
角鋼管柱とH形鋼はりを用いた接合部の性状に関する実験的研究

Experimental Studies on the Connections Composed of Box Column and H-Beam

山口 修一(Shuichi Yamaguchi) 滝沢 章三(Shozo Takizawa) 川島 義克(Yoshikatsu Kawashima) 西村 誠(Makoto Nishimura)

要旨：

近年、超高層建築をはじめとする鉄骨構造の柱に角鋼管を用いる事例が多い。角鋼管は柱材として多くのメリットがあるが、他面、閉鎖断面であるため接合部の内部にスチフナが挿入されるなど、構造的にも複雑で、力学的性状もいまだ不明な点が多い。本報告は、柱に角鋼管、はりにH形鋼を用いた接合部のうち、とくに内部スチフナ形式に着目して一連の実験を行い、接合部としての力学的性状を明らかにするとともに、内部スチフナの設計法を提案したものである。

Synopsis：

Recently, square tubing has been finding an increasing application for the column of steel structures such as super high-storied buildings. The structural square tubing has numerous merits as a column member, but on the other side the structural detail is rather complicated, and has a great deal of indistinct points on the structural properties because of fabricating an interior stiffener at the connection of closed section. The authors performed a series of experiments of the connection with an interior stiffener within several connections using a structural square tubing for column and a wide flange shape for beam, made clear the structural properties for the connections, and proposed the design method of interior stiffener.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

角鋼管柱とH形鋼はりを用いた接合部の性状に関する実験的研究

Experimental Studies on the Connections Composed of Box Column and H-Beam

山口 修 一*

Shuichi Yamaguchi

滝 沢 章 三**

Shozo Takizawa

川 島 義 克***

Yoshikatsu Kawashima

西 村 誠****

Makoto Nishimura

Synopsis :

Recently, square tubing has been finding an increasing application for the column of steel structures such as super high-storied buildings.

The structural square tubing has numerous merits as a column member, but on the other side the structural detail is rather complicated, and has a great deal of indistinct points on the structural properties because of fabricating an interior stiffener at the connection of closed section.

The authors performed a series of experiments of the connection with an interior stiffener within several connections using a structural square tubing for column and a wide flange shape for beam, made clear the structural properties for the connections, and proposed the design method of interior stiffener.

1. 緒 言

最近、超高層建築をはじめとする鉄骨造の柱に角鋼管（箱形断面材）を用いる例が多く見られるが、その採用にあたっては、柱材として等方性（直交2軸に関する断面特性が等しいこと）、耐火被覆の容易さなど非常にすぐれた特色をもつにもかかわらず、角鋼管自体の製造法と、柱一はり接合部の加工が常に問題にされる。とりわけ、構造上最も重要な柱一はり接合部は、角鋼管が閉鎖断面であるため、H形鋼柱などに比べて構造細部が複雑となり、従来から種々の形式の接合部が提

案され^{1)~7)}、実験研究も行なわれてきたが、構造工学的に未解決の問題がなお多く残されている。

既往の設計例によれば、(1)柱の外周に水平スチフナを設けた方法、(2)柱をはりフランジと同一レベルで切断し、プレートを通した方法の2種類に大別されるが（図1・1）、大径角鋼管を対象とする場合はその特徴を生かして、柱内部にスチフナを取り付ける方法も考えられる。この方法は内部スチフナを挿入することが困難であるとの理由により、従来はあまり用いられず実験研究も少ないが、力学的機能がすぐれている上に、(1)(2)の方法と比較して、鋼材重量、製作費が低減でき、かつ、柱外部にプレートが出ないため、仕上げ材

* 本社建材開発部建築開発室部長

*** 本社鋼構造研究所構造研究室

** 本社鋼構造研究所構造研究室主任研究員・工博

**** 本社建材開発部建築開発室

(耐火被覆も含めて)との取り付けが容易であるなどの利点が多い。以上の理由により、著者らは内部スチフナを有する接合部の性状を明らかにし、その設計法を見出すことを目的とした一連の実験を行なった。

実験は次の3種類に分れる。

(1) 基礎実験

内部スチフナの力学的性状を把握し、基礎的なデータをうる。

(2) 鉛直荷重時実大実験

基礎実験によりえたデータをもとに設計した実大試験体により鉛直荷重時での挙動を明確にするとともに、安全性を確認する。

(3) 水平荷重時実大実験

(2)と同様に、水平荷重時での挙動と安全性を確認する。

2. 基礎実験

2.1 実験概要

試験体の一覧を図2-1に示す。T, TA タイプは、はり端部が引張力の場合を、Cタイプは圧縮力の場合を想定したもので、いずれも鉛直荷重時の応力状態に対応させたものである。Tタイプには内部スチフナのないものも含まれて

いるが、これは柱部のラーメン効果を調べるためのものである。TAタイプは最も一般的に用いられているもので、比較の意味で実験を行なった。材質はSS 41, 表2-1に素材試験の結果を示す。

載荷は200t万能試験機を用い、初期剛性を求めるため弾性域で一度繰り返し、その後単調に増

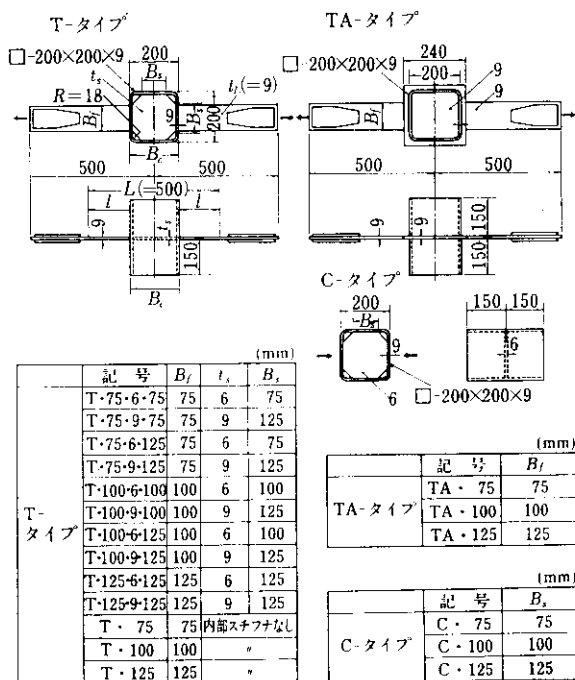


図2-1 試験体一覧

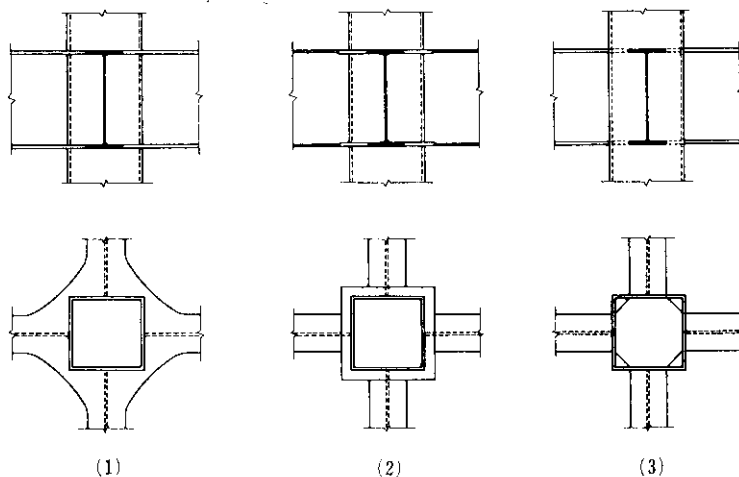


図1-1 接合方法の例

表 2-1 材料の素材試験結果

公称板厚 (mm)	板 厚 (mm)	断 面 積 (mm ²)	降伏荷重 (kg)	最大荷重 (kg)	降 伏 点 (t/cm ²)	最大強度 (t/cm ²)	伸 び ^a (%)	弾性係数 (t/cm ²)
6	5.92	238.0	7,540	11,210	3.17	4.71	23.2	2,140
9	9.00	361.8	9,990	16,540	2.76	4.57	25.3	2,130

加させて破壊に至らしめた。

変形の測定には 1/100 mm ダイヤルゲージを使用し、標点間距離 ($L=500$ mm) の変化を計測し、 L と l の差より、接合部の伸び量を算出した。C タイプについては、試験機の上下耐圧板間の変位を測定し、試験体の縮み量とした。

