変形は、スチフナーリング断面のアール部を剛域と仮定して求めた接合部パネルのせん断変形の計算値と一致する。
- 5) 本実験の水平荷重時でも、降伏荷重は $c_{Fly}/c_{Fpy} > 1.0$ の範囲では、接合部パネルの降伏荷重計算値で推定できる。

7章 繰返し応力の影響

1. 序

前章までの実験は水平荷重実験を除いて一方向単調荷重の実験であった。

地震時には架構に正負の交番繰返し荷重が加わることは周知の通りで、接合部に繰返し応力が加わったときの挙動を調べることは重要である。

本章では、架構を構成している仕口部分が繰返し応力を受けて局部破壊する場合の力学性状について検討する。

実験は、スチフナーリング形状（実験Ⅰ）とスチフナーリングとフランジの接合詳細（実験Ⅱ）の違いをパラメーターとした十字型供試体で行い、鉛直荷重形式で供試体を反転させることにより接合部に繰返し応力を加えた。

2. スチフナーリング形状の影響（実験Ⅰ）

2. 1 実験概要

1) 供試体

供試体は鉛直荷重実験と同じ十字型で、スチフナーリング形式3体（CV36-15cy, CV36-30cy, CV36-45cy）とスチフナーリングとはり継手部のフランジを拡げて補強したテーパ形式（CV27-45-Tcy）が1体で、その名称・寸法と形状をそれぞれ表-7.1と図-7.1に示す。鋼管は外径216.3φで、管厚6.0mmと8.0mmの電縫鋼管で、はりは供試体に共通でH-300×150×6×9の溶接H形鋼を使用した。素材の機械的性質を表-7.2に示す。

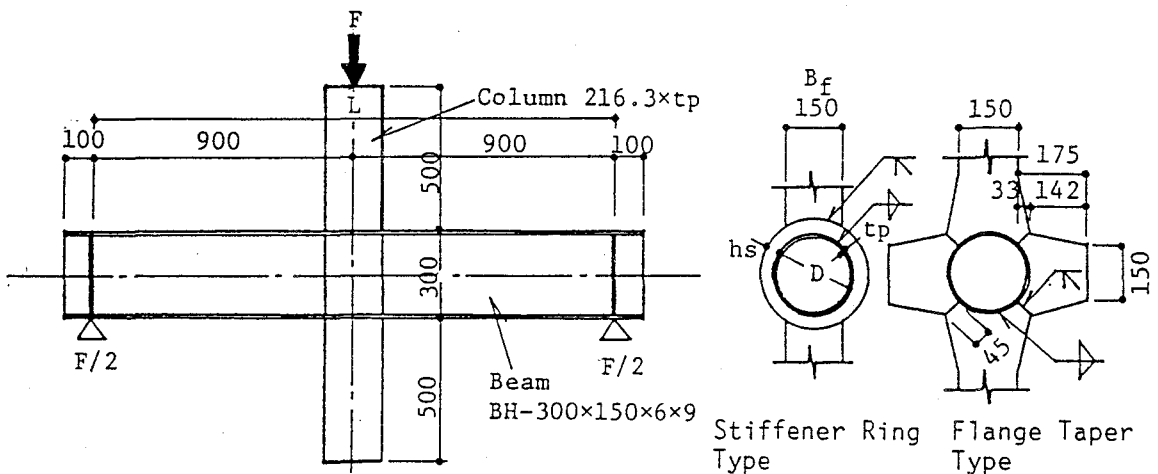


図-7.1 供試体

$D/t_p=36$ の供試体のスチフナーリングせいは 15, 30, 45 mm の3種類で、テーパー形式 ($D/t_p=27$) の外回り補強の最小幅は 45mm である。

2) 加力方法

加力は図-7.1に示すように両はり端を単純支持し、鋼管柱頭に圧縮荷重を加える鉛直荷重形式で、供試体を上下反転させることで仕口部分に繰返し応力を加えた。

加力は変形制御方式で行い、弾性域で1サイクルの繰返しを行った後、剛性が弾性剛性の 1/3 になったときのはり端変位を $\delta y'$ とし、その整数倍の変形制

表-7.1 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Tube		Stiffener		Beam			
	D	tp	hs	ts	H	Bf	tw	tf
CV37-30-Wcy CV37-30-Ecy CV37-30-ET10cy CV37-30-NW0cy CV37-30-NW10cy	216.3	5.8	30	9	H-300×150×6.5×9			

表-7.2 素材の機械的性質

Column Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	El. %	Specimens
216.3×6.0	STK 41	3.46	4.89	26.0	CV36-0cy CV36-30cy
216.3×6.0	STK 41	3.91	5.05	25.0	CV36-45cy
216.3×8.0	STK 41	3.86	4.81	30.0	CV27-45-Tcy
Flange PL-9	SS 41	2.66	4.30	29.5	Build up H

Tube : JIS Z 2201 Type 12 Coupon

Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon

σ_y : 0.2 % off-set yield stress (Tube)

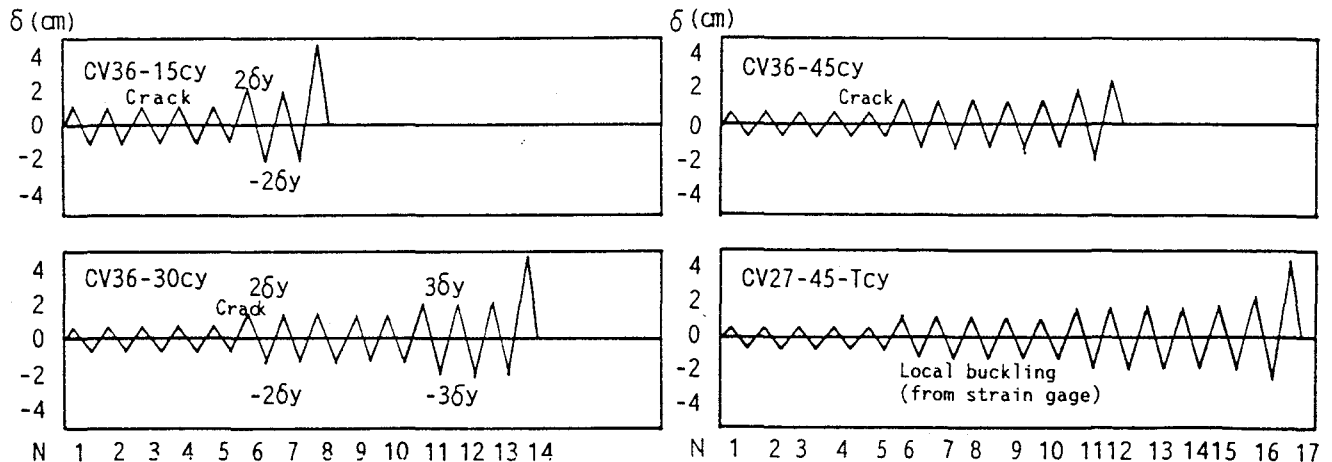


図-7.2 加力サイクル数と振幅比の関係

御で加力を繰返した。同一振幅での繰返し回数は5サイクルとし、加力中に荷重の低下が著しくなった場合には、1度逆方向加力を行った後再び加力し、その最大荷重を確認して実験を終了した。供試体のサイクル数と振幅比の関係を図-7.2に示す。

加力は、200 ton 油圧式構造物試験機を用いた。測定方法は各部の変形をダイヤルゲージで、各部のひずみをひずみゲージで測定した。

交番繰返し荷重は半サイクルごとに供試体を支点上で反転させることにより加え、処女載荷の方向を正荷重方向とし、反転させた方向を負方向とした。

2. 2 実験結果

1) 破壊状況

CV36-15cy と CV36-45cy はそれぞれ変位振幅 $1 \delta y'$ の3サイクルと4サイクル目で入りすみ部にキレツが発生したが、同一変位振幅内の繰返しではキレツ発生後も荷重低下はほとんどなかった。変位振幅 $2 \delta y'$ では、サイクル数の増加とともにキレツが溶接継目に沿って伝播し荷重低下も大となった。変位振幅 $3 \delta y'$ の最初の加力サイクルでは $2 \delta y'$ の最終サイクルの荷重を大きく下回ったので、逆方向加力を1度行った後、正方向加力しそのサイクルの最大荷重を確認して実験を終了した。

CV36-30cy は変位振幅 $2 \delta y'$ の最初の加力サイクルでキレツが発生し、以後の加力サイクルでキレツは徐々に溶接継目に沿って伝播したが大きな荷重低下は見られなかった。変位振幅 $3 \delta y'$ の最初の加力サイクルでは $2 \delta y'$ の最終サイクルの荷重を下回ったので、4サイクル目の正方向加力で最大荷重を確認して実験を終了した。実験終了時にはキレツがはりウェブまで伝播した。

CV27-45cy は、変位振幅 $2 \delta y'$ の2サイクルの負方向と3サイクルの正方向加力時に、それぞれの圧縮側はりフランジに局部座屈が発生した。変位振幅 $3 \delta y'$ で局部座屈が顕著となったが、同一変位振幅内では安定した履歴性状を示した。変位振幅 $4 \delta y'$ では $3 \delta y'$ の最終サイクルの荷重を下回ったので、1度逆方向加力を繰返した後、正方向加力し最大荷重を確認して実験を終了した。

2) 荷重-変形関係

荷重-変形関係を図-7.3に示す。各供試体とも、キレツあるいは座屈変形の発生が確認された後も同一変位振幅では安定した紡錘形の履歴ループを描くが、変位振幅を増すと各サイクルの最大荷重は前サイクルのものを下回る。キレツで破壊したスチフナーリング形式の供試体では、各サイクルの最大荷重が前サイクルを下回るようになると逆S字形の履歴ループをとり最大荷重の低下率は大きくなる。一方、座屈により最大荷重が決定したテーパー形式の供試体では、

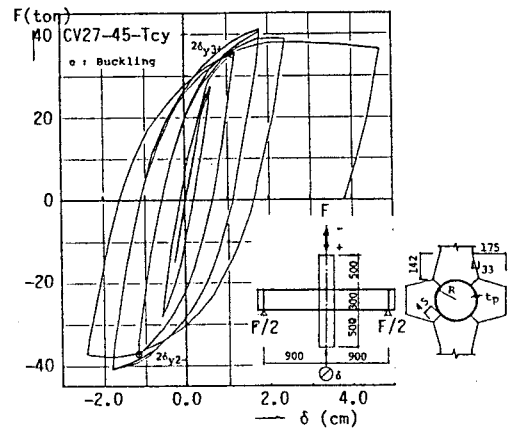
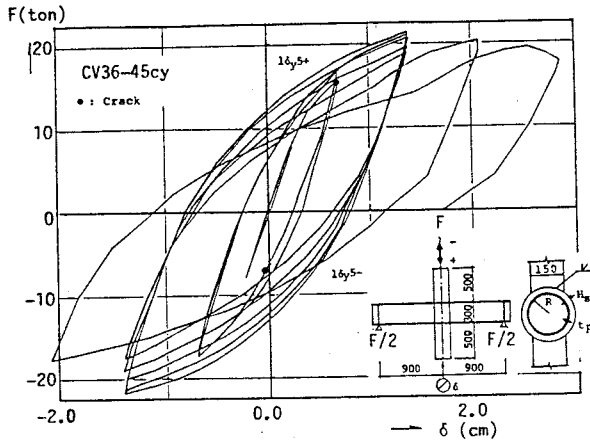
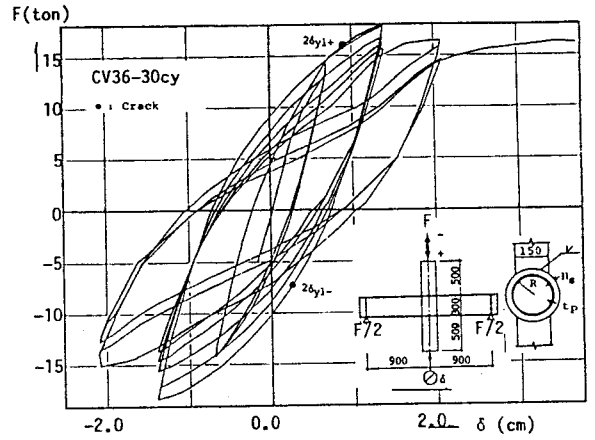
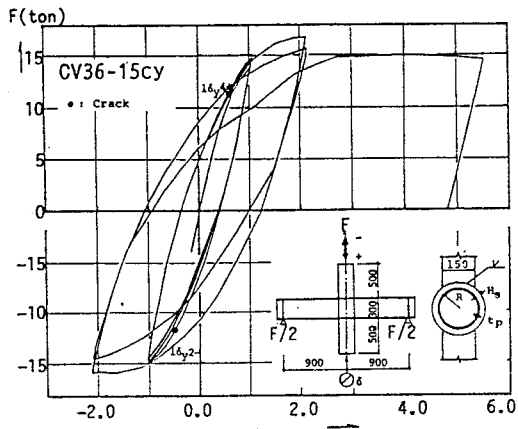


図-7.3 荷重-変形関係

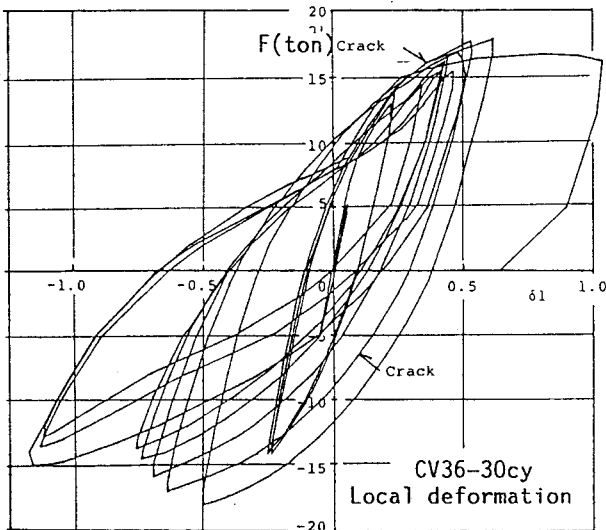


図-7.4 荷重-局部変形関係

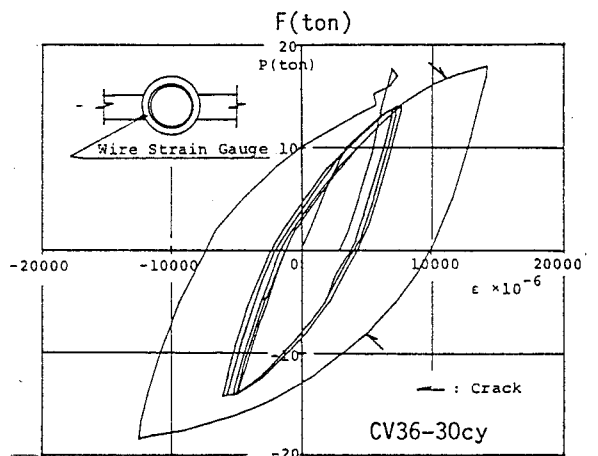


図-7.5 荷重-ひずみ関係

座屈発生後も履歴ループは紡錘形を描き、各サイクルの最大荷重の低下率も緩やかである。

図-7.4 に荷重と局部変形の一例を示す。同図は入りすみ部のキレツで破壊した CV27-45cy のもので、履歴ループの形状はキレツの進展とともに紡錘形から逆 S 字形に変化している。また、同一変位振幅でははり端の最大変位を一定にしているにもかかわらず、キレツ発生後は各サイクルの引張側フランジ位置での局部変形の最大値は増加している。これは、キレツが進展することではりフランジ幅が減少するため、鋼管に加わる力の流れが分布荷重から集中荷重に近いものに変化し、局部変形が増大するためと考えられる。

キレツ発生点近傍のはりフランジとスチフナーリングの溶接継目のビード上にて付した塑性ゲージによるひずみ測定値と荷重の関係を図-7.5 に示す。同図もキレツが確認された変位振幅では紡錘形のループを描いているが、変位振幅が増しキレツが進展してゲージ軸線に達すると、応力が解放されるためひずみが減少している。

図-7.6 に荷重-変形関係の包絡線を示す。図中には本供試体と同じ形状の5章の単調載荷実験結果 (CV 36-15cy に対応するものはない) も示す。

本供試体と単調載荷実験の供試体では製作時期が異なるので、素材の機械的性質が若干異なり、かつ溶接継目の性能が違うことも考えられ両者を厳密に比較することはできないが、繰返し応力による耐力および変形能力の低下は明かである。

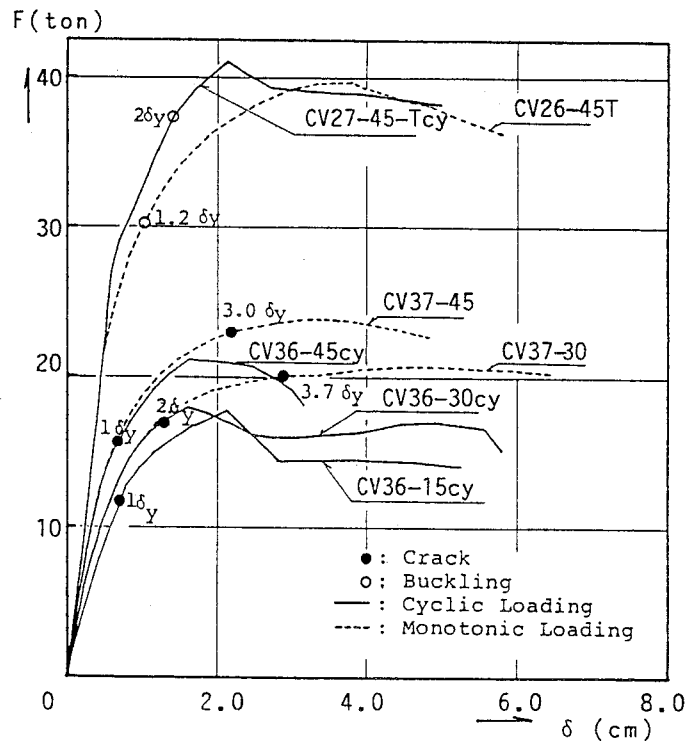


図-7.6 荷重-はり端変位関係の包絡線

2. 3 考察

繰返し荷重実験と単調載荷実験の結果を表-7.3に示す。表中のFは試験機荷重である。

素材強度の違いを考慮して、最大荷重と降伏荷重を鋼管素材の降伏点で除した値で耐力を比較する。入りすみ部のキレットで破壊したスチフナーリング形式では繰返しの影響により10~15%耐力が低下するが、テーバー形式ではその差はほとんど無い。

繰返し応力を受ける供試体では、キレット発生時の変形は単調載荷のものに比べて30~50%小さくなり、キレットは早期に発生している。キレット発生後、本実験では同一変位振幅での繰返し中にキレットが進展するため、最大荷重時の変形も単調載荷のものに比べて40~60%低下している。

表-7.3 実験結果

Specimen	Fmax ton	Fy ton	Fc ton	*1	*2	δ_{max} mm	δ_y mm	δ_c mm	$\frac{\delta_{max}}{\delta_y}$	$\frac{\delta_c}{\delta_y}$
CV36-0cy	16.8	14.0	12.0	-	-	24.8	10.5	10.5	2.36	1.00
CV36-30cy	18.2	12.5	17.0	0.91	0.92	18.6(0.37)	6.9	12.6(0.43)	2.70	1.83
CV37-30	20.6	14.0	20.0			49.9	7.8	29.2	6.40	3.74
CV36-45cy	21.7	15.5	16.5	0.85	0.90	21.2(0.63)	7.0	7.6(0.35)	3.03	1.09
CV37-45	23.7	16.0	23.0			33.9	7.4	22.0	4.58	2.97
CV27-45-Tcy	40.9	26.0	37.0	1.04	0.95	24.0(0.62)	6.0	15.5(1.55)	4.00	2.58
CV26-45-T	39.6	27.7	30.0			38.6	8.3	10.0	4.65	1.20

*1, *2: 素材の機械的性質を考慮して、最大荷重と降伏荷重を σ_y で除したもので繰返し実験結果と単調載荷実験結果を比較した値を示す。

(): 繰返し実験と単調載荷実験結果を比較した値。

3. スチフナーリングとフランジの接合詳細の違い（実験Ⅱ）

3. 1 実験概要

1) 供試体

供試体の名称・寸法と形状をそれぞれ表-7.4 と図-7.7 に示す。鋼管は外径 216.3φ、管厚 5.8 mm の電縫鋼管で、はりには供試体に共通で H-300×150×6.5×9 の圧延 H 形鋼を使用した。補強形式はスチフナーリング形式で、スチフナーリングせいは 30 mm で共通である。素材の機械的性質を表-7.5 に示す。

