

第4章 一定軸力と変動水平力を受ける角形鋼管柱の弾塑性挙動

§ 4. 1 序

前章では、円形鋼管柱が一定軸力と変動水平力を受ける時の弾塑性性状について述べ、径厚比が大きい円形鋼管柱は局部座屈により全塑性モーメントを期待出来ないこともあることを示した。本章では、同じく閉鎖型断面である角形鋼管を対象とし、角形鋼管柱材の弾塑性性状について述べる。角形鋼管は1981年に改訂された新耐震設計法で、層間変形角の確認をする必要が出来てから、急速に柱材として使用されるようになってきている。また、角形鋼管は2方向に対して、剛性、耐力が等しいため、従来のH形鋼を柱材に使っていたときのように弱軸方向にブレースをいれる必要がなく、平面計画上の自由さもあり、現在では鋼構造の柱材として一般に使用されている。

本章での研究目的は局部座屈現象を支配する幅厚比と柱の軸力比をおもな実験変数にとり、一定軸力と変動水平力を受ける角形鋼管片持ち柱の実験を行うことにより、1) 耐力、変形能力に及ぼす幅厚比、軸力比の影響を調べること、2) 断面の曲げ耐力の評価方法を示すこと、また3) 塑性設計で使われている柱材の設計式^{4.1)}の妥当性について検討することである。

角形鋼管に関係する既往の研究としては、角形鋼管の機械的性質を調べたものとして、五十嵐・辻岡ら^{4.2), 4.3)}は冷間成形角形鋼管に対して、残留応力、断面各部の強度を測定し管軸方向で外面は引張、内面は圧縮、管周方向では、外面圧縮、内面引張の残留ひずみがあること、溶接部、角部の降伏応力、引張り強さは平板部よりも大きくなっていることを示している。同様な実験結果を田淵・金谷ら^{4.4)}も示している。加藤・青木ら^{4.5), 4.6)}は角部の降伏応力度は平板部より40～50%程度大きくなっており、また角部での引張り強さ時のひずみはコイル原板の1～2割しかないことを示している。また、残留応力を測定し管軸方向の残留応力が管周方向よりも大きく、降伏応力度の半分程度あることを示している。加藤・青木^{4.7)}、辻・北川^{4.8)}らは冷間成形角形鋼管の製造過程をモデル化し、解析的に残留応力を求め断面の板厚方向の残留応力分布は単純な3角形や長方形分布とはならず複雑な分布となることを示している。

圧縮材に対しては、加藤・西山^{4.9), 4.19)}は角形鋼管の局部座屈耐力、変形能力の予測式を実験的に求めている。川島・西村^{4.11)}、森脇・榊原ら^{4.12)}は3種類の製法の異なる角形鋼管の残留応力を測定し、残留応力の影響を考慮した柱曲線を求めている。加藤・李^{4.13), 4.14)}は冷間成形角形鋼管の座屈実験および数値解析により、非焼鈍材はSSRCのカーブ2でよい一致を示すことを示している。辻・北川^{4.15), 4.16)}は冷間成形角形鋼管材の製造過程における塑性加工履歴の影響を考慮して座屈挙動解析を行っており、また座屈実験を行っている。

曲げ材あるいは柱材の性状を調べたものとして、加藤・秋山ら^{4.17)-4.19)}は4枚の鋼板を溶接して製作した角形鋼管柱に対して、短柱圧縮試験、曲げ試験、一定軸力下での曲げ試験を行うことにより、荷重-変形関係を与える実験式を提案している。

また、冷間成形角形鋼管に対して短柱圧縮試験、曲げ試験を行うことにより、荷重－変形関係の実験式を示している^{4.20)}。鈴木・酒井ら^{4.21)－4.23)}も鋼板を溶接により組み立てた角形鋼管に対して一定軸力の下で曲げ試験を行い、軸力比、細長比が挙動に及ぼす影響を調べ、また塑性変形を改善するために、塑性ヒンジ部および全長を補強した角形鋼管の実験を行っている。山田・辻ら^{4.24)－4.28)}、山田・河村ら^{4.29)－4.34)}、辻・北^{4.35)}は一定鉛直荷重の下で複曲率曲げを受ける冷間成形角形鋼管の実験を、幅厚比、軸力比、変位振幅を実験変数にとり行い、弾塑性性状を検討している。五十嵐、辻岡ら^{4.36)－4.39)}は、等曲げ、一定軸力と等曲げ、片持ち柱の柱頭にせん断力を載荷する実験を幅厚比等を実験変数として行い、弾塑性性状に及ぼす実験変数の影響を検討している。また、角形鋼管柱材の変形能力に着目した研究として、三谷ら^{4.40)}は既往の実験結果より変形能力を推定する実験式を提案し、加藤^{4.41)}は短柱圧縮試験の統計的評価値に基づき、幅厚比と部材の変形能力の関係式を求め、実験値と比較している。

しかしながらこれらの研究は比較的幅厚比が小さい範囲の角形鋼管を用いたものが多く、また本章で目的とする角形鋼管柱の耐力や変形能力に及ぼす幅厚比、軸力比の影響や、幅厚比制限値を超える断面を含めた角形鋼管の耐力評価方法、柱材の設計式の妥当性については明らかにされているとは言えない。以上のことから、本章では幅厚比と柱の軸力比を主な実験変数にとり、載荷実験を行うことにより上述の研究目的に対する検討を行う。また、局部座屈後挙動を追跡するための解析を、三谷ら^{4.43)}がH形鋼柱材に対して行った極限解析を適用し、行った。

§ 4. 2 実験

4. 2. 1 実験計画

一定鉛直荷重の下で、変動水平力を受ける角形鋼管柱の弾塑性挙動を調べるために、

(1) 角形鋼管の板要素の幅厚比 B/t (B : 鋼管の全幅, t : 板厚)

: 22, 25, 31, 33, 47, 58,
60, 75, 94

(2) 軸力比 $n (= P/P_y)$, (P : 一定鉛直荷重, P_y : 柱断面の降伏軸力)

: 0.1, 0.3, 0.45, 0.5, 0.6

を実験変数として、実験計画をたてている。試験体数はこれらの変数を組み合わせて、合計38体の実験を行った。なお、降伏軸力 P_y は角形鋼管の断面積に降伏応力度を乗じて求めた。

実験条件を表4.1に示す。同表における試験体名は、実験条件を表し、最初の2桁の数字で角形鋼管の幅厚比を、最後の数字で軸力比を10倍した値を示している。試験体名の最初にHがついている試験体は高張力鋼鋼板より製作した角形鋼管試験体

であることを示す。試験体名の最後にCがついている試験体は繰返し加力を行ったものであり、Aのついたものは焼きなましを行っている。また、Dのついた試験体は鋼管の溶接シーム部がフランジ面となるように設置したものである。なお、No. 27～38の試験体は次章のコンクリート充填鋼管柱の幅厚比制限値に関する研究に対して実験されたものである。

表中の(2)および(3)はそれぞれ、鋼構造設計規準^{4.42)}(以下規準)の幅厚比制限値と鋼構造塑性設計指針^{4.1)}(以下指針)の幅厚比制限値である(本論文では、角形鋼管の幅厚比を鋼管全幅/板厚と定義している。規準の幅厚比制限値は角形鋼管の平板部分に対して規定されているが、本論の幅厚比と対応させるために、鋼管隅角部の円弧部の半径が板厚中心で板厚tの1.5倍であることより、値4を加えている)この表より、規準の制限値を満足する幅厚比は22, 25, 31, 33のもの、指針の幅厚比制限値を満足するのは幅厚比が22のものであることがわかる。

(1) : 公称幅厚比 (2) : 規準の幅厚比制限値

(3) : 指針の幅厚比制限値

表4.1 実験条件と鋼材の機械的性質

σ_y : 降伏応力度 λ : 細長比 ($2l/i$; l は材長, i は細長比)

σ_u : 引張り強度 Y : 降伏比 e_u : 伸び

est : ひずみ硬化開始時のひずみ度

No.	試験体	公称 幅厚比 (1)	74 $\sqrt{\sigma_y} + 4$ (2)	(1) (2)	47 $\sqrt{\sigma_y}$ (3)	(1) (3)	軸力比 n	細長比 λ	σ_y (t/cm^2)	σ_u (t/cm^2)	Y (σ_y/σ_u)	e_u (%)	est (%)
1 2 3	221 223 225	22.2	41.3	0.53	23.7	0.94	0.1 0.3 0.5	37.8	3.93	4.30	0.92	20.6	1.08
4 5 6 7	251(1) 251(2) 253 253C	25.0	38.3	0.65	21.8	1.15	0.1 0.1 0.3 0.3	25.1	4.65	5.27	0.88	15.0	2.39
8 9	311 313	31.2	39.8	0.78	22.7	1.37	0.1 0.3	37.5	4.28	4.83	0.89	20.2	2.39
10 11 12 13 14 15	331 333 335 331C 333C 335C	33.3	38.9	0.85	22.2	1.50	0.1 0.3 0.45 0.1 0.3 0.45	24.9	4.49	5.12	0.88	17.7	2.70
16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26	471 473 473D 475 476 471A 473A 475A 471C 473C 476C	46.9	44.7	1.04	25.8	1.82	0.1 0.3 0.3 0.5 0.6 0.1 0.3 0.5 0.1 0.3 0.6	24.7	3.31	4.74	0.70	27.1	0.85
27 28	471 473		41.6	1.12	23.9	1.96	0.1 0.3	24.9	3.87	4.88	0.79	19.0	1.40
29 30	601 603	60.0	41.3	1.45	23.7	2.53	0.1 0.3	24.7	3.94	4.59	0.86	21.5	1.97
31 32	751 753	75.0	42.9	1.74	24.7	3.04	0.1 0.3	24.7	3.62	4.42	0.82	22.9	1.68
33 34	941 943	93.8	42.9	2.18	24.7	3.80	0.1 0.3	24.7	3.63	4.54	0.80	26.3	1.72
35 36	H-471 H-473	46.9	37.0	1.27	21.1	2.22	0.1 0.3	24.9	5.03	6.09	0.83	16.3	0.85
37 38	H-581 H-583	57.7	37.2	1.55	21.0	2.75	0.1 0.3	24.9 25.1	4.97 4.96	6.16 6.15	0.81 0.81	17.6 16.6	1.10 1.05

4. 2. 2 試験体

試験体は、前章と同様に骨組が水平力を受けるときの柱材の反曲点と材端の間を抽象化したもので、一端固定、他端自由となる片持ち柱である。

試験体に用いた角形鋼管は、公称断面せい（ D ）および幅（ B ）が100mm（ $B/t = 22, 31$ ）または150mm（ $B/t = 25, 33, 47, 58, 60, 75, 94$ ）である。板厚 t は6mm（ $B/t = 25$ ）、4.5mm（ $B/t = 22, 33$ ）、3.2mm（ $B/t = 31, 47$ ）、2.6mm（ $B/t = 58$ ）、2.5mm（ $B/t = 60$ ）、2.0mm（ $B/t = 75$ ）、1.6mm（ $B/t = 94$ ）の7種類である。

幅厚比が22, 25, 31, 33の角形鋼管は市販の電縫鋼管であり、幅厚比が47, 58, 60, 75, 94のものは鋼板から溝形断面を成形し、つぎに一对の溝形断面を突合せ溶接することによって制作した。いずれも、鋼管角部の円弧部は板厚中心の半径が板厚の1.5倍である。熱処理は行っていないものを基準としたが、幅厚比が47の角形鋼管については、焼きなましを行った試験体3体を含めている。

図4.1に試験体の形状・寸法を示す。試験体の上端部には、試験体を球座に取り付けるため、下端部には、試験体を加力装置に固定するために鋼板を溶接している。固定端と球座の中心までの距離は75cmである。

各試験体の実験条件および鋼材の機械的性質を表4.1に示す。鋼材はJIS1号引張試験片3本の平均値である。

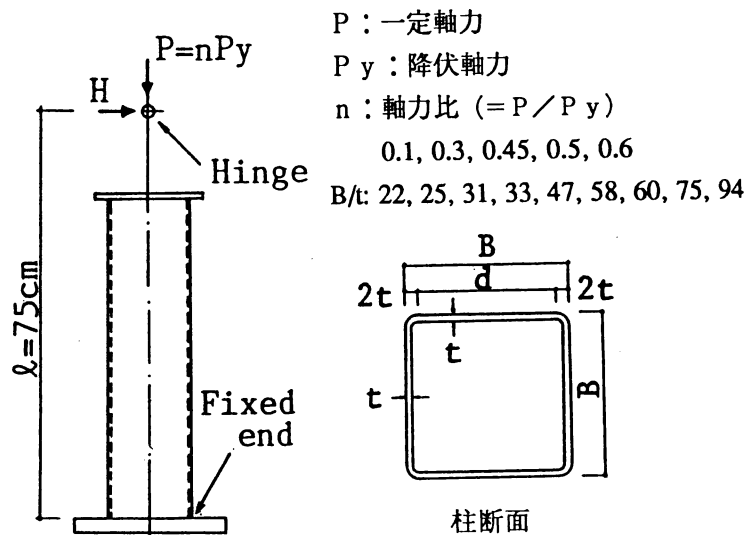


図4.1 試験体

4. 2. 3 加力装置および加力方法

加力装置を図4. 2に示す。これは第3章の装置と全く同様である。実験は、鉛直荷重Pを試験体に500 tアムスラー型試験機で加え、一定に保持したあとにオイルジャッキで準静的に水平力Hを加えた。試験体の柱脚部は支持ビームにPC鋼棒を用いて固定されている。水平力の荷重方法は、単調加力用の試験体には、加力装置の能力の範囲内あるいは試験体に載荷した軸力が維持できる限りできるだけ大きい水平変位を与えた。繰返し載荷用の試験体は、柱部材角(δ / ℓ)で制御し、まず部材角 $\pm 1 / 150$ の一定振幅で水平力を4サイクル加えた。その後、変位振幅を4サイクルごとに $1 / 150$ ずつ増加させた。ただし、抵抗力が低下し始めた変位振幅では、その変位振幅で抵抗力が50%程度低下するまで繰返し水平力を与えた。なお、試験体のセットは鋼管の溶接シーム部分がウェブ位置となるように設置したが、表4. 1の473D (No. 18)のみは、溶接シーム部分がフランジ位置となるように設置した。

4. 2. 4 測定方法

鉛直荷重Pは試験機の計測部、水平力Hはジャッキ先端部にとりつけたロードセルで測定した。水平変位 δ は、支持ビームと加力盤の相対変位を支持ビーム上に設置した変位計で計測した。

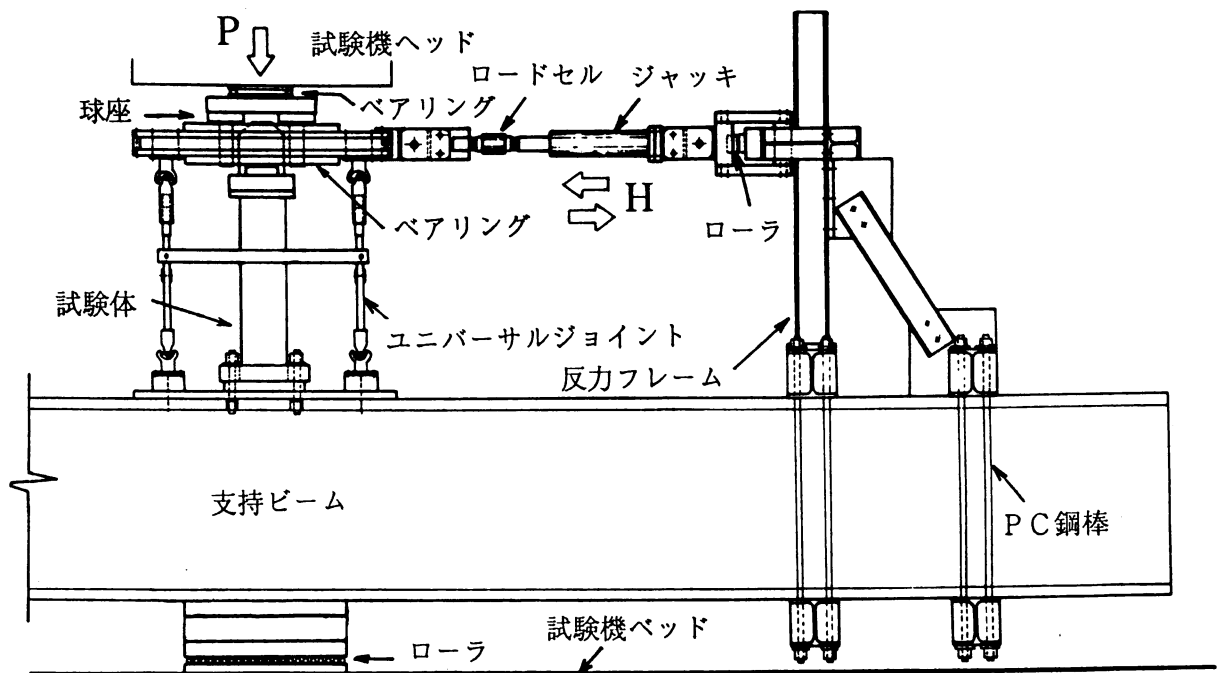


図4.2 加力装置

4. 2. 5 実験結果

(1) 単調挙動 図4. 3に単調载荷を受ける試験体の水平力(H)－水平変位(δ)関係を示す。(a)～(m)の各図には同じ幅厚比で軸力比が異なる試験体の結果を示している。図中に視察により確認したウェブおよびフランジの座屈発生点を記号f, wで示している。また、一点鎖線で剛塑性崩壊直線を示す。剛塑性崩壊直線は、前章と同様に柱脚部に塑性ヒンジが生じるとして求めた。塑性ヒンジ点での曲げモーメント M_{pc} は次式で求めた。なお M_{pc} の算定には角形鋼管隅角部の円弧部分は直線に置換している。

塑性中立軸がウェブ内にあるとき、

$$M_{pc} = B \cdot t \cdot (D - t) \cdot \sigma_y + 2 \cdot (x_n - t) \cdot (D - t - x_n) \cdot t \cdot \sigma_y \quad (4. 1)$$

ただし、中立軸位置を表す x_n (圧縮側最外縁から中立軸までの距離)は次式で与えられる。

$$x_n = \frac{P + 2 \cdot \sigma_y \cdot D \cdot t}{4 \cdot t \cdot \sigma_y} \quad (4. 2)$$

塑性中立軸がフランジ内にあるとき

$$M_{pc} = B \cdot (D - x_n) \cdot x_n \cdot \sigma_y \quad (4. 3)$$

$$x_n = P / (2 \cdot \sigma_y \cdot B) - t \cdot (D - 2 \cdot t) / B + (D - t) \quad (4. 4)$$

ここで、B：角形鋼管の幅、D：鋼管のせい、t：鋼管の板厚、 σ_y ：鋼管の降伏応力度、である。

試験体251(1)、(2)は柱脚の溶接熱影響部に亀裂が発生し、抵抗力を失った。その他の試験体は、柱脚部にフランジの座屈が発生し、それに引き続くウェブの座屈のあと抵抗力の低下が生じた。軸力比が大きくなるほど、抵抗力の低下は小さい変位で生じ、耐力後の抵抗力の低下も大きいこと、またフランジ、ウェブが座屈するときの変位が小さいことがわかる。剛塑性崩壊直線と実験結果の関係は、軸力比、幅厚比が大きくなるにつれて剛塑性崩壊直線が示す耐力に到達しにくくなることがわかる。

亀裂が生じなかった試験体に関しては、幅厚比の違いによって局部座屈の発生点と水平力－水平変位関係の間におおむね以下の3種類の関係が観察される。a) 幅厚比が小さい角形鋼管(幅厚比 $B/t = 2.2, 2.5$)はフランジの座屈からウェブの座

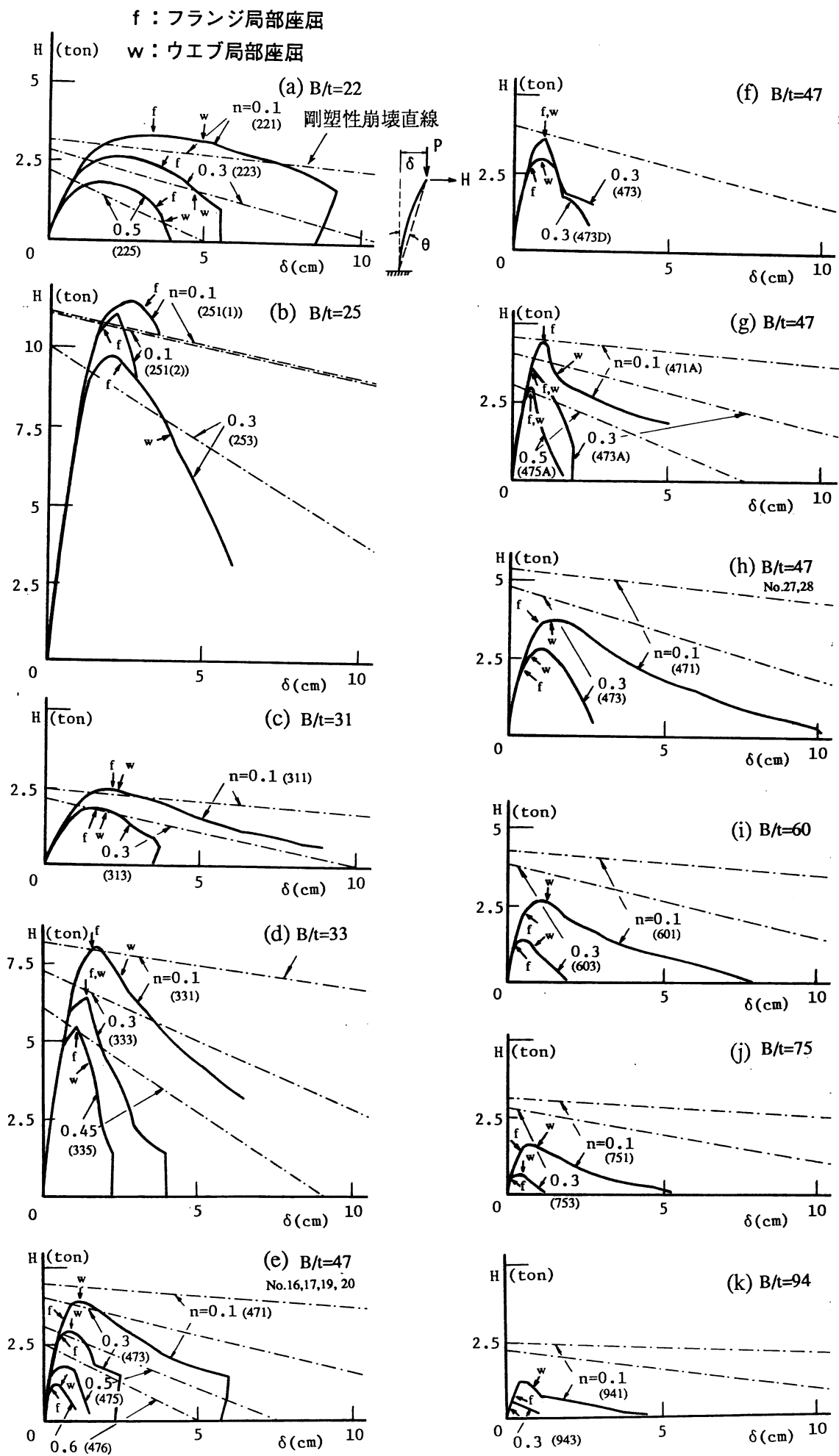


図 4.3 水平力 (H) - 水平変位 (δ) 関係 (つづく)

