

600MPa 級の低降伏比鋼を用いた補剛板の圧縮特性に関する実験的研究

An Experimental Study on Compressive Characteristics of Stiffened Plates
using 600 MPa Class Low Yield Ratio Steel中村俊一*
Shun-ichi Nakamura高木優任**
Masahide Takagi林健治***
Kenji Hayashi

*Ph. D. 東海大学教授 工学部土木工学科 (〒259-1292 平塚市北金目 1117)

**工修 新日本製鐵(株) 建材開発技術部 (〒100-8071 千代田区大手町 2-6-3)

***工博 トピー工業(株) 鉄構事業部技術開発部 (〒441-8510 豊橋市明海町 1)

Ultimate strength and deformation capacity of stiffened plates using 600 MPa low yield steel were studied by the simple compression tests. Six specimens made of the low yield ratio steel and the conventional high yield ratio steel with breadth-thickness ratios under 0.5 were tested. Ductility of the low yield ratio steel stiffened plates was higher than that of the conventional high yield ratio steel stiffened plates, and was also higher for the stiffened plates with smaller breadth-thickness ratios. The accumulated energy showed the same tendency as the ductility. These results were also confirmed by the FEM analyses. It was concluded by this study that the low yield ratio steel would be efficient to improve ductility and to absorb energy for breadth-thickness ratio of the range under 0.5.

Key Words: low yield ratio steel, stiffened steel plates, compression tests, ductility, accumulated energy, FEM analysis

1. 緒言

鋼製橋脚を設計する際、大規模地震に対して保有水平耐力を照査しなければならない。これは、構造物の弾塑性ヒステリシス特性によりエネルギーを吸収する設計法であり、鋼材の降伏点以降の挙動が重要な要素となる。従来、引張強度が 600MPa 以上の高張力調質鋼材は降伏比が高く、塑性変形性能およびエネルギー吸収性能が低いと言われてきた。しかし、近年、製造時の熱処理プロセスの改良により低降伏比の 600MPa 級の高張力鋼材が開発され、建築分野ではすでに普及しつつある¹⁾。一方、鋼製橋脚には未だ使用された実績はない。その理由としては、鋼製橋脚は縦・横リブで補剛されたフランジおよびウェブで構成されており、その補剛板の幅厚比が大きいため座屈により耐力が決定され、降伏点の低い低 YR 鋼は有効ではないと認識されているためと考えられる。

しかし、宇佐美ら²⁾は補剛板の幅厚比パラメータを小さくし、かつ補剛材剛比を道路橋示方書の規定値の 3-5 倍に大きくすれば補剛板の変形性能が大幅に改善されることを見出している。また、富永・安波³⁾は厚肉少補剛された鋼製橋脚の実験を実施し、試験体数は限られかつ 400MPa 鋼を対象としてはいるものの、幅厚比パラメータ R が 0.3 程度での低 YR 鋼の効果を確認している。また、森脇ら⁴⁾⁵⁾や奈良ら⁶⁾は種々の鋼材特

性を有する鋼材を用いた圧縮補剛板の極限強度および変形性能を解析的に研究しており、これらによれば幅厚比の小さい補剛板に対しては、低 YR 高張力鋼が有効となると推定している。

筆者らは、引張強度が 600MPa 級の低降伏比高張力鋼を用い、比較的小さい幅厚比パラメータ領域を対象とした圧縮補剛板の終局強度および変形性能に関する基礎的な実験を行った。矩形断面を有する鋼製橋脚の弾塑性挙動の確認には、実物を相似した柱に圧縮力を作用させた状態で、交番水平力を作用させる方法が一般的であるが、この実験は大規模で高価となる。本研究では、引張フランジは鋼材そのものの特性と同一の特性を示すことを考慮し、圧縮補剛板のみの単体試験体の圧縮試験により、低降伏比鋼板を用いた補剛板の特性を把握することを試みた。

2. 試験体の種類と試験方法

2.1 試験体の種類

試験体には 2 種類の鋼板を用いた。通常の 600MPa 鋼材 (SM570) と低降伏比の 600MPa 級鋼材 (HT440) である。引張試験より得られた応力-ひずみ関係を図-1 に示す。両者は、ほぼ同一の引張強度を有するが、HT440の方が降伏応力度が小さく、したがって降伏比が低い