接合詳細は、溶接継目の有無、入りすみ部アールの大きさ、溶接作業時のエンドタブの有無で、供試体は次の 5 体である。

CV37-30-Wcy : 入りすみ部まわし溶接

CV37-30-Ecy : 溶接継目有り、エンドタブ使用、溶接後エンドタブ放置

CV37-30-ET10cy : 溶接継目有り、エンドタブ使用、入りすみ部 $r=10$ mm

CV37-30-NW0cy : 溶接継目無し、入りすみ部 $r=0$ mm

CV37-30-NW10cy : 溶接継目無し、入りすみ部 $r=10$ mm

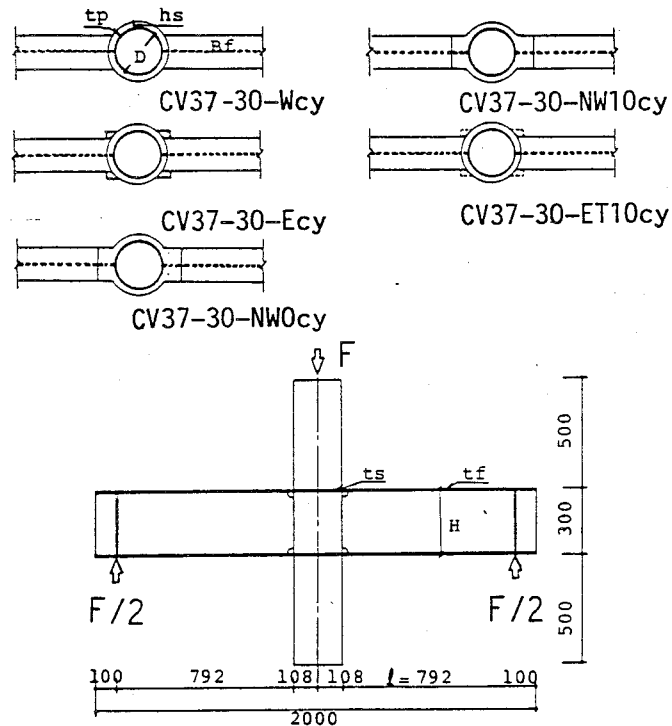


図-7.7 供試体

表-7.4 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Tube		Stiffener		Beam			
	D	tp	hs	ts	H	Bf	tw	tf
CV36-0cy			0					
CV36-30cy	216.3	6.0	30	9	H-300×150×6×9			
CV36-45cy			45	9				
CV27-45-Tcy	216.3	8.0	(45)	9	H-300×150×6×9			

表-7.5 素材の機械的性質

Column Flange	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %
216.3×5.8	STK 41	3.06	4.48	34.6
PL-9	SS 41	3.62	4.90	24.0
H-300×150 ×6.5×9	SS 41	3.30	4.66	25.1

Tube : JIS Z 2201 Type 12 Coupon

Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon

σ_y : 0.2 % off-set yield stress (Tube)

2) 加力方法

加力方法は実験 I と同じ変形制御方式で行い、弾性域で1サイクルの繰返しを行った後、剛性が弾性剛性の 1/3 になったときのはり端変位を $\delta y'$ とし、その整数倍の変形制御で加力を繰返した。同一振幅での繰返し回数は $1 \delta y'$ では5サイクルとし、以後の振幅は4サイクルとした。その他は実験 I と同じである。

3. 2 実験結果

1) 破壊状況

供試体 CV37-30-Ecy を除く他の供試体は降伏荷重以後、繰返し回数あるいは振幅の増大にともなって入りすみ部にキレツが発生し (段階①)、さらに負荷を続けるとキレツが進展して履歴ループが不安定 (前サイクルの最大荷重より 5 % 以上低下したとき) になり (段階②)、ついで逆 S 字形の履歴ループを示して (段階③) 破壊する。

供試体 CV37-30-Ecy は変位振幅 $1 \delta y' 2 \pm (2 \pm : 2 \text{ サイクル目の正、負加力を示す})$ 加力時に、エンドタブとフランジの取付き部にキレツが発生し、その後サイクル数の増加とともにキレツが進展し変位振幅 $2 \delta y' 1 \pm$ 時にスチフナーリング部にキレツが伝播した。

各段階での供試体の振幅並びにサイクルを表-7.6 に示す。

表-7.6 破壊状況とサイクル数の関係

Step	1	2	3
CV37-30-Wcy	2 δy_2+ 2 δy_1-	2 δy_3+ 2 δy_4-	3 δy_1- 3 δy_2+
CV37-30-Ecy	2 δy_1+ 2 δy_1-	2 δy_4+ 2 δy_3-	-
CV37-30-ET10cy	1 δy_2+ 1 δy_2-	3 δy_3+ 3 δy_2-	4 δy_1+ 4 δy_1-
CV37-30-NW0cy	2 δy_2+ 2 δy_1-	3 δy_3+ 3 δy_2-	4 δy_1+ 4 δy_1-
CV37-30-NW10cy	3 δy_1+ 2 δy_1-	3 δy_4+ 3 δy_3-	4 δy_1+ 4 δy_1-

2) 荷重-変形関係

実験結果、荷重-変形関係および CV37-30-ET10cy の荷重と局部変形の関係をそれぞれ表-7.7, 図-7.8, 図-7.9に示す。

荷重-変形関係は実験 I とほぼ同じで、変位振幅 1 ないし 2 $\delta y'$ でキレツが発生し、変位振幅が大になるにつれてキレツが進展し、変位振幅 3 $\delta y'$ では復元力特性が逆 S 字形の履歴ループになる。

表-7.7 実験結果

Specimen	Fmax ton	Fy ton	Fc ton	*1	δ_{max} mm	δy mm	δc mm	$\frac{\delta_{max}}{\delta y}$	$\frac{\delta c}{\delta y}$
CV37-30-Wcy	17.5	12.2	17.5	0.87	13.4(0.27)	6.0	13.4(0.59)	2.23	2.23
CV37-30-W	20.2	12.4	19.0		49.1	6.0	22.7	8.18	3.78
CV37-30-Ecy	18.3	14.0	18.0		12.3	6.1	12.0	2.01	1.97
CV37-30-ET10cy	19.3	12.5	13.3	0.94	20.3(0.41)	6.0	6.8(0.22)	3.38	1.13
CV37-30-ET10	20.5	12.4	20.0		49.9	5.5	31.4	9.07	5.71
CV37-30-NW0cy	16.9	11.0	16.2	0.87	15.9(0.31)	5.5	14.0(0.53)	2.89	2.55
CV37-30-NW0	19.4	11.8	18.5		51.0	5.5	26.3	9.27	4.78
CV37-30-NW10cy	19.9	13.3	18.1	0.99	22.1(0.46)	6.5	17.3(-)	3.40	2.66
CV37-30-NW10	20.2	13.3	-		48.5	6.9	-	7.03	-

*1 : 素材の機械的性質を考慮して、最大荷重を σ_y で除したもので繰返しと単調載荷実験結果を比較した値。

() : 繰返しと単調載荷実験結果を比較した値。

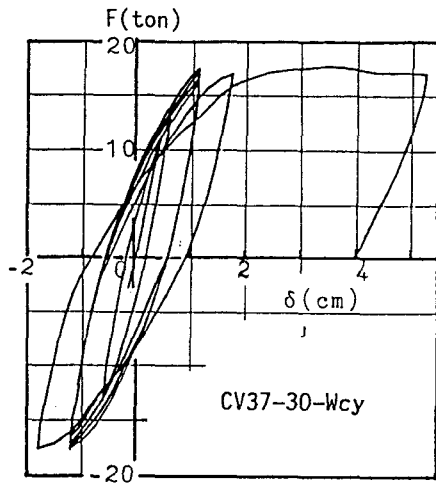


図-7.8(a) 荷重-変形関係

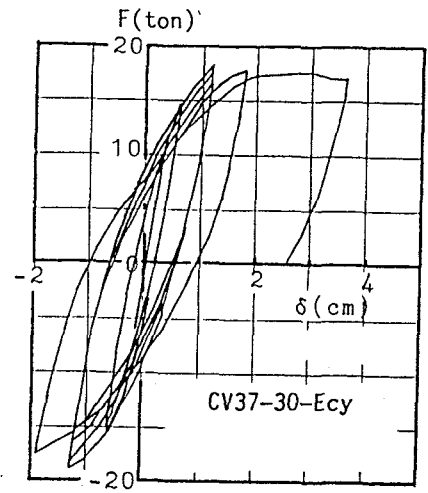


図-7.8(b) 荷重-変形関係

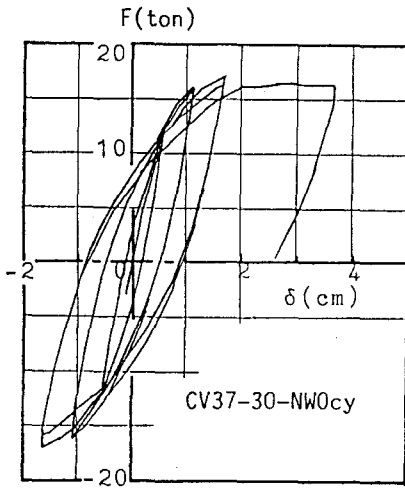


図-7.8(c) 荷重-変形関係

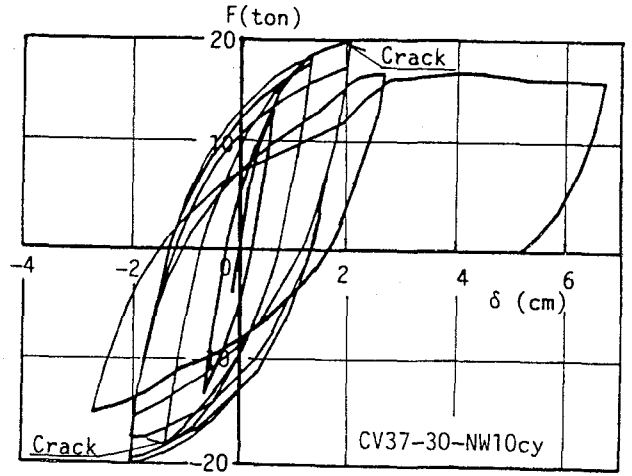


図-7.8(d) 荷重-変形関係

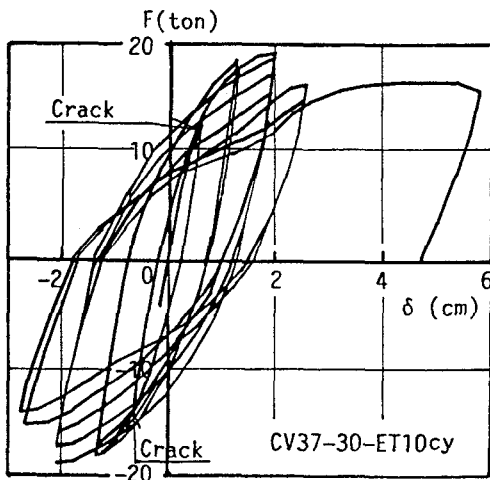


図-7.8(e) 荷重-変形関係

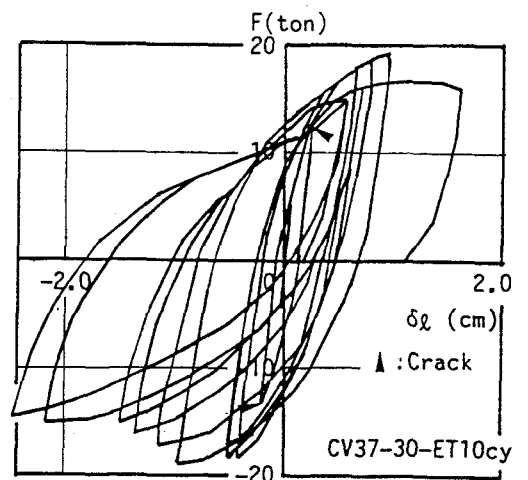


図-7.9 荷重-局部変形関係

3. 3 考察

本実験の耐力と変形を単調載荷実験と比較したものを表-7.7 に、荷重-変形関係の包絡線を図-7.10 に示す。

最大荷重時の変形 (δ_{max}) を CV37-30-Wcy の値を基準として比較した結果を図-7.11に示す。図には単調載荷実験の結果も示す。

単調載荷実験ではキレツが発生しなかった供試体 (CV37-30-NW10)、またキレツが発生しても大きく進展せず鋼管の圧縮側局部変形で破壊した供試体 (CV37-30-ET10) も、本実験では入りすみ部のキレツの進展により破壊に至り、 δ_{max} は 27~46 % 低下している。

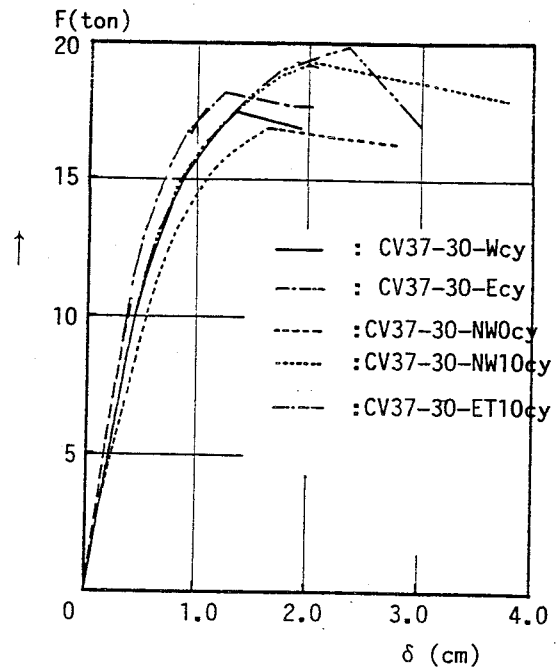


図-7.10 荷重はり端変位の包絡線

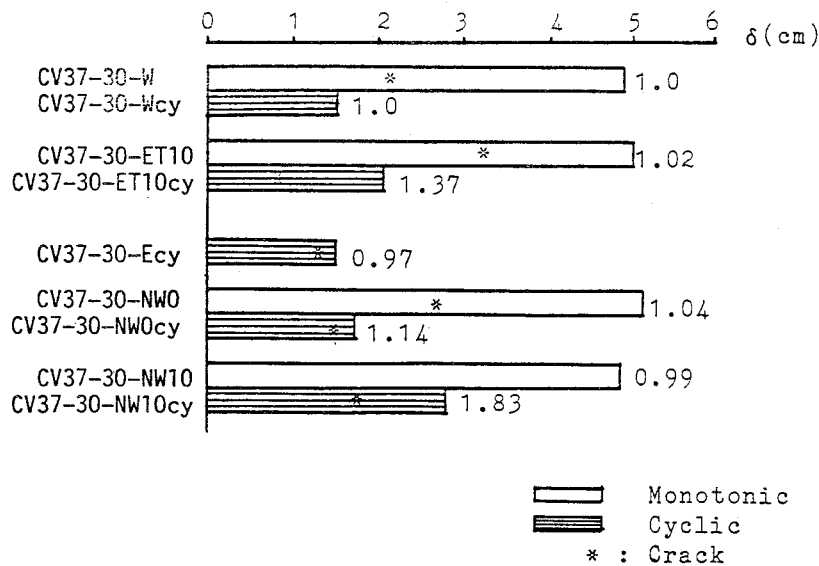


図-7.11 δ_{max} の比較

本実験の繰返し応力の影響による最大荷重の低下は最大で13 %で、実験 I の結果の15 %と同程度である。

検討結果を列記すると、

- (1) 復元力特性の良好な順に列記すると、CV37-30-NW10cy, CV37-30-ET10cy, CV37-30-NW0cy, CV37-30-Ecy, CV37-30-Wcyとなる。ここで復元力特性が良

好と言うのは段階②に達する時期が遅いことを示す。

- (2) 溶接後、エンドタブを放置した CV37-30-Ecy では弾性剛性はエンドタブを除去したものより大きい (CV37-30-ET10cy の 1.3 倍) が、エンドタブとフランジの取り付け部に早期にキレツが発生し ($1 \delta y'2 \pm$)、他の供試体に比べて早期に②の段階に達する。
- (3) 素材の機械的性質や溶接の条件が異なるが、CV37-30-Wcyは CV37-30-ET10cy に比べて早いサイクルで②、③の段階に達し、入りすみ部形状および溶接施工の違いが接合部の性能に影響を与えている。
- (4) 入りすみ部の処理の違いは明らかに変形能力に影響し、CV37-30-ET10cy と CV37-30-NW10cy は CV37-30-Wcy に比べ δ_{max} はそれぞれ 37 % と 83 % 大きい。
- (5) 本実験ではいずれの供試体もキレツの進展により破壊に至り、変形能力は単調載荷実験のものに比べて大きく低下している (27~46%)。最大耐力の低下率は CV37-30-Wcy、CV37-30-NW10cy で 13 % で、実験 I の結果とほぼ一致している。
- (6) 荷重-局部変形関係は実験 I の結果とほぼ一致している。

4. 結論

鉛直荷重形式で鋼管接合部に繰返し応力を加えた実験結果から、以下のことが明らかとなった。

- 1) スチフナーリング形式の接合部では繰返し応力を受けると、単調載荷時に比べて早期に入りすみ部にキレツが生じ、その進展のため耐力並びに変形能力が低下する。
- 2) キレツ発生時の変位振幅での履歴ループは安定した紡錘形で、荷重低下率も少ない。しかし、さらに振幅を増大させるとキレツが大きく進展して逆S字形のループを描く。
- 3) はりフランジの局部座屈により崩壊するテーパ形式の接合部は繰返し応力の影響は比較的少なく、履歴ループも安定している。
- 4) 本供試体のような局所的な応力集中による早期の入りすみ部のキレツ発生が避けられない接合部詳細では、入りすみ部の溶接継目の有無にかかわらずキレツの進展により破壊し、変形能力は単調載荷時の30～40%程度に低下する。

8章 接合部パネルのせん断耐力 と剛性

1. 序

ラーメン架構が水平荷重を受けるとき、接合部パネルが果たす役割は柱やはりからの力を円滑に隣接する部材に伝達することであり、さらに架構が部材崩壊型の崩壊機構を形成した場合、接合部パネルは大きなせん断力を受けつつ鉛直荷重を保持して、部材端に形成される塑性ヒンジの回転能力を保証する必要がある。

しかし、円形鋼管接合部のこの部分の挙動については余り明らかでなく、従来この部分の設計はH形鋼柱・はり接合部と同様にはり端部の曲げモーメントをフランジ面に集中する一对の偶力に置換して力の釣り合い条件から得られたせん断力について設計するのが通常である。

円形鋼管の接合部パネルの個々の性能に着目した研究^{7), 8), 9), 11), 12)}は種々あるが、系統的な報告は数少なく、特にせん断破壊並びに変形性能について述べられているものは殆ど無いと言って過言でない。

本章では、初めに接合部パネルがせん断破壊する場合、鋼管径厚比並びに軸力が接合部パネルのせん断耐力と変形能力に与える影響を、部分架構供試体の水平荷重実験（実験Ⅰ）で検討する。

次に、接合部パネルの面外変形を拘束する目的で、直交方向のはりウェブを想定した縦スチフナーでパネル部を補強した供試体で水平荷重実験（実験Ⅱ）を行い、接合部の性能に与える縦スチフナーの影響を検討する。

さらに、供試体と対応したモデルで有限要素法による弾性解析を行い実験結果と比較検討する。

2. 鋼管径厚比と軸力の影響（実験Ⅰ）

2. 1 実験概要

1) 供試体

供試体は鋼管の径厚比と接合部パネルのせん断耐力並びに変形能力との関係を調べるため、鋼管径厚比を 27 から 48 に変化させた 6体である。

柱はすべて電縫鋼管（STK 41）で、CL45 に使用したはりには H-400×200×8×13の圧延H形鋼で材質は SM50 であり、他の供試体のはりは H-300×150×6.5×9の圧延H形鋼で材質は SS41 である。