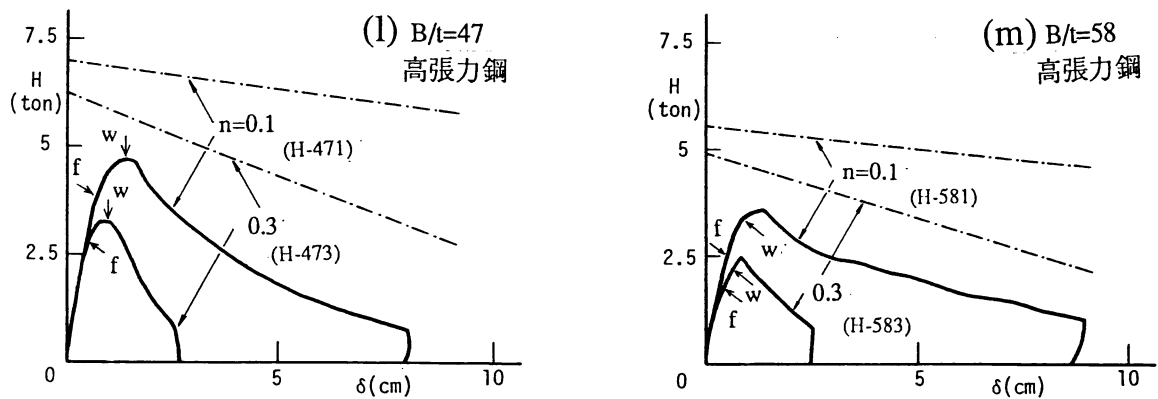


図4.3 水平力 (H) - 水平変位 (δ) 関係 (つづき)

屈まである程度の塑性変形をして抵抗力が低下する。 b) 幅厚比が31, 33, 47の角形鋼管はフランジが局部座屈したあと、ウェブの局部座屈がすぐに、あるいは同時に生じて急激な抵抗力の低下が生じる。 c) 幅厚比が58を超える角形鋼管では、フランジの局部座屈が小さい変形で生じ、その後多少の抵抗力の上昇が起こったのち、ウェブの座屈で急激に抵抗力が低下する。

以上の事は、幅厚比が小さいとき(幅厚比22, 25)にはフランジが局部座屈した後のフランジの抵抗力の低下が少なく、ウェブが負担する圧縮力の大きさに大きな変化がないことによりウェブの座屈までにある程度変形をすることが出来、幅厚比が33, 47程度の板要素ではフランジが座屈した後のフランジ板要素の抵抗力低下が激しく、ウェブに急激に圧縮力が作用することによりウェブもすぐに局部座屈したものと考えられる。幅厚比が60以上の試験体では、後述するようにほぼ弾性域で座屈を生じており、板の座屈後耐力で抵抗力が上がったあと、ウェブの座屈で抵抗力が低下するものと考えられる。

局部座屈の波形はフランジ面とウェブ面が交互に凹凸になるモードであった。

(2) 繰返し挙動

図4.4に繰返し荷重を受ける試験体の水平力-水平変位関係を示す。図4.3と同様にf, wでフランジおよびウェブの局部座屈が発生した点を示している。繰返しを受ける試験体も、単調挙動と同様に、フランジの局部座屈、ウェブの局部座屈が発生し、抵抗力の低下が生じた。ウェブの局部座屈発生が観察された時点より抵抗力の低下が顕著となることが、観察される。

幅厚比が小さい試験体(253C)、あるいは軸力比が小さい試験体(331C)では、抵抗力の低下が生じる変位振幅は $\delta = 1.5 \text{ cm}$ (柱部材角 $\delta / \ell = 3 / 150$)であるのに対して、幅厚比が大きい、または軸力比が大きい試験体では $\delta = 1 \text{ cm}$ ($\delta / \ell = 2 / 150$)とより小さい変位振幅で抵抗力の低下が生じている。

剛塑性崩壊直線の示す耐力には幅厚比が33の試験体までが到達し、47の試験体は到達できていない。

§ 4. 3 局部座屈後挙動の解析

4. 3. 1 解析モデルと解析仮定

本節では、軸力と単調水平力を受ける角形鋼管柱が局部座屈を生じたあとの挙動を予測するための局部座屈崩壊形を仮定した極限解析を行う。三谷ら^{4, 43)}は、H形鋼柱に対して局部座屈後の挙動を解析しているが、本節の解析はフランジの崩壊形の仮定の違いを除けば、三谷らの解析と同様である。

軸力と変動水平力を受け、局部座屈した状態を図4. 5に示すようにモデル化する。問題は「塑性ヒンジの抵抗モーメント M -回転角 θ 関係を求める」ことである。解析に用いた仮定を以下に記す。

1. 崩壊機構は図4. 6に示すものを仮定する。図中、太線部、斜線部および縦線部に実挙動における塑性変形を集約する。ウェブとフランジの交線はピンとする
2. 材料はMisesの降伏条件を満たす完全剛塑性材料である
3. 図4. 5のせん断力 Q のする仕事は無視する
4. 変形は微小である
5. 圧縮側フランジのひずみの算定に際して、板厚は断面せい、幅に比較して小さいとして無視する

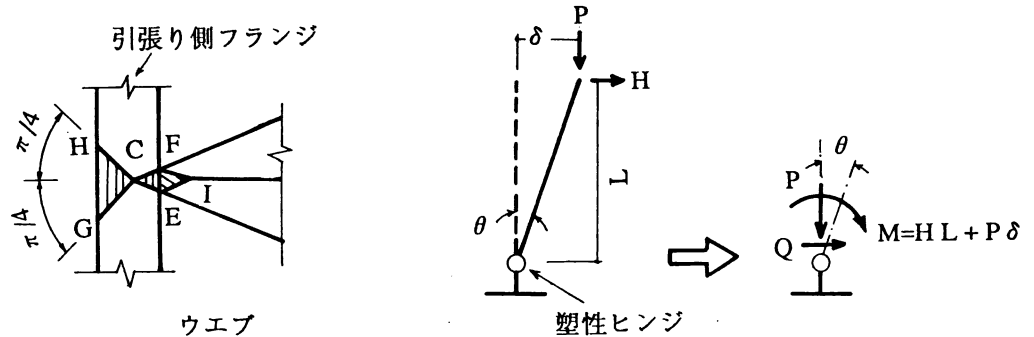


図4.5 柱部材のモデル化

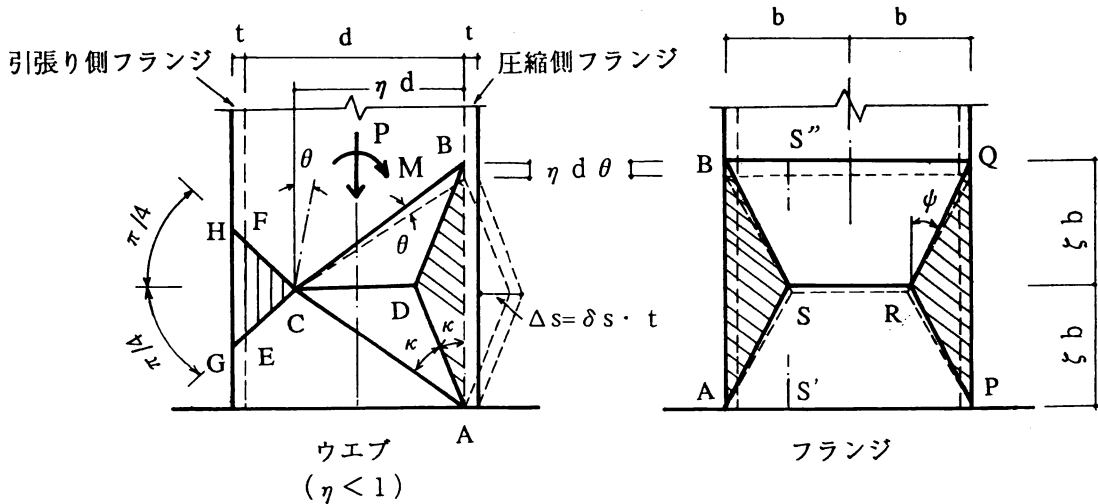


図4.6 局部座屈崩壊機構

図4.6の崩壊形で材はC点を中心にして回転するものとしている。また、フランジ部分のAP, RS, BQ, AS, BS, ウェブ部分のAD, BD, AC, CD, BC, DI等は塑性関節線であり、この部分で板要素は折れ曲がっている。また、 Δ -ASB, ADB, EFIはフランジとウェブの交線回りに回転しながら変形する部分、 Δ -CGH, CEF, CGHは板要素の面外変形を伴わずに変形する部分である。

図中に記号を示しているが、 ξ , ϕ , κ , η は崩壊形を規定するパラメータで、 ξ はフランジの材長方向変形部分の長さ、 ϕ , κ は塑性関節線の方法、 η はC点から圧縮側フランジまでの距離を表す。なお、 κ は幾何学的関係から ξ , η により表現でき、独立な変数は ξ , ϕ , η である。また、フランジ半幅をb, ウェブせいをd, フランジおよびウェブの板厚をtとする。

4.3.2 解析方法

図4.5に示すように塑性ヒンジが θ 回転した状態での抵抗モーメントMを塑性学の上界定理に基づき算定する。モーメントMは、 θ から仮想の回転増分 $\delta\theta$ を考え、その時の外力のなす仮想仕事増分と仮定した崩壊形の変形部分でのエネルギー散逸率 δDP を等値することにより求める。すなわち、下式が基礎式となる。

$$M \cdot \delta\theta + P \cdot (\eta - 0.5) \cdot d \cdot \delta\theta = \delta DP \quad (4.5)$$

ここで、Pは一定軸力（圧縮を正）、dはウェブせいである。

この式をモーメントMについて解くことにより、次式が得られる。

$$M = -P \cdot (\eta - 0.5) \cdot d + \delta DP / \delta\theta \quad (4.6)$$

式(4.6)中の δDP は、図4.6中のある1つの塑性関節線のエネルギー散逸率を δDH 、フランジとウェブの交線まわりの回転を伴いながら軸方向変形が生じる部分の1つを δDS 、板面内で軸方向変形が生じる部分の1つを δDN とすれば、 δDP はこれらの総和で、下式で得られる。

$$\delta DP = \Sigma \delta DH + \Sigma \delta DS + \Sigma \delta DN \quad (4.7)$$

ここで、塑性ヒンジの回転角 θ および崩壊形を規定するパラメータである図4.6中に示す ξ , ϕ , η を与えてやれば、モーメントMは式(4.6)により求めることができる。塑性学の上界の定理より、式(4.6)による抵抗モーメントMは精解に対して上界を与えることから、Mを最小とするように、 ξ , ϕ , η を選んでやればよい。

以下に、各塑性変形部分でのエネルギー散逸率を求める。なお、応力、ひずみに関して符号は圧縮を正とする。

a) 塑性関節線におけるエネルギー散逸率 δDH

a. 1 一般式 まず一般的に、図4.7に示すような材軸と角度 ϕ をなす塑性関節線のエネルギー散逸率 δDH を求める。塑性関節線が生じた板要素の板厚を t 、塑性関節線の長さを l_h とし、平面応力状態を仮定して、塑性関節線に直角方向の垂直応力度を σX 、関節線方向の垂直応力度を σY 、せん断応力度を τ とする。

塑性関節線は剛体部分に接していることより、 $l_h = \text{一定}$ 、すなわち $\delta \epsilon Y = 0$ の条件より、塑性関節線におけるエネルギー散逸率 δDH は次式で得られる。なお、積分は塑性関節線を形成する部分の体積に関するものである。

$$\delta DH = \int (\sigma X \cdot \delta \epsilon X + \tau \cdot \delta \gamma) dV \quad (4.8)$$

ここで、塑性関節線での崩壊機構を図4.8のように仮定し、関節線での回転角増分を $\delta \rho$ とすると、関節線に垂直な方向のひずみ増分 $\delta \epsilon X$ は次式で得られる。

$$\delta \epsilon X = \pm \delta \rho / 2 \quad (4.9)$$

平面応力におけるミーゼスの条件は、降伏応力度を σ_y とすると、下式となるから、

$$F = \sigma X^2 + \sigma Y^2 - \sigma X \cdot \sigma Y + 3\tau^2 - \sigma_y^2 = 0 \quad (4.10)$$

式(4.8)の $\delta \epsilon X$ に対応する応力 σX 、および σY 、せん断応力度 τ は、次式の塑性流れ法則と、 σY は $\delta \epsilon Y = 0$ より、 $\sigma Y = \sigma X / 2$ であるから、式(4.12)で σX 、 τ 、 σY は表せる (λ は非負の定数)。

$$\delta \epsilon X / (\partial F / \partial \sigma X) = \delta \epsilon Y / (\partial F / \partial \sigma Y) = \delta \gamma / (\partial F / \partial \tau) = \lambda \quad (4.11)$$

$$\begin{aligned} \sigma X &= (2/3) \cdot \lambda \cdot \delta \epsilon X \\ \tau &= (1/6) \cdot \lambda \cdot \delta \gamma \\ \sigma Y &= (1/3) \cdot \lambda \cdot \delta \epsilon X \end{aligned} \quad (4.12)$$

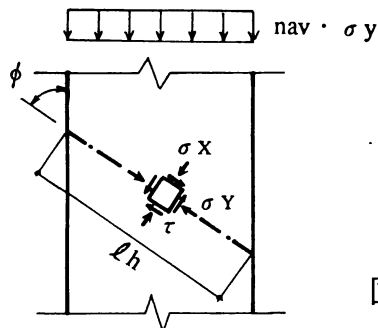


図4.7 塑性関節線

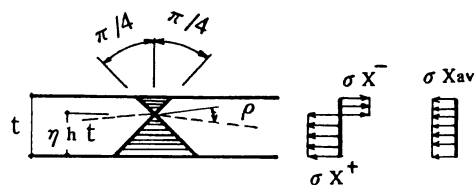


図4.8 塑性関節線での崩壊機構と応力状態

これらの応力度で降伏していることより、上式をミーゼスの降伏条件式(4.10)に代入して、 λ を求め式(4.12)に代入すると、 σ_X , τ は次式となる。

$$\sigma_X = (2/3) \cdot \delta \varepsilon_X \cdot \sigma_y / \sqrt{(\delta \varepsilon_X)^2/3 + (\delta \gamma)^2/12} \quad (4.13)$$

$$\tau = (1/6) \cdot \delta \gamma \cdot \sigma_y / \sqrt{(\delta \varepsilon_X)^2/3 + (\delta \gamma)^2/12}$$

以下に、式(4.8)の δDH の算定に必要な τ , $\delta \gamma$ と式(4.9)で求められる $\delta \varepsilon_X^\pm$ の関係を求める。

板要素に作用する軸方向応力度を $n_{av} \cdot \sigma_y$ とすると、 τ および σ_X の平均値 σ_{Xav} は力の釣合よりそれぞれ次式となる。

$$\tau = n_{av} \cdot \sigma_y \cdot \sin \phi \cdot \cos \phi \quad (4.14)$$

$$\sigma_{Xav} = n_{av} \cdot \sigma_y \cdot \sin^2 \phi \quad (4.15)$$

$\sigma_Y = \sigma_X/2$ を、式(4.10)に代入し σ_X を τ の関数として求め、式(4.14)を代入すると、次式となる。

$$\begin{aligned} \sigma_X^\pm &= \pm 2 \sqrt{\sigma_y^2 - 3 \tau^2} / \sqrt{3} \\ &= \pm 2 \sigma_y \cdot \sqrt{1 - A} / \sqrt{3} \quad (\text{複号同順}) \end{aligned} \quad (4.16)$$

ここで、

$$A = 3 \cdot (n_{av} \cdot \sin \phi \cdot \cos \phi)^2 \quad (4.17)$$

式(4.12)より、 $\delta \gamma = (4 \tau / \sigma_X) \cdot \delta \varepsilon_X$ であるから、式(4.14)、(4.16)を代入することにより、 $\delta \gamma$ が $\delta \varepsilon_X$ の関数として次式で表現できる。

$$\begin{aligned} \delta \gamma^\pm &= \pm 2 \cdot \sqrt{3} \cdot n_{av} \cdot \sin \phi \cdot \cos \phi \cdot \delta \varepsilon_X^\pm / \sqrt{1 - A} \\ &\equiv \pm K \cdot \delta \varepsilon_X^\pm \end{aligned} \quad (4.18)$$

$$\text{ここで } K = 2 \cdot \sqrt{3} \cdot n_{av} \cdot \sin \phi \cdot \cos \phi / \sqrt{1 - A}$$

塑性関節線での中立軸位置を表すパラメータを図4. 8に示すように、 ηh とすると、塑性関節線での圧縮側、引張側の体積がそれぞれ $(\eta h \cdot t)^2 \cdot \ell h$ 、 $(1 - \eta h)^2 \cdot t^2 \cdot \ell h$ であることに注意して、式(4. 8)に式(4. 9)、(4. 13)、(4. 18)を代入することにより、 δDH は次式で得られる。

$$\delta DH = (1/3) \cdot \sqrt{12 + 3K^2} \cdot \sigma y \cdot (\delta \rho / 2) \times \{ (\eta h \cdot t)^2 \cdot \ell h + (1 - \eta h)^2 \cdot t^2 \cdot \ell h \} \quad (4. 19)$$

ここで、板要素の圧縮縁からの中立軸比 ηh は、塑性関節線に垂直方向の力の釣合より、次式がえられ、式(4. 21)となる。

$$t \cdot \eta h \cdot \sigma X + t \cdot (1 - \eta h) \cdot \sigma X = t \cdot \sigma X_{av} \quad (4. 20)$$

$$\eta h = 0.5 + \sqrt{3} \cdot n_{av} \cdot \sin^2 \phi / 4 / \sqrt{1 - A} \quad (4. 21)$$

式(4. 21)を式(4. 19)に代入して、 δDH は下式となる。

$$\delta DH / (b \cdot d \cdot t \cdot \sigma y) = 1 / (8 \cdot \sqrt{3}) \cdot \ell h \cdot t \cdot \{ 4 + 3 \cdot n_{av} \cdot \sin^4 \phi / (1 - A) \} \cdot \delta \rho / \sqrt{1 - A} / b / d \quad (4. 22)$$

上式が材軸と角度 ϕ 傾斜している塑性関節線のエネルギー散逸率である。以下に仮定した崩壊形で式(4. 22)を算定するのに必要な諸量を記す。

a. 2 塑性関節線の回転角 ρ 図4. 6の塑性関節線APの回転角 ρ_{AP} は、S点の面外変位を ΔS ($\equiv t \cdot \delta s$)とすると、変形が微小であるとして近似的に次式でもとまる。

$$\rho_{AP} = t \cdot \delta s / (\zeta \cdot b) \quad (4. 23)$$

他の塑性関節線の回転角も、図4. 6におけるD点、I点の面外変位をそれぞれ ΔD ($\equiv \delta D \cdot t$)、 ΔI ($\equiv \delta I \cdot t$)とすると、塑性関節線に垂直な3角形を考え、その幾何学的な関係より求めることができる。

D点およびI点の面外変位 ΔD 、 ΔI は回転中心Cからの距離に比例し、 ΔD 、 ΔI はS点の面外変位 ΔS で表すことができる。

$$\Delta D = [1 - \{ \zeta \cdot b / (\eta \cdot d) \} \cdot \tan \kappa] \cdot \Delta S \quad (4. 24)$$

$$\Delta I = [1 + \{ \zeta \cdot b / (\eta \cdot d) \} \cdot \cot \kappa] \cdot \{ (\eta - 1) / \eta \} \cdot \Delta S$$

したがって、すべての塑性関節線の回転角 ρ_{ij} (i, j は塑性関節線の端部の位置を示す) は、塑性関節線 AP の回転角 ρ_{AP} で表現でき、以下の式で得られる。

$$\begin{aligned} \rho_{RS} &= \rho_{CD} = \rho_{ID} = 2 \cdot \rho_{AP} \\ \rho_{AR} &= \rho_{BR} = \rho_{AP} / \sin \phi \\ \rho_{AC} &= \rho_{BC} = [1 - \{\zeta \cdot b / (\eta \cdot d)\} \cdot \tan \kappa] \cdot \cot \kappa \cdot \rho_{AP} \quad (4.25) \\ \rho_{AD} &= 2 \cdot [1 - \{\zeta \cdot b / (\eta \cdot d)\} \cdot \tan \kappa] \cdot \cos \kappa \cdot \cot \kappa \cdot \rho_{AP} \\ \rho_{EI} &= 2 \cdot \{\tan \kappa + \zeta \cdot b / (\eta \cdot d)\} \cdot \sin \kappa \cdot \rho_{AP} \end{aligned}$$

これらの増分を考えることにより、全ての塑性関節線の回転角増分が、塑性関節線 AP の回転角増分 $\delta \rho_{AP}$ を用いて表現できることになる。

a. 3 $\delta \rho_{AP}$ の算定 δDH を表す式 (4.22) には、塑性関節線の回転角増分 $\delta \rho$ が含まれる。a. 2 で各塑性関節線の回転角が ρ_{AP} の関数として求まった。一方、抵抗モーメント M は式 (4.6) で表せるから、 $\delta \rho_{AP}$ を塑性関節の回転角増分 $\delta \theta$ と関係づける必要がある。以下に $\delta \rho_{AP}$ の算定方法を示す。

図4.6中の $S'S''$ を長さ $2\zeta \cdot b$ 、断面せい t 、幅1の断面よりなる両端固定の圧縮材と考える。この圧縮材の中央点のたわみが $\Delta S (\equiv t \cdot \delta S)$ の時の両端の相対軸方向変位を $\Delta X (\equiv 2\zeta \cdot b \cdot \varepsilon X)$ 、塑性関節に生ずる軸方向縮みの総和を $\Delta h (\equiv 2\zeta \cdot b \cdot \varepsilon h)$ とする。端部の塑性関節の回転角は ρ_{AP} である。

図4.9より次式が得られる。

$$\cos \rho_{AP} = (1 - \varepsilon X) / (1 - \varepsilon h) \approx 1 - \varepsilon X + \varepsilon h \quad (4.26)$$

$$\sin \rho_{AP} = t \cdot \delta S / \{\zeta \cdot b \cdot (1 - \varepsilon h)\} \approx t \cdot \delta S / (\zeta \cdot b) \quad (4.27)$$

ここで、 εX は、

$$\varepsilon X = \eta \cdot d \cdot \theta / (2 \cdot \zeta \cdot b) \quad (4.28)$$

であるから、上式を式 (4.26) に代入して、次式が得られる。

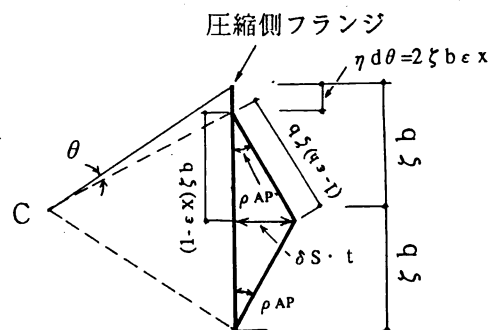


図4.9 圧縮側フランジの塑性関節線の回転角とひずみ度

$$\cos \rho_{AP} = 1 - \eta \cdot d \cdot \theta / (2 \cdot \zeta \cdot b) + \varepsilon h \quad (4.29)$$

したがって、上式から

$$-\rho_{AP} \cdot \delta \rho_{AP} = -\eta \cdot d \cdot \delta \theta / (2 \zeta \cdot b) + \delta \varepsilon h \quad (4.30)$$

$\delta \varepsilon h$ と $\delta \rho_{AP}$ の関係は、軸力と曲げを受ける長方形断面の降伏関数、式(4.31)に、塑性流れ法則、式(4.32)を適用して、式(4.33)となる。

$$F = (N/N_y)^2 + (M/M_p) - 1 = 0 \quad (4.31)$$

$$(\delta \Delta h / 4) / (\partial F / \partial N) = \delta \rho_{AP} / (\partial F / \partial M) \quad (4.32)$$

$$\delta \varepsilon h = \delta \Delta h / (2 \cdot \zeta \cdot b) = \{t \cdot n_f / (\zeta \cdot b)\} \cdot \delta \rho_{AP} \quad (4.33)$$

ここで、 N ($\equiv n_f \cdot N_y$) は軸力、 N_y は降伏軸力、 M_p は全塑性モーメントである。また、 $\delta \Delta h$ は軸方向塑性縮みの増分の総和である。

上式を式(4.30)に代入しすると、次式が得られる。

$$\delta \rho_{AP} = \{\eta \cdot d / (2 \cdot \zeta \cdot b)\} \cdot \delta \theta / \{\rho_{AP} + t \cdot n_f / (\zeta \cdot b)\} \quad (4.34)$$

