

無補剛角形鋼管柱・H形鋼梁仕口の復元力特性に関する研究

Study on Restoring Force Characteristics of Nonstiffened Connection with RHS Column and Wide Flange

山 成 實 *

Minoru YAMANARI

It seems to require the ideal way of the wider design method which stood at the worldwide viewpoint without remaining in the design with the aim of the rigid connection, when the innovation of steel structural design method in our country which seems to receive the wave of coming globalization is foreseen. Following research purposes are mentioned based on describing the above.

1. Mathematical expression evaluation of the restoring force characteristics of the non-stiffening beam-column connection with RHS Column and Wide Flange.

2. Comparison examination with the existing evaluation deduced by other researchers.

Restoring force characteristics evaluation of beam-column connection was induced from numerical experiment result by the finite element analyses.

Keywords: 柱梁仕口, 弾塑性挙動, 復元力特性, 有限要素解析, ラーメン骨組
Beam-to-column Connection, Elastic-plastic Behavior, Restoring Force Characteristics,
Finite Element Analysis, Moment-resisting Frame

1. 序論

来るべきグローバル化の波を受けると考えられる我国における鋼接合部設計法の変革を予見するとき、剛接合を目指した設計に留まらず世界的視点に立ったより幅広い設計法のあり方が要求されると考えられる。我国の地震地域に立地している特殊事情を鑑みれば、いきなり諸外国の設計法を取り入れることは危険性を孕んでいると考えられるが、他地域での設計法に裨益するところのある研究は価値がある。

以上述べたことに基づいて以下の研究目的を挙げる。

1. 無補剛柱梁接合部の復元力特性の数式評価
2. 既存評価との比較検討

これらの目的に照らして、本研究では柱に角形鋼管、梁にH形鋼をもつ無補剛接合部を取り上げて論述する。

本研究では、梁部材を単純化しない無補剛角形鋼管柱・H形鋼梁仕口(以下、単純化モデルに対して実モデルと呼ぶ)の復元力特性評価式を有限要素解析による数値実験から誘導し、既往の研究との比較検討した結果を報告する。無補剛角形鋼管柱梁接合部の実モデルについて仕口の初期剛性評価を行った結果を示し、既報^[1]の単純化モデルによる評価式を基に検討を加える。更に、これらの無補剛角形鋼管柱・H形鋼梁仕口の曲げに関する復元力特性を記述する基礎情報に関して、他でなされた研究との比較検討を加える。

無補剛仕口の力学特性を得ることは、それ以上省ける補剛が無いという意味で、下界値としての初期剛性や降伏耐力が得られることである。すなわちそれらは角形鋼管柱・H形鋼梁仕口の下界情報を与え

* 熊本大学・工学部・環境システム工学科 (〒860-8555 熊本市黒髪2-39-1)

ることを意味する。

2. 解析モデルおよび記号

図1は角形鋼管柱にH形鋼梁が溶接接合された部分モデルである。骨組はラーメン骨組の側柱部分を反曲点位置で取出したものを想定しており、接合部近傍はシェル要素で、部材端部は線材で構成されている。線材とシェル要素の境界では、鋼管断面に十分剛な塞ぎ板を設けて材軸に添って変形の連続性が保たれるように接合されている。外力は梁自由端に横力を作用させた。図中に記されている記号はこのモデルの復元力特性評価に影響すると考えられる寸法である。

3. 解析

上記のモデルの解析は有限要素法に基づく汎用構造解析プログラム MARC K6.2 で行った。モデルを構成する要素は、板要素に対して4節点平板厚肉シェル要素^[2]で Mindlin 理論に従う。すなわち、要素の面外せん断応力および歪の存在は許容するが、面外せん断歪は厚さ方向に一定で、かつ微小として扱う。鋼管と梁フランジとの溶接部は文献[3]示されるように溶接ビード部を等価断面積置換してシェル要素として扱った。一方、線材は3次元薄肉閉断面材を表現できるものを用いた。解析は梁自由端に集中力を与える線形解析である。

4. 実モデルの初期剛性評価式

線形解析から求める仕口の剛性は図2で示される互いに独立する幾何学パラメータをもつ解析モデルの計算結果から得た。数値実験に用いた部分骨組は表1に示す計34個のモデルである。これらは仕口の初期剛性に影響をおよぼすと考えられるパラメータとして鋼管の径厚比 (B/T_C) および梁フランジ幅鋼管径比 (W_F/B) を予備解析を行った後に採用した。

