

Full-Scale Experiment on Elastic-Plastic Behaviour of Beam-to-Column Connection Fabricated from High Strength and Low Yield Ratio Steel for Building Use



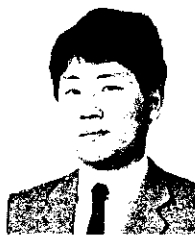
永易 正光

Masamitsu Nagayasu
エンジニアリング事業
部 研究開発センター
施工研究室 主任研究
員(課長)



安田 博和

Hirokazu Yasuda
エンジニアリング事業
部 建築技術部開発設
計室



弟子丸 慎一

Shin'ichi Deshimaru
水島製鉄所 管理部厚
板・鑄鍛管理室 主査
(掛長)



藤野 博

Hiroshi Hujino
本社 鉄鋼技術本部鋼
材技術部 主査(課長)



内田 清

Kiyoshi Uchida
鉄鋼研究所 鋼材研究
部厚板・条鋼研究室 主
任研究員(掛長)

1 はじめに

最近、ビル鉄骨の大型化、高層化に伴い鋼材の高張力化、極厚化が進んでいるが、このような構造物が巨大地震にみまわれた場合、構造物の崩壊防止上必要となる鉄骨の塑性変形態力や地震エネルギー吸収能力をより高めるため、鋼材に対して YR (降伏比=降伏点/引張強さ) や E_{s1} (硬化勾配) を低く抑えた仕様が要求されている。このため、当社では 50, 53 キロ鋼については TMCP (制御圧延, 制御冷却) 技術, また 60 キロ鋼については 2 相域熱処理技術などで前述の厳しい鋼材仕様に応えたとともに、低 C_{eq} (炭素当量) 化による溶接性に優れた建築用低 YR 鋼を開発した。

そこで、このような建築用低 YR 鋼の健全性、各種溶接継手部の安全性、組み立てた構造物の特性などを総合的に検証するため、実

要旨

建築用低 YR 53, 60 キロ級鋼を用いて、母材および各種溶接継手部の性能試験、柱梁接合部の極低サイクル疲労試験および実大曲げ実験を行い、以下のことから鉄骨構造物に当該鋼を適用した場合の健全性、安全性を実証した。

- (1) TMCP 製 53 キロ鋼および 2 相域焼入れ製 60 キロ鋼はそれぞれの母材目標性能を十分満足し、また耐溶接割れ性にも優れている。
- (2) 大入熱溶接された場合、熱影響部が軟化するが、継手強度は十分で、靱性も目標値を確保することができる。
- (3) 柱梁接合部の巨大地震時における繰返し強度は問題ない。
- (4) 60 キロ鋼による柱梁接合部の曲げ耐力および変形能力は低 YR 化によって向上し、優れている。

Synopsis:

Mechanical properties of the base metal and welded joints as well as low cycle fatigue strength of the beam-to-column connection using low YR (yield ratio) 53 and 60 kgf/mm² steel plates, which have been newly developed for building use, have been investigated. The flexural strength of the beam-to-column connection in full-scale using the materials mentioned above also has been examined. Each steel plate has been demonstrated to be safe and reliable when applied to the steel structure. The principal results obtained are as follows:

- (1) Steel plates with low YR 53 kgf/mm² produced by TMCP and 60 kgf/mm² produced by ferrite and austenite dual-phase region quenching meet aimed properties and have good anti-cracking characteristics.
- (2) Tensile strength and toughness of the joint are satisfactory, although HAZ softening occurs at welding with a large heat input.
- (3) Fatigue strength of the beam-to-column connection against the severe earthquake is sufficient.
- (4) Flexural strength and deformability of the beam-to-column connection with 60 kgf/mm² steel plates are superior, and improved owing to its low YR.

ラインで製造した 53 および 60 キロ鋼の 22 から 100 mm の板厚を用いて、以下の諸試験を行った。すなわち、母材については、機械性能、耐割れ性、音響異方性などの確性試験、溶接継手部については、角鋼管柱製造に用いるダイヤフラム取付けの CES、コーナシームの SAW など大入熱溶接部の継手性能試験と GMAW で接合される柱梁仕口部の極低サイクル疲労試験、さらに実大モデルの柱梁

* 平成元年11月15日原稿受付

Table 1 Aimed properties of low YR steel plates for building structure use

	Tensile properties*1					Impact value*2		Anisotropy
	YP (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	YR (%)	El (%)	E _{st}	Test temp. (°C)	Absorbed energy (kgf·m)	Ultrasonic wave velocity ratio (V _L /V _C)
53 kgf/mm ² steel	36 ≤	53 ~ 65	≤ 75	21 ≤	—	0	2.8 ≤	0.98 ~ 1.02
60 kgf/mm ² steel	45 ≤	60 ~ 73	≤ 80	20 ≤	≤ 1/30E	-5	4.8 ≤	0.98 ~ 1.02

*1 T-direction, t/4, JIS Z 2201 4, *2 T-direction, t/4, JIS Z 2202 4

十字型接合部を供試体とする地震時想定の大梁端逆対称荷重による大型曲げ実験などである。当レポートはこれらの実験結果をまとめた。

2 建築用低 YR 鋼の特性

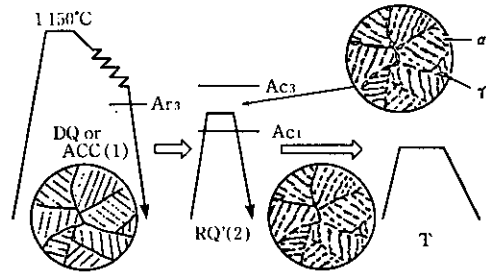
今回用いる建築構造用鋼は Table 1 の性能を目標としており、YR と 60 キロ鋼では E_{st} の上限値を設定しているのが特徴である。