接合部は日本建築学会「鋼管構造設計施工指針」表4.6(a)に準拠して部材の

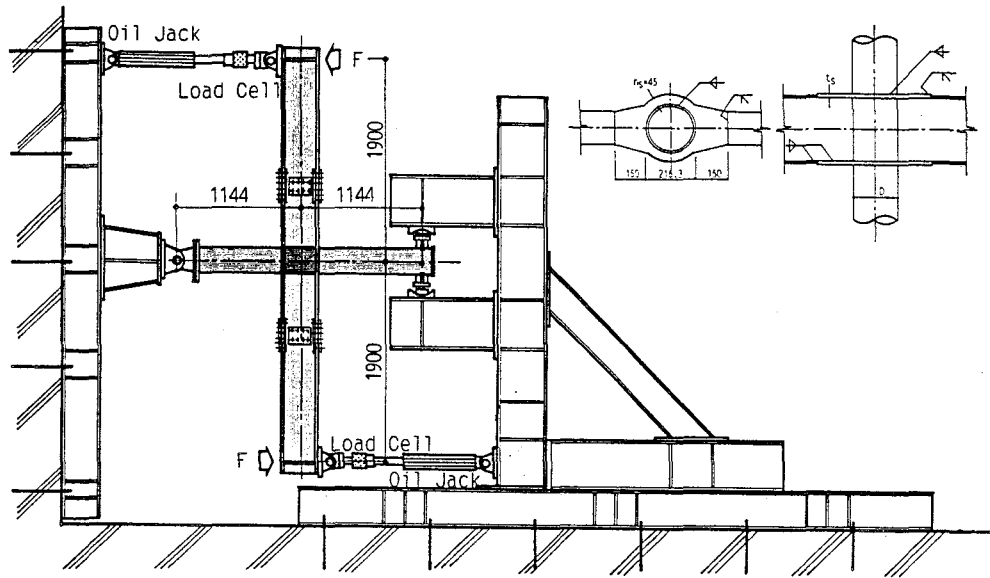


図-8.1 供試体と加力状況

表-8.1 供試体の名称・寸法 (単位: mm)

Specimen	Tube D × tp	Stiffener		Beam HxBf×tw×tf
		hs	ts	
CL27	216.3 × 8	45	12	H-300×150×6.5×9
CL27-N	216.3 × 8	45	12	
CL36	216.3 × 6	45	12	H-400×200×8×13
CL45	318.5 × 7	70	16	
CL48	216.3 × 4.5	45	9	H-300×150×6.5×9
CL48-N	216.3 × 4.5	45	9	

表-8.2 素材の機械的性質

Tube & Beam	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %	Specimen
216.3 × 8	STK 41	4.44	4.87	34.9	CL27, CL27-N
216.3 × 6	STK 41	3.32	3.98	35.5	CL36
318.5 × 7	STK 41	5.20	5.63	25.0	CL45
216.3 × 4.5	STK 41	3.96	4.70	32.2	CL48, CL48-N
PL-12	SS 41	2.97	4.42	22.0	CL27, CL27-N
PL-12	SS 41	3.15	4.73	29.3	CL36
PL-16	SM 50	2.85	4.54	22.4	CL45
PL-9	SS 41	2.88	4.41	28.5	CL48
PL-9	SS 41	3.39	4.98	21.6	H-300×150×6.5×9
PL-13	SM 50	3.29	5.00	25.5	H-400×200×8×13

Tube : JIS Z 2201 Type 12A Coupon Test

Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon Test

σ_y : 0.2 % off-set yield stress

崩壊に先立って接合部が破壊しないようスチフナーリングで補剛した。

CL27-Nと CL48-N には鋼管柱に軸力を加えその影響も検討した。

供試体の形状並びに寸法をそれぞれ図-8.1 と表-8.1 に、素材の機械的性質を表-8.2 に示す。

2) 加力方法

CL 系列の加力方法の概略を図-8.1 に示す。はり端に複動式電動油圧ジャッキ（容量：押し 50 ton、引き 30 ton）で加力し、油圧ジャッキとはりの間に設置したロードセルにより荷重検出を行なった。CL27-N と CL48-N には素材試験結果を用いた柱の降伏軸力の 1/3 の軸力 ($N=77.4, 39.5$ ton) を鋼管柱に加えた。

加力手順は、油圧ジャッキの引き（図-8.1 の矢印方向）を正方向加力とし、処女載荷は変形角 $\theta (= \delta / \{(L-D)/2\}) = 1/200$ あるいは $1/100$ で、続いて $2/100, 4/100$ で正負交番繰返し載荷を行い、その後最終段階では破壊するまで正方向加力した。なお、CL45 は $\theta = 3/100$ でも繰返し載荷を行った。

単調載荷実験では弾性域内、および剛性が弾性剛性の 1/3 になるとき、合わせて 2 回除荷した後破壊に至るまで加力した。

2. 2 実験結果

1) 破壊状況

CL27（繰返し実験）；

最終段階の $\theta = 2/100$ で接合部パネルに面外変形が認められ、荷重の増加とともに座屈変形が進展し、 $\theta = 14/100$ で荷重は低下した。以後、加力続け θ を $3/100$ 増加させて実験を終了した。その間の荷重の低下は 0.11 ton（最大荷重の 1.3%）で緩やかであった。なお、鋼管柱には曲げによる面外変形が若干見られた。

CL27-N（繰返し実験）；

$\theta = 4/100$ の繰返し加力中、 $\theta = 3/100$ で接合部パネルに面外変形が、同サイクルの負方向載荷 $\theta = -7/200$ で鋼管柱に面外変形が見られた。最終段階では接合部パネルのせん断座屈に比べて柱の局部座屈が著しく、 $\theta = 4/100$ で最大荷重に至った。その後、加力続けたところ鋼管の局部座屈の急激な進展とともに荷重は大きく低下した（最大荷重の 26.7%）。その間の θ の増加は $2/100$ であった。

CL36（単調載荷実験）；

$\theta = 2/100$ で接合部パネルに面外変形が認められ、 $\theta = 7/100$ で接合部パネルのせん断座屈が明瞭になり、荷重の増加とともに座屈変形が進展し $\theta = 9/100$

で荷重は低下した。以後、加力を続け θ を 8/100 増加させて実験を終了した。その間の荷重低下は 0.73 ton (最大荷重の16%)であった。

CL45 (繰返し実験) ;

$\theta = 4/100$ の繰返し载荷中、 $\theta = 2/100$ で接合部パネルのせん断座屈が見られた。最終段階では $\theta = 4/100$ での最大荷重を下回り荷重は低下した。以後、加力を続け θ を7/100 増加させ実験を終了した。その間の荷重低下は 2.66 ton (最大荷重の18%)であった。

CL48 (繰返し実験) ;

最終段階の $\theta = 2/100$ で接合部パネルにせん断座屈が認められ、荷重の増加とともに座屈変形が進展し、前サイクル($\theta = 4/100$)での最大荷重を下回った。以後、加力を続け θ を 14/100 増加させて実験を終了した。その間の荷重低下は 0.69 ton (最大荷重の 20%)であった。

CL48-N (単調载荷実験) ;

$\theta = 5/200$ ($P = 2.9$ ton)で鋼管柱に面外変形が、 $\theta = 7/200$ ($P = 3.01$ ton)で接合部パネルのせん断座屈が見られ、最大荷重に達した。その後、加力を続けたところ柱の局部座屈の急激な進展とともに荷重は大きく低下した(最大荷重の 46%)。その間の θ の増加は 3/100 であった。

2) 耐力と変形

以下、荷重ははり端モーメント $M (= F \times (L-D)/2)$ で、変位は変形角で表示する。

実験結果と部材および接合部の耐力計算値を表-8.3に示す。 M_{max} , M_y (図-8.2 参照) はそれぞれ最大荷重と降伏荷重 (General Yield Load) を、 cM_{by} , cM_{cy} はそれぞれ柱とはりの降伏耐力 (全塑性耐力) 計算値、 cM_{py} は(5.3)式から求めた接合部パネル降伏荷重である。

変形の実験結果と部材および接合部の変形計算値を表-8.4に示す。 θ_0 は $M - \theta$ 関係から得た弾性剛性の逆数で、 θ_p , θ_L , θ_B および θ_c はそれぞれ接合部パネル, 局部, はりおよび柱の変形を変形角に変換したものである。 θ_p , θ_L および θ_B は変位計の測定結果から求めたものを、 θ_c には θ_0 から θ_p , θ_L および θ_B を差し引いたものを示す。表中には FEM 解析並びに線材理論 (Cal.) から求めた各部材の変位成分も合わせて示す。

表-8.3 実験結果と部材および接合部の耐力計算値

Specimen	Fmax ton	Fy ton	Mmax tm	My tm	cMby tm	Mmax cMby	cMcy tm	Mmax cMcy	cMpy tm	Mmax cMpy	My cMpy	δ_{max} mm	δ_y mm
CL27	8.29	6.79	14.85	12.17	18.33	0.81	16.65	0.89	11.25	1.32	1.08	246.2	34.2
CL27-N	7.18	6.0	12.87	10.75	18.33	0.70	13.87	0.93	10.61	1.21	1.01	73.5	30.0
CL36	4.51	3.44	8.08	6.16	18.35	0.44	9.51	0.85	6.38	1.27	0.97	162.1	24.0
CL45	14.87	12.48	25.88	21.72	43.68	0.59	22.38	0.66	24.35	1.06	0.89	68.9	23.9
CL48	3.38	2.83	6.06	5.07	18.35	0.33	8.65	0.70	5.75	1.05	0.88	72.2	21.2
CL48-N	3.03	2.40	5.43	4.30	18.35	0.30	7.20	0.75	5.41	1.00	0.79	62.1	21.0

表-8.4 実験結果と部材および接合部の変形計算値 (単位: mm/t)

Specimen		δ_o	δ_p	δ_L	δ_B	δ_c	δ_o	
							Exp. FEM	Exp. FEM
CL27	Exp.	4.26	0.85	0.19	1.63	1.59	1.05	1.06
	FEM	4.06	1.05	0.23	1.30	1.49		
	Cal.	4.03	0.91	-	1.43	1.69		
CL27-N	Exp.	4.29	0.94	0.16	1.70	1.49	1.06	1.06
	FEM	4.06	1.05	0.22	1.30	1.49		
	Cal.	4.03	0.91	-	1.43	1.69		
CL36	Exp.	5.38	1.78	0.16	1.50	1.94	1.08	1.15
	FEM	4.98	1.39	0.28	1.33	1.99		
	Cal.	4.69	1.15	-	1.43	2.11		
CL45	Exp.	1.60	0.38	0.12	0.41	0.69	1.07	1.07
	FEM	1.49	0.48	0.15	0.38	0.48		
	Cal.	1.50	0.48	-	0.43	0.59		
CL48	Exp.	6.17	2.04	0.25	1.45	2.43	0.96	1.05
	FEM	6.43	1.90	0.41	1.39	2.72		
	Cal.	5.85	1.58	-	1.42	2.85		
CL48-N	Exp.	6.90	2.48	0.21	1.45	2.77	1.07	1.18
	FEM	6.43	1.90	0.41	1.39	2.72		
	Cal.	5.85	1.58	-	1.42	2.85		

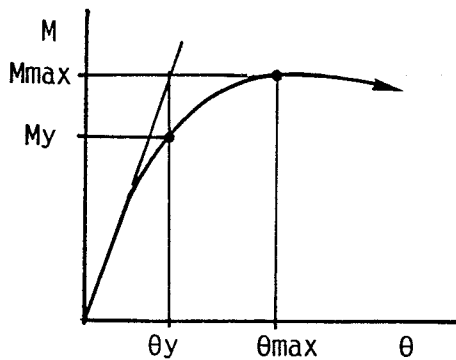


図-8.2 降伏荷重の設定

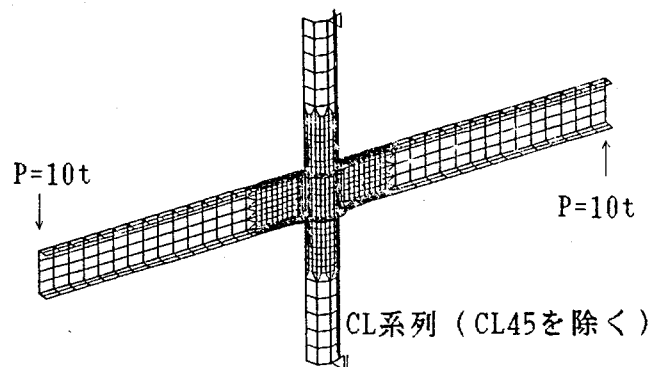


図-8.3 要素分割図

2. 3 考察

供試体に対応したモデルで有限要素法による弾性解析を行った結果も合わせてここで検討する。

FEM 解析は神戸大学情報処理センターのオペレーティングシステム ACOS-6 のアプリケーションの一つである複合構造解析システム ISAP-6 (Integrated Structural Analysis Program-6) を用いて、接合部要素を平板曲げ/薄肉シェル要素として行った。解析モデルの要素分割の1例を図-8.3 に示す。

荷重 (M) - 変形角 (θ) 関係を 図-8.4(a)~(f) に示す。図中の▼は M_{cr} (接合部パネルのせん断座屈発生荷重) を、一点鎖線は FEM 解析から得たはり端変位の解析値で、その剛性の逆数を表-8.4の FEM の行に示す。

図および表から明らかなように、各供試体とも M_{max} は接合部パネルの降伏耐力計算値より大きく ($M_{max}/cM_{py} \geq 1$)、接合部パネルの降伏が柱・はり部材の降伏あるいは局部破壊に先行している (M_{max}/cM_{by} , M_{max}/cM_{cy} , $M_{max}/cM_{lmax} < 1$) ことがわかる。耐力は径厚比が大きくなると小さくなる傾向がみられるが、 M_y は軸力の効果を含めて概ね (5.3)式で評価できることがわかる。

弾性剛性については実験結果と FEM 解析並びに線材理論による計算結果とは良く一致している。

1) 鋼管径厚比の影響

CL27, CL36, CL48 の無次元化した荷重-変形角関係の包絡線を、縦軸に M/cM_{py} を、横軸に θ/θ_{py} ($\theta_{py} = cM_{py} \cdot \theta_0$) をとって 図-8.5 に示す。同図から径厚比が大きくなる程、 M_y 以後の剛性の低下が大きくなり、 M_{max}/cM_{py} 並びに θ_{max}/θ_{py} が小さくなっていること、せん断座屈発生時の変形角は各供試体ともほぼ一致していることがわかる。

M_{max}/cM_{py} と径厚比の関係を 図-8.6 に示す。径厚比が大きくなると M_{max}/cM_{py} は小さくなる傾向にあり、径厚比が 40 以上になると、(5.3)式によるせん断降伏耐力計算値と最大荷重はほぼ等しく、接合部パネルのせん断降伏並びにせん断破壊が降伏耐力計算値以下の荷重で起こることを示している。

M_y は 図-8.2 に示すように、 $M-\theta$ 関係から求めた General Yield Load で、その決定の方法から弾性剛性に大きな違いがない場合、 M_{max}/M_y はほぼ一定 (本実験では M_{max}/M_y の平均値は 1.27) となる傾向がある。 M_y/cM_{py} と径厚比の関係は M_{max} と同様に、径厚比が大きくなると M_y/cM_{py} は小さくなる傾向にあり、径厚比が 40 を超えると降伏荷重は cM_{py} の 8 割程度になる (図-8.7 参照)。

最大荷重時と降伏荷重時の変形角の比 θ_{max}/θ_y (変形能力) を表-8.5 に、 θ_{max}/θ_y と径厚比の関係を 図-8.8 に示す。変形能力と径厚比の間にも強い