なお、引張フランジの端部と内部スチフナの応力状況を調べるためストレインゲージを貼付した。写真 2-1、写真 2-2 に実験状況を示す。

2-2 実験結果

表 2-2 に各試験体の変形および耐力に関する計算値と実測値とを比較した。なお、表中の降伏耐力 P_r に関して、明瞭な降伏現象が観察されない試験体については general yield load をとった。

図 2-2 に荷重—変形曲線を、図 2-3 に引張フランジ端部と内部スチフナの応力分布例を示す。

T タイプのうち内部スチフナを有する試験体の変形状は、直線部分が少く、降伏耐力に至るか



写真 2-1 実験状況 (T・100・9・100)

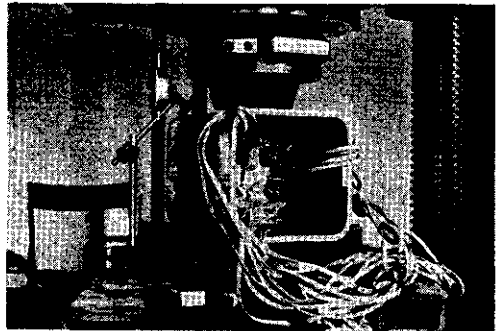


写真 2-2 実験状況 (C・100)

表 2-2 実験結果および計算値

試 験 体	P_r (t)	P_{max} (t)	$\bar{P}_r$ (t)	$\bar{P}_{max}$ (t)	δ ($10^{-4} \times \text{cm/t}$)	$\bar{\delta}$ ($10^{-4} \times \text{cm/t}$)	$\frac{P_r}{\bar{P}_r}$	$\frac{P_{max}}{\bar{P}_{max}}$	$\frac{\delta}{\bar{\delta}}$	靱性率	破 壊 状 況
T・75・6・75	17.8	30.3	18.4 (14.9)	30.5	4.05	3.13	0.97	0.99	1.29	41	引張フランジ破断
T・75・9・75	16.7	29.5	18.0	29.8	3.25	2.85	0.92	0.99	1.14	49	"
T・75・6・125	17.4	29.6	18.0	29.8	3.60	2.95	0.97	0.99	1.22	51	"
T・75・9・125	17.3	29.6	18.4	30.4	3.15	2.66	0.94	0.97	1.18	44	"
T・100・6・100	23.5	41.2	34.3 (19.9)	40.2	2.60	2.48	0.97	1.02	1.05	40	"
T・100・9・100	24.0	40.3	24.4	40.4	2.40	2.24	0.98	1.00	1.07	43	"
T・100・6・125	23.7	41.4	24.0	39.7	2.60	2.21	0.99	1.04	1.08	40	"
T・100・9・125	23.2	38.4	24.2	40.1	2.15	2.15	0.96	0.96	1.00	27	溶接部亀裂
T・125・6・125	30.3	45.0	30.2 (25.1)	50.1	2.05	2.10	1.00	0.90	0.98	15	"
T・125・9・125	29.8	49.4	30.5	50.5	1.96	1.82	0.98	0.96	1.06	20	"
T・75	9.5	17.3	18.7	31.0	—	—	0.51	0.56	—	—	"
T・100	12.5	16.3	25.1	41.6	—	—	0.50	0.39	—	—	"
T・125	13.3	21.8	31.5	52.1	—	—	0.42	0.42	—	—	"
TA・75	17.5	30.0	17.9	29.7	—	—	0.98	1.01	—	62	引張フランジ破断
TA・100	22.9	40.1	23.9	39.6	—	—	0.96	1.01	—	46	"
TA・125	30.8	52.5	30.6	50.7	—	—	1.01	1.04	—	54	溶接部亀裂
C・75	20.0	39.6	18.6	30.8	—	—	1.08	1.29	—	—	内部スチフナ座屈
C・100	25.0	49.0	24.8	41.4	—	—	1.01	1.19	—	—	"
C・125	30.0	56.9	31.0	51.4	—	—	0.97	1.11	—	—	"

注: P_r : 降伏耐力 (実測値)
 P_{max} : 最大耐力 (計算値)

δ : 変形量 (実測値)

$\bar{P}_r$: 降伏耐力 (計算値)
 $\bar{\delta}$: 変形量 (計算値)

$\bar{P}_r$: うち () 内は内部スチフナの計算値

なり以前から緩やかな曲線を描きながら増大する傾向を示し、その大きさも、内部スチフナの強度によりかなり差があることが認められる。しかし、降伏耐力、最大耐力は各試験体を通じて同じ値でその大きさは、同一寸法の引張フランジを有する TA タイプの耐力に一致した。

破断箇所は、引張フランジ幅が 125 mm の試験体のみ溶接部で、その他はすべて引張フランジであった。

応力集中はきわめて少く、耐力に直接影響を与えるものではない。

内部スチフナのない試験体では、弾性域がほとんどなく、当然のことながら、耐力、剛性、最終変形とともに、他の試験体よりはるかに劣る。応力集中は大きく、破断は溶接部より始まり、ちぎれるようにして柱部に及んでいる。

TA タイプの変形状は、降伏耐力まではほぼ直線的に移行し、素材試験と同じ挙動を示した。応

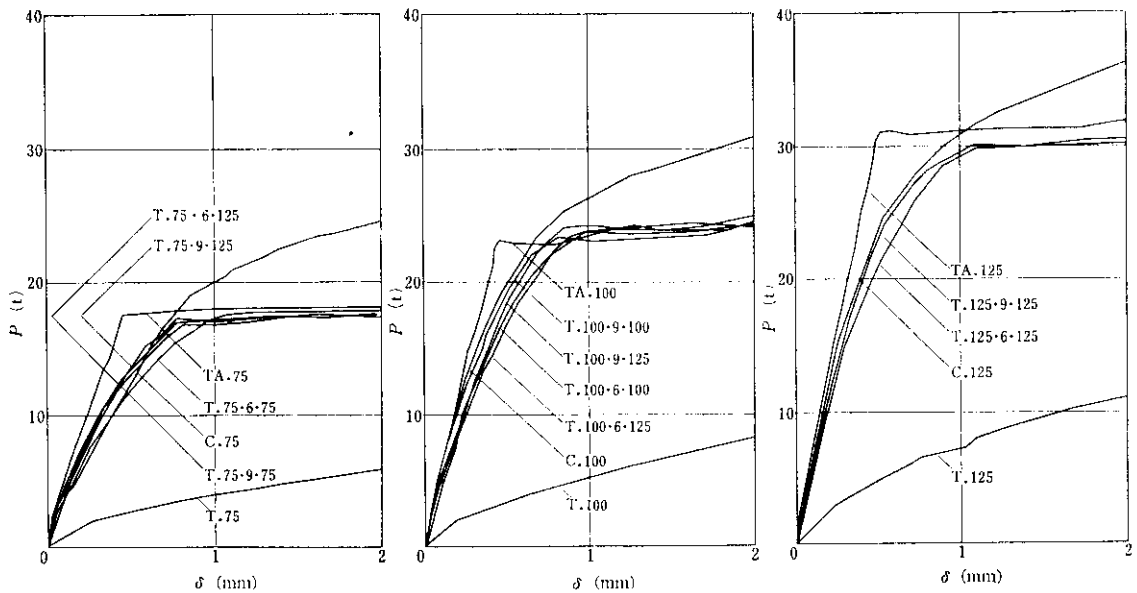


図 2-2 荷重—変形曲線

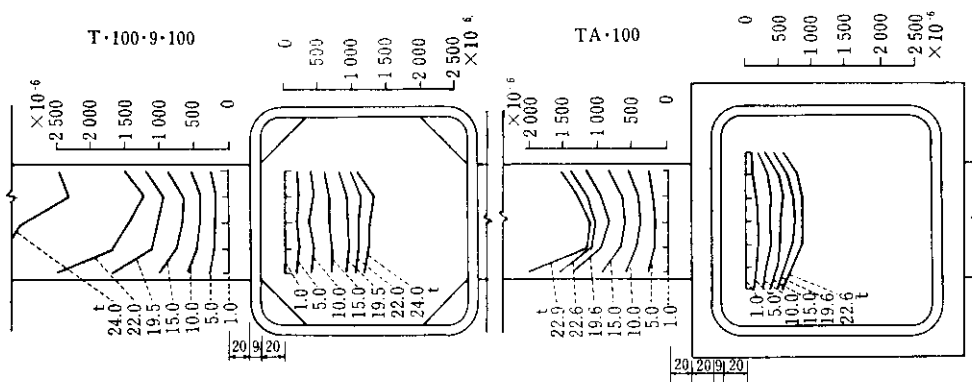


図 2-3 歪分布の一例 (T-100・9・100, TA:100)

