

新構造システムの先駆けとなる降伏比緩和型高降伏点鋼板の開発

Development of Structural Steel for Buildings with High Yield Ratio and High Yield Point Leading Innovative Steel Structural System

鈴木孝彦^{*(1)} 鈴木悠介^{*(2)} 吉田 譲^{*(3)} 窪田 伸^{*(4)}
 Takahiko SUZUKI Yusuke SUZUKI Yuzuru YOSHIDA Shin KUBOTA
 志村保美^{*(5)} 永田匡宏^{*(6)}
 Yasumi SHIMURA Masahiro NAGATA

抄 録

制振ダンパーで地震入力エネルギーを吸収して梁や柱の損傷を防止する損傷制御設計が超高層建築物を中心に定着してきた。柱部材は地震時においてもほぼ弾性域に留まるため、柱部材に必要な鋼材性能は梁部材のものとは明らかに異なってくる。これまで柱と梁には同じ規格の鋼材が使われてきたが、柱部材専用とした高降伏点鋼板の規格を設定して開発を行った。開発の経緯と規格の概要、試作した鋼材の性能について報告した。

Abstract

Damage control design, which absorbs earthquake input energy with seismic dampers and prevents beams and columns being damaged, is established mainly of high rise buildings. The columns almost remain within elastic strain range during severe earthquake. Therefore, the demand performance for the columns is obviously different from the one for the beams. Up to now, steel of the same standard has been used for the columns and the beams. This time, steel plate with high yield point only for the columns was developed. In this paper, the details of development, the outline of the standard, and the performance of the steels made for trial purposes are reported.

1. はじめに

1981年建築基準法改正での新耐震設計法の導入から、1990年代での建築鉄骨品質問題を契機に、建築構造用鋼材の必要性能への関心が高まり、設計、施工のニーズに合致する鋼材性能が検討された。その結果として、1994年に建築構造用圧延鋼材(SN材)がJIS規格化され、従来から使用されてきたSS材、SM材での規定に、新たに溶接性(C_{eq} :炭素当量)、耐震性(低YR:低降伏比、狭YP:降伏点の上下限規制、 ν_E :シャルピー吸収エネルギー)の規定が加えられた。これにより、わが国の耐震建築構造物に使用される鋼材として具備すべき性能が明確化された。

SN規格制定以降も、阪神淡路大震災での教訓から、建物の資産価値向上へと施主のニーズが変化する中、耐震信頼性向上のための研究開発が続けられている。直近では、都市再生、社会資本整備の促進を目的とした府省連携プロジェクト「革新的構造材料を用いた新構造システムの開発」が発足し、耐震性と可変性が格段に優れた新たな建築物、これを新構造システムと称して開発が進められている^{1,2)}。

“震度7弾性設計”という従来を遥かに上回る耐震性能要求レベルに応えながら経済合理性も追求しようと、スケルトン&インフィルや水平垂直分離型架構に代表される“構造の機能分化”が開発方針の一つに掲げられている。必然的にこの機能分化に対応した革新的構造材料が求められ、必要となる鋼材性能を見極めてそれを向上させるとともに、必要ではない性能を大胆に削除して経済性を追求するという開発方針がとられている。こうした必要性能を絞り込み特定の機能を向上させる革新的構造材料を開発し、これを適材適所で活用していくことが、新構造システム実現の原動力となっている。

このような技術動向を踏まえ、現状の建築物から新構造システムへの移行を睨んだ上で、これに先駆けて、構造の機能分化に対応した専用鋼材の適材適所での活用の考えを基に、現状の規格を見直し新たな鋼材を開発した。

2. 柱弾性設計とそれに対応した厚鋼板の開発

2.1 建築構造用鋼材の必要性能

鉄骨造の約90%の建物で角形鋼管柱(コラム)とH形断面梁(H形梁)からなるラーメン構造が用いられている。コラムとH形梁とは

^{*(1)} 建材開発技術部 マネジャー 工博
 東京都千代田区大手町2-6-3 〒100-8071 TEL:(03)3275-7901

^{*(2)} 鋼構造研究開発センター 研究員

^{*(3)} 厚板営業部 マネジャー

^{*(4)} 大阪支店 マネジャー

^{*(5)} 建材開発技術部 マネジャー

^{*(6)} 建材開発技術部 部長

ダイアフラム等を用いて剛に結合され、現場での接合も含めて溶接が多用される。大地震時には柱や梁の端部、ならびに柱梁接合部での塑性化を許容し、地震入力エネルギーを消費させることで建物の崩壊を防ぐ(図1)。低層の建物では、鋼構造部材の塑性変形能力を暗黙のうちに期待して、大地震に対する詳細は構造検討が省略される。これらのことから、建築鉄骨用の鋼材は、柱や梁等の部材の種別に関わり無く、図2に示す溶接性、耐震性が厳しく要求される。

一方、超高層建築物では、1990年代初めから制振ダンパーと称する地震エネルギー吸収機構をラーメン骨組に組み込み(図3)、柱および梁の塑性化の度合いを低減する損傷制御設計³⁾が行われるようになってきた。阪神淡路大震災を機に、被災後でも建物の再使用が可能になるようにと、資産価値向上のニーズが高まり、現在では建設される超高層建築物の全てにダンパーが導入されるまでに至っている。骨組は機能分化された柱、梁、ダンパーで構成され、各部材に対応して鋼材の必要性能も異なる。

ダンパー...柱や梁に先行して降伏することで地震エネルギーを吸収する。鋼材には、降伏点が低く、そのばらつきが小さいこと、高い伸び性能を有することが必要とされる。

梁部材...ダンパーで処理しきれない地震エネルギーを塑性化により吸収する。柱の損傷を防ぐために、柱に先行して

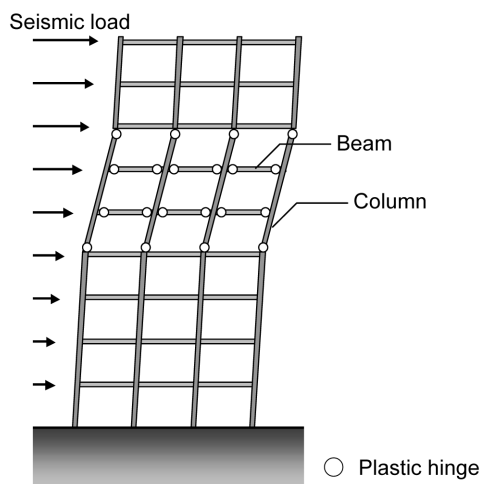


図1 柱・梁部材の塑性変形能力を期待した耐震設計
Seismic design utilizing plastic deformation capacity of beam and column

