冷間プレス成形角形鋼管溶接接合部の破壊特性

FRACTURE IN WELDED JOINTS OF COLD PRESS-FORMED SQUARE STEEL PIPES

秋山 宏*, 桑村 仁**, 浅川達也***, 萩原行人****

Hiroshi AKIYAMA, Hitoshi KUWAMURA, Tatsuya ASAKAWA
and Yukito HAGIWARA

Bending test of cold press-formed square steel pipes having four different thicknesses, 28, 32, 36, and 40 mm, was done, entirely resulting in brittle fracture in the welded section connected to a piercing diaphragm plate. It was found that brittle fracture can take place even under monotonic loading as well as cyclic loading, and that a fibrous crack triggering the brittle fracture can be generated at the weld toe of the press-bent corner even though the weld toe is smoothly finished and the weld heat input is restrained in a small amount. The fracture-governed plastic ductility of the four beam-specimens varied in a wide range from 2.5 to 9.7. Such a high uncertainty and an involvement of very low deformability may be attributed to the lack both in strain ductility and notch toughness in the material.

Keywords : cold press-formed square pipe, fracture, welded joint, plastic deformability
冷間プレス成形角形鋼管, 破壊, 溶接接合部, 塑性変形能力

1. 序

冷間プレス成形角形鋼管(プレスコラム)は, 繰返し塑性変形を受けると, 通しダイアフラムに溶接された角部から脆性破壊することがあるという実験結果が報告されている^{1),2)}。プレスコラムは, 製造過程で角部に非常に大きな塑性加工が加えられるため, 角部の延性伸び能力と切欠き靱性が著しく低下していることがプレス曲げ鋼板の材質調査により明らかにされており^{3),4)}, これが脆性破壊の主たる原因の一つと考えられている。

本研究は, 鋼管部材の破壊試験と鋼管素材の材料特性試験を同一のプレスコラムで実施し, 素材特性と破壊性能の関係を明確に捉えようと試みたものである。さらに, プレスコラムの破壊性能を溶接施工条件において向上させることを意図して, 入熱量と止端形状に工夫を加えた。つまり, 通しダイアフラムとの溶接において, 溶接金属

と熱影響部の材質劣化を抑えるために, 大入熱溶接¹⁾ではなく, 多層盛りによる比較的小入熱の溶接とした。さらに, 溶接止端のひずみ集中を低減するために, 角部の溶接止端に化粧ビードを溶接した後グラインダーで滑らかに仕上げた。これらの改善策が鋼管部材の破壊性能にどのような効果をもたらすかについて調べた。

2. 材料特性

2.1 試料の概要

本研究に用いたプレスコラムは, 板厚が28, 32, 36, 40mmの4種類であり, 角部の外側曲率半径は板厚の3倍である。原鋼板はSM490Aであり, その主な化学成分と機械的性質に関するミルシート値を表-1に示す。

通しダイアフラム(SM490A, 板厚40mm)との溶接は, 図-1に示すようにレ形開先に裏当て金を用いた炭酸ガ

* 東京大学工学部建築学科 教授・工博

** 東京大学工学部建築学科 助教授・Ph. D

*** 東京大学 大学院生 (現 清水建設・工修)

**** 新日本製鐵(株)・工博

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, University of Tokyo, Dr. Eng.

Associate Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, University of Tokyo, Ph. D.

Graduate Student, University of Tokyo (presently Shimizu Corp., M. Eng.)

Nippon Steel Corp., Dr. Eng.

ス半自動溶接による完全溶込み溶接である。溶接条件を表一2にまとめて示す。本溶接の入熱は15kJ/cm程度以下であり、プレスコラムの脆性破壊が初めて報告された文献1の試験体の単層盛りによる入熱60～150kJ/cmよりはるかに小さく抑えられている。溶接止端には化粧溶接を施し、その後グラインダーで仕上げた。止端部の形状を写真一1に示す。この写真は後述の曲げ破壊試験の後に切り出したものである。ダイヤフラムを挟んで片側

表一1 原鋼板 SM490A の特性 (ミルシート値)

板厚 (mm)	化学成分 (重量%)						機械的性質 (N/mm ² , %)		
	C	Si	Mn	P	S	Ceq.	Y P	T S	E L
28	0.17	0.45	1.36	0.018	0.006	0.41	372	550	31
32	0.17	0.45	1.36	0.018	0.006	0.41	372	550	31
36	0.16	0.45	1.43	0.012	0.002	0.42	330	516	33
40	0.17	0.46	1.41	0.010	0.001	0.42	340	520	32

$$Ceq. = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Si}{24} + \frac{Cr}{5} + \frac{V}{14} + \frac{Ni}{40} + \frac{Mo}{4}$$

