
非調質 60kg/mm² 級圧延H形鋼の開発

Development of 60kg/mm² Grade As-rolled H-Shapes

中西 輝行(Teruyuki Nakanishi) 永倉 義之(Yoshiyuki Nagakura) 森 徳明
(Tokuaki Mori) 岡部 龍二(Ryuji Okabe) 佐々木 弘明(Hiroaki Sasaki) 山本 昇
(Noboru Yamamoto) 山口 修一(Shuichi Yamaguchi)

要旨：

川崎製鉄（株）は、新しい構造用鋼材として、非調質 60kg/mm² 級圧延H形鋼を開発した。低合金に少量の Nb, V を添加し、低温強圧下圧延によって所定の強度がえられている。機械的性質および溶接性は JIS SM 鋼 58 と同程度である。さらに当H形鋼を用いて、はり・柱接合部の実大構造実験を行なった結果、耐力、変形とも計算値と実験値がよく一致し、十分な変形能があることがわかった。

Synopsis：

Kawasaki Steel Corporation has developed the new structural steel of 60kg/mm² grade as-rolled H-shapes. The steel is a controlled rolled low alloy steel containing a small amount of V and Nb which shows the same mechanical properties and weldabilities as those of JIS SM58 steel. And also the structural experiments of beam to column connection in full scale model have proved that the new H-shapes are well applicable to building construction without any trouble.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

非調質 60kg/mm² 級圧延H形鋼の開発

Development of 60kg/mm² Grade As-rolled H-Shapes

中西 輝 行*

Teruyuki Nakanishi

永 倉 義 之**

Yoshiyuki Nagakura

森 徳 明***

Tokuaki Mori

岡 部 龍 二****

Ryuji Okabe

佐々木 弘 明*****

Hiroaki Sasaki

山 本 昇*****

Noboru Yamamoto

山 口 修 一*****

Shuichi Yamaguchi

Synopsis:

Kawasaki Steel Corporation has developed the new structural steel of 60kg/mm² grade as-rolled H-shapes.

The steel is a controlled rolled low alloy steel containing a small amount of V and Nb which shows the same mechanical properties and weldabilities as those of JIS SM58 steel.

And also the structural experiments of beam to column connection in full scale model have proved that the new H-shapes are well applicable to building construction without any trouble.

1. 開発の経緯

超高層建築や長大橋などの大型構造物の建設において、高張力鋼に対する需要が強まっている。従来、建築構造物ではSS41材の使用が基盤となり、SM50材が一部に用いられるという状態であったが、近年はSM50材の需要が増大し、さらにこれ以上の強度をもつ鋼材の使用も考えられるようになってきた。たとえば東京都新宿区に建設された国際通信センター(32階建高さ164.4m)では下層部の柱にSM58Qの厚板による箱型柱が用いられた。将来は60kg/mm²級の圧延H形鋼の需要が当然予想される。

調質処理により60kg/mm²級の鋼材の製造は

鋼板では容易であるが、H形鋼の場合には困難とされている。日本工業規格でも、SM58は厚さ50mm以下の鋼板、鋼帯のみを対象としている。

当社水島製鉄所では、昭和46年より非調質60kg/mm²級圧延H形鋼の開発を推進してきた。その目標は、

- (1)SM58に相当する機械的性質を有すること
- (2)建築構造物に要求されるすぐれた溶接性を確保すること
- (3)成品コストが大幅にあがらないこと

などであった。数次におよぶ試圧研究の結果、SM58を基準にした低合金系鋼を低温強圧下圧延することにより、所要の性質をもつH形鋼の試作に成功した。

以下に非調質60kg/mm²級圧延H形鋼の試作

* 水島製鉄所管理部条鋼管理課課長

*** 技術研究所水島研究室主任研究員

***** 技術研究所溶接研究室

***** エンジニアリングセンター建設開発部建築開発室課長

** 水島製鉄所管理部検査課

**** 技術研究所水島研究室

***** エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所

圧延, 母材の機械的性質, 溶接性および建築構造物としての適用性に関する実験などを報告する。

2. 非調質 60kg/mm²級圧延H形鋼の製造

2.1 試作対象サイズと成分系の選定

開発に先立つ実情調査の結果, 試作対象サイズは高層建築物の柱材として広く使用されている400×400シリーズとし, 板厚は普通サイズと極厚サイズの中間的なものを選び, H-438×412×25×40を試作サイズとした。

成分系の選定にあたっては, 材料の機械的性質を JIS SM 58 を基準にした。また高層建築物では広く溶接が採用されており, 鋼材の良好な溶接性がきわめて重要な特性となることから, 50 kg/mm² 級鋼材と同程度の炭素当量におさえることに主眼をおいた。このため強度は Nb と V の微量添加と低温強圧下圧延により確保することにした。さらに圧延のままで良好な靱性を得るた

め, Ni と Cu の添加および P, S を極力低くすることに留意した。

2.2 製造工程の概要

Fig. 1 に製造工程の概要を示す。Cu, Ni は 30t 電気炉で, V, Nb は 100t/ch の能力をもつ ASEA-SKF Process (取鍋精錬炉, Ladle-Refining-Furnace で LRF と略す) で添加した。LRF では溶鋼の脱ガスおよび電磁誘導攪拌により, 非金属介在物の浮上分離と溶鋼温度の均一化および化学成分の微調整を計っている。LRF で溶製し, 分塊ミルでビームブランクにしたのち, 大形工場では2段粗ミル, 粗ユニバーサル, エッチャーミル, 仕上ユニバーサルミルを経て所定寸法のH形鋼に圧延した。

2.3 低温強圧下圧延

H形鋼のような3次元の圧延では, 仕上温度を自由に調節することは, 厚みとそれに伴うウェブ高さの調整, フランジ幅広がり量の予測など, 板の圧延にくらべて非常に難しい問題があるが, 圧延された製品はほぼ所定の寸法精度を得ることができた。しかしながら, 低温圧延ではロールへの材料のかみ込み時のショックが大きく, また材料に反りがやすい。これらのことはガイドの変形等のトラブルを誘発する懸念があり, また圧延能率の低減ともあわせて今後の問題として残されている。

粗ユニバーサルミルでの最終パスでの温度はフランジで約800°Cであり, 1パスでの圧下率15%は400×400シリーズではミル能力の限界に近く, これ以上の低温強圧下はまず難しいと判断された。

製造工程, 圧延条件を決めるために, 試作に先立って低温強圧下圧延の効果をチェックするための予備実験を行なった。供試材は Table 1 に示

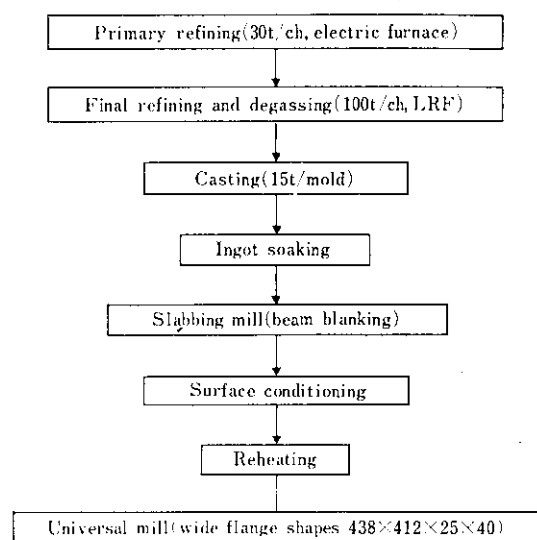


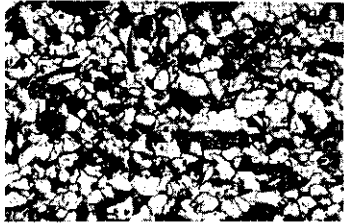
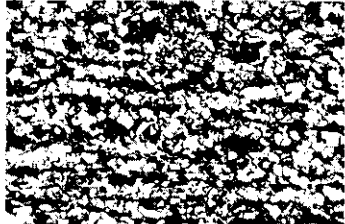
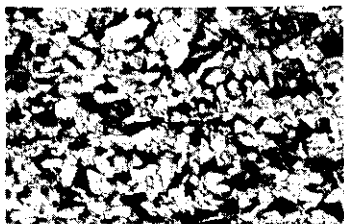
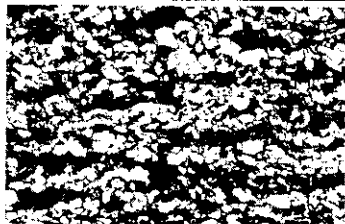
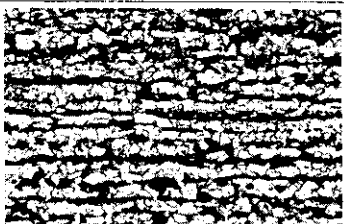
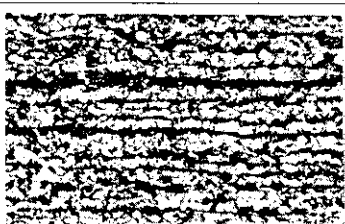
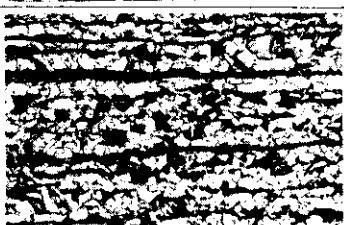
Fig. 1 Flow chart of manufacturing process of as-rolled HT-60 wide flange shapes

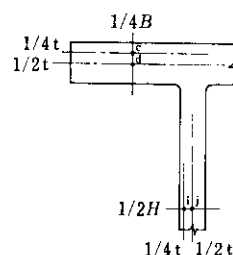
Table 1 Chemical composition of wide flange shapes used for experiments on controlled rolling (wt %)