2.1 製造方法

建築用低 YR 53 キロ鋼の製造方法を Fig. 1 に示す。ここでは溶接性および溶接継手部の靱性を確保するため、C_{eq} を 0.40% 以下に設定し、この低 C_{eq} 下で厚肉材の母材強度を保証するため、TMCP (多目的制御冷却設備 MACS 使用) を適用している。また、低 YR の確保、超音波探傷検査で障害となる音響異方性 (圧延集合組織に起因) の除去を図るため、圧延仕上げ温度が 850°C を下回らないように設定した。

Fig. 2 に低 YR 60 キロ鋼の製造方法を示す。厚板圧延後、MACS 設備の ACC (Accelerated Controlled Cooling), または DQ (Direct Quench) を用いて一次焼入れ (Q) を実施した後、α+γ 相域で再加熱焼入れ (Q') を行う 2 回焼入れ法 (Q-Q'-T) を適用している。当プロセスはベイナイトとマルテンサイトからなる硬質層とフェライトの軟質層が混在した複合組織を生成させることにより、YR の低下を図ることにある。ここで製造上考慮すべきは、Q 時の冷却速度と Q' 温度によって最終製品の機械的性質が変化することである。

Fig. 3 に Q 時の冷却速度が T (焼もどし) と Q'-T 後の機械的性質に与える影響を示す。これから Q の冷却速度が速くなれば、ミクロ組織が変化する結果、YP, TS, YR とともに上昇することがわか



(1) Control of cooling rate in primary quenching
(2) Decision of optimum temperature in secondary quenching

Fig. 2 Changes of microstructure in Q-Q' process

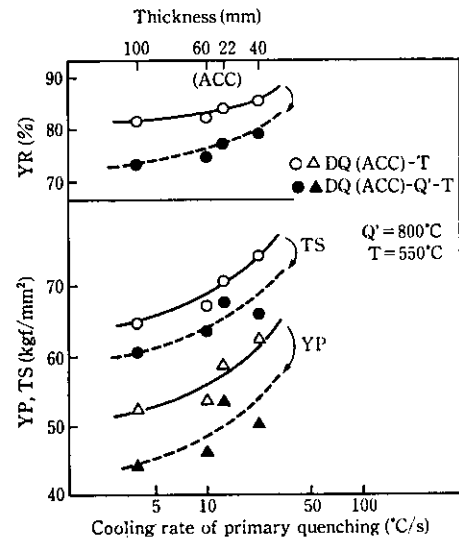


Fig. 3 Effect of cooling rate on the mechanical properties

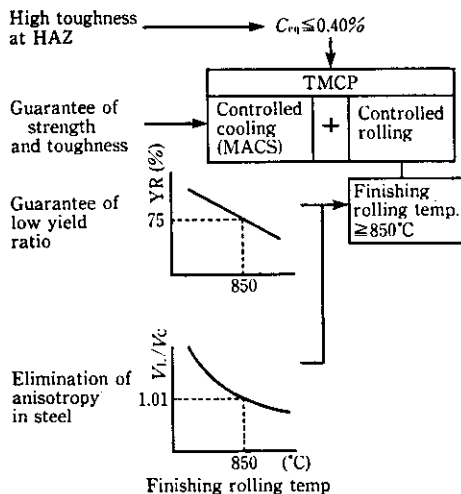


Fig. 1 Technical approach to production of low YR 53 kgf/mm² steel

る。このため、比較的薄い板厚 22 mm については YR を抑えるべく、DQ よりも冷却速度が遅い ACC を用いて Q を行い、前組織を調整した。Fig. 4 に Q' 温度による機械的性質の変化を示す。Q' 温度の低下とともに YS, TS, YR は低下するが、740°C 付近で YS, TS が再度上昇する挙動を示している。これは Q' 温度の低下とともに γ 分率は減少するが、γ 中への C, Mn などの濃化が進み強度の再上昇を生じたものと考えられる。また、Q' 温度を 740°C 付近とした場合、各板厚の強度差が少なく Q' 時の冷却速度の影響が小さいこともわかる。これらを板厚ごとに検討した結果、厚肉の板厚 100 mm については板厚方向の材質均一性を考慮して Q' 温度を 740°C に設定するが、他は 800°C として製造を行うこととした^{1,2)}。

2.2 母材性能

Table 2 に両鋼種の化学組成を示す。大入熱溶接時の靱性を確

Table 2 Chemical compositions of low YR steel plates

(wt.%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Mo	V	Others	C_{eq}^{*1}	P_{cm}^{*2}
53 kgf/mm ²	0.13	0.41	1.31	0.005	0.0017	0.15	0.12	0.003	0.003	REM-Ti treat.	0.37	0.22
60 kgf/mm ²	0.12	0.27	1.44	0.006	0.0020	0.23	0.19	0.220	0.041	REM-Ti treat.	0.43	0.23