表一2 ダイアフラムとの溶接条件

板厚 (mm)	本溶接	化粧溶接
28	CO ₂ 半自動溶接	被覆アーク溶接
32	ソリッドワイヤYGW11(1.2φ)	溶接棒D4303(3.2φ)
36	電流 270A	電流 150～180A
36	電圧 32～34V	電圧 34～37A
36	速度 35～45cm/min	速度 15cm/min
40	入熱量 11.8～15.2kJ/cm	入熱量 20.4～26.6kJ/cm

図一1 開先形状

(1) t = 28mm

(2) t = 32mm

(3) t = 36mm

(4) t = 40mm

写真一1 溶接部のマクロ写真

は破断しており、反対側は健全かあるいは延性亀裂が発生している。この写真から溶接止端が充分滑らかに仕上げられている様子が確認できる。

プレスコラムは、塑性加工を受ける角部のみに材質変

(1) 硬さ試験片の採取位置 (母材部)

(溶接部)

(2) 小形引張試験片

(3) 小形引張試験片 (溶接部)

(4) シャルピー衝撃試験片の採取位置

(5) シャルピー衝撃試験片 (溶接部)

図二 試験片採取位置

化が生じており^{3),4)}、また、破壊の起点が角部であること¹⁾を考慮して、角部を中心にして材料特性を調べた。調査項目は、硬さ特性、引張強さおよび伸び特性、シャルピー衝撃特性である。これらの試験片の採取位置を図-2(1)~(5)に示す。

2.2 硬さ特性

鋼材の硬さは、強さおよび延性伸び能力と高い相関があるので⁵⁾、細かいピッチで硬さを測定することによって、力学的特性が断面内で微妙に変化する様子を知ることができる。そこで、断面内のビッカース硬さを試験荷重10kgf、測定ピッチ1mmで調べた。

まず、図-2(1)に示した位置における母材の硬さ分布を図-3に示す。4種類のプレスコラムについて同様の結果が得られたので、ここでは板厚が28mmのものについて示した。これによると、角部では、板厚中央から外表面および内表面に向かうにつれて急激に硬くなっている様子が分かる。この傾向は、角部中央($\theta=0^\circ$)から平板部との境($\theta=45^\circ$)に向かうにつれて緩和され、平板部では板厚内で様な硬さであり原鋼材のレベルを保っている。これらの測定結果は、従来の知見³⁾と一致している。図-4に角部 $\theta=0^\circ$ の板厚方向硬さ分布をすべての板厚についてプロットした。ただし、横軸は外縁からの距離を板厚で基準化してある。板厚の薄いほうがむしろ

図-3 母材部の断面内硬さ分布 ($t=28\text{mm}$)

図-4 角部中央($\theta=0^\circ$)の硬さ分布

僅かではあるが硬くなっているようである。しかし、基本的には、角部の曲げ半径が板厚と比例関係になっているため、硬さ分布は板厚にほとんど依存しない。

角部 $\theta=0^\circ$ における溶接部のビッカース硬さ分布を板厚28mmについて図-5に示す。測定ラインは、外表面から3mm深さ、板厚中央、内表面から3mm深さである。溶接材料が50キロ鋼用のものであるため、外表面から3mm深さにおいては、溶接金属が母材の硬さより低くなっている。さらに、今回の溶接が比較的小入熱で

図-5 溶接部の硬さ分布 ($t=28\text{mm}$)