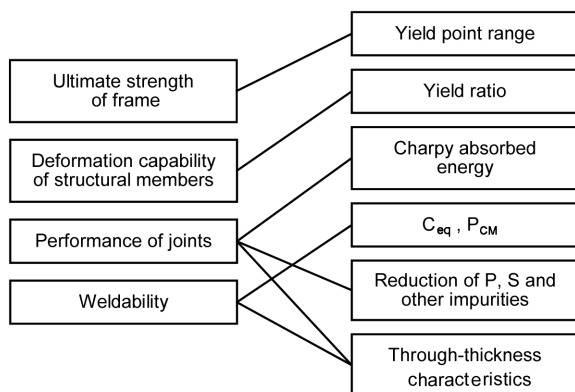


図2 耐震建築構造用鋼材の必要性能
Performance requirement for steel used in building structure

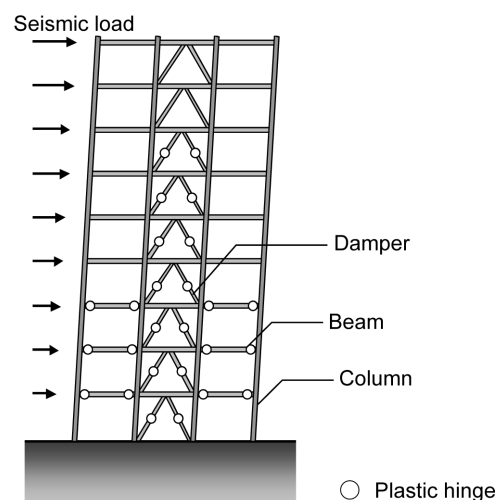


図3 柱を弾性範囲に留める損傷制御設計
Damage control design preventing column damaged

降伏する。そのため、降伏比が低く、降伏点のばらつきが小さい鋼材が用いられる。

柱部材...大地震時での大きな揺れにおいても建物自重を支えつつ、建物の倒壊や崩壊を防ぐ。ダンパーに続いて梁がエネルギーを吸収するという二段階のフェールセーフが働く中で、柱はほぼ弾性範囲に留まる。下層に向かうほど建物自重と地震荷重が増大するため、高設計強度の鋼材が必要となる。

こうした要求に対し、ダンパー用鋼材として低降伏点鋼が開発され市場に広く浸透してきた。一方、梁と柱については、塑性化の度合いに大きな差があるにも関わらず、SN規格に準拠した同一規格の鋼材が使用されている。そこで、今後、こうした損傷制御設計が普及していくとの予測の下、損傷制御構造における柱部材に着目し、その特徴と機能を踏まえ、SN規格とは異なる新たな鋼材規格を提案することとした。

2.2 柱部材に対応した鋼材規格の提案

建築物の高層化やスパン拡大に伴い、柱断面は極厚化する傾向にある。板厚の増大は鋼重と溶接量の増大に直結するため、高設計強度の鋼材(例えば建築構造用高性能590N/mm²鋼材: SA440)を採用することが建設コスト抑制のための一つの選択肢となる。ただし、降伏比80%以下の規定を満たしながら高設計強度を確保するためには、鋼材の引張強さも同時に高くしなければならず、炭素をはじめとする硬化強化元素の添加が必要となる。硬化強化元素の増加は、溶接性を阻害し、溶接熱影響部の著しい硬化や溶接割れの発生を誘発する。結局、降伏比を低くしても、部材の塑性変形能力が硬化部や割れを起点とした脆性破壊で断ち切られる結果を招いてしまう。

これを防ぐために、SA440では予熱を実施するなど、溶接施工において厳格な管理が行われる。このように、設計強度、降伏比、溶接性とは相互に密接に関連し、構造部材への性能に影響を及ぼす。SN鋼はこれら3つがうまくバランスした鋼材であると言えるが、SN鋼を超える高設計強度の鋼材ではこのバランスが崩れる。そのため、低降伏比と高溶接性という相反する要求性能のどちらに重点を置くべきかの判断が必要となる。

大地震時での建物の崩壊を防止し、かつ、被災後の建物全体での残留変形を抑えて再使用を実現するためには、柱部材を弾性範囲内

に留めておくことが不可欠である。このような柱を弾性に留める設計は、昨今の安心安全と資産価値向上のニーズに合致し、超高層建築物に留まらず、一般の建築物にまで広がっていくものと期待される。このような弾性設計を前提とすれば、必要となる変形能力は極小化され、降伏比の緩和が可能となる。その結果、図に示すように従来鋼の引張強さをそのままに降伏点のみ引き上げること(図4)で、溶接性を阻害することなく高設計強度の鋼材が実現する。こうした考えで、降伏比緩和型高降伏点鋼板(BT-HT400C)が生まれた。

本鋼材開発に当たって設定した規格の概要を表1に示す。表には比較のために、SN鋼の設計強度を上回る新日本製鐵のBT-HT325、355(建築構造用TMCP鋼材)、SA440を併記している。比較鋼はいずれも降伏比80%以下を規定した鋼材である。一方、本鋼材は降伏比を90%以下にまで緩和し、BT-HT325と同じ強度クラス(490N/mm²)でSA440にせまる高設計強度400N/mm²(BT-HT325の23%アップ)を設定した。

化学成分の規定はBT-HT325と同じとし、溶接性の指標である炭素当量(C_{eq})、溶接割れ感受性組成(P_{CM})をBT-HT355、SA440よりも低く抑えた。これにより、通常の溶接施工において、最大板厚まで予熱が不要である。さらに溶接組立箱形断面柱用として、SN鋼のC種と同様に、P、Sの上限値を厳しく規定し、厚さ方向特性の保証と超音波探傷試験の実施を規定した。

衝撃特性については、母材で0 70J以上を保証し、併せて炭酸ガスシールドアーク溶接(以下、CO₂溶接と略す)の標準溶接条件のもと、溶接熱影響部でも0 70J以上が確保されるように、化学成分(マグ溶接熱影響部靱性指標⁴⁾: f_{HAZ})を規定した。これは、塑性化を期待した梁端溶接接合部での脆性的破壊を防止するために0 70J以上の衝撃特性の確保が推奨されていること⁵⁾の理由による。エレクトロニックピースをはじめとする取付け金物の溶接が低応力脆性破壊の起点となる危険性も存在し、設備架設のための溶接が無造作に