力集中はきわめて少く、大部分が引張フランジの伸びで破断したが、引張フランジ幅が 125 mm の試験体ではやはり溶接部の亀裂により破断した。

C タイプは同一形状の引張フランジに比べ、耐力、剛性とも低下は認められず、3 体とも内部フランジが座屈して最大耐力に至った。写真 2・3、写真 2・4 に破壊状況の一例を示す。

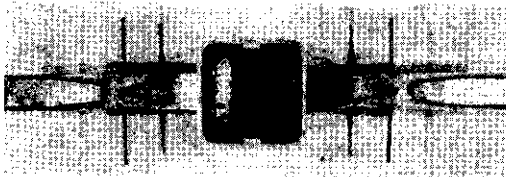


写真 2・3 破断状況 (T・75・6・75)

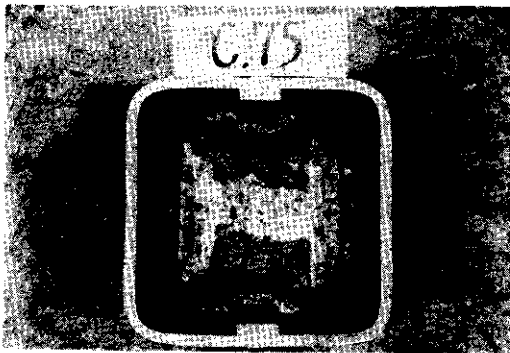


写真 2・4 内部スチフナの座屈 (C・75)

2.3 結果の検討

2.3.1 有効幅

接合部の力学的挙動を解析的に求めるためには、内部スチフナのとりつく柱部分を柱の軸方向にある幅をもった方形環におきかえる、いわゆる有効幅 (e) を導入する手法が従来より行なわれている。本実験においてもこの有効幅の概念を採用し、柱と内部スチフナとを一体解析することにより、耐力および剛性に関する理論式を導き、柱部分が接合部に及ぼす影響を考察することにした。

有効幅は、T タイプのうち内部スチフナのない試験体 (T・75, T・100, T・125) の実測変形量

と、柱部分にある幅をもった方形環ラーメンとして解析した変形量とを等置することにより算出した。

結果は次値のごとくである。

$$l_{T.75} = 13.1 \text{ (cm)}$$

$$l_{T.100} = 10.4 \text{ (cm)}$$

$$l_{T.125} = 7.0 \text{ (cm)}$$

(ここに、添字は試験体番号を示す)

図 2・4 に示すように、引張フランジ端部から上下に θ の角度をもって応力が広がっていくと考えれば、それぞれ

$$\theta_{T.75} = 46^\circ$$

$$\theta_{T.100} = 46^\circ$$

$$\theta_{T.125} = 43^\circ$$

が得られ、 θ の平均値は 45° となる。したがって、所要の有効幅は次式で表わされる。

$$l = B_c - B_f \quad \dots\dots(2.1)$$

(ここで、 B_c , B_f は図 2・1 に示す諸元である)

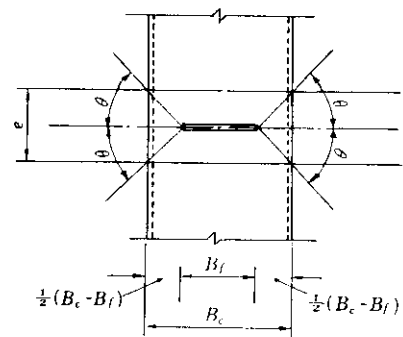


図 2・4

2.3.2 耐力

表 2・2 に示した降伏耐力 $\bar{P}_Y$ 、最大耐力 $\bar{P}_{max}$ は、引張フランジの実測断面積に素材試験より得た降伏点応力および破断強度を乗じて算出した。

実測値と計算値とを比較すると、降伏耐力、最大耐力ともに良く一致している。ただ、計算上内部スチフナが引張フランジより先に降伏する試験体は、その降伏耐力に至る以前から若干剛性が低下する傾向を示し、その後もほぼ直線的に荷重が増大し、引張フランジの耐力まで至っている。こ

れは、内部スチフナが降伏したためと考えられるが、降伏後も応力の再分配などにより柱部分が耐力の増加に寄与し、最終的には引張フランジの強度まで耐力を保つゆえと考えられる。したがって、今回の実験で採用したプロポーシヨンのものでは、内部スチフナの形状・寸法のいかんにかかわらず試験体の耐力は引張フランジの耐力で決定され、十分安全な接合方法であることが確認された。

2.3.3 剛 性

初期剛性の理論値は以下の手順で算出した。

一般に柱一はり接合部のはり端部には、応力集中や局部変形が生じ、このため接合部の耐力および剛性が低下する場合が多いが、内部スチフナを有する場合は応力の流れが円滑で、この影響は少ないと報告⁹⁾されている。今回の歪測定の結果でもこのことは確認された。したがって、計算にあたっては、まず応力集中を無視し、内部スチフナに流れる応力は等分布であると仮定したうえで、内部スチフナに2.3.1で求めた有効幅の柱部が取りつくものとして解析した。

接合部に P の荷重が加わり、そのうち、内部スチフナに P_s 、柱部に P_c の荷重が流れると仮定すると P_c と P_s の P に対する割合は表2.3に示す値となる。これによると引張フランジに働く応

力の90%以上が内部スチフナに流れ、柱部が負担する応力は10%以下とごくわずかであることがわかる。したがって、これらの結果を考慮に入れ、実用式として簡略化するため、柱部の影響を無視して試験体に関する荷重と変形の関係式を誘導すれば、次式がえられる。

すなわち

$$\delta = \left(\frac{1}{E \cdot t_s} \log \frac{B_c}{B_s} + \frac{B_s}{B_c \cdot E \cdot t_s} + \frac{L - B_c}{B_f \cdot t_f \cdot E} \right) \cdot P \quad \dots\dots (2.2)$$

(ここに、 E :弾性係数、その他の記号は図2.1参照)

表2.2の δ は式(2.2)で $P=1.0$ として算出した値である。この表から、引張フランジ幅が100mmと125mmの試験体では、実測値と計算値が良く合致し、採用した仮定および式(2.2)がこの種の試験体に妥当であることがわかる。引張フランジ幅が75mmの試験体では、実測値が計算値を2, 3割上回っているが、これは引張フランジ幅に比べ、内部スチフナ幅が広く、内部スチフナ全幅が有効に働きえなかったものと推定される。なお、前節で述べたように、内部スチフナが引張フランジより先に降伏する試験体では、降伏点付近の変形が大きくなる。したがって、変形の点からは、内部スチフナの早期降伏を防ぐために、引張フランジ以上の断面積が必要であるといえる。

変形能力については、最も伸びの少ない溶接部破断の試験体でも靱性率が15で、その他の試験体では20~50を示しており、いずれも十分であると考えられる。

2.4 結 論

以上をまとめれば次の2項が得られる。

すなわち

- (1) 内部スチフナを有する試験体では、内部スチフナの形状、寸法にかかわらず、その耐力はいずれも引張フランジの耐力に一致する。
- (2) 計算上内部スチフナが引張フランジより先に降伏することになる試験体では、降伏耐力に至る以前より変形が若干増大するため、変形を考

表 2.3 P_c と P_s の P に対する割合

試 験 体	P_s/P	P_c/P
T・75・6・75	0.960	0.040
T・75・9・75	0.973	0.027
T・75・6・125	0.913	0.087
T・75・9・125	0.940	0.060
T・100・6・100	0.956	0.044
T・100・9・100	0.970	0.030
T・100・6・125	0.929	0.071
T・100・9・125	0.952	0.048
T・125・6・125	0.946	0.054
T・125・9・125	0.963	0.037