*1 $C_{eq} = C + Si/24 + Mn/6 + Cr/5 + Mo/4 + Ni/40 + V/14$

*2 $P_{cm} = C + Si/30 + (Mn + Cu + Cr)/20 + Mo/15 + V/10 + Ni/60 + 5B$

Table 3 Mechanical properties and anisotropy of low YR steel plates

Steel	Thickness (mm)	Tensile test*1					Impact test vE^{*2} (kgf·m)	Anisotropy test*3	
		YP (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	YR (%)	El (%)	E_{st}		V_L/V_C	V_L/V_Q
53 kgf/mm ²	40	42.6	57.3	74	33	E/53	13.3	1.00	1.00
	60	40.2	54.7	73	35	E/52	17.6	1.00	1.00
	100	39.1	54.8	71	32	E/48	13.4	1.00	1.00
60 kgf/mm ²	22	53.0	68.0	78	29	E/40	20.2	1.01	1.00
	40	49.8	63.7	78	31	E/62	21.8	1.01	1.00
	60	47.1	62.7	75	31	E/53	21.4	1.01	1.00
	100	48.0	69.4	69	28	E/35	20.5	1.00	1.00

*1 T-direction, t/4, JIS Z 2201 4, mean of the two test pieces

*2 T-direction, t/4, JIS Z 2202 4, 0°C (53 kgf/mm² steel), -5°C (60 kgf/mm² steel)

*3 Ultrasonic velocity ratio

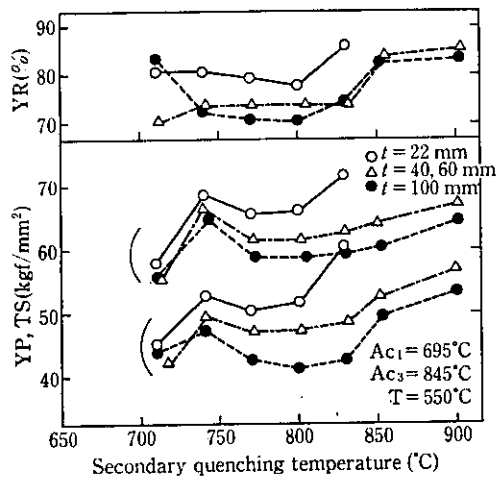


Fig. 4 Influence of secondary quenching temperature on mechanical properties

保するため、REM (希土類元素)-Ti 処理を施している³⁾。Table 3 に機械的性質、音響異方性の測定結果を示す。両者とも目標とした引張諸性能を十分に満足するとともに衝撃性能も良好であった。音響異方性についてもいずれも目標レベル内にあり、実用上問題ないと思われる。

SMAW および GMAW を用い、入熱量約 20 kJ/cm で斜め Y 形拘束割れ試験を行った。その結果、低 YR 53 キロ鋼では割れ防止温度が両溶接法とも 20°C であった。また 60 キロ鋼では、Table 4 に示すごとく、SMAW の場合 80°C であったが、GMAW においては 60°C と割れ阻止温度が 20°C 低下している。

3 溶接継手部の性能

3.1 機械性能

溶接継手部は大入熱溶接となる SAW と CES を対象とし、各種

Table 4 Crack ratio (%) of low YR 60 kgf/mm² steel on Y-groove weld cracking test

Thick-ness (mm)	Test temp. (°C)	SMAW*1			GMAW*2		
		Surface	Root	Section	Surface	Root	Section
40	20	19	92	25	0	18	1
	40	27	12	1	0	11	1
	60	10	0	0	0	0	0
	80	0	0	0	0	0	0
	100	0	0	0	—	—	—
60	20	19	10	2	11	21	1
	40	0	29	1	0	9	1
	60	11	11	1	0	0	0
	80	0	0	0	0	0	0
	100	0	0	0	—	—	—
100	20	0	40	2	11	0	0
	40	11	0	0	0	0	0
	60	0	0	0	0	0	0
	80	0	0	0	0	0	0
	100	0	0	0	—	—	—

*1 KSA-86, 4 mmφ, 190 A, 20.5 kJ/cm

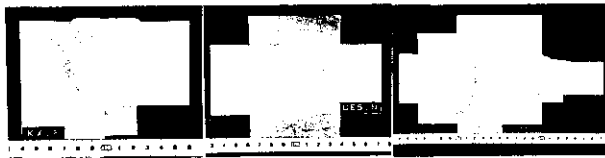
*2 KC-60, 1.2 mmφ, 300 A, 19.8 kJ/cm

の確性試験を行った。また、GMAW と CES で溶接される十字型の柱梁仕口部についても同様の試験を行った。これらの溶接諸条件を Table 5 に示す。なお、SAW については、板厚 40 と 60 mm は多電極による 1 パスで、100 mm は狭開先の多層盛で完全溶込み溶接を行った。また、CES については応力上、ダイヤモンドに 60 キロ鋼は必要ないため、対象鋼材から除外した。断面マクロ例を Photo 1 に示す。

各溶接部の継手引張試験結果を Table 6 に示す。継手強度は入熱が 500 kJ/cm 以上となる CES の溶接継手部で 1.5 kgf/mm² 低下したものがあがるが、他の溶接継手部では熱影響部が狭くかつ傾斜している結果、両鋼種とも大入熱により危惧された熱影響部の軟化の影

Table 5 Welding conditions

Welding method	S A W			C E S			C E S + G M A W		
	Groove shape								
Steel (kgf/mm ²)	53, 60			53			Diaphragm	CS	BF
Welding materials	Wire: KW30T (53 kgf/mm ²) KW101B (60 kgf/mm ²) Flux: KB 110 (40, 100 mm ²) KB 50I (60 mm ²)			Wire: KW 50C Flux: KF 100 Consumable nozzle: KU 1000-10φ			[CES] Same as the left [GMAW] Wire: KC50 (53 kgf/mm ²) KC60 (60 kgf/mm ²) Shielding gas: CO ₂ 100%		
Thickness (mm)	40	60	100	40	60	100	60	40	
Total passes	1	1	25	1			1	22	
Heat input (kJ/cm)	227	436	40×24 222×1	539	851	1721	886	21×22	