行われる実情も勘案すれば、溶接性と衝撃特性を高めておくことは重要である。

板厚は19~100mmを設定し、建物の最下層から最上層までの柱を同一規格で設計することを可能としている。また、柱部材が最後まで塑性化しないことの理由から、降伏点と引張強さの上下限の幅は、従来鋼よりも広く設定している。

2.3 降伏比緩和型高降伏点鋼板の製造

設定した規格に基づき試作を行い、鋼材性能を確認した。製造にはTMCP(Thermo Mechanical Control Process: 熱加工制御)を適用し、490N/mm²級の化学成分で加速冷却により降伏点を高めている。これにより、BT-HT325と同じ溶接性でSA440にせまる400N/mm²の降伏点を確保した。TMCPは本来、金属組織を細粒化して高強度を達成するために開発されたものである。一方、現状の建築構造用TMCP鋼は、降伏比を80%以下とするために、この特徴を犠牲にし、意図的に降伏点が低くなるよう製造される。本鋼材は、降伏点を高くするTMCP本来の方法で製造することにより、従来鋼と同等の製造コストで高設計強度の鋼板を製造することが可能となった。

本鋼材のミクロ組織を従来の建築用鋼と比較して写真1に示す。本鋼材の結晶粒径は細かく、これが降伏点を高くし、母材の衝撃特性も向上させる効果をもたらしている。以下では、試作した中で25mm、50mm、100mmの鋼板について、材料性能を調査した結果を示す。

試作鋼の化学成分を C_{eq} 、 P_{CM} 、 f_{HAZ} と併せて表2に、機械試験の結果を表3に示す。板厚25mmと50mmの鋼板は同一溶鋼から製造している。

引張試験における応力-歪関係を図5に示す。板厚が厚くなるほど、降伏点および降伏棚が不明瞭になり、ラウンドハウス型となる傾向にある。これは従来のTMCP鋼と同様で、降伏点の現れないものについては0.2%オフセット耐力で規格値を保証することとしている。また、降伏比は25mm厚で80%を上回り、50mm、100mm厚では80%を下回る結果となった。

シャルピー衝撃試験におけるエネルギー遷移曲線を図6に示す。遷移温度は-74 から -52 で、試験温度0 では試験値はいずれもアッパーシェルフにあり、安定して300Jを超える値が得られている。写真1の微細化した結晶粒により、従来の低降伏比型TMCP鋼を上回る衝撃特性が発揮されることがわかる。

材料の断面硬さ試験結果(ピッカース硬さ)を図7に示す。板厚が厚くなるほど、断面内の硬さ分布幅は大きくなり、表面付近で硬度は上昇する。この傾向は従来TMCP鋼と大差なく、構造性能上、有害となるものではない。

溶接性を確認するため、最高硬さ試験(JIS Z 3101)、Y形溶接割れ試験(JIS Z 3158)を行った。試験には板厚50mmの試作鋼を用い、溶接はCO₂溶接にて行った。試験条件および結果を表4、表5に示

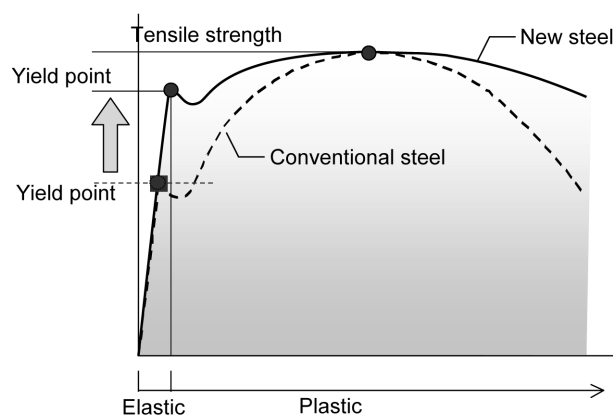


図4 降伏比緩和型高降伏点鋼開発の基本概念
Development concept of high yield point steel

表1 既存鋼種との鋼材規格の比較
Comparison of specifications with conventional steel

Standards	Design strength (N/mm ²)	Thickness (mm)	Yield point (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Yield ratio (%)	C_{eq} (%)	$\sqrt{E_0}$ (J)	f_{HAZ} (%)
BT-HT400C	400	19-100	400-550	490-670	90	0.40	70	0.58
BT-HT325	325	40-100	325-445	490-610	80	0.40	27	-
BT-HT355	355	40-100	355-475	520-640	80	0.42	27	-
SA440	440	19-100	440-540	590-740	80	0.47	47	-

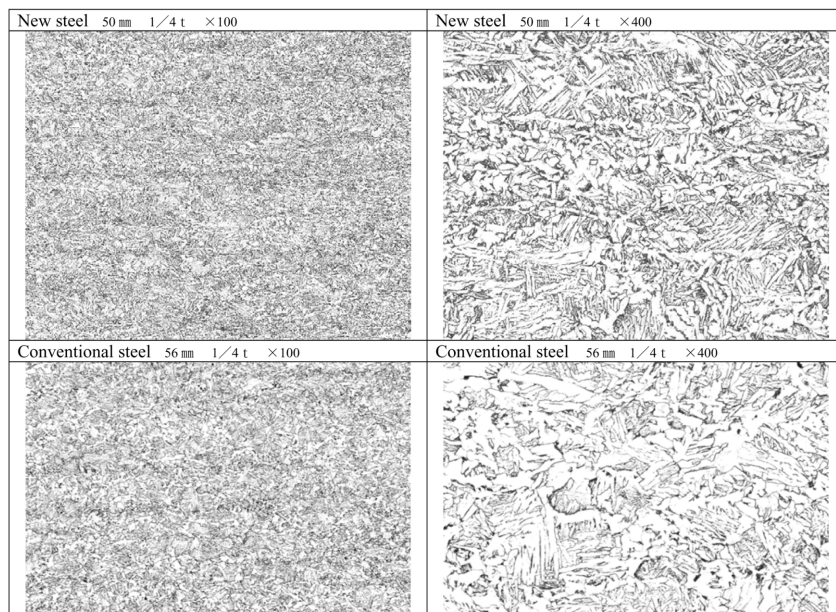


写真1 従来のTMCP鋼と開発鋼のミクロ組織
Micro-structure of conventional TMCP steel and new steel

表2 試作鋼の化学成分(%)
Chemical compositions of sample steel (mass %)

