590N/mm²級高性能鋼を用いた柱梁溶接接合部の力学的性能に
関する実験的研究EXPERIMENTAL STUDY ON STRUCTURAL BEHAVIOR OF BEAM-TO-COLUMN
CONNECTION WELDED ON SITE USING HIGH QUALITY STEEL WITH 590N/mm²中 込 忠 男*¹, 山 田 丈 富*², 市 川 祐 一*³, 坂 本 真 一*⁴李 建*⁵, 中 野 秀 二*⁶Tadao NAKAGOMI, Tomohisa YAMADA, Yuichi ICHIKAWA,
Shinichi SAKAMOTO, Ken LEE and Syuji NAKANO

High quality steel with 590N/mm² is newly developed steel, is a low yielding ratio when comparing with the conventional high strength steel. However, the mechanical property of the connection which used this steel can not be crawled on when it is made clear sufficiently.

This study has a purpose of making welding heat input quantity and a connection shape an experiment variable and making the influence to give the mechanical property when using this steel for the beam part clear. The result is shown below. The toughness and the strength decline with the HAZ. The deformation capacity in the part of the end of the beam improves in making welding heat input quantity low using the non scallop method of construction.

Keywords: HT590, beam-to-column joint, heat input quantity, fracture behavior, deformation capacity

HT590 材, 柱梁接合部, 入熱量, 破壊性状, 変形能力

1. 序

今日の鋼構造物は、高層化・大スパン化の傾向に有り、厚い鋼板の使用が余儀なくされる。しかし、工作上、板厚は自ずと制限されるため、設計上の諸要求を満足させるためには、これまで以上の強い強度の鋼材が必要とされる。しかし、従来の高張力鋼では、溶接施工を行う場合、予熱温度や入熱制限を行う等の厳しい施工管理が必要であった。また、降伏比が高いことから、耐震設計上、十分な耐力とともに変形能力が必要とされる建築用鋼材としては適当なものではなかった。この様な状況に伴い、新材料の研究開発がなされてきた。その材料の一つに590N/mm²級の高性能鋼（以下、HT590材と称す。）がある。HT590材の製造方法では従来の製法に1次、2次の温度制御を伴う熱処理加工により、ベイナイトとマルテンサイトの金属組織の一部に軟らかいフェライトを混在させることにより、強さと粘りを併せ持つことができる。この製造法を用いることにより、従来の高張力鋼と比較すると、引張強さは同程度で降伏応力をおさえた低降伏比であり、溶接性が良い、降伏点のばらつきが小さい等の特徴を有することができる。この特徴を活用することにより構造設計の自由度を向上させることができる。

しかし、この鋼材を用いた部材および接合部の力学的性能は十分に明らかにされているとは言えない。

近年、SM490 材を用いた柱梁接合部の研究は数多く行われており、梁フランジの突合せ溶接部にノンスカラップ工法を適用することにより、従来のスカラップを設けた場合よりも梁端部の最大耐力および変形能力が向上することを報告している。^{4)~12)}

HT590材のような焼入れ、焼戻し等の熱処理を行なう鋼材では、柱梁接合部の破壊には既往の従来鋼の研究報告のような接合部形状とともに溶接入熱量等の問題が考えられる。溶接時の溶接入熱量により熱影響部近傍に軟化域が生じることや、パス間温度が高い場合、溶接金属の強度が低下すること等が挙げられる¹³⁾。地震時に応力の集中する柱梁接合部等にHT590材を用いた場合、溶接継手部の熱影響部の強度が低下している場合、溶接止端部近傍からの破壊が考えられる。

そこで本研究は、高性能鋼HT590材を用いた溶接継手の熱影響部近傍の材料特性を調査するとともに、溶接入熱量および接合形状を実験変数とし、梁部材に用いた場合に梁端部の力学的性能および破壊性状に与える影響を明らかにすることを目的とする。