Flange or web	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	V	Nb	Al	Ceq
Flange	0.16	0.38	1.38	0.010	0.006	0.19	0.30	0.051	0.042	0.044	0.43
Web	0.17	0.38	1.32	0.006	0.006	0.19	0.30	0.051	0.040	0.046	0.43

Table 2 Rolling conditions

Rolling method			Conventional rolling	Controlled rolling
Extraction of beam blank			1 280°C	1 240° C
Roughing universal mill	Number of pass		15	11
	Reduction ratio	Flange	9.5%	1 st~9 th pass: 9.5% 10 th, 11 th pass: 15~16%
		Web	8.5%	1 st~9 th pass: 8.5% 10 th, 11 th pass: 15~16%
Finishing universal mill	Number of pass		1 pass	1 pass
	Reduction ratio	Flange	5.0%	9.0%
		Web	3.0%	9.0%
Finishing temperature		Flange	900°C	750°C
		Web	850°C	680°C

Sampling position	Conventional rolling	Controlled rolling
c		
d		
i		
j		

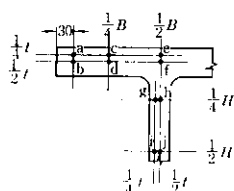


($\times 100 \times \frac{4}{5}$)

Photo. 1 Effect of rolling condition on microstructures of as-rolled HT-60 wide flange shapes

Table 3 Effect of rolling condition on mechanical properties of as-rolled HT-60 wide flange shapes

Test position	Rolling method	Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation GL=50mm (%)	Absorbed energy vE _s (kg·m)
a	Conventional	47.9	64.9	30	10.8
	Controlled	53.4	67.2	32	20.8
b	Conventional	50.5	63.4	33	9.8
	Controlled	56.9	67.6	32	20.5
c	Conventional	46.5	67.2	28	4.2
	Controlled	48.1	66.8	34	7.1
d	Conventional	45.1	68.7	26	2.1
	Controlled	48.7	69.1	32	5.6
e	Conventional	47.3	69.0	29	2.0
	Controlled	46.4	68.4	31	3.4
f	Conventional	46.7	69.4	31	1.9
	Controlled	47.4	69.4	31	1.9
g	Conventional	—	—	—	3.9
	Controlled	—	—	—	6.5
h	Conventional	47.5	69.4	27	2.5
	Controlled	50.2	67.8	30	4.9
i	Conventional	—	—	—	5.5
	Controlled	—	—	—	8.3
j	Conventional	46.9	68.1	28	3.6
	Controlled	50.2	69.2	29	5.7



Sampling direction : Lengthwise

す化学成分のものを用い、**Table 2** に示すような圧延条件で圧延して機械的性質の比較を行なった。低温強圧下圧延材および普通圧延材の顕微鏡組織の一例を **Photo. 1** に、機械的性質の比較を **Table 3** に示す。

この結果、結晶粒は低温強圧下仕上げによる微細化が顕著であり、靱性の改善および強度向上が

認められるが、ウェブとフランジの交差部分はユニバーサルミル圧延の特性からみても鍛練効果のもっとも少ない箇所であり、かつ温度も一番高い所であるため低温強圧下の効果は認められない。一方、フランジ端部やウェブは本来鍛練効果が大きく、かつ温度も低い部分であるため低温強圧下の効果はもっとも顕著である。このことは、後述の **Table 5** でも明らかであり、フランジ端部およびウェブは降伏比が高く靱性も良好な値を示している。

3. 母材確性試験結果

3.1 化学成分

Table 4 に鋼塊のトップ、ミドル、およびボトムに相当する位置でのウェブ、フランジ各個所から板厚貫通により採取した試料による照合分析結果を示す。鋼塊のボトム相当位置で C, Mn の若干の負偏析が認められる程度で、全体に均一であり P, S も低い。

3.2 機械的性質

Table 5 に鋼塊ミドル部相当位置のウェブ、フランジの圧延方向での機械的性質を、一部圧延直角方向および鋼塊トップ、ボトムでの値をとりま

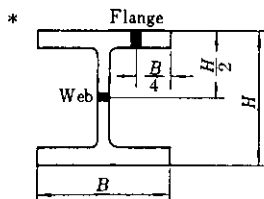
とめて示す。

Table 5 で明らかなように、JIS で定められている試験片採取位置フランジ1/4B では引張り、シャルピーとも SM 58 の規格を十分満足している。またウェブは仕上温度がフランジより低く、板厚も薄いので低温強圧下圧延の効果は大きく、強度も高くかつ靱性もすぐれている。フランジ端部付近についても同様である。しかしフランジとウェブの交叉部分は、ユニバーサル圧延の特性で鍛練効果の最も少ないところであり、かつ仕上温度も高く、SM 58 の規格を満足しない値を示しているものもあった。圧延直角方向では引張強さ、降伏強さともに圧延方向より高く、靱性は低い値を示したが靱性の劣下は比較的少ない。

Table 4 Chemical composition of as-rolled HT-60 wide flange shapes

(wt %)

	Location of ingot	Flange* or web	Chemical composition											Ceq**
			C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V	Nb	Al	
Check	Top	Flange	0.14	0.41	1.34	0.009	0.006	0.19	0.50	0.15	0.054	0.042	0.052	0.43
		Web	0.14	0.41	1.34	0.010	0.007	0.19	0.50	0.14	0.054	0.042	0.051	0.43
	Middle	Flange	0.14	0.40	1.34	0.010	0.005	0.19	0.50	0.14	0.052	0.042	0.052	0.43
		Web	0.14	0.41	1.34	0.010	0.006	0.19	0.50	0.14	0.052	0.045	0.050	0.43
	Bottom	Flange	0.13	0.40	1.37	0.009	0.007	0.18	0.49	0.14	0.054	0.039	0.051	0.42
		Web	0.11	0.40	1.27	0.009	0.005	0.18	0.48	0.15	0.053	0.038	0.054	0.39
Aim			0.14	0.40	1.40	≤0.010	≤0.010	0.20	0.50	—	0.050	0.040	0.035	0.41
Ladle			0.14	0.40	1.39	0.009	0.007	0.20	0.48	0.14	0.052	0.041	0.045	0.43
JIS SM 58			≤0.18	≤0.55	≤1.50	≤0.040	≤0.040	—	—	—	—	—	—	≤0.44



** $Ceq = C + 1/24 Si + 1/6 Mn + 1/40 Ni + 1/5 Cr + 1/14 V$ (%)

Table 5 Mechanical properties of as-rolled HT-60 wide flange shapes

Location of ingot	Test position				Tensile test (JIS No. 4)				Bend test (JIS No. 1)	Impact test (JIS No. 4)		
	Flange or web	Position	Thickness	Direction	Y. P (kg/mm ²)	T. S (kg/mm ²)	El (%)	R. A (%)	1.5t	$\sqrt{E_{-5}}$ (kg·m)	$\sqrt{T_{rs}}$ (°C)	$\sqrt{T_{r15}}$ (°C)
Top	Flange	1/4B	1/4t	L	48.1	66.4	32	67	Good	5.5	+15	<−40
		1/4B	1/2t	L	47.3	68.2	30	64	〃	5.0	+20	−35
		1/2B	1/2t	L	46.0	68.0	31	64	〃	4.4	+25	−30
	Web	1/4H	1/2t	L	50.0	72.8	27	55	〃	7.8	0	<−40
		1/2H	1/2t	L	50.7	73.3	27	55	〃	5.4	−10	<−40
Middle	Flange	Edge	1/4t	L	59.7	70.5	29	68	〃	20.3	−20	<−40
		Edge	1/2t	L	57.7	70.8	30	69	〃	9.2	0	<−40
		1/4B	1/4t	L	49.5	66.4	32	69	〃	6.6	+10	<−40
		1/4B	1/2t	L	48.7	67.7	31	65	〃	5.4	+20	−30
		1/2B	1/4t	L	46.6	65.9	32	70	〃	7.3	+10	<−40
		1/2B	1/2t	L	45.7	67.4	31	66	〃	4.8	+25	−35
		1/4B	1/2t	C	48.3	67.5	29	61	〃	3.4	+30	−35
		1/2B	1/2t	C	48.5	68.8	29	63	〃	4.6	+25	−35
	Web	1/4H	1/4t	L	51.2	71.9	29	66	〃	6.5	+ 5	−40
		1/4H	1/2t	L	51.5	72.4	28	63	〃	6.5	0	<−40
		1/2H	1/4t	L	50.8	71.7	29	65	〃	6.8	−15	<−40
		1/2H	1/2t	L	51.2	71.0	29	63	〃	6.4	−10	<−40
		1/4H	1/2t	C	51.9	72.7	25	55	〃	4.3	− 5	<−40
		1/2H	1/2t	C	52.6	72.0	25	58	〃	3.6	0	−25
Bottom	Flange	1/4B	1/4t	L	48.5	66.8	31	65	〃	6.0	+10	<−40
		1/4B	1/2t	L	47.4	65.2	31	60	〃	7.8	+10	<−40
		1/2B	1/2t	L	45.0	65.2	32	65	〃	6.8	+15	−35
	Web	1/4H	1/2t	L	49.1	64.8	32	71	〃	11.9	−10	<−40
		1/2H	1/2t	L	53.5	64.9	32	72	〃	16.1	−15	<−60
JIS SM 58					≧46	58~73	20	—	—	≧4.8	—	—

ラグ溶接を適用した場合の溶接性を確認した。

4. 溶接性試験

4.1 最高硬さ試験

試圧した非調質 60kg/mm² 級圧延H形鋼に、被覆アーク溶接、CO₂溶接、およびエレクトロス

H形鋼のフランジおよびウェブから JIS Z3101 に定められた試験片を採取し、溶接熱影響部の最

高硬さを測定した。溶接方法は、入熱量を 16 300 Joule/cm とした被覆アーク溶接と、16 800 Joule/cm および 33 000 Joule/cm の 2 条件とした CO₂ 溶接で、Table 6 にそれらの溶接条件を、Fig. 2 に試験結果を示した。