New steel	Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	C _{eq}	P _{CM}	f _{HAZ}
Specification	19-100	0.20	0.55	2.00	0.020	0.008	0.40	0.26	0.58
Sample A	25	0.14	0.27	1.30	0.014	0.003	0.37	0.22	0.39
Sample B	50	0.14	0.27	1.30	0.014	0.003	0.37	0.22	0.39
Sample C	100	0.10	0.22	1.54	0.007	0.002	0.37	0.19	0.35

表3 試作鋼の機械的性質
Mechanical properties of sample steel

	Thickness (mm)	Tensile test				Charpy impact test	Through thickness tensile test
		Yield point (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Elongation (%)	Yield ratio (%)	Absorbed energy at 0 (J)	Reduction of area (%)
Specification	19-100	400-550	490-670	21 ^{*1} 23 ^{*2}	90	70	25 (ave.) 15 (each)
Sample A	25	455	554	25 ^{*1}	82	311, 305, 315 (ave.310)	67, 62, 72 (ave.67)
Sample B	50	442	576	26 ^{*1}	77	316, 317, 321 (ave.318)	71, 71, 71 (ave.71)
Sample C	100	412	546	34 ^{*2}	76	327, 339, 337 (ave.334)	80, 78, 78 (ave.79)

*1 : Gage length = 200mm

*2 : Gage length = 50mm

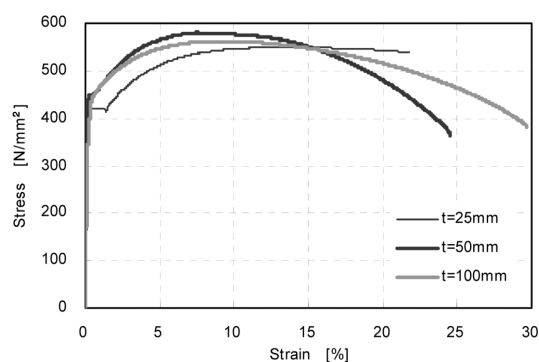


図5 素材引張試験の応力 - 歪曲線
Stress-strain curves from tensile test

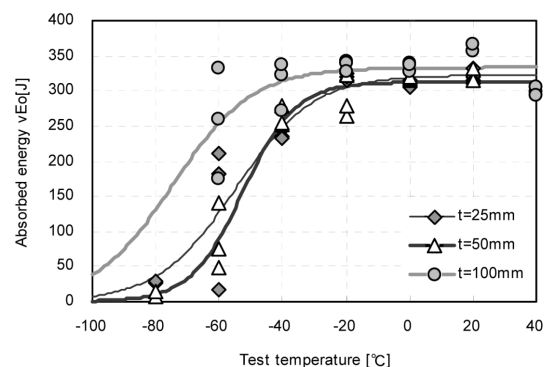


図6 シャルピー衝撃試験のエネルギー遷移曲線
Energy transition curves from Charpy impact test

表4 熱影響部最高硬さ試験結果
Test result of maximum hardness test in weld heat-affected zone

Thickness	Test method	Welding process	Welding material	Pre-heat	Heat input	HV10
50mm	JIS Z 3101	CO ₂ *1	JIS Z 3312 YGW18	None	17 kJ/cm	253

*1 : CO₂ gas-shield arc welding

表5 y形溶接割れ試験結果
Test result of y-groove weld cracking test

Thickness	Test method	Welding process	Welding material	Pre-heat	Heat input	Surface crack	Section crack	Root crack
50mm	JIS Z 3158	CO ₂	JIS Z 3312 YGW18	None	17 kJ/cm	None	None	None

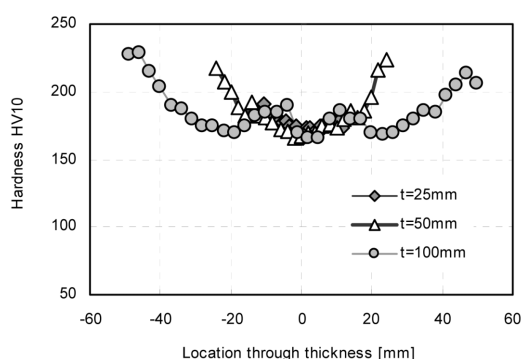


図7 断面内板厚方向の硬さ分布
Hardness distribution in direction of thickness in section

す。最高硬さHV10は253であり、有害な硬度変化は見られなかった。y形溶接割れ試験でも溶接部の割れは確認されず、良好な溶接性を有していることが確認された。

3. 降伏比緩和型高降伏点鋼板を用いた溶接組立箱形断面柱の性能

3.1 溶接施工試験による溶接部性能の確認

3.1.1 試験概要

溶接組立箱形断面柱ではCO₂溶接に加えてエレクトロスラグ溶接（以下、ESWと略す）やサブマージアーク溶接（以下、SAWと略す）といった大入熱溶接を多用して製作される。そこで、板厚50mmの試作鋼を用いた実物大継手の溶接施工試験を行い、CO₂溶接、SAW、ESWの3種類の溶接継手に対して継手強度、溶接熱影響部の衝撃値等の確認を行った。

表6に本試験における溶接部の性能目標値を示す。継手および溶接金属の引張強さは母材強度以上である490 N/mm²以上とした。溶接金属の耐力は柱断面の一部を形成する角継手のSAW、柱—柱継手

のCO₂溶接で母材規格(400 N/mm²)以上とし、一方、ESWでは接続する梁をTMCP325級と想定して、その母材規格の耐力が確保されれば良いとの観点から325 N/mm²以上を目標値とした。また、シャルピー吸収エネルギー(0 J)は、CO₂溶接では母材の f_{HAZ} 規定に対応した70Jとし、大入熱となるSAW、ESWは従来TMCP鋼と同等性能となる27Jを目標値とした。溶接熱影響部の硬さは350以下とした。

3.1.2 溶接施工条件

一般の鉄骨製作の範囲で、できるだけ溶接入熱が高くなるような条件とした。図8に開先形状を、表7に溶接条件を示す。ESWでは内ダイアフラムにスキンプレートと同厚同材を用いた結果、750kJ/cm近い入熱量となった。SAWでは板厚50mmのスキンプレートに対して2電極1ランの単層溶接にて施工を行った。

溶接材料は、溶接部の性能目標値に基づき選定した。CO₂溶接では溶接条件を緩和し、かつ溶接金属の靱性70Jを確保するためにYGW18(JIS Z 3312)とし、SAWでは大入熱溶接時の溶接金属での降伏耐力の低下を考慮して590N/mm²級のS582-H(JIS Z 3183)を選定した。ESW継手では、梁材料の耐力までを確保するとの考えから従来490N/mm²級鋼にて使用されるYES5(JIS Z 3353)とした。なお、いずれの溶接施工においても予熱は行っていない。

