

鋼製ラーメン隅角部パネルの強度および変形能の評価法

STRENGTH AND DUCTILITY OF PANEL ZONE IN STEEL FRAME CONNECTIONS

黄 元燮^{*} 西村宣男^{**} 西野滋博^{***}

By Won-sup HWANG, Nobuo NISHIMURA and Yoshihiro NISHINO

The behavior of welded box connections in frame structures are studied using experimental investigation and numerical analysis. The results of tests on twenty box connections and three types of numerical model are reported herein. Based on the results, some new proposals for the calculation of strength, ductility, classification of yielding modes and the formulation of shear deformation response are presented. Furthermore, the ductility of connections designed by current design procedure are discussed.

Key Words : box connection, strength, ductility, design method

1. まえがき

最近、都市高架道路の橋脚として、薄肉の箱形断面からなるラーメン構造が多く用いられており、その耐震安全性についての検討が要求されている。この問題に関連し、それらの隅角部の挙動を実験的に検討すると、パネルのせん断変形が卓越する隅角部の場合、強度および変形能の両面から有利な挙動を示すことが確認された。そこで、鋼製ラーメン橋脚隅角部のより合理的な設計法を確立するためには、まず、このような終局状態における隅角部パネルの強度および変形能を正しく評価することが重要であると考えられる。

従来、奥村・石沢ら¹⁾は、箱形断面の隅角部を対象とした研究を行い、隅角部パネルにおけるせん断応力の分布形状およびフランジに生じるせん断遅れ(shear lag)現象などを考慮したせん断および垂直応力度の算定法を提案した。また、中井・酒造ら^{2, 3)}は隅角部の力学的特性を考慮したモデルを用い、せん断遅れ現象による付加応力のより簡単な算定法を提案するとともに、使用限界における応力照査法や終局強度照査法について検討を行っている。ただし、これらの研究においては、主に隅角部の応力分布特性に着目しており、隅角部の耐震性評価に重要と考えられる降伏後のパネル挙動についてはまだ十分に究明されていないのが現状である。

一方、建築分野では、ラーメン構造の耐震設計の観点からその隅角部(接合部)パネルの降伏後挙動に着

* 工博 (株)建設技術研究所大阪支社 道路本部・技術第二部 (〒540 大阪市中央区大手前1-2-15)

** 工博 大阪大学教授 工学部土木工学科 (〒565 吹田市山田丘2-1)

*** 工修 清水建設(株) 土木本部・土木二部 (〒105-07 東京都港区芝浦1-2-3)

目した研究が行われてきた。これらの研究においては、パネル降伏強度に及ぼす軸方向力の影響やフランジの骨組効果を考慮した bi-linear⁴⁾ および tri-linear⁵⁾ のパネル変形特性 (M- γ 関係) が提案されている。しかし、このような従来のモデルでは降伏後における隅角部の変形特性を精度よく再現することが困難であり、また、これらの研究は H あるいは I 形断面部材を用いた隅角部を対象としたもので、比較的薄肉の箱形断面からなる橋脚構造の隅角部の変形特性とは相違点が多いものと考えられる。

本研究は、以上の諸点に着目し、箱形断面からなる隅角部パネルの強度および変形能の評価法について考察を行ったものである。ここでは、弾塑性有限変位法による数値解析結果と実験結果との比較検討を行い、まず、①パネルの降伏強度の評価法、②降伏形式の分類方法について述べる。さらに、パネル降伏後の挙動特性について考察を行い、③変形能の評価方法、④変形特性の定式化および⑤現行の設計法による隅角部の変形能などについて検討を行う。

2. 解析モデル

2.1 解析モデルの諸元

Table 1 に各解析モデルの諸元および各種パラメータを示す (Fig. 4 参照)。ここで、 S ははりおよび柱部材の腹板とフランジ板の断面積比 ($=d_c \cdot t_w / b \cdot t_f$) であり、また、 S_y は後述する降伏断面積比を表す。解析における SS モデルは、それぞれの断面積比 S を S_y で無次元化した比 (S/S_y) をそれぞれ約 0.3 ~ 0.8 に変化させたモデルである。また、 RP および RF モデルは、隅角部パネルおよびはり・柱部材フランジの幅厚比パラメータ R_p 、 R_f をそれぞれ 0.25 ~ 0.60、0.30 ~ 0.80 まで変化させたモデルで、局部座屈に関するそれぞれの幅厚比パラメータ R_p 、 R_f は以下の式で表される。

$$R_p = \frac{d_c}{t_w} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{\kappa_p \pi^2}} \cdot \frac{\tau_y}{E} \quad (1)$$

$$R_f = \frac{b}{t_f} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{4 \pi^2}} \cdot \frac{\sigma_y}{E} \quad (2)$$

ここに、 b 、 d_c はフランジ幅およびウェブ高さの中心間隔であり、なお、座屈係数 κ_p は隅角部パネルの 4 辺を単純支持と考えて次式で求められる。

$$\kappa_p = \begin{cases} 5.34 + 4.00/\alpha^2 & (\alpha \geq 1) \\ 4.00 + 5.34/\alpha^2 & (\alpha \leq 1) \end{cases} \quad (3)$$

ここに、 $\alpha = d_b/d_c$ 。

また、数値解析結果との比較検討のための各実験シリーズの諸元および各種パラメータを Table 2 にまとめた⁶⁾。

Table 1 Analysis Model

Model	b (mm)	t _f (mm)	d _b (mm)	d _c (mm)	t _w (mm)	L (mm)	S/S _y	R _p	R _f
SS03	325.5	14	196.0	196.0	5.5	1200	0.273	0.366	0.481
SS04	327.0	14	246.0	246.0	7.0	1200	0.434	0.361	0.483
SS06	328.0	14	306.0	306.0	8.0	1200	0.615	0.393	0.484
SS08	329.0	14	346.0	346.0	9.0	1200	0.780	0.395	0.486
RP025	329.0	14	226.0	226.0	9.0	1200	0.510	0.258	0.486
RP045	326.5	14	286.0	286.0	6.5	1200	0.469	0.452	0.482
RP060	325.5	14	326.0	326.0	5.5	1200	0.454	0.609	0.481
RF03	328.5	22	278.0	278.0	8.5	1200	0.377	0.336	0.308
RF04	328.5	17	283.0	283.0	8.5	1200	0.497	0.342	0.399
RF06	328.5	11	289.0	289.0	8.5	1200	0.784	0.349	0.617
RF08	328.5	8.5	291.5	291.5	8.5	1200	1.024	0.352	0.799