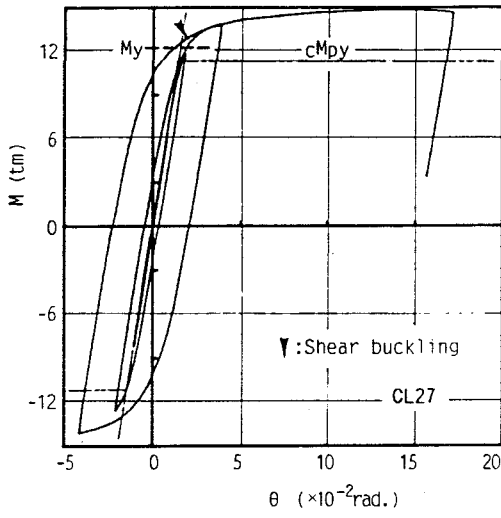


図-8.4(a) 荷重-変形角関係

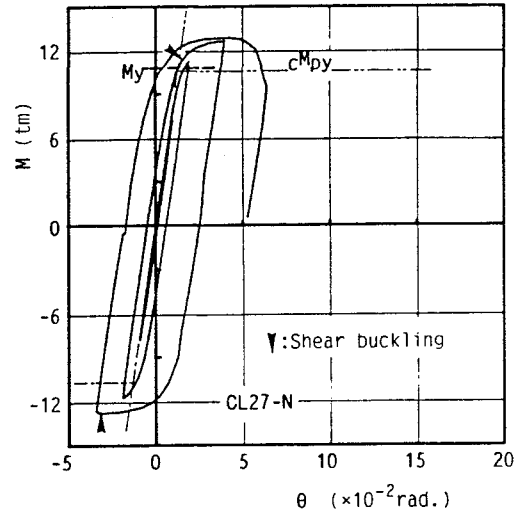


図-8.4(b) 荷重-変形角関係

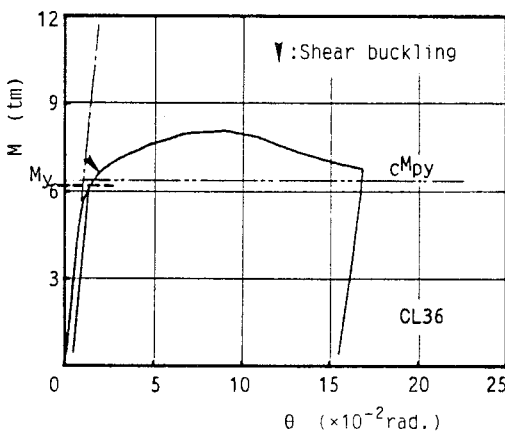


図-8.4(c) 荷重-変形角関係

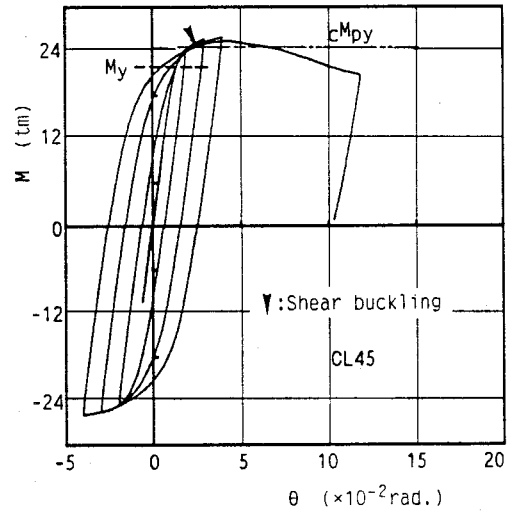


図-8.4(d) 荷重-変形角関係

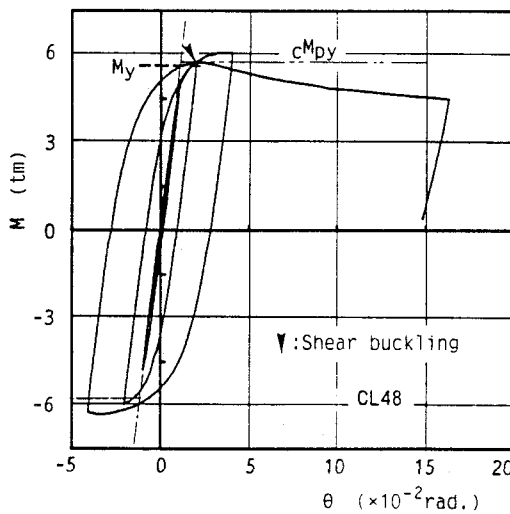


図-8.4(e) 荷重-変形角関係

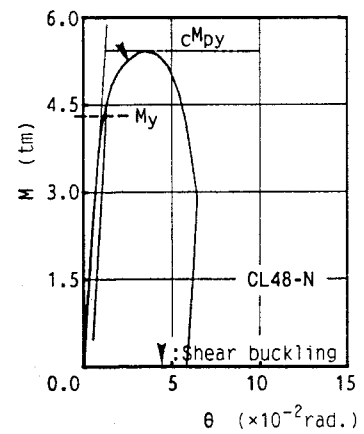


図-8.4(f) 荷重-変形角関係

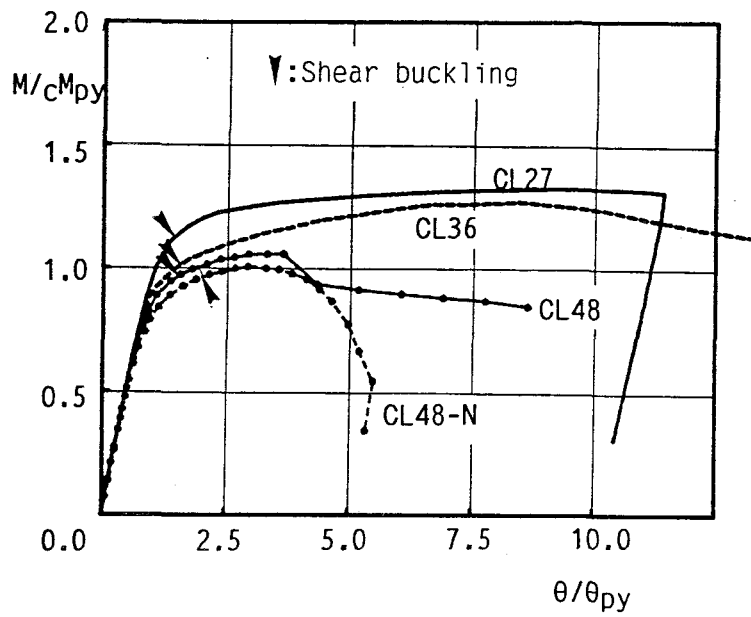


図-8.5 荷重-変形角関係の包絡線

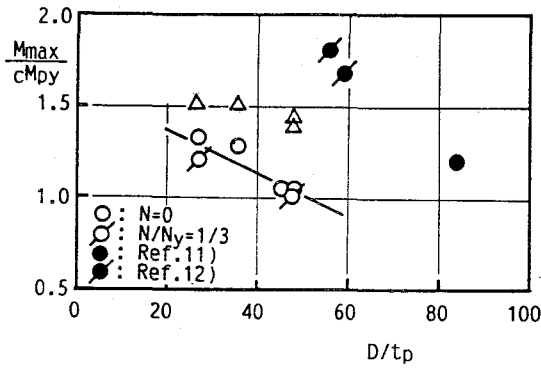


図-8.6 M_{max}/cM_{py} と径厚比の関係

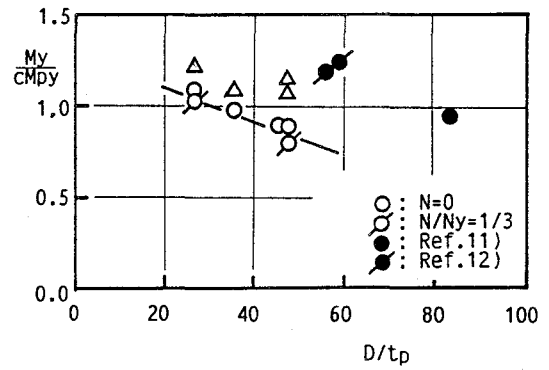


図-8.7 M_y/cM_{py} と径厚比の関係

表-8.5 変形能力

供試体	CL27	CL27-N	CL36	CL45	CL48	CL48-N
θ_{max}/θ_y	7.19	2.46	6.75	2.89	3.42	2.97

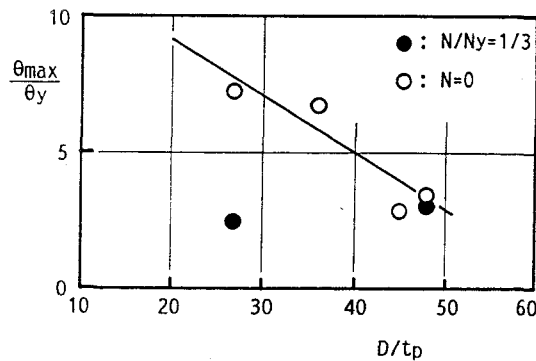


図-8.8 変形能力と径厚比の関係

相関関係がみられ、径厚比が大になると変形能力は小さくなり、CL48 の θ_{max}/θ_y はCL27 の半分以下になっている。

2) 軸力の影響

図-8.5 に CL48-N の結果を示す。My 近傍迄の挙動は CL48 とほぼ一致し、接合部パネルのせん断座屈も発生するが、柱の局部座屈のため CL48 に比べ早期に荷重低下が起こり M_{max} 後の荷重低下は大きい。 θ_{max}/θ_y は 2~3 で、軸力の無い CL27 や CL48 に比べて CL27-N と CL48-N の変形能力はそれぞれ 66 %、13 % 低下し、軸力の影響により変形能力は小さくなっている。

柱に軸力が無い供試体 (CL27, CL36, CL45, CL48) では、柱・はり部材は最大荷重に至る迄弾性状態にあり、接合部パネルのせん断座屈により破壊に至っている。最大荷重後の荷重低下も緩やかである。

CL27-N と CL48-N は柱の局部座屈で破壊しているが、 M_{max}/cM_{cy} はそれぞれ 0.93, 0.75 で、最大荷重は柱の降伏耐力計算値に達していない。これは、接合部でははりフランジからの応力が鋼管壁に対して面外力として直接働くため、局部座屈が早期に発生したためと考えられ、日本建築センター「構造計算指針・同解説」に示されている幅厚比 50 を満足する鋼管でも、軸力を受ける柱・はり接合部では M_{max}/cM_{cy} が 1 以下になることがあることを示している。試みに、 M_{cr} 時のはりフランジレベルでの鋼管の軸方向曲げ圧縮応力度最大値 (弾性範囲内の単位荷重当たりの応力の荷重係数 (M_{cr}) 倍) を単純計算すると表-8.6 のようになり、 $\sigma_n + \sigma_b$ は σ_{FEM} と同じく σ_y を超えている。両供試体とも M_{cr} 時には鋼管部の降伏が広範囲に進展していると言える。

表-8.6 鋼管の軸方向曲げ圧縮応力度計算値

	M_{cr}	σ_y	σ_n	σ_b	$\sigma_n + \sigma_b$	σ_{FEM}
CL27-N	11.20	4.44	1.48	3.78	5.26	5.16
CL48-N	5.38	3.96	1.32	3.12	4.44	4.06

3) 接合部パネルの挙動

M- γ 関係の包絡線を 図-8.9(a)~(f) に示す。変位計と接合部パネル中央にてん付したWSGから得た単位荷重当りのせん断ひずみの実験値 (γ_d, γ_w) および FEM 解析と線材理論から求めた計算値 ($\gamma_{FEM}, \gamma_{cal}$) を表-8.7 に示す。

a) 弾性解析

弾性域の接合部パネルの力学性状について幾つかの解析手法を基に検討を試みたので、ここではその検討結果を述べる。比較の対象とした解析は、

- ① 有限要素法 (FEM) による弾性解析
 - ② 田口, 笹川による弾性解析^{14), 15)}
- の二つである。

FEM 解析の接合部パネル中央の要素から得られたせん断変形角を 図-8.9(a)~(f) に示す。実験結果と FEM 解析とは良く一致している。

せん断応力度 $\tau_0 = \tau_{max} = \kappa Q_p / A_p = 2Q_p / A_p$ を規準値とした接合部パネルの円周方向せん断応力度分布を 図-8.10(a), (b) に示す。図中の太線と細線はそれぞれ接合部パネルの中央とフランジレベル位置での FEM 解析による分布を示す。破線 (線材理論計算値) はせん断流れの考え方による分布を示している。図から明らかなように、いずれの供試体も FEM 解析とせん断流れの考え方による分布および実験値が非常に良い一致を示している。また、フランジレベルでのせん断応力度は接合部パネルの中央部の応力の約半分になっている。

$\theta = 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ 位置での管軸方向のせん断応力度分布を 図-8.11(a), (b) に示す。はりフランジレベル近傍以外の接合部パネル中央部 (はりせいの7割程度の範囲) では FEM 解析値、せん断流れの考え方による計算値 (図中の縦線) および実験値 (破線) は良く一致している。フランジレベルでのせん断応力度はかなり小さい。

②の解析では、接合部パネルをはりフランジ板厚中心面で固定された短スパンばりとし、鋼管断面について応力関数を用いた二次元弾性解析を行って、

表-8.7 接合部パネルのせん断ひずみ

Specimen	Mcr	Myy	Mcr	Myy	γ_d	γ_w	γ_{FEM}	γ_{cal}
	tm	tm	cMpy	cMpy				
CL27	12.87	11.81	1.14	1.05	2.54	2.61	2.86	2.83
CL27-N	11.20	10.54	1.06	0.99	2.88	2.76	2.86	2.83
CL36	6.60	5.97	1.03	0.94	6.90	3.51	3.75	3.59
CL45	24.21	21.67	0.99	0.89	1.39	1.61	1.54	1.58
CL48	5.72	5.07	0.99	0.88	9.37	4.62	5.13	4.91
CL48-N	5.37	4.59	0.99	0.85	9.38	4.88	5.13	4.91

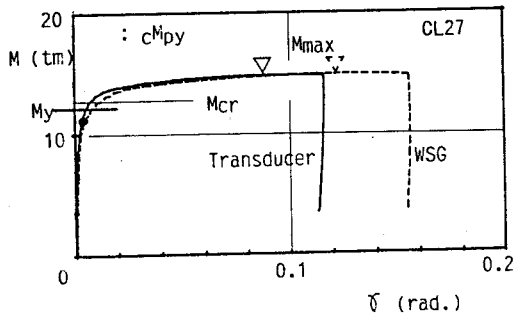


図-8.9(a) M- γ 関係

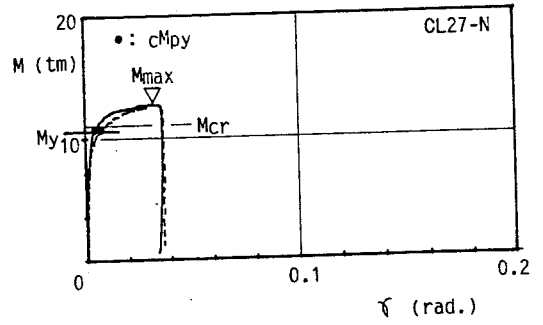


図-8.9(b) M- γ 関係

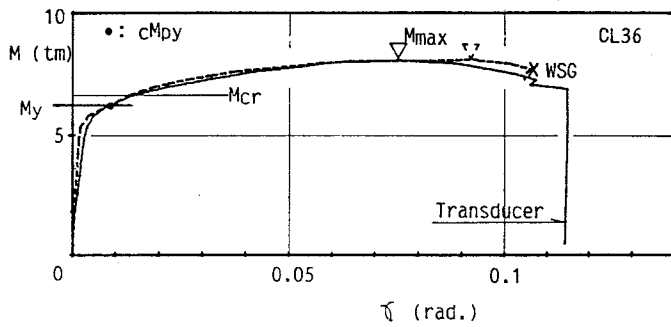


図-8.9(c) M- γ 関係

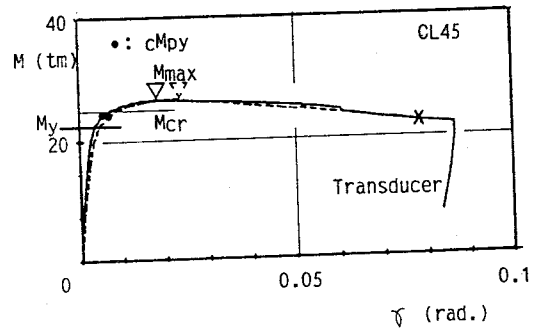


図-8.9(d) M- γ 関係

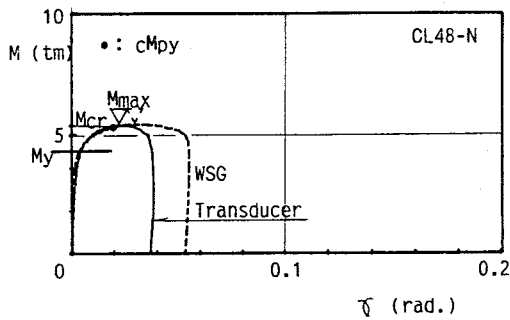


図-8.9(e) M- γ 関係

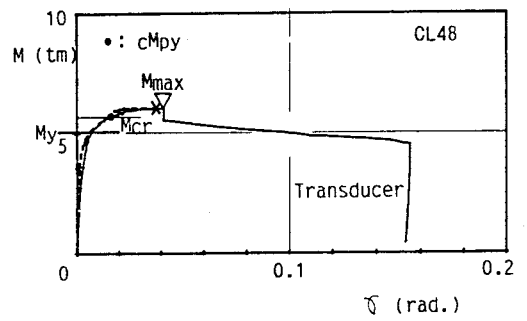


図-8.9(f) M- γ 関係

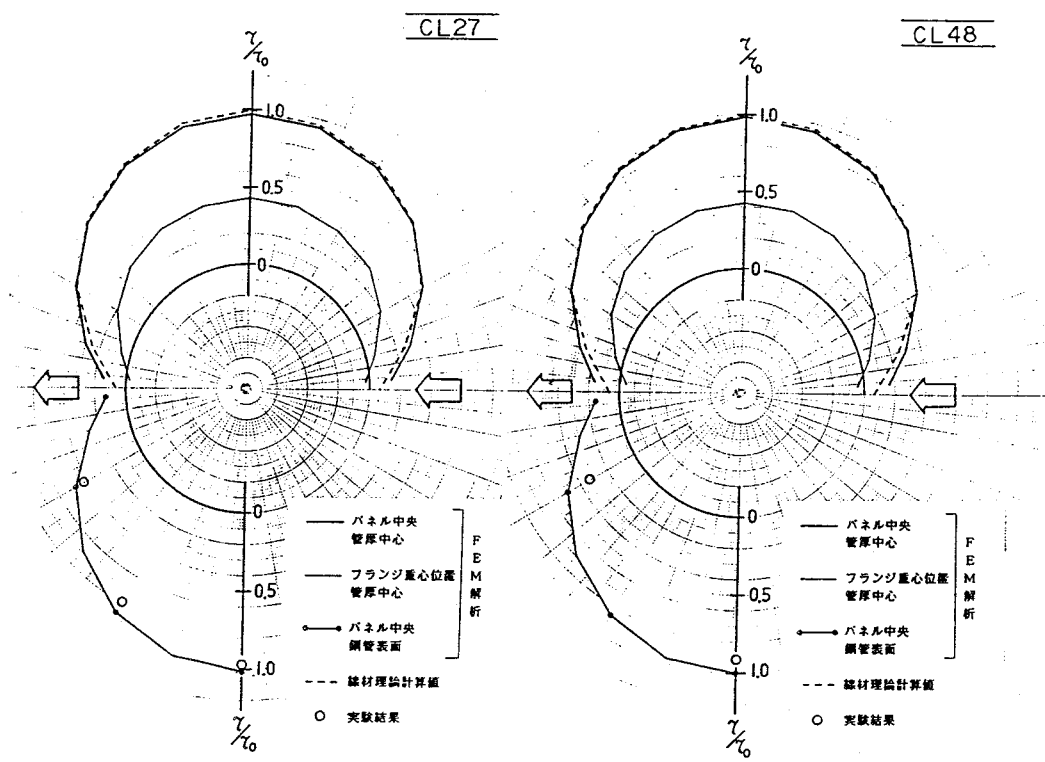


図-8.10 円周方向せん断応力度分布

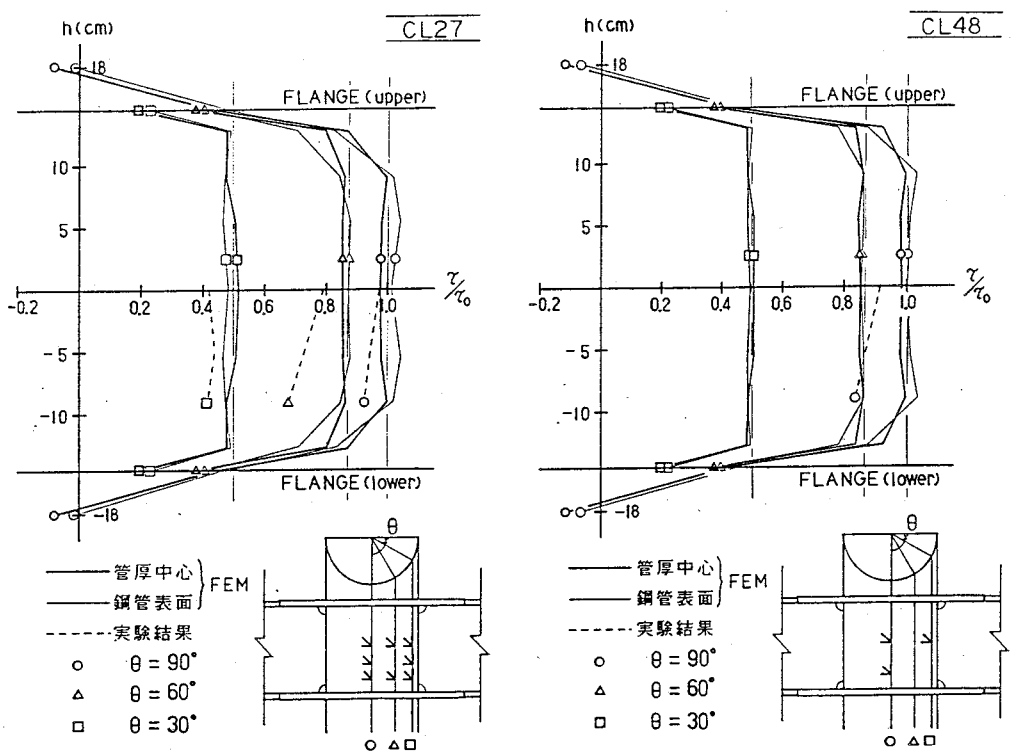


図-8.11 管軸方向せん断応力度分布

せん断応力度分布を求めている。

接合部パネル中央のせん断応力度の実験結果と解析結果を図-8.12 に示す。縦軸のせん断応力度は前述の τ_0 で無次元化している。

実験値 τ_{WSG} は接合部パネル中央にてん付したロゼットゲージから得たもので、 $N=0$ (4体) と $N/N_y=1/3$ (2体) の結果をプロットしている。 $D/tp=48$ を除く供試体では、径厚比が大きくなると τ/τ_0 は大となる傾向にあり、その度合いは軸力のない供試体のほうが大きい。径厚比が40以下では τ/τ_0 は1以下になり実験値は計算値を下回っている。

解析値は接合部パネル中央部の鋼管内面、外面および管厚中心位置でのせん断応力度を示している。解析①(図中の丸印)では、ねじりモーメントの影響で鋼管の内面のせん断応力度が最大である。解析②(図中の三角印)では、解析①と同様に鋼管の内面のせん断応力度が最大である。両者とも、径厚比が大きくなると、鋼管の内面のせん断応力度は小さくなり、鋼管の外面のせん断応力度は大きくなる傾向にある。

解析結果と実験結果を比較すると、径厚比の影響が若干見られるがその差は10%以内で、実験値はFEM およびせん断流れの考え方から得られる計算値とほぼ一致していると言える。

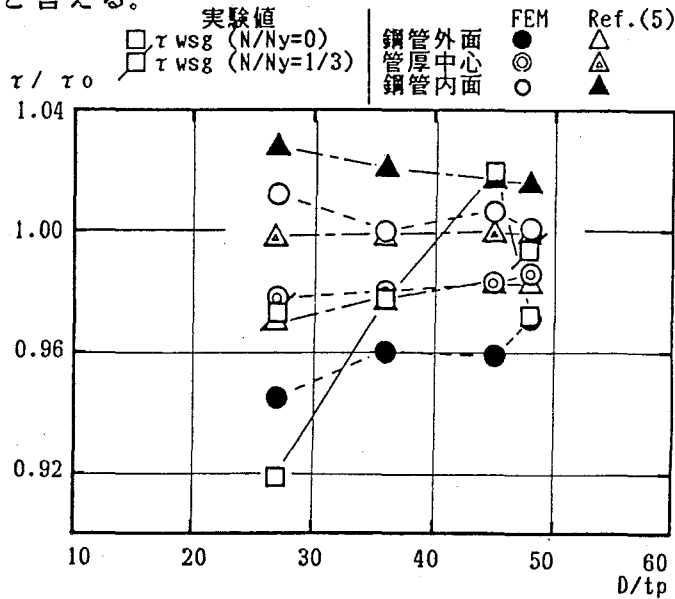


図-8.12 実験値と解析値の比較

b) 非弾性域の挙動

CL27, CL36, CL48 の供試体の接合部パネル中央の WSG から求めた無次元化 $M-\gamma$ 関係の包絡線を、縦軸に M/cM_{py} 、横軸に $\gamma/c\gamma_y$ をとって図-8.13 に示す。 $c\gamma_y$ は $M-\gamma$ 関係から得た弾性せん断剛性の逆数に cM_{py} を乗じて求めたものである。図中の M_{cr} は目視により決定した接合部パネルのせん断座屈荷重で、 $M\gamma_y$ は $M-\gamma$ 関係で残留せん断ひずみが 0.4% となる荷重である。