採用されたパラメータの範囲は $B/T_C = 10.0 \sim 50.0$, $W_F/B = 0.33 \sim 0.85$, $D_W/W_F = 1.0 \sim 3.33$ であり、実用の範囲を包含している。

仕口の曲げモーメント - 回転角関係を $M = K \cdot \alpha$ で表現する。これらのモデルの線形有限要素解析結果から求められる初期剛性 (K_E) を重回帰分析すると式(1)が得られた。

$$\frac{K_{E_{EST}} \left(\frac{B}{2}\right)^3 \left(\frac{2}{D_W}\right)}{EI} = 515.68 \left(\frac{B}{T_C}\right)^{0.5931} \left(\frac{W_F}{B}\right)^{1.3961} \left(\frac{W_F}{D_W}\right)^{0.4539} \dots \dots \dots (1)$$

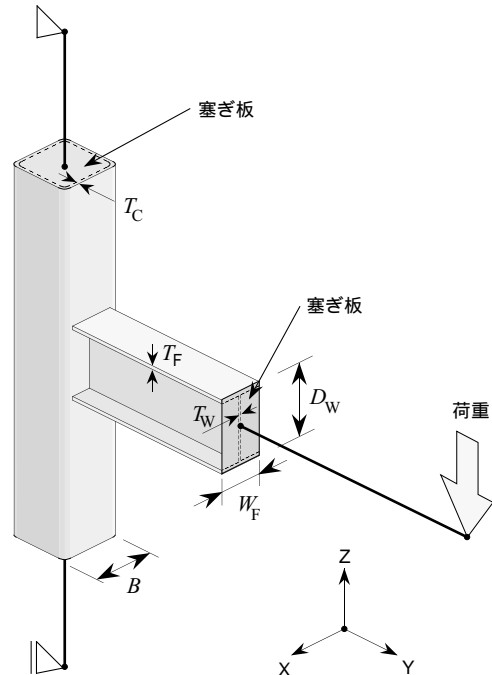


図1 解析モデルと記号

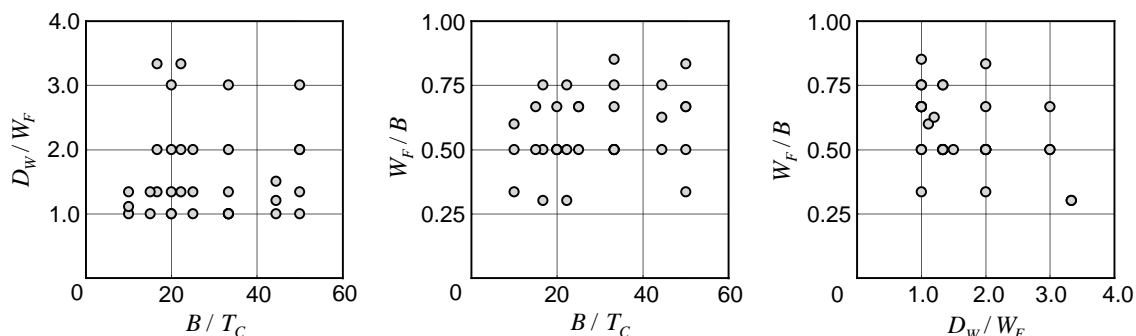


図2 散布図

ただし $E = 2.058 \times 10^4 \text{ kN/cm}^2$, $I = T_C^3 / 12$ である .

解析値と推定値の比の変動係数は 0.334 である . 図 3 に推定結果を示す . 図中の破線は推定の 95% 信頼限界線である . また , 表 1 に解析結果と推定値の比較をモデル毎に記した .

ここに K_{EST} および K_{FEA} は , それぞれ実モデルの仕口の初期剛性の推定値および有限要素解析結果から得られた荷重 - 変形曲線図の原点における接線勾配である .

