

角形鋼管柱・H形鋼はり接合部の復元力特性に関する研究

高松隆夫*・松尾 彰**
椋代仁朗***・石田隆宏****

(平成7年9月29日受理)

A Study on Restoring Force Characteristics of Box Column-to-H Shaped Beam Connections

Takao TAKAMATSU, Akira MATSUO,
Yoshiro MUKUDAI and Takahiro ISHIDA

(Received Sept. 29, 1995)

Abstract

The cruciform specimens with the box column-to-H shaped beam connection of various panel strength ratios were carried out under monotonic or cyclic loading, and the plastic panel moments of the beam-to-column connections were estimated by the hinge line theory. The following conclusion were obtained.

1) The plastic panel moments of the panel boundary elements of the cruciform specimens without joint panel can be evaluated by the hinge line theory.

2) The restoring force characteristics of the beam-to-column connections under monotonic loading are predicted by adding the characteristics of the joint panel and the panel boundary elements.

3) The restoring force characteristics of the beam-to-column connections under cyclic loading are predicted by applying the kinematic hardening rule to the characteristics under monotonic loading.

Key Words: beam-to-column connection, plastic strength, restoring force characteristics, hinge line theory

1. 序

地震荷重を受ける鋼構造骨組において柱はり接合部は大きなエネルギー吸収能力を持つ部位として位置付けられている。そのために、柱はり接合部の復元力特性を精確に評価するための研究^{1),2)}が精力的に行われてきた。筆者らも、これまでに、H形鋼柱はり接合部

の復元力特性を明確にするために、柱はり接合部を接合部パネルとパネル周辺枠組に分解して取り扱う方法について検討してきた³⁾。特に、弱パネル型H形鋼柱はり接合部の復元力特性は、それらの復元力特性の和により良好に推定できることを報告している^{4),5)}。

一方、これまでの角形鋼管柱・H形鋼はり接合部の研究においては、通常の角形鋼管柱を用いた場合には

* 広島工業大学工学部土木工学科

** 広島大学工学部第四類

*** 広島工業大学環境学部環境デザイン学科

**** 広島工業大学大学院工学研究科土木工学専攻

接合部パネルが2枚あるために弱パネル型柱はり接合部に属さない。弱パネル型接合部の復元力特性に関する研究⁶⁾はほとんど見あたらない。さらに、角形鋼管柱・H形鋼はり接合部における周辺枠組の復元力特性については全く研究されていない。

そこで、本研究においては、弱パネル型角形鋼管柱・H形鋼はり接合部の復元力特性を評価する目的で以下の実験を行う。

- 1) 種々のパネル耐力比を有する柱はり接合部を持つ十字形試験体の単調載荷実験を行う。
- 2) パネル周辺枠組のみの復元力特性を明らかにするために、接合部パネルを除去した試験体の単調載荷実験を行う。
- 3) 単調載荷時で求められた復元力特性を繰返し載荷時において適用できることを検討するために繰返し載荷実験を行う。

次に、降伏線理論を用いて、パネル周辺枠組および柱はり接合部の塑性耐力の評価を試みる。次に、単調載荷時における柱はり接合部の復元力特性を接合部パネルとパネル周辺枠組のそれぞれのものを加え合わせるにより評価する方法について検討する。更に、繰返し載荷時の復元力特性を評価する方法についても検討する。

2. 実験概要

2.1 試験体

試験体は、図1に示すような十字形部分架構である。柱部材には同一サイズのロール成形角形鋼管を用い、はり部材には種々の断面寸法を持つ溶接組立H形鋼を用いる。パネル耐力比 R_{py} ($R_{py} = \tau_y V_p / 2M_{by}$, ここに、 τ_y : 接合部パネルの降伏せん断応力度、 V_p : 接合部パネルの有効体積、 M_{by} : はりの降伏モーメント) としては、0.6, 0.8, 1.0の3種類を選んだ。パネル周辺枠組の荷重変形関係を求めるための試験体は、溶接組立した後にガス切断により接合部パネルを除去したも

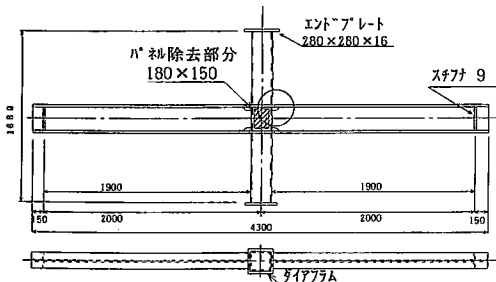


図1 試験体

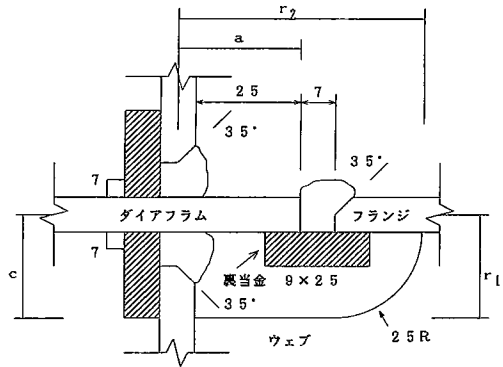


図2 溶接部詳細図

のである。図2には図1の丸で囲んだ部分の柱はり接合部の溶接詳細図を示している。鋼管柱はり接合部には通常慣用されている通しダイヤフラム方式を採用し、ダイヤフラムとはりフランジの溶接方法は、スカップを有する裏当金を用いた突合わせ溶接とする。図3に試験体名称の説明を示している。本実験で採用したパラメータは載荷方法、パネル耐力比及び接合部パネルの有無である。表1に使用鋼材 (SS400, STKR400) の機械的性質を示す。同一板厚の鋼板を複数枚使用したが、それぞれの値にほとんど相違がみられなかったため、それらの平均値を示している。鋼管についても同様に平均値を用いている。ただし、鋼管では明瞭な降伏点が得られなかったため、0.2%オフセット値を降伏点としている。表2に各試験体のす