ことが理解される。これら2種類の鋼材の化学組成および機械的性質を表-1に示す。なお、引張試験はそれぞれ3体行い、その平均値を示した。SM570の降伏比は0.896、HT440の降伏比は0.766である。

試験体は6体とし、図-2に示すように、いずれもリブ本数4本の補剛板とした。これらの諸元を表-2に示すが、AグループはSM570、BグループはHT440である。全試験体とも補剛板全体のアスペクト比は0.6、板パネルのアスペクト比は2.5とした。A1とB1は幅厚比パラメーターRを約0.5、補剛材剛比パラメーター γ/γ_N を約5.0とした。A2とB2は幅厚比パラメーターRを約0.5、補剛材剛比パラメーター γ/γ_N を約1.5とした。A3とB3は幅厚比パラメーターRを約0.35、補剛材剛比パラメーター γ/γ_N を約6.0とした。なお、幅厚比パラメーターRの定義は以下である。

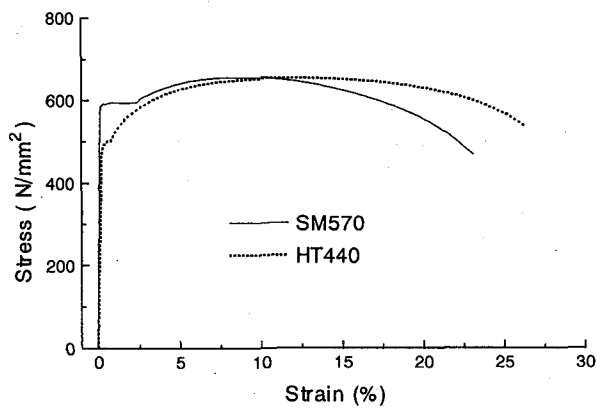


図-1 材料の応力・ひずみ曲線

$$R = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k}} \tag{1}$$

ここで、 ν はポアソン比、 k は座屈係数(=4 n^2 、 n :リブ数)である。また、細長比はいずれも30以下であり、鋼板が降伏する以前には柱としての全体座屈が生じないと予想された。

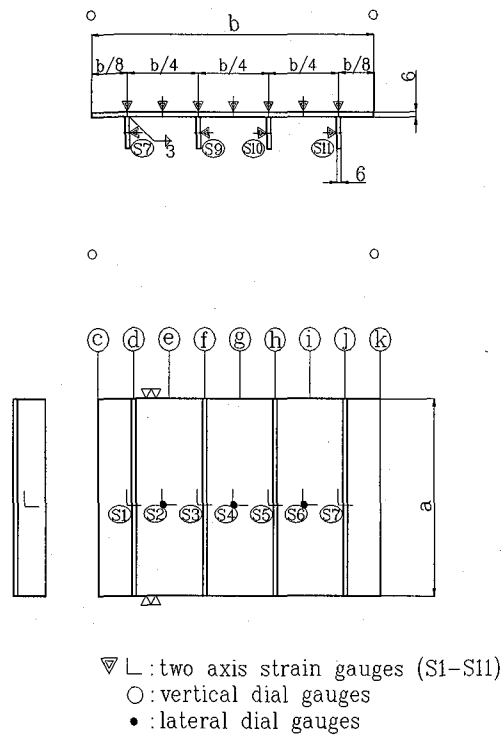


図-2 試験体寸法および計測位置

表-1 材料の化学成分および機械的性質

Grade	Chemical Components (%)					σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	σ_y/σ_u	ϵ_y (%)	ϵ_b (%)
	C	Si	Mn	P	S					
SM570	0.14	0.25	1.45	0.011	0.005	588	656	0.896	0.286	26.6
HT440	0.17	0.45	1.43	0.021	0.005	503	657	0.766	0.244	29.3