5 . 初期剛性評価式の検討

単純化モデルの初期剛性と実モデルの初期剛性との比較を行った結果を図 4 に示す . 同図から単純化モデルの剛性評価は実モデルの評価より 2 割程低い . このことより梁ウェブの存在が仕口の初期剛性に

表 1 解析資料と推定結果

Model	Column		Beam				B/T_c	D_w/W_F	W_F/B	K_{FEA} $\times 10^5$ (kNcm)	K_{EST} $\times 10^5$ (kNcm)	$\frac{K_{FEA}}{K_{EST}}$
	B (cm)	T_c (cm)	W_F (cm)	D_w (cm)	T_F (cm)	T_w (cm)						
t11-Bd	15.0	0.6	10.0	20.0	0.9	0.6	25.00	2.00	0.67	1.75	2.53	0.690
t21-Ba			10.0	10.0			33.33	1.00	0.50	0.18	0.29	0.628
t21-Bd			10.0	20.0			33.33	2.00	0.50	0.56	0.85	0.665
t21-Be		0.6	10.0	30.0			33.33	3.00	0.50	1.21	1.59	0.763
t21-Cb			15.0	15.0			33.33	1.00	0.75	0.92	1.15	0.795
t21-Dc			17.0	17.0			33.33	1.00	0.85	2.55	1.76	1.451
t22-Ad			6.0	20.0			22.22	3.33	0.30	1.03	0.87	1.178
t22-Bd		0.9	10.0	20.0	0.9	0.6	22.22	2.00	0.50	1.68	2.25	0.747
t22-Cd	20.0		15.0	20.0			22.22	1.33	0.75	4.36	4.76	0.915
t23-Ba			10.0	10.0			20.00	1.00	0.50	0.72	0.99	0.722
t23-Bd		1.0	10.0	20.0			20.00	2.00	0.50	2.21	2.90	0.764
t23-Be			10.0	30.0			20.00	3.00	0.50	4.76	5.43	0.877
t24-Ad			6.0	20.0			16.67	3.33	0.30	2.28	1.75	1.306
t24-Bd		1.2	10.0	20.0			16.67	2.00	0.50	3.54	4.50	0.788
t24-Cd			15.0	20.0			16.67	1.33	0.75	8.30	9.52	0.871
t31-Bd			10.0	20.0			50.00	2.00	0.33	0.20	0.18	1.087
t31-Cd			15.0	20.0			50.00	1.33	0.50	0.30	0.38	0.789
t31-Ed		0.6	20.0	20.0			50.00	1.00	0.67	0.58	0.65	0.880
t31-Fg			20.0	60.0			50.00	3.00	0.67	4.67	3.58	1.306
t31-Gf			25.0	50.0			50.00	2.00	0.83	11.30	4.08	2.773
t32-Cd		0.9	15.0	20.0			33.33	1.33	0.50	0.93	1.02	0.911
t32-Ed			20.0	20.0			33.33	1.00	0.67	1.68	1.74	0.967
t34-Cd	30.0	1.2	15.0	20.0	0.9	0.6	25.00	1.33	0.50	2.00	2.04	0.982
t34-Ed			20.0	20.0			25.00	1.00	0.67	3.42	3.47	0.985
t35-Cd		1.5	15.0	20.0			20.00	1.33	0.50	3.54	3.49	1.015
t35-Fd			20.0	20.0			20.00	1.00	0.67	5.73	5.94	0.965
t36-Cd		2.0	15.0	20.0			15.00	1.33	0.50	7.48	6.97	1.074
t36-Fd			20.0	20.0			15.00	1.00	0.67	11.13	11.86	0.938
t37-Ba			10.0	10.0			10.00	1.00	0.33	7.07	2.99	2.363
t37-Cd		3.0	15.0	20.0			10.00	1.33	0.50	21.75	18.49	1.176
t37-Ed			18.0	20.0			10.00	1.11	0.60	25.89	25.90	0.999
t42-Fe			20.0	30.0			44.44	1.50	0.50	1.19	1.09	1.092
t42-Ge	40.0	0.9	25.0	30.0	0.9	0.6	44.44	1.20	0.63	1.82	1.64	1.106
t42-He			30.0	30.0			44.44	1.00	0.75	3.39	2.30	1.471