ここで、 ρ_{AP} は式(4.23)で、得られる。また、 n_f は両端固定の圧縮材の中央点での曲げモーメントの釣合式 $M = t \cdot \delta S \cdot N / 2$ を式(4.31)に代入することにより、次式で求まる。

$$n_f = \sqrt{\delta S^2 + 1} - \delta S \quad (4.35)$$

a. 4 板要素に作用する軸方向応力度と降伏応力度 σ_y の比 n_{av} 式(4.22)の中の板要素に作用する軸方向応力度 n_{av} について以下に記す。

フランジに作用する平均軸方向応力度 n_{avf} は、 $n_f \cdot \sigma_y$ と降伏応力度 σ_y の平均値と近似して、次式で表せるものとする。

$$n_{avf} = (1 + n_f) / 2 \quad (4.36)$$

ウェブに作用する軸方向応力度の平均値 n_{avw} も同様にして、次式で表せるものとする。

$$n_{avw} = (1 + n_w) / 2 \quad (4.37)$$

ここに、 n_w は次式で表せる。

$$n_w = \sqrt{\delta D^2 + 1} - \delta D \quad (4.38)$$

b) フランジとウェブの交線回りの回転を伴いながら軸方向変形が生じる部分のエネルギー散逸率 δDS

Δ -ABS部分のエネルギー散逸量 $\delta DS1$ を求める。この部分は、図4.10に示すように σX 、 σY で降伏しているものと考えられる(座標軸の定義は図4.10参照)。したがって、この部分のエネルギー散逸量 $\delta DS1$ は次式となる。

$$\delta DS1 = \int (\sigma X \cdot \delta \epsilon X + \sigma Y \cdot \delta \epsilon Y) dV \quad (4.39)$$

塑性流れ理論より、応力 σX 、 σY は次式で与えられる。

$$\sigma X = (2 \cdot \delta \epsilon X + \delta \epsilon Y) / (3 \cdot \lambda) \quad (4.40)$$

$$\sigma Y = (\delta \epsilon X + 2 \cdot \delta \epsilon Y) / (3 \cdot \lambda)$$

上式を降伏条件、式(4.10)に代入し、 λ を求めると次式となる。

$$1 / (3 \cdot \lambda) = \sigma y / \sqrt{3} / \sqrt{\delta \epsilon X^2 + \delta \epsilon X \cdot \delta \epsilon Y + \delta \epsilon Y^2} \quad (4.41)$$

上式を式(4.40)に代入し、 $\delta \epsilon X$ および $\delta \epsilon Y$ に適合する応力 σX 、 σY を求め、式(4.39)に代入することにより、 $\delta DS1$ は以下の式で表せる。

$$\delta DS1 = 2 \cdot \sigma y \cdot / \sqrt{3} \cdot \int \sqrt{\delta \epsilon X^2 + \delta \epsilon X \cdot \delta \epsilon Y + \delta \epsilon Y^2} dV \quad (4.42)$$

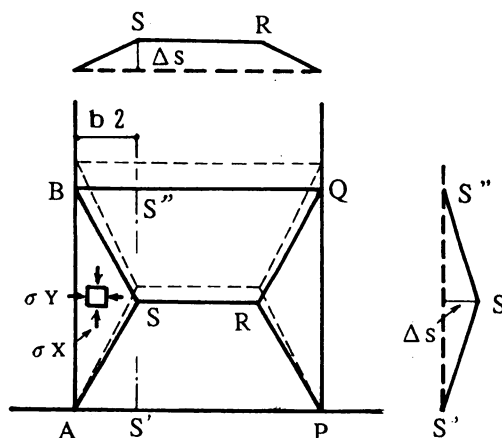


図4.10 圧縮側フランジの応力と変形

ここで、 εX は次式となる。

$$\varepsilon X = \eta \cdot d \cdot \theta / (2 \cdot \zeta \cdot b) \quad (4.43)$$

また、 \triangle -A B S 部分の材軸と直角方向のひずみ度 εY は、図4.10を参照とし、また圧縮を正としているから次式で与えられる。

$$\varepsilon Y = - (\Delta S / b^2)^2 / 2 \quad (4.44)$$

したがって、

$$\delta (\varepsilon Y) = - (\Delta S / b^2) (\delta (\Delta S) / b^2) \quad (4.45)$$

以下、式(4.42)の算定に必要な $\delta \varepsilon X$ と $\delta \varepsilon Y$ の関係を求める。

S' S'' を圧縮材と考えると、 εX は、幾何学的軸方向ひずみ成分 εg と、塑性軸方向ひずみ成分 εh の和となり、 $\varepsilon g = \{t \cdot \delta S / (\zeta \cdot b)\}^2 / 2$ を考慮して、次式で表現できる。

$$\varepsilon X = \varepsilon g + \varepsilon h \quad (4.46)$$

$$= \{ \Delta S / (\zeta \cdot b) \}^2 / 2 + \varepsilon h \quad (4.47)$$

したがって、両辺の増分を考えると、次式となる。

$$\delta \varepsilon X = (\Delta S / (\zeta \cdot b)) \cdot (\delta (\Delta S) / (\zeta \cdot b)) + \delta \varepsilon h \quad (4.48)$$

したがって、式(4.45)と式(4.48)より、 $\delta \varepsilon Y$ は次式で求められる。

$$\delta \varepsilon Y = (\zeta \cdot b / b^2)^2 \cdot (\delta \varepsilon h - \delta \varepsilon X) \quad (4.49)$$

ここで、 $\alpha \equiv \delta \varepsilon h / \delta \varepsilon X$ 、 $\beta \equiv (b^2 / \zeta \cdot b)$ と定義すると、

$$\delta \varepsilon Y = (\alpha - 1) \cdot \delta \varepsilon X / \beta^2 \quad (4.50)$$

となる。上式を式(4.42)に代入することにより、 $\delta D S I$ は次式で得られる。

$$\delta D S I = \{2 \cdot \sigma_y \cdot g(\alpha, \beta) / \sqrt{3}\} \cdot \int \delta \varepsilon X \cdot d v \quad (4.51)$$

ここで、 $g(\alpha, \beta)$ は次式となる。

$$g(\alpha, \beta) = \sqrt{(1-\alpha)^2 - (1-\alpha) \cdot \beta^2 + \beta^4} / \beta^2 \quad (4.52)$$

以下に上式に含まれる α ($= \delta \varepsilon h / \delta \varepsilon X$) を求める。式(4.26)の増分関係は、次式で得られる。

$$\rho_{AP} \cdot \delta \rho_{AP} = \delta \varepsilon X - \delta \varepsilon h \quad (4.53)$$

上式と式(4.33)より、 $\delta \rho_{AP}$ を消去すれば、

$$\alpha = \{ (t \cdot n f) / (\zeta \cdot b) \} / \{ \rho_{AP} + t \cdot n f / (\zeta \cdot b) \} \quad (4.54)$$

上式に式(4.23), (4.35)を代入すると、 α は δS の関数として、次式で得られる。

$$\alpha = 1 - \delta S / \sqrt{\delta S^2 + 1} \quad (4.55)$$

以上で $\triangle - A B S$ 部分のエネルギー散逸率 δD_{s1} はもとまった。 $\triangle - A B D$, $\triangle - E I F$ の部分のエネルギー散逸率 δD_{s2} , δD_{s3} は、塑性関節線 $A C$ 等は材軸に直角でないので、変形後の D 点等は $D' D''$ 上になく δD_{s1} の場合の議論がそのままは当てはまらないが、 δD_{s2} , δD_{s3} とも式(4.51)の形式で得られるものとする。以上をまとめると、エネルギー散逸率は次式となる。

$$\begin{aligned} \delta D_{s1} / (b \cdot d \cdot t \cdot \sigma_y) &= 2 \cdot \eta \cdot \zeta \cdot \tan \phi \cdot g(\alpha_1, \beta_1) \cdot \delta \theta / \sqrt{3} \\ \delta D_{s2} / (b \cdot d \cdot t \cdot \sigma_y) &= 2 \cdot \eta \cdot \zeta \cdot \tan \kappa \cdot g(\alpha_2, \beta_2) \cdot \delta \theta / \sqrt{3} \\ \delta D_{s3} / (b \cdot d \cdot t \cdot \sigma_y) &= 2 \cdot (\eta - 1)^2 \cdot \zeta \cdot \cot \kappa \cdot g(\alpha_3, \beta_3) \cdot \delta \theta \\ &\quad / (\sqrt{3} \eta) \end{aligned} \quad (4.56)$$

上式のなかの、 α_1 は式(4.55), α_2, α_3 はそれぞれ、式(4.55)の δS を $\delta D, \delta I$ に置き換えたものである。また、 $\beta_1, \beta_2, \beta_3$ は次式となる。

$$\begin{aligned} \beta_1 &= \tan \phi \\ \beta_2 &= \tan \kappa \\ \beta_3 &= \cot \kappa \end{aligned} \quad (4.57)$$

c) 面外変形を伴わない部分のエネルギー散逸率 δDN

$\triangle - C G H$, $C E F$ では, $\sigma_x = \pm \sigma_y$, $\sigma_y = \tau = 0$ で降伏していると考えられ, エネルギー散逸率 δDN は次式で得られる.

$$\delta DN = \int \sigma_x \cdot \delta \epsilon_x dV \quad (4.58)$$

上式中の $\delta \epsilon_x$ は $\delta \theta$ と関係づけられ, 引張を受ける部分, 圧縮を受ける部分でそれぞれ, 次式となる.

$$\delta \epsilon_x = -\delta \theta / 2 \quad (\text{引張部分}) \quad (4.59)$$

$$\delta \epsilon_x = \eta \cdot d \cdot \delta \theta / (2 \cdot \zeta \cdot b) \quad (\text{圧縮部分}) \quad (4.60)$$

したがって, δDN は次式で得られる.

$\eta \leq 1$ のとき

$$\delta DN / (b \cdot d \cdot t \cdot \sigma_y) = \{2 \cdot (1 - \eta) + t / d + d \cdot (1 - \eta)^2 / b\} \delta \theta \quad (4.61)$$

$\eta > 1$ のとき

$$\delta DN / (b \cdot d \cdot t \cdot \sigma_y) = \{2 \cdot (1 - \eta)^2 \cdot d / t - 2 \cdot (\eta - 1) + t / d\} \cdot \delta \theta \quad (4.62)$$

d) 解法

a) ~ c) よりエネルギー散逸量 δDP を求め, 式(4.6)に代入すると, 抵抗モーメント M は ζ , ϕ , η , δS の関数となる.

ζ , ϕ および η を仮定すると, S 点の無次元化面外変位 δS を与えることにより, 以下に示すように対応する塑性関節の回転角 θ と抵抗モーメント M を求めることができる. したがって, δS を漸増する事により, モーメント-回転角関係を求めることができる.

塑性学における上界定理よりモーメント M の最小値が精解となることから, ここでは, ζ を 0.025 , ϕ を $0.1 \times \pi / 4$ 間隔で変化させ, $\theta / \theta_{pc} = 5$ で M が最小となる, ζ , ϕ を用いて, δS を順次増加させることにより, 崩壊曲線を求めた. η の値は各 δS に対してモーメント M が最小となるように試錯的にもとめた.

以下に, S 点の無次元化面外変位 δS と回転角 θ の関係を示す.

塑性関節の回転角は，式（4. 4 3）より次式となる。

$$\theta = 2 \cdot \zeta \cdot b \cdot \varepsilon \chi / (\eta \cdot d) \quad (4. 6 3)$$

上式より， $\varepsilon \chi$ を算定できれば回転角 θ は計算できるが， $\varepsilon \chi$ は式（4. 4 7）より， εh を算定すれば求まる。式（4. 3 3）を n に関する微分と見なすことにより， εh は次式で求まる。

$$\varepsilon h = t / (\zeta \cdot b) \cdot \left\{ \int_{n_{cr}}^{n_f} (n_f \cdot \rho_{AP})' \cdot d n_f - \int_{n_{cr}}^{n_f} \rho_{AP} \cdot d n_f \right\} \quad (4. 6 4)$$

ここで， n_{cr} は板要素が座屈するときの n_f の値であり， ρ_{AP} は式（4. 3 5）を δS について解き，その結果を式（4. 2 3）に代入することにより，次式となる。

$$\rho_{AP} = t \cdot (1 / n_f - n_f) / (2 \cdot \zeta \cdot b) \quad (4. 6 5)$$

上式を，式（4. 6 4）に代入し， $n_{cr} = 1$ とすると εh は次式となる。

$$\varepsilon h = - (2 \ln(n_f) + n_f^2 - 1) \cdot t^2 / (2 \cdot \zeta \cdot b)^2 \quad (4. 6 6)$$

$\varepsilon \chi$ を式（4. 4 7）に式（4. 6 6）を代入することより求め，式（4. 6 3）に代入することにより， δS に対応する塑性関節の回転角 θ が求まる。

また， δS を与えれば， δD_p が算定できるから，式（4. 6）より，抵抗モーメント M を算定できる。

§ 4. 4 考察

4. 4. 1 弾塑性挙動

図4. 3の水平力-水平変位関係では、軸力が存在することによる抵抗力の低下が含まれているため、以下では前章と同様に柱脚のモーメント M と部材回転角 θ の関係で示す。

(1) 幅厚比の影響

図4. 11に幅厚比の影響を示す。

無次元量 M_{pc} は式(4. 1)あるいは(4. 3)で、弾性限回転量 θ_{pc} は前章と同様にして求めた。図4. 11(a), (c)は断面幅が10cm, (b), (d)は15cmの試験体の結果である。ただし、焼きなましをしたもの、溶接シーム位置をフランジ位置にした試験体の結果は記していない。(f), (g)は高張力鋼の場合である。

図4. 11(a)~(e)の普通鋼の場合、幅厚比の影響は顕著であり、幅厚比が大きくなるにつれて耐力、変形能力が低下することが観察される。一点鎖線で示す全塑性モーメントを軸力比の値にかかわらず期待できる試験体は、幅厚比が31までの角形鋼管であり、鋼構造設計規準の幅厚比制限値を満足する幅厚比が33の角形鋼管でも軸力比が0. 3の場合には全塑性モーメントを期待できていない。幅厚比が47を超えるものでは軸力比にかかわらず全塑性モーメントを期待出来ない。

図4. 11(f), (g)の高張力鋼の場合、最大耐力は幅厚比の小さい方が大きくなっているが、耐力、変形性状とも大きな差はない。

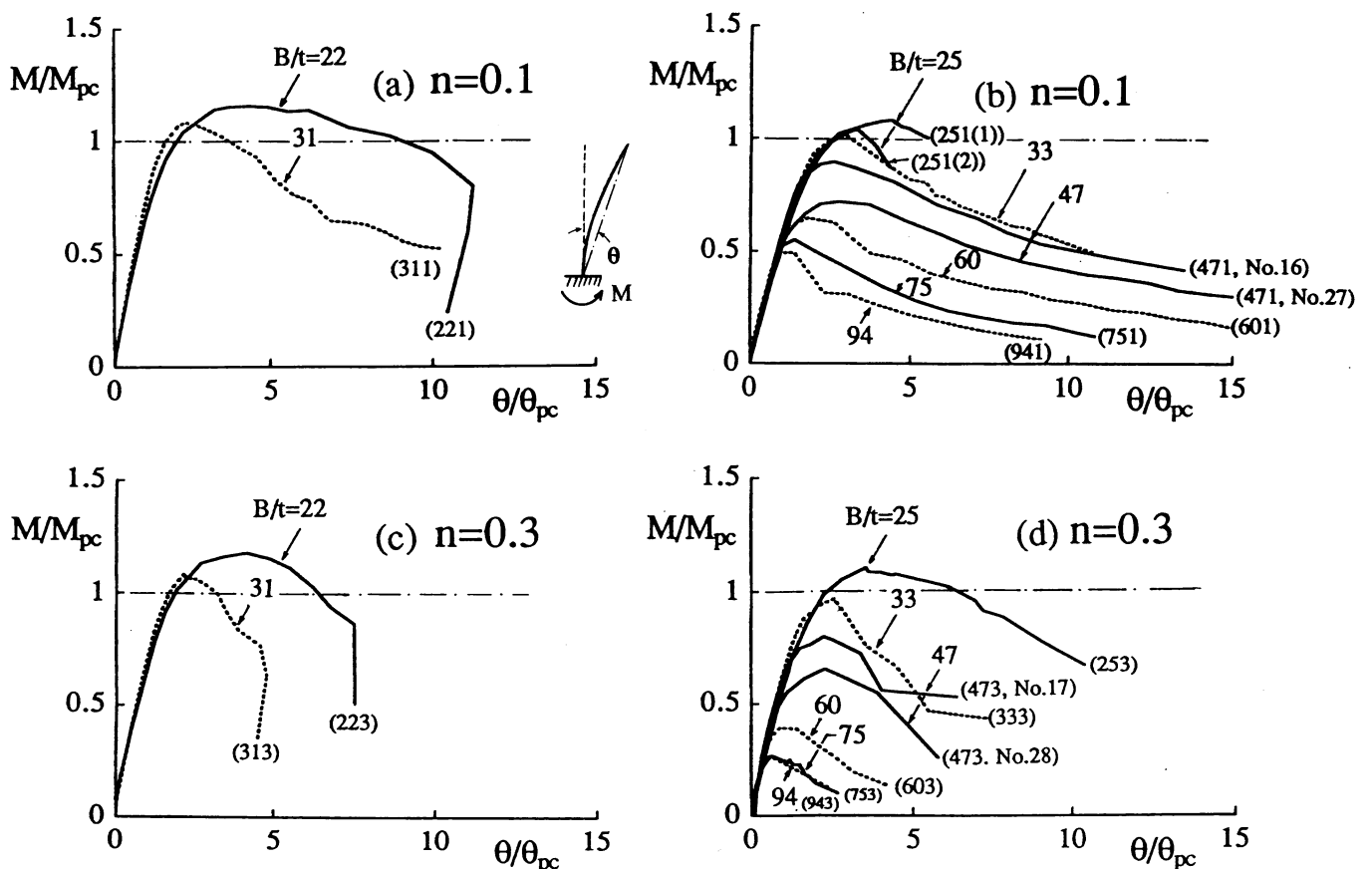


図4.11 幅厚比の影響 (つづく)

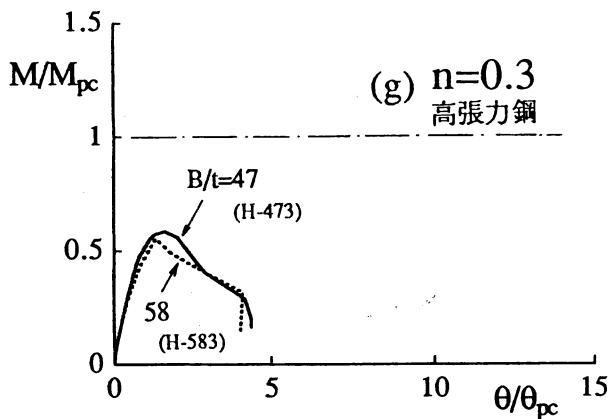
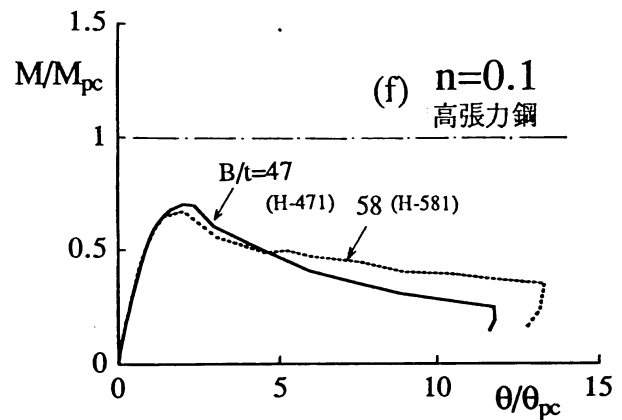
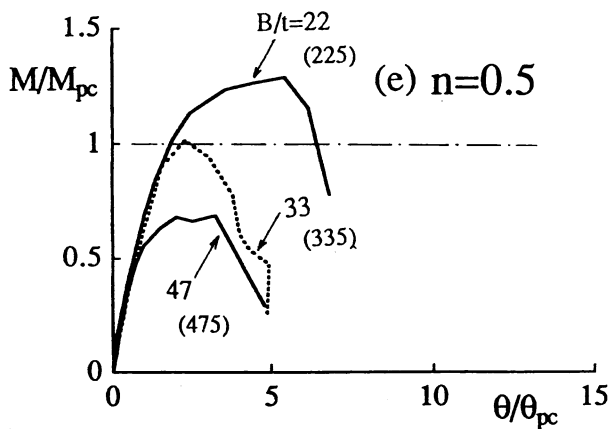


図4.11 幅厚比の影響 (つづき)

(2) 軸力比の影響

図4.12に軸力比の影響を示す。

図4.12の各図は同一角形鋼管で軸力比のみが異なった場合の結果である。図より、幅厚比が22～33の試験体では軸力比の値によって最大耐力はそれほど変化はしないが、軸力比が大きくなるにつれて変形能力の低下が見られる。それに対して、幅厚比が47を超える場合には、軸力比が大きくなるにつれて変形能力だけでなく、最大耐力も低下することが観察される。これは、幅厚比の大きいものは局部座屈にその挙動が支配されており、軸力比が高いほど局部座屈の発生が小さい変形で生じることによる。

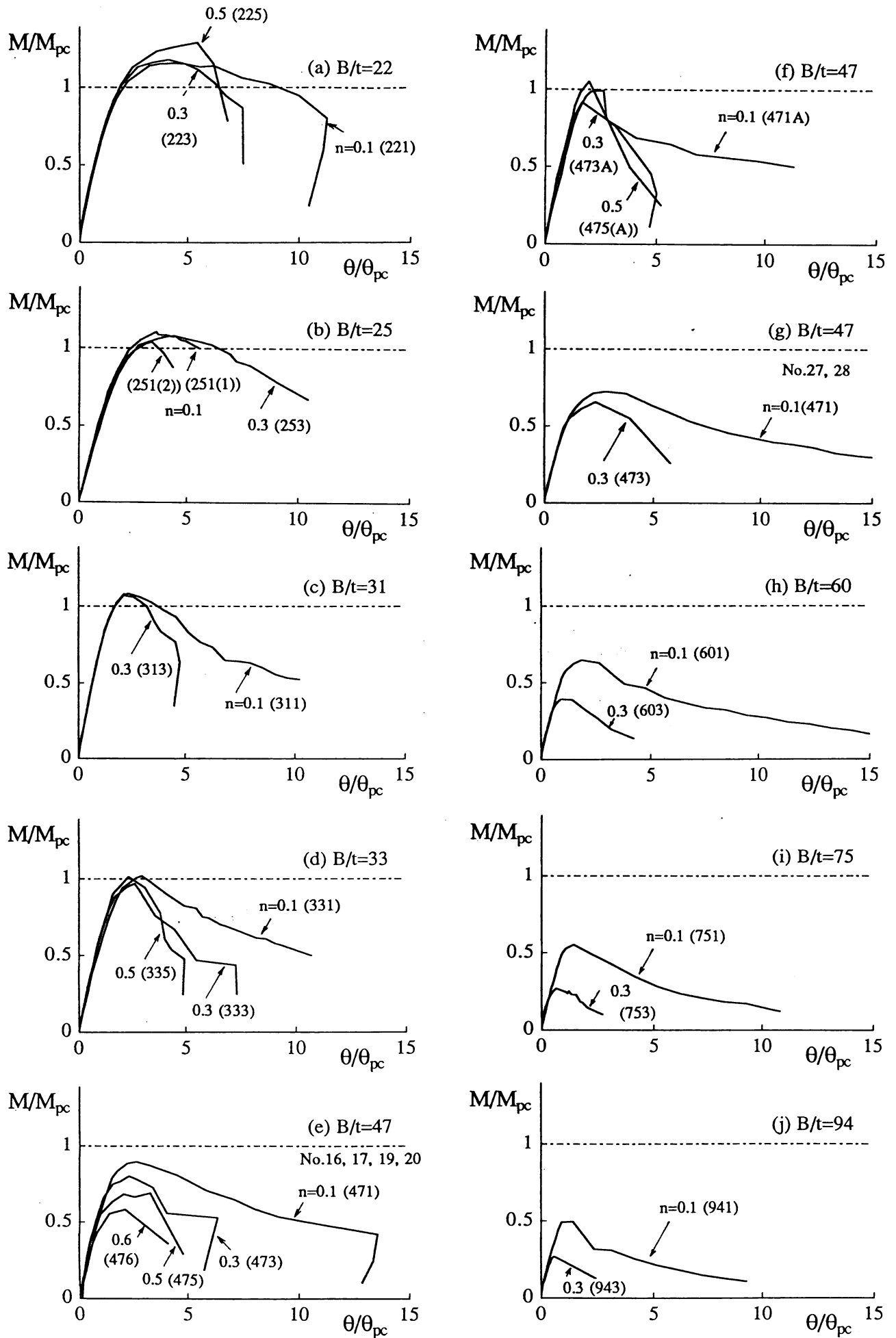


図 4.1 2 軸力比の影響 (つづく)