Table 2 Test Specimens

Specimen	b (mm)	t _f (mm)	d _b (mm)	d _c (mm)	t _w (mm)	L (mm)	S/S _y	R _p	R _f
A-1M	184.4	5.9	154.1	154.1	4.4	600	0.719	0.346	0.654
A-1C	184.4	5.9	154.1	154.1	4.4	600	0.719	0.346	0.654
A-2M	244.5	6.0	204.0	204.0	4.5	800	0.722	0.448	0.853
A-2C	244.4	6.0	204.0	204.0	4.4	800	0.706	0.458	0.853
A-3M	184.5	6.0	204.0	154.0	4.5	620	0.957	0.374	0.644
A-3C	184.4	5.9	204.1	154.1	4.4	620	0.953	0.383	0.654
B-1M	275.6	8.8	201.2	201.2	5.6	900	0.536	0.371	0.708
B-1C	275.5	8.8	201.2	201.2	5.5	900	0.527	0.378	0.708
B-2M	335.6	8.7	271.3	271.3	5.6	1100	0.600	0.501	0.872
B-2C	335.6	8.8	271.2	271.2	5.6	1100	0.593	0.501	0.862
B-3M	275.6	8.8	271.2	201.2	5.6	900	0.723	0.413	0.708
B-3C	275.6	8.8	271.2	201.2	5.6	900	0.723	0.413	0.708
C-1M	712.6	19.4	460.6	460.6	12.6	2200	0.484	0.311	0.515
C-1C	712.6	19.4	460.6	460.6	12.6	2200	0.484	0.311	0.515
C-2M	712.6	19.4	460.6	460.6	12.6	2200	0.484	0.311	0.515
C-2C	712.6	19.4	460.6	460.6	12.6	2200	0.484	0.311	0.515
D-1M	248.9	12.5	157.5	157.5	8.9	1000	0.520	0.254	0.574
D-1C	248.9	12.5	157.5	157.5	8.9	1000	0.520	0.254	0.574
D-2M	248.9	12.7	157.5	157.5	8.9	1000	0.511	0.233	0.498
D-2C	248.9	12.7	157.5	157.5	8.9	1000	0.511	0.233	0.498

2.2 鋼材特性

各実験シリーズにおける隅角部パネル材料の機械的性質をTable 3に示す。表中、 σ_{yw} はパネル材料の降伏応力度、 ϵ_y および ϵ_{st} はそれぞれ降伏ひずみ、ひずみ硬化の開始ひずみ、また ϵ_0 は最大応力時のひずみを表す。数値解析においては、供試体Bシリーズの材料試験結果を用い、なお、材料の応力 σ -ひずみ ϵ の関係は次

Table 3 Material Properties

Specimen	σ_{yw} (kgf/cm ²)	σ_u (kgf/cm ²)	$\frac{\sigma_y}{\sigma_u}$	E (kgf/cm ²)	ϵ_{st}/ϵ_y	ϵ_0/ϵ_y	C	n	Steel class
A series	2730	3690	0.74	1.91×10^4	14.0	77.0	0.632	0.172	SS400
B series	3263	4541	0.72	2.11×10^4	16.5	84.0	0.644	0.175	SS400
C series	6260	6750	0.93	2.03×10^4	6.5	27.6	0.857	0.065	SM570
D-1	6138	6736	0.91	2.03×10^4	6.6	29.8	0.851	0.075	SM570
D-2	6460	6460	0.79	2.02×10^4	2.3	45.5	0.968	0.067	LYR60

式で与えられるものとした。ここで、Cおよびnはひずみ硬化域における σ - ϵ 関係曲線の形状を表す係数である。

$$\sigma/\sigma_{yw} = \begin{cases} \epsilon/\epsilon_y & : (\epsilon \leq \epsilon_y) \\ 1 & : (\epsilon_y < \epsilon \leq \epsilon_{st}) \\ C(\epsilon/\epsilon_y)^n & : (\epsilon_{st} < \epsilon) \end{cases} \quad (4)$$

2.3 解析モデルと初期不整

Fig. 1は隅角部解析モデルの要素分割例を示している。数値解析には、モデルの対称性を考慮して断面の1/2部分を解析対象とし、板要素の弾塑性解析プログラム N A P L A T⁷⁾を用いた。解析に考慮する初期たわみ w_{op} および w_{of} の分布はそれぞれ $d/150$ 、 $b/150$ で、Fig. 2に示すようにsine分布で与えている。また、残留応力はFig. 3に示す分布形とし、引張残留応力度 $\sigma_{re}=1.0$ σ_y 、圧縮残留応力度 $\sigma_{rc}=-0.4\sigma_y$ をはりおよび柱方向に与えた。ただし、隅角部パネル (Fig. 2のABCDで囲まれる部分) ではそれぞれの端部に向かって線形に減少するものと仮定した。

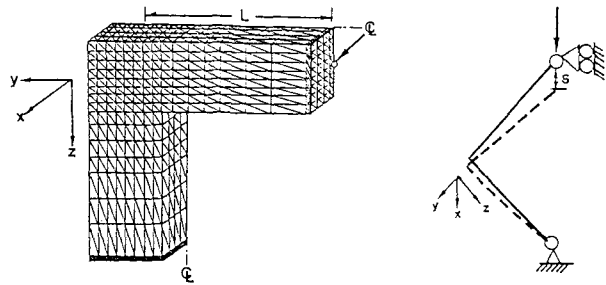


Fig. 1 Mesh Divisions for FEM Analysis

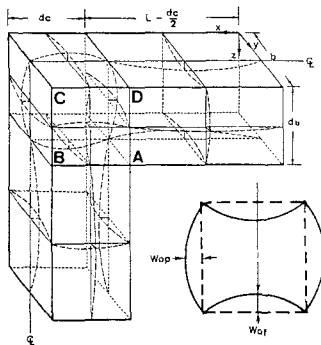


Fig. 2 Initial Deflection

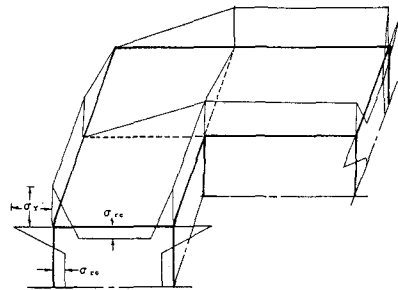


Fig. 3 Residual Stresses

3. 降伏前のパネル挙動

Fig. 2に示した隅角部パネル（以下、パネルと称する）には、この部分の周辺に作用する断面力によってその内部には大きなせん断力が働く。その作用せん断力の大きさ $\bar{V}$ は Fig. 4に示す記号を用いて表すと次式で与えられる。

