

ハイパーフレームシステム： トルシア形高カワンサイドボルトを用いた 角形鋼管柱の新接合システム

Beam-to-Column Connections Using High-Strength Blind Bolts and Their Applications to The Actual Building

永田 匡宏⁽¹⁾ 志村 保美⁽¹⁾ 宇野 暢芳⁽²⁾ 田中 浩史⁽³⁾
Masahiro NAGATA Yasumi SHIMURA Nobuyoshi UNO Hiroshi TANAKA

抄 録

鉄骨建築物で多用される角形鋼管柱とH形鋼梁で構成される両方向ラーメン構造の柱梁接合部では通しダイアフラムを用いた溶接接合形式が一般的である。この柱梁接合部は骨組の耐震性能を発揮させる上で構造上極めて重要な部位であるとともに、その加工にあたっては溶接箇所が多く、高い溶接技術と厳密な品質管理が不可欠である。阪神大震災の震災事例からも柱梁溶接接合部の品質管理の重要性が浮き彫りにされている。一方向から締め付け可能な特殊ボルトの開発により閉鎖断面である角形鋼管柱をボルト接合する“ハイパーフレームシステム”として建設省一般認定を取得した角形鋼管柱の新接合システムを紹介した。

Abstract

In general, the welded joint system using diaphragm plates is applied to the beam-to-column connections of the moment resisting frames that are configured with square tube columns and wide flange beams which are frequently used for steel structures. These connections are structurally very important for frames to assure earthquake resistance, which are the most highly fabricated parts of steel structures and require strict quality control because of many spots to be welded. The examples of disaster in the Hanshin Earthquake have even made it important to control the quality on welding spots of columns with beams. As a new bolted joint system, this report describes “the hyper frame system” that has obtained the general approval by Ministry of Construction, by introduction of newly developed high-strength blind bolts which provide capability of clamping against closed sections such as square tube columns.

1. はじめに

ハイパーフレームシステムとは、図1に示すように、柱に冷間成形角形鋼管(BCR295)、梁に圧延H形鋼(SN400B)を用いた鉄骨ラーメン構造である。柱と梁の組合せは表1に示す範囲に限定される。柱梁接合部は、一方向から締め付けが可能なトルシア形高カワンサイドボルト(以下、TCBB: Torque-Control, high-strength Blind Bolt)^{1,2)}を使用したスプリットティ(圧延CT形鋼SN490B)引張接合を採用し、従来形式の接合部に用いていたダイアフラムがないセミリジッド接合構造である。また、柱継手は必要に応じてTCBBを用いた二面せん断形式の摩擦接合が可能である。

図2(a)に示す在来接合形式の組立では多大な溶接量が必要となるのに対して、新接合形式を採用すると、図2(b)のようにスプリットティ接合用のボルト孔を開けるだけの加工となり、ダイアフラムを設けるための角形鋼管の切断、開先加工、溶接施工を一切必要としない。このように新接合形式は、ボルト孔明け精度の確保に

慎重を期す必要はあるが、高度な溶接技術や溶接品質の検査、管理を必要とせず、工具によるボルト締めのみで施工可能なため、ばらつきのない安定した施工品質が得られる構造である。また、鉄骨加工の徹底した省力化も可能となる。

2. 接合部の力学的性能

2.1 トルシア形高カワンサイドボルト(TCBB)

本システムで用いるTCBBは、図3に示すピン、第1スリーブ、第2スリーブ、シェアワッシャー、座金、ナットの6部品からなる。写真1にTCBBの締結順序を示す。接合部の片面からボルトを挿入し、電動レンチでナットを回転させて第1スリーブを座屈形成させてボルト頭(特殊座金)を作り、最終的にピンテールを破断させ、1方向のみから締め付けを完了させる機構を有している。呼び径が24mmのTCBB24と呼び径27mmのTCBB27の2種類が用意されているが、以下では主にTCBB24を用いた試験結果を紹介する。

⁽¹⁾ 建材開発技術部 マネジャー
東京都千代田区大手町2-6-3 ☎100-8071 ☎(03)3275-7771

⁽²⁾ 鉄鋼研究所 鋼構造研究開発センター 主幹研究員

⁽³⁾ 鉄鋼研究所 鋼構造研究開発センター 研究員

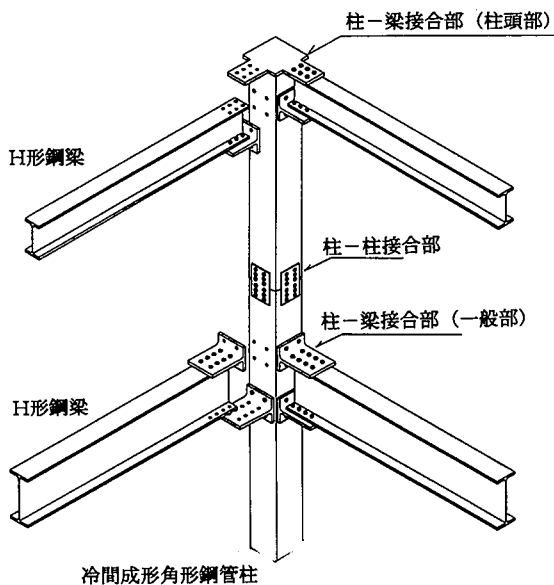


図1 ハイパーフレームシステムの概要

表1 ハイパーフレームシステムの適用範囲と使用部材

適用範囲			
部材	材質	サイズ	備考
柱	冷間成形角形鋼管 BCR295	□-250×12~□-400×22	
梁	熱間圧延H形鋼 SN400B	H-250×125×6/9 ~ H-488×300×11/18	JISサイズ
		H-400×200×9/12 ~ H-600×200×9/19	ハイパービーム
使用部材			
接合部品	材料		
スプリットティ	熱間圧延CT形鋼 (SN490B)		
引張接合用高力ボルト	トルシア形高カワンスライドボルト (TCBB) HUCK International, Inc.製		
摩擦接合用高力ボルト	摩擦接合用トルシア形高力ボルト (S10T)		