慮すれば、内部スチフナの断面積を引張フランジの断面積以上にする必要がある。

3. 鉛直荷重時実大実験

3.1 実験概要

この実験の目的は、基礎実験の結果をもとにして設計された接合部に関して、鉛直荷重時を想定した実大実験を行ない、接合部の力学的挙動を確認することにある。

がV-2と、下フランジ側がV-1と同一形状のスチフナを有している。ただし実際の構造物における鉛直荷重時の外力と同じ応力状態にするために、試験体の上下を逆にして載荷した。

実験は当社鋼構造研究所内のテストベッド上に組み立てた載荷フレームに200t油圧ジャッキを取り付け、はりの両端を単純支持とした上、中央に静的な集中荷重を加えて行なった。実験の状況を写真3.1に示す。

荷重点と支点の鉛直変位および接合部の変形を測定するため、図3.1に示す位置に1/100mmダ

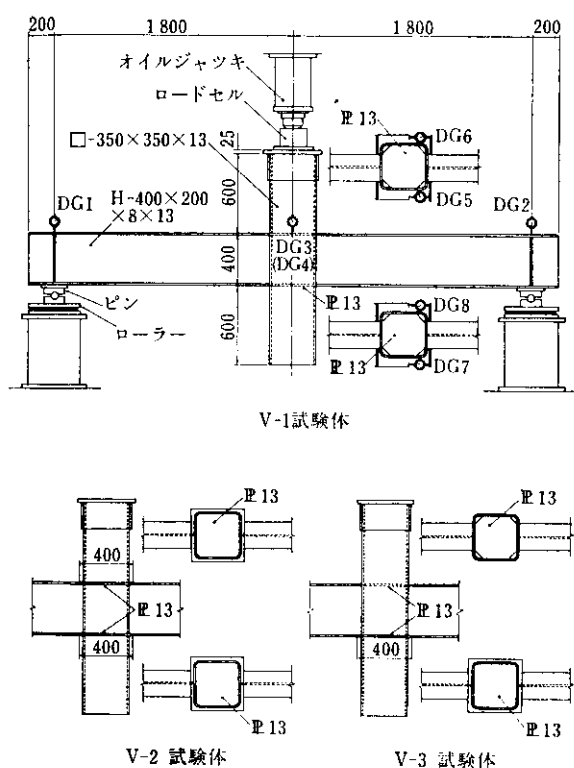


図 3.1 試験体概略および載荷方法



写真 3.1 実験状況

試験体はV-1、V-2、V-3の3体で、柱およびはりの寸法は同一であるが水平スチフナの形状が異なっている。図3.1に試験体の概略を示す。V-1は内部スチフナ形式であり、基礎実験からえられた結果をもとに、内部スチフナの板厚、幅ともにはりフランジと等しくした。V-2はいわゆるはり貫通形式であり、内部スチフナが外部までみ出している。また、V-3ははりの上フランジ側

イアルゲージを取り付け、さらに、はり端部にストレインゲージを貼付して載荷にともなう歪分布を測定した。

使用した部材の実測寸法および断面性能を表3.1に、素材試験よりえられた機械的性質を表3.2に示す。

表 3-1 使用部材の実測寸法および断面性能

部 材	公 称 寸 法	実 測 寸 法	断 面 積 (cm ²)	断 面 2 次 モーメント (cm ⁴)	断面係数 (cm ³)
柱	□-350×350×12	□-350×350×12.00	156.1	29,100	1,660
は り	H-400×200×8×13	H-400×200×7.90×12.52	83.8	22,650	1,124
スチフナ	⌀ 13	⌀ 12.85	—	—	—

表 3-2 材料の素材試験結果

部 材	材 質	降 伏 点 (t/cm ²)	引 張 強 さ (t/cm ²)	伸 び (%)	弾 性 係 数 (t/cm ²)
柱	SS 41	2.80	4.62	26	2,070
は り	〃	2.72	4.83	26	2,045
スチフナ	〃	2.53	4.50	27	2,075

3-2 結果および考察

各試験体とも初期剛性を求めるために、まず弾性域において1サイクルの繰返し載荷を行ない、ついで単調増加荷重により最大荷重までの計測を行なった。

V-1, V-2 は圧縮側フランジの局部座屈によって最大荷重に至り、V-3は局部座屈と同時に引張側フランジの溶接部から亀裂が発生した。写真 3-2, 写真 3-3 に試験後の外観を、図 3-2 に荷重-たわみ曲線を示す。

ここで、試験体の降伏耐力と変形の計算値を求め、それぞれ実験結果と比較して考察を行なうことにする。試験体は、はり端部で耐力が決定されるように設計されている。したがって、試験体の降伏耐力を P_Y とすれば、次式がえられる。

$$P_Y = \frac{4\sigma_Y Z}{l-b} = 37.6 \text{ (t)} \quad \cdots \cdots (3-1)$$

σ_Y : はりの降伏点応力

Z : はりの断面係数

l : 支点間距離

b : 柱の幅

図 3-2 の荷重-たわみ曲線から、実験結果はこの計算値と良好な一致を示していることがわかる。また、最大荷重についても V-1 が 55.5 t, V-2



写真 3-2 崩壊状況 (V-1)

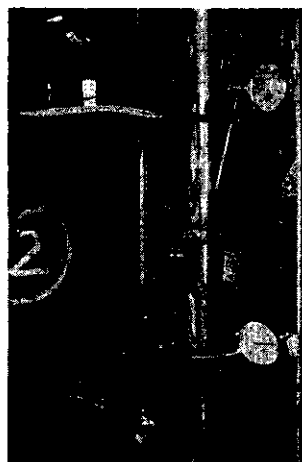


写真 3-3 はりフランジの局部座屈 (V-1)

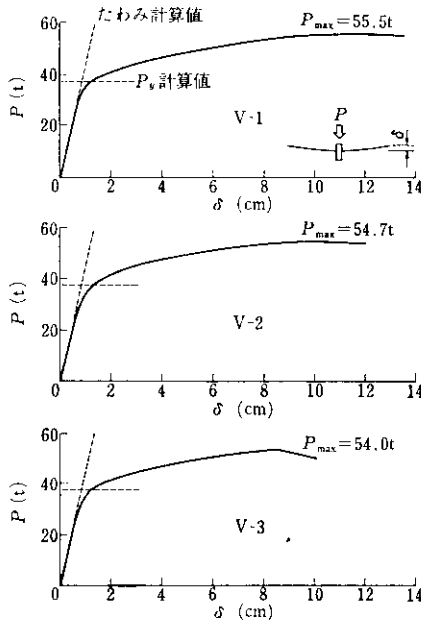


図 3.2 荷重-たわみ曲線

が 54.7 t, V-3 が 54.0 t で, 最大荷重時に溶接部から亀裂が発生した V-3 を含めてほぼ同様の値を示した。したがって, 耐力に関してはスチフナの形状による差異は全く認められないといえる。

はりの曲げおよびせん断によるたわみを δ_1 , 接合部の角変形によるたわみを δ_2 とすれば, 全体のたわみ δ は

$$\delta = \delta_1 + \delta_2 \quad \dots\dots(3.2)$$

となる。ここで δ_1 は

$$\delta_1 = \left\{ \frac{1}{6EI} \left(\frac{l-b}{2} \right)^3 + K \frac{1}{2GA} \left(\frac{l-b}{2} \right) \right\} P \quad \dots\dots(3.3)$$

E : はりの弾性係数

G : " せん断弾性係数

I : " 断面 2 次モーメント

A : " 断面積

K : " 形状係数

と算出される。つぎに δ_2 を求めるためにスチフナの変形を計算する。図 3.3 に示すように, はり端部の曲げモーメントを M とするとはりフランジから接合部に加わる外力 $\bar{P}$ は

$$\bar{P} = \frac{M}{j} = \frac{l-b}{4j} P \quad \dots\dots(3.4)$$

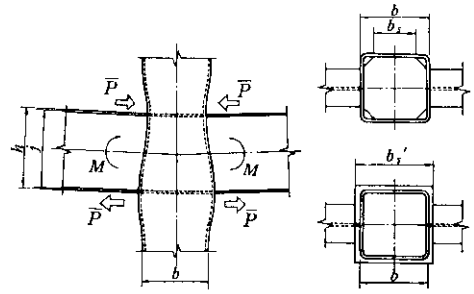


図 3.3 接合部の変形状

となる。ここで j は上下はりフランジの中心距離である。基礎実験の結果より, 柱材の剛性は無視しうることが判明しているので, 外力 $\bar{P}$ がすべてスチフナに加わるとすれば, $\bar{P}$ によるスチフナの変形は V-1 の上下フランジ側および V-3 の上フランジ側では

$$\delta_A = \frac{\bar{P}}{E_s t_s} \left(\log \frac{b}{b_s} + \frac{b_s}{b} \right) \quad \dots\dots(3.5)$$