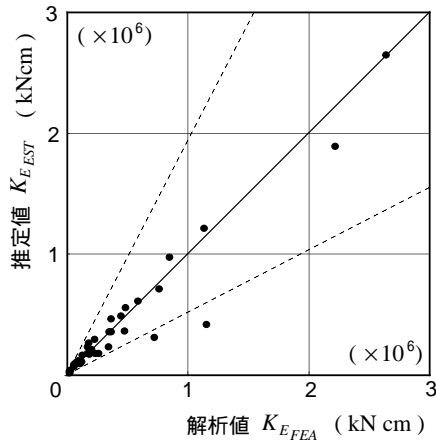


図3 初期剛性の推定結果

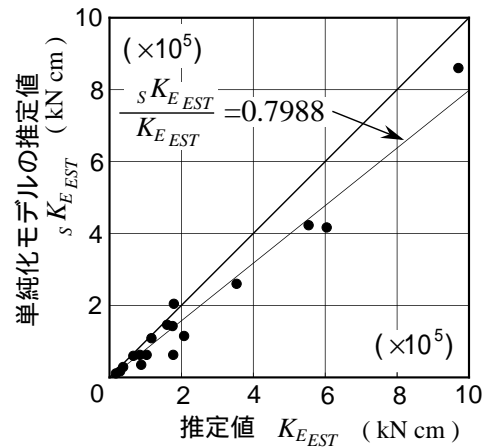


図4 単純化モデルと実モデルの比較

かなり大きく影響することが窺える。

単純化モデルとは一連の本研究の初期段階で用いたモデルであり、角形鋼管柱にH形鋼梁フランジ1枚を取付けたモデルである。詳細は文献[1]に述べられている。この単純化モデルに対する局部変形に関する初期剛性から式(2)が得られる。

$$\frac{{}_s K_{E_{EST}} (B/2)^3}{EI} = 293.83 \left(\frac{B}{T_C}\right)^{0.88621} \left(\frac{W_F}{B}\right)^{2.875} \cdot \frac{2}{(D_W - T_F)^2} \dots \dots \dots (2)$$

すなわち、同式は梁フランジ力 - 鋼管柱面外変形関係の初期剛性を梁せいを隔てた梁フランジ偶力による曲げモーメントと回転変形の関係の初期剛性に変換すれば求められる。

6. 初期剛性

以下で記述される諸評価式の末尾の下添字 A, M, W, Y はそれぞれ評価式の提案者、秋山^[4]、森田^[5]、Winkel^[6]、山成^[1]の英頭文字である。

仕口の初期剛性は荷重 - 変形曲線の原点における接線勾配である。秋山等は実験から式(3)を誘導している。

$$K_{E,A} = 73 EI \left(\frac{W_F}{B - T_C}\right)^{3.5} \left(\frac{D_W - T_F}{W_F}\right)^{1.7} \left(\frac{B - T_C}{T_C}\right)^{0.5} \dots \dots \dots (3)$$

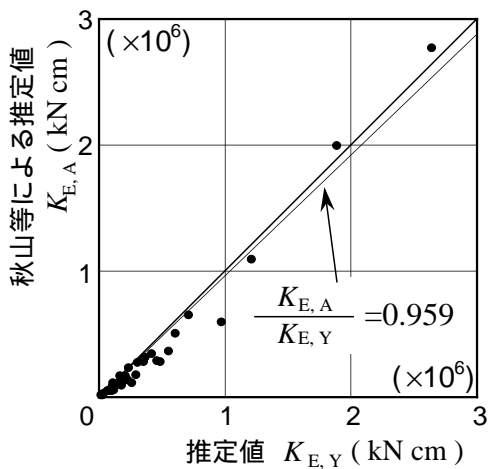


図5 初期剛性評価の比較 (秋山 - 山成)

一方、著者による有限要素解析結果から得た初期剛性推定式(1)を書き改めると式(4)を得る。

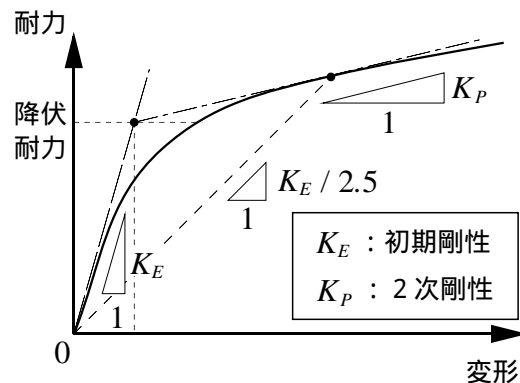


図6 降伏耐力の定義 (秋山)