2.1.1 素材の引張試験

TCBB24のピンから切り出したJIS4号サブサイズ試験片(直径10mmの丸棒試験片)の引張試験結果を表2に示す。引張強さはF10T高力ボルトのJIS規格上限値(120kgf/mm²)を若干上回るが、破断伸びや絞りはF10Tと同等である。

2.1.2 ボルトセットの力学的性能

張力導入後のボルトセット(TCBB24, 締付け厚さ70mm)について押抜き治具を用いて実施した単純引張試験および繰返し引張試験における荷重とボルト頭部のひずみの関係を図4に示す。図4(a)の単純引張試験においてボルト頭部のひずみが大きく変化した時点の荷重を離間荷重とみなせば、導入張力は約21ton、破断荷重は約29tonである。ボルトの破断はねじ部で発生しており、第1スリーブを座屈成形させたボルト頭部の打抜き耐力がボルト軸部の破断強度以上であることがわかる。また、図4(b)の繰返し試験結果からも、ボルト頭部の劣化や耐荷性能の低下がなく安定した性状を示している。

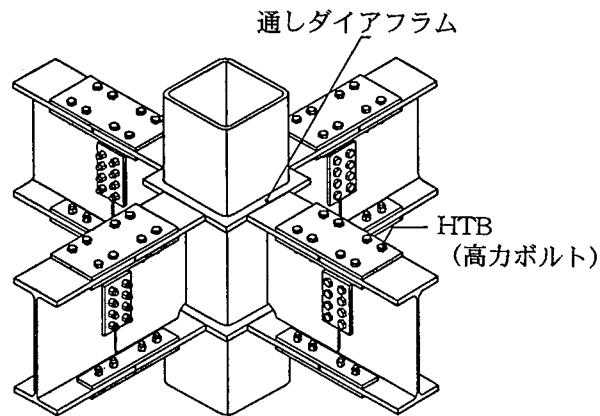


図2(a) 在来接合形式

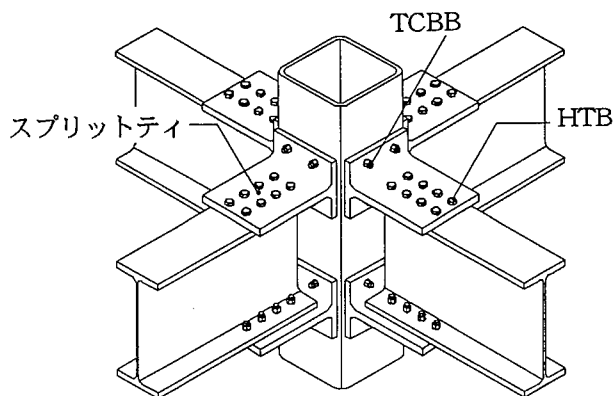


図2(b) 新接合方式

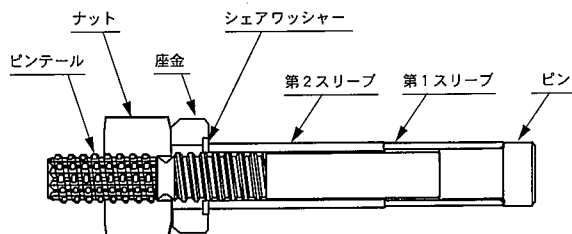


図3 トルシア形ワンスライドボルト (TCBB)

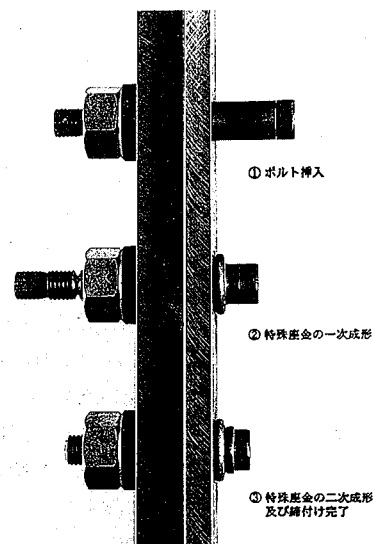
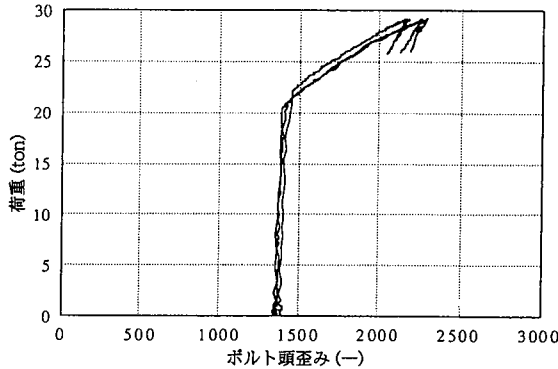


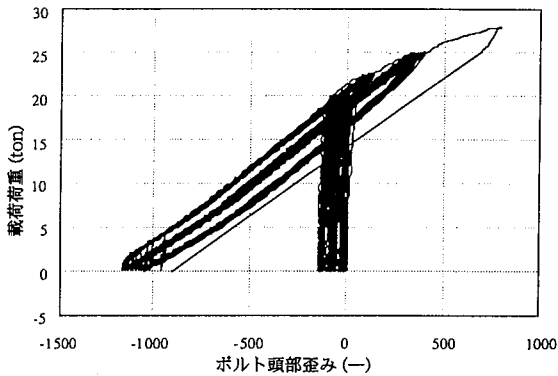
写真1 TCBBの締付手順

表2 JS4号サブサイズ試験片の引張試験結果

試験No.	0.2%耐力 (kgf/mm ²)	引張強さ (kgf/mm ²)	一様伸び (%)	破断伸び (%)	絞り (%)
N1	114.6	122.4	6.0	18.3	56.9
N2	111.9	123.4	6.0	18.5	59.3
N3	114.6	122.0	6.0	18.5	59.0
平均	113.7	122.6	6.0	18.4	58.4



(a) 単純引張試験



(b) 繰返し引張試験

図4 導入張力後のボルトセットの引張試験結果

図5に締付け厚さ35mmのTCBB24のリラクゼーション試験結果を示す。ボルト張力の顕著な低下は見られず、通常の高力ボルトと同等のリラクゼーション特性を有している。以上の結果に基づいて、表3に示す設計ボルト張力、許容耐力などを定めている³⁾。