V-2 の上下フランジ側および V-3 の下フランジ側では

$$\delta_B = \frac{\bar{P}}{E_s t_s} \left(\frac{b}{b_s'} \right) \quad \dots\dots(3.6)$$

となる。ただし, E_s , t_s はそれぞれスチフナの弾性係数および板厚であり, b , b_s および b_s' は図 3.3 に示す諸元である。したがって, スチフナの変形に起因するたわみ δ_2 は, はりせいを h とすれば

$$\left. \begin{aligned} \text{V-1: } \delta_2 &= \delta_A \left(\frac{l-b}{2h} \right) \\ \text{V-2: } \delta_2 &= \delta_B \left(\frac{l-b}{2h} \right) \\ \text{V-3: } \delta_2 &= \frac{\delta_A + \delta_B}{2} \left(\frac{l-b}{2h} \right) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(3.7)$$

以上の諸式に数値を代入して δ を求めれば次値がえられる。

$$\left. \begin{aligned} \text{V-1: } \delta &= \delta_1 + \delta_2 \\ &= (0.0188 + 0.0036)P \\ &= 0.0224P \text{ (cm)} \\ \text{V-2: } \delta &= (0.0188 + 0.0028)P \\ &= 0.0216P \text{ (cm)} \\ \text{V-3: } \delta &= (0.0188 + 0.0032)P \\ &= 0.0220P \text{ (cm)} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(3.8)$$

表 3・3 たわみの実測値と計算値との比較

(×Pcm)

試 験 体	実 測 値	計 算 値		$\frac{\delta_0}{\delta}$	$\frac{\delta_0}{\delta_1}$
	δ_0	δ	δ_1		
V-1	0.0222	0.0224	0.0188	0.99	1.18
V-2	0.0217	0.0217	0.0188	1.00	1.18
V-3	0.0219	0.0219	0.0188	1.00	1.18

表 3・3 にたわみの実測値と計算値とを比較して示す。両者はよく合致しており、計算手法の正当性が確認されたといえる。また、同表に δ_1 すなわち、はりの変形のみによるたわみの計算値と全体たわみの実測値とを比較して示したが、これから、スチフナの変形を考慮せずにたわみを算出すると 2 割弱の過大評価となることがわかる。なお、3 試験体で δ に若干の差が認められるが、これは、取りも直さずスチフナの変形に起因するものである。しかし、その差も 2~3% 以内であり、接合部の剛性としては 3 体とも同一とみなしてよいと思われる。

降伏後の変形能力は、靱性率で V-1 が 10、V-2 が 8、V-3 が 9 の値を示し、溶接部から亀裂が発生した V-3 を含めて、各試験体とも靱性に富んだ接合部であるといえる。

3・3 結 論

V-1、V-2、V-3 各試験体とも満足すべき強度と靱性を有しており、剛性に関しても、実測値は計算値と良好な一致を示した。したがって、鉛直荷重時の応力状態においては、基礎実験の結果からえられた“柱に挿入されるスチフナは、はりのフランジ厚および幅と同値であればよい”という接合部に関する設計方針の妥当性が確認されたものといえる。

4. 水平荷重時実大実験

4・1 実験概要

水平荷重時の応力状態においては、水平スチフナおよびパネルゾーンは、鉛直荷重時とは異なる

性状を示すことが予想されるため、本実験では前実験で採用したと同じ接合部を有する X 型試験体を用い、水平荷重時を想定した実大実験を行ない、その力学的特性を調べることを目的としている。

試験体の概略および載荷方法を図 4・1 に示すが、H-1、H-2、H-3 の接合部はおのおの前実験の V-1、V-2、V-3 と同じ形状をしている。表 4・1 に使用部材の実測寸法および断面性能を、表 4・2 に素材試験の結果を示す。

実験は当社鋼構造研究所 1000 t 大型構造物試験機を使用して行なった（写真 4・1）。載荷にともなう各部の変形を 1/100 mm ダイアルゲージ



写真 4・1 実験状況

(DG) によって測定した (図 4・1)。すなわち、DG 1~DG 4 は全体変形を、DG 5~DG 8 は接合部の変形を測定するためのものである。歪測定用のストレインゲージは各試験体について柱、はり端部とパネルゾーンに、また H-1 のみは内部スチフナにも貼付した。

4・2 理論解析

各試験体の耐力および剛性に関し理論解析を行なう。ただし、水平スチフナの性状は現時点では不明であるので、ひとまず剛体とみなして解析し、4・3 で実験結果と比較検討のうえ、改めて水

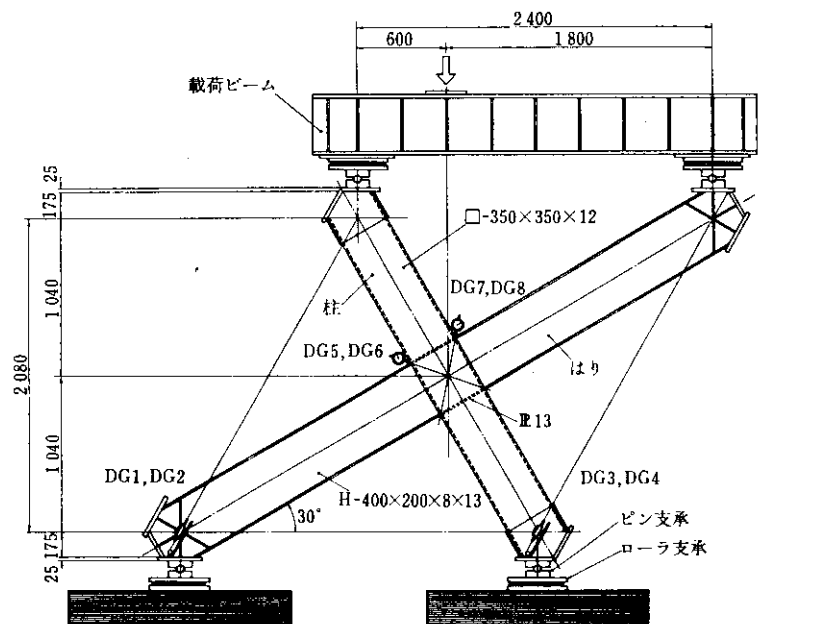


図 4・1 試験体概略および荷重方法 (H-1)

表 4・1 使用部材の実測寸法および断面性能

部 材	公 称 寸 法	実 測 寸 法	断 面 積 (cm^2)	断 面 2 次 モーメント (cm^4)	断面係数 (cm^3)
柱	□-350×350×12	□-350×350×12.00	156.1	29,100	1,660
は り	H-400×200×8×13	H-400×199×8.00×12.20	80.8	21,790	1,090
スチフナ	R 13	R 12.80	—	—	—

表 4・2 材料の素材試験結果

部 材	材 質	降 伏 点 (t/cm^2)	引 張 強 さ (t/cm^2)	伸 び (%)	弾 性 係 数 (t/cm^2)
柱	SS 41	2.73	4.68	30	2,090
は り	〃	2.89	4.95	29	2,080
スチフナ	〃	2.62	4.41	28	2,090

平スチフナに関する考察を行なうこととする。

(1) 降伏耐力

試験体に加わる荷重を P 、支点間距離を l 、柱の幅を b 、はりせいを h とすると、はり端部および柱端部の曲げモーメント M_B , M_C 、せん断力 Q_B , Q_C 、軸力 N_B , N_C は

$$\left. \begin{aligned} M_B &= \frac{\sqrt{3}}{8} P \left(\frac{\sqrt{3}}{2} l - \frac{1}{2} b \right) = 41.21 P \text{ (t} \cdot \text{cm)} \\ Q_B &= \frac{\sqrt{3}}{8} P = 0.2165 P \text{ (t)} \\ N_B &= \frac{1}{8} P = 0.1250 P \text{ (t)} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(4.1)$$

$$\left. \begin{aligned} M_C &= \frac{3}{8} P \left(\frac{1}{2} l - \frac{1}{2} h \right) = 37.50 P \text{ (t} \cdot \text{cm)} \\ Q_C &= \frac{3}{8} P = 0.3750 P \text{ (t)} \\ N_C &= \frac{3\sqrt{3}}{8} P = 0.6495 P \text{ (t)} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(4.2)$$