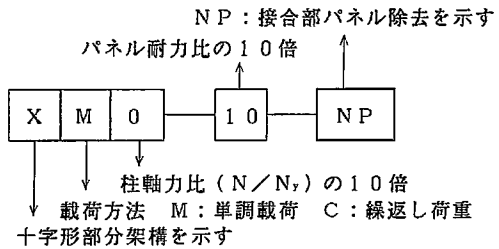


図3 試験体名称の説明

表1 使用鋼材の機械的性質

試験体	鋼種	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	ϵ_f %	
プレート	PL-6	SS400	2.37	3.89	32
	PL-9	SS400	3.22	4.78	24
	PL-12	SS400	2.68	4.23	32
	PL-16	SS400	2.71	4.39	30
鋼管	□-9	STKR400	4.36	4.82	31

表2 試験体寸法

試験体名	はり断面	bH	bB	b^2t_w	b^2t_f	cI	bI
XMO- 6	BH-250×125×12×16	249.98	126.01	12.07	16.20	995	2003
XMO- 6-NP	BH-250×125×12×16	249.98	126.01	12.07	16.20	984	1999
XMO- 8	BH-250×125× 9×12	250.20	125.82	9.32	12.07	993	1998
XMO- 8-NP	BH-250×125× 9×12	250.20	125.82	9.32	12.07	999	1999
XMO-10	BH-250×125× 6× 9	249.95	126.02	5.83	9.32	992	1975
XMO-10-NP	BH-250×125× 6× 9	249.95	126.02	5.83	9.32	997	1999
XCO- 6	BH-250×125×12×16	249.77	126.02	12.09	16.16	1004	1997
XCO- 8	BH-250×125× 9×12	250.81	126.28	9.15	12.00	1004	1999
XCO-10	BH-250×125× 6× 9	250.28	125.84	5.88	9.26	1005	1997
	柱断面	cB	t	単位：mm			
全試験体	□-200×200×9	200.15	8.64				

法を示している。ここに、柱及びはりの寸法は上下及び左右の平均値である。表3に各試験体の断面諸量及び表4に耐力計算値を示している。耐力計算値は、フェイスモーメントに達するときの荷重値として求められている。

2・2 実験装置と載荷方法

本実験で使用した実験装置の概要を図4に示す。試験体への載荷は、曲げモーメントについては、はり両端に設置したオイルジャッキで行う。実験に際しては、はり両端の変位増分が等しくなるように変位制御しながら、単調載荷あるいは定変位漸増繰返し載荷実験を行う。定変位振幅として、柱はり接合部を無視した場合の試験体の降伏耐力 P_y に対応するはり端変位 δ_y の整数倍の値を選び、各変位振幅において2ないし3回繰返し載荷を行う。

表3 断面諸量

	試験体名	A cm ²	I cm ⁴	M_y t·m	M_p t·m
は り	XMO- 6	67.09	6623	14.36	16.76
	XMO- 6-NP	67.09	6623	14.36	16.76
	XMO- 8	51.44	5207	11.15	13.53
	XMO- 8-NP	51.44	5207	11.15	13.53
	XMO-10	36.98	4003	10.31	10.95
	XMO-10-NP	36.98	4003	10.31	10.95
柱		66.19	4054	17.14	20.12
は り	XCO- 6	67.02	6602	14.33	16.72
	XCO- 8	51.06	5214	11.14	13.49
	XCO-10	36.93	3996	10.28	10.91
柱		66.25	4066	17.7	20.78

表4 耐力計算値

試験体名	はり降伏 P_{by} (t)	はり塑性 P_{bp} (t)	柱降伏 P_{cy} (t)	柱塑性 P_{cp} (t)	降伏パネル モーメント M_{py} (t·m)	パネ ル降 伏荷 重 P_{py} (t)	パネ ル耐 力比 R_{py}
XMO- 6	7.53	8.79	9.76	11.5	16.8	5.02	0.58
XMO- 6-NP	7.53	8.79	9.76	11.5	—	—	—
XMO- 8	5.86	7.11	9.80	11.5	17.1	5.14	0.77
XMO- 8-NP	5.86	7.11	9.80	11.5	—	—	—
XMO-10	5.49	5.83	9.83	11.5	17.3	5.27	0.84
XMO-10-NP	5.49	5.83	9.83	11.5	—	—	—
XCO- 6	7.54	8.80	10.0	11.7	17.3	5.19	0.60
XCO- 8	5.85	7.09	10.0	11.7	17.7	5.31	0.79
XCO-10	5.41	5.74	10.0	11.7	17.9	5.37	0.89