3.1.3 試験結果

シャルピー衝撃試験片のノッチ位置を図9に、各溶接部のマクロ

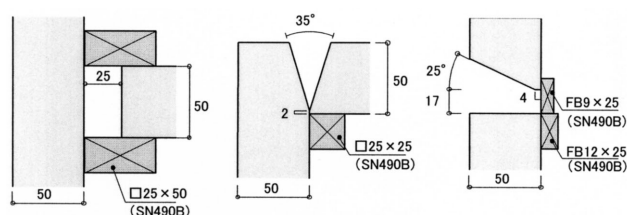


図8 各溶接部の開先形状
Groove configuration of welded joints

表6 溶接部の性能目標値
Targeted level of welded joint performance

	Welding process	Yield strength of weld metal	Tensile strength of weld metal	Tensile strength of welded joint	Notch toughness*3	Maximum hardness
Inner diaphragm	ESW*1	325	490	490	27	350
Corner joint	SAW*2	400	490	490	27	350
Column to column	CO ₂	400	490	490	70	350

*1 : Electroslag welding

*2 : Submerged arc welding

*3 : Charpy absorbed energy

表 7 溶接条件
Welding conditions

Welding process	Welding consumables	Welding pass	Current (A)	Voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)
ESW	JIS Z 3353 YES51	1	380	52	1.6	741
SAW	JIS Z 3183 S582-H	1	1900/1500 ^{*1}	40/45 ^{*1}	18	485
CO ₂	JIS Z 3312 YGW18	1-44	230-280	28-32	19-65	40

*1 : Twin electrode leading electrode/trailing electrode

写真および硬さ分布を図10に、引張試験およびシャルピー試験結果を表8に示す。マクロ写真から、いずれの継手においても有害な溶接欠陥はなく、十分な溶け込み幅と健全な溶け込み形状が得られて

いることを確認した。

引張試験では余盛、裏当金を機械切削で削除した平滑試験片にて継手引張試験を実施し、溶接金属の引張試験は板厚の1/4の位置から採取した丸棒試験片にて実施した。全ての試験結果は性能目標値を上回っている。継手引張試験における破断位置はいずれも母材熱影響部であり、後述する軟化部と一致している。

硬さ試験は、ESWはダイアフラム板厚中央を、SAWおよびCO₂溶接は表面下2mmを測定した。試験結果から、SAWおよびESW熱影響部では軟化傾向が、CO₂溶接熱影響部では硬化傾向が見られたが、性能目標であるHV10 350を全てのポイントで満足しており、かつ、継手引張試験結果は脆性的破断もなく性能目標値を上回っていることから、この硬度変化は構造性能を害するものではない。また、この傾向は従来のTMCP鋼と同等のものである。

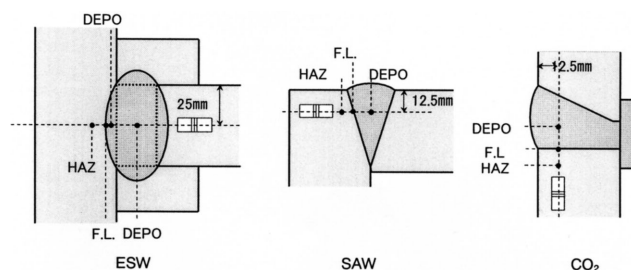


図 9 シャルピー衝撃試験片採取位置
Location of Charpy impact test specimens

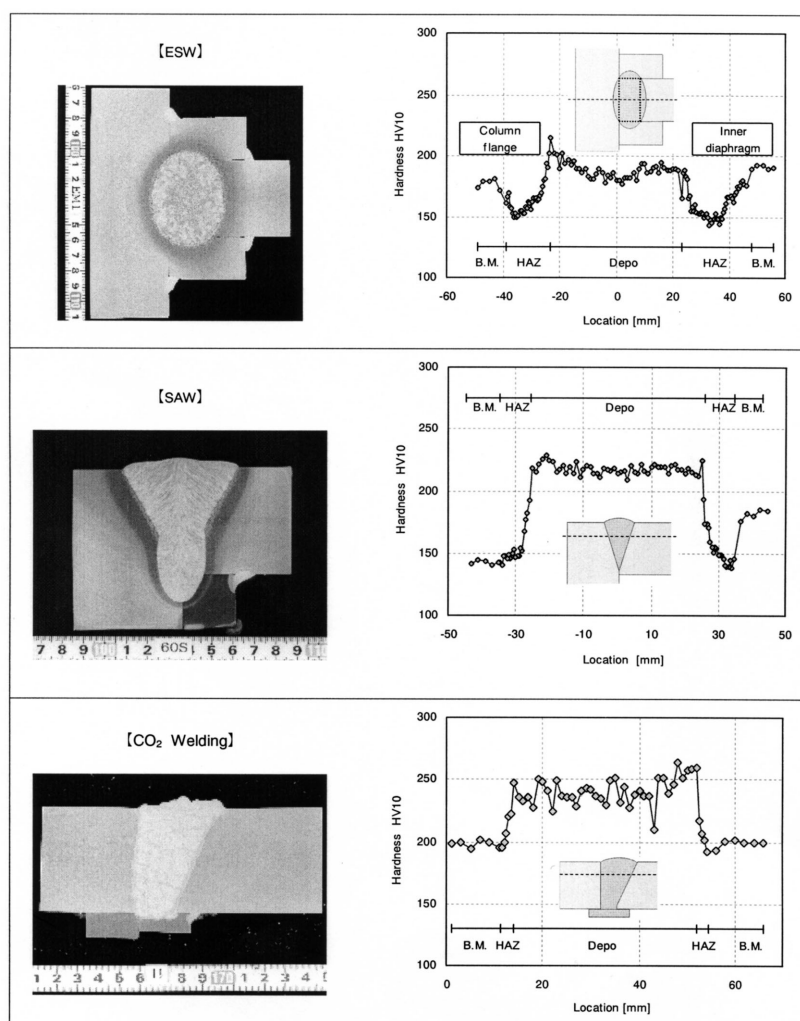


図10 各溶接部のマクロ組織と硬さ試験結果
Macro-appearance and hardness test results of welded joints