となる。したがって、はりの降伏荷重を P_{YB} とすれば

$$P_{YB} = \frac{\sigma_{YB}}{\frac{41.21}{Z_B} + \frac{0.1250}{A_B}} = 73.5 \text{ (t)} \quad \dots\dots(4.3)$$

σ_{YB} : はりの降伏点応力

Z_B : " 断面係数

A_B : " 断面積

同様に、柱の降伏荷重 P_{YC} は

$$P_{YC} = \frac{\sigma_{YC}}{\frac{37.50}{Z_C} + \frac{0.6495}{A_C}} = 102 \text{ (t)} \quad \dots\dots(4.4)$$

σ_{YC} : 柱の降伏点応力

Z_C : " 断面係数

A_C : " 断面積

つぎに、パネルゾーンの降伏荷重 P_{YP} を求める。パネルゾーンにおける平均せん断力 τ_{mean} は次のように計算される。

$$\tau_{\text{mean}} = \frac{2}{A_C} \left(2 \frac{M_B}{j} - Q_C \right) \quad \dots\dots(4.5)$$

τ_{mean} が $\sigma_{YC}/\sqrt{3}$ に等しくなった時の荷重がパネルゾーンの降伏耐力であるとして P_{YP} を求め

れば

$$P_{YP} = 70.1 \text{ (t)} \quad \dots\dots(4.6)$$

以上により、各部材の降伏耐力は、はりで 73.5 t、柱で 102 t、パネルゾーンで 70.1 t と算出され、パネルゾーンの耐力は、はりの耐力より若干低いことが予想される。

(2) 変形

図 4.2 の AC 間の縮みと BD 間の伸びを δ とすれば次式がえられる。

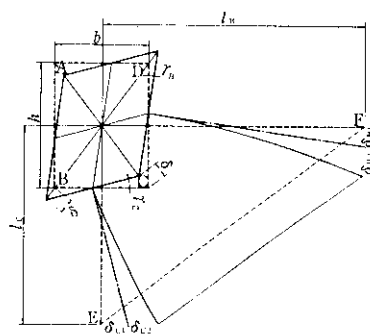


図 4.2

$$\left. \begin{aligned} \gamma_B &= \frac{2b\delta}{h\sqrt{h^2+b^2}} \\ \gamma_C &= \frac{2h\delta}{b\sqrt{h^2+b^2}} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(4.7)$$

ここで

$$\gamma_B + \gamma_C = \gamma \quad \dots\dots(4.8)$$

とおけば

$$\gamma = \frac{\tau_{\text{mean}}}{G_C} \quad \dots\dots(4.9)$$

ただし、 G_C は柱材のせん断弾性係数である。

以上の3式より

$$\left. \begin{aligned} \gamma_B &= \frac{b^2}{h^2+b^2} \gamma = \frac{b^2}{h^2+b^2} \frac{\tau_{\text{mean}}}{G_C} \\ \gamma_C &= \frac{h^2}{h^2+b^2} \gamma = \frac{h^2}{h^2+b^2} \frac{\tau_{\text{mean}}}{G_C} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(4.10)$$

式 (4.7), (4.10) より

$$2\delta = \frac{hb}{\sqrt{h^2+b^2}} \cdot \frac{\tau_{\text{mean}}}{G_C} \quad \dots\dots(4.11)$$

また

$$G_C = 0.385 E_C \quad \dots\dots(4.12)$$

であるから、式 (4.11) に式 (4.5), (4.12) を代入して

$$2\bar{\delta} = \frac{hb}{\sqrt{h^2+b^2}} \frac{P}{0.385 E_c} \frac{2}{A_c} \times \left(2 \frac{41.21}{j} - 0.3750 \right) = 0.000736P \text{ (cm)} \quad \dots\dots(4.13)$$

これが接合部の対角線上の変形量となる。

つぎに、全体変形の計算値すなわち、図 4.2 の EF 間の変位を求める。図で δ_{B1} , δ_{B2} , δ_{C1} , δ_{C2} は

δ_{B1} : パネルゾーンのせん断変形による F 点の鉛直変位

δ_{B2} : はりの曲げおよびせん断変形による F 点の鉛直変位

δ_{C1} : パネルゾーンのせん断変形による E 点の水平変位

δ_{C2} : 柱の曲げおよびせん断変形による E 点の水平変位

であり、おのおの

$$\delta_{B1} = \gamma_B \left(l_B - \frac{b}{2} \right) - \gamma_C \frac{b}{2} \quad \dots\dots(4.14)$$

$$\delta_{B2} = \frac{Q_B \left(l_B - \frac{b}{2} \right)^3}{3 E_B I_B} + K_B \frac{Q_B \left(l_B - \frac{b}{2} \right)}{G_B A_B} \quad \dots\dots(4.15)$$

$$\delta_{C1} = \gamma_C \left(l_C - \frac{h}{2} \right) - \gamma_B \frac{h}{2} \quad \dots\dots(4.16)$$

$$\delta_{C2} = \frac{Q_C \left(l_C - \frac{h}{2} \right)^3}{3 E_C I_C} + K_C \frac{Q_C \left(l_C - \frac{h}{2} \right)}{G_C A_C} \quad \dots\dots(4.17)$$

E_B, E_C : はりおよび柱の弾性係数

G_B, G_C : " " " " せん断弾性係数

I_B, I_C : " " " " 断面 2 次モーメント

となる。EF 間の変位を $\bar{\delta}$ とすれば

$$\bar{\delta} = (\delta_{B1} + \delta_{B2}) \sin 30^\circ + (\delta_{C1} + \delta_{C2}) \cos 30^\circ \quad \dots\dots(4.18)$$

式 (4.14), (4.16) に式 (4.10) を代入し、また式 (4.15), (4.17) の形状係数 K_B, K_C をそれぞれ 2.89, $\frac{9}{8}$ とおき⁹⁾, δ_{B1} , δ_{B2} , δ_{C1} , δ_{C2} を算出し、式 (4.18) より全体変形 $\bar{\delta}$ を求めれば

$$\bar{\delta} = 0.01064P \text{ (cm)} \quad \dots\dots(4.19)$$

が得られる。

4.3 結果および考察

実験結果から得られた荷重-変位曲線を図 4.3, 図 4.4 に示す。H-1, H-2 は、はりの圧縮側フランジにおける局部座屈により最大荷重に至り、H-3 は局部座屈と同時に引張側フランジの溶接部から亀裂が発生した。写真 4.2, 写真 4.3 に試験後の外観を示す。実測値と理論値とを比較検討し、以下に考察を加えてみる。

(i) 降伏耐力

図 4.3 より、試験体の耐力に顕著な差が認められ、しかも H-2, H-3, H-1 の順に低下していることがわかる。3 試験体とも柱およびはり、同一形状寸法の部材を使用していることから、これら現象は水平スチフナを含めた接合部の耐力の相

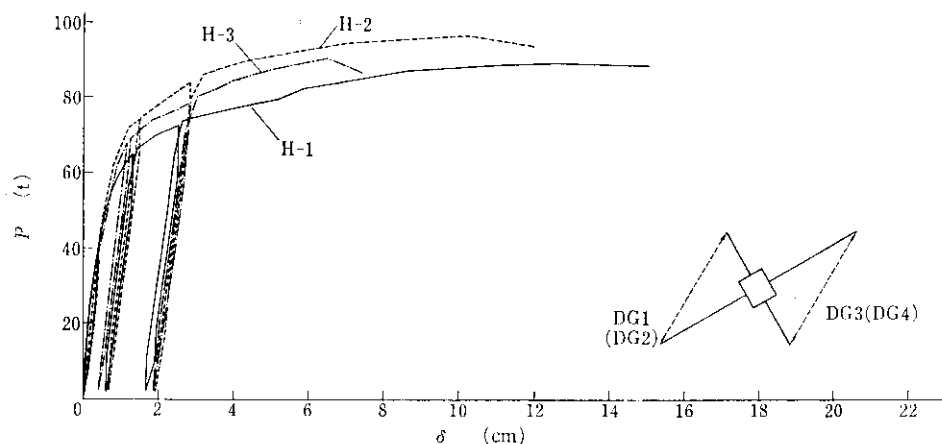


図 4.3 荷重-変位曲線 (全体)