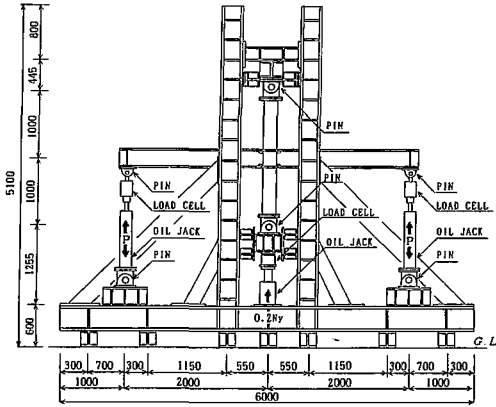


図4 実験装置概要

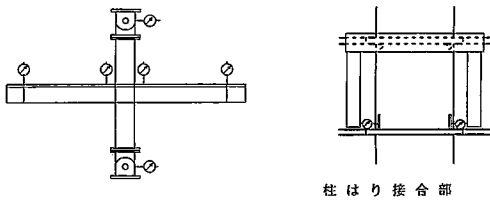


図5 変位計取り付け位置

2・3 測定方法

荷重の測定は、それぞれのオイルジャッキ先端に取り付けられたロードセルにより行われる。図5に変位計取り付け位置を示す。

3. 塑性解析

ここでは、通しダイアフラム形式の角形鋼管柱・H形鋼はり接合部における塑性パネルモーメントの計算式を降伏線理論に基づいて誘導する^{7), 8), 9)}。

3・1 解析仮定

図1に示す十字形部分架構試験体の柱はり接合部を解析対象とし、以下のように解析で用いる記号を定義する。

b, h , h : はりフランジ中心間距離および、柱管壁中心間距離

b_l, l : はりの長さおよび、柱の長さ

t, t_w, t_f : 柱管壁、はりウェブおよび、はりフランジの板厚

$\sigma_y, \sigma_{wy}, \sigma_{fy}$: 柱管壁、はりウェブおよび、はりフランジの降伏応力度

$m_p = t^2 \cdot \sigma_y / 4$: 柱管壁の単位あたりの全塑性モーメント

ント

$bM_{fp} = bB \cdot b t_f^2 \cdot \sigma_{fy} / 4$: はりフランジの全塑性モーメント

bB : はりフランジの幅

$bM_{fpc} = \{1 - (bN_f / bN_{fy})^2\} bM_{fp}$: はりフランジの軸力を考慮した全塑性モーメント
 $= (1 - n^2) bM_{fp}$

bN_f : はりフランジに作用する軸力

$bN_{fy} = bB \cdot b t_f \cdot \sigma_{fy}$: はりフランジの降伏軸力

$n = bN_f / bN_{fy}$: はりフランジの軸力比

$bS_w = b t_w \cdot b \sigma_{wy} \cdot 2 / \sqrt{3}$: はりウェブが接合する柱管並びにはりフランジは、はりウェブの板厚方向にはひずみを生じないので、はりウェブは平面ひずみ状態と見なす事ができる。そこで、平面ひずみ状態を考えた場合のはりウェブの単位長さあたりの降伏軸力

r_1, r_2 : はりせい方向および、はりの材長方向のスクラップ寸法の大きさ

a, b, c : 塑性ヒンジ位置を示す寸法

X : 円錐形状のヒンジ領域の半径

ψ : 柱フランジとはりウェブの相対回転角

$\gamma = (b/h / (2c) - 1) \psi$: 柱はり接合部のせん断変角

θ, θ_1 : 塑性ヒンジ回転角

次に、実験終了時における試験体形状から、図7に示すような4タイプの図2に示した溶接部付近の塑性崩壊状態を仮定する。ここに、図中の黒塗りの部分は、はりウェブの塑性領域を示している。図7(a)の崩壊機構は、接合部パネルを除去した試験体において、ウェブに接合されている柱フランジが図6に示すような面外変形を生じる場合である。図7(b)の崩壊機構は、接合部パネルなし試験体で柱フランジの板厚がはりウェブのものに比べて大きかったために柱フランジに図6