(a) SAW(60 kgf/mm² steel) (b) CES(53 kgf/mm² steel) (c) CES+GMAW
Photo 1 Macrostructures of welded joints

Table 6 Tensile strength of welded joints

Welding method	Steel (kgf/mm ²)	Thickness (mm)	TS*1 (kgf/mm ²)	Location of fracture
SAW (Butt)	53	40	58.7	HAZ
		60	56.1	WM
		100	56.1	WM-BM
	60	40	65.4	HAZ
		60	65.0	HAZ-BM
		100	68.4	WM
CES (Butt)	53	40	55.8	HAZ
		60	55.3	HAZ
		100	53.8	HAZ
CES +GMAW (Cross)	53	40*2	58.1	BM (BF)
		60	63.9	BM (BF)

*1 Mean of the two test pieces
TP: W=25 mm, t=Original thickness, parallel length=100 mm (Butt), 260 mm (Cross)
*2 Plate thickness of beam flange

響はあまり認められず、母材 (Table 3 参照) と同等の強度が得られている。Table 7 は十字継手において、ダイヤフラム取付けの CES と梁フランジ取付けの GMAW の溶接影響を受けた角鋼管柱スキンプレートの引張性能を調べたものであるが、もともと母材強度が高い 60 キロ鋼板厚 100 mm で強度が約 3 kgf/mm² 低下したが、それ以外は降伏点、強度とも母材と同等の値が得られている。

SAW と CES 継手について JIS Z 3122 による表、裏および側曲げ試験を行った。比較的大きい曲げ欠陥は、SAW 継手の 53 キロ鋼板厚 100 mm の側曲げで生じた溶接金属の柱状晶に沿った 1.5 mm の開裂と、CES 継手の板厚 60 mm の表曲げで肥大した溶接金属組織に 2.8 mm の粒界割れが生じたが、いずれも 3 mm 以下である。また、溶接入熱が増大しても割れがほとんど生じていないことを併せ考えると、これらの曲げ性能は特に問題ないと思われる。

シャルピー衝撃試験は SAW 継手と CES, GMAW による十字継手について行った。試験結果を Table 8 と 9 に示す。靱性は SAW 継手では板厚 40 と 60 mm が、また十字継手では CES 溶接部 (ダイヤフラム 53 キロ鋼, 柱スキンプレート Z 方向) が、

Table 8 Charpy impact values of SAW joints

Steel (kgf/mm ²)	Thickness (mm)				V-notch position
		WM	FL	HAZ	
53 (vE _v)	40	4.0	5.9	5.3	
	60	5.6	4.9	5.3	
	100	13.6	16.9	16.9	
60 (vE _v)	40	12.8	7.7	6.1	
	60	11.2	5.6	5.0	
	100	18.1	13.1	7.9	

Note; Mean of the three test pieces, TP: JIS Z 2202 4

Table 7 Tensile properties of skin-plate suffered welding heat

Steel	Thickness (mm)	YP (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	EI (%)	YR (%)	Test piece
53 kgf/mm ²	60	38.9	54.2	33	72	
	100	38.7	55.0	49	70	
60 kgf/mm ²	60	48.6	62.4	39	78	
	100	50.3	66.5	35	76	

Table 9 Charpy impact values*1 of cross joints (kgf·m)

Steel (kgf/mm ²) CS, BF	Location	Diaphragm*2			Column skin-plate					Beam flange			V-notch position
		HAZ	FL	CES WM	FL	HAZ	t/2	HAZ	FL	GMAW WM	FL	HAZ	
53 ($\sqrt{E_0}$)	T	4.6	5.0	5.1	4.9	6.2	12.4	22.8	17.8	16.3	16.1	15.9	
	M	3.3	5.2	4.7	5.7	3.2	13.0	17.2	15.3	12.5	15.5	16.1	
60 ($\sqrt{E_{-5}}$)	T	—	—	6.8	10.8	8.5	9.0	12.7	6.1	6.0	12.6	14.9	
	M	—	—	7.7	11.1	5.0	8.9	23.4	5.5	8.1	9.4	12.7	

*1 Mean of the three test pieces (JIS Z 2202-4)

*2 53 kgf/mm² steel

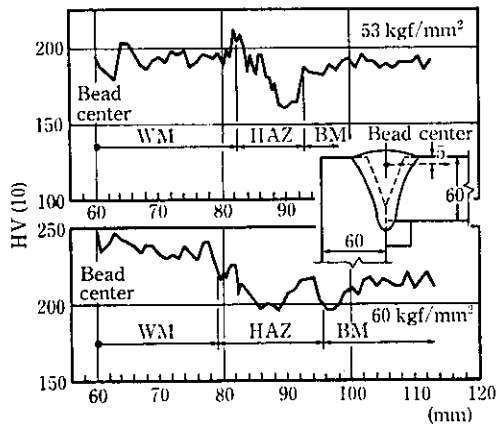


Fig. 5 Vickers hardness distribution of SAW joints

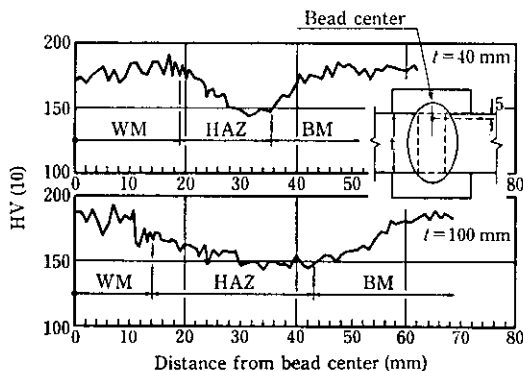


Fig. 6 Vickers hardness distribution of CES joints

いずれも1パスの大入熱で溶接されるため、比較的低い値を示している。しかし、これらの衝撃値は母材目標値(53キロ鋼 $\sqrt{E_0} \geq 2.8$, 60キロ鋼 $\sqrt{E_{-5}} \geq 4.8$ kgf·m)を上回っていること、コーナシーム(SAW)やダイヤフラム取付け(CES)部は構造的に存在応力が小さいことなどから、特に問題はないものと思われる。