最高硬さはウェブの方がフランジより若干高く、また入熱量によって著しく影響されることが

認められる。入熱量 33 000 Joule/cm の CO₂ 溶接の場合は室温でも $Hv_{max.}=320$ 程度であるが、被覆アーク溶接および入熱量 16 300 Joule/cm の CO₂ 溶接の場合では、室温で $Hv_{max.}=400$ となり、 $Hv_{max.} \leq 350$ とするためには 150°C 以上の予熱が必要であることがわかる。

Table 6 Welding condition for maximum hardness test

Welding method	Covered arc welding	CO ₂ welding	
		A	B
Welding rod (or wire)	KS 86	KC 60	KC 60
Rod (or wire) dia. (mm)	4	1.2	1.2
Shielding gas	—	CO ₂ 20 l/min	CO ₂ 20 l/min
Welding current (A)	170±10	345±10	350±10
Arc voltage (V)	24	35	40
Welding speed (mm/min)	150	220	500
Heat input (Joule/cm)	16 300	33 000	16 800

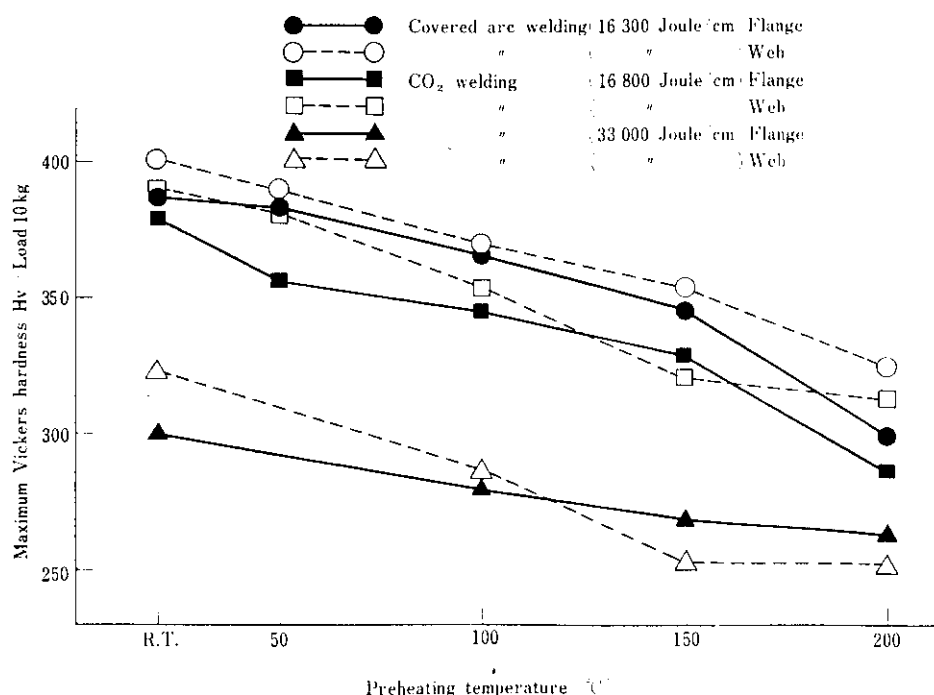


Fig. 2 Relation between preheating temperature and maximum hardness

4.2 斜めY形溶接割れ試験

被覆アーク溶接により斜めY形溶接割れ試験を行なった。試験片の形状は JIS Z3158 にしたが、Fig. 3 に示すものとし、溶接条件は Table 6 の被覆アーク溶接の場合と同じにした。Fig. 4 に割れ率の算出方法を、Fig. 5 に試験結果を示す。Fig. 5 より、ウェブでは室温でも割れは発生しないが、フランジでは断面割れやルート割れを阻止するためには100°C以上の予熱が必要であることがわかる。

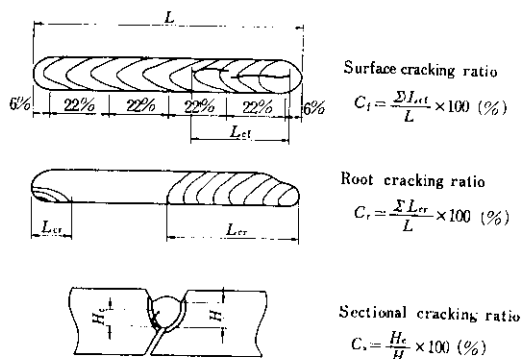


Fig. 4 Definition of cracking ratio

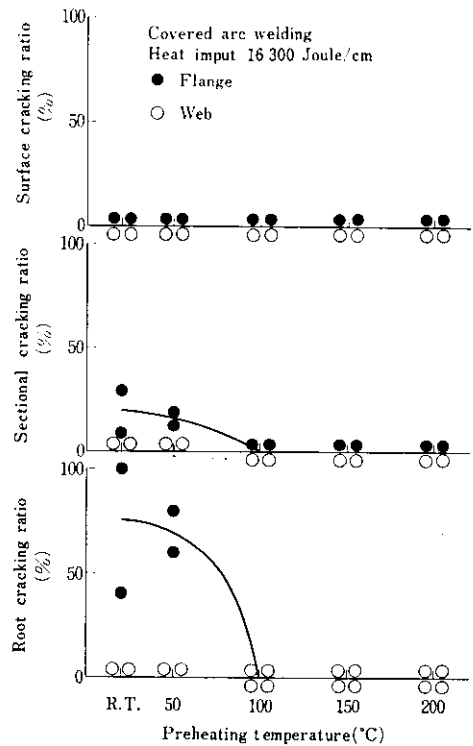


Fig. 5 Relation between preheating temperature and cracking ratio

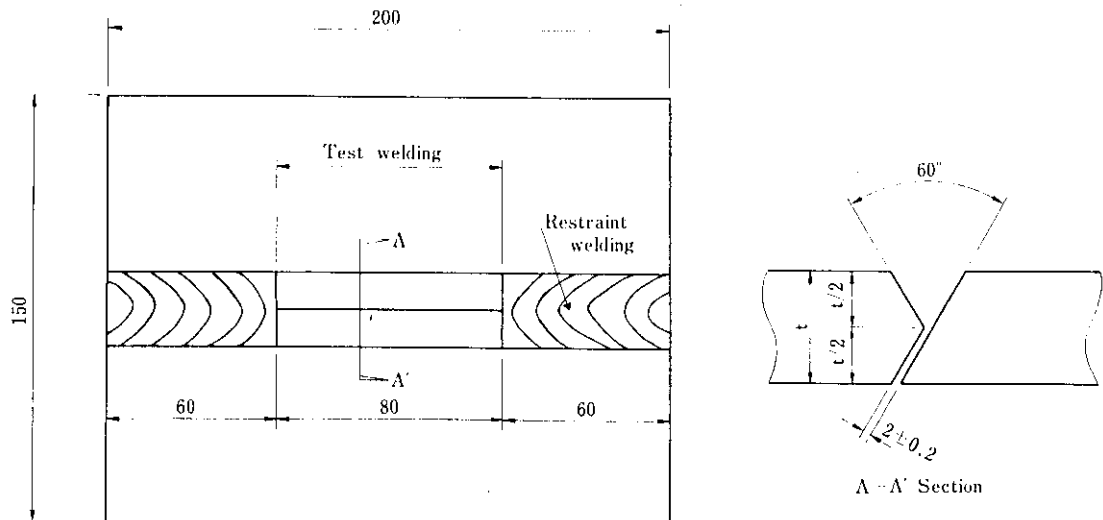
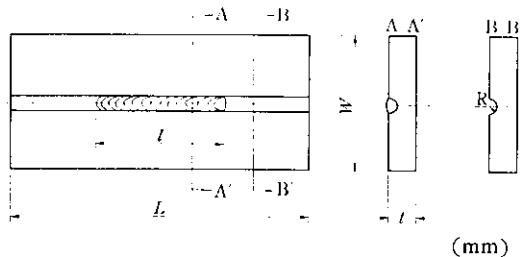


Fig. 3 Oblique y-groove cracking test specimen

4.3 溶接ビード曲げ試験

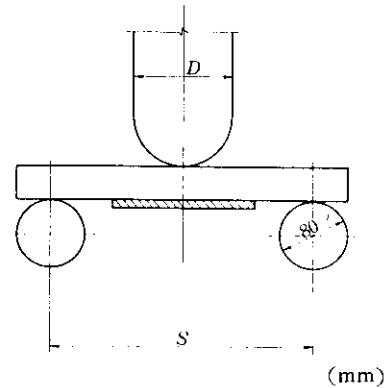
入熱量 16 300Joule/cm とした被覆アーク溶接と、16 800Joule/cm とした CO₂ 溶接に対し溶接ビード曲げ試験を行なった。Fig. 6 に試験片の形状を、Fig. 7 に試験方法を、また Table 7 に試験結果を示す。被覆アーク溶接では室温でも割れは全く認められないが、CO₂ 溶接の場合、予熱温



	t	L	W	R	l
Flange	40	440	200	4	190
Web	25	350	150	3	125

Fig. 6 Test specimen of bend test for bead welding

度 50°C のものに曲げ角度 120° 以前でクレータ一部に割れが発生した。しかし、いずれも JIS Z 3161 に示されているオーストリア規格の曲り角度(50°) 以上曲っているの、溶接硬化部の曲げ延性および靱性に関し問題はないと判断できる。



	D	S
Flange	135	350
Web	75	240

Fig. 7 Method of bend test for bead welding

Table 7 Results of bend tests for bead welding

(Bending angle 120°)