2.2 接合部の力学的性能

2.2.1 スプリットティの引張試験

圧延H形鋼(H-900×300×16/28)から切り出したCT形鋼を用いて、図6に示すスプリットティの引張試験を行った。試験体の種類は表4に示す4体で、ボルトの種類(TCBB24と比較のためのF8T-M24の高力ボルト、以下、HTB)とボルト本数を実験変数とした。

図7に荷重-変形関係を示す。TCBB24を用いた試験体(TT-4, TT-8)の降伏耐力以降の剛性がHTBを用いた試験体(TH-4, TH-8)の剛性よりも低くなるが、TCBB24を用いたスプリットティ接合部は、降伏耐力、最大耐力ともHTBを用いた場合と同等の耐力を有していることがわかる。TCBB24の締付け後、外側の第2スリーブは力の伝達に関与しておらず、ボルトに導入した張力はピンのみで伝達されている。剛性低下の原因は、このピンの軸径が耐力同等であるF8T-M24-HTBに比べて小さいためである。

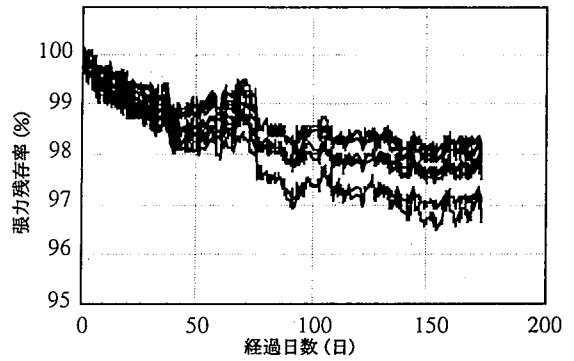


図5 リラクゼーション試験結果

表3 TCBBの設計諸数値

	ボルトサイズ (mm)			ボルト設計耐力 (ton)		
	公称径	実外径	孔径	設計ボルト張力	標準ボルト張力	最大引張耐力
TCBB24	24	24.5	26.0	18.1	20.0	26.8
TCBB27	27	28.5	30.0	25.9	28.7	38.4

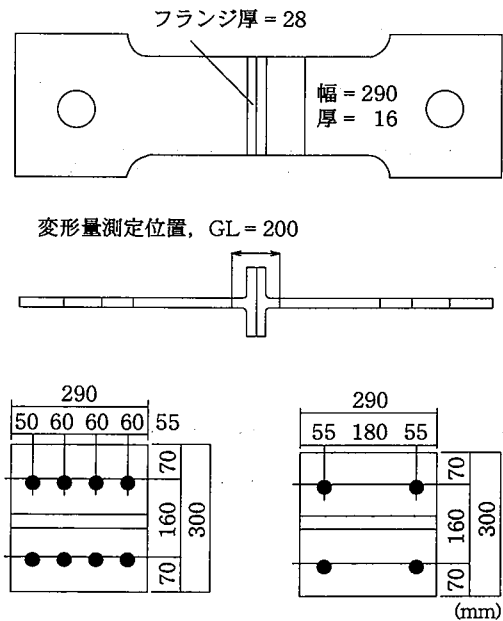


図6 スプリットティの引張試験の試験体概要

表4 試験体一覧

試験体名	ボルト種類	ボルト本数	ボルトプラン
TT-8	TCBB	8	BP1
TH-8	HTB(F8T)	8	BP1
TT-4	TCBB	4	BP2
TH-4	HTB(F8T)	4	BP2

TCBB24とF8T-M24-HTBの設計ボルト張力はともに約19tonであり、4本ボルトと8本ボルトのスプリットティ接合部の降伏耐力(cP_{4u} , cP_{8u})は“鋼構造限界状態設計規準(案)同解説”⁴⁾による計算値でそれぞれ658, 1040kN, また、最大耐力(cP_{4u} , cP_{8u})は1089, 1692kNであり、試験結果とよい対応を示す。さらに、ボルト本数を4本から8本にすることにより、耐力式通り1.6倍の耐力上昇が得られた。したがって、TCBB24を用いたスプリットティ

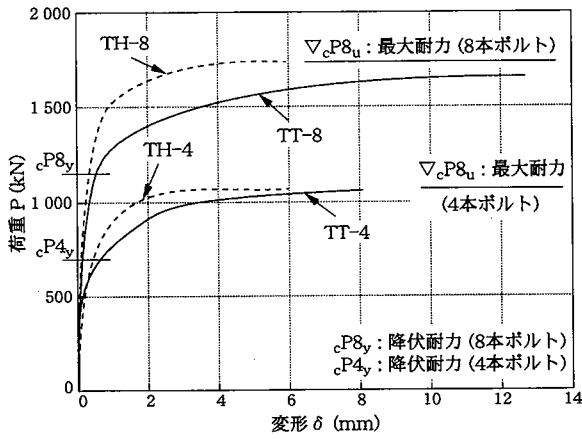


図7 スプリットティの引張試験結果

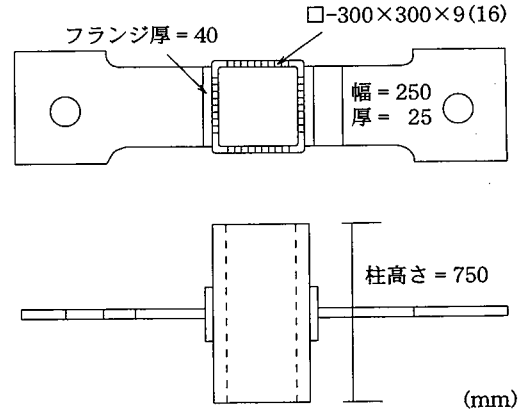


図8 柱梁仕口の引張試験の試験体

接合部の耐力はHTBを用いた場合と同様に、上記規準(案)に示される耐力式で評価可能であることがわかる。

2.2.2 柱梁接合部の引張試験

TCBBを用いたスプリットティ形式の柱梁接合部の力学特性を把握するために、図8に示す試験体形状で仕口引張試験を行った。スプリットティ引張試験と同様、試験変数はボルトの種類とボルト本数であり、試験体概要と試験結果を表5に示す。図9に荷重-変形関係を示す。TCBB24を用いた試験体(JT-4, JT-8)とF8T-M24-HTBを用いた試験体(JH-4, JH-8)は、4本ボルト、8本ボルトタイプとも、ほぼ同等の耐力を有している。