Fig. 5と6は、53および60キロ鋼を用いた板厚60mmのSAW継手部と53キロ鋼を用いた板厚40および100mmのCES継手部のヴィッカース硬度分布である。両鋼種とも熱影響部に大入熱溶接による軟化が認められ、SAW(入熱436 kJ/cm)部では53キロ鋼で最低値がHV(10)≒160、60キロ鋼でHV(10)≒190と母材原質部に比べ両者とも約30低下した。また、母材が53キロ鋼のCES部では40、100mmの板厚(入熱539、1721 kJ/cm)とも最低値がHV(10)≒145を示し、入熱量の差は熱影響の広がりとして現われている。しかし、このような熱影響部における硬度低下は前述の引

張試験結果から、継手強度にあまり影響を与えていない。

これらのことから、53、60キロ鋼がSAWやCESなどの大入熱溶接された場合、継手部は硬度の低下、衝撃性能の劣化が生じるが、引張、曲げ、靱性とも母材目標値を十分確保することができ問題ないと言える。

3.2 極低サイクル疲労特性

高層の鉄骨構造物が巨大地震にみまわれた場合、柱梁接合部では塑性域の圧縮、引張歪を繰り返し受ける。このため、角鋼管柱とH形鋼梁の接合部をモデル化したFig. 7に示す供試体を用いて極低サイクル疲労試験を行い、当該鋼の繰返し耐力を調べた。供試体は柱梁材とも53または60キロ鋼を用いたものと、柱に60キロ、梁に53キロ鋼を組み合わせたものの3種類で、板厚は梁が40、柱が100mmである。ダイヤフラムは53キロ鋼の板厚60mmを用いた。柱とダイヤフラムの接合は水冷銅当て金を用いたCES、また柱と梁はGMAWで溶接した(溶接条件はTable 5参照)。載荷は1から4%の引張、圧縮歪を梁側平行部(母材部)に貼付した歪ゲージ(WSG)を用いて制御した。

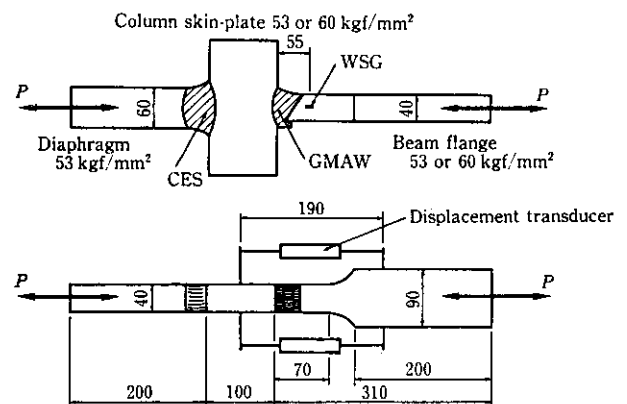


Fig. 7 Fatigue test specimen

疲労試験結果をまとめてTable 10に、荷重-歪関係のヒステリシスループ例をFig. 8に示す。いずれの供試体も初期の2サイクル目で反転点が上昇し、その後定常状態を続けるが、この定常域において梁材が53キロ鋼では加工硬化、60キロ鋼では加工軟化傾向をわずかながら示している。破壊は各供試体とも梁の取付け溶接部(GMAW)の裏面ボンド部にクラックが発生、進展するとともに、その後表面ボンド部に生じたクラックと溶接部に沿って連結するように破断した。破断例をPhoto 2に示すが、この破断状態は前項の静的十字引張における梁母材部の破断とは異なっている。Fig. 9は

Table 10 Low cycle fatigue test results of cross joints

Test piece	Steel (kgf/mm ²) DF-CS-BF	Strain amplitude (%)	σ_y (kgf/mm ²)	σ_i (kgf/mm ²)	σ_c (kgf/mm ²)	σ_i/σ_y	σ_c/σ_y	N_c (cycle)	N_f (cycle)
A-2	53-53-53	±2	42.8	56.5	-61.9	1.32	-1.45	5	34
A-4		±4	42.9	61.3	-69.7	1.43	-1.62	4	7
B-1	53-60-53	±1	43.5	51.1	-53.1	1.17	-1.22	15	74
B-2		±2	43.2	55.7	-59.9	1.29	-1.39	5	21
B-3		±3	40.7	59.5	-65.6	1.46	-1.61	3	14
B-4		±4	40.3	61.5	-68.4	1.53	-1.70	2	9
C-1	53-60-60	±1	50.2	52.4	-55.2	1.04	-1.10	5	150
C-2-1		±2	49.9	59.6	-65.9	1.20	-1.32	2	41
C-2-2		±2	49.9	59.4	-63.9	1.19	-1.28	3	44

Note (1) σ_y : Yield stress at first loading cycle (3) N_c : Number of cycles to crack
 (2) $\sigma_{i,c}$: Stress at stable hysteresis loop (4) N_f : Number of cycles to failure