Welding method	Preheating (°C) temperature	Test result	
		Flange ($t=40\text{mm}$)	Web ($t=25\text{mm}$)
Covered arc welding (16 300 Joule/cm)	R. T.	No crack	No crack
		"	"
		"	"
CO ₂ welding (16 800 Joule/cm)	R. T.	No crack	No crack
		"	"
	50	No crack	Transverse crack at crater
		"	No crack
	100	No crack	No crack
		"	"
	150	No crack	No crack
		"	"
	200	No crack	No crack
		"	"

4.4 継手性能試験

(1) 被覆アーク溶接

被覆アーク溶接により、X開先およびレ開先の溶接継手性能試験を行なった。開先形状は Fig. 8 に示したとおりであり、使用溶接棒は KS 86, 予熱温度を150°C, パス間温度を100~150°C とした。継手部の断面マクロ写真を Photo. 2 に示す。

引張試験および曲げ試験の結果を Table 8 に

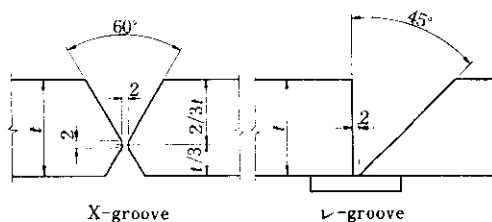


Fig. 8 Shape of groove for covered arc welding

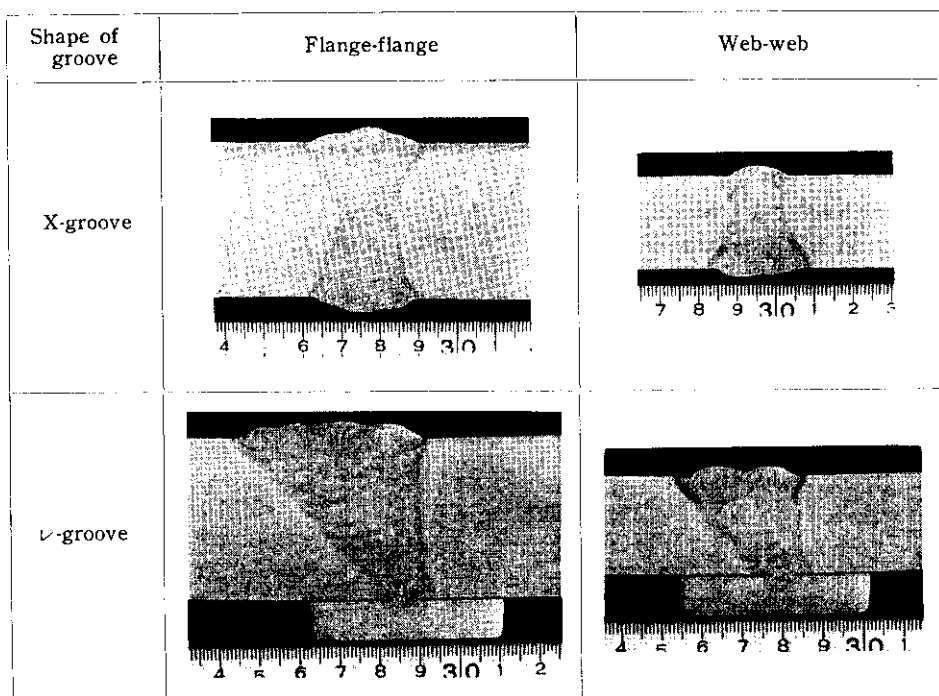


Photo. 2 Macrostructures of butt welded joint (Covered arc welding)

Table 8 Results of tension tests and bend tests welded joints by covered arc welding

Position	Tension test		Bend test*					
	Tensile strength (kg/mm ²)	Fractured position	Face bend		Root bend		Side bend	
			Bending angle	Observed crack	Bending angle	Observed crack	Bending angle	Observed crack
Flange	69.3	Weld metal	120°	No	120°	No	180°	No
	69.7	"	"	"	"	"	"	"
Web	68.1	Weld metal	120°	No	120°	No	180°	No
	69.1	"	"	"	"	"	"	"

* Guide bend test

示した。引張試験では、いずれも溶接部で破断しているが強度が十分あり問題はない。曲げ試験も、表曲げ、裏曲げ、側曲げとも良好な結果を示している。**Fig. 9** は硬度試験の結果を示したものであり、フランジ、ウェブとも $Hv_{max} \leq 350$ となっている。また衝撃試験結果を **Fig. 10** に示したが、若干のバラツキがあるとはいえ、いずれのノッチ位置でも十分な吸収エネルギーを示し、Bond や HAZ-BM 境界を含め、靱性は良好であるといえる。

(2) CO₂ 溶接

CO₂ 溶接では、鉄骨建築の現場における柱-柱接合部の突合せ継手、および柱-はり接合部のT継手を想定し、**Fig. 11** に示すような2種の継手により各種の試験を行なった。溶接条件は**Table 6**における入熱量 16 800Joule/cm の場合と同一とし、予熱温度を100°C、パス間温度を100~250°Cとした。柱-はりT継手部の断面マクロ写真を一例として**Photo. 3**に示す。

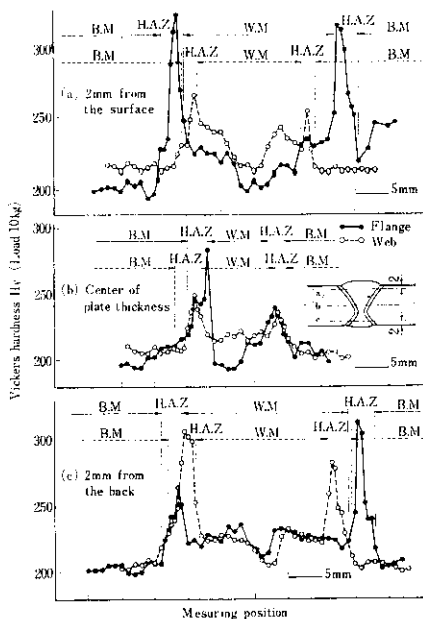


Fig. 9 Hardness distribution in the weldments by covered arc welding

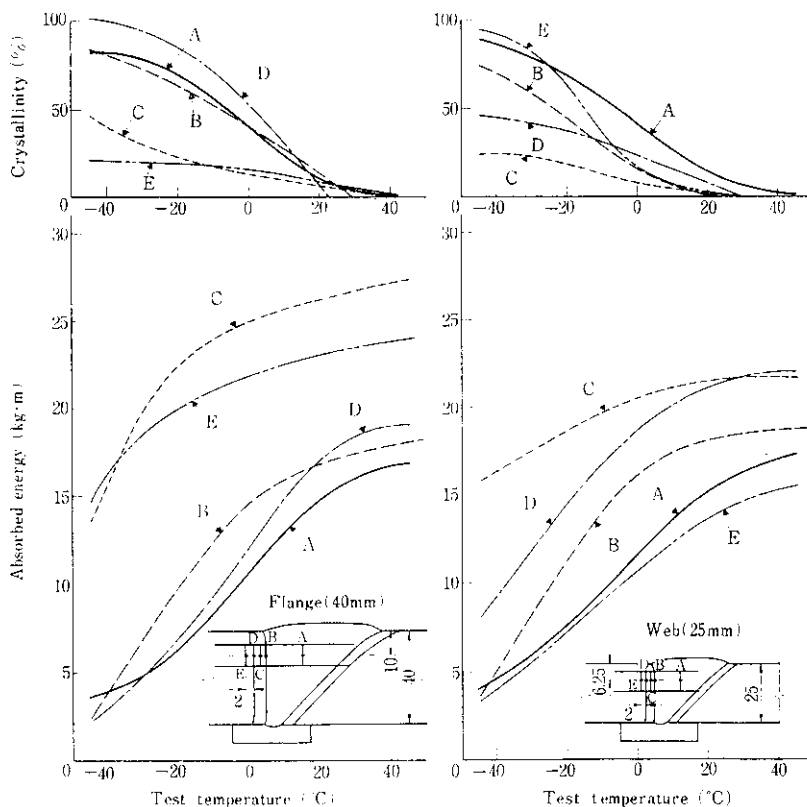


Fig. 10 Results of impact tests on the weldments by covered arc welding

Table 9 に引張試験および曲げ試験の結果を示す。なお、T継手の各試験片は、柱材および余盛をはり材と同厚に切削して作成した。引張試験では両継手とも母材で破断し、かつ強度も十分で良好な結果を示している。板厚方向で破壊したものも引張強さは圧延方向のそれと同等以上の値とな

っている。曲げ試験の結果では、期待していた曲げ角度以前に一部割れが発生したものがある。これは予熱および間下限温度が100°Cと低かったため、**Fig. 12** パスからわかるように溶接部の硬さが高くなったことが原因していると思われる。したがって曲げ延性をさらに向上させるためには、予熱およびパス間温度を150°C程度に上げるか、

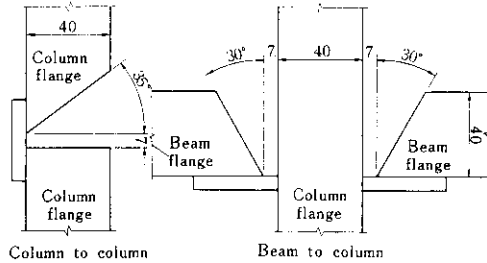


Fig. 11 Shape of groove for CO₂ welding

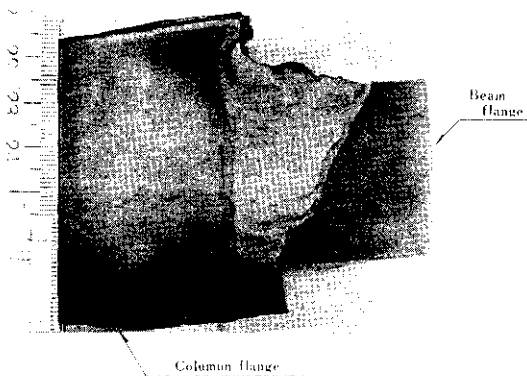


Photo. 3 Macrostructure of butt welded joint (Beam to column, CO₂ welding)