つぎに、TCBB24, HTBともに、8本ボルトの最大耐力は4本ボルトの場合の1.2倍程度にとどまっており、スプリットティ引張試験における耐力上昇率(1.6倍)には及ばない。これは仕口部の耐力がスプリットティ耐力と角形鋼管の面外耐力の大小で決定されており、表5に示すように、4本ボルトの試験体の耐力がスプリットティ耐力で決定されるのに対して、8本ボルトの場合は角形鋼管の面外耐力で決定されるためである。なお、角形鋼管の面外変形耐力は図10に示す力学モデルを用いて降伏線理論により算出した^{5,6)}。

この力学モデルは、角形鋼管の幅方向に4本のボルトが配置された場合(試験体JT-8, JH-8)でも、外側ボルトのみで構成されるモデルである。図11に外側ボルトと内側ボルトのボルト頭部のひずみ変化を示す。図11(a)のスプリットティ引張試験の場合(TT-8)は外側、内側のボルトともに同じ挙動を示すのに対して、図11(b)の仕口引張試験の場合(JT-8)は外側と内側のボルトが異なった挙動を示し、外側ボルトがおもに抵抗し、内側ボルトは耐力に寄与しない。これより、この力学モデルは幅方向に一列に配置されたボルトプランの場合の耐力評価モデルとして妥当であることがわかる。ただし、8本ボルトの場合の計算値は実験値を若干過大評価する傾向

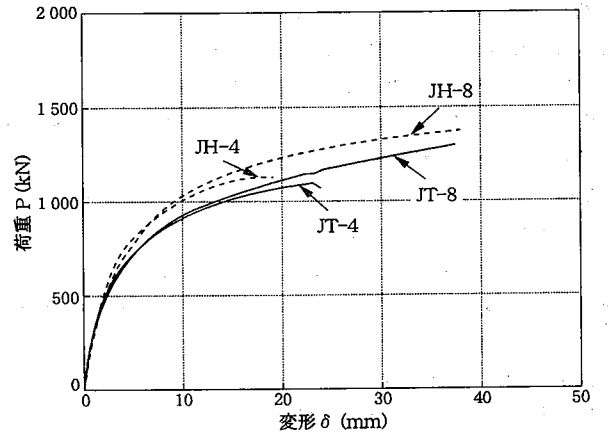


図9 柱梁仕口の引張試験結果

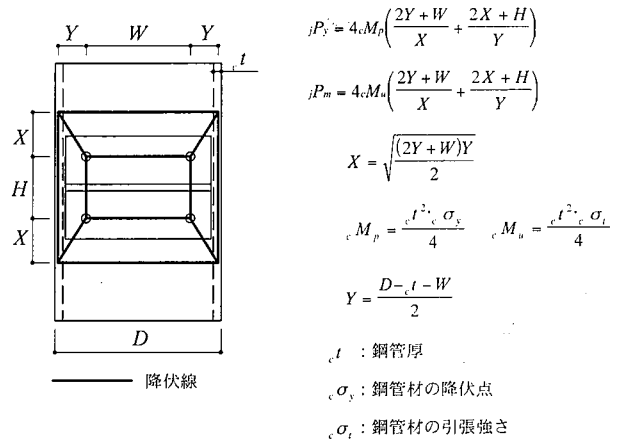
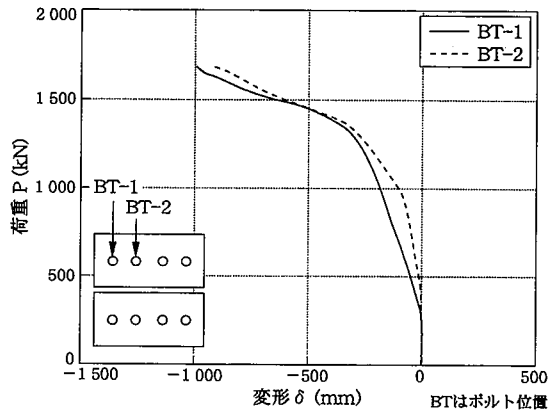


図10 角形鋼管の面外変形

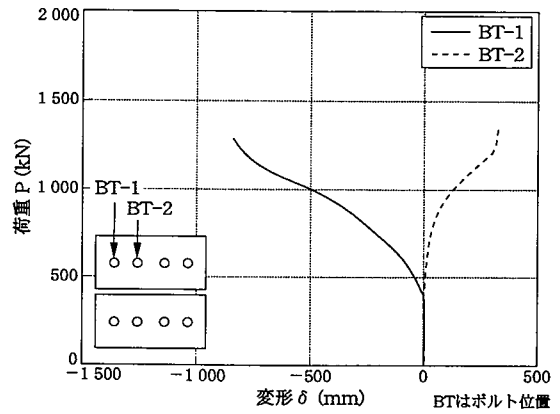
表5 柱梁仕口試験体概要と引張試験結果

試験体名	ボルト種類	ボルト本数	ボルトプラン	局部耐力 jP		ティ耐力 tP		jP, tP の最小値 cP		実験結果		cP_y/cP_y	cP_m/cP_m
				jP_y (kN)	jP_m (kN)	tP_y (kN)	tP_m (kN)	cP_y (kN)	cP_m (kN)	eP_y (kN)	eP_m (kN)		
JT-8	TCBB	8	BP1	1240	1399	1070	1692	1070	1399	855	1298	0.80	0.93
JH-8	HTB(F8T)	8	BP1	1240	1399	1070	1692	1070	1399	1015	1375	0.95	0.98
JT-4	TCBB	4	BP2	1240	1399	701	1089	701	1089	753	1096	1.07	1.01
JH-4	HTB(F8T)	4	BP2	1240	1399	701	1089	701	1089	785	1131	1.12	1.04