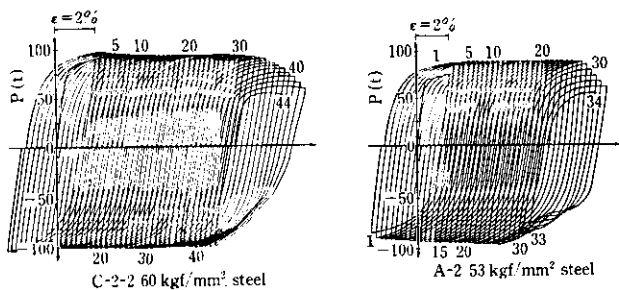


Fig. 8 Load-strain hysteresis loop

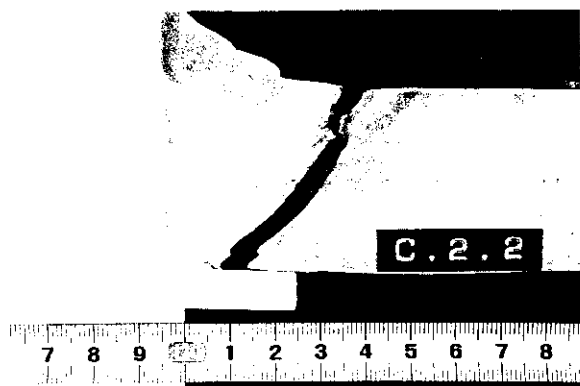


Photo 2 Appearance of fractured low cycle fatigue test specimen (strain amplitude=±2%)

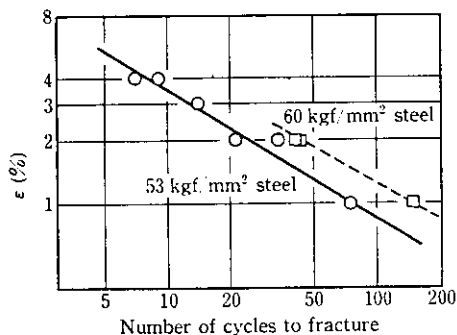


Fig. 9 Relation between strain and number of cycles to fracture

破断した梁材の鋼種、53と60キロ鋼の負荷歪振幅と破断回数との関係を示したもので、53キロ鋼の場合より60キロ鋼のほうが繰返し数が多い結果となっており、鋼材が高張力化すると疲労寿命が低下するという既往の研究結果⁴⁾とは異なった傾向を示した。

通常、鉄骨構造物が巨大地震にみまわれた場合、柱梁接合部が降伏歪を越える回数はせいぜい10サイクル程度⁵⁾、また歪振幅は椋代らの研究⁶⁾によれば最大でも±3%を超えないものと思われ、当該53および60キロ鋼では10サイクルでいずれも3.5% (降伏歪を0.2%とするとその17.5倍)の歪振幅まで耐えうるものとFig. 9から看取できる。したがって、両鋼種の柱梁接合部は極低サイクル疲労強度があると言える。

4 実大柱梁接合部の曲げ性能

柱梁接合部は構造上最も重要な部位で、鋼材の材料特性はもちろん、接合部の溶接継手性能が構造諸特性に直接関与する。そこで低YR 60キロ鋼を用いた柱梁接合部の安全性を総合的に検討するため、実大モデルの供試体を製造し曲げ実験を行い、その耐力および変形能を調べた。

4.1 供試体と実験方法

供試体は高層建築の下層階を階高4m、梁間8mと想定したFig. 10に示す柱梁接合部の十字形部分架構である。□-600mm×600mm×60mmの柱材はコーナースムをSAW 1パスの完全溶込み (Photo 1参照)、H-800mm×300mm×22mm×40mmの梁材は