$${}_b\bar{V} = \frac{M_b}{d_b} + \frac{N_b}{2} - V_c \quad (5)$$

$${}_c\bar{V} = \frac{M_c}{d_c} + \frac{N_c}{2} - V_b$$

また、上記のせん断力によって2枚のパネルに生じる平均せん断応力度 τ_{av} は次式で求められる。

$$\begin{aligned} \tau_{av} &= \frac{{}_b\bar{V}}{2 \cdot d_c \cdot t_w} \\ &= \frac{{}_c\bar{V}}{2 \cdot d_b \cdot t_w} \end{aligned} \quad (6)$$

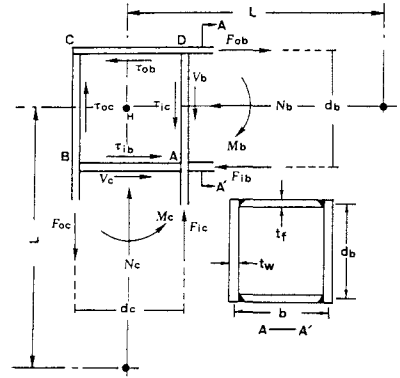


Fig. 4 Loading on Panel Zone

この τ_{av} がパネル材の降伏せん断応力度 $\tau_Y = \sigma_{YW}/\sqrt{3}$ に達すると、パネルが降伏するものとなり、したがって、原則的にはパネルの降伏せん断力 V_Y は下式によって求められるものとしている。

$$V_Y = 2 \cdot A_w \cdot \tau_Y \quad (7)$$

次に、このパネル降伏強度と近傍のはり・柱のフランジ力Fとの関係について考えてみる。まず、Fig. 4の点Aに作用する平均応力度を σ_{av} とすると、そのフランジ力Fは次のように与えられる。

$$F = b \cdot t_f \cdot \sigma_{av} \quad (8)$$

また、パネル降伏時におけるつり合い条件($V_Y = F$)を考慮すると、式(7)および(8)の関係より次式が誘導される。

$$\frac{\sigma_{av}}{\sigma_{YW}} = \frac{2 \cdot d \cdot t_w}{\sqrt{3} \cdot b \cdot t_f} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot S \quad (9)$$

すなわち、断面積比Sが大きくなるほど、パネルに作用する曲げ応力が増加することを意味する。また、この σ_{av} が降伏応力度 σ_{YW} に達した時($\sigma_{av} = \sigma_{YW}$)の断面積比を降伏断面積比 S_Y とすれば、 S_Y は次のように与えられる。

$$S_Y = \sqrt{3}/2 \quad (10)$$

したがって、 $S \leq S_Y$ の範囲における隅角部は部材一般部の降伏よりもパネルのせん断降伏が先行する領域となる⁸⁾。

3.1 パネル降伏強度に関する断面積比Sの影響

Fig. 5にパネルの降伏強度比(V_o/V_Y)と(S/S_Y)比の関係を示す。ここで、 V_o は実験および解析結果から得られたパネルの降伏強度である。この図をみると、実験および解析モデルにおける降伏強度 V_o は、(S/S_Y)比の増加によってほぼ直線的に低下することがわかる。そこで、これらの断面積比Sの影響を考慮して式(7)に次のような修正を加える。

$$\begin{aligned} V_o/V_Y &= \eta_s = 0.95 & : 0.5 \leq S/S_Y \\ &= 0.95 - 0.20 (S/S_Y - 0.5) & : 0.5 < S/S_Y \leq 1.0 \end{aligned} \quad (11)$$

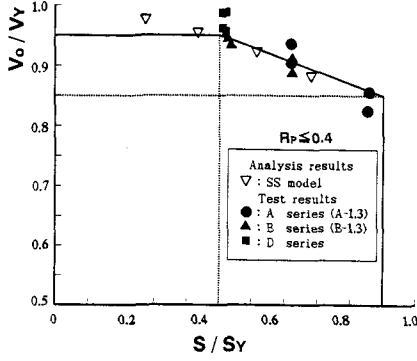


Fig. 5 Effect of S on Yield Strength

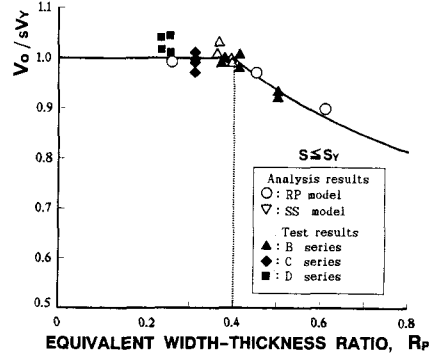


Fig. 6 R_p Effect on Yield Strength

すると、この関係式はFig. 5に示したように、実験および解析から得られた降伏強度のほぼ平均値を与えていることがわかる。したがって、断面積比 S のみの影響を考慮したパネルの降伏強度 sV_Y は、次式で求められる。

$$sV_Y = \eta_S \cdot V_Y \quad (12)$$

3.2 パネル降伏強度に関する幅厚比パラメータ R_p の影響

Fig. 6に降伏強度 V_o を式(12)の sV_Y で無次元化した比(V_o/sV_Y)と幅厚比パラメータ R_p との関係を示す。この図を見ると、実験および解析における降伏強度 V_o は R_p 値の約0.4付近から徐々に低下する傾向があり、このような強度低下についてはパネルのせん断座屈を考慮した次式を用いて評価するものとする。

$$\begin{aligned} V_o/sV_Y &= \eta_p = 1.0 & : R_p \leq 0.4 \\ &= (0.4/R_p)^{0.30} & : R_p > 0.4 \end{aligned} \quad (13)$$