表 8 引張試験および衝撃試験結果
Results of tensile tests and impact tests

Welding process	Test of weld metal		Test of welded joint		V-notch Charpy impact test			
	Yield strength ^{*1}	Tensile strength ^{*1}	Tensile strength ^{*1}	Location of fracture	Absorbed energy (J)			
					(average of three tests)			
ESW	364	530	-	-	Depo ^{*2}	70	F.L.+1mm	89
	362	526			Depo ^{*3}	184	F.L.+3mm	110
					F.L.	140	F.L.+5mm	145
SAW	472	674	546	Base metal	Depo ^{*2}	97	F.L.+1mm	61
	480	678	553	Base metal	F.L.	71	F.L.+3mm	57
							F.L.+5mm	35
CO ₂	653	701	603	Base metal	Depo	139	F.L.+1mm	240
	682	696	613	Base metal	F.L.	198		

*1 : N/mm² *2 : Center of weld metal *3 : Edge of weld metal

シャルピー衝撃試験では、従来の建築構造用鋼材と同様に、大入熱溶接による熱影響部での靱性低下が認められる。CO₂溶接の柱・柱継手では、 f_{HAZ} 規定に対応して70Jを大きく上回る吸収エネルギーが確保されている。SAWでは、一部で母材規格値の70Jを下回るものがあるが、性能目標である27Jは確保している。Fusion Linx (F.L. と略す) から離れた位置で吸収エネルギーの低下が見られるが、これは採取位置が板厚中央に近く中心偏析による影響と考えられる。ESWでは、入熱740kJ/cmに対して吸収エネルギーは70J程度あった。この時の溶込み量は片側で3mm程度であった。溶込みを確保するために入熱を過大にすることは、熱影響部 (HAZ) の靱性低下を招くので注意を要する。

なお、ここに示したSAWおよびESWの特性は、従来の鋼材と同等のレベルである。これらの溶接部で、実際に起こりうる破壊現象に対してどれだけの衝撃特性が必要であるかは、まだ研究の途上にあり、今後、明らかにされていくと思われる。破壊を防止するには設計面、施工面からの協力も必要であるが、材料面としては高HAZ靱性化技術 (HTUFF®) の適用が有効と考えられる。

3.2 圧縮試験による部材性能の確認

想定される外力に対しては弾性範囲内に留めるが、それ以上の外力に対しての終局状態を確認しておく必要がある。鋼材の降伏比が高くなると部材の変形性能は低下するため、高降伏比の鋼材を柱材に適用する場合には、柱梁耐力比の確保等により柱部材の弾性保持を確実なものとしておくことが重要となってくる。

しかし、中柱のような圧縮軸力が常時作用する部材においては、応力は主に圧縮範囲内で変動し、局部座屈によって終局を迎える。局部座屈の発生は幅厚比が支配的であり、降伏比の高低は部材変形性能にあまり影響しないとの報告がある⁷⁾。本試験では、高降伏比、高降伏点となる鋼材であっても、局部座屈にて耐力が決まる場合には、従来の低降伏比部材と同等の変形性能が期待できることを本鋼材により確認した。

3.2.1 短柱圧縮試験

箱形断面での局部座屈性状と降伏比との関係を把握する目的で短柱圧縮試験を行った。供試鋼は板厚12mmで、前述の本鋼板の規格

からは外れるが、試験機能力の制約から特別に試作した。化学成分および機械的性質を表9および表10に示す。

試験体は5体で、板厚一定で断面の外径を変えることで幅厚比を変化させている。試験体の長さは外径の3倍とした。角溶接はCO₂溶接による完全溶け込み溶接とし、溶接後、余盛を除去した。図11に示すように、試験体を加力板にメタルタッチとして平押し状態で加力し、試験体の軸方向変形を上下支圧板間に設置した変位計にて計測した。

得られた応力 - 歪関係を図12に、試験結果の一覧を表11に示す。

σ_{max} 、 ε_{max} は最大応力点における応力値、歪値である。試験体は全て局部座屈により最大荷重となったが、幅厚比の最も小さいNo. 1試験体では、提灯座屈に近い座屈モードとなったため、他の試験体に比べて高い歪および応力値を示した。

3.2.2 圧縮曲げ試験

図13に示す試験装置を用いて、一定軸力下で部材中央に繰り返しせん断力を加える圧縮曲げ試験を行った。試験体は幅厚比 $D/t = 18 \sim 36$ の4水準とし、軸力比は0.3とした。試験体の細長比は20程度となるように試験体長さを設定している。試験体中央の加力板は試験体を貫通する通しダイアフラム形式としている。表12に試験体諸元を示す。表中の11mm、9mm厚の鋼板は、12mm厚鋼板を両面から切削して所要の厚さに減厚したものである。載荷は降伏耐力の1/2の荷重レベルで2回正負に繰り返した後に、全塑性モーメントに対応する変形量 δ_p に対して、 $2\delta_p$ 、 $4\delta_p$ 、 $6\delta_p$ …の変形量を各2回与える形式とした。

表10 構造実験に供した鋼材の機械的性質
Mechanical properties of sample steel using structural experiment

Thickness (mm)	Yield point (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Elongation ^{*1} (%)	Yield ratio (%)
12.4	439	538	23	82
11.1	439	531	23	83
9.1	437	527	24	83

*1 : Gage length = 200mm

表9 構造実験に供した鋼材の化学成分(%)
Chemical compositions of sample steel using structural experiment (mass %)

Thickness	C	Si	Mn	P	S	C _{eq}	P _{CM}	f _{HAZ}
12mm	0.12	0.24	1.41	0.010	0.002	0.37	0.20	0.37

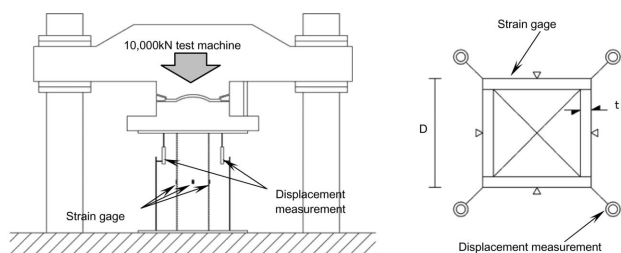


図11 短柱圧縮試験の概要
Set-up of stub-column test

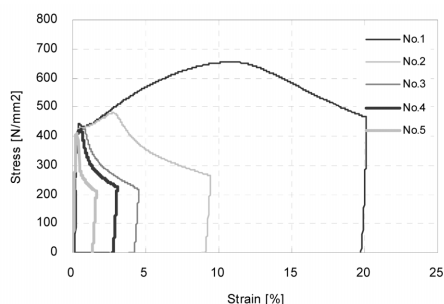


図12 短柱圧縮試験で得られた応力 - 歪関係
Stress-strain curves obtained from stub-column test

表11 短柱圧縮実験結果
Results of stub-column test

	D/t	$\sigma_{\max}$ (N/mm ²)	$\epsilon_{\max}$ (%)	$\tau = \sigma_{\max} / \sigma_y$	$\mu = \epsilon_{\max} / \epsilon_y$
No.1	9.6	655	10.50	1.57	51.8
No.2	17.4	480	2.71	1.15	13.3
No.3	24.1	426	0.69	1.02	3.4
No.4	27.0	422	0.55	1.01	2.7
No.5	34.7	410	0.28	0.98	1.4