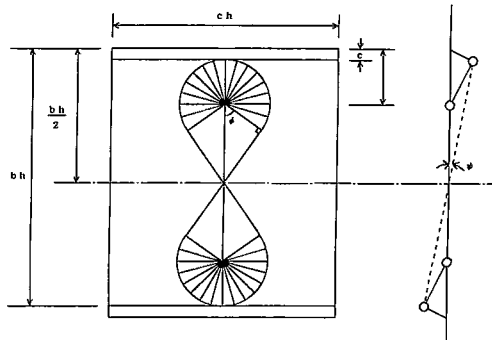


図6 面外変形

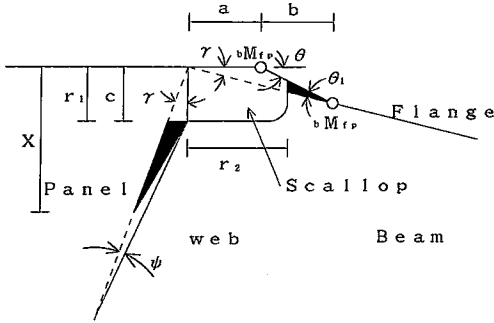


図7(a) 崩壊機構

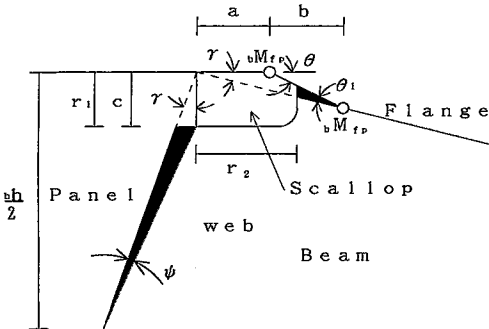


図7(b) 崩壊機構

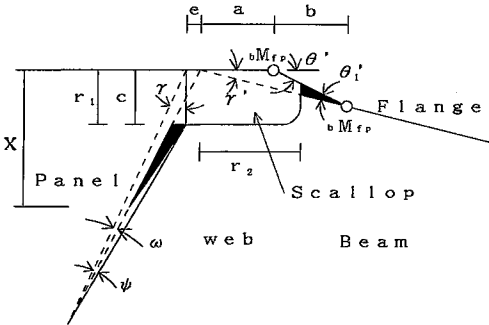


図7(c) 崩壊機構

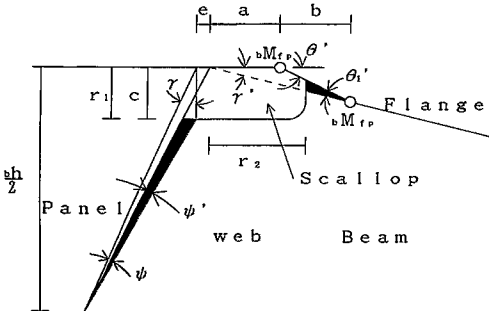


図7(d) 崩壊機構

のような面外変形が生じない場合である。次に、図7(c)の崩壊機構は、柱フランジに面外変形が生じるとともに、はりに作用する曲げが大きいためにはりフランジにおいて柱はり接合部近傍の塑性ヒンジ（第1塑性ヒンジ）に軸方向変形が生じる場合である。最後に、図7(d)の崩壊機構は柱フランジの面外変形は生じないが、はりフランジにおける第1塑性ヒンジに軸方向変形が生じる場合である。

仮想仕事の原理を適用するに当たって次のような仮定をもうける。

- 1) 材料は完全剛塑性体とする。
- 2) 図6に示すようなはりに作用する曲げによる、ウェブが接合されている柱フランジの面外塑性変形の応力仕事の計算には、文献7)、8)の降伏線理論を用いる。
- 3) 塑性ヒンジ位置については、実験終了後の試験体観察に基づき、 a は、ダイアフラムの縁までの距離とし、 c は、柱はり接合部とダイアフラムの溶接部分に設けた裏当金の縁までの距離とする。（図2参照）

3・2 パネル周辺枠組の塑性パネルモーメント

a) Collapse mechanism 1

図7(a)に示す崩壊機構に対して仮想仕事式を導く。パネル周辺枠組の応力仕事 W_i は次式のように求められる。

$$W_i = 4 \left[\{ {}_b h \cdot h / (2c) + 4\mu ({}_b h / 2 - X) \} {}_c m_p \cdot \psi + [c(X - r_1)^2 {}_b S_{wp} / \{ 2(X - c) \} + a(a + b - r_2)^2 {}_b S_{wp} / (2b)] \gamma + {}_b M_{fp} \cdot \theta + {}_b M_{fp} \cdot \theta_1 \right] \quad (1)$$

$$\text{ここに、} \mu = (\pi - \phi) + \sqrt{\{ ({}_b h / 2 - X) / (X - c) \}^2 - 1} \quad (2)$$

$$\phi = \cos^{-1} \{ (X - c) / ({}_b h / 2 - X) \} \quad (3)$$

一方、外力による仕事 W_e は、パネル周辺枠組の塑性パネルモーメント M_p と接合部のせん断変形角 γ を用いて、次のように表される。

$$W_e = M_p \cdot \gamma \quad (4)$$

仮想仕事の原理、すなわち、外力仕事 W_e は応力仕事 W_i に等しいことを適用することにより、塑性パネルモーメント M_p は次式のように求められる。

$$M_p = \{ 2{}_b h \cdot h / c + 16\mu ({}_b h / 2 - X) \} {}_c m_p / \{ ({}_b h / (2c) - 1) + 2\{ c(X - r_1)^2 / (X - c) + a(a + b - r_2)^2 / b \} {}_b S_{wp} + 4(1 + 2a/b) {}_b M_{fp} \} \quad (5)$$

ただし、 b と X は、 M_p を極小にする条件式 ∂M_p

$/\partial b=0, \partial M_p/\partial X=0$ から、次式で与えられる。

$$b = \sqrt{(r_2 - a)^2 + 4\mu M_{fp}/S_{wp}} \quad (6)$$

$$X = c + \sqrt{(r_1 - c)^2 + 8(\mu h/2 - c) m_p / S_{wp}} \quad (7)$$

b) Collapse mechanism 2

図 7(b) に示す崩壊機構に対して、仮想仕事式を導けば、パネル周辺枠組の塑性パネルモーメント M_p は、次式のように求められる。

$$M_p = \{2\mu h \cdot h/c\} m_p / \{\mu h / (2c) - 1\} + 2\{c(\mu h/2 - r_1)^2 / (\mu h/2 - c) + a(a+b-r_2)^2/b\} \mu S_{wp} + 4(1+2a/b) \mu M_{fp} \quad (8)$$