本論文の一部は、文献15)~17)において発表済みである。

*1 信州大学工学部社会開発工学科 教授・工博

*2 千葉工業大学工学部建築学科 講師・工修

*3 信州大学大学院工学系研究科 大学院生・工修

*4 清水建設㈱技術研究所 工博

*5 信州大学工学部社会開発工学科 助手・工博

*6 ㈱宮地鉄工所

Prof., Dept. of Architecture and Civil Engineering, Faculty of Engineering, Shinshu Univ., Dr. Eng.
Lect., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Chiba Institute of Technology, M. Eng.
Graduated Student, Faculty of Engineering, Shinshu Univ., M. Eng.
Institute of Technology, Shimizu Corporation, Dr. Eng.
Research Assoc., Dept. of Architecture and Civil Engineering, Faculty of Engineering, Shinshu Univ., Dr. Eng.
Miyaji Iron Works

2. 熱影響部の材料特性

2. 1 実験概要

溶接入熱量の違いが溶接部の熱影響部近傍の材料特性に与える影響を調査することを目的として、シャルピー衝撃試験および硬さ試験を行った。

表1にJIS Z 2201 4号引張試験片による使用鋼材の機械的性質を、表2に鋼材の化学成分を示す。表中には「高性能鋼利用技術指針」1) によるHT590材の目標性能値も併せて示している。いずれも規格値以内の値となっており、今回使用した鋼材の降伏比は0.75と低降伏比であった。

実験因子として、溶接入熱量に着目し、溶接継手の溶接時の入熱量を25 kJ/cmと50 kJ/cmとした場合の2種類とした。本実験の試験片採取に用いた鋼材は板厚28mmで溶接部は梁フランジの突合せ溶接部をモデル化したものである。実験計画時に設定した溶接部の入熱量の大小は図1に示すように、5層および仕上げ層の盛り方を変えることにより変化させた。仕上げ層の入熱量は50 kJ/cmとした場合で約43kJ/cm、25kJ/cmとした場合で約25kJ/cmであった。

シャルピー衝撃試験片は、素材および溶接熱影響部から採取しており、溶接熱影響部からの試験片の採取は、図2に示すように採取しており、溶接熱影響部に試験片のノッチがくるようにした。

硬さ試験はビッカース硬度計（試験荷重5kgf）を用い、測定間隔は母材部で1.0mm、熱影響部で0.5mm、溶接金属で1.0mmとした。

2. 2 実験結果

(1) シャルピー衝撃試験

図3に吸収エネルギー遷移曲線を、図4に脆性破面遷移曲線を示す。図に示す遷移曲線は、最小二乗法を用いて、吸収エネルギーは

$$vE = \frac{vE_{shelf}}{2} \{1 + \tan \alpha (T - vTre)\} \dots (1)$$

$$B = 50 \{1 - \tan \beta (T - Trs)\} \dots (2)$$

vE_{shelf} : シェルフエネルギー

$vTre$: 吸収エネルギー遷移温度

$vTrs$: 破面遷移温度

表1 機械的性質

	σ_y (N/cm ²)	σ_u (N/cm ²)	ϵ_u (%)	EL (%)	σ_y/σ_u
PL-28	49	64	13.9	25.6	0.75
目標値	45 以上	60 以上 70 以下	—	20 以上	—

σ_y : 降伏応力 σ_u : 最大耐力

ϵ_u : 一様伸び EL : 伸び σ_y/σ_u : 降伏比

表2 化学成分

板厚	化学成分 (%)						
	C	Si	Mn	P	S	Pcm	Ceq
PL-28	0.16	0.45	1.44	0.008	0.002	0.25	0.42
目標値	0.18 以下	0.55 以下	1.60 以下	0.035 以下	0.008 以下	0.28 以下	0.44 以下

Pcm : C+Si/24+Mn/6+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14

Ceq : C+Si/30+Mn/20+Cu/20+Ni/60+Cr/20+Mo/15+V/10+5B

(1) 式で、脆性破面率は(2)式で近似して求めている。表3にシャルピー衝撃試験結果の一覧を示す。今回の実験に用いた鋼材は吸収エネルギー、破面遷移ともに比較的良好な靱性値を示しており、素材および熱影響部ともに文献1)における0℃の吸収エネルギーの目標性能値(47J以上)をこえている。遷移温度に着目すると、図より、熱影響部の方が素材よりも吸収エネルギー遷移温度および破面遷移温度が60～70℃程度高温側に移行しており、溶接熱影響部近傍で靱性に变化が見られるのがわかる。