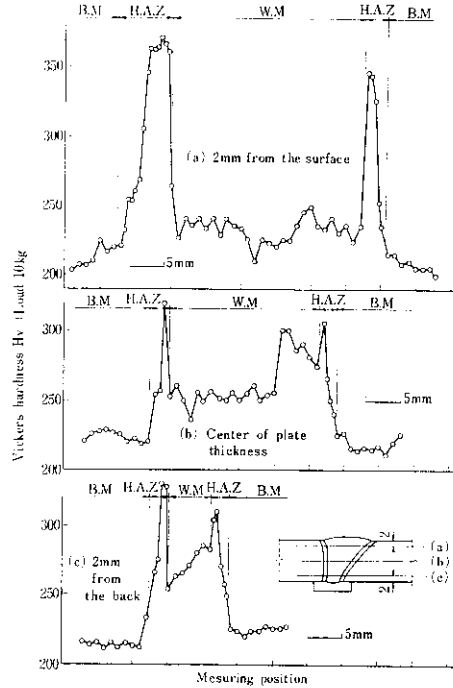


Fig. 12 Hardness distribution in the welds by CO₂ welding

Table 9 Results of tension tests and bend tests of welded joints by CO₂ welding

Welded joint	Tension test		Bend test					
	Tensile strength (kg/mm ²)	Fractured position	Face bend*1		Root bend*1		Side bend*2	
			Bending angle	Observed crack	Bending angle	Observed crack	Bending angle	Observed crack
Column to column	68	Base metal	106°	4.5mm (Depo)	180°	No	180°	No
	70	//	—	—	145°	6.7mm (HAZ)	180°	2.7mm (Depo)
Beam to column	69	Base metal (beam)	180°	No	180°	No	180°	1.9mm (Depo) 1.2mm (Bond)
	71	Base metal (column)	180°	No	180°	No	180°	5.3mm (Depo)

*1 Free bend test

*2 Guide bend test

入熱量をさらに増やす必要がある。

Fig. 13 に突合せ継手の衝撃試験結果を示す。溶接部各位置における吸収エネルギーはいずれも良好であり、溶接熱影響による母材の靱性劣化もみうけられない。

(3) エレクトロスラグ溶接

高張力鋼にエレクトロスラグ溶接を適用する場合、継手部の靱性劣化が問題とされる。ここでは、H形鋼のフランジを使用してT継手の消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接を行ない、硬度試験および衝撃試験を行なった。開先形状を **Fig. 14** に、溶接条件を **Table 10** に、断面マクロ写真を

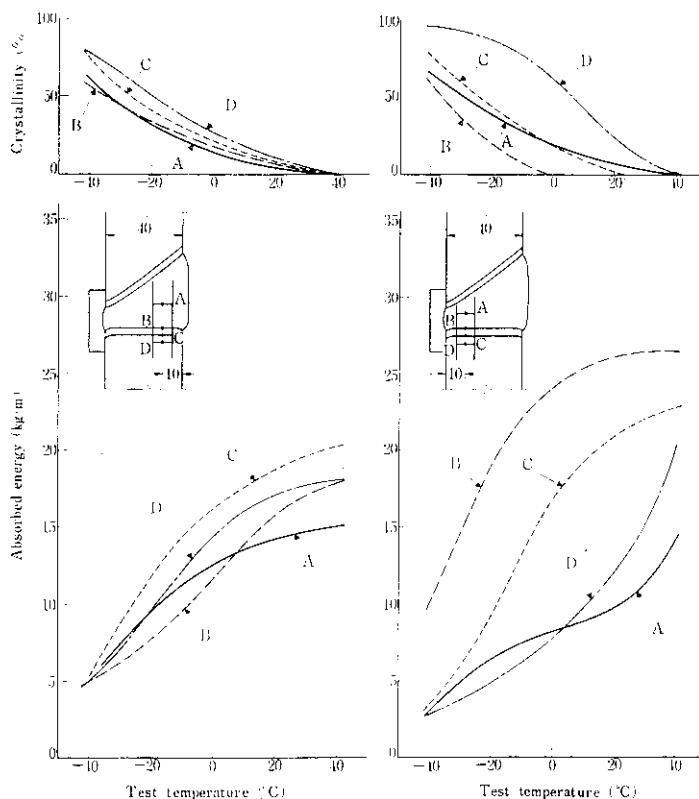


Fig. 13 Results of impact test on the welds by CO_2 welding

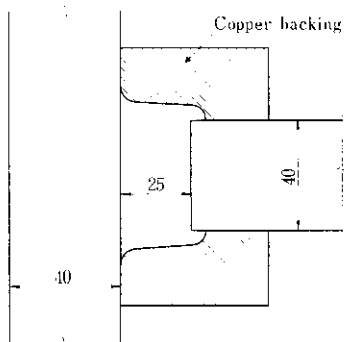


Fig. 14 Shape of groove for electroslag welding

Table 10 Electroslag welding condition

Welding wire	KW 40 C
Wire dia.	3.2mm ϕ
Flux	KF 100
Consumable nozzle	KU 1 000 12mm ϕ
Welding current	550 $\pm$ 20A
Arc voltage	40 $\pm$ 2V
Welding speed	13 $\pm$ 2mm/min
Heat input	1 000 000 Joule/cm

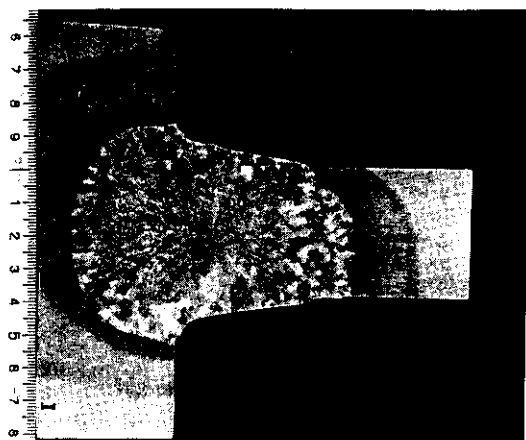


Photo. 4 Macrostructure of butt welded joint
(Electroslag welding)

Photo. 4 に示す。Fig. 15 は硬度試験の結果であり、最高硬さは 250 以下となっているが、熱影響部の母材側に若干の軟化域が認められる。衝撃試験の結果を Fig. 16 に示してあるが、他の溶接方法に比べ全般的に吸収エネルギーが低く、とくに熱影響部の靱性が劣化している。さらに同図の A 点と E 点の吸収エネルギーを比較することにより、Z 方向衝撃特性 (A 点) が低下していることがわかる。以上のようにエレクトロスラグ溶接に対しては、溶接条件の改善など若干の課題が残されているといえよう。

5. 構造性能に関する実験

建築構造上、最も重要な柱-はり接合部を対象に実験を計画した。柱に非調質 60kg/mm² 級圧延H形鋼を、はりに SM 50 鋼材を用いた場合の接合部の弾塑性挙動と強度を確認するため、次の 2 種類の実験を行なった。

(1) T型引張曲げ実験

柱フランジが、これに取り付いたはりフランジから板厚方向の引張力を受け、同時に曲げによる圧延方向の引張力を生ずるときの安全性を確認する実験。

(2) 水平荷重時実大実験

水平荷重をうけた場合の柱-はり接合部の剛性、

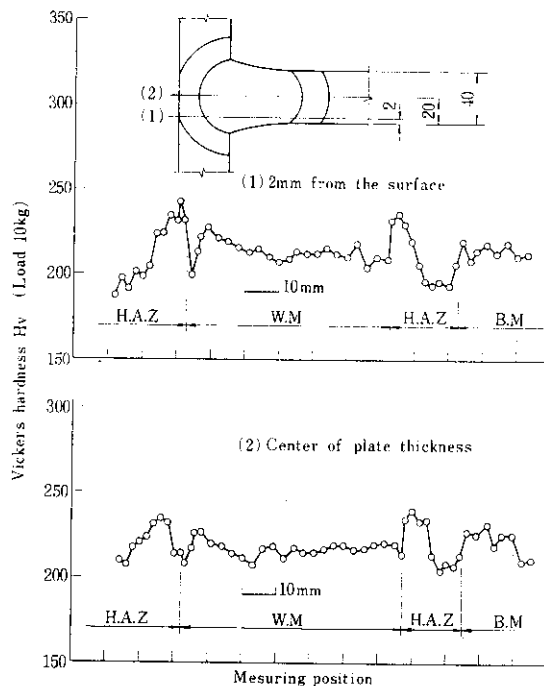


Fig. 15 Hardness distribution in the welds by
electroslag welding

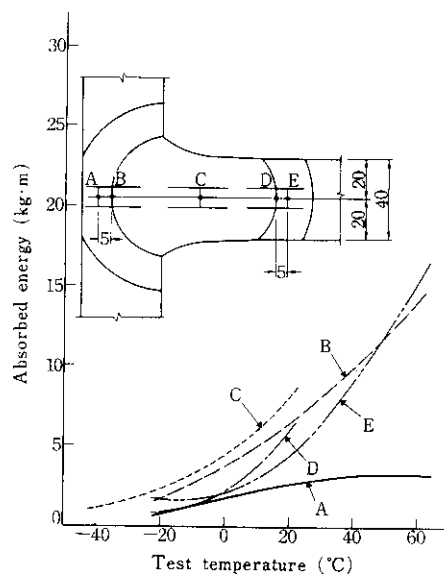


Fig. 16 Results impact tests on the welds by
electroslag welding

耐力、破壊性状を調査する実験。

なお、試験体に使用した鋼材の引張試験結果を

Table 11 Results of tensile coupon tests

Shape	Member	Place taken	Number of coupons	σ_y (t/cm ²)	σ_u (t/cm ²)	ϵ_u (%)	ϵ_{st} (%)	$\frac{\sigma_y}{\sigma_u}$	E (t/cm ²)
H-438×412×25×40	X-type: column	Flange	8	4.53	6.53	23	0.70	0.69	2096
HT 60	T-type: column	Web	4	4.68	6.70	19	0.73	0.70	2110
H-588×300×12×20	X-type: beam	Flange	8	3.85	5.46	22	1.00	0.71	2110
SM 50		Web	4	4.22	5.52	22	2.16	0.76	2108
Ⓔ-19 SM 50A	X-type: stiffener of beam-to-column connection T-type: tension plate	—	2	3.62	5.19	27	2.96	0.70	2098

