冷間プレス曲げによる鋼板の材質変化とその改善に関する研究

EXPERIMENT ON THE MECHANICAL PROPERTIES AND THEIR IMPROVEMENT OF COLD PRESS-BENT STEEL PLATES

桑村 仁*, 秋山 宏**, 山田 哲***, 邱 榮政****

Hitoshi KUWAMURA, Hiroshi AKIYAMA, Satoshi YAMADA and Jung-Cheng CHIU

This research aims at clarifying the effects of cold press-bending on the mechanical properties of steel plates in order to reason the fact that brittle fracture has been witnessed in recent experiments of steel box-columns produced by cold press-forming. The changes in mechanical properties were investigated in the press-bent corner and its welded joint to a diaphragm plate. It was found that the cold press-bending causes the increase in strength, the decrease in ductile elongation capacity, and the remarkable reduction in impact energy absorption in the outer surface. However, these unfavorable mechanical properties related to brittle fracture were completely recovered by postheating of 850°C-normalizing.

Keywords: cold-forming, box-section column, brittle fracture, postheating

冷間成形, 角形鋼管, 脆性破壊, 後熱処理

1. 序

冷間塑性加工によって鋼材が硬化するとともに強さが上昇し, 逆に延性伸び能力と衝撃値が低下するということが, およびこれらの材質変化がひずみ時効によって助長されるということは古くから知られている^{2), 3)}。建築分野においてもこれに関する実験が行われており, 予ひずみを与えた構造用鋼材について同様の結果が得られている^{4)~6)}。冷間塑性加工によるこれらの材質変化は, 建築で多く用いられている冷間成形角形鋼管の塑性域での部材性能に対して次の2種類の影響を及ぼす。第一は材料力学的な影響であり, 冷間加工による鋼材の降伏強さの上昇に起因する部材降伏耐力の増大, および降伏比の上昇と延性伸び能力の低下に起因する座屈を伴う塑性変形能力の低下である。第二は破壊力学的な影響であり, 冷間加工による鋼材の延性伸び能力の低下と切欠き靱性の低下に起因する高応力脆性破壊を伴う部材塑性変形能力の急激な喪失である。本研究は, 上記のうち後者に関する基礎的研究を行ったものである。

橋梁分野においては, 鋼橋の脆性破壊事故のうちひず

み時効脆化がその原因となっている事故例に基づいて, 冷間加工によって予ひずみを受けた鋼材の使用に対しては厳しい規定が設けられている。例えば, わが国の道路橋示方書においては, 鋼板の曲げ冷間加工を行う場合は, 内側半径を板厚の15倍以上にしなければならないとしている⁷⁾。文献8)によると, SM50B, SM41B(旧呼称)においては衝撃値の規格を下回らないようにするために予ひずみ量を3%程度以下にする必要があるという実験結果が得られており, これは上記道路橋示方書の曲げ半径の制限と合致するとしている。一方, 現行の冷間成形角形鋼管の規格⁹⁾によるとプレス成形コラムの場合に内側半径が板厚の2~3倍となっており, 単純計算すればこれは20~14%の大きな予ひずみ量になる。

建築分野で冷間加工の規定がこのように緩い理由は, 建築構造物が高サイクル疲労荷重を受けないことや低温環境で使用されないなどの技術的判断に基づいていると推測されるが, 鋼橋のような脆性破壊事故の経験がまだ無いこともその一因と考えられる。特に, このような冷間成形角形鋼管を用いた鋼構造建築が大地震や台風の洗

本論文は, 参考文献1)に加筆し, まとめたものである。

* 東京大学工学部建築学科 助教授・Ph.D.

** 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 助手・工修

**** 東京大学工学部建築学科 大学院生

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Univ. of Tokyo, Ph.D.

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

Research Assoc., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Univ. of Tokyo, M. Eng.