表-3 小形引張試験結果

t (mm)	位置	母材			溶接部		
		一様伸び ε_u (%)	降伏強さ σ_y (tonf/cm ²)	引張強さ σ_u (tonf/cm ²)	一様伸び ε_u (%)	降伏強さ σ_y (tonf/cm ²)	引張強さ σ_u (tonf/cm ²)
28	1	0.922	-----	-----	4.31	4.44	5.32
	2	0.166	-----	6.44	3.64	5.15	6.02
	3	11.0	4.80	5.84	3.21	4.52	5.35
	4	11.5	4.78	5.82	3.07	4.58	5.88
	5	25.0	3.70	5.51	4.28	4.49	5.24
	6	20.8	3.88	5.56	5.55	4.06	5.61
32	1	3.00	6.56	7.15	3.38	4.21	4.97
	2	1.15	6.56	7.09	0.281	5.20	6.00
	3	8.44	5.10	6.08	2.30	4.61	5.10
	4	4.39	5.20	5.71	2.00	4.90	6.13
	5	25.2	3.53	5.43	3.69	4.27	5.20
	6	24.0	3.72	5.49	5.10	4.04	5.58
36	1	2.41	6.43	6.94	4.72	4.53	5.52
	2	1.93	6.36	6.86	0.815	5.05	6.26
	3	5.32	5.20	5.81	3.59	4.80	5.60
	4	5.68	5.24	5.81	1.44	4.66	5.85
	5	22.5	3.27	5.21	3.21	4.64	5.50
	6	24.4	3.31	5.16	4.71	3.49	5.38
40	1	2.41	6.96	7.06	4.11	4.14	5.12
	2	0.789	-----	7.10	0.963	5.61	6.59
	3	6.37	5.31	5.99	7.26	4.55	5.44
	4	6.86	3.41	5.96	1.22	4.90	6.05
	5	19.6	3.32	5.14	3.41	3.32	4.66
	6	23.7	3.24	5.12	5.63	3.62	5.33

あったため、熱影響部に軟化域³⁾が現われておらず、むしろ硬化している様子が伺える。他の板厚についても同様の結果が得られた。

2.3 引張特性

前出図一2(2), (3)に示した位置から切り出した小形引張試験片³⁾の引張試験から得られた降伏強さ σ_y 、引張強さ σ_u 、一様伸び ϵ_u を表一3に示す。破壊の起点となる角部中央外側に着目すると、母材については、 $\sigma_y \approx 6.5\text{t/cm}^2$ 、 $\sigma_u \approx 7.0\text{t/cm}^2$ 、 $\epsilon_u \approx 2\%$ 、溶接部については、 $\sigma_y \approx 4.5\text{t/cm}^2$ 、 $\sigma_u \approx 5.0\text{t/cm}^2$ 、 $\epsilon_u \approx 4\%$ 程度となっており、これらの傾向は従来の実験データ³⁾と合致している。ただし、溶接部におけるこれらの値は、硬さ分布で見たように溶接金属が母材あるいは熱影響部より軟らかくなっているため、溶接金属の特性の影響をかなり受けたものと考えられる。延性亀裂の発生と密接な関係がある一様伸びを4種類のプレスコラムについて棒グラフで表したものを図一6(1), (2)にそれぞれ母材と溶接部について示す。母材については、塑性曲げ加工の最も著しい角部中央において一様伸びが著しく低下しているが、溶接部についてはある程度回復している様子が、すべての板厚について同じように観察される。

図一6 一様伸びの分布

2.4 シャルピー衝撃特性・CTOD 特性

前出図2-(4), (5)に示した位置から切り出したシャルピー衝撃試験片の試験結果を表一4に示す。溶接部の試験片についてはノッチ先端を溶接ボンドに合わせてある。試験温度は、 0°C と室温(16°C)の2種類であるが、両者の差は表に示すようにほとんどない。なお、サンプル数は、各条件について1個のみであるが特異なデータは得られていない。 0°C シャルピー値の分布を棒グラフに表したものを母材と溶接部について、それぞれ図一7(1), (2)に示す。破壊の起点となる角部中央外側に着目すると、母材のシャルピー値は2~3 kgf·mと相当低くなっているが、溶接部では10kgf·m以上の値に回復している。これらの傾向も既往の実験データ³⁾と合致している。

角部中央外側付近から採取したCTOD試験片(試験片サイズ: $10 \times 10 \times 60\text{mm}$, ノッチ深さ: 5mm)の試験結果(試験温度 20°C)を表一5に示す。表には3本の平均値が示されている。板厚間でCTODに有意差が認められないので平均して比較すると、母材のCTOD= 0.18mm 、溶接ボンド部のCTOD= 0.26mm である。溶接部のCTODのほうが母材より高くなっており、これはシャルピー試験結果と同様の傾向である。

表一4 シャルピー試験結果(kgf·m)