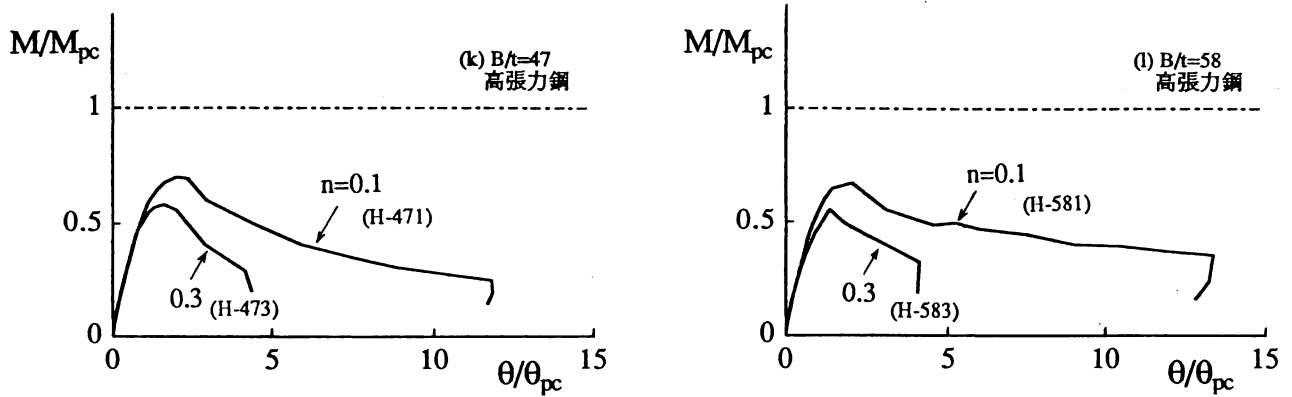


図 4.1 2 軸力比の影響 (つづき)

(3) 熱処理の影響および鋼管シーム位置の影響

図 4. 1 3 (a) ~ (c) に熱処理の影響を示す。実線が焼きなましを施していないもの、破線が焼きなましをした結果である。図より、熱きなましを行った試験体の角形鋼管の方が耐力は高いが、最大耐力時の変形は小さくなっている。しかし耐力後の変形が大きくなった状態では、焼きなましの影響は少ない。

図 4. 1 3 (d) に溶接シーム位置の違いによる比較をしている。破線は試験体 4 7 3 D の結果で溶接シーム位置をフランジ位置にしたものであるが、ウェブ位置に設置したものより最大耐力が大きい。この原因は、残留応力が溶接シーム部分では引張りになっていること、溶接シームによる断面積増加による座屈補剛効果、さらに溶接による降伏応力度の増大が考えられる。

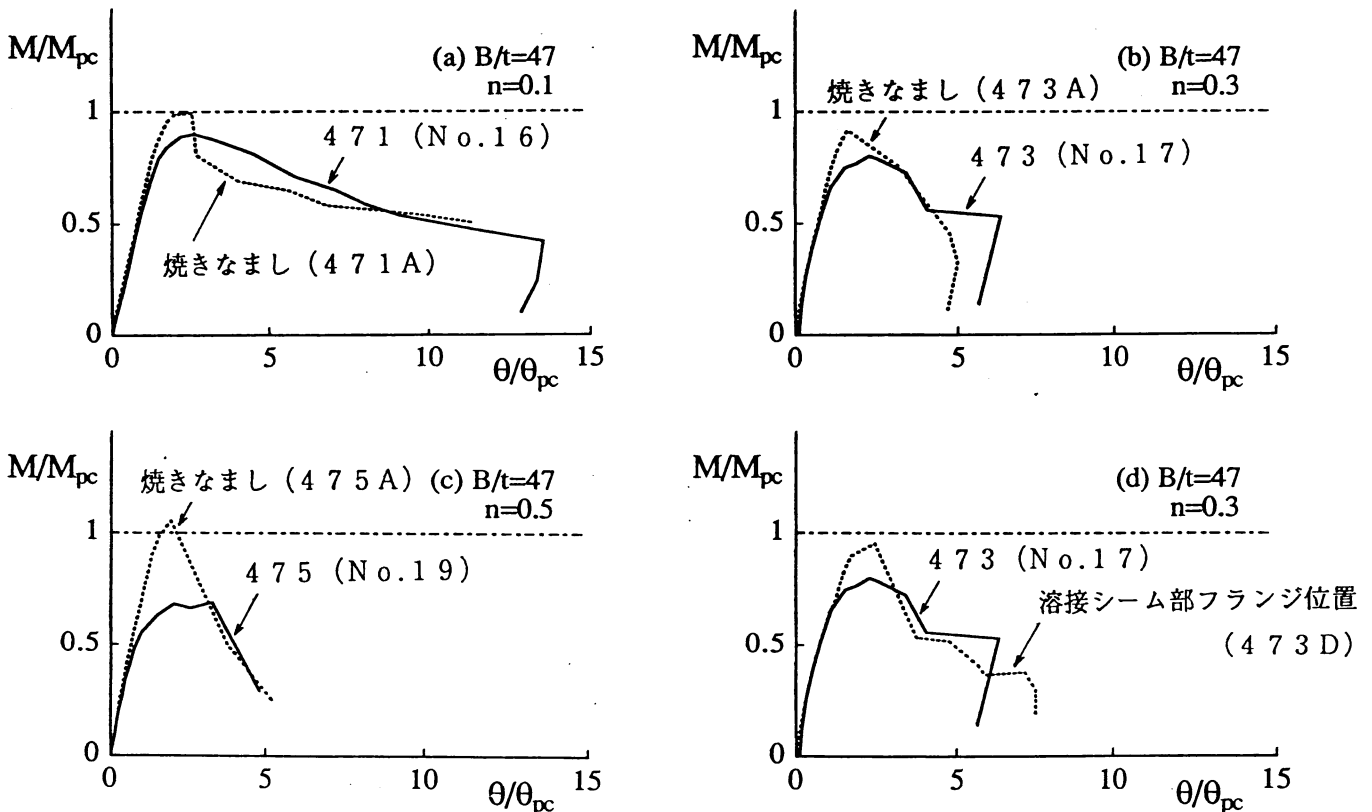


図 4.1 3 熱処理の影響および鋼管シーム位置の影響

(4) 鋼材質の影響

図4.14に鋼材質の影響を示している。図4.14(c), (d)は幅厚比が58, 60で異なるが参考のため示した。

図4.14(a), (b)より、同じ幅厚比であるが、降伏応力度が大きいほど最大耐力は小さくなるのがわかる。

図4.14(c), (d)より、降伏応力度を考慮した幅厚比は60の方が小さいが、幅厚比58の方が耐力が高く、また大変形域でも抵抗力が大きくなっている。この理由は明確ではないが、降伏比が0.81(幅厚比58)と0.86(幅厚比60)と異なっていることが一因であると考えられる。

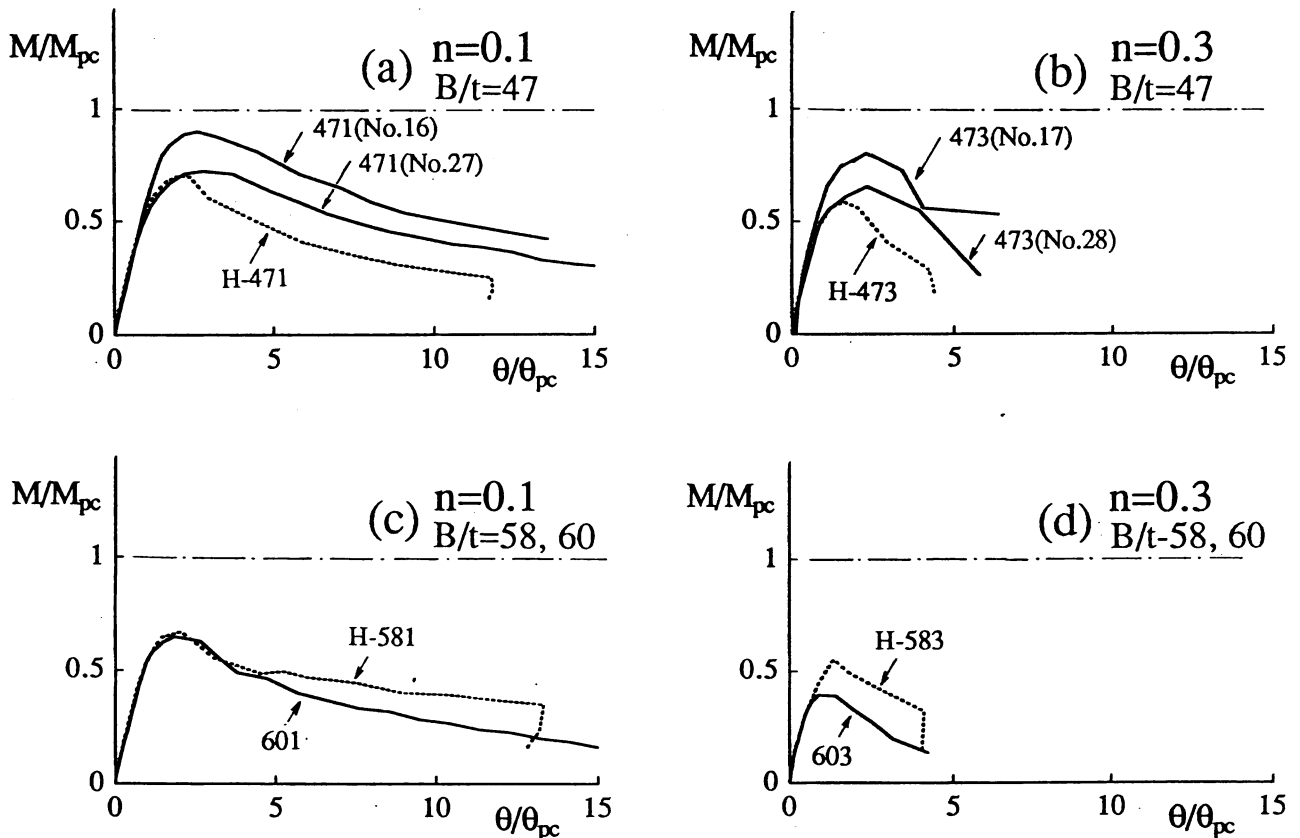
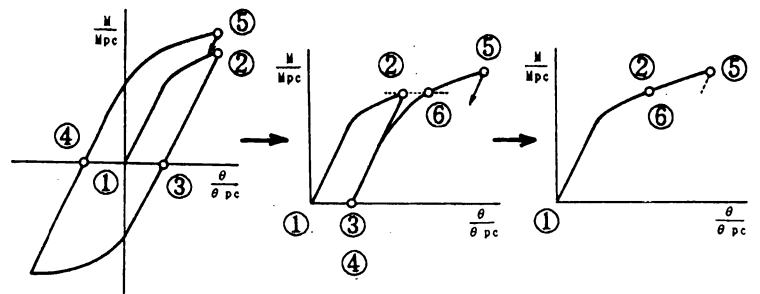
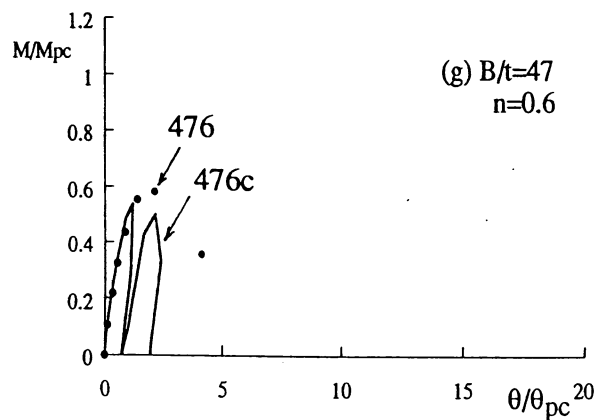
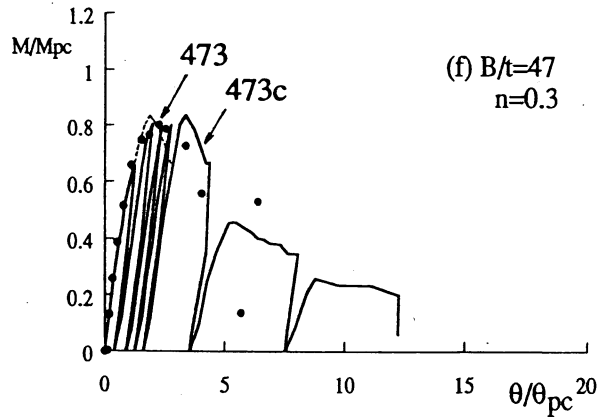
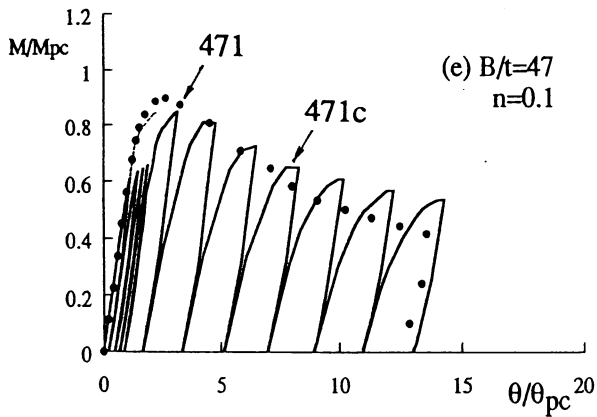
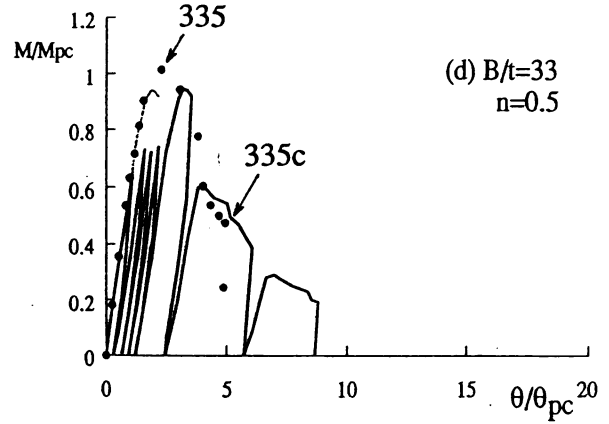
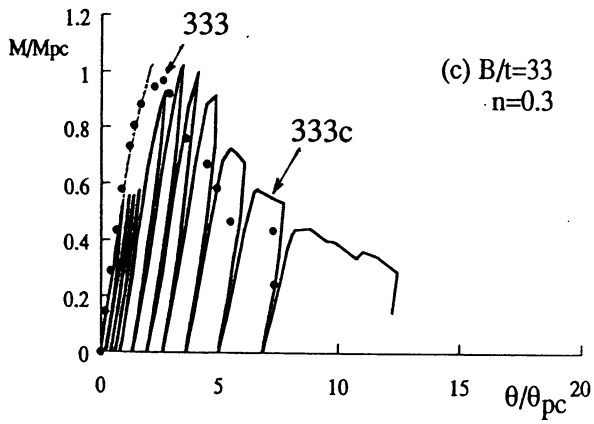
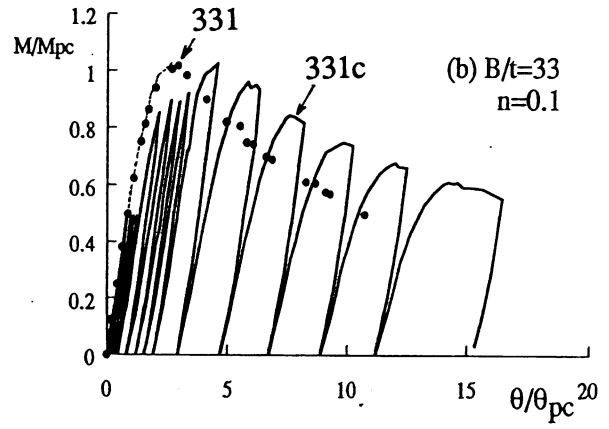
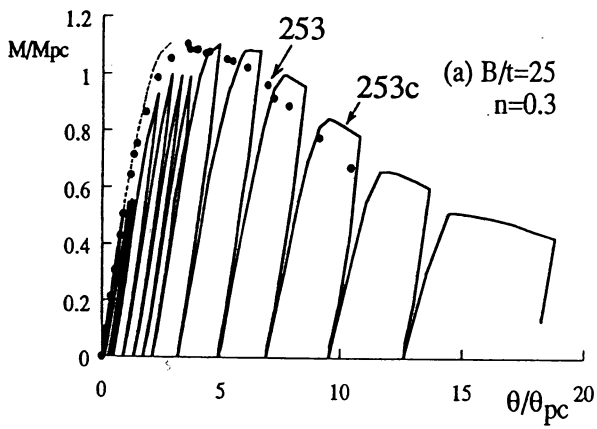


図4.14 鋼材質の影響

(5) 単調挙動と繰返し挙動の対応

図4.15に単調および繰返し荷重を受ける試験体のモーメント-回転角関係を示す。図中●印は単調荷重、実線は繰返し荷重の結果である。繰返し荷重の結果は、荷重-変形関係の正側での荷重-変形関係を原点を移動して加えあわせたものである。また、破線で繰返し荷重の結果で前回の変位反転点時の荷重より小さい部分を除いて、荷重-変形関係をつなぎあわせたものを示す。

図より、破線で示した曲線は単調荷重を行った試験体の最大耐力、および耐力時の変位と比較的良好に対応していることがわかる。



荷重-変形関係の変換の方法

図 4.15 単調挙動と繰り返し挙動の対応

4.4.2 座屈発生時のひずみ度

図4.16に単調荷を受ける試験体のフランジ座屈発生時のひずみ度と幅厚比の関係を示す。縦軸は座屈発生時のひずみ ϵ_{cr} を降伏ひずみ ϵ_y で無次元化したもの、横軸は降伏応力度を考慮した幅厚比 $\beta (= (B/t)\sqrt{\sigma_y/E})$ である。ひずみ度はストレーンゲージにより測定した結果である。試験体943は軸力载荷時に座屈したので図には記入していない。

図中に破線で板の载荷辺に均等応力を受け、非载荷辺が単純支持の場合の弾性座屈ひずみの理論値を示している(ポアソン比 ν は0.3とした)。また、図中○は軸力比が0.1、●は軸力比が0.3以上の結果を示している。

図より、幅厚比が大きくなるにつれて、座屈時のひずみ度は小さくなるのがわかる。鋼構造塑性設計指針の幅厚比制限値を満足する幅厚比22の角形鋼管では、 ϵ_{cr}/ϵ_y は7.7~17.8であり、鋼材はほぼひずみ硬化域に入って座屈したと考えてよいと思われる。また、指針の幅厚比制限値は ϵ_{cr}/ϵ_y の値が平均4程度を期待しているが、それを満足している。

規準の制限値を満足する幅厚比25~33では1.1~2.5となっており、規準の制限値を満足すれば、降伏応力度に達することが期待できる。また、溶接シーム位置をフランジ位置にした473Dの座屈時のひずみ度が他のものに比べて大きい事がある。

規準の幅厚比制限値を満足しない場合には、点線で示す理論値の下側に沿っていることが観察される。ほとんどが理論値のひずみより小さいひずみ度で座屈しているが、この理由は板の元たわみ、残留応力が考えられる。

軸力比の影響は、幅厚比が小さい場合には顕著ではないが、幅厚比が大きくなると軸力比が大きい方が座屈時のひずみが小さい傾向がある。

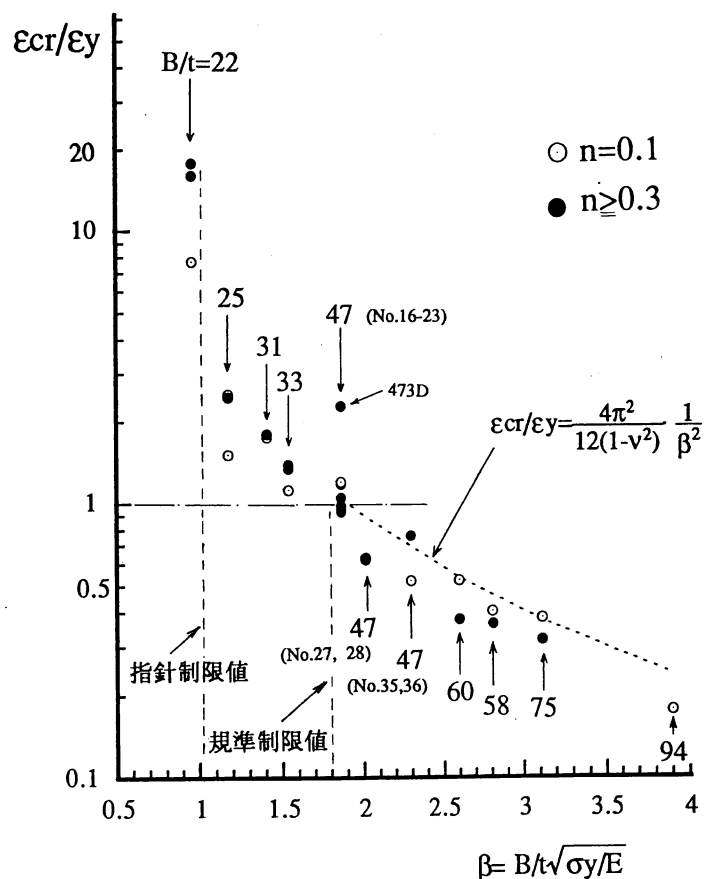


図4.16 圧縮側フランジ座屈時のひずみ度

4. 4. 3 耐力

(1) 終局曲げ耐力

図4. 17に最大耐力 M_{max}/M_{pc} と幅厚比の関係を示す。表4. 2に M_{max}/M_{pc} の値を示す。●印は普通鋼 (No. 1~34), ○印は, 高張力鋼管 (No. 35~38) であること示す。

M_{max} は柱脚部での最大モーメントの実験値であり, $(H \cdot l + P \cdot \delta)$ の最大値として算定した。図4. 17の幅厚比は, 鋼管の降伏応力度を考慮した β ($= (B/t) \sqrt{\sigma_y/E}$) をとっている。また, 破線で鋼構造設計規準と鋼構造塑性設計指針の幅厚比制限値を示している。但し, 規準では, 鋼管の平板部分の幅 d と板厚 t の比として幅厚比制限値 $(d/t)_{lim}$ を規定しているので, 図4. 17に示した規準の制限値 $(B/t)_{lim}$ は角部の板厚中心の半径を板厚の1.5倍として次式で求めている。