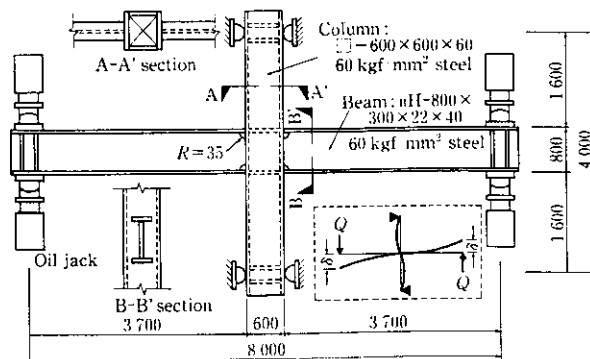


Fig. 10 Bending test specimen and loading condition of beam to column connection

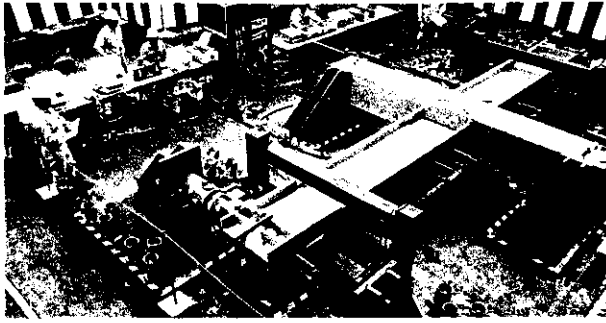


Photo 3 Overview of full-scale flexural test

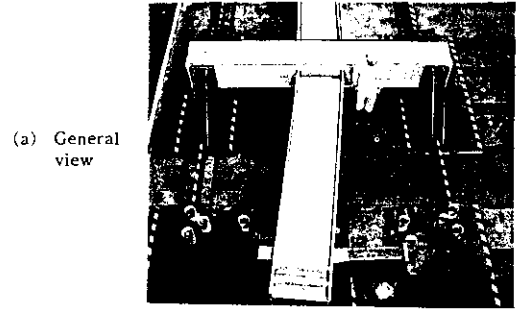
SAW の部分溶込み (脚長 14 mm) 溶接で組み立てた。これらはすべて Table 3 に示した低 YR 60 キロ鋼である。なお、角鋼管柱には 53 キロ鋼、板厚 40 mm のダイヤフラムを内蔵している。柱と梁の接合は梁ウェブにスカラップ、梁フランジ端にエンドタブを設け、K 開先による完全溶込み溶接を SMAW で行った。荷重は地震時を想定した梁端逆対称荷重 Q による曲げとし、柱軸力は導入していない。梁端部の全体変形 δ とパネルゾーンの剪断変形は変位計で、また梁接合部など塑性化する主要部位の歪は貼付した WSG で計測した。実験は梁の降伏時 (Q_y : 計算値) 変形の 3 倍まで漸増正負繰返し荷重 (8 サイクル) した後、一方向荷重で破壊に至らした。Photo 3 に実験状況を示す。

4.2 実験結果

梁端部の荷重-全体変形角曲線を Fig. 11 に、供試体の破壊状況を Photo 4 に示す。破壊は梁引張フランジの溶接止端部に微小なクラックが発生、進展するとともに、圧縮フランジには局部座屈と面外変形を生じながら梁材の最大耐力 $Q_m=223\text{ t}$ を示した後、引張フランジが破断した。終局耐力 Q_u は 222 t で、最大耐力に比べて目立った低下を示さなかった。なお実験中、柱材やパネルゾーンに異常な変化はなく、また終了後行ったコーナシームやダイヤフラム取付け溶接部の断面マクロ検査にも割れなどの損傷が認められなかった。

4.3 最大耐力と変形能力

最大耐力は、H 形鋼の梁ウェブの分担する応力が角鋼管柱スキャン



(b) Compression flange (c) Tension flange

Photo 4 Failure of test specimen

プレートの面外曲げ変形によって低くなること、梁ウェブに設けたスカラップによって断面欠損が生じ、また梁フランジに歪が集中すること、などから低下する傾向がある。今回の実験で得られた最大耐力 $Q_m=223\text{ t}$ は、梁の全塑性耐力 $Q_p=164\text{ t}$ (計算値) の 1.36 倍と大きく、比較的高い YR の 60 キロ鋼を用いた既往の実験例⁷⁾ と比べ、鋼素材の最大耐力を十分発揮させている。

最大耐力時の全体変形角は $1/10.5\text{ red.}$ と、梁材降伏耐力時の 8.29 倍を示し、変形能力は十分である。これは、モーメント勾配を有する梁材の塑性変形能は梁端部に生じる塑性域の長さに支配されるため、今回低 YR 鋼を適用したことにより、Fig. 12 に歪測定結果を示すごとく、梁フランジの塑性域が 1000 mm 以上に大きく広がっていることで理解できる。

これらのことを確認するため、当該供試体を鋼材の YR が 76 と 87% の場合について有限要素法で弾塑性解析した。この解析では供試体を厚肉シェル要素でモデル化 (梁ウェブを対称面とする 1/2 モ

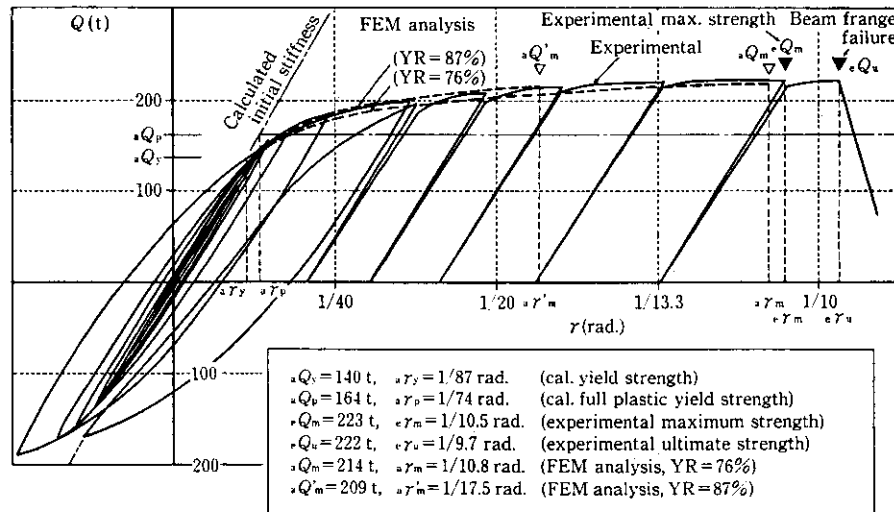


Fig. 11 Load-deformation curves by the experiment and FEM analysis

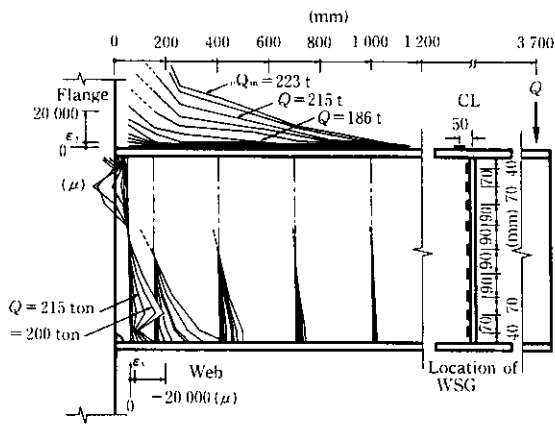


Fig. 12 Strain distribution in beam end (longitudinal)