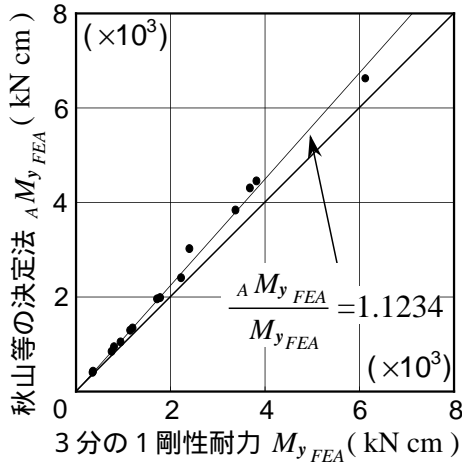


図7 定義の異なる降伏耐力間の差

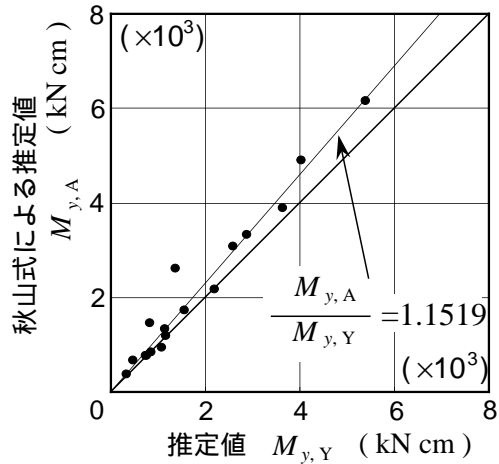


図8 降伏耐力の比較
(秋山 - 山成)

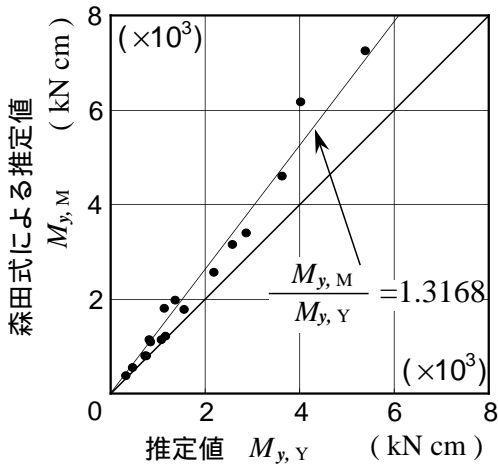


図9 降伏耐力の比較
(森田 - 山成)

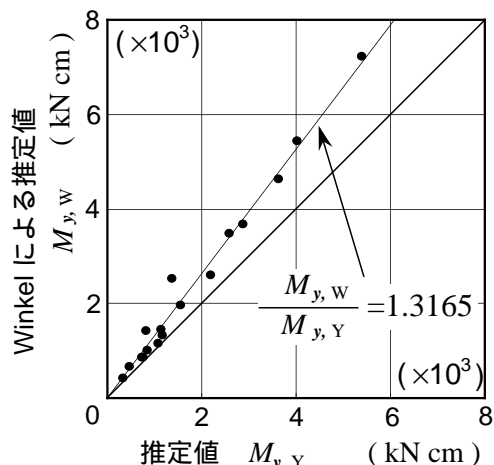


図10 降伏耐力の比較
(Winkel - 山成)

$$K_{E,Y} = 2062.72 EI \frac{D_W^2}{B^3} \left(\frac{B}{T_C}\right)^{0.5931} \left(\frac{W_F}{B}\right)^{1.3961} \left(\frac{W_F}{D_W}\right)^{0.4539} \dots (4)$$

式(3)および式(4)を文献[4]で用いた接合部モデルを用いて比較すると、図5が得られた。両者は相対的におよそ5%の差しかなく、それらの誘導のアプローチは異なるもののよく一致している。

6. 降伏耐力

仕口の降伏耐力についてそれぞれが独立して誘導した評価式があるので比較を行った。

6.1 降伏耐力の定義 降伏耐力の定義は4者とも異なるので、それらを比較しても初期剛性の場合のように良い一致を望むことはできない。しかしながら、いずれも General Yield の概念で定義している点を考慮すると、荷重 - 変形関係において剛性が急激に低下する点を得ようとしている共通性を見れば、比較した結果が大きくなるとは考えられない。例えば、図6は秋山等による荷重 - 変形関係を用いた降伏耐力の決定法である。また、著者は荷重 - 変形関係において接線勾配が初期剛性の3分の1に達しときの耐力を降伏耐力と定義している。両者の定義に基づいて非線形有限要素解析結果の曲線から得られたそれぞれの降伏耐力比較すると図7が得られた。このように両者間には概ね1割の差異が見られ、定義の違いはあるが大差は生じない。