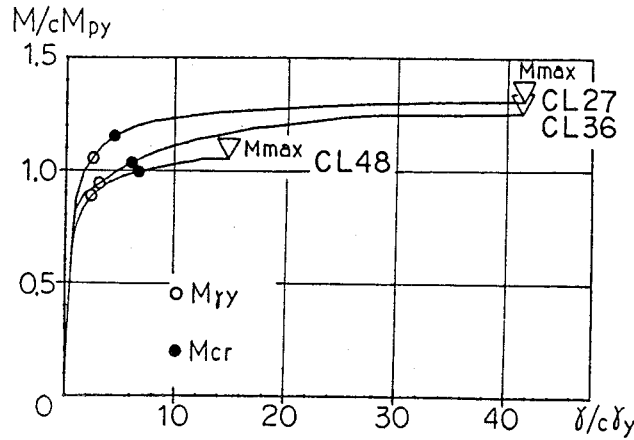


図-8.13 無次元化荷重-せん断ひずみ関係の包絡線

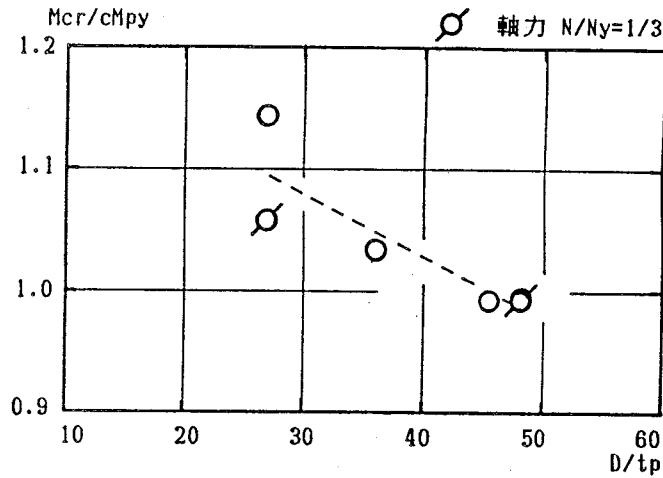


図-8.14 M_{cr}/cM_{py} と径厚比の関係

図から D/tp が小さい CL27 はせん断変形が急増する荷重と cM_{py} はほぼ一致しているが、 D/tp が大になると cM_{py} 以前に接合部パネルが降伏し、せん断変形が急増している。

接合部パネルのせん断座屈は破壊状況で述べたように、包絡線図から得られた結果では θ で $2/100 \sim 3/100$ 、 γ で $1/100 \sim 2/100$ の範囲で発生している。

M_{cr}/cM_{py} と径厚比の関係を図-8.14 に示す。 M_{max}/cM_{py} および M_y/cM_{py} の場合と同様に、径厚比が大きくなると M_{cr}/cM_{py} は小さくなる傾向を示し、接合部パネルの降伏ならびにせん断座屈の発生が鋼管の径厚比と密接な関係を持っていることがわかる。

まえがきで述べたように、接合部パネルでのエネルギー吸収は骨組全体の約 $1/3$ 程度が期待されている。以下に、接合部パネルのせん断変形によるエネルギー吸収がどの程度期待できるかについて検討する。

γ_{max} と γ_y の比を縦軸に、径厚比を横軸にとったものを 図-8.15(a) に示す。

耐力の場合と同様に径厚比が大きくなると、 r_{max}/r_y は小さくなり、径厚比が大きい CL48, 45 では r_{max}/r_y は 4.5 程度、径厚比が小さい CL27 では 14 で、径厚比が 40 以下では接合部パネルの変形能力はかなり期待できる。

r_{max} と設計荷重に対応する接合部パネルのせん断耐力計算値時 (5.3) 式の σ_y の代わりに F 値を使用して求めた) のせん断ひずみ (r_{pa}) の比と径厚比の関係を図-8.15(b) に示す。設計荷重時のせん断変形角 r_{pa} に比べ最大荷重時のせん断変形角は 14~64 倍程見込むことが出来る。

以上のことから、水平荷重を受ける骨組では、軸力の影響が比較的小さい時、接合部パネルはせん断降伏した後も安定した挙動を示し、部材として良好な復元力特性を示す。さらに最大荷重以後の耐力低下も緩やかであり、この部分でのエネルギー吸収能力も期待できる。

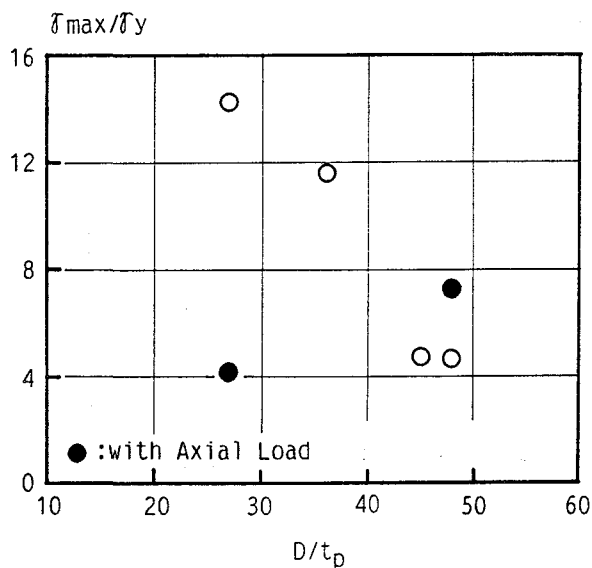


図-8.15(a) r_{max}/r_y と径厚比の関係

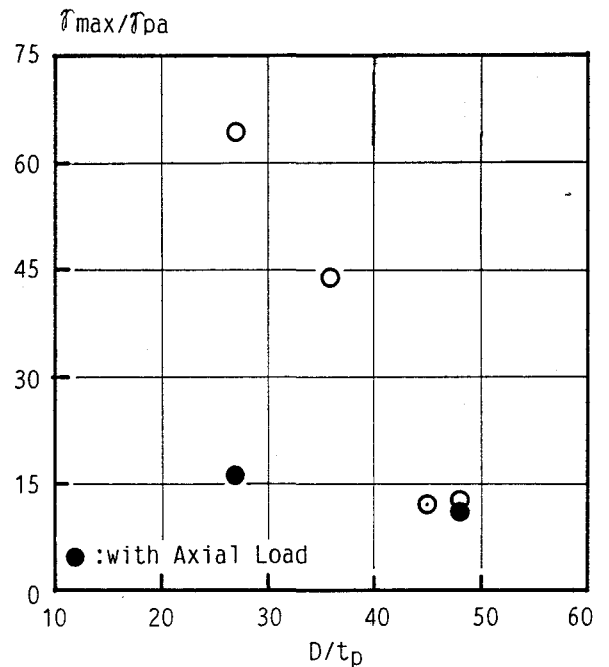


図-8.15(b) r_{max}/r_{pa} と径厚比の関係

3. 縦スチフナーの影響（実験Ⅱ）

3. 1 実験概要

供試体は形状・寸法とも実験Ⅰと同じ部分架構供試体で、接合部パネルの面外変形を拘束する縦スチフナーが存在する。パラメータは鋼管径厚比が3種類（ $D/tp=27, 36, 48$ ）、 $D/tp=48$ の供試体のみ縦スチフナー厚を2種類（ $tr=6, 9\text{ mm}$ ）変化させた4体である。

補剛形式は通しダイアフラム形式で、鋼管はダイアフラムにすみ肉溶接されている（注¹）。なお、実験Ⅰの補剛形式はスチフナーリング形式である。

供試体の形状と名称・寸法および素材の機械的性質をそれぞれ図-8.16、表-8.8、表-8.9に示す。

加力ならびに測定方法は実験Ⅰと同じである。

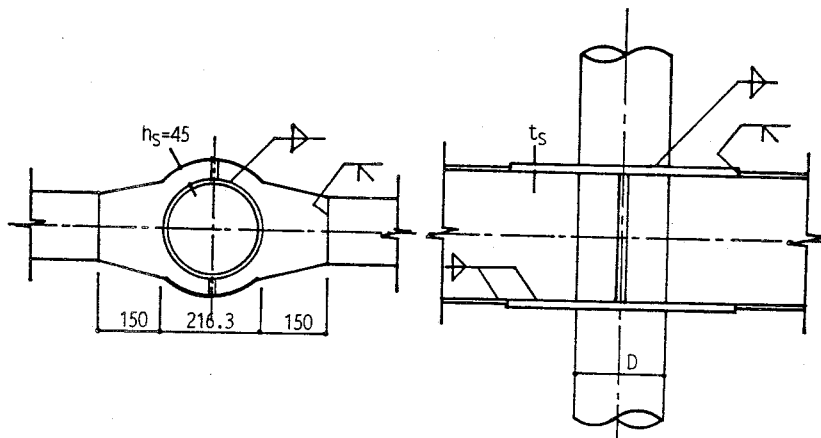


図-8.16 接合部パネルの形状

表-8.8 供試体の名称・寸法（単位：mm）

Specimen	Tube		Stiffener			Beam H×Bf×tw×tf
	D	tp	hs	ts	tr	
CL27-S6	216.3	8	45	12	6	H-300×150 ×6×9
CL36-S6	216.3	6	45	12	6	
CL48-S6	216.3	4.5	45	9	6	
CL48-S9	216.3	4.5	45	9	9	

注¹：このような詳細をとったのは、製作上の手違いによるものであった。

表-8.9 素材の機械的性質

Tube & Beam	Material	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	E1. %	Specimen
216.3 × 8	STK 41	3.73	4.71	27.7	CL27-S6
216.3 × 6	STK 41	3.50	4.12	27.6	CL36-S6
216.3 × 4.5	STK 41	4.55	4.97	27.0	CL48-S9
PL-9	SS 41	3.38	4.71	23.5	Flange

Tube : JIS Z 2201 Type 12A Coupon Test

Plate: JIS Z 2201 Type 1 Coupon Test

σ_y : 0.2 % off-set yield stress

3. 2 実験結果

1) 破壊状況

CL48-S6, CL48-S9; 降伏荷重後に鋼管柱の圧縮側に面外変形が見られ、荷重の増加とともに面外変形が大きくなり、局部座屈により最大荷重に至った。

CL36-S6; $M=8.65$ tm で鋼管柱の圧縮側に面外変形、引張側の鋼管とダイアフラムのすみ肉溶接部鋼管側にキレツが認められ、 $M_{max}=10.21$ tm で、急激にキレツが進展し荷重が低下した。鋼管の面外変形は顕著でなかった。

CL27-S6; $M_{max}=14.42$ tm で鋼管とダイアフラムのすみ肉溶接部が破断し荷重が急減した。鋼管に面外変形は見られなかった。

いずれの供試体も接合部パネルにせん断座屈は発生しなかった。なお、本実験に対応する実験 I の CL48, CL36, CL27 は全て接合部パネルのせん断座屈で破壊している。

2) 耐力と変形

実験結果と部材および接合部の耐力計算値を表-8.10に、弾性剛性の逆数を表-8.11に示す。表中()内の数値は、素材の降伏応力度の違いを考慮して M_{max} および M_y を σ_y で除し、縦スチフナーのない供試体の結果と比べたものを示す。 cM_{wp} は鋼管の τ_y と実測のど厚から計算したすみ肉溶接部の降伏耐力である。

荷重-変形関係を図-8.17(a)~(c) に示す。図中の破線は実験 I の縦スチフナーのない供試体の結果である。

表-8.10 実験結果と部材および接合部の耐力計算値

Specimen	Fmax ton	Fy ton	Mmax tm	My tm	cMcy tm	Mmax cMcy	cMwp tm	Mmax cMwp	cMpy tm	Mmax cMpy	My cMpy	δ_{max} mm	δ_y mm
CL27-S6	8.05 (1.16)	6.50 (1.14)	14.42	11.65	13.98	1.03	4.76	1.69	9.46	1.52	1.23	95.0 (0.39)	34.5 (1.01)
CL27	8.29 (1.00)	6.79 (1.00)	14.85	12.17	16.65	0.89	-	-	11.25	1.32	1.08	246.2 (1.00)	34.2 (1.00)
CL36-S6	5.70 (1.20)	4.10 (1.13)	10.21	7.35	10.03	1.02	8.39	1.22	6.72	1.52	1.09	228.8 (1.41)	31.0 (1.29)
CL36	4.51 (1.00)	3.44 (1.00)	8.08	6.16	9.51	0.85	-	-	6.38	1.27	0.97	162.1 (1.00)	24.0 (1.00)
CL48-S6	5.13 (1.32)	4.00 (1.23)	9.19	7.17	9.94	0.92	10.37	0.89	6.61	1.39	1.08	158.3 (2.19)	31.0 (1.46)
CL48-S9	5.46 (1.40)	4.30 (1.32)	9.78	7.70	9.94	0.98	10.37	0.94	6.61	1.47	1.17	108.5 (1.50)	33.5 (1.58)
CL48	3.38 (1.00)	2.83 (1.00)	6.06	5.07	8.65	0.70	-	-	5.75	1.05	0.88	72.2 (1.00)	21.2 (1.00)

表-8.11 弾性剛性の逆数

Specimen	δ_o mm/t	δ_{FEM}	δ_o/δ_{FEM}	δ_{max} mm	δ_y mm	δ_{max}/δ_y
CL27-S6	4.41 (1.04)	4.08	1.08	95.0 (0.39)	34.5 (1.01)	2.8
CL27	4.26 (1.00)	4.06	1.05	246.2 (1.00)	34.2 (1.00)	7.2
CL36-S6	5.20 (0.97)	4.98	1.04	228.8 (1.41)	31.0 (1.29)	7.4
CL36	5.38 (1.00)	4.98	1.08	162.1 (1.00)	24.0 (1.00)	6.8
CL48-S6	5.94 (0.96)	6.17	0.96	158.3 (2.19)	31.0 (1.46)	5.1
CL48-S9	5.92 (0.96)	6.17	0.96	108.5 (1.50)	33.5 (1.58)	3.2
CL48	6.17 (1.00)	6.43	0.96	72.2 (1.00)	21.2 (1.00)	3.4

3. 3 考察

1) 耐力

本実験の供試体は、縦スチフナーの効果により接合部パネルの面外変形が拘束されたため、せん断座屈は発生せず、せん断破壊した縦スチフナーのない供試体に比べて最大荷重は 16~40 % 上昇している。

柱が曲げ破壊したCL48-S6, CL48-S9では、最大荷重は鋼管とダイアフラムのすみ肉溶接部の降伏耐力より小さい ($M_{max}/cM_{wp} = 0.89, 0.94$)。一方、すみ肉溶接部で破断したCL36-S6, CL27-S6では、 $M_{max}/cM_{wp} = 1.22, 1.69$ で最大荷重

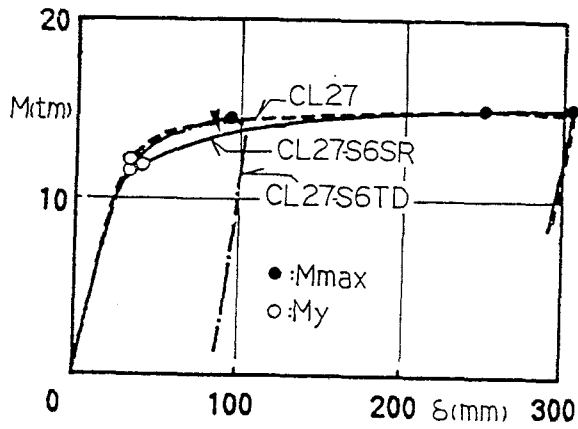


図-8.17(a) 荷重とはり端変位の関係

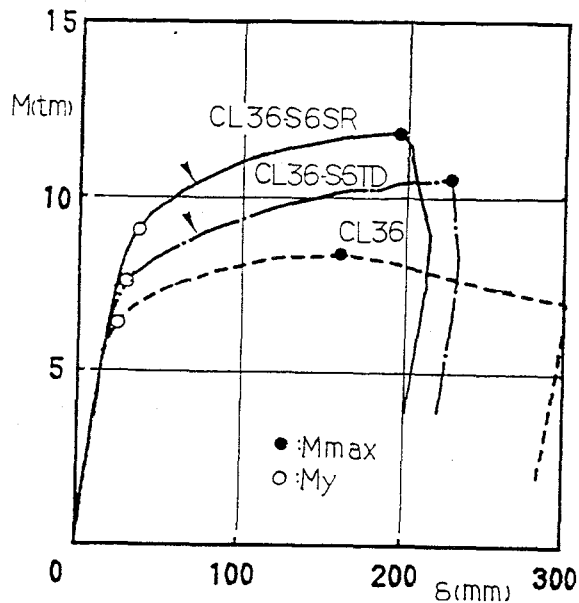


図-9.17(b) 荷重とはり端変位の関係

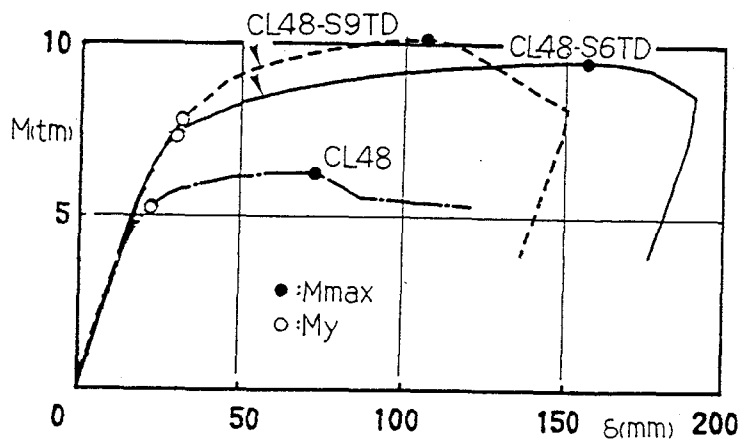


図-8.17(c) 荷重とはり端変位の関係

はすみ肉溶接部の降伏耐力を上回っている。すみ肉で破断した供試体でも、その最大耐力は柱の曲げ破壊耐力 ($M_{max}/cM_{cp}=0.92\sim 1.03$) とほぼ一致している。

素材の降伏応力度を考慮して降伏荷重を比較すると、縦スチフナーの効果により、CL27-S6, CL36-S6 では CL27, CL36 に比べ、それぞれ 14, 13 %、径厚比の大きい CL48-S6 では、CL-48 に比べ 23 % 上昇している。また、縦スチフナーがより厚い CL48-S9 では CL48-S6 に比べ 7 % 上昇している。

本実験の cM_{py} で無次元化した最大荷重、降伏荷重と径厚比の関係をそれぞれ 図-8.6 と 8.7 に△印で示す。縦スチフナーのある場合も、実験 I の結果と同様に、径厚比が大きくなると耐力は小さくなる傾向にある。図中の黒丸印は 5.4 項で述べた接合部パネルに直交方向はりウェブを想定した縦スチフナーを持つ供試体^{11), 12)}の結果で、供試体は接合部パネルのせん断破壊を目的として接合部パネルの管厚を切削加工して薄く仕上げたもので、径厚比はそれぞれ 54, 84 と本実験より大きい。本実験と文献^{11), 12)}の結果を比べると、柱・はりのスパンと断面寸法に違いがあるが、この場合も径厚比が大きくなると耐力は小さくなっているが、 M_{max}/cM_{py} , M_y/cM_{py} はいずれも 1 を超えている。径厚比が 50 を超えるかなり大きな供試体でも、接合部パネルにせん断座屈を拘束する縦スチフナーが存在すればせん断耐力が降伏耐力計算値を上回ることを文献^{11), 12)}は示している。

2) 変形

縦スチフナーの有無にかかわらず、弾性剛性はほぼ一致 ($0.96\sim 1.03$) しており、縦スチフナーが弾性剛性に与える影響は小さい。実験値と FEM 解析 (縦スチフナーなしで解析) を比較すると、 $\delta_o/\delta_{FEM}=0.95\sim 1.08$ で、実験値と解析値が概ね一致している。

径厚比 48 の供試体の無次元化荷重と変形の間接関係を 図-8.18 に示す。縦スチフナー厚が大きい CL48-S9 は、 M_y が CL48, CL48-S6 に比べて大きく ($1.17cM_{py}$)、降伏荷重後の剛性低下も小で、後述のようにせん断変形があまり進展しないうちに鋼管が曲げ破壊した。CL48-S6 は、降伏荷重以後 CL48-S9 に比べ剛性低下が大きい、せん断座屈しないため、 $\theta_{max}=1/11$ で鋼管が曲げ破壊するまで荷重-変形関係は安定している。