入熱量の違いによる比較では入熱量に関わらず吸収エネルギー、破面遷移温度に顕著な差は見られなかった。

(2) 硬さ試験

図4に溶接入熱量が43kJ/cm、25kJ/cmであった溶接継手の硬さ試験結果を示す。最高硬さ位置は溶接入熱量に関らず溶接金属で確認されたが母材との差は顕著に見られない。

図1 積層形状

図2 試験体採取位置

図3 吸収エネルギー遷移曲線

図4 脆性破面遷移曲線

熱影響部では、溶接止端部から軟化域が広がり、入熱量の大小による違いでは、溶接止端部から入熱量43 kJ/cmで12mm程度、入熱量25 kJ/cmでは7mm程度軟化している。

溶接ボンド部と熱影響部の硬さを比較すると、入熱量43kJ/cmで硬さはHv=70程度、25 kJ/cmでHv=50程度軟化しており、溶接止端部近傍で最も軟化しているのがわかる。

3. H形断面梁端部の力学的性能

3. 1 実験概要

HT590材を梁部材に使用する場合の梁端溶接接合部の力学的性能に影響を及ぼす因子として、接合部形状および梁フランジ突合せ溶接時の入熱量が挙げられる。そこで、それらが梁端部の力学的性能に及ぼす影響を調査検討した。

(1) 試験体形状

各試験体の実験パラメータを表4に示す。着目した実験変数は梁フランジ溶接時の入熱量および接合形状である。

試験体形状を図6に示す。各試験体の接合部詳細を図7に示す。試験体は、梁ウェブおよび梁フランジを溶接により、柱フランジに接合するタイプ（以下、工場溶接接合形式と称す。）を4体、梁ウェブを高力ボルトによって、梁フランジは溶接により、柱フランジに接合されるタイプ（以下、混用接合形式と称す。）を2体の計6体とした。全試験体とも柱および梁の形状寸法は同一であり、梁には溶接組立H形断面材 H-500×250×19×28 を、柱には溶接組立H形断面材 H-400×400×40×40 を使用した。梁長さ（柱表面から支点までの距離）は1800mmとした。梁フランジと柱フランジの交点は、水平スチフナーによって補剛されている。

工場溶接接合形式の試験体Y-1およびY-2の梁ウェブには、ガス切断により半径35mmのスカラップを設けた。これら2体については、スカラップ端部の回し溶接の有無の影響を調査するために、図6のA部の梁のスカラップ端部には回し溶接を行い、同一試験体の反対側のB部のスカラップ端部には回し溶接を省略した。試験体Y-3およびY-4にはノンスカラップ工法を適用した。

混用接合形式の試験体Y-5とY-6は、使用した高力ボルトの本数および配置は同一であるが、ボルト径を変化させている。混用接合

表3 シャルピー衝撃試験結果

入熱量 (kJ/cm)	採取位置	vE_0 (J)	$vTre$ (°C)	B_0 (%)	$vTrs$ (°C)
0	素材	239	-101	0	-94
25	ボンド	274	-31	5	-37
43		288	-29	0	-31

vE_0 : 0°Cの吸収エネルギー

B_0 : 0°Cの脆性破面率

図5 硬さ試験結果

表4 実験パラメータ

試験体名	溶接タイプ	スカラップの有無	目標入熱 (kJ/cm)	梁ウェブ ボルト径	備考
Y-1	工場	有り	5.0	—	左右の梁でスカラップ
Y-2			2.5	—	の回し溶接の有無
Y-3		無し	5.0	—	—
Y-4			2.5	—	—
Y-5	現場	有り	5.0	細	左右の梁で裏当金
Y-6				太	の組立溶接の長短

図7 接合部詳細

図6 試験体形状

図8 接合部形状（混用接合形式）

形式の接合部形状を図8に示す。

Y-5の場合は、梁端が全塑性モーメントに達した時のせん断力が、ボルトに作用する1面せん断力の短期許容値よりも小さくなるように決めており、F10T-M22のボルトを14本使用した。