すると、これらの関係曲線はFig. 6に示したように実験および解析結果によく一致しており、よって、断面積比 S および幅厚比パラメータ R_p などの影響を考慮したパネルの降伏強度 V_E は、式(12)および(13)の関係より次式で求められる。

$$V_E = \eta_S \cdot \eta_p \cdot V_Y \quad (14)$$

また、以上のことより、 $R_p \leq 0.4$ の範囲におけるパネルの降伏強度 V_E は、以下の式で与えられる。

$$\begin{aligned} V_E &= 0.95 \cdot V_Y & : 0.5 \leq S/S_Y \\ &= \{0.95 - 0.20 (S/S_Y - 0.5)\} \cdot V_Y & : 0.5 < S/S_Y \leq 1.0 \end{aligned} \quad (15)$$

ここに、 V_Y は式(7)から得られるパネルの降伏強度を表す。

3.3 降伏形式の分類方法

ここでは、降伏形式の分類方法およびパネル降伏が先行するための断面積比 S の制限値などについて考察を行う。まず、フランジの応力度がその降伏点応力 σ_{Yf} まで達することができるものとするれば、パネル降伏が先行するための条件は次のように表される。

$$V_E \leq F_Y (= b \cdot t_f \cdot \sigma_{Yf}) \quad (16)$$

また、これらの条件を満足するための断面積比 S_{Yf} は、式(14)および(16)の関係より次式で与えられる。

$$\begin{aligned} S_{Yf} &= \frac{d \cdot t_w}{b \cdot t_f} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{\sigma_{Yf}}{\eta_S \cdot \eta_p \cdot \sigma_{Yw}} \\ &= \frac{\sqrt{3}}{2 \cdot \eta_S \cdot \eta_p} \quad (\sigma_{Yw} = \sigma_{Yf}) \end{aligned} \quad (17)$$

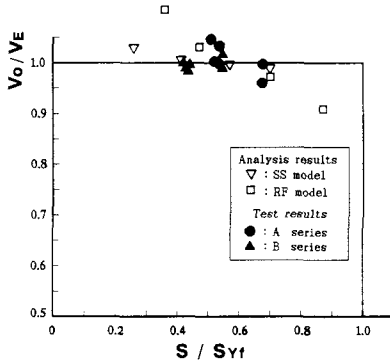


Fig. 7 $(V_o/V_E)-(S/S_{yf})$ Interaction Plots

Fig. 7に各供試体および解析モデルにおける (S/S_{yf}) の比とパネル降伏強度比 (V_o/V_E) との関係を示す。この図をみると、実験および数値解析からのパネル降伏強度 V_o は、その断面積比 S が式 (17) による限界値 S_{yf} に達する以前にパネル降伏強度 V_E を下回っており、フランジの座屈がその原因になるものと考えられる。そこで、フランジの終局応力度 σ_{ult} としては、次式を用いるものとする⁹⁾。

$$\frac{\sigma_{ult}}{\sigma_{yf}} = \eta_f = 1.0 \quad : R_f \leq 0.5 \quad (18)$$

$$= (0.5/R_f)^{0.86} \quad : R_f > 0.5$$

すなわち、式 (17) の σ_{yf} の代わりに式 (18) の σ_{ult} を用いると、隅角部パネルの降伏が先行する断面積比の制限値 S_L は次式で求められる。

$$S_L = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{\sigma_{ult}}{\eta_s \cdot \eta_f \cdot \sigma_{yw}} \quad (19)$$

なお、 R_f および R_f を以上で述べたそれぞれの制限値 0.4 および 0.5 の範囲内に制限した場合、式 (19) は次のように表される。

$$S_L = \frac{\sqrt{3}}{2 \cdot \eta_s} \quad (20)$$

Fig. 8 にフランジにおける応力度の比 $(\sigma_{av}/\sigma_{ult})$ と断面積比 S をその制限値の S_L で無次元

化した比 (S/S_L) との関係を示す。ここで、 σ_{av} ははり理論による点 A (Fig. 4 参照) での平均垂直応力度を表す。 (S/S_L) の比とほぼ対応関係があり、また、フランジ終局強度の下限値を表していることがわかる。さらに、Table 4 および 5 に示したように、パネル降伏が先行する領域となる $S \leq S_L$ の範囲においては式 (14) による降伏強度 V_E がほぼ確保できることがわかる。

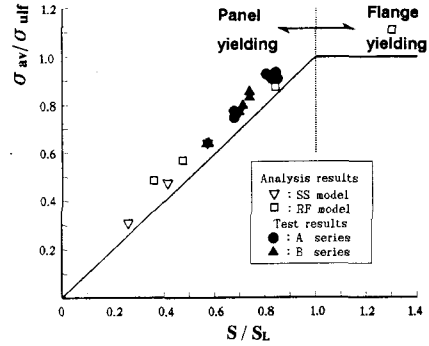


Fig. 8 Average Stress versus Sectional-Area Ratio

Table 4 Analysis Results

Model	V_o	V_u	$\frac{V_o}{V_E}$	$\frac{V_u}{cV_u}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_E}$	$\frac{\gamma_u}{c\gamma_u}$	$\frac{S}{S_L}$
SS03	39.58	66.13	1.03	1.24	54.6	1.14	0.260
SS04	61.81	94.74	1.00	1.14	50.1	1.05	0.412
SS06	83.91	111.08	0.99	0.98	44.1	0.99	0.571
SS08	102.03	130.79	0.98	0.96	39.0	0.96	0.697
RP025	71.74	103.64	0.99	1.05	51.7	1.08	0.483
RP045	64.40	89.65	1.01	1.07	40.8	1.09	0.430
RP060	57.52	75.90	1.02	1.19	23.9	1.16	0.380
RF03	93.13	142.10	1.11	1.20	58.9	1.23	0.358
RF04	88.34	120.95	1.03	1.03	51.5	1.08	0.472
RF06	80.02	97.32	0.97	0.94	33.7	0.97	0.840
RF08	71.91	83.28	0.89	---	9.2	0.32	1.303

Load Unit (tf)