Graduate Student, Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Univ. of Tokyo

礼をまだ受けていないという点については謙虚な認識が必要であろう。したがって、冷間成形角形鋼管の終局挙動が脆性破壊で決まる可能性については、まず実験において調査しなければならないが、この種の実験はあまり行われておらず、今のところ冷間成形角形鋼管のうち冷間プレス曲げによって成形されたプレスコラムについてのみ脆性破壊現象が報告されている。特に、このプレスコラムは比較的大形の断面として実用化されているにもかかわらず、そのような部材実験データは試験機容量の関係で極めて少ないのが現状である^{10), 11)}。

文献10)によると、板厚が19 mm以上の比較的大形のサイズで曲げを受ける梁貫通形式プレスコラムの終局挙動は、溶接施工条件にも依存するが、幅厚比が18～25を境に、それより幅厚比が大きい断面では局部座屈で決まり、それより小さい幅厚比の断面では脆性破壊が起きるという実験結果が得られている。文献11)では、内ダイアフラム形式の板厚38 mm、幅厚比21のプレスコラムの角部外側に置かれた溶接ビードの人工切欠きから脆性破壊が生じている。これらは、いずれもプレスコラムの角部外側における応力集中部に繰返し载荷によって生じた延性亀裂が脆性破壊の引き金になっている。終局挙動が局部座屈から脆性破壊に遷移する上記の遷移幅厚比は現在使われているプレスコラムの幅厚比範囲内にあるので、脆性破壊に対する設計上の配慮が必要であることをこれらの実験結果は示唆している。

また、これらの実験における脆性破壊は、材料の降伏応力を超えた繰返し载荷によってかなり塑性変形が生じた後発生する高応力脆性破壊であり、大地震に対して塑性設計を行う建築分野固有の問題といえ、弾性設計が主流となっている橋梁や船舶、圧力容器の分野における低応力脆性破壊と性質を異にしている。つまり、塑性ひずみ履歴後に発生する高応力脆性破壊は、低応力脆性破壊の場合のような残留応力が脆性破壊に影響しているのではなく、材質そのものの劣化が多軸応力の影響と相まって脆性破壊の重要な原因になっていると考えられる。これは、文献11)で1体だけではあるが、前記の脆性破壊を起こしたと同じ人工切欠き付きプレスコラムに熱処理(620°C, 1.5 hr, この熱処理は応力除去焼きなましであり本来材質改善を目的としたものではないが、角部の冷間加工度が高いのでこの程度の温度でも再結晶が進行し材質はかなり改善される)を施した試験体では脆性破壊が生じないで局部座屈で終局状態が決定づけられたことから支持できる推測と考えられる。また、文献12)の実験によると、角部外側に溶接ビードなどの応力集中源がない場合には脆性破壊が発生していないことから、プレスコラムの脆性破壊にはプレス曲げ角部の外側、つまり引張りひずみ側の材質劣化が決定的な影響を与えていると推定できる。

以上のような背景に基づき、本研究は、冷間プレス曲げによる鋼板の材質変化、さらに熱処理による材質改善について実験的に調査したものであり、プレス成形角形鋼管角部の母材および溶接部の基本的な性能を明らかにすることを目的としたものである。

2. 実験概要

2.1 使用材料

実験に使用した鋼板はプレス成形コラムの原板として多く用いられているSM 490とし、板厚は25 mmとした。この鋼板の機械的性質および化学成分をTable 1に示す。

2.2 試験体製作要領

冷間プレス曲げによる材質変化、さらに溶接や熱処理による材質変化を調べるために次の4種類の試験体A, B, C, Dを製作した。

試験体A：原板→プレス曲げ

試験体B：原板→プレス曲げ→熱処理

Table 1 試験鋼板の機械的性質および化学成分 (SM 490, $t=25$ mm)

Mechanical Properties			Chemical Composition (weight %)						
YP* ¹	TS* ²	EL* ³	C	Si	Mn	P	S	C _{eq} * ⁴	P _{cm} * ⁵
3.45	5.12	28	.175	.46	1.43	.019	.0056	.44	.26

*¹ lower yield stress in tonf/cm²

*² tensile strength in tonf/mm²

*³ total elongation in 40-mm gage length in %

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

*⁵ $P_{cm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + \frac{Cu}{20} + 5B$