 σ_y : Yield stress σ_u : Ultimate strength ϵ_u : Maximum elongation ϵ_{st} : Strain at initiation of strain-hardening E : Young's modulus

Table 11 に、応力-ひずみ曲線の例を Fig. 17 に示す。

5.1 T 型引張曲げ実験

5.1.1 実験概要

試験体は Fig. 18 に示すように、柱材に相当する非調質 60kg/mm² 級 H 形鋼にはりの引張りフランジに相当するプレートを取り付けて、これを引張ることにより H 形鋼に所定の応力が生ずるよ

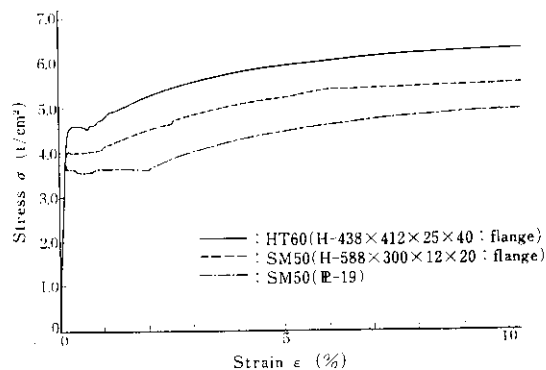


Fig. 17 Stress-strain curves of materials

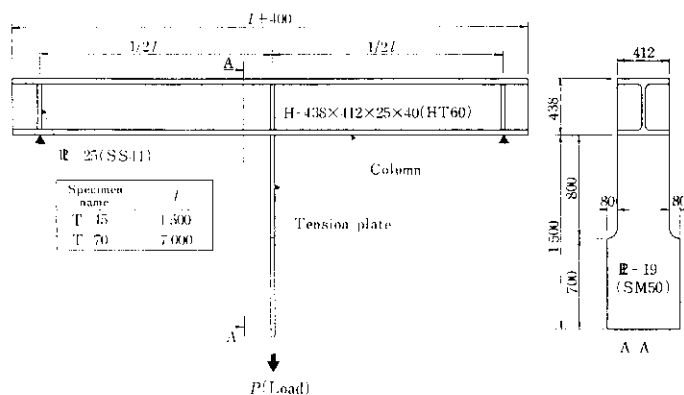


Fig. 18 Detail of the T-type test specimen

Table 12 Welding condition

Welding wire	KC 60
Wire dia.	1.2mmφ
Shielding gas	CO ₂ 20l/min
Welding current	255±5 A
Arc voltage	23 V
Welding speed	200~250mm/min
Heat input	15 000~18 000Joule/cm
Preheating temp.	100°C

うにした。試験体T-45は、引張プレート応力 σ_T が、降伏点および引張強度に達したとき、H形鋼が全塑性モーメント M_p および最大モーメント M_u になるよう、また試験体T-70は、 σ_T が降伏点に達したときH形鋼が M_u になるように計画した。引張プレートの溶接はK開先によるT形突き合せ溶接で、その溶接条件を Table 12 に示す。

載荷は1000 t 構造物試験機で行ない、中央点、支点の変位をダイヤルゲージで測定し、引張プレート取り付け部近傍のひずみ量をひずみゲージで計測した。

5.1.2 実験結果および考察

Fig. 19 に荷重 P と試験体の中央たわみ Δ_c の関係を示す。

T-45は $P=290$ t で降伏し、最大荷重 $P_{max}=386.5$ t で圧縮側フランジに局部座屈を生じた。またT-70は $P=170$ t で降伏し、さらに $P=220$ t あたりから曲線の勾配がゆるやかになっている。実験途中で支点支承に不都合が生じ、最大荷重の確認ができなかった。Photo. 5 に、T-45の試験後の状態を示す。

Fig. 19 から当該H形鋼は十分な耐力と変形能を持つことがわかる。またこの実験では、H形鋼のフランジは溶接部の拘束まで含めると、3軸応力状態となるため、ぜい性的な破壊が予想されたが、このような破壊は生ぜず、当該H形鋼は構造物として十分安心して使用できることがわかった。

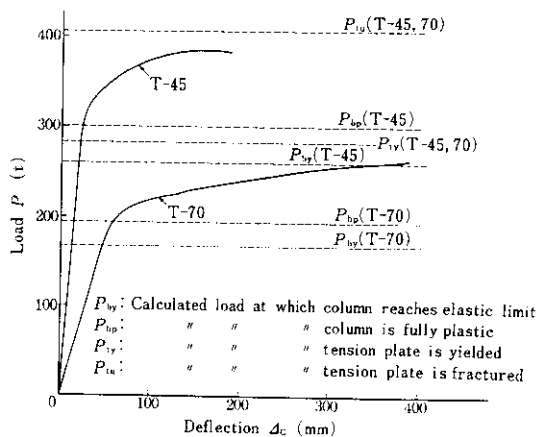


Fig. 19 Load-deflection curves for T-type test

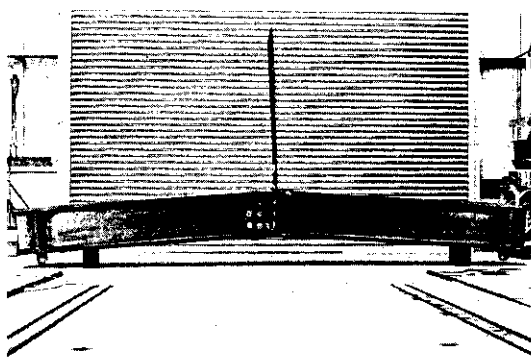


Photo. 5 T-type specimen after test (T-45)

5.2 水平荷重時実大実験

5.2.1 実験概要

試験体の寸法および載荷、測定方法を Fig. 20 に示す。試験体はパネルゾーンに補強をしないもの X-1 と、両面から19mmプレート (SM 50) を当てて補強したもの X-2 の2体で、CO₂ 溶接で組み立てた。はりフランジ、パネルゾーンスチフナーの柱フランジへの溶接継手の開先形状、溶接条件は、T形引張曲げ試験体と同じである。

載荷は1000 t 構造物試験機で行なった。Fig. 20 の DG 5~DG 8 はパネルゾーンの変形測定用である。

5.2.2 実験結果

実験結果について、Fig. 21 に荷重 P と全体変形 Δ の関係を、Fig. 22 に P とパネルゾーンの

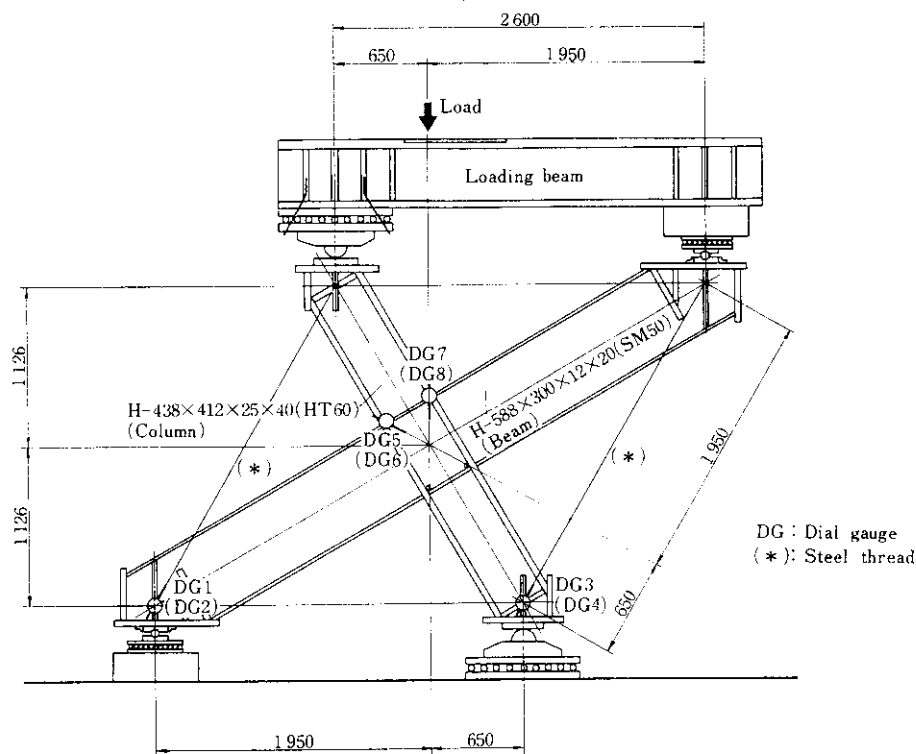


Fig. 20 Dimensions of specimen and general layout of X-type testing

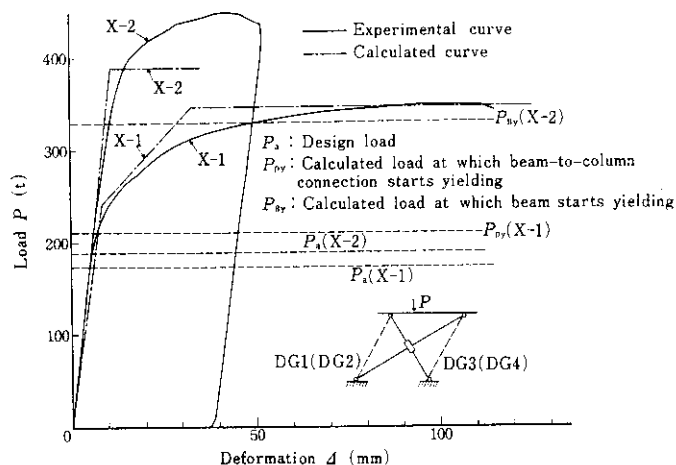


Fig. 21 Load-deformation curve for X-type test

変形 Δ_0 の関係を示す。X-1 では $P=220$ t 近くで全体変形が増大しはじめ、荷重は多少増加するが、 $P=340$ t では変形だけが進行する。この理由はパネルゾーンが降伏したためで、Fig. 22 から明らかである。最終崩壊ははりフランジの溶接熱影響部の破断で決り、 $P_{\max.}=348.3$ t であった。