板厚 (mm)	位置	母材		溶接部	
		0°C	16°C	0°C	16°C
28	1	3.29	2.38	19.1	20.7
	2	2.60	3.29	12.2	10.7
	3	19.1	20.9	20.9	23.4
	4	19.6	20.4	20.1	15.1
	5	20.1	23.6	22.0	23.9
	6	20.4	21.2	8.18	15.4
32	1	2.60	3.29	14.2	19.3
	2	3.52	7.08	11.9	11.6
	3	6.28	20.7	20.1	20.4
	4	18.2	20.1	20.9	16.3
	5	8.46	22.7	20.7	22.9
	6	24.5	23.6	12.2	9.84
36	1	2.60	3.29	21.7	18.5
	2	19.1	6.55	10.7	13.9
	3	22.2	2.83	17.7	23.4
	4	9.59	23.6	18.0	14.2
	5	30.1	30.4	14.8	22.2
	6	30.1	29.8	14.2	15.4
40	1	1.95	3.06	11.9	19.1
	2	4.24	3.76	17.7	15.1
	3	7.36	21.7	14.8	8.18
	4	5.24	26.1	6.82	21.2
	5	20.7	30.1	14.5	23.2
	6	30.1	30.1	14.2	17.1

図-7 0°C シャルピー値の分布

表-5 角部の CTOD 試験結果 (試験温度20°C, 3本の平均)

単位 mm		
板厚	母材	溶接部
28	0.17	0.23
32	0.22	0.24
36	0.22	0.31
40	0.11	0.26
平均	0.18	0.26

3. 部材の曲げ破壊特性

3.1 曲げ実験の概要

上で材質調査を行なったプレスコラムを図-8(1)、(2)のように角部が最外縁となるようにセットして曲げ試験を行なった。両端は単純支持され、中央に集中荷重を載荷するものである。プレスコラムの中央は通しダイヤフラムに前述の方法で溶接されており、この溶接接合部での破壊性状を観察し、破壊に至るまでの曲げ強度と変形能力を調べた。負荷は1方向載荷としたが、板厚36mmについては、たわみが実験上の限界に達したので、試験体を反転して逆方向に再負荷した。

試験体の断面は、局部座屈が生じないようにするため、図-8(2)のように、通常のプレスコラムの平板部を短縮したものとした。これによって、全試験体について幅厚比を8とし、遷移幅厚比⁶⁾より小さくすることによって、局部座屈より脆性破壊が先行するように計画した。

図-8 曲げ破壊試験体

3.2 実験結果と考察

4試験体とも、局部座屈が生じることなく、脆性破壊によって崩壊した。破壊のプロセスは、既往の実験¹⁾と全く同様で、角部の溶接止端近傍に先ず延性亀裂が発生し、それがある程度成長したところで大音響とともに突然破壊が起こった。破面の状況を写真-2に示す。いずれの試験体についても、角部(写真の上部)に発生した延性亀裂を起点として脆性破壊が生じたことが分かる。脆性破面には、脆性破壊特有のシェブロン模様が明瞭に観察される。なお、 $t=32$ および 36 mmについては、脆性破壊が途中で停止したため残存部をガス切断した。

曲げ実験から得られた部材中央の曲げモーメントとたわみの関係を図-9に実線で示す。カーブの終点は脆性破壊が起こった点を表している。これを元にして得られ

写真-2 破面の全体写真

図-9 荷重-変形曲線

表-6 曲げ破壊試験から得られた主な特性値

板厚 (mm)	K	M _p	δ_p	M _u	δ_u	M _u /M _p	η
28	1.55	59.9	37.7	68.8	131.6	1.14	2.49
32	2.46	89.3	35.6	111.6	302.3	1.25	7.49
36	3.60	121.1	33.6	(+)155.4 (-)154.3	(+)340.0 (-)359.0	(+)1.28 (-)1.27	(+)9.17 (-)9.74
40	5.94	168.4	28.4	214.5	280.4	1.27	8.87

K: 弾性勾配 ($t \cdot \text{m/mm}$)M_p: general yield法により求めた全塑性モーメント ($t \cdot \text{m}$) δ_p : M_pにおける弾性変形 (mm)M_u: 最大曲げモーメント ($t \cdot \text{m}$) δ_u : 最大たわみ (mm)M_u/M_p: 耐力上昇率 $\eta = (\delta_u - \delta_p) / \delta_p$: 塑性変形倍率

図-10 数値解析における材質のモデル化

た主な部材特性値を表-6にまとめた。弾性変形部分を除いた塑性変形倍率は2.5から9.7の範囲に大きくばらついている。前述の材質調査結果では、破壊の起点となった角部の引張強さ、延性伸び能力、シャルピー値、CTODについて試験体間に有意差が認められず、また止端形状も同じように滑らかに仕上げていたにもかかわらず、脆性破壊までの変形能力に著しい差が生じたことになる。また、板厚の薄いほうが破壊に対して有利と思われるが、必ずしも板厚の薄いほうが変形能力が高いという訳でもない。これらは、脆性破壊を支配している微細な要因がきわめて複雑かつ鋭敏に作用するためであり、脆性破壊で決まる部材の必要塑性変形能力を高い信頼性で確保することが極めて困難であることを意味しているものと思われる。