ただし、 b は(6)式から求められる。

c) Collapse mechanism 3

接合部パネルを有する試験体において、はりに作用する曲げによるはりフランジの軸方向力が無視できないので、はりフランジの柱はり接合部に近い方の塑性ヒンジ(第1塑性ヒンジ)においては、回転角とともに軸方向変形を考慮しなければならない。塑性流れ則を適用すれば塑性ヒンジの軸方向変形 e は次式で与えられる。

$$e = 2\mu M_{fp} \cdot \mu N_f \cdot \theta' / \mu N_{fy}^2 \quad (9)$$

ここに、 θ' は第1塑性ヒンジの回転角である。そのため、柱フランジとはりウェブの相対回転角 ψ' は、 $\omega = 2e/\mu h$ だけ減少し、はりの回転角 γ' は e だけ増加する。

$$\psi' = \psi - \omega \quad (10)$$

$$\gamma' = \gamma + \omega \quad (11)$$

図 7(c) に示す崩壊機構に対して仮想仕事式を導けば、柱はり接合部のパネルモーメント M_p は、次式のように求められる。

$$M_p = [4\{\mu h \cdot h / (2c)\} m_p / \{\mu h / (2c) - 1\} + \{4\mu(\mu h/2 - X)\} \cdot \{2c / (\mu h - 2c) - \eta\} m_p + (X - r_1)^2 (\mu h/2 - c) \{2c / (\mu h - 2c) - \eta\} \mu S_{wp} / \{2(X - c)\} + a(a+b-r_2)^2 (1+\eta) \mu S_{wp} / (2b) + (1-n^2) (1+a/b) \cdot (1+\eta) \mu M_{fp} + n \cdot \mu h \cdot \eta \cdot \mu N_{fy} / 2 + (a/b) (1+\eta) \mu M_{fp}] + (\mu h \cdot h \cdot 2c) \sigma_y / \sqrt{3} / \{1 + (\mu l - h) \eta / \{\mu l (1 - h/\mu l - \mu h/c)\}\} \quad (12)$$

ここに、 X は(7)式を用い、 b は次式を用いる。

$$b = \sqrt{(r_2 - a)^2 + 2(\mu M_{fpc} + \mu M_{fp}) / S_{wp}} \quad (13)$$

また、 n は数値計算により M_p を最小化するよう求めた値を用いる。

d) Collapse mechanism 4

図 7(d) に示す崩壊機構に対して仮想仕事式を導けば、柱はり接合部の塑性パネルモーメント M_p は、

次式となる。

$$M_p = [4\{\mu h \cdot h / (2c)\} m_p / \{\mu h / (2c) - 1\} + (\mu h/2 - r_1)^2 \cdot \{2c / (\mu h - 2c) - \eta\} \mu S_{wp} / 2 + a(a+b-r_2)^2 (1+\eta) \mu S_{wp} / (2b) + (1-n^2) (1+a/b) (1+\eta) \mu M_{fp} + n \cdot \mu h \cdot \eta \cdot \mu N_{fy} / 2 + (a/b) (1+\eta) \mu M_{fp}] + (\mu h \cdot h \cdot 2c) \sigma_y / \sqrt{3} / \{1 + (\mu l - h) \eta / \{\mu l (1 - h/\mu l - \mu h/c)\}\} \quad (14)$$

ここに、 b は(13)式を用いる。また、 n は数値計算により求める。

4. 実験結果および考察

4.1 単調載荷実験

図 8 に接合部パネルを除去した試験体の実験で得られた、パネルモーメント (M) とせん断変形角 (γ) との関係を示す。ここに、 $M = P \cdot \mu l (1 - h/\mu l - \mu h/c)$ 、 P : はり端に作用する荷重、 $\gamma = \delta/\mu h$ 、 δ : 柱はり接合部の相対水平変位である。図中の点線は、降伏線理論により求められた周辺枠組の塑性耐力計算値を示す。XMO-6-NP および XMO-8-NP においては、図 7(a) の崩壊機構から得られたものであり、また、XMO-10-NP においては、図 7(b) の崩壊機構から得