破壊状況を Photo. 6 に示す。X-2 では約 390 t で降伏が観察でき、 $P_{\max.}=448.3$ t に達した直後、はりの圧縮側フランジの局部座屈が生じて崩壊した。またパネルゾーンは Fig. 22 からあきらかに弾性域内にあることがわかる。破壊状況を Photo. 7 に示す。

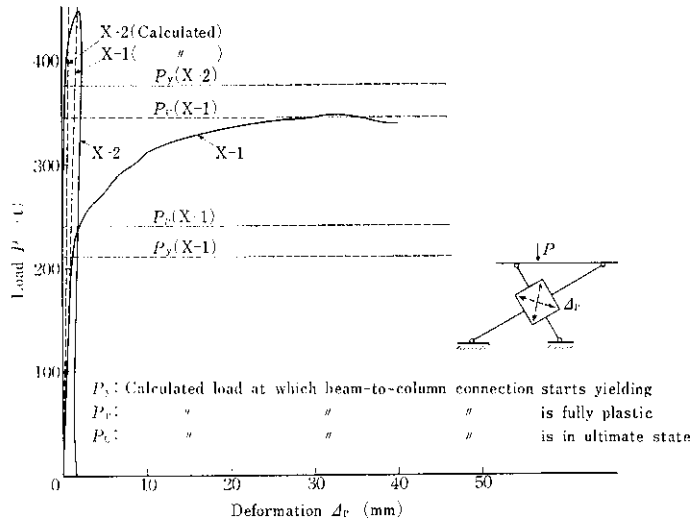


Fig. 22 Load-deformation relationship of beam-to-column connection

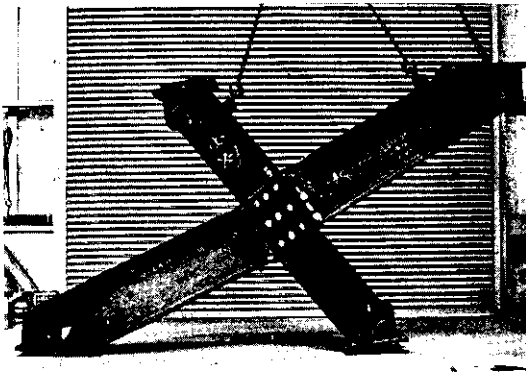


Photo. 6 X-1 specimen after test

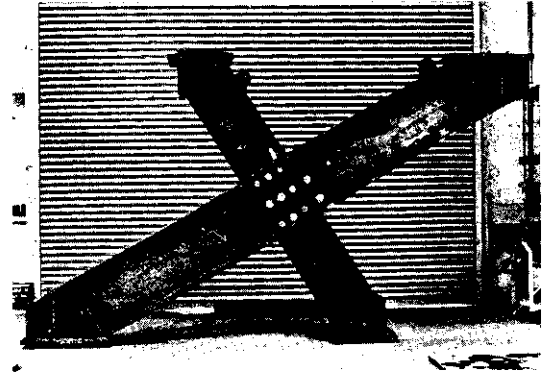


Photo. 7 X-2 specimen after test

5・2・3 解析および考察

X-1, X-2 両試験体について、弾塑性域における耐力および変形を計算で求め、実験値と比較し考察を行なう。

(1) パネルゾーンの耐力

試験体の諸元とパネルゾーンに働く力をFig.23のように定義する。柱、はりの軸力 (N_C , N_B), せん断力 (Q_C , Q_B), 曲げモーメント (M_C , M_B) は次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned}
 N_C &= P \cos^3 \theta \\
 Q_C &= P \cos^2 \theta \cdot \sin \theta \\
 M_C &= P l_C \cos^2 \theta \cdot \sin \theta \\
 N_B &= P \sin^3 \theta \\
 Q_B &= P \sin^2 \theta \cdot \cos \theta \\
 M_B &= P l_B \sin^2 \theta \cdot \cos \theta
 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (1)$$

パネルゾーンに生ずるせん断力 $\bar{Q}_C$ は(2)式¹⁾で表わされる。

$$\bar{Q}_C = \frac{M_B}{\mu} - Q_C \dots \dots \dots (2)$$

またパネルゾーンの断面積を A_{CP} , 形状係数を $K = \tau_{\max} / \tau_{\text{mean}}$, せん断降伏応力度を τ_y , 最大せん断強度を τ_u とすると、弾性限界, 全面降伏時, 最大耐力時のパネルゾーンせん断力 $\bar{Q}_{C1}$, $\bar{Q}_{C2}$, $\bar{Q}_{C3}$ は(3)式で表わされ, (1), (2)式より各耐力値が求まる。

$$\left. \begin{aligned}
 \bar{Q}_{C1} &= \tau_y \cdot A_{CP} / K \\
 \bar{Q}_{C2} &= \tau_y \cdot A_{CP} \\
 \bar{Q}_{C3} &= \tau_u \cdot A_{CP}
 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (3)$$

(2) 柱およびはりの耐力

柱, はりの断面積を A_C , A_B , 断面係数を Z_C , Z_B およびそれら材料の降伏強度を σ_{yC} , σ_{yB} とする

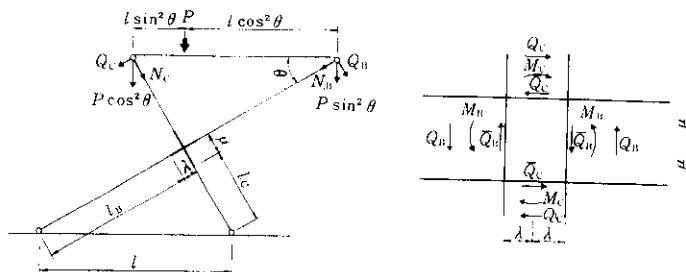


Fig. 23 Idealized loading on X type specimen and forces acting on the beam-to-column connection

と、弾性限界耐力は以下の(4)式と(1)式

$$\left. \begin{aligned} M_C/Z_C + N_C/A_C &= \sigma_{YC} \\ M_B/Z_B + N_B/A_B &= \sigma_{YB} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

より得られ、また軸力を無視すると、全塑性状態での耐力は全塑性モーメント M_{CP} , M_{BP} で定まる。計算で求めた耐力を **Table 13** に示す。

(3) 変形の計算

Fig. 24 に試験体の変形をモデル化して示した。

同図において

$$\left. \begin{aligned} \gamma_B &= \frac{\lambda^2}{\mu^2 + \lambda^2} \cdot \gamma \\ \gamma_C &= \frac{\mu^2}{\mu^2 + \lambda^2} \cdot \gamma \\ \delta &= \frac{\mu\lambda}{\sqrt{\mu^2 + \lambda^2}} \cdot \gamma \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

またせん断弾性係数を G とすると

$$\gamma = \tau_{mean}/G = \bar{Q}_C/A_{CP} \cdot G \dots\dots\dots (6)$$

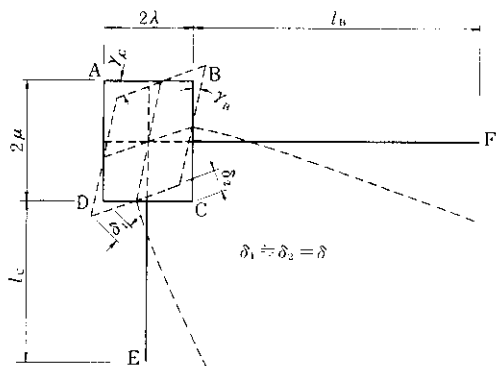


Fig. 24 Deformation of beam-to-column connection

(5), (6)式よりパネルゾーンの弾性変形 Δ_P は次式で表わされる。

$$\Delta_P = 2\delta = \frac{2\lambda\mu}{\sqrt{\mu^2 + \lambda^2}} \cdot \frac{\bar{Q}_C}{A_{CP} \cdot G} \dots\dots\dots (7)$$

Table 13 Calculated loads (unit: t)

Specimen name	Stages	Column	Beam	Beam-to column connection	Experimental		Design load (A. I. J Spec.)
					Yield load	Max. load	
X-1	Elastic limit	610	○329	○211	220	348.3	174
	Fully plastic	892	389	○241			
	Max. strength	—	—	○347			
X-2	Elastic limit	610	○329	○377	390	448.3	188
	Fully plastic	892	○389	531			
	Max. strength	—	—	731			

○ The predicted loads for the specimen to undergo in practice

次に弾性域における全体変形 Δ (Fig. 24 の E F 間の相対変形)を求める。F 点の鉛直変位のうち、パネルゾーンの変形によるものを δ_{B1} 、はりの変形によるものを δ_{B2} とする。同様に E 点の水平変位についても、パネルゾーンの変形によるものと柱の変形によるものとを δ_{C1} 、 δ_{C2} とする。またはり、柱の断面二次モーメントを I_B 、 I_C 、ウェブ断面積を A_{BW} 、 A_{CW} 、 E を弾性係数とすると、次式がえられる。

$$\left. \begin{aligned} \delta_{B1} &= \gamma_B l_B - \gamma_C \lambda \\ \delta_{B2} &= Q_B l_B^3 / 3EI_B + Q_B l_B / GA_{BW} \\ \delta_{C1} &= \gamma_C l_C - \gamma_B \mu \\ \delta_{C2} &= Q_C l_C^3 / 3EI_C + Q_C l_C / GA_{CW} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