補剛形式 (スチフナーリング形式と通しダイアフラム形式) の差異が及ぼす影響を FEM 解析 (注*2) で検討する。FEM 解析から得た局部変形量ならびに、その値をはり端変位に換算したものを表-8.12 に示す。同表より、スチフナー

注*2: 解析モデルは縦スチフナーのない供試体を対象としたもので、モデルの外見の形状は実験 I と同じもので通しダイアフラム形式となっている。

表-8.12 局部変形

Specimen	Δ	Δ_{FEM}	$\frac{\Delta}{\Delta_{FEM}}$	$\Delta_{ver.}$	$\frac{\Delta_{ver.}}{\Delta_{FEM}}$
CL27	1.54	1.83	0.84	4.86	0.38
CL27-N	1.24	1.83	0.68	4.86	0.38
CL27-S6	-	1.12	-	1.25	0.90
CL36	1.24	2.22	0.55	6.13	0.36
CL36-S6	-	1.34	-	1.33	1.01
CL48	2.02	3.35	0.61	8.94	0.37
CL48-N	1.70	3.35	0.51	8.94	0.37
CL48-S6	-	1.49	-	1.38	1.08

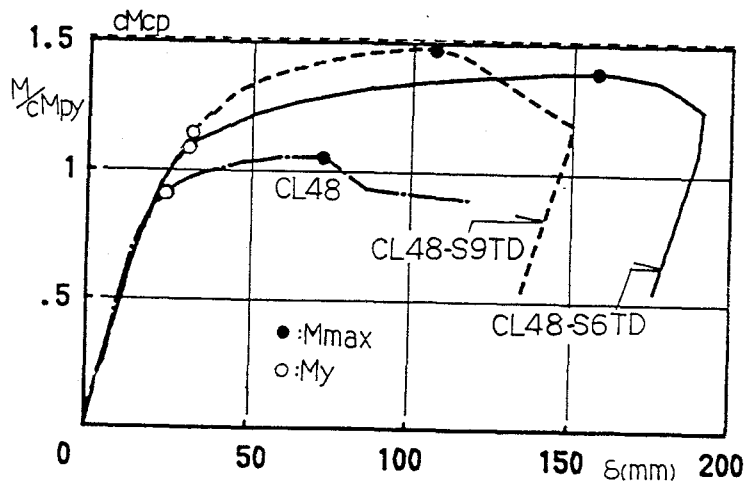


図-8.18 荷重の無次元量とはり端変位の関係

リング形式接合部の局部変形量は通しダイヤフラム形式に比べて1.6~2.3倍程度であるが、局部変形のはり端変位への寄与分はわずか2~3%で、補剛形式の違いが架構の変形挙動に与える影響は小さいと言える。

3) 接合部パネルせん断変形

供試体のパネル中央にてん付したWSGより求めた τ - γ 関係を図-8.19(a)~(c)に示す。図中の点線はせん断ひずみの弾性計算値 σ_y を示す。

せん断剛性の実験値は弾性計算値とよく一致しており、縦スチフナーの影響はほとんどないことがわかる。

縦スチフナーのある供試体では γ が急増するせん断応力度は σ_y を超えており、縦スチフナーの無いものに比べ上昇している。特に、径厚比の大きいCL48系列ではその傾向が著しく、 γ の急増する見かけの応力度はCL48に比べて、

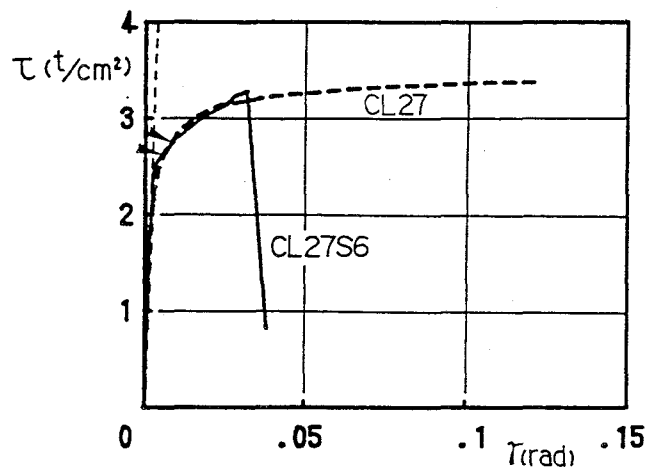


図-8.19(a) $\tau - \gamma$ 関係

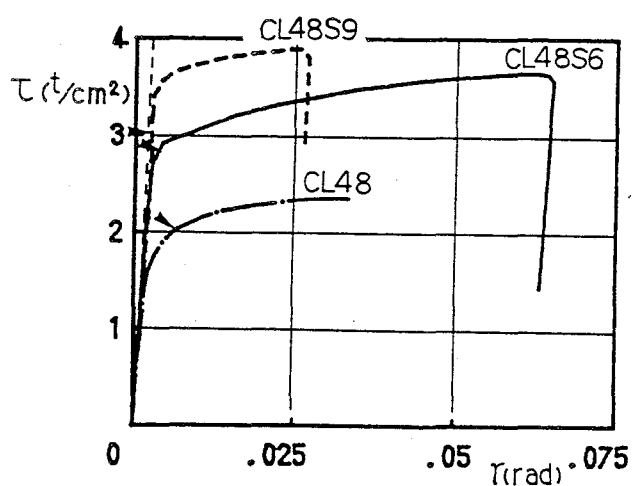


図-8.19(b) $\tau - \gamma$ 関係

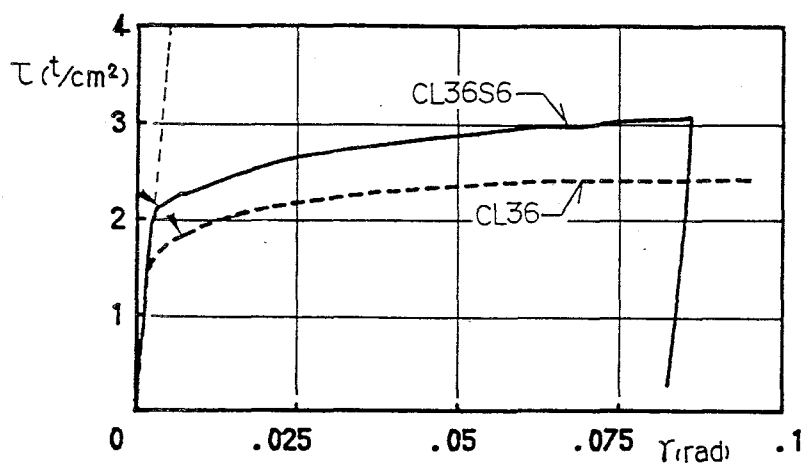


図-8.19(c) $\tau - \gamma$ 関係

CL48-S6, CL48-S9 はそれぞれ 1.78, 2.22 倍大きくなり、My 近傍でも接合部パネルは弾性状態にある。特に、CL48-S9は見かけのせん断降伏応力度は CL48-S6 に比べ 25 %大きいため、接合部パネルのせん断降伏に先行して鋼管柱が曲げ降伏するため、最大荷重時のせん断変形は CL48-S6 に比べてかなり小さい。

4) 局部変形

供試体 CL-27 のはりフランジから 5 cm 離れた位置にてん付した WSG より得た鋼管の円周方向ひずみ分布並びにFEM 計算値を図-8.20 に示す。実験値と解析値は良く一致している。

5章で述べたように単純模型や鉛直荷重実験では、フランジ応力が引張力あるいは圧縮力の時、鋼管の円周方向ひずみはそれぞれ引張ひずみあるいは圧縮ひずみになる。水平荷重実験では、柱の曲げモーメントによるフランジ取付部近傍の鋼管の円周方向ひずみは、はりフランジ応力によるものに比べて符号が反対で絶対値は大きい。したがって、図に見られるようにフランジからの応力が引張力するとき、円周方向ひずみは圧縮ひずみとなり、フランジからの応力が圧縮力ときは引張ひずみになる。

これは、水平荷重形式では左右のはりフランジ応力が逆符号になるため、同符号の鉛直荷重形式より、鋼管の局部変形が緩和される事と合わせて、水平荷重形式では局部変形がかなり小さくなる事を示している。

実験とFEM 解析から得た局部変形 (Δ, Δ_{FEM}) を表-8.12 に示す。表中には同じ部材寸法を用いて解析した鉛直荷重形式の局部変形 ($\Delta_{U.F.R.}$) も示す。水平荷重形式では鉛直荷重形式に比べて、局部変形は小さく、 Δ_{FEM} は $\Delta_{U.F.R.}$ の約 1/3 になる。

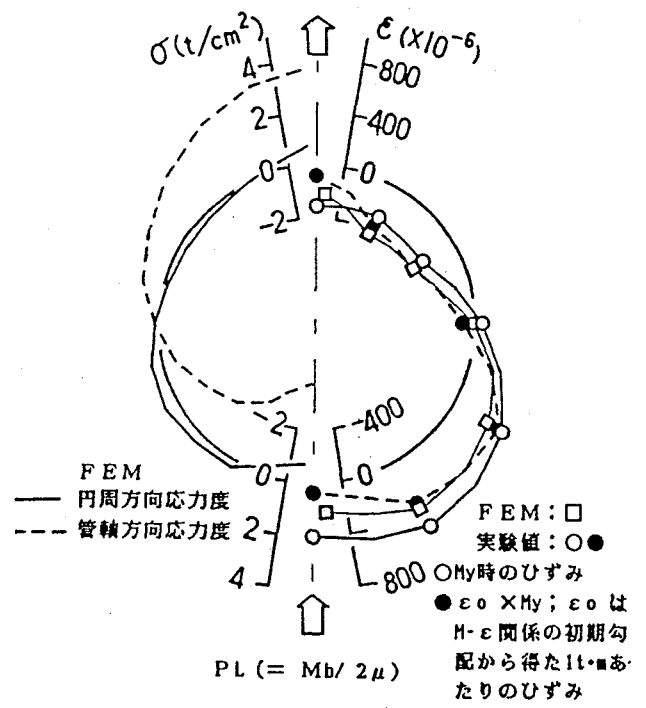


図-8.20 鋼管の円周方向ひずみ

4. 結論

鋼管径厚比と軸力および接合部パネルの縦スチフナーが接合部パネルのせん断耐力と変形能力に与える影響を知る目的で、部分架構供試体の水平荷重実験を行った結果、次のことが明かとなった。

- 1) 接合部では、はりフランジ応力が鋼管壁に対し面外力として直接働くため柱に軸力が存在するときは局部座屈が早期に発生し、鋼管径厚比が50以下の場合でも、 M_{max}/cM_{cy} は1より小さくなることもある。
- 2) 接合部パネルのせん断耐力に与える軸力の影響は(5.3)式で評価できる。
- 3) 接合部パネルのせん断座屈荷重 M_{cr} は径厚比 D/tp に逆比例し $D/tp=27$ で M_{cr}/cM_{py} は約 1.1、 $D/tp=48$ でほぼ 1.0 になる。
- 4) 径厚比が大きくなると M_{max}/cM_{py} 、 M_y/cM_{py} は小さくなる。
- 5) 径厚比が大きくなると変形能力は低下し、 $D/tp=27$ で $\theta_{max}/\theta_y=7.2$ 、 $D/tp=48$ で $\theta_{max}/\theta_y=3.4$ となる。
- 6) FEM 解析では、水平荷重形式の局部変形は鉛直荷重形式に比べて約1/3となる。

さらに、縦スチフナーを接合部パネルに補強することで次の効果があることがわかった。

- 7) 接合部パネルでのせん断座屈の発生を防ぎ、せん断降伏荷重を上昇させる(13~32%)。その影響は径厚比が大きいもの、またスチフナー厚が大きいものほど大きい。
- 8) 接合部パネルの面外変形を拘束するため、破壊状況がせん断破壊から部材破壊に移行し、最大荷重は(16~40%)上昇する。

Appendix

図-8.5～図-8.7から D/tp と耐力・変形の間には強い相関が見られるので、ここでは試みに最小二乗法を利用して相互の関係を定量的に把握する。

1) $M_{max}/cMpy$ 、 $My/cMpy$ と D/tp の関係は次式で表わされ、それぞれの式を図-8.5、図-8.6 中に実線で示す。なお、供試体数は6体で、(a)、(b)式の変動係数はそれぞれ 0.048、0.043 である。

$$M_{max}/cMpy = -0.0118 \cdot D/tp + 1.61 \quad \dots (a)$$

$$My/cMpy = -0.0096 \cdot D/tp + 1.31 \quad \dots (b)$$

2) θ_{max}/θ_y と D/tp の関係は(c)式で表わされ 図-8.7中に実線で示す。なお、供試体数はCL27-N とCL48-Nを除く4体で、(c)式の変動係数は 0.176である。

$$\theta_{max}/\theta_y = -0.21 \cdot D/tp + 13.5 \quad \dots (c)$$

9章 接合部変形の骨組変形への寄与率

1. 序

閉鎖断面材を柱に用いた場合、接合部パネルのせん断変形と局部変形、いわゆる接合部変形が骨組の挙動に与える影響は大きいと考えられる。しかし、それら接合部変形の影響を定性的かつ定量的に明らかにした研究は少なく、さらに弾塑性域にわたっての部材ならびに接合部の変形に関する研究は本実験資料を除くと皆無である。

本章では、円形鋼管柱・H形はりを用いた骨組から 図-9.1 のように柱およびはり部材中央を反曲点と仮定して取り出した部分架構を対象として、逆対称荷重を受ける場合の弾塑性解析を行ない、接合部変形が部分架構の挙動および吸収エネルギーに与える影響を調べ、実験結果と比較検討した。

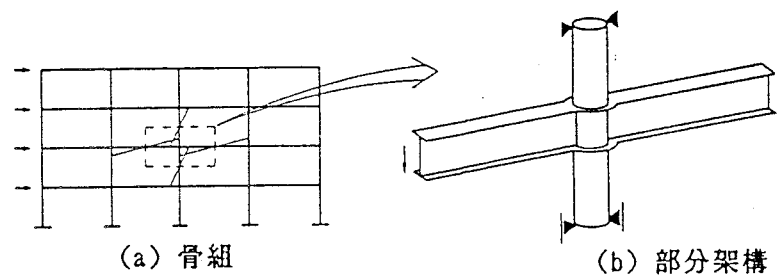


図-9.1 部分架構

2. 解析

2. 1 解析方法

解析は文献 R4) の手法によるもので、以下の仮定を設けて、接合部パネルせん断変形と局部変形を通常のとわみ角法に追加し、部分架構の弾塑性解析を行なう。

- 柱・はり部材は線材として扱い、柱は曲げ・せん断・軸変形を、はりは曲げ・せん断変形を考慮する。
- 接合部パネルのせん断変形は 図-9.2(a) のように柱・はり端に影響し、局部変形は 図-9.2(b) のようにはり端のみに回転成分として影響する。そのとき、はり端は平面保持の仮定に従う。
- 局部座屈などの不安定現象は考慮しない。
- 部材力と部材変形間の復元力特性は 図-9.3(a) を仮定した。これは 図-

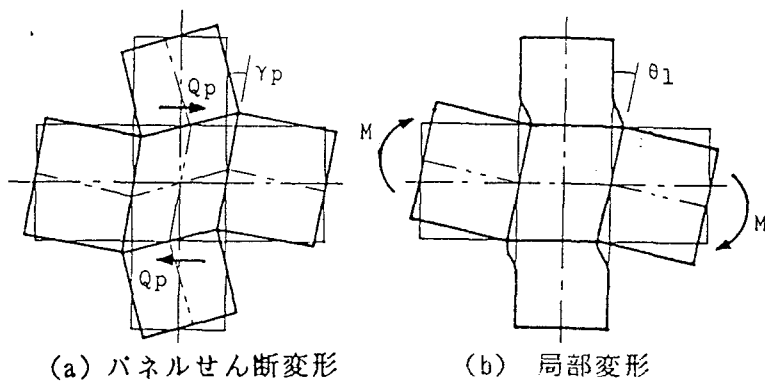


図-9.2 接合部パネルせん断変形と局部変形

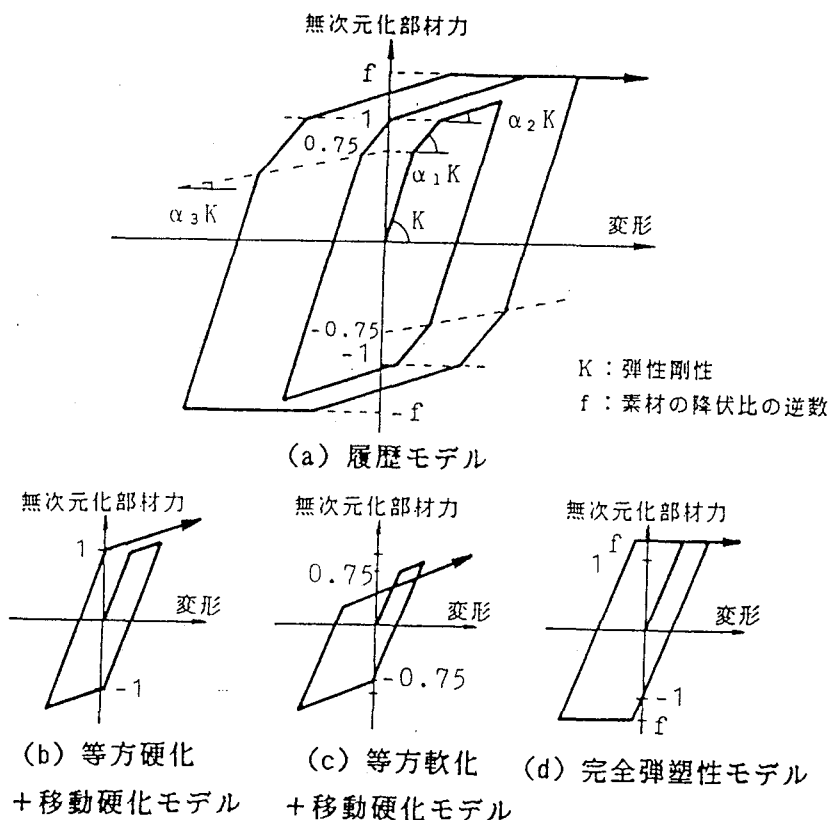


図-9.3 復元力特性の仮定

9.3(b)~(d)に示す3つのモデル要素、(b)等方硬化+移動硬化モデル、(c)等方軟化+移動硬化モデル、(d)完全弾塑性モデルの直列モデルと考えられる。(b),(c)については素材の $\sigma - \epsilon$ 関係としてそれぞれ文献5),6)で定式化が試みられているが、これを部材力-部材変形関係に拡張して適用した。

剛性低下率およびバウジンガー効果を決める係数 $\alpha_1 \sim \alpha_3$ の数値は表-9.1

表-9.1 剛性低下率およびバウジング-効果を決める係数

	Beam & Column		Joint	Local
	SS 41	SM 50	Panel	Defomation
1	0.2	0.2	0.2	0.2
2	0.02	0.03	0.03	0.03
3	0.05	0.05	0.05	0.05

表-9.2 解析モデル (単位 :mm)

Specimen	Column		Panel		Stiffener		Beam		Rpy	cMgy cMpy
	D	tp	Dp	ptp	hs	ts	H	Bf tw tf		
CL45	318.5	7	318.5	7	70	16	H-400×200		0.63	1.34
CL45-SP	318.5	7	318.5	12	70	16	×8×13		1.05	1.42
CL27	216.3	8	216.3	8	45	12	H-300×150		0.68	1.37
CL27-N	216.3	8	216.3	8	45	12	×6.5×9		0.77	1.46
GL24-1	300	7	312	13	30	25	H-400×200		0.74	1.34
GL24-2	300	7	312	13	30	15	×8×13		0.76	1.01

表-9.3 素材の機械的性質

Specimen	Member	Material	σ_y	σ_u	El. %
			t/cm ²	t/cm ²	
CL45	Column	STK 41	5.20	5.63	25.0
	Beam	SM 50	3.29	5.00	25.5
	Stiffener	SM 50	2.86	4.54	22.4
CL27 CL27-N	Column	STK 41	4.44	4.87	34.9
	Beam	SS 41	3.39	4.98	21.6
	Stiffener	SS 41	2.97	4.42	22.0
GL24-1	Column	SCW 50CF	3.85	5.42	26.1
	Beam	SM 50	3.29	5.00	25.5
GL24-2	Column	SCW 50CF	4.00	5.38	28.5
	Beam	SM 50	3.29	5.00	25.5

Column:STK 41 ;JIS Z 2201 Type 12A Coupon Test
 SCW 50CF;JIS Z 2201 Type 14A Coupon Test
 Plate :JIS Z 2201 Type 1 Coupon Test
 σ_y :0.2 % off-set yield stress