Table 5 Test Results

Specimen	V_o	V_u	$\frac{V_o}{V_E}$	$\frac{V_u}{cV_u}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_E}$	$\frac{\gamma_u}{c\gamma_u}$	$\frac{S}{S_L}$
A-1M	19.34	26.31	1.00	1.08	39.6	1.02	0.676
A-1C	20.01	27.07	1.03	---	---	---	0.676
A-2M	25.41	32.27	1.00	1.10	27.2	1.02	0.824
A-2C	25.82	32.56	1.04	---	---	---	0.803
A-3M	18.71	22.47	1.00	0.99	29.8	0.91	0.841
A-3C	17.64	20.10	0.97	---	---	---	0.849
B-1M	39.61	59.87	0.99	1.10	49.2	1.09	0.575
B-1C	39.37	54.59	1.00	---	---	---	0.565
B-2M	49.57	64.06	1.00	1.07	26.4	1.04	0.710
B-2C	48.96	64.76	0.98	---	---	---	0.696
B-3M	38.68	54.24	1.02	1.06	39.4	1.02	0.737
B-3C	37.66	52.61	0.99	---	---	---	0.737
C-1M	387.21	457.96	0.97	1.10	18.2	1.10	0.525
C-1C	397.87	446.47	1.00	---	---	---	0.525
C-2M	395.21	457.96	0.99	1.11	16.0	0.97	0.525
C-2C	403.21	455.55	1.01	---	---	---	0.525
D-1M	98.23	119.30	1.04	1.17	19.1	1.07	0.551
D-1C	95.01	115.33	1.01	---	---	---	0.551
D-2M	81.48	113.95	1.04	1.16	24.7	0.89	0.507
D-2C	79.59	110.20	1.02	---	---	---	0.507

Load Unit (tf)

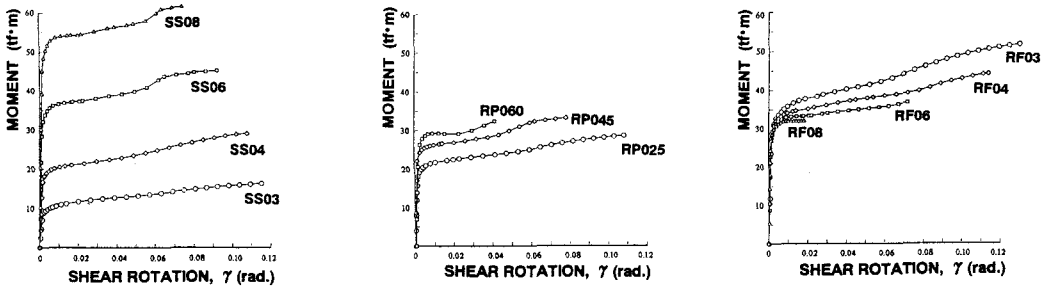


Fig. 9 M— γ Relationships for Analysis Model

4. 降伏後のパネル挙動

ここでは、パネル降伏後から極限強度に達するまでのせん断変形角の余裕度をパネル変形能(ductility), μ_p とし、次式のように定義されるものとする。

$$\mu_p = \gamma_u / \gamma_E \quad (21)$$

ここに、 γ_u : 極限強度におけるせん断変形角(rad.)

γ_E : パネル降伏強度 V_E に相当するせん断変形角(rad.)

また、Fig. 9に弾塑性有限変位法による各モデルの作用モーメント M とせん断変形角 γ との関係を示した。

4. 1 パネル変形能 μ_p と材料変形能 μ_m との関係

パネルABCD(Fig. 4参照)がせん断応力 τ を受けて単純せん断応力状態にあるとすれば、引張応力が作用するB-D方向の伸びと圧縮応力が作用するA-C方向の縮みによってパネルはせん断変形することになる。また、パネルの対称性を考慮すると、A-C方向に生ずる直ひずみとB-D方向の直ひずみ量の絶対値はほぼ同じ値となり、したがって、パネルの最大ひずみ ε_{max} はA-CおよびB-Dそれぞれ方向のひずみ量の約2倍に相当するものと考えられる。Fig. 10にパネル変形能とひずみ比($\varepsilon_{max} / \varepsilon_Y$)との関係を示す。ここで、 ε_{max} は実験から得られた極限強度におけるB-D方向のひずみ量を2倍したものである。すると、これらの間にはほぼ直線関係があり、また、パネルのせん断変形角 γ と直ひずみ ε との関係は図中に示した関係式にほぼ一致することがわかる。

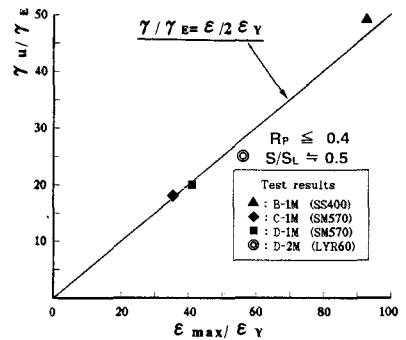


Fig. 10 ($\varepsilon_{max} / \varepsilon_Y$) — (γ_u / γ_E)

一方、最大応力度 σ_u における材料の一樣伸び ε_u を降伏点応力度 σ_Y に相当するひずみ比 ε_Y で無次元化した比を材料変形能、 μ_m と定義すると、 μ_m は次式で与えられる。

$$\mu_m = \varepsilon_u / \varepsilon_Y \quad (22)$$

ここに、 ε_u : 最大応力時のひずみ (ほぼ一樣伸びに相当)

ε_Y : 降伏ひずみ

また、一樣伸び ε_u は材料の降伏比(Yield Ratio)と関連して次式で与えられる¹⁰⁾。

$$\varepsilon_0 = 60(1 - YR) \quad (23)$$

ここに、YR：材料の降伏比(= σ_Y / σ_u)

Fig. 11に材料の変形能 μ_m とパネルひずみ比($\varepsilon_{max} / \varepsilon_Y$)との関係を示す。 μ_m は降伏比が低いほど大きくなり、これらの関係は図中に示した式で表すことができる。したがって、材料特性のみを考慮したパネルの最大せん断変形角 γ_u はFig. 10および11に示した関係式より次式で求められる。

$${}_m\gamma_u = (\mu_m + 40) \gamma_E / 3.2 \quad (24)$$

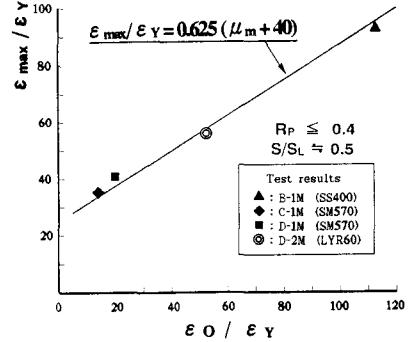


Fig. 11 $\mu_m \rightarrow (\varepsilon_{max} / \varepsilon_Y)$

4.2 パネル変形能に関する断面積比 S の影響

Fig. 12に実験および解析結果から得られた最大せん断変形角 γ_u を式(24)からの ${}_m\gamma_u$ で無次元化した比($\gamma_u / {}_m\gamma_u$)と断面積比(S/S_L)の関係を示す。(S/S_L) ≤ 約0.5の領域においては、断面積比 S の影響があまり見られず、ほぼ単純せん断状態のパネルの塑性変形が卓越するものと考えられる。しかし、(S/S_L)の比が約0.5を越える付近より変形能は徐々に低下し、これらの関係は以下の式で評価できるものとする。

$$\begin{aligned} \gamma_u / {}_m\gamma_u &= \rho_s = 1 & : 0.5 \leq S/S_L \\ &= 1 - 0.8(S/S_L - 0.5) & : 0.5 < S/S_L \leq 1.0 \end{aligned} \quad (25)$$