注 y: 降伏耐力, m: 最大耐力を示す



(a) スプリットティ引張試験 (TT-8)



(b) 仕口引張試験 (JT-8)

図11 ボルト頭部のひずみ変化

がある(ハイパーフレームシステムでは4本ボルトタイプのみに限
定しているので、設計に際しては問題ない)。

2.2.3 十字形部分骨組による繰返し載荷試験

図12に示す試験体形状を有する実大の十字形部分骨組の繰返し載
荷試験を行った。試験体概要と試験結果を表6に示す。実験変数は
角形鋼管板厚(12, 16mm)と梁サイズである。また、在来の通しダ
イアフラムを設けた溶接接合形式(D16-450)についても比較試験を
行った。繰返し載荷試験は、柱軸力として柱降伏耐力の20%の一定
軸力下で、左右の梁に正負交番載荷を行った。載荷は変位制御で、
2サイクルごとに変位を漸増させた。

表6には最大耐力 M_m の梁全塑性モーメント ${}_bM_p$ に対する比率 α^*
と骨格曲線から得られる塑性変形倍率 $\mu = \theta_{max} / \theta_p - 1$ 、および履
歴曲線から求めた累積塑性変形倍率 $\eta = \sum E_{+(-)} / (M_p \cdot \theta_p)$ を示す。

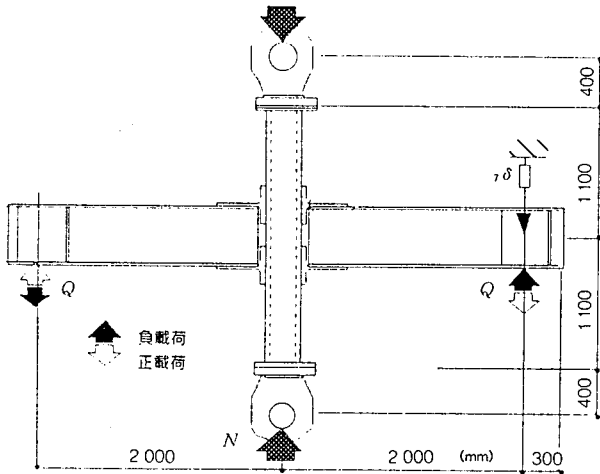


図12 十字形部分骨組試験体の形状

また、図13に梁端での荷重-変形に関する履歴曲線を示す。すべて
の試験体が梁の全塑性モーメントを満足し、十分な塑性変形能力を
有していることがわかる。D16-450では各サイクルごとにループが
拡大する安定した履歴性状であるのに対して、新接合形式の試験体
では塑性化後の剛性低下がみられる。なお、履歴曲線における部分
的な荷重低下はスプリットティと梁フランジとの摩擦接合部のすべ
りによるものである。

新接合形式の各試験体(C12-400~C16-500)の終局状態は、
C16-400において梁フランジの座屈も観察されるが、すべて接合部
のボルト破断である。試験体設計段階では耐力決定箇所を各部に設
定していたが、鋼材の機械的性質の実際値により評価し直すと、全
試験体で接合部耐力が耐力の決定因子となった。この試験結果で
は、全試験体でスプリットティとボルトが同一仕様であるため、梁
せいが大きくなると最大耐力もそれに応じて大きくなっている。

図14は、骨組の剛性に及ぼすダイアフラムの有無の影響をみるた
めに、上記の十字形部分骨組の繰返し載荷試験のうち柱梁のサイズ
が同一の試験体で荷重-変形関係の骨格曲線を比較したものであ
る。新接合形式を用いた場合の骨組全体の剛性(C16-450)は、ダイ
アフラムを設けた溶接接合形式(D16-450)に対して10~15%程度
の低下があるものの、極端な剛性低下とはならない。

3. ハイパーフレームシステムの設計

3.1 設計手順

本システムを用いた骨組の設計は、従来の構造設計に対して、
“角形鋼管柱とH形鋼梁のスプリットティ接合部の強度検討”と“ダイ
アフラムがないことによる接合部剛性の低下を考慮した骨組の層間
変形角の検討”を追加することで対応可能である。ただし、“ハイ
パーフレームシステム接合部標準設計資料”⁷⁾に、表1に示す柱と

表6 十字試験体概要と試験結果

試験体概要			耐力(kN・m)		実験結果(kN・m)				塑性変形倍率		累積塑性変形倍率	
記号	柱	梁	${}_bM_p$	${}_jM_p$	M_m^+	α^*	M_m^-	α^*	μ^+	μ^-	η^+	η^-
C12-400	□-300×12	H-400×200×8/13	420	236	424	1.01	426	1.01	2.04	1.93	17.8	16.3
C16-400	□-300×16	H-400×200×8/13	420	368	579	1.38	612	1.46	3.28	4.06	24.0	21.6
C16-450	□-300×16	H-450×200×9/14	531	413	620	1.17	636	1.20	2.22	2.29	19.3	15.9
C16-500	□-300×16	H-500×200×10/16	634	457	653	1.03	659	1.04	1.49	1.65	14.1	17.0
D16-450	□-300×16	H-450×200×9/14	531	—	668	1.06	660	1.05	3.83	3.10	12.9	14.6