Fig. 1 プレス曲げ試験体の製作方法

Fig. 2 プレス曲げ試験体の形状寸法

試験体C：原板→プレス曲げ→溶接

試験体D：原板→プレス曲げ→溶接→熱処理

試験体Aはプレス曲げのままの試験体であり、試験体Bはそれに熱処理を施したものである。試験体Cはプレス曲げのままの試験体に端板を突合せ溶接した試験体であり、試験体Dはそれに熱処理を施した試験体である。試験体C、Dはプレスコラムの柱梁接合に用いられている柱貫通ダイアフラム形式の溶接継手を模したものである。

プレス曲げは全試験体共通とし、Fig.1に示すように内側半径が板厚の2倍となるように3点曲げにより常温で行った。ここで用いた鋼板のサイズはFig.2に示すように幅300mm、長さ400mmとし、長手方向を角形鋼管の管軸とし鋼板の圧延方向と合わせた。

試験体BとDにおける熱処理は、通常の応力除去焼きなまし（600～650℃）ではなく、材質のほぼ完全な回復を狙ってA3変態点温度を超えた850℃まで炉内で昇温し30分保持した後、炉外で緩やかに空冷したものであり、焼きならし処理に相当するものである。なお、温度は試験片に装着した熱電対により制御した。

試験体CとDにおける溶接は、プレス曲げ試験体の両端をまず75mmずつカットした後、Fig.3に示すように裏当て金を付けてレ形開先でCO₂半自動溶接により行った。この時の、溶接条件は溶接電流300A、アーク電圧35V、溶接速度15cm/min、入熱量40kJ/cmであり、予熱なし、パス間温度無制限とした。溶接材料は後述の引張試験において溶接金属での破断をなるべく防ぐために60キロ用ソリッドワイヤ（φ=1.6）を用いた。なお、端板に用いた鋼板はプレス曲げ試験体と同じである。

2.3 試験項目と試験片採取

実施した試験は、小形引張試験、シャルピー衝撃試験、ビッカース硬さ試験、断面マクロおよびミクロ観察である。

これらの試験片の試験体からの採取位置をFig.4に示す。試験片の数はすべてについて各1本のみであるが、試験結果にはバラツキに起因する不明瞭な点は生じなかった。試験体A、Bについては、Fig.4-(1)に示すように試験体の端から75mm離れた位置から、つまりほぼ平面ひずみ状態となっている範囲から試験片を採取した。試験体C、Dについては、Fig.4-(2)に示すように端板を全部または一部含むように試験片を採取した。このとき、開先がレ形になっているためFig.4-(3)に示すように小形引張試験片の平行部に含まれる溶接金属部の長さが外側から採取した試験片のほうが内側から採取した試験片より長くなっている。また、Fig.4-(4)に示すようにシャルピー衝撃試験片は、ノッチ先端が脆性破壊の起点となりやすい溶接ボンド付近に一致するよう

Fig. 3 プレス曲げ試験体端部の溶接継手（試験体C、D）

(1) 試験体 A, B

(2) 試験体 C, D

(3) 試験体C、Dにおける小形引張試験片

(4) 試験体C、Dにおけるシャルピー衝撃試験片

Fig. 4 各種試験片の採取位置（側面）

Fig. 5 各種試験片の採取位置 (断面)

に配慮したため外側と内側で採取位置がずれている。衝撃試験における破断面は、外側から採取した試験片では熱影響部と母材を横断するのに対して、内側から採取した試験片では溶接金属を横断することになる。

断面内における試験片の採取位置は、Fig. 5-(1), (2)に示すように、角部 90° を 4 等分した位置と角部終点から 50 mm 離れた平板部とし、外側 (引張予ひずみ側) と内側 (圧縮予ひずみ側) から対に採取した。採取位置を図に示す 1~12 の番号で表す。小形引張試験片および衝撃試験片の軸線はプレス曲げ試験体の材軸 (つまりプレスコラムの管軸) と平行である。これはプレスコラムの脆性破壊が管軸方向の引張応力によって発生し、管周方向に伝播する事実に基づくものである¹⁰⁾。試験片の名称は、A3 のように試験体記号と採取位置を示す番号の組み合わせで表記する。なお、断面マクロ試験片は、Fig. 5-(2) に示す角部と平板部から採取し、マクロおよびミクロ観察とともに硬さ試験にも用いた。