すると、この関係式は実験および解析結果のほぼ平均値を与えていることがわかる。したがって、断面積比 S の影響を考慮したパネルの最大せん断変形角 γ_u は次式で求められる。

$${}_s\gamma_u = \rho_s \cdot {}_m\gamma_u \quad (26)$$

4.3 パネル変形能に関する幅厚比パラメータ R_p の影響

ここでは、パネルの変形能に関する幅厚比パラメータ R_p の影響について述べる。Fig. 13は最大せん断変形角 γ_u を式(26)の ${}_s\gamma_u$ で無次元化した比($\gamma_u / {}_s\gamma_u$)と幅厚比パラメータ R_p との関係を示したものである。この図を見ると、 $R_p \leq 0.4$ の範囲における隅部角の γ_u は式(26)の ${}_s\gamma_u$ とほぼ一致しているものの、 $R_p > 0.4$ の範囲においてはパネルのせん断座屈による局部たわみが増加することによって、大きく変形能が低下するものと考えられる。そこで、これらの関係を以下の式で評価するものとする。

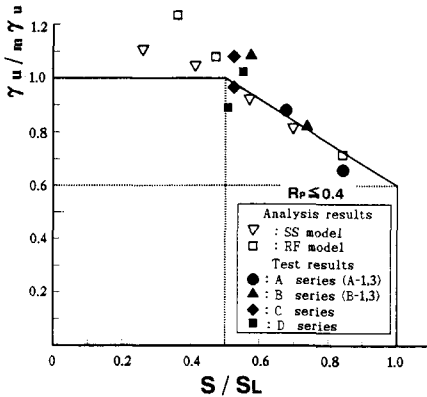


Fig. 12 Interaction of (S/S_L) and $(\gamma_u / {}_m\gamma_u)$

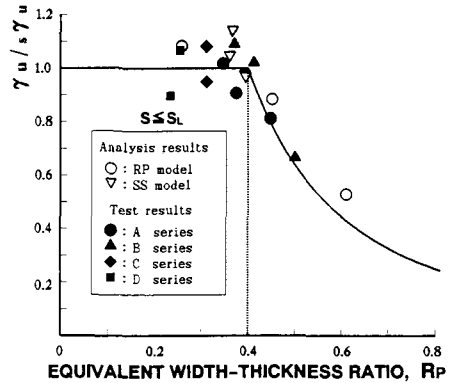


Fig. 13 Interaction of R_p and $(\gamma_u / {}_s\gamma_u)$

$$\begin{aligned} {}_c\gamma_u = \rho_p = 1 & : R_p \leq 0.4 \\ = (0.4/R_p)^{2.0} & : R_p > 0.4 \end{aligned} \quad (27)$$

すると、式(27)による関係曲線は実験および解析による $(\gamma_u^*/{}_s\gamma_u)$ の結果とほぼ一致することがわかる。したがって、以上の影響を考慮したパネルの最大せん断変形角 ${}_c\gamma_u$ は、結局、式(26)と(27)の関係から次式で求められる。

$${}_c\gamma_u = \rho_s \cdot \rho_p \cdot {}_m\gamma_u \quad (28)$$

また、以上のように算定される ${}_c\gamma_u$ はTable4および5に示したように $S/S_L \leq 1.0$ の範囲における隅角部 γ_u とはほぼ一致することがわかる。したがって、パネルの変形能 μ_p は式(21)と(28)の関係から次式で求められる。

$$\mu_p = \frac{\gamma_u}{\gamma_E} = \frac{{}_c\gamma_u}{\gamma_E} = \frac{\rho_s \cdot \rho_p \cdot (\mu_m + 40)}{3.2} \quad (29)$$

なお、 $R_p \leq 0.4$ の範囲における変形能 μ_p は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \mu_p &= (\mu_m + 40)/3.2 & : 0.5 \leq S/S_L \\ &= \{1 - 0.8(S/S_L - 0.5)\} \cdot (\mu_m + 40)/3.2 & : 0.5 < S/S_L \leq 1.0 \end{aligned} \quad (30)$$

ここに、 μ_m は式(22)から求められる材料の変形能を表す。

4.4 パネル変形特性の定式化

まず、パネルに作用するせん断力 V がその降伏せん断強度 V_E に達するまでは、パネル内部に大きさのほぼ等しい引張および圧縮主応力が生じる。また、 V が V_E を越えてさらに増加すると、Fig. 14に示すような斜張応力 σ_t が生じてせん断力を支持することになる。斜張力場理論によれば、このようなパネルのせん断耐荷力 V_{ult} は次のように表される。

$$V_{ult} = V_E + V_t + V_f \quad (31)$$

ここに、 V_E はパネルのせん断応力 τ_E によって負担されるせん断力であり、 V_t および V_f はそれぞれ斜張力場およびパネルを囲んでいるフランジの骨組効果によって負担されるせん断力などを示す。しかし、隅角部は比較的薄肉の板として構成される点を考慮すると、 V_f は無視できるものと考えられる。まず、作用せん断力 V がパネル降伏強度 V_E に達するまでの弾性域でのパネル剛性を K_E とすると、 K_E は式(6)と $\gamma (= \tau/G)$ の関係より次式で与えられる。

$$K_E = \frac{{}_b\bar{V}}{\gamma} = 2 \cdot d_c \cdot t_w \cdot G \quad (\gamma \leq \gamma_E) \quad (32)$$