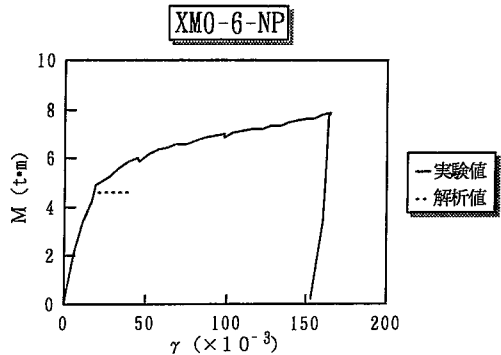


図 8(a) パネルモーメントとせん断変形角との関係

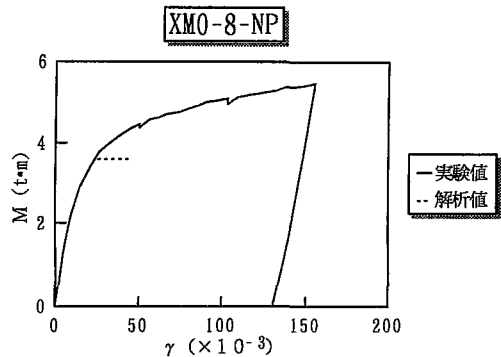


図 8(b) パネルモーメントとせん断変形角との関係

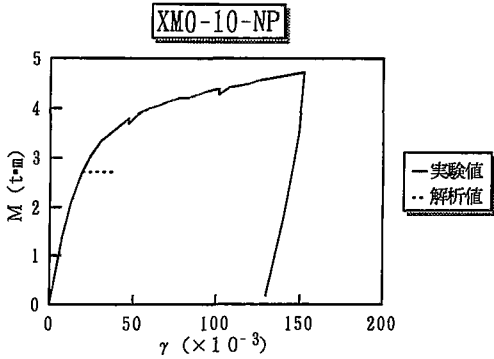


図8(c) パネルモーメントとせん断変形角との関係

られたものである。計算値は、実験曲線が初期勾配からはずれ始める点にほぼ一致しているので、良好な塑性耐力の推定値であることがわかる。

次に、接合部パネルを有する試験体の塑性耐力を求めるために、各試験体における軸力比 n と塑性耐力との関係を図9に示す。ここに、XMO-6, XMO-8 においては、図7(c)の崩壊機構から求められたものであり、XMO-10 においては、図7(d)から求められたものである。求めるべき塑性耐力は図中における最小値であり、その時の軸力比 n は、XMO-6, XMO-8,

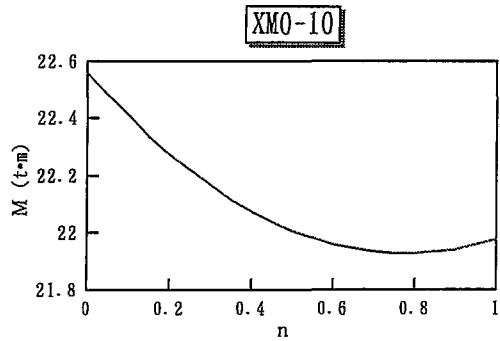


図9(c) 軸力比と塑性耐力との関係

XMO-10 において、それぞれ、0.5, 0.7, 0.8であり、塑性耐力 M_p は、それぞれ、23.28 tm, 22.54 tm, 21.93 tm となる。

図10に接合部パネルを有する試験体のパネルモーメントとせん断変形角との関係を示す。図中には実験結果を実線で示し、次の要領で求められた復元力特性を点線で示す。接合部パネルの素材特性は柱材のものを適用し、図11のように tri-linear 型で理想化する。ここに、 $\sigma_y, \sigma_u, \epsilon_y, \epsilon_u$ は、それぞれ、降伏応力度、引張強さ、降伏ひずみ度、そして、理想化応力度一ひず