なお、板厚28mmの場合を除けば、他の3体の塑性変

形倍率は7.5~9.7の範囲であり、既に報告されている大入熱で止端仕上げ無しの場合¹⁾の塑性変形倍率(板厚19mmのとき $\eta=3.9$ 、板厚24mmのとき $\eta=5.7$)よりは大きな値となっている。これは、今回採用した入熱制限と止端仕上げの効果と考えられる。

荷重-変形曲線に対しては、局所的な応力やひずみの乱れはほとんど影響を及ぼさないの、平面保持を仮定して荷重-変形曲線を数値解析的に求めることができる。このとき、断面内の応力とひずみの関係として前述の小形引張試験の結果を用いることができる。ただし、計算を簡略化するために、図-10に示すように断面内の特性を2つに分割した。これは、硬さと引張強さに高い相関があることを論拠に、断面内の硬さ分布に基づいて領域分けしたものである。また、応力-ひずみ曲線において、一様伸びより大きなひずみ域は、引張強さを維持したままひずみが生じると仮定し、冷間成形鋼材について既に知られている単純な塑性耐力の重ね合わせ⁷⁾が成

図-11 変形-ひずみ曲線

り立つとした。圧縮の応力-ひずみ関係は、引張のそれを補正したものを用いた。補正の方法は、真応力-真ひずみカーブが引張と圧縮で対称であることと、材料の非圧縮性を仮定して、引張の公称応力-公称ひずみ関係から圧縮の公称応力-公称ひずみを計算したものである⁹⁾。得られた荷重-変形曲線を破線で図-9に実験結果と併記した。解析結果と実験結果の対応はどの試験体についても良好である。

図-11には、角部溶接止端における引張ひずみと試験体中央のたわみとの関係が描かれている。太実線は実験データであり、ひずみの測定が不能になった後は便宜上接線で外挿しそれを点線で示してあるが、その精度は必ずしも保証できるものではないことを断っておく。細実線は上述の解析によるものである。角部の溶接止端近傍は、ひずみの集中や多軸応力状態のために、平面保持を仮定した解析によるひずみは必ずしも実体を反映したものではないが、5%程度のひずみまでは実験データと比較的よく適合しているようである。

図-11には、脆性破壊したときのたわみが変形の上限として細破線で示されている。このときの溶接止端の引張ひずみは、平面保持仮定による解析値と実験結果の外挿値の両方を考慮すると、 $t=28 \text{ mm}$ で3.5~4%、 $t=32 \text{ mm}$ で8~11%、 $t=36 \text{ mm}$ で10~27%、 $t=40 \text{ mm}$ で8~16%の範囲にあると考えられる。 $t=28 \text{ mm}$ の場合は、早期に脆性破壊したため破壊時のひずみが小さい。文献1の繰返し曲げによる破壊試験では、破壊までのスケルトン累積ひずみが、板厚19mmで1.8%、板厚24mmで2.3%となっており、今回の実験データはそれを上回って

いる。繰返し載荷の場合は、破壊までのスケルトンひずみが単調載荷の場合より小さくなるので¹⁰⁾、両者を単純には比較できないが、溶接熱制限および止端仕上げの効果があったと推測される。

図-11には、素材引張試験から得られた角部中央外側、つまり破壊発生点近傍の母材および溶接部の一様伸びが横軸にマークされている。溶接部の一様伸びは、試験体間であまり差がなく平均的に見れば4%程度であり、破壊時のひずみはこれと同等か、これを上回っている。し

写真-3 脆性破壊発生点近傍の写真

たがって、溶接止端部のひずみが一様伸びに達するまでは破壊が起こらない^{8),9)}と見てよいようである。また、平面保持仮定によって数値的に得られた破壊時のひずみは、母材の一様伸びの約3倍になっていることが全試験体に共通に観察される。

4. 破面の解析

写真-2(前出)で示した破面の中で、脆性破壊の発生点付近を拡大したものを写真-3に示す。さらに、延性亀裂部分(ポイントa)、脆性破壊の起点部分(ポイントb)について、SEMで観察した結果を写真-4に示す。脆性破壊の伝播部分(ポイントc)については、ポイントbと同様な破面であったので省略した。