ここに、 G はパネル材料のせん断弾性係数を表す。また、パネル降伏後においては、フランジの骨組効果による強度上昇が若干が見られるものの、せん断変形角 γ が γ_{st} に達するまでこれらの影響を無視するものとする。ここで、 γ_{st} はひずみ硬化開始点のせん断変形角で、Fig. 10に示した関係式に断面積比 S および幅厚比パラメータ R_F などの影響を考慮した次式で求められる。

$$\gamma_{st} = \rho_s \cdot \rho_p \cdot \varepsilon_{st} / (2 \varepsilon_Y) \quad (33)$$

次は、ひずみ硬化域におけるパネル剛性 K_{st} について述べる。まず、Fig. 14に示した斜張応力 σ_t によっ

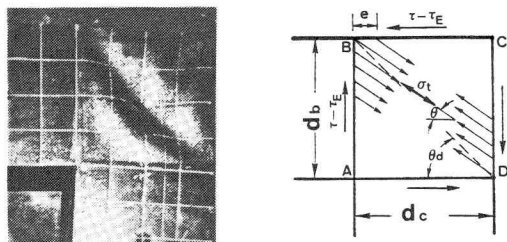


Fig. 14 Tension Field Action in Panel Zone

て負担されるせん断力 V_t は次式で与えられる^{11, 12)}。

$$V_t = 2 \cdot d_b \cdot t_w \cdot \sigma_t \cdot (\sin \theta \cos \theta - \alpha_c \sin 2\theta) \quad (34)$$

ただし、 $\alpha_c = \alpha(1 - 2e/\alpha)$ 、 $\alpha = d_b/d_c$ である。ここで、 $e=0$ と仮定して誘導された Baslerの提案式を用いると、式(34)は次のように表される。

$$V_t = 2 \cdot d_b \cdot t_w \cdot \sigma_t \cdot (1/\sqrt{1+\alpha^2}) \quad (35)$$

また、式(4)による材料の応力 σ —ひずみ ε の関係を式(35)の σ_t に代入すると、斜張応力 σ_t は以下の式で求められる。

$$\sigma_t = \sigma_{yw} \cdot \{ C(\varepsilon_t/\varepsilon_Y)^n - 1 \} \quad (36)$$

ここに、 ε_t は斜張応力 σ_t によってB-D方向 (Fig. 14参照) に生ずる直ひずみ成分として、パネルひずみ ε の半分を用いると、 ε_t とせん断変形角 γ の関係は次式で表される。

$$\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_Y} = \frac{\gamma}{\gamma_E} \quad (37)$$

よって、式(36)の関係は次式のように与えられる。

$$\sigma_t = \sigma_{yw} \cdot \{ C(\gamma/\gamma_E)^n - 1 \} \quad (38)$$

したがって、ひずみ硬化域における作用せん断力 V とせん断変形角 γ との関係は式(35)に式(38)の関係を考慮して次式のように与えられる。

$$V_t = 2 \cdot d_b \cdot t_w \cdot (1/\sqrt{1+\alpha^2}) \cdot \sigma_{yw} \cdot \{ C(\gamma/\gamma_E)^n - 1 \} \quad (39)$$

また、パネルの極限強度 V_{ult} は、式(39)の (γ/γ_E) の代わりに式(29)から得られるパネルの変形能 μ_p を代入して、次式で求められる。

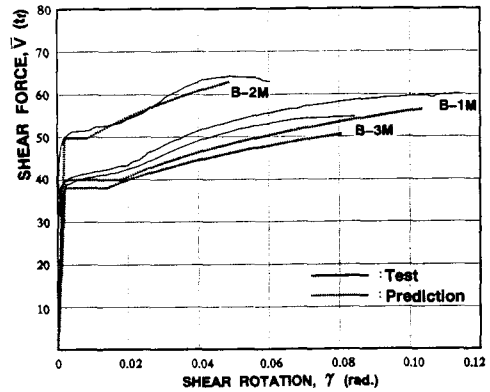
$$V_{ult} = V_t + V_E \quad (40)$$

$$= 2 \cdot d_b \cdot t_w \cdot (1/\sqrt{1+\alpha^2}) \cdot \sigma_{yw} \cdot \left\{ C \left[\frac{\rho_s \cdot \rho_p \cdot (\mu_p + 40)}{3.2} \right]^n - 1 \right\} + V_E$$

Fig. 15に供試体Bシリーズにおける作用せん断力 V —せん断変形角 γ の関係と、以上で述べた定式化による関係曲線(点線)との比較を行う。この図より、フランジによる骨組効果のため実験からの関係曲線より若干下回るものの、以上の定式化によってパネルの変形特性を精度よく再現できるものと考えられる。

5. 現行の設計法による隅角部の変形能に関する考察

現行の隅角部設計法では^{13, 14)}、せん断遅れ現象などによる応力集中現象に対処するために、それらの断面性能を近傍のはりおよび柱部材より大きくする変断面構造として設計を行っており、よって、断面構成板の幅厚比パラメータ R_p および R_t は、以上で述べたそれぞれの制限値である0.4および0.5以下の範囲に分布しているものと推測される。ちなみに、参考文献15)によると、はりおよび柱部材フランジ板の R_t 値は0.6より小さい。そこで、以下では使用鋼種や断面積比 S などに関する実績調査を参考として、現行の隅角部の変形能



について考察を行う。Fig. 16に式(30)によって算定された $R_p \leq 0.4$ 範囲におけるパネル変形能の推定値を示す。隅角部のパネル降伏が部材一般部の降伏より先行する場合、パネル変形能はいずれの鋼種を用いても約10以上は確保されるものの、材料変形能の小さいSM570鋼のパネル変形能はSS400鋼を用いたそれと比べて約半分以下に低下することがわかる。ここで、現行の隅角部パネルの使用鋼種の分布に関する実績調査を参考にすると(Fig. 17参照)、SS400鋼を用いた隅角部は全体のわずか8%程度であり、高張力鋼のSM570鋼を用いた方がその30%以上を占めている。これは、現行の隅角部設計法が主にその強度を中心に設計される傾向があるためであり、今後、変形能を考慮してその使用鋼種を選択する必要があると考えられる。また、Fig. 18に鋼製ラーメン橋脚の実績調査による断面積比Sの分布を示す。この図を見ると、現行の隅角部における断面積比Sは、0.5~2.7の間に分布しており、特に、約0.7~1.2の範囲に集中分布していることがわかる。ここで、これらの断面積比Sを前述の式(20)による S_L で無次元化して見ると、断面積比Sの約1を越える隅角部は(Fig. 18の点線部分)、パネルのせん断降伏より曲げによる部材一般部の降伏が先行する領域になることがわかる。特に、パネル変形能に対する使用鋼種の影響を考慮すると、Fig. 18の点線部分にあるSM570鋼隅角部の耐震性能は、今後、鋼製ラーメン橋脚の全体挙動と関連して検討する必要があるものと考えられる。