したがって

$$\Delta = (\delta_{B1} + \delta_{B2}) \sin \theta + (\delta_{C1} + \delta_{C2}) \cos \theta \dots\dots\dots (9)$$

次に塑性域におけるパネルゾーンの変形については、次のような実験式³⁾が提案されている。

$$\alpha = \frac{\partial(\tau_{mean}/\tau_y)}{\partial(\gamma/\gamma_y)} = \frac{\tau_y}{\tau_y} \cdot \frac{\partial \tau_{mean}}{\partial \gamma} = \frac{1}{G} \cdot \frac{\partial \tau_{mean}}{\partial \gamma} \dots\dots\dots (10)$$

なお、降伏後は $\alpha=0.05$ 、最大荷重時には $\alpha=0$ としている。降伏後の γ 、 τ_{mean} 、 $\bar{Q}_C$ の増分 $\Delta\gamma$ 、 $\Delta\tau_{mean}$ 、 $\Delta\bar{Q}_C$ の間には次式がなりたつ。

$$\Delta\gamma = \Delta\tau_{mean} / G \cdot \alpha = 20 \Delta\bar{Q}_C / G \cdot A_{CP} \dots\dots\dots (11)$$

次に弾塑性域における全体変形を考える。ただしはり端に完全弾塑性型の塑性ヒンジが生ずるものと仮定する。

X-1試験体では崩壊まで柱およびはり弾性域にあり、まずパネルゾーンが降伏し、次にパネルゾーンが最大耐力にたっし崩壊にいたる。したがって(8)式のうち δ_{B1} 、 δ_{C1} に(11)式の増分項を加え、(9)式を用いれば、全体変形が得られる。

X-2試験体ははりの降伏を経て崩壊に至るが、他の部分はすべて弾性域にある。

計算による弾塑性域の荷重-変形関係を Fig. 21 に鎖線で示した。

次に試験体の終局状態の変形について考える。通常のH形鋼のパネルゾーンは靱性に富み、破断や座屈による耐力低下のないことが知られているので、試験体は次のいずれかで終局状態となる。

- (i) はり圧縮フランジの局部座屈
- (ii) はり引張フランジの引張破断

- (iii) パネルゾーンの変形により、(ii)に付加される曲げ引張りによる破断

これらの終局状態におけるはり端のフランジ限界ひずみ量 ϵ_{CR} から最終変形を算出する。(i)、(ii)では、塑性ヒンジ長を Δl_p 、形状係数を $f' = M_{BP}/M_{By}$ とすると、

$$\Delta l_p = l_B(1 - 1/f') \dots\dots\dots (12)$$

Δl_p 内では ϵ_{CR} は一様とし、この時の塑性ヒンジ最大回転角 θ_{CR} は

$$\theta_{CR} = \Delta l_p \cdot \epsilon_{CR} / \mu \dots\dots\dots (13)$$

はりが M_{BP} に達した後は(8)式の δ_{B2} は次式で表される。

$$\delta_{B2} = Q_B l_B^3 / 3EI + Q_B l_B / GA_{BW} + \theta_{CR} l_B \dots\dots\dots (14)$$

ただし、 $Q_B = M_{BP}/l_B$ で Δl_p は l_B に対し無視できるものとする。また ϵ_{CR} について、(ii)の場合は $\epsilon_{CR} = \epsilon_u$ であり、(i)の場合はフランジの幅厚比、固定度、降伏比などから求められる⁴⁾。

(ii)の場合は、Fig.25(a)のような変形とFig.25(b)のはりフランジのひずみを仮定する。ここで、

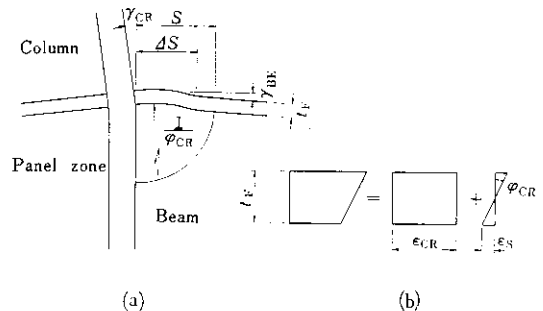


Fig. 25 Observed deformation of beam-to-column connection and strain distribution in tensile flange of beam near the joint to the column

γ_{CR} ; パネルの最大せん断変形

γ_{BE} ; はりのせん断変形

S ; スカラップ長

ΔS ; S 内で一様な曲げをうける部分の長さ

ϕ_{CR} ; 曲率

ϵ_u ; フランジの破断ひずみ

ϵ_y ; 同降伏ひずみ

t_F ; フランジ厚

$f' = 3/2$; フランジの形状係数

Table 14 Calculated deformations

Specimen name		Elastic range		Plastic range			Max. deformation	
		Δ	Δ_P	①	②	③	Theoretical	Experimental
X-1	Load (t)	P	P	—	241	347	347	348
	Deformation (mm)	$0.0345P$	$0.00438P$	—	8.31	33.2	161.0	112.0
X-2	Load (t)	P	P	389	—	—	389	448
	Deformation (mm)	$0.0282P$	$0.00174P$	11.0	—	—	36.4	44.1

Δ : Deformation of specimen

Δ_P : Deformation of beam-to-column connection

①: The stage where beam reaches to full plastic moment

②: The stage where beam-to-column connection reaches to full plasticity

③: The stage where beam-to-column connection reaches to ultimate strength

とすると、

$$\varphi_{CR} = (\gamma_{CR} + \gamma_{BE}) / \Delta S \quad \cdots (15)$$

$$\epsilon_s = \frac{1}{2} \cdot t_F \cdot \varphi_{CR} = \frac{1}{2} t_F (\gamma_{CR} + \gamma_{BE}) / \Delta S \quad \cdots (16)$$

$$\epsilon_u = \epsilon_{CR} + \epsilon_s \quad \cdots (17)$$

ここでフランジについて曲げだけを考えると、

$$\Delta S \approx (1 - 1/f') S = S/3 \quad \cdots (18)$$

X-1 試験体は、パネルゾーンが降伏し、はりが弾性限界にあるから、(17)式で $\epsilon_{CR} = \epsilon_y$ とおき、(16)～(18)式および(5)式で $\gamma = \gamma_{CR}$ とおき(8)(9)式を用いると最終変形が求められる。

X-2 試験体はパネルゾーンが弾性域、はりが降伏状態であるから、(17)、(14)、(8)、(9)の各式から最終変形が求められる。

以上の計算結果を Table 14 および Fig. 21 に示す。

(4) 実験値と計算値の比較および考察

耐力に関しては、実験値と計算値はよく一致している。X-2 の計算値は、はりのひずみ硬化を無視しているので最大荷重の実験値は計算値より大きい。

弾性域の剛性は実験値と計算値とがよく一致している。X-2 では実験値がやや低めであるが、これはパネルゾーンの補強効果が 100% でないためと思われる。

X-1 はパネルゾーンで降伏し、塑性域での挙動はパネルゾーンの性状に支配される。Trilinear

の近似式が、解析に十分適用できることがわかった。

X-2 はパネルゾーンが終始弾性域にあり、降伏後の挙動ははりの性状に支配されている。すなわち、ひずみ硬化現象と大きなモーメント勾配のため、早期に圧縮フランジの局部座屈が生じている。

X-1 の破壊は、パネルゾーンの大きなせん断変形によるはりフランジの破断であるが、最大変形量の計算結果から、比較的単純なモデル化によって、このことが十分説明され得ることがわかった。また X-2 についても、はりの圧縮フランジの局部座屈時の限界ひずみから計算した最終変形量は、実験値とよく合っている。

以上、水平荷重をうける柱-はりの接合部を想定した実験において、今回試作した非調質 60 kg/mm² 級 H 形鋼を用いた試験体が、耐力、変形とも理論計算値と実験値がよく合致し、心配されたいぜい性的な破壊も生ぜず、十分な変形能があることが確認された。

6. ま と め

今回試作した非調質 60 kg/mm² 級圧延 H 形鋼は、以上の諸実験によって、JIS の SM 58 に相当する性質を確保しており、構造物に適用しても十分な強度と変形能をもつことが確認された。

また以上の実験とは別に、建物のモデル設計を行ない、当該鋼材の構造材としてのメリットを検討したが、鋼材単価が現行のエキストラ体系のSM58程度で提供できれば、使用者にとって十分なメリットがあることがわかった。しかし、60kg/mm²級高張力鋼が建築構造に急速に普及するかどうかは疑問である。また低温強圧下圧延による生産性の低下、ロールの消耗、圧延サイズの限

度、および製鋼過程を通常のLD-RH工程に移したときの機械的性質、とくに切り欠き靱性の確保、など商品化に際して若干の問題は残されている。

最後に当プロジェクトに関係し、直接間接にご協力していただいた社内の各部課の諸兄と、構造性能に関する実験に対しご助言をいただいた東京工業大学藤本教授に深く謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 仲威雄, 加藤勉, ほか: 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 その(1), 建築学会論文報告集, (1964), 101
- 2) 加藤 勉, 中尾雅躬: 鋼構造柱・梁接合部(パネルゾーン)の設計について, カラム, (1973), 48
- 3) L. S. Beedle: Plastic Design of Steel Frames, (1958), [John Wiley & Sons]
- 4) 加藤勉, 福知保長: 板要素の変形能力について, 建築学会論文報告集, (1968), 147