Y-6の場合は、「高力ボルト接合設計施工指針」3)に示される保有耐力接合の条件を満たすように決めており、F10T-M30のボルトを6本とF10T-M24のボルトを8本の計14本使用した。

また、裏当て金の組立溶接施工の違いによる影響を調査するために、図6のA部の梁端部はエンドタブと梁フランジ幅全面に組立溶接を行う連続隅肉溶接とし、同一試験体のB部の梁端部は実際の施工を反映し、部分的に組立溶接を行う断続隅肉溶接とした。

表5に溶接条件を示す。使用ワイヤーはYCW-21、1.2φを用いた。表5より、初層から4層にかけては入熱量は25kJ/cm前後であり、5層および仕上げ層の入熱量はそれぞれ、約25kJ/cm前後と41～43kJ/cmになっている。

3. 2 加力方法

加力方法は、試験体両端部上下をテフロン支承で単純支持し、柱頭に鉛直荷重を加える3点曲げ形式とした。加力は変位制御で行い、梁全断面を有効として得られる全塑性モーメント時の変形量 $c\delta_p$ を基準として、 $1/3c\delta_p$ で1サイクル加力し、その後 $1c\delta_p$ で2サイクル、 $2c\delta_p$ で2サイクルと $c\delta_p$ の整数倍変位で $8c\delta_p$ まで漸増振幅の正負交番繰返し加力を行い、破壊しない場合はさらに一方に加力して破壊に至らしめる計画とした。

4. 実験結果および考察

4. 1 荷重－変形関係

図9に荷重－変形関係を示す。全試験体とも計算による全塑性耐力を越える値で破壊しており、安定した紡錘形の曲線を示している。

表6に実験結果の一覧を示す。表中の α は耐力上昇率を表す値であり、最大耐力 P_u を全塑性耐力計算値 cP_p で除した値である。 η_{sf} は累積塑性変形倍率であり、図10に示す要領で求めたスケルトン曲線から、破壊した加力側の梁端部が吸収した累積塑性歪吸収エネルギーを弾性歪エネルギーの2倍で除した値である。

表5 溶接条件

試験 体名	目標 入熱 (kJ/cm)	パス	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/分)	入熱 (kJ/cm)
Y-1 Y-3 Y-5 Y-6	50	1	300	36	28	23
		2	320	36	29	23
		3	300	36	27	24
		4	300	36	22	29
		5	300	36	16	41
		6	300	36	15	43
Y-2 Y-4	25	1	300	36	28	23
		2	320	36	29	23
		3	300	36	27	24
		4	300	36	22	29
		5	320	36	37	18
		6	300	36	25	25
		7	310	36	39	17
		8	320	36	32	21

H=60EI/V (H:入熱 E:電圧 I:電流 V:速度)

表6 実験結果一覧

試験体名	P_u	cP_p	α	η_{sf}	破壊サイクル
Y-1	152.9	119	1.28	2.9	+9
Y-2	154.2		1.30	3.0	+10
Y-3	160.2		1.35	3.7	-10
Y-4	156.2		1.31	4.4	-10
Y-5	155.9		1.31	2.4	-8
Y-6	148.5		1.25	2.5	+8

α : 耐力上昇率 η_{sf} : 累積塑性変形倍率 P_u : 最大耐力

図9 荷重－変形関係

4. 2 破壊性状

亀裂が発生した個所の模式図を図11に、亀裂の進展状況の模式図を図12に示す。亀裂の実験中の確認は設定変位の載荷後に1割程度荷重を低下させた後、目視により行っており、亀裂幅、亀裂長さをサイクル毎に計測した。亀裂の生じたサイクルは、ヘアークラック程度の亀裂が確認された時とした。

溶接入熱が43kJ/cmであったスカラップを有する試験体Y-1はまず、 $2c\delta p$ の2回目にスカラップ端部に生じた亀裂（以下亀裂Sと称す。）及び梁フランジの溶接止端部外端に生じた亀裂（以下亀裂Eと称す。）が確認された。最終的には、 $3c\delta p$ の2回目に梁フランジの溶接止端部中央に生じた亀裂（以下亀裂Cと称す。）が熱影響部に沿って進行した後に、フランジ母材側に進行して破壊した。実験後の破面観察により、梁フランジ溶接止端部中央からのポップインによる亀裂がサイクル毎に進展しているのが確認できた。