注 ${}_bM_p$ ：梁全塑性モーメント、 ${}_jM_p$ ：接合部降伏耐力、 α^* ：最大耐力 M_m の ${}_bM_p$ に対する比率

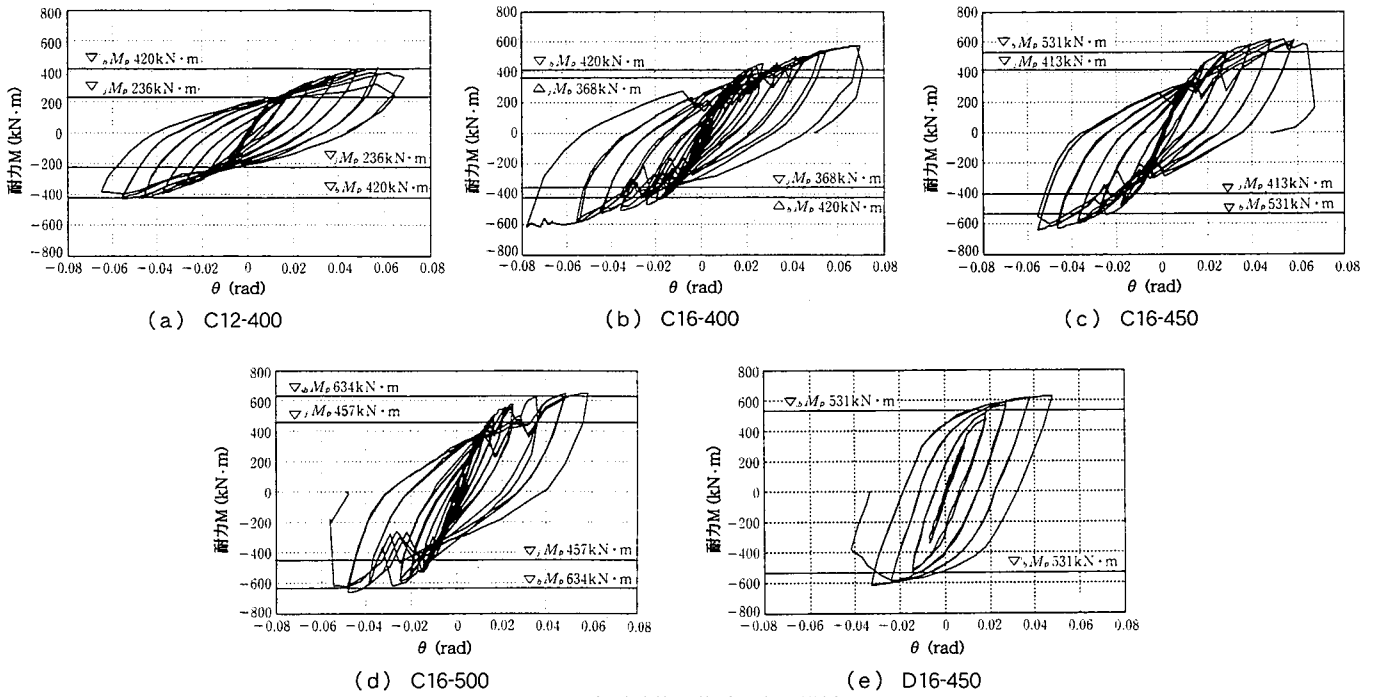


図13 各試験体の荷重-変形関係

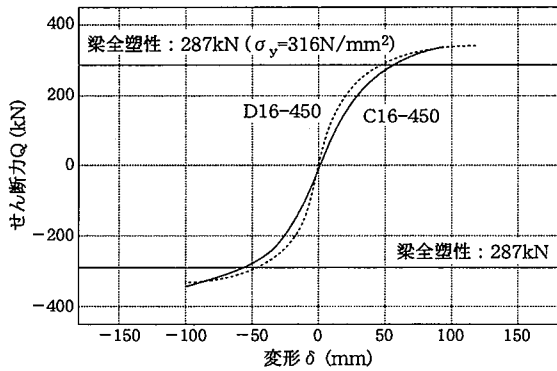


図14 ダイアフラムの有無の影響

梁の組合せごとに標準ディテールと接合部の許容耐力や設計の諸数値を準備しており、実施設計にあたっては標準図を活用することにより、接合部の強度検査は省略可能である。

設計フロー⁸⁾を図15に示す。骨組の二次設計においては、保有耐力接合の条件を満足するA種接合ではルート2で設計も可能であるが、B種あるいはC種接合を混用する場合には保有水平耐力の検査が必要である。

3.2 柱梁接合部の設計

3.2.1 柱梁接合部の耐力算定

角形鋼管柱とスプリットティの接合部曲げ耐力(iM_y)は、角形鋼管の面外変形耐力(cM_y)とスプリットティの耐力(tM_y)のうち小さい方の値とする。

$$iM_y = \min. (cM_y, tM_y) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $cM_y = cP_y \cdot h$ 、 $tM_y = tP_y \cdot h$ である。角形鋼管の面外変形耐力(cP_y)は、図10に示す力学モデルを用いて降伏線理論により算出した耐力式で与え、スプリットティの引張耐力(tP_y)は“鋼構造限界状態設計規準(案)同解説”に示された設計式を準用する。ともに、2.2節での確認実験によりその妥当性が評価された耐力式であり、梁の上下フランジに取り付くスプリットティのウェブ芯間距離

(h)を乗じて梁端モーメントに換算した値である。

梁から伝達されるせん断力に対しては、曲げモーメントにより圧縮側となるスプリットティと角形鋼管柱の摩擦接合力により伝達されるものとして設計する。摩擦力を生じさせる圧縮力は、ボルトに導入される初期軸力と作用モーメントによる圧縮力のうち大きい方の値とする。二次設計における梁からのせん断力伝達に関しては、摩擦接合力は期待できないため、ボルトのせん断耐力による確認を行う。さらに、スプリットティウェブとH形鋼フランジの接合部および柱部分のパネル耐力は、通常の接合部と同様に耐力検査を実施する。

3.2.2 層間変形角の算定

柱梁接合部の剛性は、梁の圧縮フランジ側は十分剛とし、引張フランジ側の局部変形量に基づき算定している。つまり、接合部の変形量は、図16に示す変形モデル⁹⁾を用いて、角形鋼管の変形 δ_c とスプリットティの変形 δ_t の和として表すことができる。ここで、角形鋼管とスプリットティとの接合部の引張剛性Kは角形鋼管の面外剛性 k_c とスプリットティの剛性 k_t により下式で与えられる。

$$1/K = 1/cK + 1/tK \quad \dots\dots\dots (2)$$

したがって、骨組の層間変形角の算定に必要な梁端部の回転ばね定数は、上式の引張剛性Kを用いて、梁せいに応じた梁端部の回転剛性値として与えられる。このばね定数も、すべての柱と梁の組合せごとに前出の接合部標準設計資料に準備されている。