の値とした。これらの係数は既往の研究例を参考にするとともに、いくつかのケーススタディを行い最も適当と思われる値を用いた。

2. 2 解析モデル

対象としたモデルは、スチフナーリング形式の接合部を持つ部分架構(図-9.1(b)参照)6体で、その寸法諸元と計算に用いた素材の機械的性質をそれぞれ表-9.2、表-9.3に示す。CL45-SPは解析のみのモデルで、他は5,6章で実験結果を報告したものである。

供試体の R_{py} と M_{ly}/cM_{py} を表-9.2 に示す。 R_{py} は cM_{py} とはり、柱の全塑性耐力の小さい方との比で、 M_{ly} は局部破壊降伏耐力式より求めた値である。 R_{py} が 1 より小さいとき、部材降伏より接合部パネル降伏が先行し、 M_{ly}/cM_{py} が 1 より小さいとき、接合部パネル降伏より局部降伏が先行することを意味する。

3. 解析結果と実験結果との比較

荷重-変形関係の一例として CL27 と CL45 を 図-9.4 に、荷重-接合部変形関係の一例として CL45 の接合部パネルせん断変形と局部変形を 図-9.5 に示す。

CL27 と CL45 の弾性域における各変形成分のはり端変位への寄与分について、実験値 (Exp.)、線材理論による計算値 (Cal.) そして FEM 計算値 (FEM) の 3 つを比較した結果を 図-9.6 に示す。検討結果を以下に列記する。

- (1) はり端変位の大きさは、線材理論計算値 > 実験値 > FEM 計算値 の順に小さくなり、その割合は CL45 では 1.0 : 0.92 : 0.86、CL27 では 1.0 : 0.94 : 0.89 で、FEM 計算値は線材理論によるものに比べ 1 割以上小さく、実験値は両者の間にある。
- (2) 柱とはりの変形成分の割合は、それぞれの部材の剛性の比の逆数とほぼ等しい。
- (3) 接合部変形 (接合部パネルのせん断変形並びに局部変形) のはり端変位に対する寄与率の実験値は CL27 では 25 %、CL45 では 31 % で、径厚比が大きいほうが寄与率は大きい。また、接合部変形の寄与率の 1/3 ないし 1/4 が局部変形によるものである。
- (4) 接合部パネルせん断変形の計算値は実験値より若干大きい、その傾向は概ね一致している。
- (5) 局部変形の解析値と実験値はよく一致している。

以上の結果から、本解析により部分架構の弾塑性性状を知ることができる。

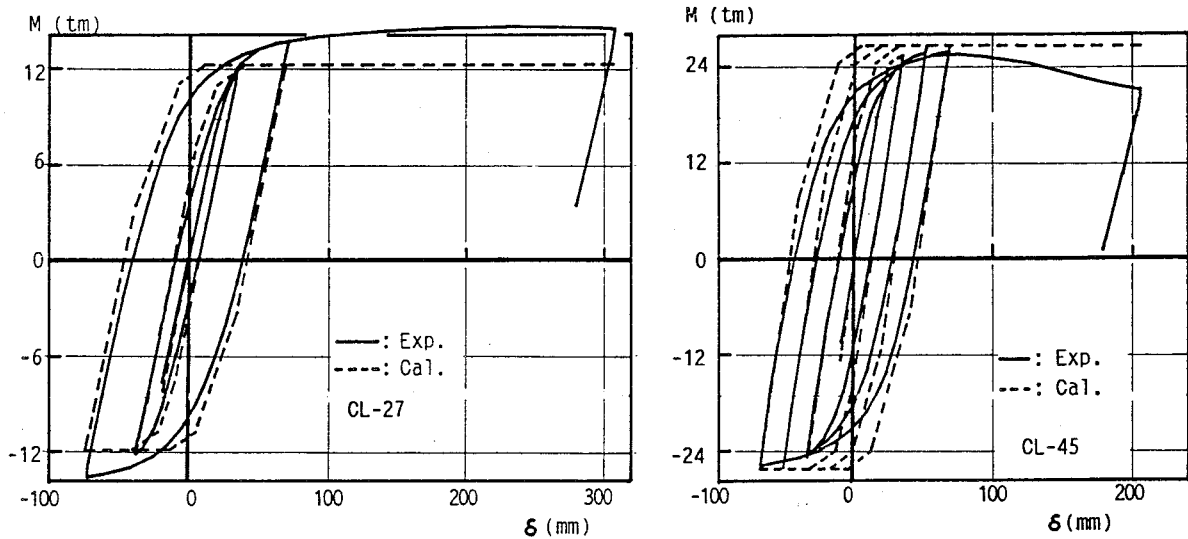


図-9.4 荷重-変形関係

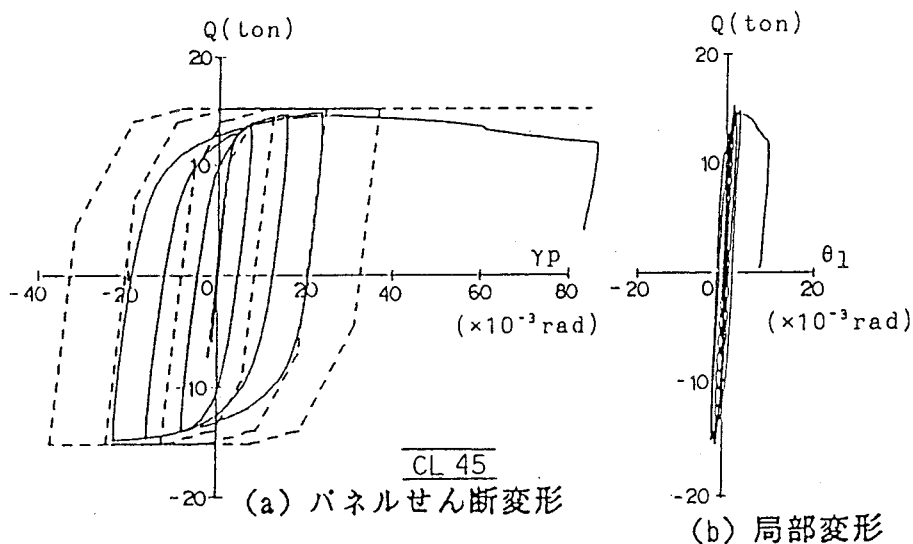


図-9.5 接合部変形

	Beam	Column	Panel	Local	
CL27					
Exp.	38	37	20	5	100 %
FEM	32	37	25	6	
Cal.	31	41	20	8	
CL45					
Exp.	26	43	23	8	100 %
FEM	26	32	32	10	
Cal.	25	36	27	12	

図-9.6 実験結果と解析結果の比較

4. 接合部変形の寄与率

単調載荷時の解析結果を図-9.7(a)～(f)に示す。図は単調載荷時あるいは正方向加力時の包絡線の荷重-変形関係（第一象現）、各荷重段階の変形寄与率（第二象現）、各変形段階のエネルギー吸収（第四象現）の推移を示す。荷重軸は柱、はり、接合部パネル、局部破壊降伏耐力のうちの最小の耐力 cMy 、変形軸は弾性剛性の逆数に cMy を乗じた変形 δy 、エネルギー軸は $E_0 = cMy * \delta y / 2$ でそれぞれ無次元化している（図-9.8参照）。

実験から得た変形寄与率を第二象現の計算結果の左側に示す。

CL系列では実験結果と解析結果の傾向はよく一致している。

GL24系列の解析では、初期降伏後接合部パネルのせん断変形の寄与率が増大し、他の部材の寄与率が低下している。実験では接合部パネル降伏後、はりの破断（GL24-1）とフラ

ンジ局部座屈（GL24-2）で最大荷重に至っており、塑性域ではパネルの寄与率とともにはりの寄与率も増大している。

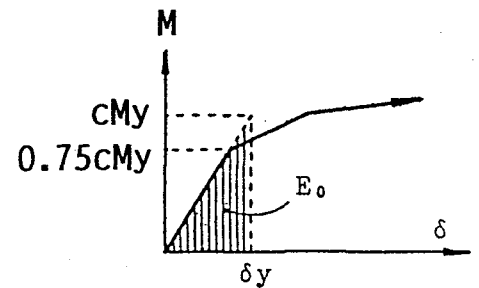


図-9.8 E_0 の値

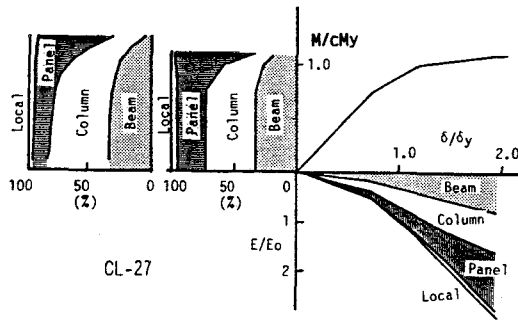
1) せん断変形の寄与率

弾性域、降伏荷重および最大荷重時での、接合部パネルのせん断変形がはり端変位に与える寄与率の推移を表-9.4に示す。表中、()内の数値は弾性域での変形寄与率を1.0としたときの比率を示している。

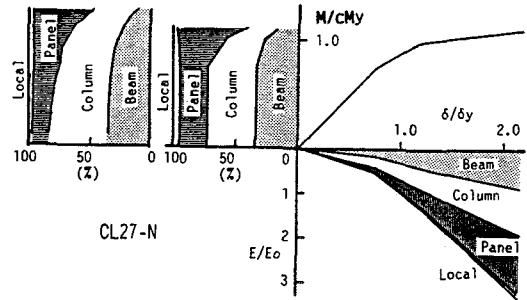
接合部パネルのせん断降伏が他の部材の降伏に先行する架構 ($R_{py} < 1$) では、パネルせん断変形の寄与率は降伏荷重時で弾性時の1.6～1.7倍、最大荷重時で2.3～2.8倍に達し、はり端変位の6～7割がせん断変形で占められる。この傾向は実験結果とも一致しており、接合部のせん断変形がパネル降伏後急激に増加しているのが知られる。一方、せん断補強したCL45-SPは、柱の塑性化が進むため、接合部パネルの変形寄与率はほとんど変化していない。

表-9.4 せん断変形の寄与率

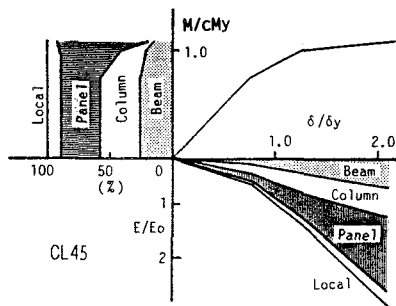
Specimen	Elastic	Yield Load	Maximum Load
CL45	11.4 (1.00)	9.1 (0.80)	7.7 (0.68)
CL45-SP	10.0 (1.00)	5.7 (0.57)	2.7 (0.27)
CL27	4.8 (1.00)	4.0 (0.83)	3.4 (0.71)
CL27-N	4.1 (1.00)	3.3 (0.80)	2.2 (0.54)
GL24-1	6.7 (1.00)	5.7 (0.85)	5.7 (0.85)
GL24-2	6.6 (1.00)	10.3 (1.56)	16.9 (2.56)



破壊状況： 接合部パネルせん断座屈
 図-9.7(a) 接合部変形の寄与率



破壊状況： 柱局部座屈
 図-9.7(b) 接合部変形の寄与率



破壊状況： 接合部パネルせん断座屈
 図-9.7(c) 接合部変形の寄与率

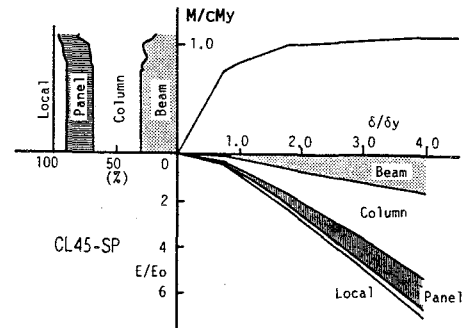
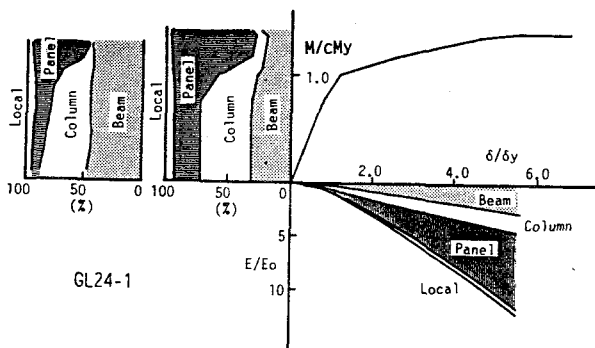
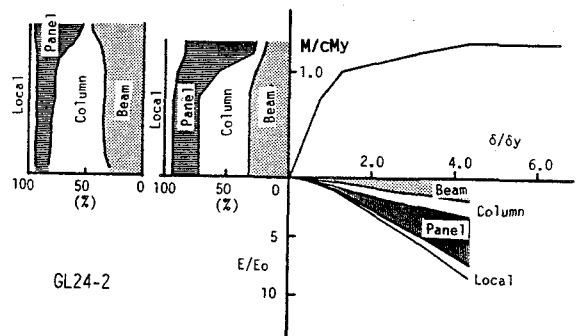


図-9.7(d) 接合部変形の寄与率



破壊状況： はりフランジ破断
 図-9.7(e) 接合部変形の寄与率



破壊状況： はりフランジ局部座屈
 図-9.7(f) 接合部変形の寄与率

2) 局部変形の寄与率

表-9.4と同様に、各荷重段階での局部変形がはり端変位に与える寄与率の変化を表-9.5に示す。

解析では M_{ly}/cM_{py} が 1.01 の GL24-2 ではパネル降伏とほぼ同時に局部降伏するため、局部変形の寄与は最大荷重時で弾性時の 2.6 倍、寄与率で 17% 以上となるが、実験では鋳鋼管の特徴から局部降伏しないため、局部変形の寄与率は逆に低下し、他の 5 体の架構 ($M_{ly}/cM_{py} > 1.3$) と同様に、最大荷重時まで局部降伏せず寄与率も数%にとどまる。

表-9.5 局部変形の寄与率

Specimen	Elastic	Yield Load	Maximum Load
CL45	31.4 (1.00)	49.9 (1.59)	73.2 (2.33)
CL45-SP	21.5 (1.00)	22.4 (1.04)	17.5 (0.81)
CL27	22.9 (1.00)	38.2 (1.67)	62.4 (2.72)
CL27-N	23.0 (1.00)	37.5 (1.63)	57.2 (2.49)
GL24-1	21.7 (1.00)	36.9 (1.70)	61.7 (2.84)
GL24-2	21.7 (1.00)	34.4 (1.59)	57.3 (2.64)

5. エネルギー寄与率

接合部パネルのせん断変形によるエネルギー吸収の全エネルギーに占める割合の推移を図-9.9に示す。パネルのエネルギー寄与率はパネル降伏の先行する架構では、 $3\delta y$ 付近で弾性時の約2倍、 $5\delta y$ 付近で全体の5~6割に達する。一方、CL45-SPは接合部パネルのエネルギー寄与率は2割程度のままで、残りは柱・はり部材が負担している。

局部変形のエネルギー寄与率の推移を図-9.10に示す。解析では局部変形のエネルギー寄与率は $Mly/cMpy$ の小さい GL24-2 では、局部降伏とともに約15%まで増加することになり局部変形の影響が無視できないことを示しているが、前述の実験結果から、この場合も他の架構と同様に弾性時より減少する傾向を示している。 $Mly/cMpy$ が1.3以上では局部降伏はおこらず、最大荷重時でも5~10%の寄与率である。

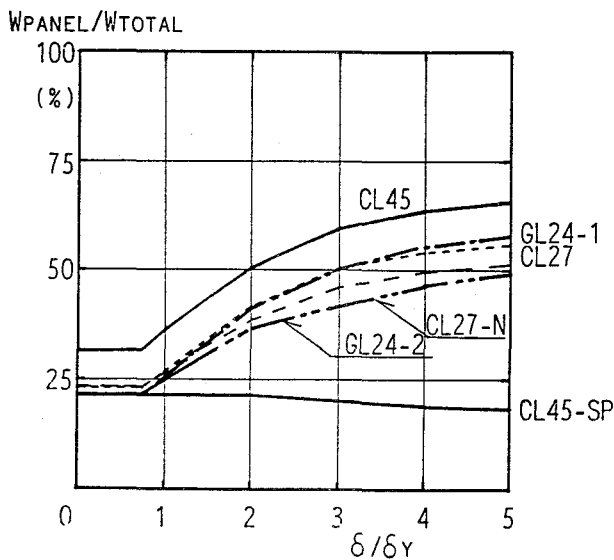


図-9.9 接合部パネルエネルギー寄与率の推移

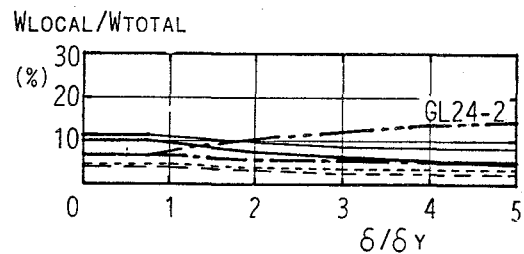


図-9.10 局部変形エネルギー寄与率の推移

6. 結論

円形鋼管柱・H形はり接合部をもつ部分架構において、接合部変形を考慮したたわみ角法形式による弾塑性解析を行ない、実験値と比較検討した結果以下のことが明らかとなった。

- 1) 接合部変形を考慮したたわみ角法形式による弾塑性解析により部分架構の弾塑性性状を概ね知ることができる。
- 2) 接合部パネル降伏比 R_{py} および局部降伏耐力と接合部パネル降伏耐力との比 M_{ly}/cM_{py} と接合部変形の全体変形への寄与との関係が明らかになった。また、実験結果と解析結果はよい対応を示している。

10章 結論

本論文では、柱貫通型でスチフナーリング形式の鋼管柱・H形はり接合部に着目し、その力学性状について調査した。

2章では接合部を単純化し、各部寸法を系統的に変化させた模型供試体により引張荷重実験と FEM 解析を行い、鋼管接合部の局部破壊に与える接合部パラメーターの影響について調査し、局部破壊に関する接合部各因子の影響並びに相互の関係を実験的かつ解析的に明らかにした。また、フランジとスチフナーリングの接合詳細が接合部耐力並びに変形能力に大きな影響を与えることも明らかにした。

3章では、2章の実験結果を基に推計学的な考察を行い、回帰分析を利用して接合部各因子の効果を定量的に評価した鋼管接合部の局部破壊耐力推定式(3.4)並びに(3.5)式を誘導した。さらに、推定式の妥当性を検討するため、推定式誘導の基となった接合部と異なる形状を持つ種々の接合部単純模型実験への適用を試み、推定式による接合部各因子の定量的評価が概ね妥当であることを明らかにした。

以上の結果を基にして、日本建築学会「鋼管構造設計施工指針」に採用されている局部破壊の許容力式を紹介し、さらに LRFD の考え方に基づいたより合理的な局部破壊耐力の終局強度式を提案した。

また、2章の FEM 解析結果を基に、回帰分析により接合部の初期降伏耐力推定式(4.2)式と局部変形初期剛性推定式(4.5)式を誘導し、部材寸法が耐力に与える影響は実験と FEM 解析から得たものはほぼ一致していることを明らかにした。

4章と5章では実際のラーメン接合部が受ける荷重状態を想定した接合部の力学性状について述べ、鋼管に取り付くH形はりの上下フランジから加わる一対の圧縮力と引張力の相互作用の影響、また鉛直荷重時には左右のはりから対称曲げモーメントを、水平荷重時には逆対称曲げモーメントを受ける応力状態の影響それぞれについて実験値と推定値を比較し、実際の接合部にも局部破壊耐力推定式の適用が妥当であることを明らかにした。

6章では柱に溶接構造用遠心力鋳鋼管を用いた部分架構供試体の実験を行ない、特殊な形状を持つ接合部についても局部破壊耐力推定式の適用が妥当であること、水平荷重時では接合部パネルのせん断挙動は通常の鋼管接合部と同様の取扱ができること、また、鋳鋼管接合部の局部変形は鋼管接合部より小さいことなどを明らかにした。

7章では鉛直荷重形式の交番繰返し実験から、接合部が繰返し応力を受ける場合の力学性状について検討し、変形能力に大きな影響を与えることを明らか

にした。

8章では接合部のせん断破壊実験から、鋼管径厚比と軸力が接合部パネルのせん断耐力と変形能力に与える影響を明らかにした。さらに、接合部パネルの面外変形を拘束する目的で、直交方向のはりウェブを想定した縦スチフナーでパネル部を補強すると接合部パネルの性能が上昇することが明かとなった。