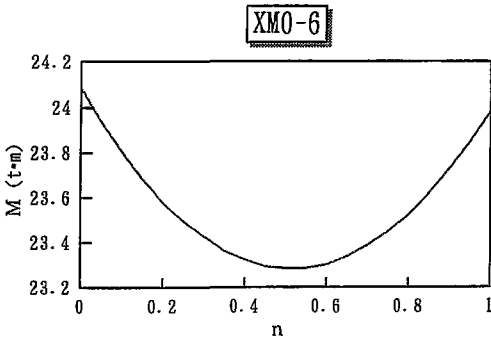


図9(a) 軸力比と塑性耐力との関係

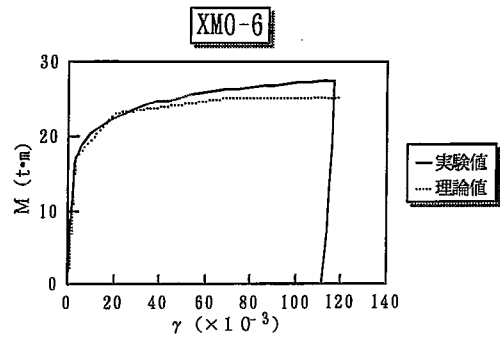


図10(a) パネルモーメントとせん断変形角との関係

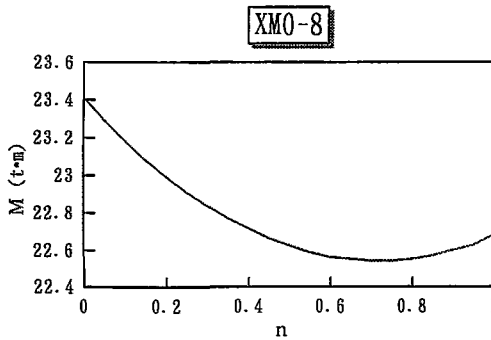


図9(b) 軸力比と塑性耐力との関係

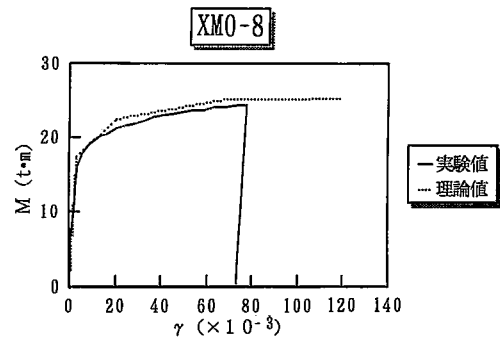


図10(b) パネルモーメントとせん断変形角との関係

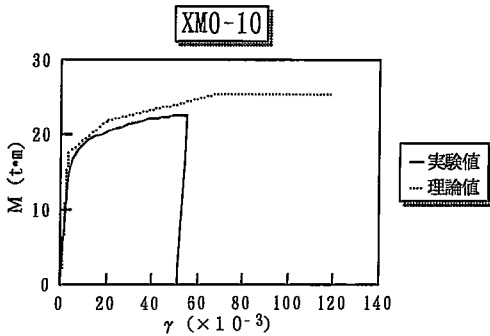


図10(c) パネルモーメントとせん断変形角との関係

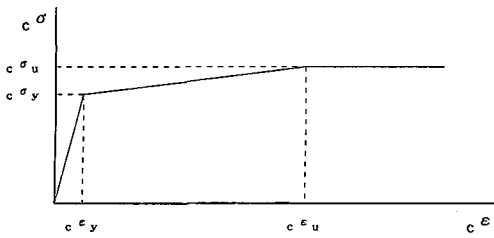


図11 ロール成形鋼管の応力度-ひずみ度曲線

み度曲線における最大応力開始時のひずみ度であり、
 素材試験結果により $\epsilon_u = 4.0 \times 10^{-2}$ を用いることに
 する。図12に理想化した柱はり接合部の復元力特性を
 示す。ここに、 $\rho M_y = \{(16/9) \cdot \rho h \cdot h \cdot \ell\} \cdot (\sigma_y / \sqrt{3})$:
 パネル降伏耐力、 $M_u = (2 \cdot \rho h \cdot h \cdot \ell) \{ (c\sigma_u - c\sigma_y) / (\sqrt{3}) \} +$
 M_p : 接合部最大耐力、 M_p : 接合部塑性耐力であり、
 $\gamma_y = c\sigma_y / (810\sqrt{3})$: パネル降伏せん断変形角、 γ_{dy}
 $= 2.0 \times 10^{-2}$: 図8の実験結果より求められたパネル
 周辺枠組の降伏せん断変形角、 $\gamma_u = \gamma_y + \sqrt{3} (c\epsilon_u - c\epsilon_y)$:
 接合部最大耐力開始時のせん断変形角である。
 XMO-6 においては、理論曲線は実験曲線よりやや低
 めとなり、XMO-8, XMO-10 においては、やや高め
 となるが、いずれの試験体においても理論曲線は実験
 結果によく対応している。

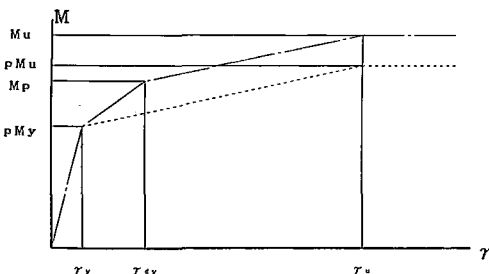


図12 単調載荷時における理想化 M-γ 曲線

4.2 繰返し載荷実験

図13に繰返し載荷実験で得られたパネルモーメント
 とせん断変形角との関係を示す。いずれの試験体にお
 いても、安定した紡錘型復元力特性を示している。ま
 た、繰返し変位振幅の増大に伴う耐力上昇は小さく、
 単調載荷時の実験結果（図中に破線で表示）にほぼ対
 応していることも分かる。

そこで、図14に示すように、繰返し載荷時の復元力
 特性は単調載荷時のものに移動硬化則を適用すること
 により求められると考える。理論により求められた復
 元力特性を図13に点線で示している。いずれの試験体