3.3 終局耐力

3.3.1 接合部性能の分類

本システムでは、梁部材の耐力と接合部耐力との関係により、接合部性能を図17に示すA、B、C種の3種類に分類している。すなわち、A種接合は接合している梁部材に対して梁部材の耐力を伝達でき、かつ保有耐力接合の条件を満足するもので、梁部材の塑性変形能力が十分に期待できる接合部である。B種接合は梁部材の耐力を伝達できるものであるが、保有耐力接合の条件を満足しない接合部である。C種接合は梁部材に対して接合部の耐力が低く、二次設

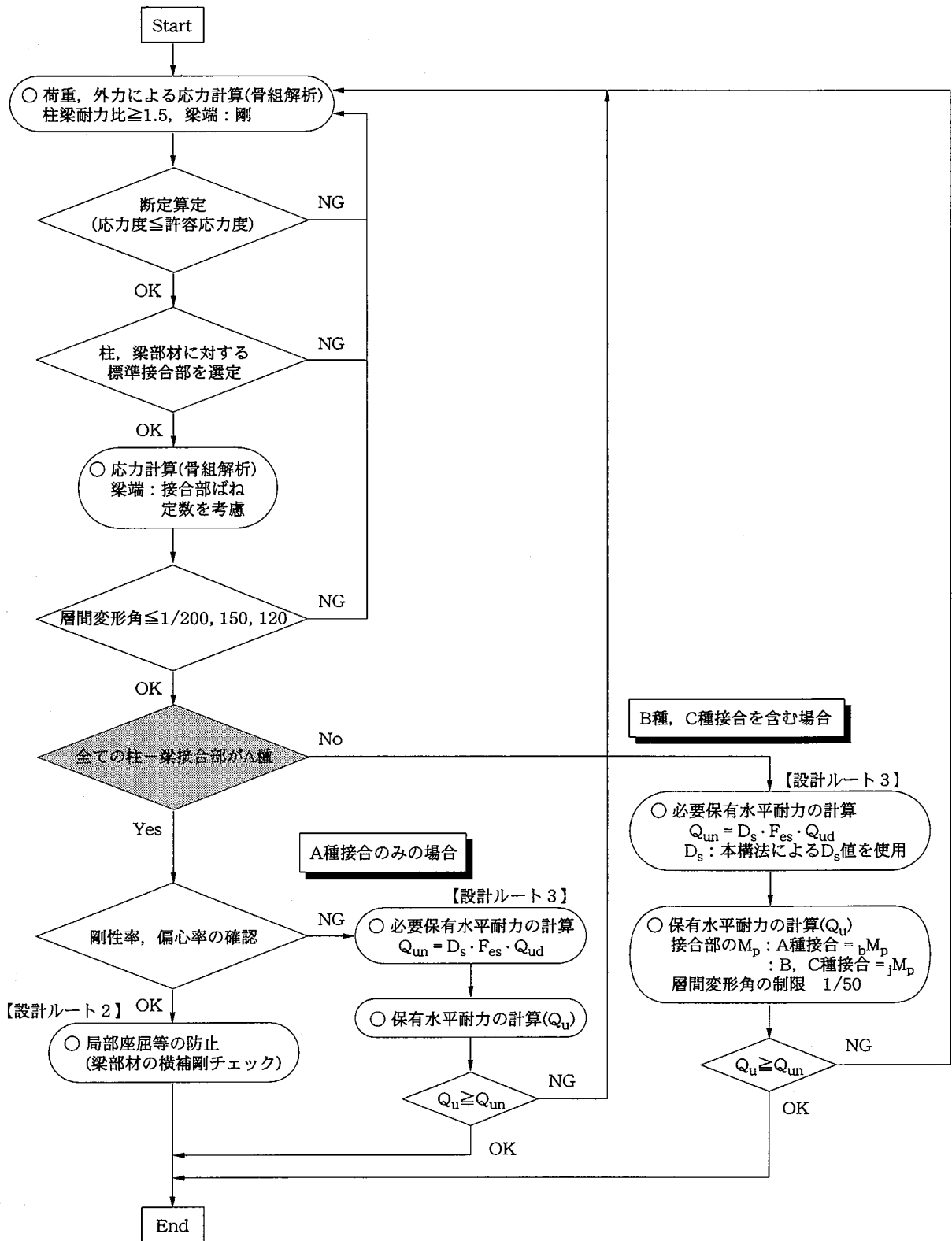


図15 設計フロー

計レベルでは接合部の塑性化が支配的となる。したがって、二次設計における梁端部の塑性モーメントは、A種接合の場合は梁部材の全塑性モーメント、BおよびC種接合の場合はスプリットティ耐力と面外変形耐力のうち小さい方で決定される接合部の塑性モーメントで与えられる。

3.3.2 構造特性係数 D_s 値

本システムを用いた骨組の必要保有水平耐力計算には、接合部種別ごとに表7に示す D_s 値⁹⁾を採用する。 D_s 値は、下式と2.2.3項で示した十字型部分骨組による繰返し載荷試験の結果に基づき設定した。

$$D_s = \frac{1}{\sqrt{2\mu - 1}} \quad \mu: \text{塑性変形倍率} \dots\dots\dots (3)$$

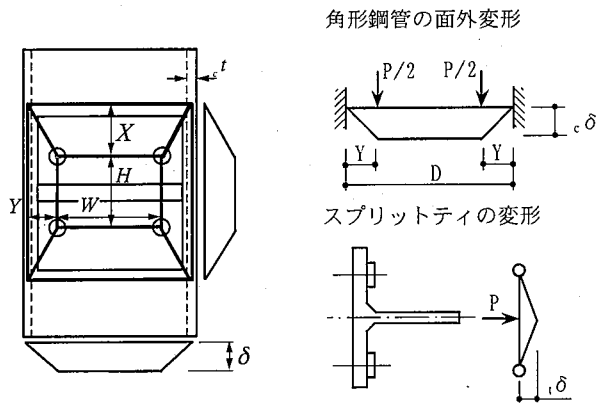
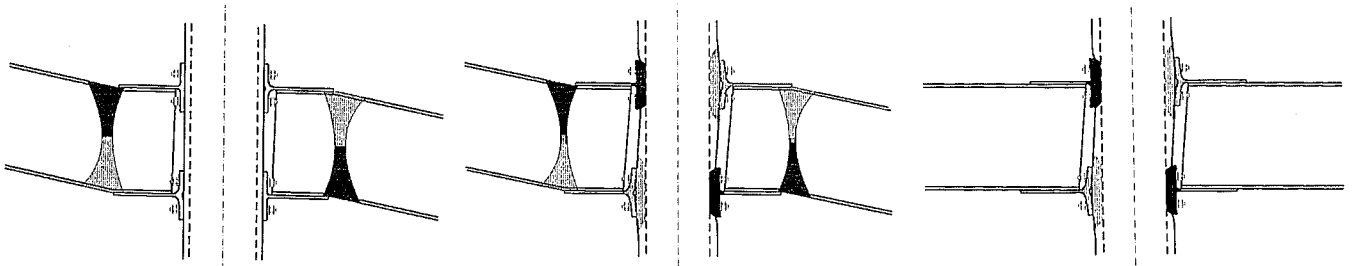