局部変形については、FEM 解析結果から水平荷重時の局部変形量は鉛直荷重時に比べ 1/3 程度になることがわかった。

9章では接合部変形を考慮したたわみ角法による弾塑性解析を行ない、接合部変形が部分架構全体の变形とエネルギー吸収に与える影響を明らかにした。

謝 辞

本論文は著者が昭和47年度に修士論文のテーマとして本研究に取り組んで以来今日まで、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、著者が学部学生として研究室に所属して以来今日に至るまで、終始変わらぬ暖かい御指導と御鞭撻を頂きました。厚くお礼申し上げます。

大阪大学教授 五十嵐定義博士には、本研究をまとめるのに際して懇切な御指導を賜りました。また、大阪大学教授 鈴木計夫博士、同 脇山広三博士、同 井上豊博士、同 福本嘸士教授には、本研究に対し有益な御指摘と御討論を頂きました。ここに、深く感謝致します。

さらに、神戸大学助教授 藤原勝義先生、同 田淵基嗣博士には、実験に際して適切な御助言を頂きました。研究室に所属した大学院生、学部学生諸氏には実験およびその整理に際して惜しめない御協力を頂きました。心より感謝致します。

参考文献

- 1) 日本建築学会「鋼管コンクリート構造設計基準・同解説」昭和42年6月
- 2) 土木学会「海洋構造物設計指針(案)解説」昭和48年8月
- 3) 黒羽啓明, 久光侑文, 坂本 傑「鋼管柱接合部の強度・剛性に関する研究(接合部におけるスチフナーリングの弾塑性性状)」日本建築学会論文報告集, 第132号, 昭和42年2月
- 4) 秋山成興, 矢島基臣, 秋山 宏, 大竹章夫「鋼管構造格点の耐力に関する実験報告」JSSC, Vol. 10, No. 102, 昭和49年6月
- 5) 日本建築学会「建築耐震設計における保有耐力と変形性能」
- 6) 日本建築学会「鋼構造設計規準」
- 7) 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
- 8) 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2)」日本建築学会論文報告集, 第102号, pp. 37~43, 昭和39年9月
- 9) 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3)」日本建築学会論文報告集, 第104号, pp. 13~20, 昭和39年10月
- 10) 加藤 勉「水平力をうける剛節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44年
- 11) 久光侑文, 坂本 傑「鋼管柱接合部の強度・剛性に関する研究 - パネルゾーンでのせん断力に対する補強法の検討 -」日本建築学会論文報告集, 第168号, pp. 69~76, 昭和45年2月
- 12) 久光侑文, 坂本 傑「鋼管柱接合部の強度・剛性に関する研究 - 柱に軸圧を受ける接合部の弾塑性性状 -」日本建築学会論文報告集, 第193号, pp. 29~38, 昭和47年3月
- 13) 若林 実, 佐々木良一, 貴島嘉夫「遠心力鑄鋼管とH形はり接合部の実験的研究」京都大学防災研究所年報, 第14号A, pp. 1~27, 昭和46年4月
- 14) 田口武一, 笹川 明「鋼管柱・はり接合部の強度・剛性に関する研究(その1) - 厚肉鋼管柱を用いた場合の接合部の応力および変形 -」日本建築学会論文報告集, 第196号, pp. 55~60, 昭和47年6月
- 15) 田口武一, 笹川 明「鋼管柱・はり接合部の強度・剛性に関する研究(その2) - 鋼管径厚比の変化による接合部の応力・変形の相違および接合部の降伏について -」日本建築学会論文報告集, 第197号, pp. 27~34, 昭和47年7月
- 16) 牧野雄二, 黒羽啓明, 三井宣之「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, 昭和52年1月

- 17) 北条稔郎, 金谷 弘, 脇田孝彦, 木下陵二「鋼管接合部の研究 その2 (解析と実験式の誘導)」日本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 131~134, 昭和46年5月
- 18) 北条稔郎「鋼管柱の接合部の研究」神戸大学大学院工学研究科建築学専攻修士論文
- 19) 日本建築学会「鋼管構造設計施工指針」1989年(改訂原案)
- 20) S. Timoshenko and S. Woinowsky-Krieger, "Theory of Plates and Shells," McGRAW-HILL, 2d ed., 1959
- 21) 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

建築学会論文報告集

- R1) 上場輝康, 金谷 弘, 藤原勝義, 田淵基嗣「鋼管柱・H形はり接合部の単純模型実験－鋼管柱溶接接合部の研究 I－」日本建築学会論文報告集, 第322号, pp.44～50, 昭和57年12月
- R2) 上場輝康, 金谷 弘, 藤原勝義, 田淵基嗣「鋼管柱・H形はり接合部の耐力推定式－鋼管柱溶接接合部の研究 II－」日本建築学会論文報告集, 第325号, pp.67～73, 昭和58年3月
- R3) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣「鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力－鉛直荷重実験および水平荷重実験－」日本建築学会構造系論文報告集, 第360号, pp.147～156, 昭61年2月
- R4) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 脇田孝彦「鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力－高張力遠心鋳鋼管について－」日本建築学会構造系論文報告集, 第370号, pp.81～91, 昭和61年12月
- R5) 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58.12

学術研究成果

- 1) T.Kamba, H.Kanatani, K.Fujiwara and M.Tabuchi : "On the Local Failure of Tubular Column to H-beam Connections in the Steel Structures" Joints in Structural Steelwork: Proc. of the 1st International Conference held at Teesside Polytechnic, pp. 1.37～1.53, 1981
- 2) 田淵基嗣, 金谷 弘, 藤原勝義, 上場輝康, 藤野安彦, 石川幹夫「軽量鉄骨造2階建住宅の振動実験－その 1 実験の概要と建物の固有振動特性－」第6回日本地震工学シンポジウム(1982)講演集, pp.1001～1008, 1982年12月
- 3) 上場輝康, 金谷 弘, 藤原勝義, 田淵基嗣「軽量鉄骨造2階建住宅の振動実験－その 2 ランダム波振動実験－」第6回日本地震工学シンポジウム(1982)講演集, pp.1009～1016, 1982年12月
- 4) M.Tabuchi, H.Kanatani, K.Fujiwara and T.Kamba : "On the Local Failure of Welded RHS-Column to H-Beam Connections," Welding of Tubular Structures : Proc. of the Second International Conference held in Boston, pp.167～174, July 1984
- 5) T.Kamba, H.Kanatani, K.Fujiwara and M.Tabuchi: "On the Welded Connections of the Centrifugally Cast Steel Tubular Columns," Welding of Tubular Structures : Proc. of the Second International Conference held in Boston, pp.159～166, July 1984

日本建築学会近畿支部研究報告集 関係参考文献

- K1) 田淵基嗣, 金谷 弘, 上場輝康「ビード方向に応力勾配をもつ溶接継目の実験
その6」, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 昭和49年6月
- K2) 上場輝康, 金谷 弘, 青木 学, 藤原俊明「鋼管柱とH形はりラーメン接合部
の研究－立体模型実験－」日本建築学会近畿支部研究報告集, 昭和50年6月
- K3) 辻 昌夫, 金谷 弘, 上場輝康, 青木 学「鋼管柱接合部の研究(その7)」日
本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 277～280, 昭和52年5月
- K4) 青木 学, 金谷 弘, 上場輝康, 辻 昌夫「鋼管柱接合部の研究(その8)－水
平荷重実験－」日本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 281～284, 昭和52年5月
- K5) 上場輝康, 金谷 弘「リングスチフナーで補剛された鋼管接合部の局部破壊に
関する研究」日本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 237～240, 昭和54年6月
- K6) 辻 昌夫, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「交番繰り返し荷重を受ける鋼管柱
接合部の実験」日本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 241～244, 昭和54年6月
- K7) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣「鋼管柱・H形はり接合部の実験研究(入隅部
形状の変化について)」日本建築学会近畿支部研究報告集, 昭和55年6月
- K8) 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 辰田広一, 前田米穂「支管から曲げをうける
角形鋼管分岐継手の局部破壊に関する研究(その1)－正方形鋼管どうしの接合
部の実験－」日本建築学会近畿支部研究報告集, 昭和55年6月
- K9) 辰田広一, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 前田米穂「支管から曲げをうける
角形鋼管分岐継手の局部破壊に関する研究(その2)－すみ肉寸法の影響につい
て－」日本建築学会近畿支部研究報告集, 昭和55年6月
- K10) 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
岐継手に関する研究(その1)－無補強接合部の実験－」日本建築学会 近畿支
部研究報告集, 昭和55年6月
- K11) 田淵基嗣, 金谷 弘, 上場輝康「鋼管柱・H形はり接合部の単純模型実験(ス
チフナーリングとフランジの接合詳細の変化について)」日本建築学会近畿支
部研究報告集 第21号, pp. 441～444, 昭和56年6月
- K12) 林 隆治, 金谷 弘, 藤原勝義, 田淵基嗣, 上場輝康, 前田米穂「支管から曲
げをうける角形鋼管分岐継手の局部破壊に関する研究(その3)－正方形鋼管
どうしの接合部の実験Ⅱ－」日本建築学会近畿支部研究報告集 第21号, pp.
445～448, 昭和56年6月
- K13) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 藤原勝義「高張力遠心鑄鋼管接合部に関する
研究(接合部形状の変化について)」日本建築学会近畿支部研究報告集 第21
号, pp. 449～452, 昭和56年6月
- K14) 藤本悦夫, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 林 隆治「支管から曲げをうける
角形鋼管分岐継手の局部破壊に関する研究(その4)－正方形鋼管どうしの接
合部の実験Ⅲ－」日本建築学会近畿支部研究報告集 第22号, pp. 189～192, 昭

和57年6月

- K15) 林 隆治, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 「支管から曲げをうける角形鋼管分岐継手の局部破壊に関する研究(その5) - 溶接継目形状の影響について -」日本建築学会近畿支部研究報告集 第22号, pp.193~196, 昭和57年6月
- K16) 久戸瀬一夫, 上場輝康, 田淵基嗣, 金谷 弘「ボールジョイントを用いた鋼管立体トラスについて(その5 実大ボールジョイントの圧縮実験)」日本建築学会近畿支部研究報告集 第22号, pp.197~201, 昭和57年6月
- K17) 石川幹夫, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 吉田 孝「長締め高力ボルト引張り接合形式によるコンクリート充てん角形鋼管接合部に関する研究(その1) - 基礎実験 1. コンクリートのクリープによるボルト張力の減少について -」日本建築学会近畿支部研究報告集 第23号, pp.237~240, 昭和58年6月
- K18) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 石川幹夫「長締め高力ボルト引張り接合形式によるコンクリート充てん角形鋼管接合部に関する研究(その2) - 基礎実験 2. 接合部圧縮側, 引張側の応力伝達機構 -」日本建築学会近畿支部研究報告集 第23号, pp.241~244, 昭和58年6月
- K19) 上場輝康, 金谷 弘, 藤原勝義, 田淵基嗣「鋼管柱・H形はり接合部の耐力推定式の検討 - 鋼管の降伏応力度およびスチフナーリング厚の効果について -」日本建築学会近畿支部研究報告集 第23号, pp.245~248, 昭和58年6月
- K20) 上田恭伸, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 山成 実「鋼管骨組の繰返し水平加力実験(その1)」日本建築学会近畿支部研究報告集 第23号, pp.257~260, 昭和58年6月
- K21) 田中 剛, 上場輝康, 田淵基嗣, 金谷 弘「弾性シェル解析によるボールジョイントの剛性・耐力の考察」日本建築学会近畿支部研究報告集 第23号, pp.285~289, 昭和58年6月
- K22) 久戸瀬一夫, 上場輝康, 田中 剛, 田淵基嗣, 金谷 弘「ボールジョイントを用いた鋼管立体トラスについて(その6 - 実大ボールジョイントの引張実験 -)」日本建築学会近畿支部研究報告集 第23号, pp.289~292, 昭和58年6月
- K23) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 石川幹夫, 吉田 孝「長締め高力ボルト引張り接合形式によるコンクリート充てん角形鋼管接合部に関する研究 - その3 水平荷重実験 -」日本建築学会近畿支部研究報告集 第24号, pp.445~448, 昭和59年6月
- K24) 上田恭伸, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「鋼管柱・H形はり接合部の研究 - その2. 接合部変形の骨組全体への寄与率 -」日本建築学会近畿支部研究報告集 第25号, pp.477~480, 昭和60年5月
- K25) 末沢 直, 坂本真一, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「鋼管柱・H形はり接合部パネルの剛性と耐力について(その2)」日本建築学会近畿支部研究報告集

第25号, pp. 481~484, 昭和60年5月

- K26) 坂本真一, 末沢 直, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「高張力遠心鑄鋼管柱・H形はり接合部パネルの剛性と耐力について」日本建築学会近畿支部研究報告集 第25号, pp. 485~488, 昭和60年5月
- K27) 田中 剛, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「ボールジョイントの耐力・剛性に関する実験研究—その 2. ボールジョイントの局部破壊—」日本建築学会近畿支部研究報告集 第25号, pp. 521~524, 昭和60年5月
- K28) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 石川幹夫「長締め高力ボルト引張り接合形式によるコンクリート充てん角形鋼管接合部に関する研究(その 4)—エンドプレート形式接合部—」日本建築学会近畿支部研究報告集 第25号, pp. 521~524, 昭和60年5月
- K29) 上場輝康, 金谷 弘「鋼管柱・H形はり接合部の耐力推定式(F.E.M.解析との比較)」日本建築学会近畿支部研究報告集 第26号, pp. 453~456, 昭和61年5月
- K30) 末沢 直, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「鋼管柱・H形はり接合部パネルの剛性と耐力について(その 4)」日本建築学会近畿支部研究報告集 第26号, pp. 457~460, 昭和61年5月
- K31) 金谷 弘, 藤原勝義, 田淵基嗣, 上場輝康, 山田裕治「鋼管柱とH形はり斜交した接合部に関する研究」日本建築学会近畿支部研究報告集 第26号, pp. 469~472, 昭和61年5月
- K32) 季 小蓮, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 石川幹夫「長締め高力ボルト引張り接合形式によるコンクリート充てん角形鋼管接合部に関する研究—その 5. エンドプレート形式接合部の水平荷重時実験—」日本建築学会近畿支部研究報告集 第26号, pp. 485~488, 昭和61年5月
- K33) 田淵基嗣, 金谷 弘, 上場輝康「ボールジョイントの耐力・剛性に関する実験的研究—その 3. ダイアフラムの補剛効果—」日本建築学会近畿支部研究報告集 第26号, pp. 489~492, 昭和61年5月

日本建築学会大会学術講演梗概集 関係参考文献

- T1) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 山本豊弘「ビード方向に応力勾配をもつ溶接継目の実験(その3)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和48年10月
- T2) 田淵基嗣, 金谷 弘, 山本豊弘, 上場輝康「ビード方向に応力勾配をもつ溶接継目の実験(その4)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和48年10月
- T3) 山本豊弘, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「ビード方向に応力勾配をもつ溶接継目の実験(その5)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和48年10月
- T4) 田淵基嗣, 金谷 弘, 上場輝康「ビード方向に応力勾配をもつ溶接継目の実験(基礎実験のまとめ)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和49年10月
- T5) 青木 学, 金谷 弘, 上場輝康, 藤原俊明「鋼管柱とH形はりラーメン接合部の研究(立体模型実験)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和50年10月
- T6) 上場輝康, 金谷 弘, 青木 学「鋼管柱とH形はり接合部に関する実験研究(その6, 局部変形について)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和51年10月
- T7) 上場輝康, 金谷 弘, 青木 学, 辻 昌夫「鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力についての実験的研究(その1・単純模型実験-1)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1219~1220, 昭和52年10月
- T8) 辻 昌夫, 金谷 弘, 上場輝康, 青木 学「鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力についての実験的研究(その2・単純模型実験-2)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1221~1222, 昭和52年10月
- T9) 金谷 弘, 上場輝康, 青木 学, 辻 昌夫「鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力についての実験的研究(その3・鉛直荷重実験)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1223~1224, 昭和52年10月
- T10) 青木 学, 金谷 弘, 上場輝康, 辻 昌夫「鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力についての実験的研究(その4・水平荷重実験)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1225~1226, 昭和52年10月
- T11) 榎原修治, 金谷 弘, 上場輝康「箱形断面柱接合部の局部破壊に関する研究(直交はりの効果について)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和53年9月
- T12) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣「鋼管接合部の局部変形」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和53年9月
- T13) 田淵基嗣, 金谷 弘, 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
- T14) 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鉛直荷重実験-」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1145~1146, 昭和54年9月
- T15) 辰田広一, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 辻 昌夫「鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力についての実験的研究-その5・鉛直荷重実験II-」日本建築学

会大会学術講演梗概集, pp.1147~1148, 昭和54年9月

- T16) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 辻 昌夫, 辰田広一「鋼管柱・H形はり接合部の局部耐力についての実験的研究—その6・交番繰返し荷重を受ける場合—」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1149~1150, 昭和54年9月
- T17) 辰田広一, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 前田米穂「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)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和55年9月
- T18) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣「交番繰返し荷重をうける鋼管柱接合部の局部破壊(入りすみ部形状の変化について)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和55年9月
- T19) 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耐力に関する研究(その1)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和55年9月
- T20) 林 隆治, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「角形鋼管分岐継手の局部破壊耐力について(不等幅継手の耐力推定式)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和56年9月
- T21) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣「交番繰返し荷重をうける鋼管柱接合部の局部破壊(入りすみ部形状の変化についてⅡ)」日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和56年9月
- T22) 林 隆治, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 藤本悦夫「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)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1787~1788, 昭和57年10月
- T23) 藤本悦夫, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 林 隆治「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Ⅲ)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1789~1790, 昭和57年10月
- T24) 久戸瀬一夫, 上場輝康, 田淵基嗣, 金谷 弘「鋼管立体トラスに用いるボールジョイントの圧縮実験」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1795~1796, 昭和57年10月
- T25) 田中 剛, 上場輝康, 田淵基嗣, 金谷 弘「ボールジョイントの耐力・剛性に関する実験研究(その1・弾性シェル解析による考察)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1295~1296, 昭和58年9月
- T26) 上田恭伸, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 山成 実「鋼管柱ラーメンの水平加力実験(その1)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1417~1418, 昭和58年9月
- T27) 山成 実, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 上田恭伸「鋼管柱ラーメンの水平加力実験(その2)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1419~1420, 昭和58年9月

- T28) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 石川幹夫, 吉田 孝「高力ボルト引張接合によるコンクリート充てん角形鋼管柱接合部に関する研究(その1・基礎実験)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 2529~2530, 昭和58年 9月
- T29) 末沢 直, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「鋼管柱・H形はり接合部パネルの剛性と耐力について(その1)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1571~1572, 昭和59年10月
- T30) 上田恭伸, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「鋼管柱・H形はり接合部の研究—その1・接合部の変形について—」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1573~1574, 昭和59年10月
- T31) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 石川幹夫, 吉田 孝「高力ボルト引張接合によるコンクリート充てん角形鋼管柱接合部に関する研究—その2・水平荷重時の接合部パネル性状について—」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 2775~2776, 昭和59年10月
- T32) 末沢 直, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 坂本真一「鋼管柱・H形はり接合部パネルの剛性と耐力について(その3)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 919~920, 昭和60年10月
- T33) 坂本真一, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 末沢 直「高張力遠心鑄鋼管柱・H形はり接合部の耐力と剛性について」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 921~922, 昭和60年10月
- T34) 上田恭伸, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康「鋼管柱ラーメン接合部変形の骨組変形への寄与率—その1・接合部変形を考慮した骨組の弾塑性解析—」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 923~924, 昭和60年10月
- T35) 上場輝康, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上田恭伸「鋼管柱ラーメン接合部変形の骨組変形への寄与率—その2・変形成分の寄与率—」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 925~926, 昭和60年10月
- T36) 季 小蓮, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康, 石川幹夫「高力ボルト引張接合によるコンクリート充てん角形鋼管柱接合部に関する研究—その3・エンドプレート形式接合部の耐力評価—」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 927~928, 昭和60年10月
- T37) 滝波雅元, 金谷 弘, 上場輝康「鋼管柱・H形はり接合部の局部変形 I (有限要素法による弾性解析)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 971~972, 昭和61年8月
- T38) 上場輝康, 金谷 弘, 滝波雅元「鋼管柱・H形はり接合部の局部変形 II (局部変形初期剛性の推定式)」日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 973~974, 昭和61年8月