6.2 降伏耐力推定の比較 以上のことを踏まえて4者の降伏耐力評価を比較してみた。以下に示す式(5)~(8)の内,前の2者は実験結果から,後者の2者は非線形有限要素解析から得られた結果から推定式として得られたものである。比較に用いたデータは何れも述の非線形有限要素解析から得られた荷重-変形曲線である。図8~10に比較した結果を示す。ほぼばらつき無く定義の違いによる比例的差異が表されたのは興味深い。

$$M_{y,A} = 1.38 T_C^2 (D_W - T_F) \left(2 \sqrt{\frac{B - T_C}{B - T_C - W_F}} + \frac{T_F}{B - T_C - W_F} \right) \sigma_y \quad \dots \dots (5)$$

$$M_{y,M} = 2 T_C^2 (D_W - T_F) \left(\sqrt{\frac{B - T_C}{B - T_C - W_F}} + \frac{T_F}{B - T_C - W_F} \right) \sigma_y \quad \dots \dots (6)$$

$$M_{y,W} = T_C^2 (D_W - T_F) \left(0.5 + 0.7 \frac{W_F}{B} \right) \frac{4}{\sqrt{1 - 0.9 \frac{W_F}{B}}} \sigma_y \quad \dots \dots (7)$$

$$M_{y,Y} = 3.676 B^2 D_W \left(\frac{T_C}{B} \right)^{1.763} \left(\frac{W_F}{B} \right)^{1.331} \left(\frac{D_W}{W_F} \right)^{0.216} \sigma_y \quad \dots \dots (8)$$

7. 結論

無補剛角形鋼管柱・H形鋼梁仕口の実モデルに対する有限要素解析による数値実験から得られた結論と,無補剛角形鋼管柱・H形鋼梁仕口の復元力特性を記述する上で必要とされる諸元の評価を他研究と比較し検討を加えて得られた知見を以下に述べる。

- (1) 実用の寸法範囲を含む無次元パラメータを変化させた有限要素解析結果から無補剛仕口(実モデル)の初期剛性評価式が得られた。
- (2) 単純化モデルに対する初期剛性評価式と実モデルに対する評価式との間には強い線形関係が存在し,その差異は梁部材のウェブの存在によるものである。しかもその影響は無視できない。
- (3) 仕口初期剛性を秋山等と著者による評価を比較した結果,それぞれのデータ取得アプローチは異なるものの良い一致を見た。
- (4) 仕口降伏耐力について4者の評価式の比較を行った結果,それぞれの定義は異なるがGeneral Yieldの概念から誘導されたものであり,大差は生じない。また,著者定義は他の3者のものより控えめな値を与えることが分った。

参考文献

- [1] 山成實,川上和之:無補剛角形鋼管柱・H形鋼梁仕口の復元力特性,鋼構造協会,鋼構造年次論文報告集,第4巻,pp.49-55,1996年11月
- [2] T.J.R. Huges and T.E. Tezduyar: Finite Elements Based Upon Mindlin Plate Theory With Particular Reference To The Four-Node Bilinear Isoparametric Elements, Jr. of Applied Mechanics, Vol. 48, pp. 587-596, 1981. 1
- [3] 山成實,小川厚治,黒羽啓明,海原広幸:外ダイアフラム接合部の有限要素解析による剛性評価式(半剛接鋼骨組柱梁仕口の復元力特性に関する研究),構造工学論文集,Vol. 38B, pp. 475-484, 1992年3月
- [4] 秋山宏,呉相勲,大竹章夫,山田哲:無補強角形鋼管柱・梁接合部のモーメント一回転角関係の一般化,日本建築学会構造系論文集,第484号,pp.131-140,1996年6月
- [5] 森田耕次,江波戸和正,渡辺仁,安田博和,里見孝之:箱形断面柱-H形断面はり接合部のダイアフラム補強に関する研究-接合部降伏耐力の評価-,日本建築学会構造系論文報告集,第388号,pp.100-110,1988年6月
- [6] G.D. de Winkel, L.H. Lu and J. Wardenier: Semi-rigid Connections between I-beams and CHS or RHS Columns, Technical Interim Report No.5, CIDECT Report 5AX-09/95, 1995年8月