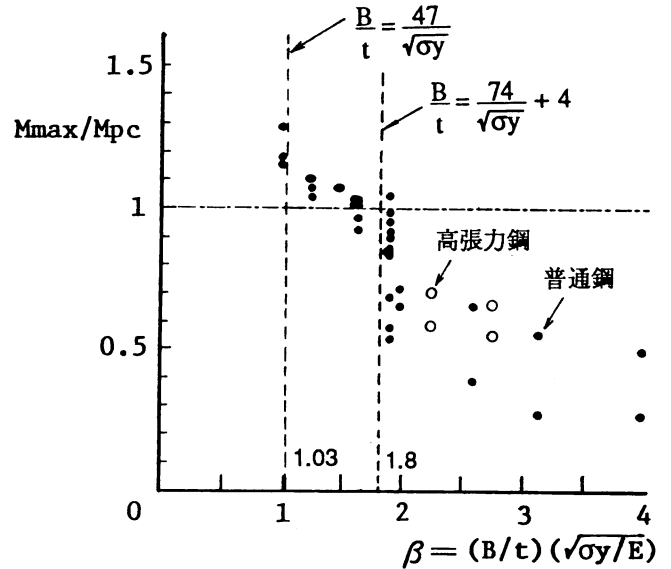


図4.17 曲げ耐力—幅厚比関係

$$\begin{aligned} (B/t)_{lim} \cdot \sqrt{(\sigma_y/E)} &= \{ (d/t)_{lim} + 4 \} \cdot \sqrt{(\sigma_y/E)} \\ &= \{ 74/\sqrt{\sigma_y} + 4 \} \cdot \sqrt{(\sigma_y/E)} \\ &= 74/\sqrt{E} + 4 \cdot \sqrt{(\sigma_y/E)} \end{aligned} \quad (4.67)$$

但し, 降伏応力度 σ_y , ヤング係数 E の次元は $[t/cm^2]$ であり, 許容応力度を決めるための基準値 F を降伏応力度 σ_y としている。式(4.67)の σ_y は, 普通鋼の降伏応力度の平均値 $3.97 t/cm^2$ を用いた。この時, 幅厚比制限値の β の値は1.8となる。

また, 鋼構造塑性設計指針の幅厚比制限値は鋼管全幅で規定され, $47/\sqrt{\sigma_y}$ で与えられているので, 降伏応力度を考慮すれば,

$$\begin{aligned} (B/t)_{lim} \cdot \sqrt{(\sigma_y/E)} &= (47/\sqrt{\sigma_y}) \cdot (\sqrt{\sigma_y/E}) \\ &= 47/\sqrt{E} \\ &= 1.03 \end{aligned} \quad (4.68)$$

となる。

図4.18(a), (b)にそれぞれ規準の幅厚比制限値を満足する場合 ($\beta \leq 1.8$) と満足しない場合 ($\beta > 1.8$) の $M_{max}/M_{pc} - N/N_y$ 相関関係を示す。

Hmax : 最大水平力 δ max : Hmax時の水平変位

Hpl : 指針の耐力式による耐力

Hy' : 有効幅を用いた指針の耐力式による耐力

Mmax : 曲げ耐力

Mpc : 全塑性モーメント

Myc' : 有効幅を用いた降伏曲げモーメント

R95 : 変形能力

表 4.2 耐力の比較および変形能力

No.	試験体	幅厚比	Hmax (ton)	δ max (cm)	Hpl (ton)	Hy' (ton)	$\frac{Mmax}{Mpc}$	$\frac{Mmax}{Myc'}$	$\frac{Hmax}{Hpl}$	$\frac{Hmax}{Hy'}$	R95
1	221	22.2	3.37	2.65	2.76	2.34	1.16	1.50	1.22	1.44	5.84
2	223		2.71	2.00	1.95	1.66	1.18	1.76	1.39	1.63	4.39
3	225		1.86	1.43	1.19	1.01	1.29	2.08	1.56	1.84	4.79
4	251(1)	25.0	11.47	2.63	9.96	8.52	1.08	1.38	1.15	1.35	4.20
5	251(2)		11.05	2.15	9.87	8.44	1.04	1.33	1.12	1.31	2.76
6	253		9.82	2.05	7.43	6.36	1.11	1.64	1.32	1.54	4.33
7	253C		10.04	1.51	7.36	6.29	1.10	1.63	1.36	1.60	-
8	311	31.2	2.51	2.02	2.11	1.82	1.08	1.38	1.19	1.38	2.36
9	313		1.98	1.66	1.43	1.23	1.08	1.60	1.38	1.61	1.93
10	331	33.3	8.04	1.78	7.33	6.33	1.02	1.30	1.10	1.27	2.46
11	333		6.41	1.42	5.43	4.69	0.97	1.42	1.18	1.37	1.85
12	335		5.47	1.06	4.12	3.56	1.01	1.57	1.33	1.54	1.86
13	331C		8.12	1.52	7.26	6.28	1.01	1.28	1.12	1.29	-
14	333C		7.00	1.00	5.43	4.69	1.03	1.51	1.29	1.49	-
15	335C		5.20	0.84	4.11	3.55	0.93	1.45	1.27	1.46	-
16	471	46.9	3.96	0.98	4.07	3.36	0.90	1.19	0.97	1.18	2.66
17	473		3.01	0.91	3.09	2.52	0.86	1.33	0.97	1.19	1.92
18	473D		3.62	0.98	3.10	2.51	0.96	1.49	1.17	1.44	1.59
19	475		1.87	0.62	2.17	1.71	0.69	1.18	0.86	1.09	2.40
20	476		1.23	0.34	1.72	1.30	0.58	1.04	0.72	0.95	1.36
21	471A		4.42	1.14	4.10	3.38	0.99	1.32	1.08	1.31	1.60
22	473A		3.58	0.64	3.12	2.53	0.92	1.43	1.15	1.42	1.05
23	475A		3.01	0.59	2.16	1.69	1.05	1.80	1.39	1.78	1.09
24	471C		3.75	0.98	4.07	3.36	0.85	1.13	0.92	1.12	-
25	473C		3.24	0.60	3.12	2.53	0.84	1.31	1.04	1.28	-
26	476C		1.21	0.29	1.71	1.31	0.54	0.96	0.71	0.92	-
27	471	46.9	3.74	1.46	4.83	3.86	0.72	0.99	0.77	0.97	3.10
28	473		2.84	1.09	3.65	2.83	0.66	1.07	0.78	1.00	1.80
29	601	60.0	2.70	0.96	3.84	2.41	0.65	1.13	0.70	1.12	1.75
30	603		1.48	0.55	2.90	1.53	0.39	0.92	0.51	0.97	0.56
31	751	75.0	1.68	0.68	2.81	1.47	0.55	1.15	0.60	1.14	0.76
32	753		0.72	0.33	2.13	0.82	0.27	0.87	0.34	0.88	0.00
33	941	93.8	1.20	0.44	2.24	0.92	0.49	1.31	0.54	1.30	0.53
34	943		0.56	0.24	1.70	0.37	0.27	1.51	0.33	1.51	0.00
35	H-471	46.9	4.73	1.38	6.24	4.49	0.70	1.06	0.76	1.05	1.56
36	H-473		3.26	1.00	4.62	3.05	0.58	1.09	0.71	1.07	1.06
37	H-581	57.7	3.60	1.37	4.97	2.95	0.67	1.23	0.72	1.22	1.33
38	H-583		2.48	0.82	3.65	1.75	0.55	1.40	0.68	1.42	0.56

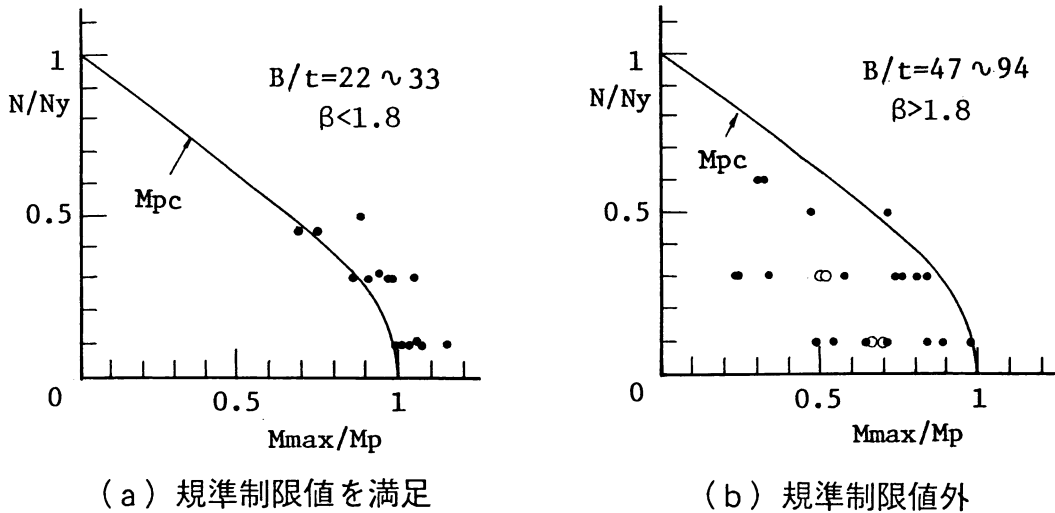


図 4.18 Mmax/MP-N/Ny関係

図 4.17 より試験体は幅厚比が大きくなるにつれて、曲げ強度は小さくなること
 がわかる。規準の制限値以内 ($\beta \leq 1.8$, 幅厚比 22 ~ 33) の試験体は、表 4.
 2 より M_{max}/M_{pc} の平均値は 1.07 であり、規準の制限値を満足すれば全塑性モー
 メントではほぼ曲げ耐力を評価してよいと考えられるものの、全塑性モーメントを期待
 できない場合 (2 体) もあり、注意が必要である。しかし、塑性設計指針の幅厚比制
 限値以内のものは全塑性モーメントを期待できる。

規準の制限値を超えた幅厚比をもつ試験体は、ほとんどが全塑性モーメントを期待
 できない。規準の制限値を超えた板要素よりなる断面では M_{max}/M_{pc} の値が規準の
 制限値以内の断面よりバラツキが大きい事が観察されるが、これは規準の制限値を超
 えた断面では局部座屈により耐力が支配されるが、局部座屈荷重は軸力比や残留応力
 の大きさによって左右されるためであると考えられる。

規準の幅厚比を超える板要素よりなる角形
 鋼管の曲げ耐力の評価について以下に記す。

図 4.19 に示すように、有効幅の概念を用
 いて規準の幅厚比制限を超えた部分 (図中斜
 線部) を無効とした断面を想定し、その断面
 の軸力を考慮した降伏モーメントを M_{yc}' ,
 降伏軸力を N_{y}' とする。軸力のないときの
 降伏モーメントを M_{y}' とすると、 M_{yc}' は
 次式で与えられる。

$$M_{yc}' = (1 - N/N_{y}') \cdot M_{y}' \quad (4.69)$$

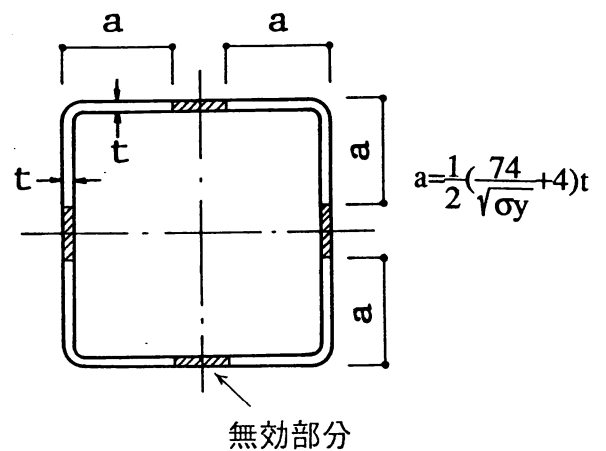


図 4.19 有効断面

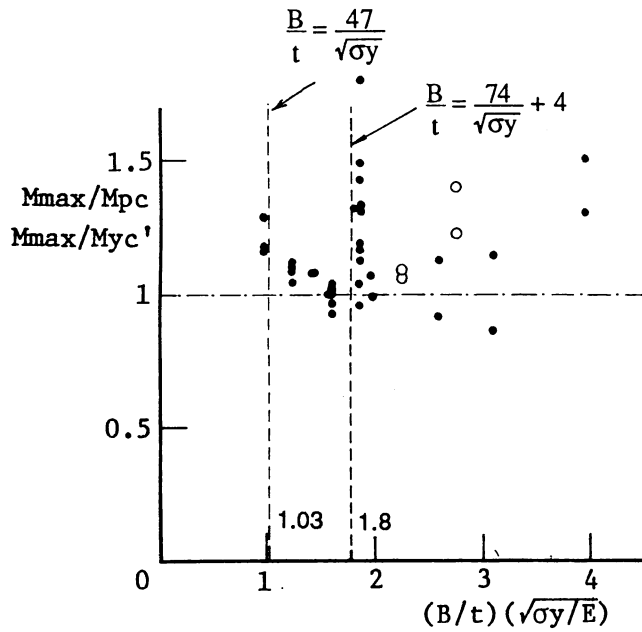


図 4.20 曲げ耐力-幅厚比関係

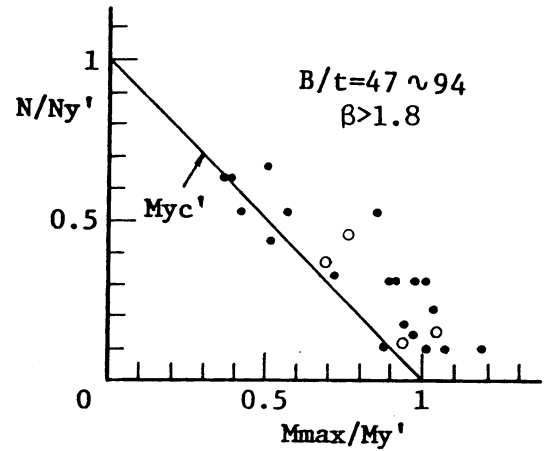


図 4.21 Mmax/My' - N/Ny'関係

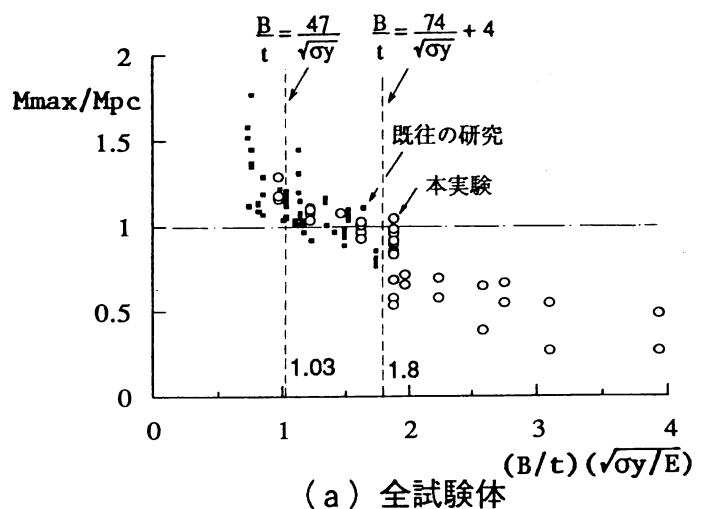
図 4.17 において、規準の幅厚比制限値を超える場合 ($\beta > 1.8$) には Myc' で無次元化した曲げ耐力 M_{max} と幅厚比の関係を図 4.20 に示す。また、規準の幅厚比制限値を超える試験体に対して、 M_{max}/My' - N/Ny' 関係を図 4.21 に示す。これらの図より、規準の幅厚比を超えた角形鋼管の曲げ耐力は、有効幅の考えを用いた断面に対する降伏モーメント Myc' で評価すれば概ね安全側に曲げ耐力を評価できる事がわかる。

図 4.22 および、表 4.3 に、既往の研究 (71 試験体) を含めた耐力と幅厚比の関係を示している。表 4.3 中の荷重条件は図 4.23 に示したものである。

○で本研究の実験結果を、■で既往の研究の結果を示している。他の研究の試験体は冷間成形だけでなく、4枚の鋼板を溶接して製作した角形鋼管もあるが、まとめて示している。

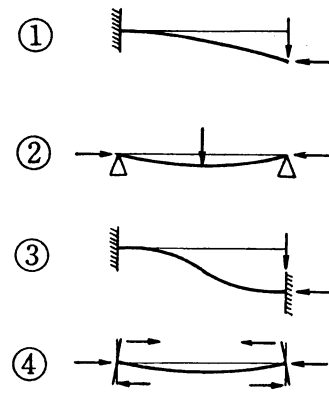
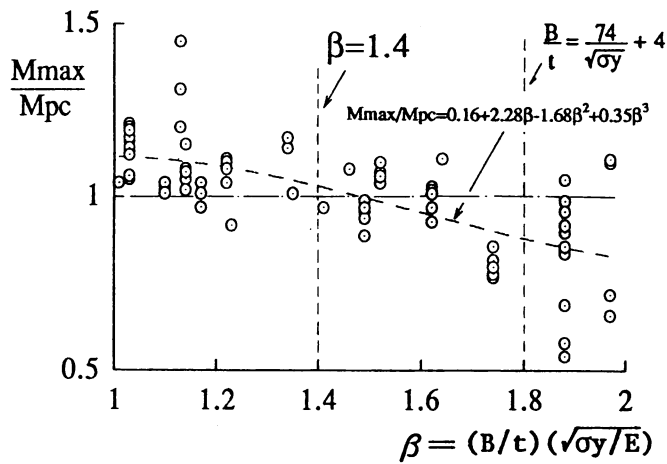
図 4.22 (a) は全ての試験体について示している。他の研究では、規準の制限値を超えるものはないが、本章の実験結果は他の研究の結果と平均的な所に位置している。他の研究を含めて考察しても、指針の幅厚比制限値を満足すれば全塑性モーメント M_{pc} を期待できることがわかる。

図 4.22 (b) には、無次元化幅厚比が 1 ~ 2 までの耐力と幅厚比の関係を示している。図中の破線は 3 次関数で近似した耐力と幅厚比の関係である。この図より、規準の制限値を満足しても M_{pc} で曲げ耐力を期待できない試験体もあり、 M_{pc} を期待するには無次元化幅厚比で 1.4 程度以下に抑える必要があると考えられる。



(a) 全試験体

図 4.22 曲げ耐力-幅厚比関係 (既往の実験を含む)



(b) M_{pc} を期待できる幅厚比

図 4.23 荷重条件 (表 4.3)

図 4.22 曲げ耐力—幅厚比関係

(2) 鋼構造塑性設計指針による設計式の検討

鋼構造塑性設計指針の柱材の設計式は次式である。

$$P/N_{cr} + CM \cdot M1 / \{ (1 - P/NE) \cdot M_{cr} \} = 1 \quad (4.70)$$

指針による水平耐力 H_{pl} の算定に際しては、前章と同様にして求めた。

図 4.24 に H_{max}/H_{pl} —幅厚比関係、図 4.25 (a), (b) にそれぞれ規準の幅厚比制限値を満足する場合としない場合の $N/N_{cr} - M1/M_p$ 関係を実験値とともに示している。表 4.2 に実験よりえられた最大水平耐力 (H_{max}) およびその時の水平変位 (δ_{max}) を示す。同表中には、式 (4.70) による水平耐力 H_{pl} も示している。

図 4.25 (a) より規準の幅厚比制限値を満足すれば、指針の柱材の設計式で安全側に耐力を評価できることがわかる。しかしながら、図 4.25 (b) より指針の設計式では規準の制限値を超えた断面では、危険側となる場合が多いことが観察される。

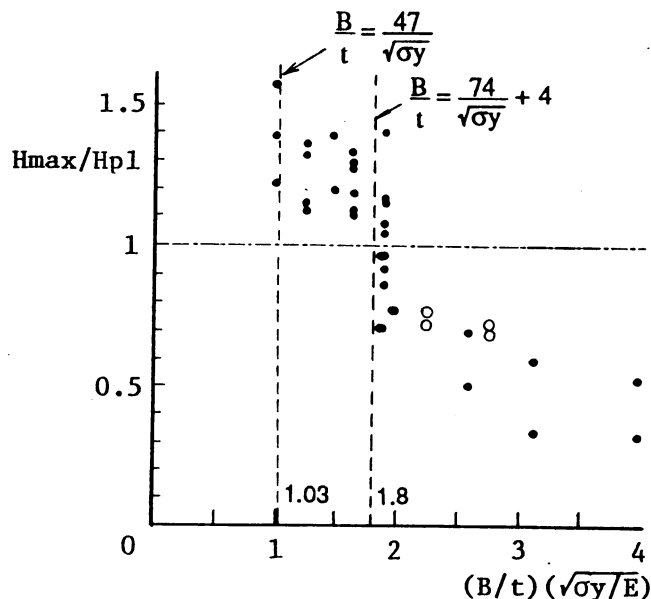
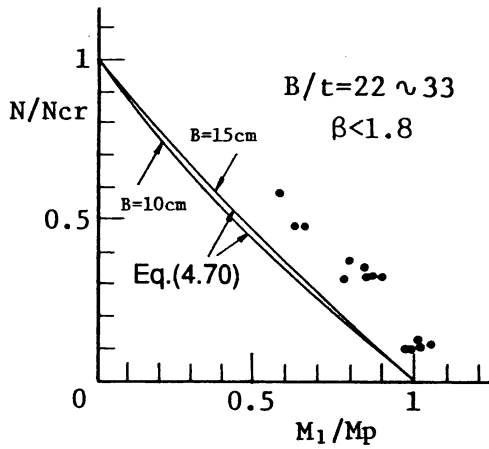
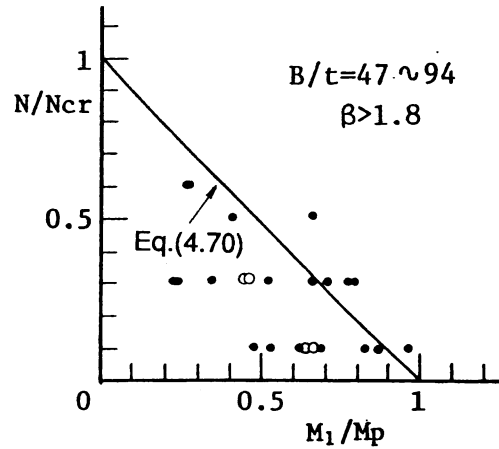


図 4.24 H_{max}/H_{pl} —幅厚比関係



(a) 規準制限値を満足



(b) 規準制限値外

図4.25 M1/Mp - N/Ncr 関係

規準の幅厚比制限値を超えた板要素よりなる角形鋼管柱材の耐力として、式(4.70)中の N_{cr} 、 N_E 、 M_{cr} の算定に際し、終局曲げ耐力の項で示した有効幅の考えを用いた図4.19の斜線部を除いた断面を想定して、それぞれ座屈強度 N_{cr}' 、オイラーの座屈荷重 N_E' 、降伏モーメント $M_{y'}$ を対応させ水平耐力を算定した。

図4.24において規準の幅厚比制限値を超えたものに対しては上記のようにして求めた H_{max}/H_{p1} -幅厚比関係を図4.26に示す。また、図4.27に規準の幅厚比制限値を超える角形鋼管に対して $N/N_{cr}' - M1/M_{y'}$ 関係を示している。

数例危険側となる場合もあるが、式(4.70)で、 N_{cr} 、 N_E 、 M_{cr} に有効幅を考えた上記の量と置き換えることにより、概ね安全側に耐力を評価できることがわかる。また、図4.25(b)に比べて、実験値とのバラツキが少ないことが観察される。

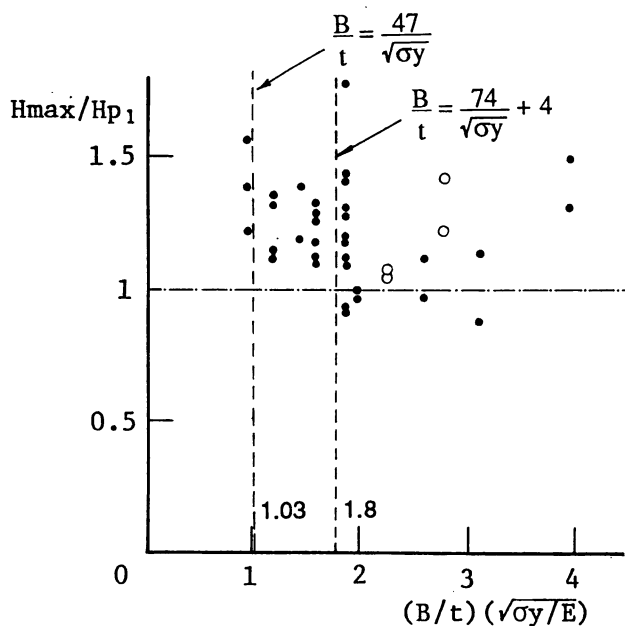


図4.26 Hmax/Hp1 - 幅厚比関係

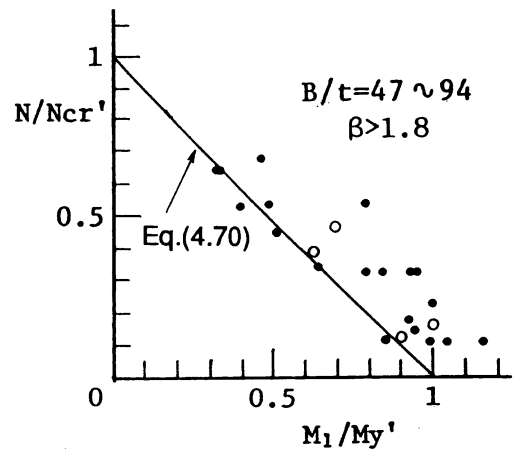


図4.27 M1/My' - N/Ncr' 関係

表 4.3 曲げ耐力および変形能力 (既往の研究結果を含む)