D, t : Width and thickness of stub-column specimen

$\sigma_{\max}$: Maximum strength obtained from stub-column test

$\epsilon_{\max}$: Strain at $\sigma_{\max}$ obtained from stub-column test

σ_y : Yield strength obtained from tensile test

$\epsilon_y = \sigma_y / E$ (E : Young's modulus)

表12 圧縮曲げ実験の試験体一覧
List of beam-column specimens

	D (mm)	t (mm)	D/t	L (mm)	N/N _y
No.1	216	12.4	17.5	1 400	0.3
No.2	300	12.4	24.4	2 000	0.3
No.3	308	11.1	27.7	2 000	0.3
No.4	324	9.1	35.7	2 000	0.3

L : Length of stub-column specimen

N : Applied compression load

N_y : $\sigma_y A$ (A : Section area)

No. 1 試験体では $-4\delta_p$ から $+6\delta_p$ への移行途中で, No. 2, No. 3 試験体は $\pm 2\delta_p$ のループ途中で, No. 4 試験体はほぼ $+2\delta_p$ に至った時点で局部座屈が発生し最大耐力を迎えた。得られた曲げモーメント - 部材回転角関係を図14に示す。曲げモーメントは圧縮軸力による付加曲げを考慮して算出している。また, 試験結果の一覧を表13に示す。表中の $M_{\max}$ は最大耐力値, η は累積塑性変形倍率, $\theta_{\max}$ はスケルトンカーブより算出した最大耐力点における変形量である。

3.2.3 試験結果考察

短柱圧縮試験, 圧縮曲げ試験の結果を, 既存鋼 (400N/mm² ~ 590N/mm²級鋼, 降伏比70% ~ 90%) を用いた同種の試験結果⁷⁾と比較した。短柱圧縮試験は最大応力時の歪を降伏歪で除した歪塑性率で, 圧縮曲げ試験はスケルトンカーブにおける最大耐力時の変形量を全塑性時の変形量で除した部材塑性率で比較した。鋼種間に強度差があるため (1) 式に示す基準化幅厚比 $(D/t)_{eq}$ を用いて比較を行った。基準化幅厚比と塑性率の関係を図15に示す。

$$(D/t)_{eq} = (D/t) \sqrt{(\sigma_y / E)} \quad (1)$$

従来鋼の試験結果は, 座屈性状には幅厚比が支配的であり, 幅厚比の大きい範囲では降伏後早期に座屈が発生し鋼材が応力上昇する以前に面外変形が進んでしまうため, 降伏比の違いによる座屈性状の差異はほとんどなく, 幅厚比の小さい範囲においてのみ, 低降伏比鋼材の方で塑性率が若干高くなる傾向にある事を示している。図