脆性破壊の引き金となる延性き裂は局部的な応力集中部から発生するので、材料の延性に関する情報もできるかぎり断面を細かく分割した位置から取り出したほうがよい。従来のプレスコラム角部の引張試験は全厚試験¹²⁾であるのに対し、ここでの引張試験片は全厚ではなく、プレス曲げ試験体の表面から深さ 3 mm の範囲で採取した小形サイズの試験片とした。その形状は Fig. 6 に示

Fig. 6 小形引張試験片の形状

(1) 試験体 A, B

(2) 試験体 C, D

Fig. 7 ビッカース硬さ測定位置

すものであり、一様伸びを測定するために文献 13) の方法にならって材軸方向に 1 mm ピッチでビッカース打痕 (標点) を付けた。大ひずみ域ではひずみゲージの不調によってひずみの測定が不能になることがあるが、その場合でもこのような細かいピッチの標点をあらかじめ付けておくことにより残留伸びの分布を測定することができ、非破断部の残留伸びから一様伸びを知ることができる。さらに、この標点を頼りに破断位置が溶接継手のどの位置で起こったかを特定することができる。衝撃試験片は V ノッチシャルピー衝撃試験片 (JIS-4 号) であり、ノッチ先端がプレス曲げ試験体の表面から 3 mm となるように採取した。

冷間加工を受けた鋼材の機械的性質はひずみ時効の影響を受け、加工後の時間の経過とともに強度の上昇、延性伸びと衝撃値の低下が進行し、あるところで収束することが知られている。本研究では、試験体に時効処理は行わなかったが、加工後約 2 カ月経過した時点で载荷実験を行ったので、おおむね時効は終了していたと考えてよい。念のため、試験片間における時効の差を排除するため、試験体の製作と実験はすべての試験片に対しそれぞれ同じ時期に行った。

3. 実験結果と考察

3.1 硬さ試験結果

硬さの測定値を Fig. 7-(1), (2) に示す。試験体 A と B については、角部と平板部から切り出したマクロ試験片を用いて板厚方向のビッカース硬さを試験荷重 10 kgf で調べた。その結果を Fig. 8-(1) に示す。これによると、プレス加工のままの試験体の平板部 A2 と熱処理試験体の角部 B1 および平板部 B2 の硬さは板厚方向に関してほぼ均一であり、3 者とも 150 前後の値を示している。これは、引張強さに換算するとおおむね 5.0 t/cm² に相

(1) 試験体A, Bの角部および平板部

(2) 試験体Cの角部

(3) 試験体Dの角部

Fig. 8 ビッカース硬さ分布

当する。ところが、プレス加工のままの試験体の角部A1については板厚中央から外表面および内表面に向かって硬さが急激に高くなっており、表面近傍では硬さが210前後となっており、これを引張強さに換算すると7.0 t/cm²前後に達していると推定され、これは後述の小形引張試験結果とほぼ一致している。A1において、板厚中央もやや硬化しており、また外表面のほうが内表面より硬くなっていることから、プレス曲げによって角部全体に若干の引張りずみが導入されると考えられる。

試験体CとDについては、Fig. 7-(2)に示すように溶接部を含んで外側表面から2 mm、板厚中央、内側表面から2 mmの深さで硬さを調査した。その結果をFig. 8-(2), (3)に角部についてのみ示す。同図にはミクロ組織観察に基づいて母材 (B)、熱影響部 (H)、溶接金属 (W) の各域を▼印で区切りそれぞれの記号で示してある。溶接試験体Cの角部C1の外側と内側では、熱影響部に軟化域が観察される。これは冷間塑性加工で硬化した材質が溶接熱によって焼きなまされたものである。熱処理を施した溶接試験体の角部D1については、溶接金属部を含めて硬さが均一化する傾向が見られる。