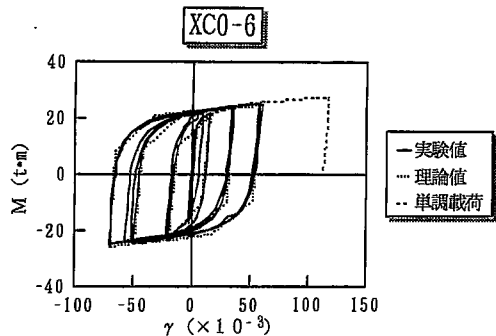


図13(a) パネルモーメントとせん断変形角との関係

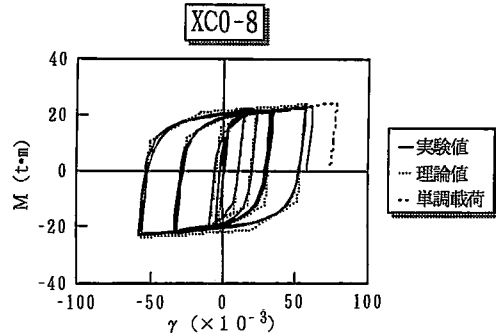


図13(b) パネルモーメントとせん断変形角との関係

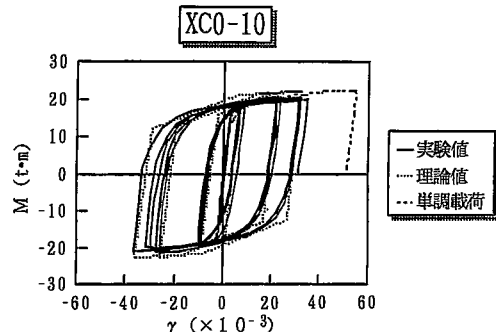


図13(c) パネルモーメントとせん断変形角との関係

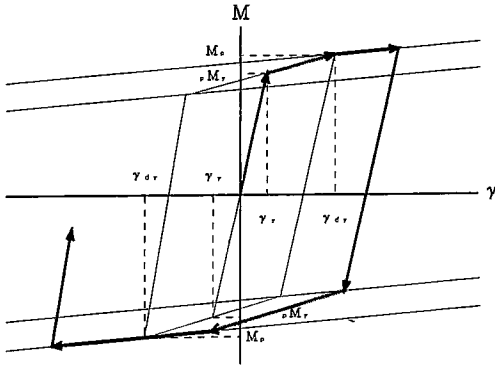


図14 繰返し載荷時における理想化 M-γ 曲線

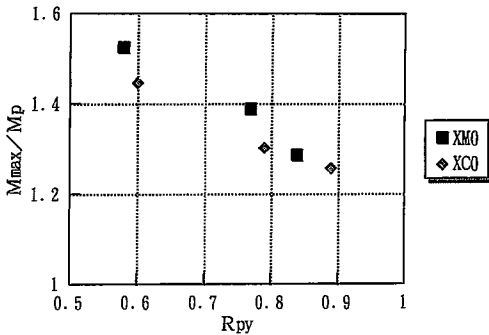


図15 パネルモーメントとパネル耐力比の関係

においても、単調載荷時の結果と同様に、理論結果が実験結果の良好な推定値になっている。

図15はパネルモーメント上昇比 (M_{max}/M_{py}) と R_{py} との関係を示したものである。ここに、 M_{py} は降伏パネルモーメントであり、 M_{max} は終局耐力値であり、接合部パネルのせん断変形角 γ が降伏せん断変形角 γ_y の20倍に達した点のパネルモーメントを選んでい。ただし、載荷装置の制約のために限界値 $20\gamma_y$ まで実験できなかった場合には、実験結果の包絡線を延長して終局耐力値 M_{max} を推定している。 R_{py} が小さくなるほど、パネルモーメント上昇比は大きくなる傾向がある。これは、本実験の試験体においては R_{py} が小さくなるほど、はりの断面寸法が大きくなるためにパネル周辺枠組の形状寸法が大きくなること及び、はり降伏しにくい等の理由でパネル周辺枠組の抵抗モーメントが大きくなるためと考えられる。

5. ま と め

パネル耐力比の異なる角形鋼管柱・H形鋼はり接合部を有する十字形試験体の単調および繰返し載荷実験を行うとともに降伏線理論により柱はり接合部の塑性

耐力を推定することにより以下の結論が得られた。

- 1) 接合部パネルを除去した試験体のパネル周辺枠組の塑性パネルモーメントは、降伏線理論によりほぼ予測可能である。
- 2) 単調載荷時における柱はり接合部の復元力特性は、接合部パネルと周辺枠組のものを加え合わせるにより大略予測できる。
- 3) 繰返し載荷時における柱はり接合部の復元力特性は、単調載荷時のものに移動硬化則を適用することにより大略予測できる。

なお、本研究の一部は、平成4年度文部省科学研究費一般研究(C)(代表: 椋代仁朗)の補助により行われた。

文 献

- 1) Kato, B., Chen, W. F. and Nakao, M.: Effects of Joint-panel Shear Deformation on Frames, J. Construct. Steel Research, pp. 269-320, (1988)
- 2) 河野昭雄, 牧野 稔: 中低層鋼骨組の耐震性に与える崩壊荷重係数と等価吸収エネルギー, 日本建築学会論文報告集, 第319号, pp. 11-22, (1982)
- 3) 高松隆夫, 松尾 彰, 椋代仁朗, ラフィークW. サリブ: 弱パネル型H形鋼柱・はり接合部を有する平面骨組の構造解析, 構造工学論文集, vol. 37B, pp. 295-302, (1991)
- 4) 松尾 彰, 椋代仁朗, 品部佑児, 高松隆夫, Refeek W. Salib: 弱パネルを有するH形鋼柱・はり接合部の最大耐力評価に関する研究 その1) 柱・はりフランジ交差部の局部曲げ耐力について, 構造工学論文集, vol. 36B, pp. 341-348, (1990)
- 5) 松尾 彰, 中村雄治, ラフィークW. サリブ, 椋代仁朗, 高松隆夫: H形鋼柱・はり接合部の耐力と復元力特性に関する研究, 構造工学論文集, vol. 39B, pp. 447-453, (1993)
- 6) シンポジウム「鋼構造物の柱はり接合部の挙動と設計上の問題点」資料, 日本建築学会, (1990)
- 7) E. H. Mansfield: Studies in collapse analysis of rigid-plate with a square yield diagram, Proc. of the Royal Society London, 241, Series A, pp. 331-338, (1957)
- 8) 立山英二, 井上一郎, 杉本正三, 松村弘道: 通しダイアフラム形式で角形鋼管柱に接合されるH形断面はりの耐力と変形性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第389号, pp. 109-

121, (1988)

- 9) 松尾 彰, 加藤政利, 椋代仁朗, 高松隆夫: 薄肉
断面で構成される弱パネル型角形鋼管柱H形はり

接合部の弾塑性変形性状に関する研究 (その3),
日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北), pp.
1133-1134, (1991)