溶接入熱量が25kJ/cmであったスカラップを有する試験体Y-2は、亀裂の発生時期および進展はY-1とほぼ同程度であるが、亀裂Sが進展し、亀裂Cとつながり破断した。実験後の破面観察により、スカラップ端部の延性亀裂がサイクル毎に段階的に進展しているのが確認できた。

なお、Y-1、Y-2は片側の梁のスカラップ端部に回し溶接を、反対側には回し溶接を省略して実験を行ったが、亀裂の発生は同時期に生じており、今回の実験では顕著な差は見られなかった。

ノンスカラップ形式の試験体Y-3とY-4の2体は、入熱量の違いによらず破壊形式は同じであり、 $3c\delta p$ の2回目に亀裂Eが、 $4c\delta p$ の1回目に亀裂Cが確認できた。最終的にはそのいずれかを起点として、熱影響部に沿って板厚方向に進展し破断した。実験後の破面観察により、亀裂Eおよび亀裂Cを起点とした脆性破面が確認できた。

混用接合形式の試験体で、細いボルト径を使用した試験体Y-5は $2c\delta p$ の1回目に実際の混用接合形式では下フランジとなるフランジ溶接部の裏当金組立溶接止端部に生じた亀裂および梁ウェブと梁フランジの交差部に生じた亀裂が確認できた。最終的には、裏当金組立溶接止端部を起点として破断した。太いボルト径を使用した試験体Y-6は、亀裂の発生時期および進展状況はほぼY-5と同様であったが最終的な破壊状況はY-5と異なり、 $2c\delta p$ の2回目に上フランジの溶接止端部に生じた亀裂を起点として破断した。混用接合形式の試験体の場合、破壊の起点は違うものの、破面の大部分に脆性破面が確認できた。

4. 3 梁端部の歪性状 図13に梁端部近傍に貼付した歪ゲージ位置を示す。図14に各試験体のサイクルと梁端部の歪履歴を示す。図13に示すようにA部は梁フランジ溶接止端部近傍に、B部は溶接止端部から35mmの距離に歪ゲージを貼付した。図14の値はA部、B部それぞれの3枚の歪ゲージの平均値を用いている。スカラップを有する試験体Y-1、Y-2および混用接合形式の試験体Y-5、Y-6は梁フランジ裏側（B部の裏側）の歪についても示しており、梁フランジと梁ウェブの交差部に2枚の歪ゲージを貼付し、その平均値を取っている。なお、歪ゲージの値は亀裂の発生により影響を受けるため、亀裂が進展しなかった $3c\delta p$ までの値を図14に示している。

スカラップを有する試験体Y-1はフランジ外側の歪の方が裏側の歪よりも大きい、Y-2はフランジ外側の歪よりも裏側の歪の方が

図10 スケルトン曲線

図11 亀裂発生箇所

図12 亀裂進展図

図13 ゲージ貼付位置

大きい値を示しており、Y-1は梁フランジの溶接止端部に歪が集中し、Y-2は梁スカラップ端部に歪が集中していたものと考えられる。このことは、Y-1が梁フランジ溶接止端部から破壊したのに対して、Y-2はスカラップ端部の亀裂と梁フランジ溶接止端部の亀裂がつながるように破壊した事に対応している。

ノンスカラップ形式の試験体Y-3とY-4はスカラップを有する試験体および混用接合形式の試験体Y-5と比較すると同サイクルにおけるA部の歪量は小さい傾向を示していることから、溶接止端部近傍の歪集中も少ないと考えられる。

混用接合形式の試験体ではY-5はA部、B部の歪の値はスカラップを有する試験体と同様な歪性状を示している。Y-6はB部の裏側の歪が大きくなってはいないものの、Y-5と比較すると大きな歪の集中は見られなかった。

5. 考察

図15に耐力上昇率 α とスケルトンより求めた累積塑性変形倍率 η_{sf} の関係を、図16、図17に入熱量と α 、 η_{sf} とのそれぞれの関係を示す。