ポイントaについては、どの試験体についても単調載荷での延性亀裂であり圧縮で潰されていないので、明瞭なディンプル¹⁰⁾が観察される。板厚28mmについてディンプルが小さいのは延性亀裂が溶接金属(化粧ビード)を横切っている箇所を観察したためである。延性亀裂、つまりディンプル破面の深さは試験体間に大差は認められず、およそ2~4mmであった。

ディンプルの先端からポイントbの脆性破面が始

写真-4 SEMによる破面観察

まっており、その位置は熱影響部と母材の境界部あるいは母材部となっている。したがって、母材角部における切欠き靱性の低下が脆性破壊の発生に大きな影響を与えていると推測される。ポイントbには、脆性破面特有のリバーパターンが観察される。

5. 結び

強度グレードが490MPaで、板厚が28, 32, 36, 40mmの4種類の冷間プレス成形角形鋼管を幅厚比が8.0となるように組み立てて曲げ実験を行なったところ、終局状態はすべて脆性破壊であった。破壊の形態は従来の実験結果と同様であり、鋼管の角部と通しダイアフラムとの突合せ溶接止端近傍に発生した延性亀裂が脆性破壊の引き金となった。しかし、今回の実験により、溶接入熱が小さくても、また溶接止端を滑らかに仕上げて、さらに単調載荷でも脆性破壊が生じることが明らかとなった。脆性破壊に至るまでの塑性変形倍率は、2.5~9.7の範囲に非常にばらついた結果が得られたが、平均的に見れば、大入熱で止端仕上げ無しの条件における既往の実験データより大きな変形能力が得られた。

今回の研究目的は、冷間プレスコラムの素材特性と破壊性能の関係を明らかにすることであったが、4種類のコラムの材料特性はほぼ同一であったにも関わらず部材の破壊実験結果に必ずしも一貫性が見られなかったため、両者の関係を明確にするまでには至らなかった。脆性破壊に支配される部材の塑性変形能力には、素材特性のみならず溶接に関わる因子が複雑で鋭敏な影響を及ぼすので、今後さらに実験データを蓄積していく必要がある。

謝辞

本研究は、(株)鋼材倶楽部ボックスコラム小委員会(委員長:岡本晴仁)との共同研究として行なわれたものである。試験体設計・製作にあたっては、ニッテツコラム(株)中村秀夫氏の多大な協力を得た。曲げ試験のうち、板厚40mmについては川崎製鉄(株)鋼構造研究所で行なわれた。実験データの整理において、東京大学学生山下真吾君(現、東京大学大学院生)の協力を得た。材料特性試験については、文部省科学研究費一般研究(A)04402041の補助を受けた。

参考文献

- 1) 秋山宏, 桑村仁, 山田哲, 邱榮政, 菊川春三: 角形鋼管の終局挙動に及ぼす製造工程の影響, 構造工学論文集, 日本建築学会, Vol. 38B, pp.399-410, 1992.3
- 2) Kuwamura, H. and Akiyama, H.: Brittle Fracture under Repeated High Stresses, Journal of Constructional Steel Research 29, Elsevier Applied Science, England, pp.5-19, 1994.1
- 3) 桑村仁, 秋山宏, 山田哲, 邱榮政: 冷間プレス曲げによる

鋼材の材質変化とその改善に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 444, pp.125-133, 1993.2

- 4) 日本建築学会: 鋼管構造の挙動と設計に関する最近の研究, 第1編, 第2章 角形鋼管の材料特性, pp.3-24, 1994.5
- 5) 日本建築学会: 鋼構造新素材と構造特性, 2.6節 高張力鋼の破壊特性, pp.25-29, 1994.7
- 6) 桑村仁, 邱榮政, 秋山宏: 冷間ロール成形角形鋼管の材質とその改善に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 453, pp.171-180, 1993.11
- 7) Karren, K.W. and Winter, G.: Effects of Cold-Forming on Light-Gage Steel members, J. of the Struct. Div., ASCE, Vol. 93, No. ST1, pp.433-469, 1967.2
- 8) 桑村仁, 秋山宏: 延性き裂発生ひずみに及ぼす冷間塑性加工の影響, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 454, pp.171-178, 1993.12
- 9) 桑村仁, 秋山宏: 延性き裂発生ひずみに及ぼす寸法の影響, 日本建築学会構造系論文集, No. 458, pp.119-125, 1994.4
- 10) 桑村仁: 繰返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の疲労—延性破壊遷移, 日本建築学会構造系論文集, No. 461, pp.123-131, 1994.7

(1994年10月10日原稿受理, 1995年2月22日採用決定)