デル) し、鋼材の応力歪曲線に最大応力度まで5折線で近似したものをを用いて、単調漸増荷重時の弾塑性挙動を調べた。解析結果を Fig. 11 に併記するとともに、Fig. 13 に最大耐力時の塑性域を Von Mises の降伏条件を適用して示す。この解析結果は YR が76% の場合、今回の実験結果と最大耐力で4%、その時の全体変形角で3%の範囲内でよく対応しているとともに、低 YR 鋼は高 YR 鋼より塑性化した後の耐力上昇が大きく、また梁材の塑性域の広がりて変形能力が大幅に向上することがわかった。

以上のことから、低 YR 60 キロ鋼を用いた柱梁接合部は十分な耐力と変形能力を具備し、耐震性能が高いと言える。

5 おわりに

実ラインで製造した建築用低 YR 53 および 60 キロ鋼を用いて各種性能試験を行い、以下の結果を得た。

(1) 母材性能試験

- (a) TMCP 製 53 キロ鋼および 2 相域焼入れ製 60 キロ鋼は目標とした引張性能 (YR, E_{st} , など)、靱性などを十分に満足し、また音響異方性もほとんどない。
- (b) 53 キロ鋼の斜め Y 型拘束試験による耐溶接割れ性は良好で、鋼材温度が 20°C 以上あれば予熱は必要ない。60 キロ鋼では SMAW の場合、割れ阻止温度が 80°C であるが、GMAW により 20°C 低下させることができる。

(2) 溶接継手性能試験

- (a) 大入熱溶接された継手は両鋼種とも熱影響部が軟化するが、継手強度はほとんど低下せず、母材目標値を十分満足し

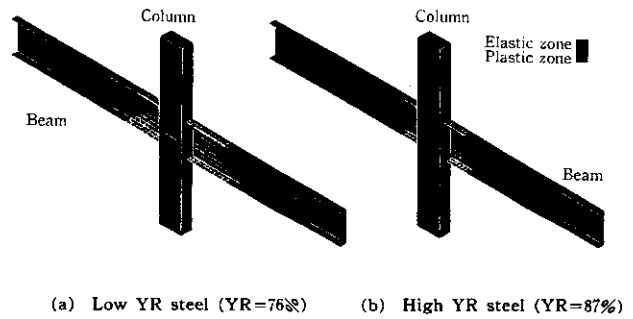


Fig. 13 Von Mises stress distribution at maximum strength of beam, FEM analysis result

- た。
- (b) 大入熱溶接継手部の靱性はポンド、熱影響部で劣化するが、母材目標値は確保できる。
- (c) 継手部の曲げ性能は問題ない。
- (3) 柱梁接合部極低サイクル疲労試験
 - (a) 60 キロ鋼による柱梁接合部の極低サイクル疲労強度は 53 キロ鋼の場合に比べ同等以上である。
 - (b) 破壊は溶接部のポンド部に生じるクラックが進展し起こるが、この破壊形態は静的引張の場合の母材部破断と異なる。
 - (c) 両鋼種の疲労強度は実用上問題ない。
- (4) 柱梁接合部実大曲げ実験
 - (a) 低 YR 60 キロ鋼を用いた実大柱梁接合部の曲げ荷重による破壊は、梁圧縮フランジの座屈を伴いながら最大耐力を示した後、引張フランジが柱取り付け溶接部で破断した。
 - (b) 最大耐力は全塑性耐力の 1.36 倍と十分である。
 - (c) 最大耐力時の全体変形角は 1/10.5 rad. で、梁降伏耐力時の 8.29 倍と十分である。
 - (d) 最大耐力および全体変形角の実験値は FEM 解析値とよく合致する。
 - (e) 最大耐力、変形能力は鋼材の低 YR 化によって向上する。

以上のことから、建築用低 YR 53 および 60 キロ鋼の母材性能、溶接継手性能は良好であり、その構造特性も優れていることがわかった。

おわりに、今回の一連の実験において、ご指導を頂いた千葉大学森田耕次教授、また貴重なご助言を賜った東京大学高梨晃一教授に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 内田 清, 片岡義弘, 岡 裕, 弟子丸慎一: 材料とプロセス, 2 (1989) 3, 874
- 2) 弟子丸慎一, 小林英司, 内田 清, 永易正光, 藤野 博: 材料とプロセス, 2 (1989) 3, 875
- 3) 弟子丸慎一, 平井征夫, 天野慶一, 上田修三, 上村尚志, 坪田一哉: 「水圏海洋構造物用大入熱溶接用厚肉鋼板の製造」, 川崎製鉄技報, 18 (1986) 4, 295-300
- 4) 金多 潔, 甲津功夫: 「鋼構造溶接接合部の低サイクル疲労強度に関する実験的研究—その 1 各種鋼材とその溶接接合部の疲労強度—」, 日本建築学会論文報告集, 313 (1982), 30-38
- 5) 日本鋼構造協会関西地区委員会 STUDY GROUP 「SAWED」: 「鋼構造

- 物の欠陥評価と安全性 その 6 鋼構造物の欠陥評価方法—建築物の溶接接合部における欠陥の評価に関する研究, JSSC, 12 (1974), 124, 27-33
- 6) 椋代仁朗, 松井義昌, 松尾 彰: 「欠陥を有する柱・はり溶接継目の塑性変形能力と疲労特性に関する研究 (引張平均ひずみが与える影響について)」, 日本建築学会構造工学論文集, 34B (1988), 131-140
- 7) 松井千秋, 津田恵吾, 浮島達也, 堺 純一: 「高張力鋼を用いた SRC 構造の開発研究 (No. 29) SRC および S 十字形骨組の荷重実験 (その 1) 実験計画と S 骨組の実験」, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), (1987), 1259-1260