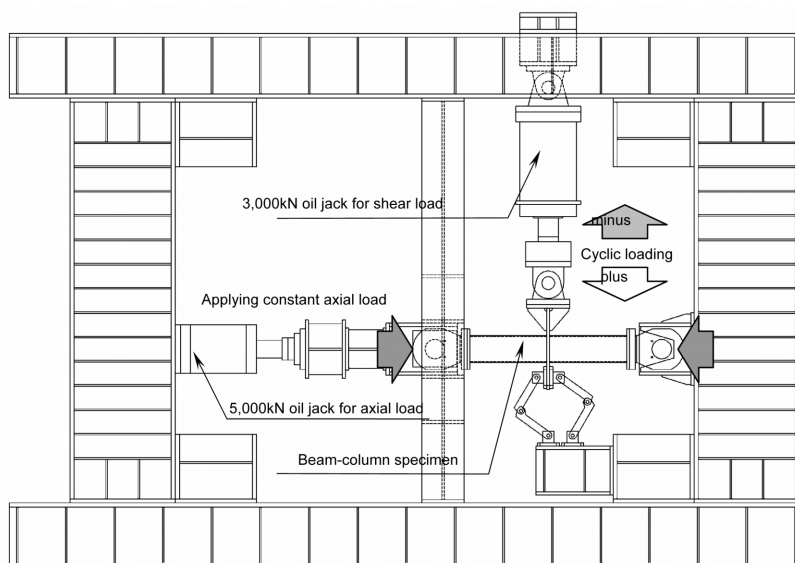


図13 圧縮曲げ試験の概要
Set-up of beam-column test

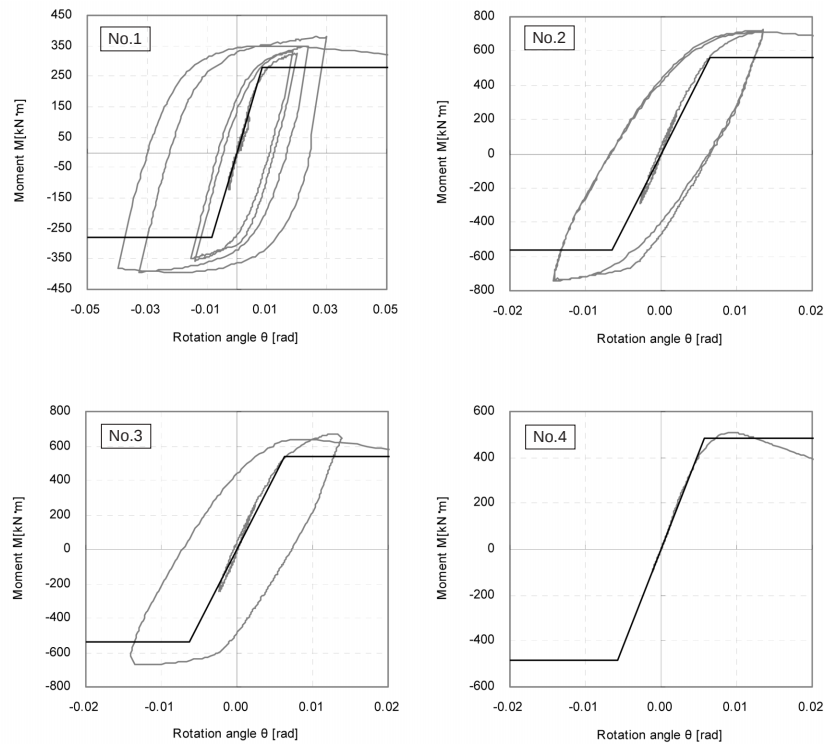


図14 圧縮曲げ実験での履歴曲線
Results of beam-column test

表13 圧縮曲げ実験結果
Results of stub-column test

	$M_{\max}$ (kN·m)	$\theta_{\max}$ (rad)	$\mu = \theta_{\max} / \theta_p$
No.1	391	0.05	6.6
No.2	693	0.02	3.1
No.3	619	0.02	3.2
No.4	508	0.01	1.6

$M_{\max}$: Maximum moment strength obtained from beam column test
 $\theta_{\max}$: Rotation angle at $M_{\max}$ on skeleton curve obtained from beam column test
 θ_p : Elastic rotation angle corresponding to M_p
 M_p : Full plastic moment of specimen considering axial load

15の比較から、本鋼材と従来鋼の結果は大差なく同様の傾向が見て取れる。このことから本鋼材の圧縮下での変形性状は、既存の低降伏比鋼材と同等に評価することができると考える。

4. まとめ

制振ダンパーの導入や梁先行降伏の設計方針の定着により、柱部材は地震時においてもほぼ弾性域に留まる傾向にある。この流れを受け、高設計強度と高溶接性を重視した柱部材専用の降伏比緩和型高降伏点鋼板を提案し、試作鋼を用いて溶接組立箱形断面柱としての性能を確認した。

高設計強度とすることで、柱断面の極厚化を抑制し、鋼重と溶接量の低減を図ることができる。このほかにも、柱が弾性応答する範

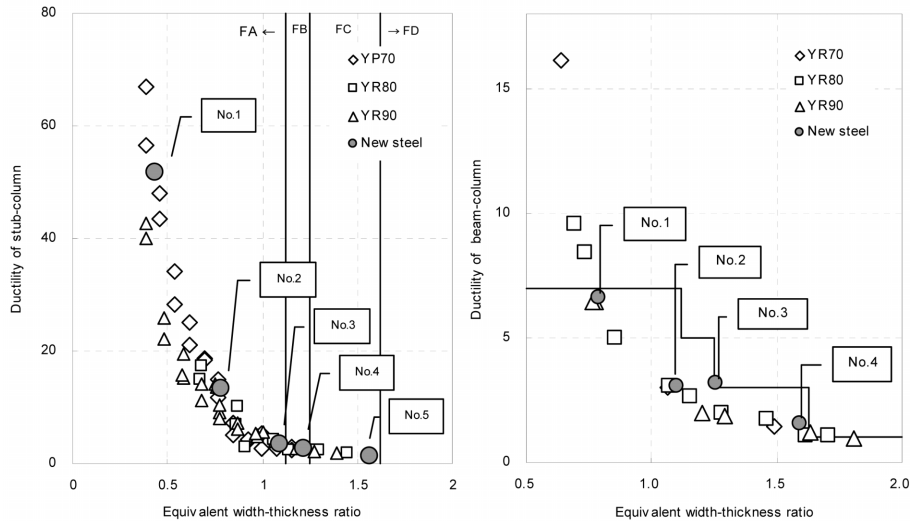


図15 塑性率と基準化幅厚比の関係
Relationships between ductility and width-thickness ratio

囲が広くなり、制振ダンパーと主架構との剛性比も大きくなることから、ダンパーによる制振効果が得やすくなることが期待される。また、高降伏比を許容し高溶接性を指向したことで、溶接施工コストの低減と溶接部の品質、性能の向上を図ることを可能とした。併せて、溶接入熱やパス間温度の条件によっては、汎用の490Nmm²級の溶接材料を使用することもメリットとして挙げられる。

本鋼材の使用に際しては、部材がほぼ弾性範囲内に留まることの確認が必要である。具体的には、時刻履歴応答解析による直接的な確認や、全体崩壊形を保証する柱梁耐力比の確保のような間接的な確認が行われることになる。

一方、想定外の地震入力や材料のばらつき、さらには設計、施工時のミスなどで、弾性範囲を大きく超えて塑性化してしまう可能性が指摘される。これら予測不可能な外乱に対し、鋼材の塑性変形能力で対処するとの考え方が一般的であろう。ただし、高強度鋼になるほど脆性破壊の危険性は高まり、期待した塑性変形が消滅してしまうこともありうる。塑性変形能力に期待することなく、部材に生じる応力レベルを下げておくことで外乱に備えるという考え方もあり、特に、建物全体を支えるという重要な役割を果たす柱部材の設

計には必要であろう。

本鋼材は、単に鉄骨工事のコスト削減だけを狙ったものではなく、本鋼材の適用が柱弾性設計を促し、建物の耐震性向上に貢献することを狙ったものである。本鋼材が、柱弾性設計の概念とともに超高層から中低層の市場にまで広く受け入れられ、安心、安全な建築鋼構造への発展に寄与することを期待する。

参考文献

- 1) 新構造システム建築物研究開発合同委員会:革新的構造材料を用いた新構造システム建築物研究開発プロジェクト JSSC (59) 25(2006)
- 2) 新構造システム建築物研究開発委員会:新構造システム建築物研究開発 . ANUHT (41) 1(2006)
- 3) 岩田 黄 川合 和田:被害レベル制御構造' Damage Tolerant Structure 'に関する研究 .日本建築学会技術報告集 (1) 82(1995)
- 4) 日本鉄鋼連盟:製品規定' 耐震建築溶接構造用圧延鋼材 " 2003
- 5) 日本建築センター:鉄骨梁端溶接部の脆性的破断防止ガイドライン 2003
- 6) 児島 ほか:大入熱溶接に対応した建築鉄骨用高HAZ靱性鋼の開発 新日鉄技報 (380) 33(2004)
- 7) 上達野 ほか:鋼構造部材の耐力上昇率 塑性率に及ぼす鋼材降伏比の影響に関する実験的研究 .日本建築学会構造工学論文集 (40B) 673(1994)