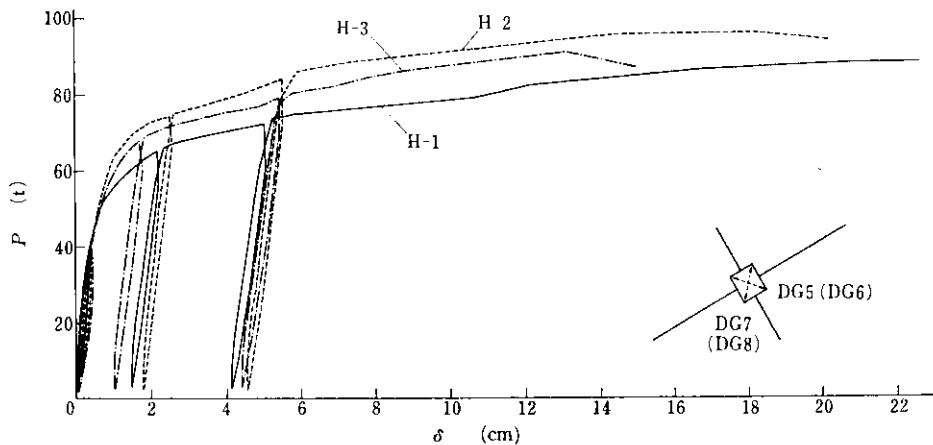


図 4.4 荷重-変位曲線 (接合部)

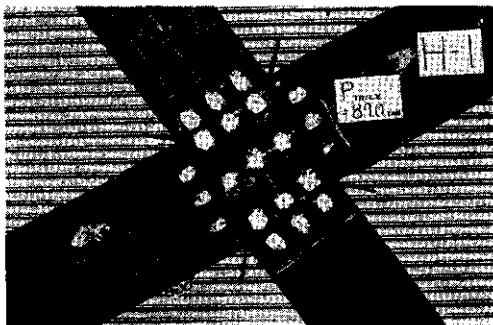


写真 4.2 载荷終了後の接合部 (H-1)

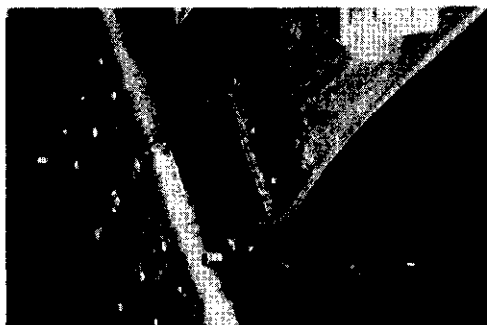


写真 4.3 はりフランジの局部座屈 (H-1)

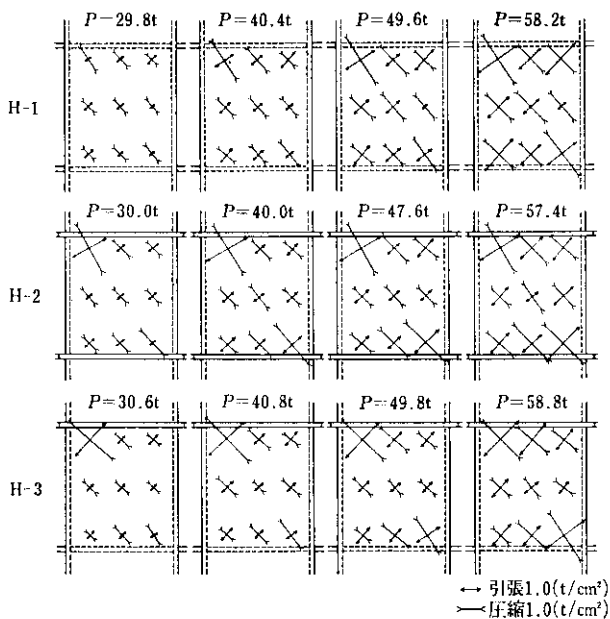


図 4.5 パネルゾーンの主応力分布

違に起因していると考えられる。さらに、図 4・3 に示す全体の荷重-変位曲線と図 4・4 に示す接合部の荷重-変位曲線とを比較することによってもこのことは明らかである。図 4・5 にはパネルゾーンに貼付したストレインゲージの測定値から求めた主応力分布を示してあるが、試験体による大きな差異は認められない。このことは、パネルゾーンが 3 体とも同じ形状であることから当然予想されたことである。

以上の理由から、降伏耐力に差が生じた直接の原因は、水平スチフナの形状によるものと断定できる。H-1、H-3 の耐力が H-2 より低下した理由は、H-1 の上下および H-3 の下側のスチフナが早期に降伏したためであると推定される。

(2) 変 形

図 4・3 に示したように、初期変形すなわち初期剛性は、3 試験体ともほとんど変らない。このことは、水平スチフナの形状の違いが剛性に対してはあまり影響を与えないことを意味している。しかし、表 4・3 によれば、全体変形で 1.5 割ほど実測値の方が理論値を上回っている。しかも、この理論値は 4・2 で述べたように、水平スチフナを剛体とみなして求めた値であることから、実測値との差異はスチフナの変形によるものであると推定される。このように、柱と角鋼管を用いた接合部は、H 形鋼の柱と違って、スチフナの変形により剛性が大きく左右されることが特色として認められる。

(3) スチフナの性状

図 4・6 に示すように、はりフランジの応力は内部スチフナを介してパネルゾーンに流れる。したがって、A、B 両断面にはせん断応力が存在す

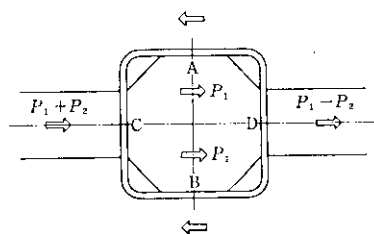


図 4・6 内部スチフナの性状

る。また、C 断面には圧縮応力、D 断面には引張応力が生じ、スチフナの中心部には、はりの軸力によって発生するわずかの圧縮応力が存在するに過ぎず、このことは、図 4・7 に示す H-1 の内部スチフナに貼付したストレインゲージの測定値から求めた主応力分布図からも明らかである。

したがって、このような応力状態を想定して、以下に H-1 の内部スチフナの耐力を算出する。

はり端部の曲げモーメントによって、はりフランジに発生する引張力および圧縮力をそれぞれ P_1 とし、はりの軸力によって生ずる圧縮力を P_2 とすれば、図 4・6 の C 断面には $P_1 + P_2$ の圧縮力、D 断面には $P_1 - P_2$ の引張力、また A、B 両断面には P_1 のせん断力が発生する。

P_1 および P_2 はそれぞれ次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} P_1 &= \frac{M_B}{j} = \frac{41.21}{j} P \\ P_2 &= \frac{N_B}{2} = \frac{0.1250}{2} P \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(4\cdot20)$$

A、B、C、D 各断面の断面積はすべて等しく、これを A_0 とすれば、A、B 両断面に生ずるせん断応力 τ_A 、 τ_B 、C 断面に生ずる圧縮応力 σ_C 、D 断面に生ずる引張応力 σ_D はそれぞれ

表 4・3 変形の実測値と計算値との比較

($\times P \text{ cm}$)

試験体	全 体 変 形 δ			接 合 部 変 形 2δ		
	実 測 値	計 算 値	$\frac{\text{実測値}}{\text{計算値}}$	実 測 値	計 算 値	$\frac{\text{実測値}}{\text{計算値}}$
H-1	0.0123	0.01064	1.15	0.00139	0.000736	1.89
H-2	0.0117	0.01064	1.10	0.00139	0.000736	1.60
H-3	0.0120	0.01064	1.13	0.00139	0.000736	1.60

$$\left. \begin{aligned} \tau_A = \tau_B &= \frac{P_1}{A_0} \\ \sigma_C &= \frac{P_1 + P_2}{A_0} \\ \sigma_D &= \frac{P_1 - P_2}{A_0} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(4.21)$$