連番	文献	試験体名	載荷	σ_y	σ_u	$\frac{\sigma_y}{\sigma_u}$	B	t	B/t	$(B/t)/\sqrt{\epsilon_y}$	n	λ	Mmax Mpc	R95	Rprd	熱処理	鋼管製法	荷重条件
1	本章	221	単調	3.93	4.3	0.91	100	4.5	22	0.97	0.10	38	1.16	5.84	6.57	無し	冷間 α -W成形	①
2	本章	223	単調	3.93	4.3	0.91	100	4.5	22	0.97	0.30	38	1.18	4.39	4.69	無し	冷間 α -W成形	①
3	本章	225	単調	3.93	4.3	0.91	100	4.5	22	0.97	0.50	38	1.29	4.79	4.69	無し	冷間 α -W成形	①
4	本章	251(1)	単調	4.64	5.27	0.88	150	5.8	26	1.22	0.10	25	1.08	4.20	3.07	無し	冷間 α -W成形	①
5	本章	251(2)	単調	4.64	5.27	0.88	150	5.8	26	1.22	0.10	25	1.04	2.76	3.07	無し	冷間 α -W成形	①
6	本章	253	単調	4.64	5.27	0.88	150	5.8	26	1.22	0.30	25	1.11	4.33	2.20	無し	冷間 α -W成形	①
7	本章	253	繰返し	4.64	5.27	0.88	150	5.8	26	1.22	0.30	25	1.10	-	-	無し	冷間 α -W成形	①
8	本章	311	単調	4.28	4.83	0.89	100	3.1	32	1.46	0.10	39	1.08	2.36	0.83	無し	冷間 α -W成形	①
9	本章	313	単調	4.28	4.83	0.89	100	3.1	32	1.46	0.30	39	1.08	1.93	0.59	無し	冷間 α -W成形	①
10	本章	331	単調	4.49	5.12	0.88	150	4.3	35	1.62	0.10	25	1.02	2.46	0.27	無し	冷間 α -W成形	①
11	本章	333	単調	4.49	5.12	0.88	150	4.3	35	1.62	0.30	25	0.97	1.85	0.19	無し	冷間 α -W成形	①
12	本章	335	単調	4.49	5.12	0.88	150	4.3	35	1.62	0.45	25	1.01	1.86	0.19	無し	冷間 α -W成形	①
13	本章	331	繰返し	4.49	5.12	0.88	150	4.3	35	1.62	0.10	25	1.01	-	-	無し	冷間 α -W成形	①
14	本章	333	繰返し	4.49	5.12	0.88	150	4.3	35	1.62	0.30	25	1.03	-	-	無し	冷間 α -W成形	①
15	本章	335	繰返し	4.49	5.12	0.88	150	4.3	35	1.62	0.45	25	0.93	-	-	無し	冷間 α -W成形	①
16	本章	471	単調	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.10	25	0.90	2.66	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
17	本章	473	単調	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.30	25	0.86	1.92	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
18	本章	473D	単調	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.30	25	0.96	1.59	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
19	本章	475	単調	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.50	25	0.69	2.40	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
20	本章	476	単調	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.60	25	0.58	1.36	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
21	本章	471A	単調	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.10	25	0.99	1.60	0.00	あり	冷間 γ -W成形	①
22	本章	473A	単調	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.30	25	0.92	1.05	0.00	あり	冷間 γ -W成形	①
23	本章	475A	単調	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.50	25	1.05	1.09	0.00	あり	冷間 γ -W成形	①
24	本章	471C	繰返し	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.10	25	0.85	-	-	無し	冷間 γ -W成形	①
25	本章	473C	繰返し	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.30	25	0.84	0.80	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
26	本章	476C	繰返し	3.31	4.74	0.70	150	3.2	47	1.88	0.60	25	0.54	-	-	無し	冷間 γ -W成形	①
27	本章	471	単調	3.87	4.875	0.79	150	3.3	46	1.97	0.1	25	0.72	3.10	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
28	本章	473	単調	3.87	4.875	0.79	150	3.3	46	1.97	0.3	25	0.66	1.80	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
29	本章	601	単調	3.94	4.589	0.86	150	2.5	60	2.59	0.1	25	0.65	1.75	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
30	本章	603	単調	3.94	4.589	0.86	150	2.5	60	2.59	0.3	25	0.39	0.56	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
31	本章	751	単調	3.615	4.419	0.82	150	2.0	75	3.11	0.1	25	0.55	0.76	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
32	本章	753	単調	3.615	4.419	0.82	150	2.0	75	3.11	0.3	25	0.27	0.00	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
33	本章	941	単調	3.626	4.535	0.80	150	1.6	95	3.94	0.1	25	0.49	0.53	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
34	本章	943	単調	3.626	4.535	0.80	150	1.6	95	3.94	0.3	25	0.27	0.00	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
35	本章	HT-VM471	単調	5.025	6.087	0.83	150	3.3	46	2.24	0.1	25	0.70	1.56	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
36	本章	HT-VM473	単調	5.025	6.087	0.83	150	3.3	46	2.24	0.3	25	0.58	1.06	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
37	本章	HT-VM581	単調	4.968	6.159	0.81	150	2.6	57	2.76	0.1	25	0.67	1.33	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
38	本章	HT-VM583	単調	4.964	6.15	0.81	150	2.6	57	2.76	0.3	25	0.55	0.56	0.00	無し	冷間 γ -W成形	①
39	5章	CM473	単調	3.87	4.875	0.79	150	3.3	46	1.97	0.3	25	1.11	12.78	-	無し	冷間 γ -W成形	①
40	5章	CM603	単調	3.94	4.589	0.86	150	2.5	60	2.59	0.3	25	1.09	7.08	-	無し	冷間 γ -W成形	①
41	5章	CM751	単調	3.615	4.419	0.82	150	2.0	75	3.11	0.1	25	1.11	17.56	-	無し	冷間 γ -W成形	①
42	5章	CM753	単調	3.615	4.419	0.82	150	2.0	75	3.11	0.3	25	1.08	6.16	-	無し	冷間 γ -W成形	①
43	5章	CM754	単調	3.615	4.419	0.82	150	2.0	75	3.11	0.4	25	1.05	4.61	-	無し	冷間 γ -W成形	①
44	5章	CM943	単調	3.626	4.535	0.80	150	1.6	95	3.94	0.3	25	1.08	7.08	-	無し	冷間 γ -W成形	①
45	5章	CC473	繰返し	3.87	4.875	0.79	150	3.3	46	1.97	0.3	25	1.10	-	-	無し	冷間 γ -W成形	①
46	5章	CC603	繰返し	3.94	4.589	0.86	150	2.5	60	2.59	0.3	25	1.07	-	-	無し	冷間 γ -W成形	①
47	5章	CC753	繰返し	3.615	4.419	0.82	150	2.0	75	3.11	0.3	25	1.05	-	-	無し	冷間 γ -W成形	①
48	5章	CC943	繰返し	3.626	4.535	0.80	150	1.6	95	3.94	0.3	25	1.05	-	-	無し	冷間 γ -W成形	①
49	5章	HT-CM473	単調	5.025	6.087	0.83	150	3.3	46	2.24	0.3	25	0.96	6.27	-	無し	冷間 γ -W成形	①
50	5章	HT-CM583	単調	4.968	6.159	0.81	150	2.6	57	2.76	0.3	25	1.01	7.15	-	無し	冷間 γ -W成形	①
51	5章	HT-CC473	繰返し	5.025	6.087	0.83	150	3.3	46	2.24	0.3	25	0.91	-	-	無し	冷間 γ -W成形	①
52	5章	HT-CC583	繰返し	4.968	6.159	0.81	150	2.6	57	2.76	0.3	25	0.98	-	-	無し	冷間 γ -W成形	①
53	4.17	B20-15	単調	3.05	4.48	0.68	120	6.0	20	0.76	0.00	15	1.45	44.2	40.61	無し	溶接組立	②
54	4.17	B20-20	単調	3.05	4.48	0.68	120	6.0	20	0.76	0.00	20	1.35	26.7	35.17	無し	溶接組立	②
55	4.17	B30-15	単調	3.05	4.48	0.68	180	6.0	30	1.14	0.00	15	1.08	16.2	9.17	無し	溶接組立	②
56	4.17	B30-20	単調	3.05	4.48	0.68	180	6.0	30	1.14	0.00	20	1.07	11.5	7.94	無し	溶接組立	②
57	4.17	B30-30	単調	3.05	4.48	0.68	180	6.0	30	1.14	0.00	30	1.07	6.7	6.48	無し	溶接組立	②
58	4.17	B40-15	単調	3.05	4.48	0.68	240	6.0	40	1.52	0.00	15	1.07	3.6	1.51	無し	溶接組立	②
59	4.17	B40-20	単調	3.05	4.48	0.68	240	6.0	40	1.52	0.00	20	1.10	1.6	1.31	無し	溶接組立	②
60	4.17	B40-30	単調	3.05	4.48	0.68	240	6.0	40	1.52	0.00	30	1.06	1.4	1.07	無し	溶接組立	②
61	4.17	BC20-20-03	単調	3.05	4.48	0.68	120	6.0	20	0.76	0.30	20	1.37	16.4	15.99	無し	溶接組立	②
62	4.17	BC20-20-06	単調	3.05	4.48	0.68	120	6.0	20	0.76	0.60	20	1.77	23.6	15.99	無し	溶接組立	②

表 4.3 耐力および変形能力 (つづき)

連番	文献	試験体名	載荷	σ_y	σ_u	$\frac{\sigma_y}{\sigma_u}$	B	t	B/t	$(B/t)\sqrt{\varepsilon_y}$	n	λ	Mmax Mpc	R95	Rprd	熱処理	鋼管製法	荷重条件
63	4.17	BC30-15-03	単調	3.05	4.48	0.68	180	6.0	30	1.14	0.30	15	1.15	4.5	4.17	無し	溶接組立	②
64	4.17	BC30-20-03	単調	3.05	4.48	0.68	180	6.0	30	1.14	0.30	20	1.07	4.3	3.61	無し	溶接組立	②
65	4.17	BC30-20-06	単調	3.05	4.48	0.68	180	6.0	30	1.14	0.60	20	1.02	4.1	3.61	無し	溶接組立	②
66	4.17	BC30-30-03	単調	3.05	4.48	0.68	180	6.0	30	1.14	0.30	30	1.05	2.3	2.95	無し	溶接組立	②
67	4.17	BC40-20-03	単調	3.05	4.48	0.68	240	6.0	40	1.52	0.30	20	1.04	0.9	0.60	無し	溶接組立	②
68	4.20		単調	3.25	-	-	150	6.0	25	0.98	0.00	20	1.22	9.6	14.26	無し	冷間 α - β 成形	②
69	4.20		単調	3.4	-	-	200	6.0	33	1.34	0.00	15	1.17	5.8	4.02	無し	冷間 α - β 成形	②
70	4.20		単調	3.4	-	-	200	6.0	33	1.34	0.00	20	1.14	4.4	3.48	無し	冷間 α - β 成形	②
71	4.20		単調	3.45	-	-	200	6.0	33	1.35	0.00	30	1.01	2.8	2.71	無し	冷間 α - β 成形	②
72	4.20		単調	3.25	-	-	250	6.0	42	1.64	0.00	20	1.11	2.5	0.36	無し	冷間 α - β 成形	②
73	4.21	M-25-00	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.00	24	1.12	14.7	10.97	無し	溶接組立	②
74	4.21	M-25-15	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.15	24	1.14	4.8	4.99	無し	溶接組立	②
75	4.21	M-25-30	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.30	24	1.19	3.9	4.99	無し	溶接組立	②
76	4.21	M-30-00	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.00	29	1.12	11.9	9.96	無し	溶接組立	②
77	4.21	M-30-15	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.15	29	1.16	4.8	4.53	無し	溶接組立	②
78	4.21	M-30-30	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.30	29	1.21	2.6	4.53	無し	溶接組立	②
79	4.21	M-35-00	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.00	36	1.06	6.4	8.96	無し	溶接組立	②
80	4.21	M-35-15	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.15	36	1.05	2.9	4.07	無し	溶接組立	②
81	4.21	M-35-30	単調	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.30	36	1.14	2.5	4.07	無し	溶接組立	②
82	4.21	C-25-30(3)	繰返し	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.30	24	1.19	-	-	無し	溶接組立	②
83	4.21	C-30-00(3)	繰返し	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.00	29	1.12	-	-	無し	溶接組立	②
84	4.21	C-30-00(6)	繰返し	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.00	29	1.13	-	-	無し	溶接組立	②
85	4.21	C-30-30(3)	繰返し	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.30	29	1.20	-	-	無し	溶接組立	②
86	4.21	C-30-30(6)	繰返し	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.30	29	1.17	2.9	4.53	無し	溶接組立	②
87	4.21	C-35-15(3)	繰返し	3.24	4.41	0.73	150	5.7	26	1.03	0.15	36	1.05	-	-	無し	溶接組立	②
88	4.22	A-20-15	単調	2.99	4.65	0.64	175	9.0	19	0.73	0.15	21	1.52	24.4	17.81	無し	溶接組立	②
89	4.22	A-20-30	単調	2.99	4.65	0.64	175	9.0	19	0.73	0.30	21	1.58	19.9	17.81	無し	溶接組立	②
90	4.22	A-30-15	単調	3.17	4.46	0.71	175	6.0	29	1.13	0.15	21	1.20	4.7	3.66	無し	溶接組立	②
91	4.22	A-30-30	単調	3.17	4.46	0.71	175	6.0	29	1.13	0.30	21	1.31	5.6	3.66	無し	溶接組立	②
92	4.22	A-30-45	単調	3.17	4.46	0.71	175	6.0	29	1.13	0.45	21	1.45	4.9	3.66	無し	溶接組立	②
93	4.23	A-20	単調	3.49	4.49	0.78	180	9.0	20	0.82	0.31	20	1.09	9.7	12.31	無し	溶接組立	②
94	4.23	A-30	単調	3.54	4.52	0.78	180	6.0	30	1.23	0.29	20	0.92	2.4	2.48	無し	溶接組立	②
95	4.23	A-40	単調	3.1	4.69	0.66	180	4.5	40	1.54	0.25	20	-	-	-	無し	溶接組立	②
96	4.27		単調	4.19	4.82	0.87	125	3.2	39	1.74	0.33	30	0.78	1.1	0.00	無し	冷間 α - β 成形	③
97	4.27		単調	4.19	4.82	0.87	125	3.2	39	1.74	0.17	30	0.82	1.6	0.00	無し	冷間 α - β 成形	③
98	4.27		単調	4.19	4.82	0.87	125	3.2	39	1.74	0.00	30	0.86	2.3	0.00	無し	冷間 α - β 成形	③
99	4.27		単調	3.73	4.56	0.82	125	4.5	28	1.17	0.33	31	1.01	3.8	2.50	無し	冷間 α - β 成形	③
100	4.27		単調	3.73	4.56	0.82	125	4.5	28	1.17	0.17	31	1.01	5.2	2.50	無し	冷間 α - β 成形	③
101	4.27		単調	3.73	4.56	0.82	125	4.5	28	1.17	0.00	31	0.97	3.7	5.49	無し	冷間 α - β 成形	③
102	4.27		単調	3.52	4.49	0.78	125	6.0	21	0.85	0.33	31	1.29	9.6	8.47	無し	冷間 α - β 成形	③
103	4.27		単調	3.52	4.49	0.78	125	6.0	21	0.85	0.17	31	1.19	10.7	8.47	無し	冷間 α - β 成形	③
104	4.27		単調	3.52	4.49	0.78	125	6.0	21	0.85	0.00	31	1.07	11.1	18.63	無し	冷間 α - β 成形	③
105	4.28		繰返し	3.73	4.56	0.82	125	4.5	28	1.17	0.33	31	1.01	-	-	無し	冷間 α - β 成形	③
106	4.28		繰返し	3.73	4.56	0.82	125	4.5	28	1.17	0.33	31	1.04	-	-	無し	冷間 α - β 成形	③
107	4.31		繰返し	4.19	4.82	0.87	125	3.2	39	1.74	0.33	30	0.77	-	-	無し	冷間 α - β 成形	③
108	4.31		繰返し	4.19	4.82	0.87	125	3.2	39	1.74	0.33	30	0.80	-	-	無し	冷間 α - β 成形	③
109	4.36		単調	4.464	5.118	0.87	100	3.1	32	1.49	0.00	10	0.96	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
110	4.36		単調	3.96	4.763	0.83	100	3.1	32	1.41	0.00	10	0.97	-	-	あり	冷間 α - β 成形	④
111	4.36		単調	4.464	5.11	0.87	100	3.1	32	1.49	0.00	10	0.99	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
112	4.36		単調	4.608	5.256	0.88	100	4.2	24	1.10	0.00	10	1.03	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
113	4.36		単調	3.852	4.66	0.83	100	4.2	24	1.01	0.00	10	1.04	-	-	あり	冷間 α - β 成形	④
114	4.36		単調	4.608	5.256	0.88	100	4.2	24	1.10	0.00	10	1.01	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
115	4.36		単調	4.373	5.037	0.87	100	5.7	18	0.81	0.00	10	1.09	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
116	4.36		単調	3.729	4.614	0.81	100	5.7	18	0.74	0.00	10	1.12	-	-	あり	冷間 α - β 成形	④
117	4.36		単調	4.373	5.037	0.87	100	5.7	18	0.81	0.00	10	1.14	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
118	4.37		繰返し	4.464	5.118	0.87	100	3.1	32	1.49	0.00	10	0.97	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
119	4.37		繰返し	4.464	5.118	0.87	100	3.1	32	1.49	0.00	10	0.94	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
120	4.37		繰返し	4.608	5.256	0.88	100	4.2	24	1.10	0.00	10	1.02	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
121	4.37		繰返し	4.608	5.256	0.88	100	4.2	24	1.10	0.00	10	1.04	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
122	4.38		単調	4.464	5.118	0.87	100	3.1	32	1.49	0.25	10	0.89	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
123	4.38		単調	4.608	5.256	0.88	100	4.2	24	1.10	0.25	10	1.01	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④
124	4.38		単調	4.373	5.037	0.87	100	5.7	18	0.81	0.25	10	1.13	-	-	無し	冷間 α - β 成形	④

4.4.4 変形能力

図4.28に示すように前章と同様に定義して求めた変形能力 R_{95} と幅厚比の関係を図4.29に示す。また、表4.2に本章の、表4.3に既往の研究を含めた変形能力の値を示している。既往の研究の変形能力は、各文献の図表から読み取ったものであり、無次元量 θ_{pc} は鋼管の実際の降伏応力度を用いて算定した。

図中に本章の実験結果を○印で、既往の研究によるものを□印で示している。図4.29(a)は、全試験体について、図4.29(b)は無次元化幅厚比が1.8を超える試験体は全塑性モーメントを期待出来ないのので、無次元化幅厚比が2までの試験体の変形能力を示している。

図より、本実験の結果はほぼ既往の研究と同じ辺りに位置していることがわかる。また、変動は大きいですが、幅厚比が大きくなるにつれて変形能力は小さくなることがわかる。図中に一点鎖線で変形能力が6の値を示しているが、塑性設計指針の幅厚比制限値を持つ試験体でも、変形能力6を期待できない場合もある。

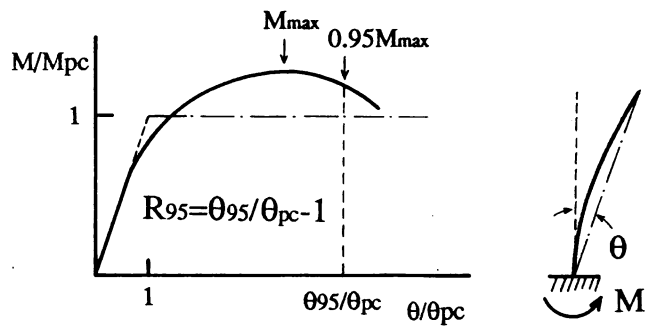
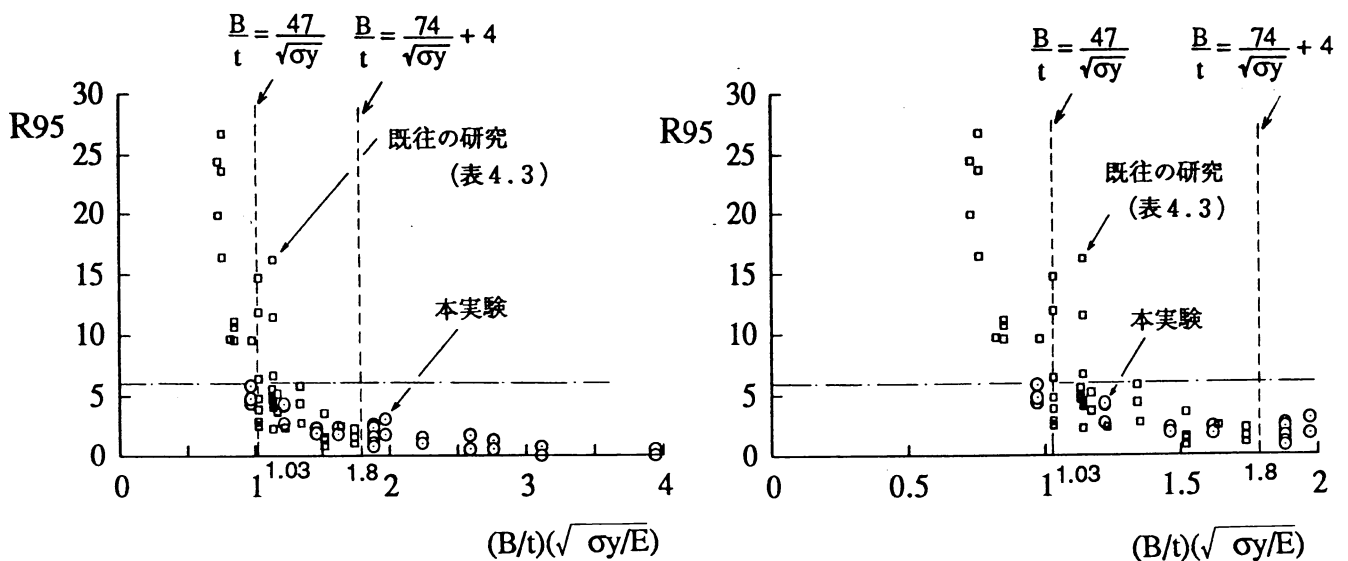


図4.28 変形能力の定義



(a) 全試験体

(b) 無次元化幅厚比の値 (0 - 2)

図4.29 変形能力—幅厚比関係

角形鋼管柱材の変形能力の評価に関しては、三谷ら^{4.40)}が変形能力予測式を提示している。変形能力の予測値 R_{prd} は次式で表現される。

$$R_{prd} = (6.8 / \beta^3 - 1.4) \cdot C / \sqrt{\lambda n} \quad (4.71)$$

ここで、

$$\beta = (B/t) \sqrt{\sigma_y/E}, \quad \lambda n = \lambda \cdot \sqrt{\sigma_y/E}$$

$$C = 2.2 - 8n \quad (n \leq 0.15)$$

$$C = 1 \quad (n > 0.15)$$

図4.30に本章の実験結果と式(4.71)を比較している。図中の●印、○印は、それぞれ軸力比 n が0.1および0.3以上の実験値であり、実線は式(4.71)において、軸力比を0.1としたもの、破線は軸力比が0.15以上のものである。図4.30(a)は細長比がおよそ38の試験体、(b)は細長比が25の試験体の結果である。降伏応力度は、図中に記した試験体の平均値を用いている。図より、式(4.71)は、無次元化幅厚比が1.4より大きい場合は、過小評価しているが、1.2以下では比較的良い評価をしていることがわかる。