文献12)ではSM490A鋼を用いた柱梁溶接接合部の加力実験を行い、ノンスカラップ形式の試験体で μ が26.4~13.6の値を示したと報告している。ここで、 μ はスケルトン曲線より求めた梁端部の最大変形量を梁端部の全塑性耐力時の曲げ変形量計算値で除して、1を引いた値である。

この実験結果と本実験結果を比較するとノンスカラップ形式の試験体Y-3、Y-4の η_{sf} の値は3.9、4.4であり、ノンスカラップ工法を適用した場合でも梁端部の変形能力の確保は十分とは言えない。

(1) 接合形式による影響

α 値を比較すると、全試験体とも違いは見られず、接合形式が最大耐力に与える影響は小さいといえる。

η_{sf} の値を比較すると、混用接合形式よりも工場溶接接合形式の方が大きい値を示している。また、Y-5は、梁下フランジ溶接時の裏当金組立て溶接止端部を起点として脆性破壊していることから、外側フランジに裏当金を取付ける場合、裏当金の隅肉溶接止端部が応力集中の生じやすい箇所であったことが推察される。

これらのことからHT590材を梁端部に適用する場合、工場接合形式にすることにより変形能力が向上するといえる。

(2) スカラップの有無の影響

入熱量が大きい場合、ノンスカラップ形式の試験体Y-3の η_{sf} はスカラップを有する試験体Y-1の η_{sf} に比べて1.3倍大きくになっている。入熱量が小さい場合も同様に、ノンスカラップ形式の試験体Y-4の η_{sf} はスカラップを有する試験体Y-2の η_{sf} に比べて1.5倍大きくになっている。

スカラップを有する試験体Y-1はノンスカラップ形式の試験体と同じ破壊性状であったが、変形能力に差が生じたのは破壊の要因となった亀裂の発生および進展がノンスカラップ形式の試験体の方が遅かったためと考えられる。

これらのことから、ノンスカラップ工法にすることによって変形能力が向上がみられるといえる。

(3) 入熱量の違いによる影響

スカラップを有する試験体は、入熱量の大きい場合と小さい場合を比較すると変形能力および最大耐力に顕著な差が見られない。

図14 変位-歪関係

図15 $\alpha - \eta_{sf}$ 関係

図16 $\alpha -$ 入熱量関係

図17 $\eta_{sf} -$ 入熱量関係

これらの事からスカラップを有する試験体の場合、入熱量による違いが耐力および変形能力に与える影響は小さいと考えられる。溶接入熱量の違いで顕著な差が見られなかったのはスカラップを有する試験体ではスカラップ端部等の歪集中部が存在するためだと思われる。

ノンスカラップ形式の場合は、入熱量が小さい試験体Y-4の η_{sf} は入熱量が大きい試験体Y-3の η_{sf} の値と比べて1.2倍大きくなっており、入熱量を小さくすることで変形能力に向上がみられた。ノンスカラップ形式の試験体が十分な変形能力を示さず早期に破壊した要因として、熱影響部で靱性が低下している事が推察される。

6 結論

本研究は、590N/mm²級高性能鋼を対象として、溶接熱影響部近傍の材料特性を調査するとともに、溶接入熱量と接合形状が、梁端部の力学的性能に及ぼす影響を検討した。以下に得られた結論を示す。

(1) 今回の実験結果では、ノンスカラップ形式の試験体は梁フランジの溶接止端部を起点として破断しており、SM490A鋼を用いた場合と比較すると変形能力の確保は十分とは言えない。

(2) スカラップを有する試験体および混用接合形式の試験体よりもノンスカラップ形式の試験体の方が変形能力が向上している。

(3) スカラップを有する試験体は溶接入熱量の違いが梁端部の変形能力に及ぼす影響は見られないが、ノンスカラップ形式の試験体は溶接入熱量の小さい方が変形能力に向上が見られる傾向にある