スチフナの降伏点応力を σ_{YS} とすれば、A, B, C, D断面の降伏耐力 $P_{(A)}$, $P_{(B)}$, $P_{(C)}$, $P_{(D)}$ が上式より次値のようにえられる。

$$\left. \begin{aligned} P_{(A)} = P_{(B)} &= \frac{\sigma_{YS}}{\sqrt{3}} A \frac{j}{41.21} = 36.4 \text{ (t)} \\ P_{(C)} &= \sigma_{YS} \cdot A \frac{41.21}{j} + \frac{1}{2} = 59.6 \text{ (t)} \\ P_{(D)} &= \sigma_{YS} \cdot A \frac{41.21}{j} - \frac{1}{2} = 67.1 \text{ (t)} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(4.22)$$

すなわち、H-1 の内部スチフナは、A, B両断面が 36.4 t という低荷重でせん断降伏してしまう

ことになる。このことは図 4.7 に示した実験結果ともよく一致している。しかし、図 4.4 に見られるように、接合部の剛性そのものはこの荷重によりただちに低下してはいないが、3 試験体の耐力が H-2, H-3, H-1 の順に低下した事実を考えれば、H-1 の上下および H-3 の下側の内部スチフナは、強度的に満足できるものではないと判定される。

したがって、内部スチフナは上記のせん断応力を考慮して算定するか、もしくは角鋼管柱の内部全面まで広げ、しかもパネルゾーンの板厚程度まで厚くする必要がある。なぜなら後者の理由は図 4.6 の A, B両断面に生ずるせん断力が、パネルゾーンに生ずるせん断力とほぼ等しいからである。

4.4 追加実験

前述のように、H-1 の内部スチフナは、図 4.6

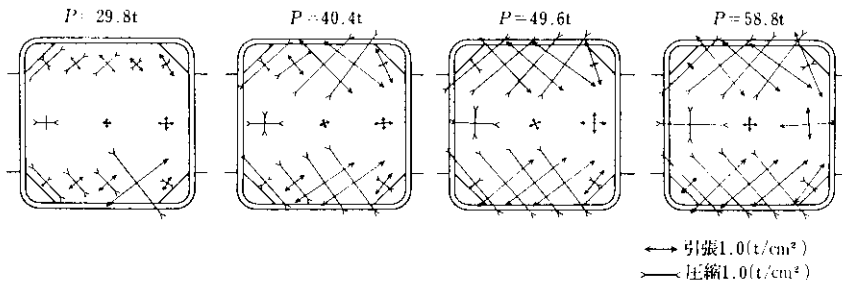


図 4.7 内部スチフナの主応力分布 (H-1)

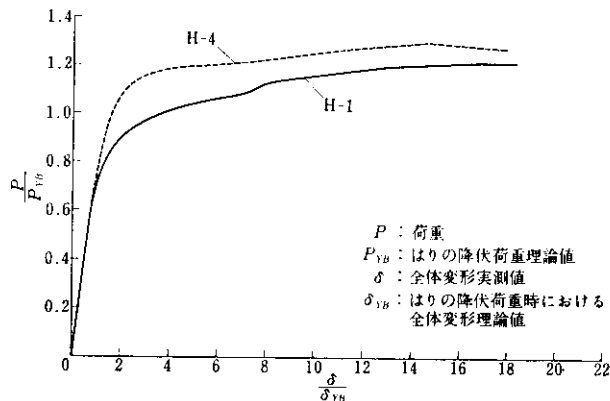


図 4.8 $\frac{P}{P_{YB}} - \frac{\delta}{\delta_{YB}}$ 曲線

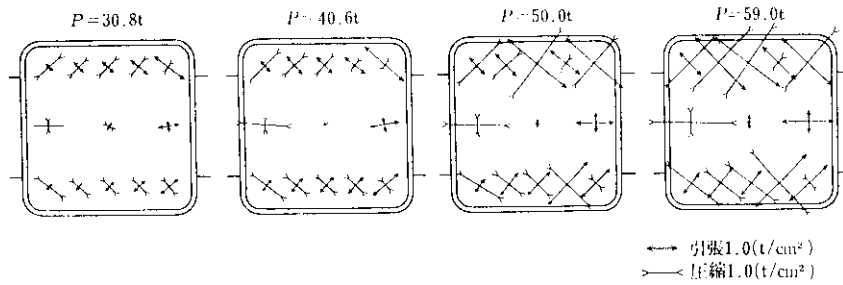


図 4.9 内部スチフナの主応力分布 (H-4)

のA、B両断面が早期にせん断降伏してしまうために、耐力が低下するのであるから、この部分の断面積を増せば耐力の増加が期待できるはずである。これを実験により確認するために、H-1の内部スチフナを柱内全面まで拡大した試験体H-4を作成し同様の実験を行なった。H-4は、前のH-1、2、3とは使用した部材の実測断面性能、機械的性質ともに若干異なっている。H-4の各部の降伏耐力を同様に計算すれば、はり 66.3t、柱 110t、パネルゾーン 76.4t、スチフナ 74.7t となり、はりの耐力がもっとも低くなる。

さて、H-4の実験結果をH-1のそれと比較するため、両試験体のはりの降伏耐力を基準にした荷重—変形曲線を図4.8に示す。たて軸に荷重とはりの降伏耐力算定値との比を取り、横軸に実測全体変形値とはり降伏時の変形算定値との比を取ってある。同図から、内部スチフナの形状を変化させることにより、試験体の耐力が増大し、H-4では耐力、靱性ともに満足できる結果がえられることが判明した。また、H-4の内部スチフナの応力を図4.9に示したが、図4.7に示したH-1のそれと比較すればその差が明白に理解できよう。

4.5 結 論

水平荷重時の応力状態では、水平スチフナの形状の差による耐力の変動が著しく、H-1およびH-3は、スチフナの早期降伏のためH-2に比べ耐力が低下した。この原因は、水平荷重時にはスチフナに大きなせん断応力が生ずるため

ある。内部スチフナを柱内全面に設けたH-4およびはり貫通形式であるH-2は、十分な強度と靱性を有しており、接合部として満足できるものといえる。また、剛性に関しては、スチフナの変形による低下を考慮する必要がある、H形鋼柱の場合とは異なった力学的性状といえる。

5. 総 括

以上、一連の実験によりえられた結論を総括すれば、下記の4項目にまとめられる。すなわち、

- 1) 鉛直荷重時の応力状態においては、内部スチフナの幅、厚さともに、はりフランジのそれらと同値にすれば、強度上安全な接合部が得られる。
- 2) 水平荷重が作用した場合、内部スチフナには大きなせん断応力が発生し早期降伏の原因となる。この点は、H形鋼柱を用いる場合とは著しく異なった特色といえる。したがって、このせん断応力を考慮した4.2に示す手法を用いてスチフナを設計すればよい。
- 3) 実用的には、接合部をはり貫通形式とするか、もしくは内部スチフナを柱内全面まで設け、しかもパネルゾーンの板厚程度まで厚くすれば、満足すべき強度と靱性がえられる。
- 4) 鉛直荷重時、水平荷重時ともに、スチフナの変形が接合部の剛性に与える影響は大きく、角鋼管柱を用いる場合はH形鋼とは異なり、構造物の変形算定にあたりこれを考慮する必要がある。

参 考 文 献

- 1) 鷲尾健三、黒羽啓明：角鋼管接合部の研究（その1）、日本建築学会論文報告集、(1960) 66
- 2) 鷲尾健三、黒羽啓明：同（その2）、日本建築学会近畿支部、(1961)

- 3) 鷺尾健三, 石浜則哲: 同(その 3), 日本建築学会近畿支部, (1961)
- 4) 鷺尾健三, 黒羽哲明: 同(その 4), 日本建築学会論文報告集, (1961) 69
- 5) 伴潔, 金谷弘, 浦田勲: 箱形柱とH形はりの接合部に関する研究(その 1), (その 2), 日本建築学会学術講演梗概集, (1968), (1969)
- 6) 金谷弘, 浦田勲, 小川忠彦: 同(その 3), 日本建築学会学術講演梗概集, (1970)
- 7) 田中尚, 末永保美, 福島恒雄, 山田隆夫: 箱型断面柱とH型断面はりとの十字形接合部の補強方法に関する実験的研究, 日本建築学会論文報告集, (1970) 176
- 8) 三木三省, 大庭浩: 鉄骨構造の強度に関する研究, 川崎技報, (1964) 26
- 9) 仲威雄, 加藤勉, 他: 水平荷重を受ける鋼構造柱, はり, およびその接合部の挙動について(報告・その 1), 日本建築学会論文報告集, (1964) 101