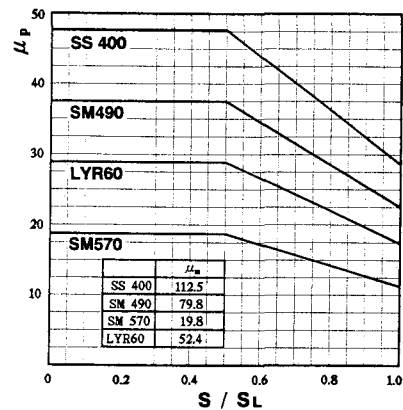


Fig. 16 Prediction of Panel Zone Ductility

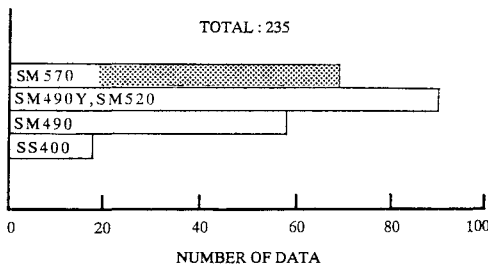


Fig. 17 Distributions of Steel Class^{1,6)}

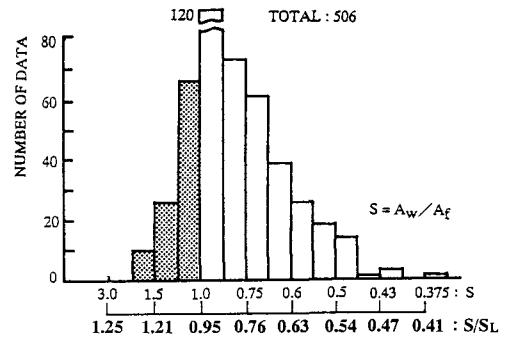


Fig. 18 Distributions of $S^{1,6)}$

6. 結論

以上、実験および数値解析による鋼製ラーメン隅角部パネルの強度および変形能の評価法などについて述べた。本研究で得られた結果を要約すると次のとおりである。

- (1) パネル降伏強度に関する検討を行い、断面積比Sや幅厚比パラメータ R_p などの影響による降伏強度の低下特性を明らかにするとともに、その影響を考慮したパネル降伏強度の評価式を提案した。
- (2) 隅角部の強度と変形能に大きな影響を及ぼす降伏形式の分類方法について考察を行い、パネルのせん断降伏が先行するための限界断面積比 S_L の算定法を提案した。
- (3) 断面積比Sや幅厚比パラメータ R_p の増加によるパネル変形能の低下現象に着目し、パネル変形能の評価法について提案を行った。

- (4) パネル変形特性の定式化による $V-\gamma$ 曲線と、実験より得られた関係曲線との比較検討を行い、降伏後のパネル挙動を精度よく再現できることを確認した。
- (5) 幅厚比パラメータ $R_p \leq 0.4$ 範囲におけるパネル変形能の推定図を作成し、各使用鋼種による断面積比 S とパネル変形能との関係を示した。
- (6) 現行の設計法による隅角部の使用鋼種や断面積比 S の分布に対する考察より、部材一般部の降伏が先行する領域を示し、特に、SM570鋼を用いた隅角部の耐震性能について、今後、検討する必要があることを示した。

参考文献

- 1) 奥村敏恵, 石沢成夫: 薄板構造ラーメン隅角部の応力計算について, 土木学会論文集, No. 153, pp. 1-18, 1968.
- 2) 中井 博, 福岡 悟, 酒造敏廣, 明橋克良: 鋼製ラーメン隅角部の Shear lag と耐荷力とに関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 33A, pp. 193-206, 1987.
- 3) 中井 博, 酒造敏廣, 橋本良之, 祝 賢治: 鋼製ラーメン橋脚隅角部の限界状態設計法とその数値計算例, 橋梁と基礎, Vol. 27, pp. 43-52
- 4) Fielding, D. J. and Huang, J. S. : Shear in Steel Beam-to-Column Connections, Welding Journal, Vol. 50, No. 7, pp. 313s-326s, 1971.
- 5) Krawinkler, H., Bertero, V. V. and Popov, E. P. : Shear Behavior of Steel Frame Joints, Proc. of ASCE, Vol. 101, No. ST11, pp. 2316-2335, Nov., 1975.
- 6) 黄 元燮: 鋼製ラーメン橋脚隅角部の弾塑性挙動と限界状態照査法に関する研究, 大阪大学博士学位論文, 1993.
- 7) 西村宣男, 吉田信博, 竹内正一: 局部座屈を考慮した鋼箱形断面はり一柱部材の強度評価式, 土木学会論文集, No. 416, pp. 385-393, 1990.
- 8) 中井 博, 酒造敏廣, 橋本良之: せん断遅れ強度を考慮した鋼製ラーメン隅角部の限界状態設計法について, 土木学会論文集, No. 455, pp. 95-104, 1992.
- 9) 福本 昉士: 鋼骨組構造物の極限強度の統一評価に関する総合的研究, 科学研究費補助金研究成果報告書, 1989.
- 10) 福本 昉士: 鋼構造の機能向上からみた高張力の実用化に関する研究, 科学研究費補助金研究成果報告書, 1992.
- 11) Basler, K. : Strength of Plate Girders in Shear, Proc. of ASCE, Vol. 87, No. ST7, pp. 151-180, Oct., 1961.
- 12) 土木学会(福本 昉士 編): 座屈設計ガイドライン, 技報堂, 1987.
- 13) 阪神高速道路公団: 鋼構造物設計基準, 1990.
- 14) 名古屋高速道路公社: 鋼構造物設計基準, 1985.
- 15) 中井 博, 河井章好, 吉川 紀, 北田俊行, 酒造敏廣: 鋼製ラーメン橋脚の実績照査(上)・(下) 橋梁と基礎, Vol. 16, 17, pp. 35-40, 43-49, 1982.
- 16) 阪神高速道路公団: 鋼製橋脚の実績調査報告, 1981.

(1993年9月16日 受付)