(4) 溶接熱影響部と素材の靱性を比較すると熱影響部の方が溶接入熱量の大小に関らず遷移温度が上昇しており、熱影響部で靱性の低下が見られる。

(4) 硬さは熱影響部で入熱量の大きい方が低下し、軟化域が広がる傾向が見られるが、溶接金属の硬さでは入熱量による差は顕著に見られない。

(5) ノンスカラップ形式の試験体が溶接止端部に生じた亀裂が進展し、熱影響部で破断した要因として、熱影響部で靱性が低下している事が推察される。

謝辞

本研究は日本溶接協会APD委員会の研究活動の一環として行なった実験を取りまとめたものである。関係各位のご協力に謝意を表します。

【参考文献】

- 1) 鋼材倶楽部：高性能鋼利用技術指針 1994年 11月、
- 2) 矢部喜堂,坂本真一：高性能鋼 HT590 を用いた柱梁接合部におけるH形鋼梁端部の力学的性能,構造工学論文集,Vol39B,pp.465～472
- 3) 日本建築学会：高力ボルト接合設計施工指針,1993年
- 4) 藤本盛久,橋本篤秀,中込忠男,金鐘洛,松村弘道：柱はり溶接接合部の力学的性状および破壊に及ぼす影響について(厚板鋼板を用いた柱はり溶接接合部の破壊に関する実験的研究その2),日本建築学会構造系論文報告集,第357号,pp.81～88,昭和60年11月
- 5) 中込忠男,矢部喜堂,坂本真一：梁スカラップの有無が箱形断面柱に溶接接合されるH形鋼梁端部の力学的性状に及ぼす影響,日本建築学会構造系論文報告集,第440号,pp.125～132,1992年10月
- 6) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：1995年兵庫県南部地震鉄骨造

建物被害報告書,1995年

- 7) (財)鋼材倶楽部：スカラップ研究小委員会報告書 1993年10月
- 8) 日本建築学会：建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事 1996年2月
- 9) 日本建築学会：鉄骨工事技術指針・工場製作編,1996年2月
- 10) 田淵基嗣,金谷弘,田中丈之,園田隆一：角形鋼管柱・梁仕口溶接部における改良型スカラップの提案,日本鋼構造協会鋼構造年次論文報告集,第1巻,pp.65～72,1993年7月
- 11) 中込忠男,矢部喜堂,坂本真一：梁スカラップの有無がH形断面柱に溶接接合されるH形鋼梁端部の力学的性状に及ぼす影響,日本建築学会構造系論文報告集,第432号,pp.51～59,1992年2月
- 12) 中込忠男,坂本真一,矢部喜堂,横山重和,藤田哲也：電炉鋼板を用いた柱はり溶接接合部の力学的性状(その1～その3),日本建築学会大会学術講演梗概集,pp.1155～1266,1989年10月
- 13) 中込忠男,矢部喜堂,金本秀雄,横山重和,軽部正彦：鋼構造溶接接合部における溶着金属の強度に及ぼすパス間温度の影響に関する検討,構造工学論文集,Vol.36B,pp.333～340,1990年3月
- 14) 中込忠男,矢部喜堂,坂本真一,山田丈富,市川祐一,中野秀二：溶接入熱量が590N/mm²級高性能鋼を用いた柱梁接合部の破壊性状に及ぼす影響,日本建築学会大会学術講演梗概集,pp.575～576,1995年8月
- 15) 中込忠男,矢部喜堂,坂本真一,山田丈富,市川祐一,中野秀二：590N/mm²級高性能鋼を用いた工場溶接接合形式の柱梁接合部における梁端溶接部の構造性能,日本建築学会大会学術講演梗概集,pp.577～578,1995年8月
- 16) 中込忠男,坂本真一,矢部喜堂,山田丈富,市川祐一,中野秀二,松村正行：590N/mm²級高性能鋼を用いた混用接合形式の柱梁接合部における梁端溶接部の構造性能,日本建築学会大会学術講演梗概集,pp.579～580,1995年8月
- 17) 中込忠男,山田丈富,市川祐一,大林郁良：種々の鋼材とその溶接部の破壊靱性に関する研究,日本建築学会大会学術講演梗概集,pp.221～222,1996年9月

(1996年12月10日原稿受理, 1997年4月30日採用決定)