3.2 小形引張試験結果

小形引張試験から得られた応力-ひずみ線図を試験体A, B, C, DごとにFig. 9-(1), (2), (3), (4)に示す。本研究における応力とひずみはすべて公称応力と公称ひずみである。ひずみは塑性ひずみゲージによる測定値であるが、除荷カーブの無い応力-ひずみ線図はひずみゲージの不調によって最大荷重までのひずみが測定できなかったものである。同図より、プレス曲げのままの試験

(1) 試験体 A

(3) 試験体 C

(2) 試験体 B

(4) 試験体 D

Fig. 9 小形引張試験による応力-ひずみ線図

Fig. 10 引張試験から得られた各種特性値の断面内分布

Fig. 11 一様伸び ϵ_u の測定方法

体Aでは、角部内の位置によってカーブが著しく異なっていることがわかる。これは、冷間プレス曲げによって受ける予ひずみ量が角部内の位置によって異なるためである。溶接試験体Cでは、溶接熱によって材質がなまされることにより、Aに比べてカーブが集約される傾向が見られる。熱処理を施した試験体B、Dは応力-ひずみ特性が均一化し、しかも原板の状態に復帰している様子が見られる。

降伏強さ、引張強さ、一様伸び、破断伸びの断面内における分布をそれぞれ Fig. 10-(1), (2), (3), (4) に示す。ここで、降伏強さは0.2% オフセット耐力である。一様伸びは Fig. 11 に示すように小形引張試験片にあらかじめ付けておいた1 mm ピッチの標点間を試験後に顕微鏡測定すること（測定精度 1/100 mm）によって求め

Fig. 12 破断位置における局部伸びと絞りの測定方法

た残留局部伸びを基に計算したものである。このとき、破断線から5 mm および両端標点から5 mm の範囲は除いた。Fig. 10 の中で最も際だった特徴は、プレス曲げのままの試験体Aにおいて、角部の先端ほど強度が上昇する反面、伸び能力が減少している点であり、これは外側（引張予ひずみ側）と内側（圧縮予ひずみ側）でおおむね対称である。これに対して、熱処理を施した試験体Bでは、角部全体が均質化し、強度、伸び能力ともに原板の状態に復帰している。溶接試験体Cでは、冷間プレス曲げによって硬化した部分が溶接熱によって軟化するので母材試験体Aに比べて強さは低下するが、伸びは若干上昇する傾向が見られる。なお、Cシリーズの小形引張試験片は、小さなブローホールのためデポ破断したC8と母材破断したC12を除きすべて熱影響部で破断した。これは、Fig. 8-(2) から分かるように熱影響部の軟化域の長さが約4 mm であり、小形引張試験片の板厚3 mm より大きいので強度が軟化部の影響を受けたためである¹⁴⁾。熱処理を施した溶接試験体Dでは、試験片の平行部に含まれる溶接金属・熱影響部・母材の均質化が

Fig. 13 破断部の局部伸びと絞りの断面内分布

進行するので、試験体Bとほぼ同じ引張試験結果が得られた。

破断部の局所的な変形状態を比較するために、Fig. 12に示すように破断位置をほぼ中央に含んだ標点間3mmにおける局部破断伸び ε_{BL} と破断面の絞り ϕ を調べた。その結果をFig. 13-(1), (2)に示す。これらの破断部における局所的な変形能力は $A < C < B \approx D$ の順になっているが、その差は一樣伸びに比べると顕著ではない。部材接合部の延性亀裂の発生・進行に対して、鋼材の一樣伸びと局部伸びのどちらが有効な指標になるかは明らかではないが、延性亀裂から発生する脆性破壊がほとんど断面収縮を伴わないことを考えると一樣伸びのほうが重要であろうと推測される。

角部先端の外側（位置3）から採取した小形引張試験片の実験後の様子をFig. 14に示す。A3とB3を比較すると、破断伸びに大きな違いが見られる。

3.3 シャルピー衝撃試験結果

0°Cにおけるシャルピー衝撃試験から得られたシャルピー吸収エネルギーの断面内分布をFig. 15に示す。これにより、プレス曲げのままの試験体Aでは、外側（引張予ひずみ側）で角部先端ほど衝撃値が急激に低下することがわかる。特に、角部先端A3の吸収エネルギーはわずか2.0 kgf・mであり、平板部の1/12にまで低下している。しかし、内側（圧縮予ひずみ側）では衝撃値は低下していない。これは、単純圧縮によって予ひずみを与えた場合にも単純引張りによって予ひずみを与えた場合と同様に衝撃値が低下するという従来の実験結果¹⁵⁾と異なっているが、その原因は明らかではない。