図4.31には、既往の研究を含めた実験より得られた R_{95} と式(4.71)の R_{prd} の比較を示す。図4.31(a)は、全試験体を、図4.31(b)は変形能力が20までの比較をしている。また、表4.3には R_{prd} の値を示している。

図中の実線は $R_{prd} = R_{95}$ を、破線は $R_{prd} \pm 2$ を示す。既往の実験を含めて試験体数78体のうち、22体が $R_{prd} \pm 2$ の範囲には入らないが、耐震設計上重要と思われる $R_{95} \leq 1.0$ となる試験体では、この範囲に入らない試験体は66体中12個であり、変形能力 R_{95} が1.0以下となるものでは、式(4.71)は比較的良好に変形能力を推定している。

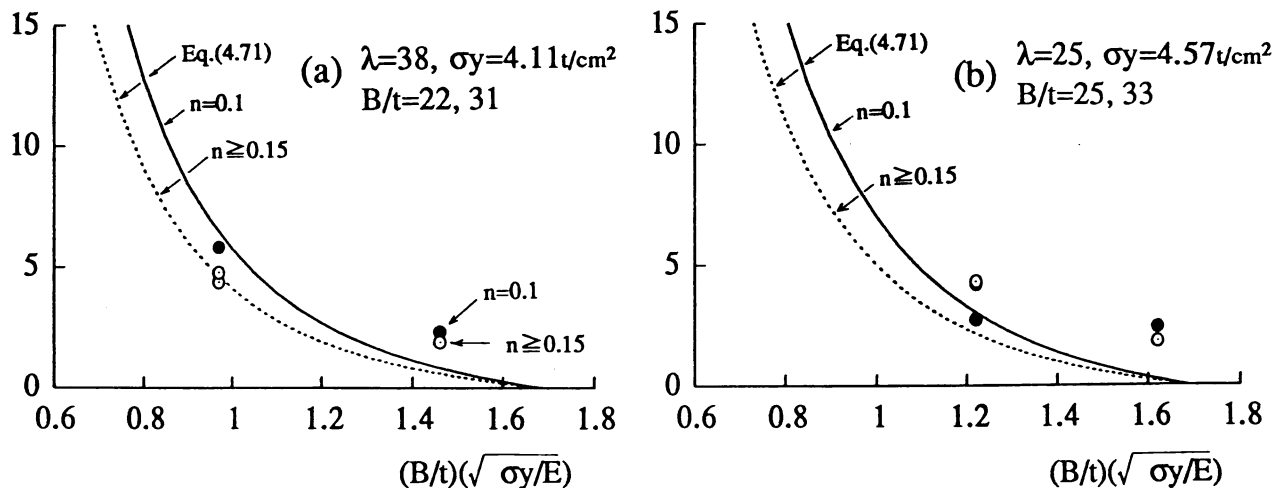


図4.30 変形能力評価式(三谷式)との比較

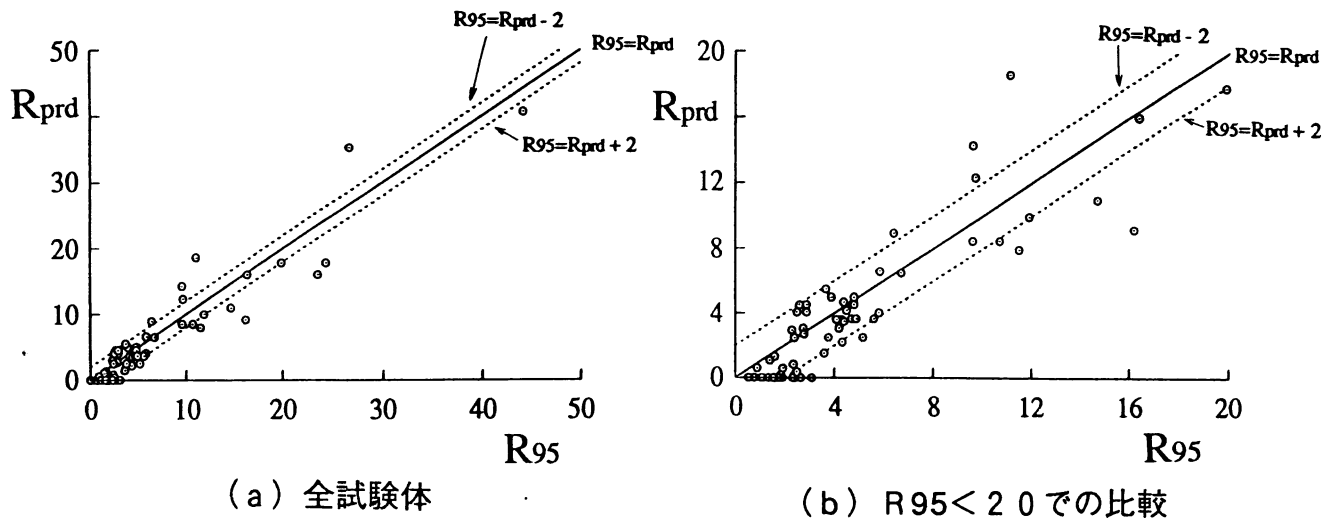


図 4.31 変形能力評価式（三谷式）との比較（既往の実験を含む）

4.4.5 解析結果の考察

図 4.32 に単調挙動を受ける試験体の実験結果と解析結果を示す。図より、幅厚比が小さい試験体 ($B/t = 22 \sim 31$) では解析結果は局部座屈後耐力を過小評価すること、幅厚比が大きい試験体 ($B/t = 60 \sim 94$) では過大評価することが観察されるが、幅厚比が 33, 47 の試験体では、比較的良好に実験の座屈後挙動を予測している。

幅厚比が小さいものでは、ひずみ効果の影響により抵抗力が上昇していること、幅厚比が大きいものでは、弾性域で局部座屈が生じていることが、幅厚比が小さい場合、大きい場合の解析結果と合わない原因であると考えられる。

本解析で全塑性モーメントに達した後、すぐに局部座屈を生じて抵抗力の低下をする範囲（幅厚比 33～47）の角形鋼管の局部座屈後挙動は比較的良好な精度で予測できる。

図 4.35 に図 4.33 に示す柱材が角形鋼管（幅厚比 47）、はり材が H 形鋼よりなる 1 層 1 スパン骨組の水平力-水平変位関係^{4.44}を示す。実験結果を●印で、解析結果を実線および点線で示している。この骨組は柱脚が固定されており、柱頭および柱脚にヒンジができる柱崩壊型骨組である。角形鋼管の鋼材は本章の幅厚比 47 (No.16-26) と同じものである。また骨組の柱頭には降伏軸力の 30% の鉛直荷重が作用しており、本章の試験体 473 (No.17) に対応している

解析方法は塑性ヒンジ法によるが、ヒンジ形成点でのモーメント-回転角関係は図 4.34 に示すように 3 種類を与えた（解析方法の詳細は 4 章の付録に示している）。図 4.34 に示す実線（1）は、曲げ耐力は有効幅を考慮して M_{yc}' で与え、耐力後の挙動は § 4.3 による解析結果（図 4.28 (m) の破線）を用いたものである。実線（2）は曲げ耐力を全塑性モーメント M_{pc} で評価し、その後の挙動は実線（1）と同じものを用いた。点線（3）は、本章の試験体 473 (No.17) の結果である。図 4.35 中の数字は、図 4.34 の数字に対応している。また、一点鎖線は骨組を線材とした時の、剛塑性崩壊曲線である。

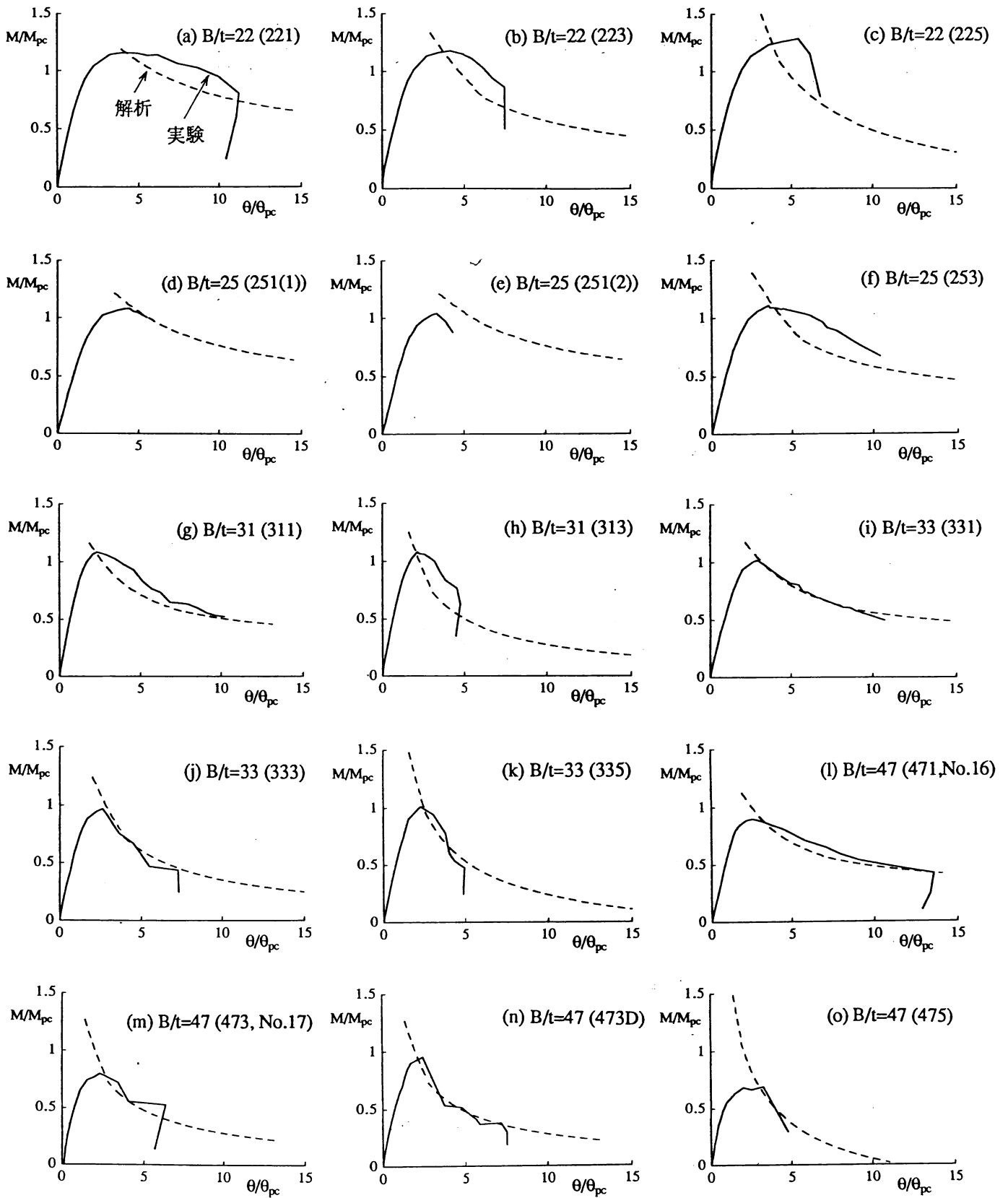


図 4.3 2 解析結果と実験結果の比較 (つづく)

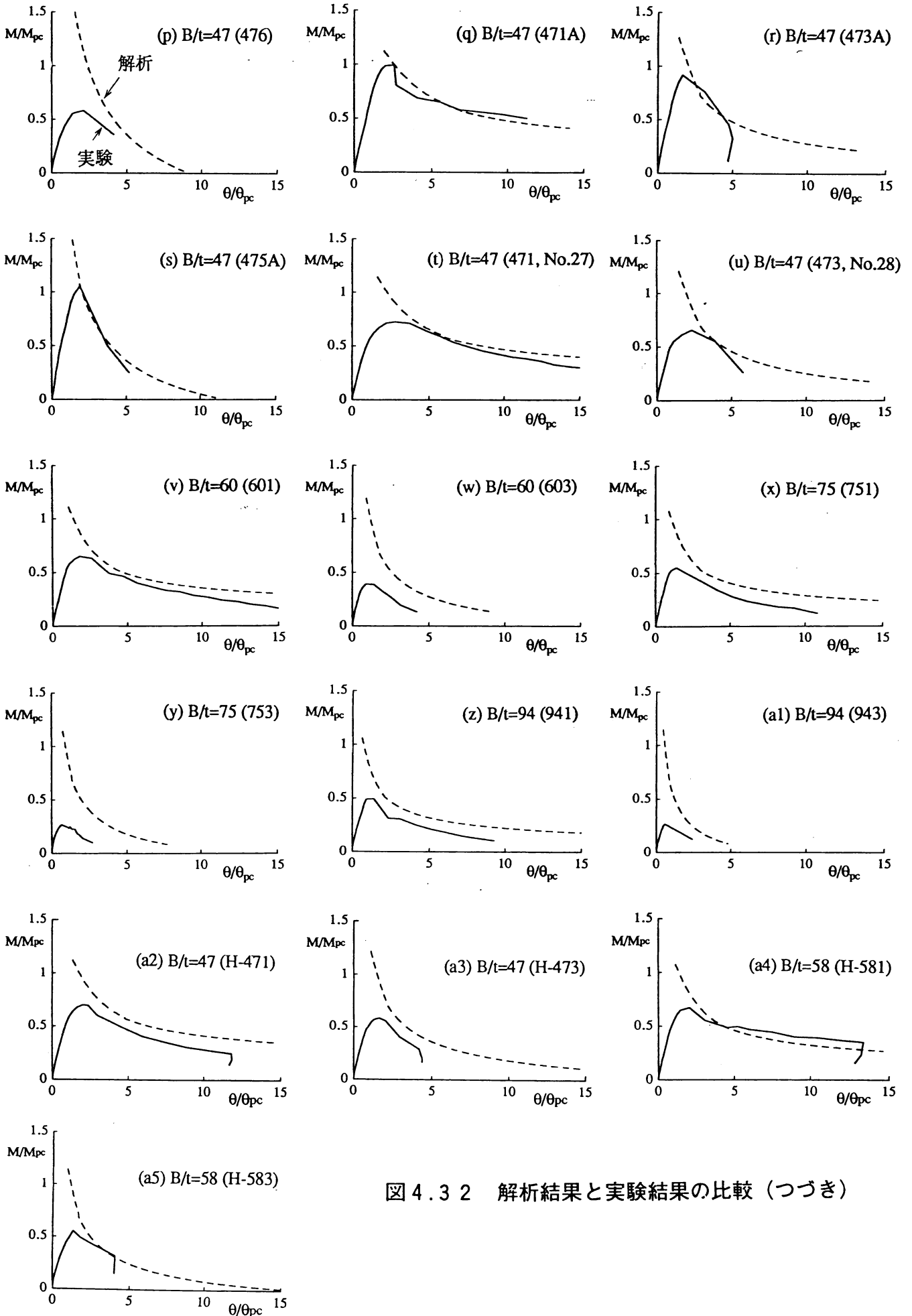


図 4.3 2 解析結果と実験結果の比較 (つづき)

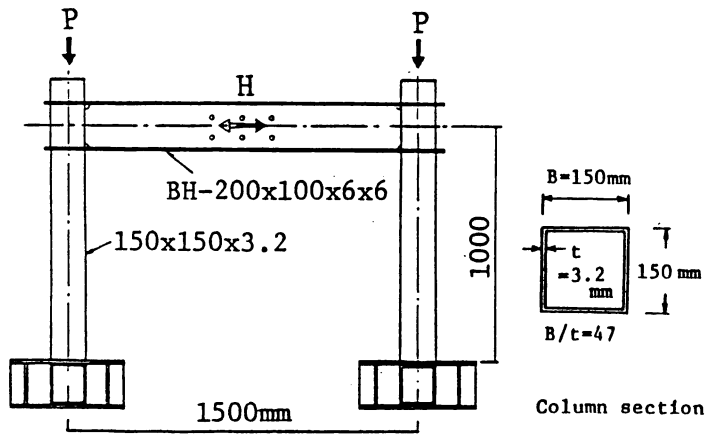


図4.33 1層1スパンラーメン

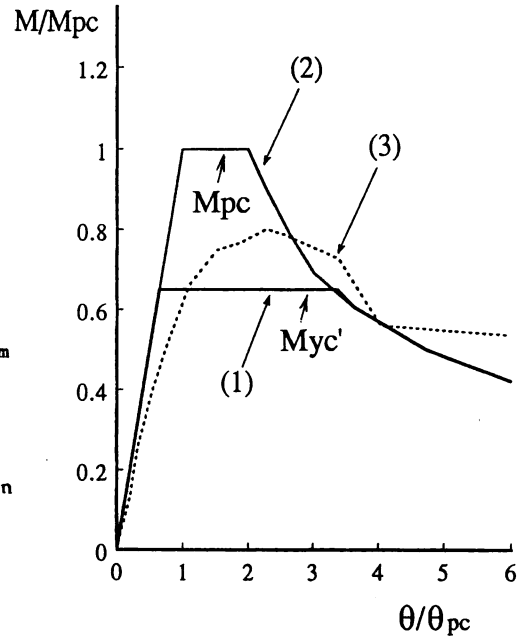
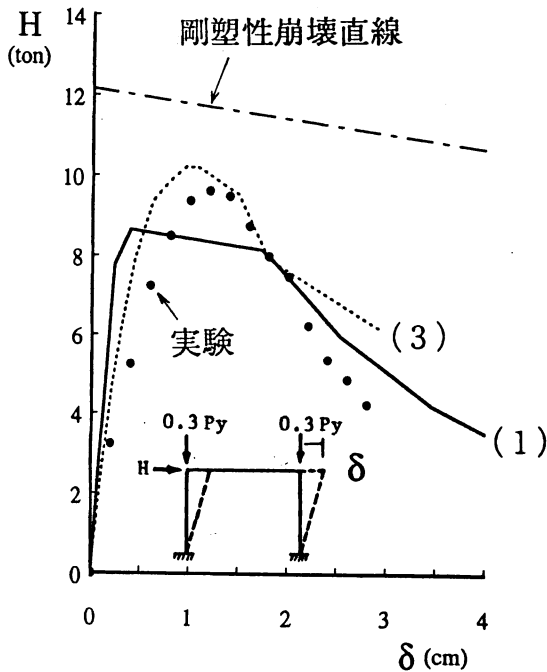
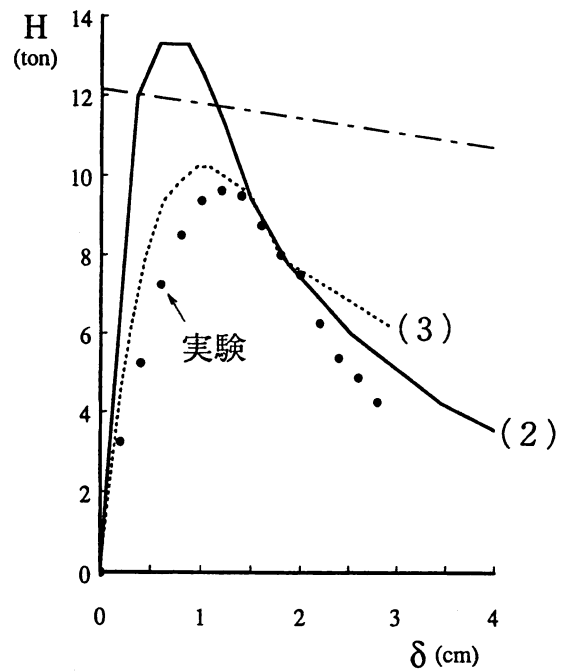


図4.34 想定するM-θ関係



(a) M-θ関係 (1)、(3)



(b) M-θ関係 (2)、(3)

図4.35 水平力-水平変位関係

図4.35より、実験によるモーメント-回転角関係をヒンジ部の特性として用いた破線(3)の結果は、実験挙動をよく追跡していることがわかる。解析によるモーメント-回転角関係を用いた解析は、図4.34(1)の M_{yc}' で曲げ耐力を評価した場合は、骨組の耐力を安全側に評価し、図4.34(2)の M_{pc} で曲げ耐力を評価した場合は過大評価している。しかしながら、実線(1)、(2)とも最大耐力後の挙動は、局部座屈を考慮していない崩壊曲線に比べると、よく追跡している。モーメント-回転角関係として図4.34の(1)を使用すると、幅厚比が33~47程度の角形鋼管よりなる骨組の挙動を安全側に評価できると考えられる。

§ 4. 5 結論

幅厚比が22～94よりなる角形鋼管柱の実験を38体行い、弾塑性挙動を調べた。実験結果より次の結論が得られた。

1) 角形鋼管柱は、フランジの局部座屈に引き続くウェブの局部座屈により抵抗力が低下する。実験変数の影響は、a) 軸力比の大きさは、幅厚比が小さい場合には変形能力に影響をあたえ、幅厚比が大きくなると、変形能力だけでなく抵抗力にも影響を与える。b) 幅厚比の影響は、耐力および変形能力に影響を与える。

2) 繰返し载荷の荷重変形関係で前回の変位反転点の荷重より小さい部分を除いてつなぎあわせた荷重変形関係は単調载荷の最大耐力、耐力時の変位とよく対応している。

3) 鋼構造塑性設計指針の幅厚比制限値を満足する場合には、曲げ耐力は全塑性モーメントを期待できる。鋼構造設計規準の幅厚比制限値を満足しても、全塑性モーメントを期待出来ない場合もあり、完全に全塑性モーメントを期待するには、無次元化幅厚比を1.4程度に抑える必要がある。

4) 鋼構造設計規準に規定されている幅厚比制限値を超える角形鋼管の終局曲げ耐力は、図4.19に示す部分を有効として降伏モーメントを算定すればほぼ安全側に評価できる。

5) 規準に規定されている幅厚比を満足すれば、柱材の耐力は鋼構造塑性設計指針の柱材の設計式を使うことで安全側に評価できる。

6) 規準に規定されている幅厚比制限値を超える中空鋼管柱材の耐力は、式(4.70)の基準量を有効断面に対するものに置き換えれば、ほぼ安全側に耐力を評価できる。

7) 角形鋼管柱の変形能力は、三谷らの提案した変形能力予測式で評価できる。

8) 三谷らがH形鋼に対して行った局部座屈崩壊形を仮定した極限解析を角形鋼管柱材に対して適用すると、幅厚比が33～47程度の角形鋼管の局部座屈後挙動を比較的よく予測できる。しかし幅厚比が小さい角形鋼管は本解析では耐力を過小評価し、大きいものでは過大評価する。

付録：1層1スパン骨組の局部座屈後挙動解析

4章の「§4.3 局部座屈後挙動の解析」で柱材のモーメント－回転角関係を求めた。ここでは、部材の局部座屈を考慮した一定軸力と変動水平力を受ける1層1スパン骨組の水平力－水平変位関係の算定方法を示す。

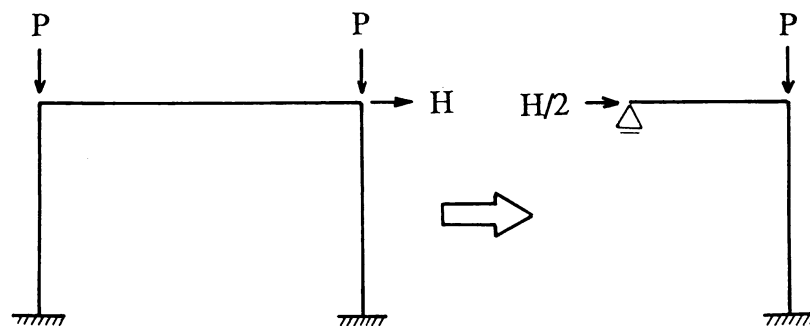
解析仮定を以下に示す。

1. 1層1スパン骨組は柱崩壊形であるとし、骨組は図A.1のようにモデル化する
2. 部材のせん断変形，軸方向変形は考慮せず，曲げ変形だけを考える
3. 柱はり接合部は弾性せん断変形をすると考える
4. 塑性ヒンジは1点に出来るとし，ヒンジ点でのモーメント－回転角関係は既知であるとする（§4.3の解析，あるいは柱材の実験により求める）
5. 部材の剛性に及ぼす軸力の影響は考慮しない。すなわち柱材のモーメント図は直線である。また，はりのせん断力による変動軸力も考慮しない。