図16 接合部の変形モデル

表7 骨組の構造特性係数 D_s 値

接合部の種別	D_s 値
A種	0.25
B種	0.35
C種	0.40

注 1. 梁のランク：本報告で対象としている接合部に適用可能な梁はすべてAランクである。
 2. D_s 値の決定：骨組の中に複数種類の接合部が混在した場合は、対応する D_s 値の中で最も大きな値となる D_s 値を採用する。
 なお、 D_s 値は各層ごとに設定する。



A種：梁のみが塑性変形

B種：接合部と梁が塑性変形

C種：接合部が塑性変形

図17 接合部性能の分類

4. ハイパーフレームシステムの製作、施工

4.1 鉄骨品質管理

本システムの鉄骨製作、現場施工にあたっては、工場製作要領書、現場施工要領書、TCBB受入れ検査要領書、TCBB締付け施工要領書から構成される“ハイパーフレームシステム製作・施工マニュアル”⁹⁾に従って、鉄骨品質管理を実施する。

4.2 適用事例

本システムは、個別認定物件を含め、現状、6棟の建物に適用さ

れている。写真2は柱梁接合部の適用例である。4階建て両方向ラーメン構造で、延床面積約1400m²の事務所ビルである。柱梁の現場施工に関しては、下フランジ側のスプリットティは工場で作成して現場に搬入し、上フランジ側のスプリットティは現場で梁部材に仮止めした状態で上架している。写真3は柱-柱接合部の適用例である。接合部は二面摩擦接合としており、下側の柱とスライスプレートとの接合は通常のF10T高力ボルトとし、上側の柱とスライスプレートの接合はTCBB24を用いている。

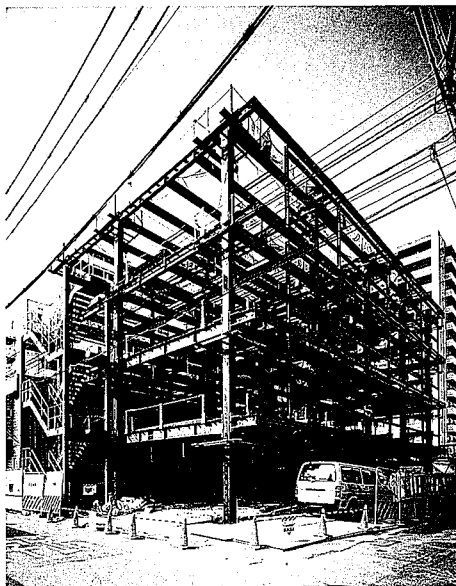


写真2 柱-梁接合部適用例

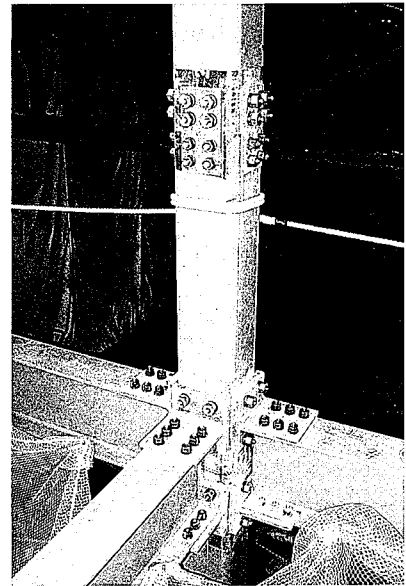


写真3 柱-柱接合部、柱-梁接合部適用例

5. おわりに

以上の適用事例を通じて、所期の目的であった鉄骨加工の省力化と工期短縮、現地施工においても良好な施工性を確認でき、本システムは中低層を中心とする鉄骨建築の品質確保のうえで極めて効果的な構法であることが実証された。今後、本システムを鉄骨建築に広く普及させるために、適用範囲拡大に向けた開発を実施する予定である。

参考文献

- 1) 宇野暢芳：トルシア形高力ワンサイドボルト。建築雑誌110 (1367), 60-61 (1995)
- 2) 竹内一郎 ほか：ワンサイドボルトを用いた柱梁接合部の性能に関する研究その1～3。日本建築学会大会学術講演梗概集, 北海道, 1995.8, p.529-534
- 3) 宇野暢芳, 古海賢二, 五条考次郎：トルシア形高力ワンサイドボルト。ビルディングレター, 1-3 (1997.8)
- 4) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準(案)同解説, 1990
- 5) 高木智之 ほか：角形鋼管柱-H形鋼はり接合部の性能に関する研究その4。日本建築学会大会学術講演梗概集, 北海道, 1995.8, p.535-536
- 6) 志村保美, 永田匡宏：高強度ワンサイドボルトによる溶接レス柱梁接合部。建築技術, 142-147 (1997.4)
- 7) 新日本製鐵：ハイパーフレームシステム標準設計資料, 1997.6
- 8) 志村保美, 宇野暢芳, 永田匡宏：ハイパーフレームシステム—トルシア形高力ワンサイドボルトを用いた角形鋼管柱の新接合システム—。ビルディングレター, 4-8 (1997.8)
- 9) 新日本製鐵：ハイパーフレームシステム製作・施工マニュアル, 1997.6