Fig. 14 破断後の小形引張試験片（採取位置：角部先端外側）

Fig. 15 0°C シャルピー吸収エネルギーの断面内分布

熱処理を施した試験体Bでは角部全体が均質化し、シャルピー吸収エネルギーはほぼ一定であり、しかもその値は熱処理前の平板部より高い値を示している。これは、熱処理によって結晶の細粒化が進行したためである。溶接試験体Cの外側では、溶接熱によって冷間加工によるひずみ脆化部の靱性が若干回復するので、衝撃値が試験体Aよりやや高くなっているが平板部レベルまでは回復していない。試験体Cの内側の値は溶接金属の衝撃値となるので採取位置によらず値はほぼ一定で、母材平板部より値が低い。熱処理を施した溶接試験体Dの外側は、靱性が完全に回復し、Bと同じ高い衝撃値を示している。ただし、内側は溶接金属の衝撃値となるので熱処理の効果は現われず、Cと同じである。

外側の平板部（位置11）と角部（位置1, 2, 3）から採取した衝撃試験片の試験後の破面を全試験体A, B, C, DについてFig. 16に示す。この中で最も顕著な現象は、試験体Aで角部の先端に向かうほど脆性破面が支配的となることである。特に、角部先端（位置3）の衝撃試験片A3の破面はほぼ全断面が脆性破面で断面に全く絞りが生じていない。もう少し細かく観察すると、A3以外の試験片では、Vノッチ底付近に延性破面が見られ、延性亀裂が進行してから脆性破面に移行している様子が観察されるのに対して、A3ではVノッチ底付近にもほとんど延性破面が見られず、極めて小さな延性亀裂が引き金となって脆性破壊が起こりうることを示唆している。溶接試験体の角部先端C3では、溶接熱影響に

Fig. 16 衝撃試験片の破面 (試験温度 0°C)

(1) 試験体 A

(2) 試験体 B

Fig. 17 ミクロ組織×200

(観察位置: 角部外側表面から深さ 2 mm)

よって予ひずみ脆化部の靱性がやや回復するため、ノッチ底に延性破面が認められる。熱処理を施した試験体 B および D の角部先端における衝撃試験片 B3, D3 ではほぼ全断面延性破面で断面に十分な絞りが生じている。

3.4 ミクロ観察結果

試験体 A, B の角部の外側表面から 2 mm の深さにおけるミクロ組織を Fig. 17-(1), (2) に示す。いずれもフェライト (白い部分) のパーライト (黒い部分) が縞

状をなしているが、B では熱処理によって結晶粒が微細化している様子がわかる。

4. 結 論

SM 490 鋼板を冷間プレス曲げ加工した試験体およびそれに熱処理 (850°C, 30 分) を施した試験体から引張試験片やシャルピー衝撃試験片などを切出し、材質を調査した。プレス曲げのままの試験体については、外側角部 (引張りひずみ側) で延性伸びおよび切欠き靱性が平板部より著しく低下することが判明した。これに対して、熱処理を施したものは、延性伸びおよび切欠き靱性ともに完全に回復し、原板よりもむしろ高い値を示した。

このプレス曲げ試験体を柱貫通ダイアフラムに相当する鋼板に突合せ溶接し、溶接のままのものと溶接後熱処理 (850°C, 30 分) を施したものについて、溶接部近傍の材質を調査した。溶接入熱によって、冷間加工による硬化部が部分的に軟化し、伸び能力と衝撃値が若干回復する傾向が見られたが、原板レベルまでは復帰しなかった。ただし、溶接後熱処理を施したものは、材質が完全に回復し、冷間加工前の母材レベルまたはそれ以上の伸び能力と衝撃値を発揮した。