解析仮定より，数学的モデルは図A.2(a)のようになる。図A.2(b)中に計算に必要な諸量を定義している。

すなわち，

- | | |
|--|--|
| h : 骨組の階高 | l : 骨組のスパンの半分 |
| l_{rc} : 柱はり接合部パネルのせい/2 | l_{rb} : 柱はり接合部パネル幅/2 |
| x_0 : 柱材の柱脚から反曲点までの距離 | |
| E : 鋼材ヤング係数(=2100t/cm ²) | I_c : 柱の断面2次モーメント |
| I_b : はりの断面2次モーメント | k : 骨組を線材とした時の剛比
(= $I_b \cdot h / I_c \cdot l$) |
| G : 鋼材のせん断弾性(=810t/dm ²) | |
| M_c : C点の曲げモーメント | M_b : B点の曲げモーメント |
| M_a : 柱はり接合部パネル中心でのモーメント | |
| θ_{cp} : C点でのヒンジの回転角 | θ_{dce} : D点での弾性たわみ角 (図A.3参照) |
| θ_{bb} : B点でのパネルの回転角 (図A.3参照) | |
| θ_{bp} : B点でのヒンジの回転角 | θ_{dbe} : D点での弾性たわみ角 (図A.3参照) |



図A.1 1層1スパン骨組の肘形骨組へのモデル化

θ_{ce} : C点での弾性部材角 (図A. 3 参照)

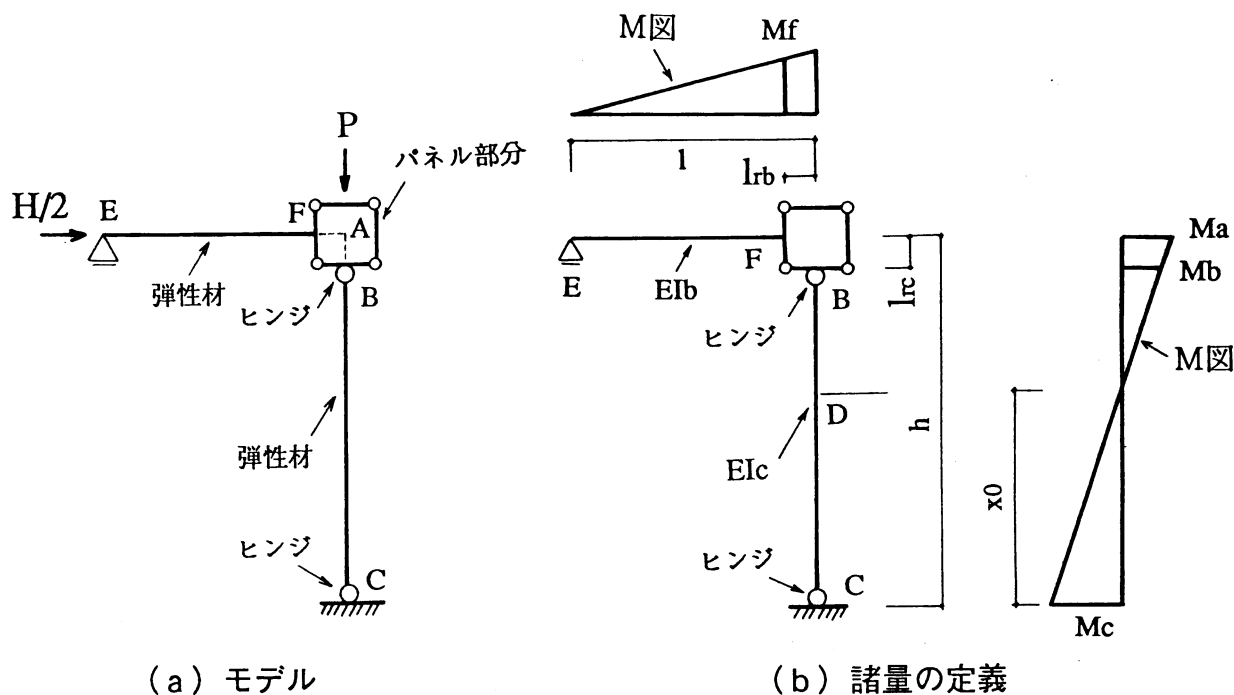
θ_{be} : B点での弾性部材角 (図A. 3 参照)

γ : パネルのせん断変形角

α : ($= \theta_{bb}$)

β : $\gamma - \alpha$

t_w : パネル部のウェブの板厚の和



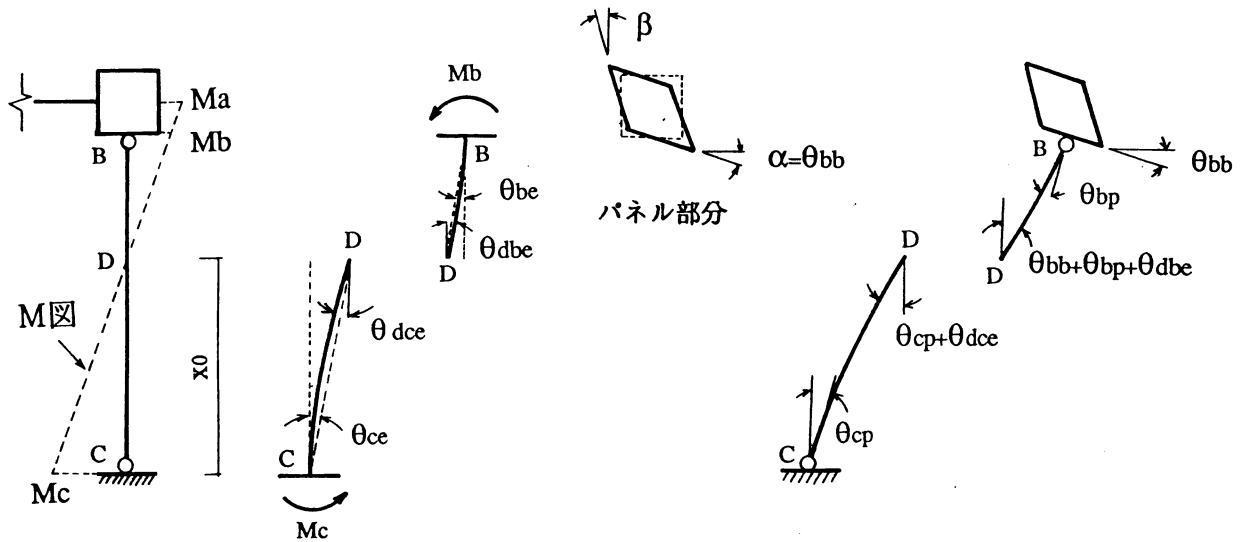
図A. 2 数学的モデル

問題を「図A. 2のC点のモーメント M_c を与えて、水平力 H と水平変位 δ を求めること」と設定すると解析手順は次のようになる。

1. C点のモーメント M_c を与える。
2. 解析仮定4より、 M_c に対応するC点でのヒンジの回転角 θ_{cp} を求める。
3. 柱の反曲点位置を柱脚より x_0 とすると、仮定5より柱頭B点でのモーメント M_b が x_0 をパラメータとして表現できる。
4. 柱頭ヒンジ点Bのモーメント M_b よりパネル部分の回転角 α ($= \theta_{bb}$)、ヒンジの回転角 θ_{bp} 、弾性回転角 θ_{be} が計算できる。
5. 反曲点Dでのたわみ角の連続条件は次式となる (図A. 4 参照)。

ここで、 θ_{dce} 、 θ_{dbe} は図A. 3に示すように、柱脚にそれぞれ M_b 、 M_c が作用する時の片持ちはりの先端のたわみ角である。

$$\theta_{cp} + \theta_{dce} = \theta_{bb} + \theta_{bp} + \theta_{dbe} \quad (A. 1)$$



図A.3 諸量の定義

図A.4 D点での適合条件

6. 上式より、反曲点位置 x_0 を求めることができ、
 7. 柱頭の水平変位 δ および水平力 H は次式で求められる。

$$\delta = (\theta_{cp} + \theta_{ce}) \cdot x_0 + (\theta_{bb} + \theta_{bp} + \theta_{be}) \cdot (h - x_0 - l_{rc}) - \beta \cdot l_{rc} \quad (A. 2)$$

$$H = 2 \cdot (M_a + M_c) / h - 2 \cdot P \cdot \delta / h \quad (A. 3)$$

以下に連続条件および H, δ の算定に必要な諸量の算定法を示す。

1) 連続条件に必要な諸量 ($\theta_{cp}, \theta_{dce}, \theta_{bb}, \theta_{bp}, \theta_{dbe}$)

θ_{cp} はモーメント解析仮定4より M_c に対応して求めることができる。 θ_{dce} は長さ x_0 の弾性片持ちばりの固定端のモーメントが M_c の時の自由端のたわみ角であるから、仮定2より次式となる。

$$\theta_{dce} = M_c \cdot x_0 / (2 \cdot E \cdot I_c) \quad (A. 4)$$

モーメント図は直線であることより、 M_b は M_c の関数として次式でえられる。

$$M_b = (h - l_{rc} - x_0) \cdot M_c / x_0 \quad (A. 5)$$

θ_{bp} は M_b に対応するヒンジの回転角であるから、 θ_{cp} と同様に求めることができる。 θ_{dbe} は θ_{dce} と同様にして次式でえられる。

$$\begin{aligned}\theta_{dbe} &= M_b \cdot (h - l_{rc} - x_0) / (2 \cdot E \cdot I_c) \\ &= M_c \cdot (h - l_{rc} - x_0)^2 / (2 \cdot E \cdot I_c \cdot x_0)\end{aligned}\quad (A. 6)$$

$\theta_{bb} (= \alpha)$ は以下のようにとまる。

接合部でのせん断変形角 γ は図 A. 5 より

$$\gamma = \alpha + \beta = \frac{M_b - Q_f \cdot l_{rb}}{4 \cdot G \cdot t_w \cdot l_{rc} \cdot l_{rb}} \quad (A. 7)$$

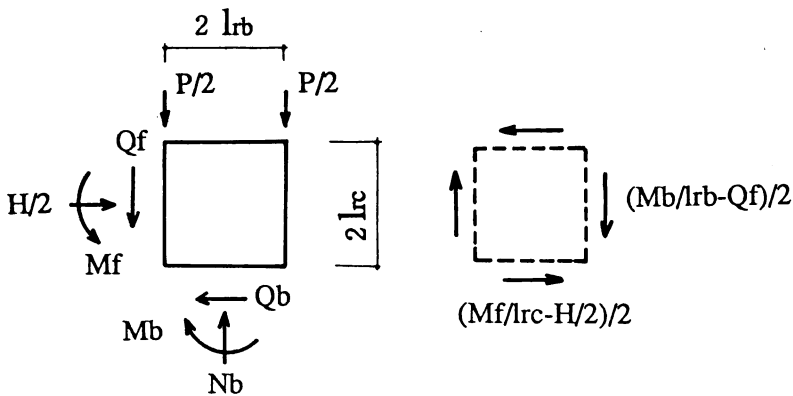
また、はり部材と柱はり接合部を図 A. 6 のように考え、はりの微分方程式を E 点でたわみが 0、F 点でたわみが $l_{rb} \cdot \alpha$ 、たわみ角が β の境界条件の下でとくと、 α と β の関係式が式 (A. 8) で得られる。

$$(1 - l_{rb})^2 \cdot M_f / 3 + E \cdot I_b \cdot (1 - l_{rb}) \cdot \beta = l_{rb} \cdot \alpha \cdot E \cdot I_b / 2 \quad (A. 8)$$

式 (A. 8) 式右辺の M_f を M_c で表し、式 (A. 7)、(A. 8) より、 α を求めると、 $\alpha (= \theta_{bb})$ は下式で表現できる。

$$\alpha = \theta_{bb} =$$

$$\frac{h \cdot (1 - l_{rb}/l)^3 \cdot (h - x_0) \cdot M_c}{3 \cdot k \cdot E \cdot I_c \cdot x_0} + \frac{(1 - l_{rb})}{8 \cdot l_{rb} \cdot l_{rc} \cdot G \cdot t_w} \cdot \left\{ 2 \frac{h - l_{rc} - x_0}{x_0} \cdot M_c - \frac{2 l_{rb} (h - x_0) \cdot M_c}{l \cdot x_0} \right\} \quad (A. 9)$$



(a) はり、柱端の断面力 (b) パネル部のせん断力

図 A. 5 柱はり接合部パネル部に作用するせん断力

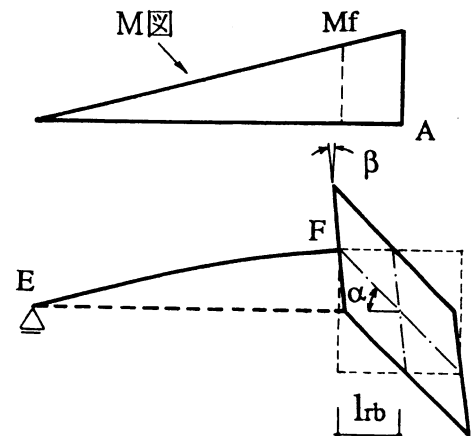


図 A. 6 はり及びパネル部の変形

また β は下式で求まる。

$$\beta = \gamma - \alpha \quad (\text{A. 10})$$

これらの値をD点での連続条件式(A. 1)に代入すると、反曲点高さ x_0 は次式で表現される。

$$x_0 = \frac{Mc \cdot h^2 \cdot \{2 \cdot (1 - lrb/l)^3/k + 3 \cdot (1 - lrc/h)^3\} / 6 \cdot E \cdot Ic + 2 \cdot \eta \cdot Mc \cdot h \cdot (1 - lrc/h - lrb/l)}{\theta_{cp} - \theta_{bp} + Mc \cdot h \cdot \{2 \cdot (1 - lrb/l)^3/k + 6 \cdot (1 - lrc/h)\} / 6 \cdot E \cdot Ic + 2 \cdot \eta \cdot Mc \cdot (1 - lrb/l)} \quad (\text{A. 11})$$

ここで

$$\eta = \frac{(1 - lrb/l)}{8 \cdot lrb \cdot lrc \cdot G \cdot tw}$$

上式中の諸量の諸量は、既知量であるのであるので、 x_0 を算定することができる。

2) Hおよび δ の算定に必要な諸量(θ_{cp} , θ_{ce} , θ_{bb} , θ_{bp} , θ_{be} , β , x_0 , Ma)

θ_{cp} , θ_{bb} , θ_{bp} , β , x_0 は「1) 連続条件に必要な諸量」で求めた。 θ_{ce} , θ_{be} はそれぞれ長さ x_0 , $(h - x_0 - lrc)$, 固定端のモーメントが Mc , Mb である弾性片持ちばりの部材角であるから(図A. 3参照), 次式で表せる。

$$\theta_{ce} = Mc \cdot x_0 / (3 \cdot E \cdot Ic) \quad (\text{A. 12})$$

$$\theta_{be} = Mb \cdot (h - lrc - x_0) / (3 \cdot E \cdot Ic) \quad (\text{A. 13})$$

Ma はモーメント図が直線であることより, 次式であらわせる。

$$Ma = (h - x_0) \cdot Mc / x_0 \quad (\text{A. 14})$$

以上より, 水平力H, 水平変位 δ の算定ができる。C点でのモーメントを順次与えることにより, 骨組の水平力-水平変位関係がもとまる。

第4章の参考文献

- 4.1) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針，1975.11.
- 4.2) 五十嵐定義，辻岡静雄他：冷間成形角形鋼管の軸引張・軸圧縮挙動に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1361-1362，1983.10.
- 4.3) 五十嵐定義，辻岡静雄他：冷間成形角形鋼管の材料強度特性について，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1487-1489，1984.10.
- 4.4) 田淵基嗣，金谷弘，上森博：冷間ロール成形角形鋼管の材料特性と部材および接合部の弾塑性性状－その1 鋼管の材料特性－，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.969-970，1988.10.
- 4.5) 加藤勉・青木博文：冷間成形角形鋼管の断面内における機械的性質に関する実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1489-1490，1984.10.
- 4.6) Kato B., Aoki H. and Narihara H. : Residual Stresses in Square Steel Tubes Introduced by Cold-Forming and the Influence on Mechanical Properties, International Meeting on Safety Criteria in Design of Tubular Structures, 1986.7.
- 4.7) 加藤勉，青木博文，黒沢隆志：冷間成形角形鋼管の塑性ひずみ履歴と残留応力，日本建築学会構造系論文報告集，第385号，pp.39-48，1988.3.
- 4.8) 辻文三，北川陽子：冷間成形角形鋼管材の材料特性，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1029-1030，1989.10.
- 4.9) 加藤勉，西山功：冷間成形角形鋼管の局部座屈強さおよび変形能力，日本建築学会論文報告集，第294号，1980.8.
- 4.10) Kato B. and Nishiyama I. : Inelastic Local Buckling of Cold-Formed Circular-Hollow Section and Square-Hollow Section Members, US-Japan Seminar on Inelastic Instability of Steel Structures and Structural Elements, 1981
- 4.11) 川島義克，西村誠：角形鋼管柱の座屈耐力に関する研究（溶接および冷間成形の影響），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1007-1008，1973.10.
- 4.12) 森脇良一，榊原秀雄他：角鋼管柱の座屈耐力に関する研究（中心圧縮の場合），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1011-1012，1973.10.
- 4.13) 加藤勉，李明宰：角形鋼管柱の最大耐力に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1359-1360，1983.9.
- 4.14) Kato B. and Lee M. J. : Column Strength of Cold-Formed Square and Circular Hollow Section Members, 構造工学論文集，Vol.31B pp.135-142，1985.3.
- 4.15) 辻文三，北川陽子：冷間成形角形鋼管材の座屈荷重と座屈後挙動，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1485-1486，1990.10.
- 4.16) 辻文三，北川陽子：冷間成形角形鋼管柱の中心圧縮座屈挙動，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1307-1308，1991.9.
- 4.17) 加藤勉，秋山宏，北沢進，谷口元：箱型断面部材の塑性変形能力に関する実験的

- 研究（その1，実験報告），日本建築学会関東支部研究報告集，pp.185-188，1977.
- 4.18)加藤勉，秋山宏，北沢進，谷口元：箱型断面部材の塑性変形能力に関する実験的研究（その2，荷重-変形関係を表す実験式），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1369-1370，1977.10.
- 4.19)加藤勉，秋山宏，北沢進，局部座屈を伴う箱型断面部材の変形，日本建築学会論文報告集，第268号，pp.71-76，1978.6.
- 4.20)加藤勉，秋山宏，北沢進，桜井史朗：箱型断面部材の塑性変形能力に関する実験的研究（その3，冷間成形箱型断面部材の場合），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1309-1310，1978.9.
- 4.21)鈴木敏郎，酒井新吉，真家秀夫，木村克次：箱形断面部材の弾塑性挙動に関する実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1153-1154，1980.9.
- 4.22)鈴木敏郎，酒井新吉，青木俊夫，鶴飼司郎，木村克次：箱形断面部材の弾塑性挙動に関する実験的研究（その2，リブによる補強効果について），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.2069-2070，1981.9.
- 4.23)鈴木敏郎，酒井新吉，青木俊夫，鶴飼司郎，木村克次：スチフナ補剛箱形断面部材の変形性状について：日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1919-1920.1982.10.
- 4.24)山田稔，辻文三，徳田京誠：複曲率曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究（I：一方向荷重： $N = 1 / 3 N_y$ ）：日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1923-1924，1982.10.
- 4.25)山田稔，辻文三，徳田京誠：複曲率曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究（II：一方向荷重： $t=3.2mm:N/N_y=0,1/6,1/3$ ）：日本建築学会近畿支部研究報告集，pp.213-216，1983.6.
- 4.26)山田稔，辻文三，徳田京誠：複曲率曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究（III：一方向荷重： $t=3.2mm:N/N_y=0,1/6,1/3$ ）：日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1363-1364，1983.9.
- 4.27)山田稔，辻文三，徳田京誠：複曲率曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究（IV：一方向および繰返し荷重）：日本建築学会近畿支部研究報告集，pp.373-376，1984.6.
- 4.28)山田稔，辻文三，徳田京誠：複曲率曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究（V：一方向および繰返し荷重）：日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1345-1346，1984.10.
- 4.29)山田稔，河村広，谷明勲，山中耕一：複曲率交番繰返し曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究（I：定変位振幅曲げ： $N=1/3 N_y, \delta A = \pm 30mm, \pm 45mm$ ）：日本建築学会近畿支部研究報告集，pp.381-384，1984.6.
- 4.30)山田稔，河村広，谷明勲，山中耕一：複曲率交番繰返し曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究（II：定変位振幅曲げ： $N=1/3 N_y, \delta A = \pm 30mm, \pm 45mm$ ）：日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1347-

1348, 1985.10

- 4.31) 山田稔, 河村広, 谷明勲, 山中耕一: 複曲率交番繰り返し曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形および崩壊性状に関する研究 (III: 定変位振幅曲げ: $N=1/3 N_y$, $b/t=35.1$, $\delta A = \pm 20\text{mm}$, $\pm 30\text{mm}$): 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 469-472, 1985.
- 4.32) 山田稔, 河村広, 谷明勲, 山中耕一: 複曲率交番繰り返し曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形ならびに崩壊性状に関する研究 (IV: 定変位振幅曲げ: $N=1/3 N_y$, $b/t=35.1$, $\delta A = \pm 16.5\text{mm}$, $\pm 20\text{mm}$, $\pm 30\text{mm}$): 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 679-680, 1985.10.
- 4.33) 山田稔, 河村広, 谷明勲, 山中耕一: 複曲率曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形ならびに崩壊性状に関する研究 (VI: 定変位振幅曲げ, $N/N_y=1/3$, 柱頭・柱脚部に完全弾性回転バネを考慮した解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1109-1110, 1986.8.
- 4.34) 山田稔, 河村広, 谷明勲, 中川貴詞: 複曲率曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形ならびに崩壊性状に関する研究 (VII: 一方向載荷: $N=2/3 N_y$), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1111-1112, 1986.8.
- 4.35) 辻文三, 北芳男: 冷間成形角形鋼管柱の弾塑性挙動, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1305-1306, 1991.9.
- 4.36) 五十嵐定義, 辻岡静雄, 矢島悟, 杉山茂徳: 冷間成形角形鋼管断面の弾塑性曲げ挙動に関する実験的研究 (その1. 単調載荷), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1349-1350, 1984.10.
- 4.37) 五十嵐定義, 辻岡静雄, 矢島悟, 杉山茂徳: 冷間成形角形鋼管断面の弾塑性曲げ挙動に関する実験的研究 (その2. 繰返し載荷), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1351-1352, 1984.10.
- 4.38) 五十嵐定義, 辻岡静雄, 杉山茂徳, 伊田健二: 冷間成形角形鋼管断面の定軸圧下での弾塑性曲げ性状に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 677-678, 1985.10.
- 4.39) 辻岡静雄, 五十嵐定義, 杉山茂徳: 冷間成形角形鋼管部材の弾塑性曲げ性状に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1113-1114, 1986.8.
- 4.40) 三谷勲, 松井千秋, 津田恵吾: 角形鋼管柱の塑性変形能力評価式, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1299-1300, 1984.
- 4.41) 加藤勉: 閉断面部材の局部座屈と変形能力, 日本建築学会構造系論文報告集, 第378号, 1987.8.
- 4.42) 日本建築学会: 鋼構造設計規準, 1970.5.
- 4.43) 三谷勲, 牧野稔, 松井千秋: H形鋼柱の局部座屈後の変形性状に関する解析的研究, その1 単調荷重を受ける場合, 日本建築学会論文報告集, 第296号, pp. 37-47, 1980.10.
- 4.44) 松井千秋, 池崎正浩: 鉛直荷重と水平力を受けるコンクリート充填角形鋼管構造骨組の弾塑性性状について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 2123-2124, 1981.9.