以上の実験結果により、冷間プレス成形コラムで今まで観察されている角部外側からの高応力脆性破壊の原因は、角部の延性伸び能力の不足に起因して溶接近端応力集中部から早期に延性亀裂が発生進行し、さらに切欠き靱性の不足に起因してその延性亀裂が脆性破壊に容易に転化するものと推定される。しかしながら、本研究で調査した伸び能力や衝撃値が高応力脆性破壊の発生・伝播の条件とどのような定量的な関係があるかについては依

然不明であり、板厚、溶接入熱、初期欠陥などの他の要因も含めて今後解明しなければならない研究課題である。また、今回材質改善策として試みた熱処理はかなり高温での熱処理（焼きならし処理）で、完全な材質改善を狙ったものであるが、より低温域での熱処理によっても必要最小限の材質改善は達成できるかも知れない。

このような高応力脆性破壊の可能性を有するプレスコラムの安全性は、柱部材にどの程度の塑性変形能力を期待する設計を行うかにかかわっており、これについては構造物全体の崩壊機構と関連付けながら検討していく必要がある¹⁶⁾。

謝 辞

本研究を行うに当たって、文部省科学研究費一般研究（A）04402041（研究課題名：破壊現象を伴う鋼構造部材の塑性変形能力に関する研究、研究代表者：桑村 仁）の補助を受けた。

参考文献

- 1) 桑村 仁, 秋山 宏, 山田 哲, 邱 榮政: 冷間プレス成形コラムの材質とその改善に関する模擬実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1287~1288, 1992.8
- 2) Osborn, C. J., Scotchbrook, A. F., Stout, R. D., and Johnston, B. G.: Effect of Plastic Strain and Heat Treatment, The Welding Journal, AWS, pp.337~353, 1949.8
- 3) Osborn, C. J.: The Nature of Strain-age Embrittlement, Journal of ISI, pp.97~101, 1958.2
- 4) 藤本盛久, 守谷一彦, 和田 章: 塑性履歴をうけた鋼材ならびに部材の力学的性状に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第167号, pp.13~24, 1970.1
- 5) 青木博文, 中込忠男, 増田正之: 塑性歪を受けた構造用鋼板の力学的特性に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1491~1492, 1984.10
- 6) 中込忠男, 青木博文: 塑性歪を受けた構造用鋼材の力学的性能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.38 B, pp.369~376, 1992.3
- 7) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, pp.344~347, 1973.12
- 8) 堀川浩甫: 冷間塑性加工に伴う構造用鋼材のひずみ時効脆化, 土木学会論文報告集, 第300号, pp.13~20, 1980.8
- 9) 日本鋼構造協会: 日本鋼構造協会規格 JSS II 10-1988, 冷間成形角形鋼管 (ボックスコラム), pp.1~23, 1988
- 10) 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, Vol.38 B, pp.399~410, 1992.3
- 11) 中村秀夫: プレス成形コラムの柱部材としての性能, 鉄構技術, (上) pp.51~57, 1990.11; (下) pp.52~57, 1990.12
- 12) 鈴木健二, 高田信宏ほか: プレス成形角形鋼管柱の性能評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (その1) pp.1481~1482, 1990.10, (その2) pp.1483~1484, 1990.10, (その3) pp.1309~1310, 1991.9, (その4) pp.1311~1312, 1991.9
- 13) 桑村 仁, 前田孝一: 低 YR 高張力鋼の機械的性質に及ぼす歪速度の影響, 構造工学論文集, Vol.36 B, pp.385~397, 1990.3
- 14) 桑村 仁, 岡村義弘, 村岡寛英: 低 YR 70 キロ高張力鋼の溶接継手強度について, 構造工学論文集, Vol.34 B, pp.141~149, 1988.3
- 15) 吉識雅夫: 切欠脆性の工業的試験法の研究, 第10章 構造用鋼の歪時効に関する研究, 日本造船研究協会報告, 第14号, pp.47~53, 1957.3
- 16) 桑村 仁: 崩壊機構に基づいた鋼構造建築物の耐震設計, 日本建築学会関東支部構造部会シンポジウム, 鉄骨造における崩壊モードと耐震安全性, pp.15~23, 1992.2

(1992年7月10日原稿受理, 1992年11月12日採用決定)