表-2 試験体の諸元

試験体番号	A1	A2	A3	B1	B2	B3
材質	SM570	SM570	SM570	HT440	HT440	HT440
補剛板の幅 b (mm)	425	425	300	460	460	325
補剛板の厚さ t (mm)	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0
補剛板の高さ a (mm)	260	260	190	280	280	200
アスペクト比 a/b	0.61	0.61	0.63	0.61	0.61	0.61
リブ数 n	4	4	4	4	4	4
リブ幅 (mm)	39	26	30	43	29	32
リブ厚 (mm)	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0
降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	588	588	588	503	503	503
幅厚比パラメーター R	0.498	0.498	0.351	0.498	0.498	0.352
必要補剛材比 γ/γ_{req}	4.609	1.515	5.944	4.827	1.638	5.911
細長比	22.51	28.25	15.42	16.54	27.23	15.36

試験体の作成にあたっては、溶接ひずみ、残留応力を少なくするために、溶接量は脚長 3-4mm とした。また、初期不整がある場合には、冷間で矯正し、火ではあぶらないよう注意した。平面度のばらつきの最大は 2mm であった。試験終了後、試験体の変形形状を測定した。

2.2 試験方法

試験方法は、補剛板側面を固定せず、上下方向に単純圧縮する試験とした。これは、ヨーロッパでは補剛リブが 4 本以上ある場合によく用いられる方法である⁷⁾。試験方法を図-3 に、試験状況を写真-1 に示す。試験体の上下に表面を機械仕上げした架台を設置し、上架台の上から球座付きの圧縮試験機により補剛板を載荷した。

実験の実施要領は以下とした。最初に小さな荷重をかけ、鉛直たわみを 4 カ所で測り、均等に載荷されているか確認した。次に、たわみのバランスに注意しながら徐々に載荷した。荷重が落ちだし、最大荷重と局部座屈が確認できた時点で、実験を終了した。載荷中の試験体の横倒れを防止するためストッパーを設けた。ただし、これは試験体よりわずかに離して設置し、試験体を拘束しないようにした。

計測項目は、荷重—鉛直変位（左右 2 箇所）、補剛板のひずみ（15 箇所）、リブのひずみ（4 箇所）、補剛板のはらみだし（3 箇所）とした。計測位置は図-2 に示した。

3. 試験結果

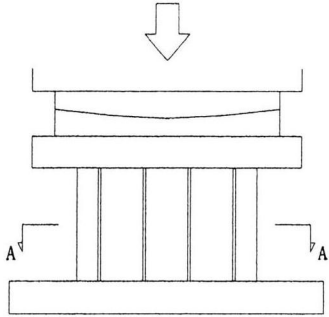
3.1 圧縮力と鉛直変位の関係

実験より得られた A1 と B1 に関する載荷荷重と鉛直たわみの関係を図-4 に示す。鉛直たわみは 4 つの測定値の平均値を用いた。載荷荷重 P は断面積 A で除し平均圧縮応力とし、たわみ δ は高さ a で除して無次元化した。鋼板に貼付したひずみゲージのいずれかが最初に降伏応力度に達したときの降伏荷重位置、および発生応力度が最大になったときの最大荷重位置も図中に示す。B1 の方が A1 より早く降伏に達し、増加こう配が緩やかになる。一方、最大値には A1 の方が早く達する。すなわち、降伏荷重点から最大荷重点に至るまでのたわみ増分に関しては、B1 が A1 より大きく、じん性に優れる。ただし、最大荷重値は A1 が大きい。

A2 と B2 に関する同様の関係を図-5 に示す。図-4 と同様、B2 の方が A2 より早く降伏に達し、増加こう配が緩やかになるが、最大荷重時のたわみには大きな差異はない。また、最大荷重値は A2 が高い。A3 と B3 に関する同様の関係を図-6 に示す。B3 の方が A3 より早く降伏に達し、増加こう配が緩やかになる傾向は他の

ケースと同様であるが、両者の最大荷重点はほぼ等しく、降伏荷重点から最大荷重点に至るたわみもそれほど差がない。

なお、図 4、5 において、A と B の試験体の初期こう配に違いが見られる。これは、試験開始時のなじみによる影響と、偏心曲げによる影響であると推定された。これに関しては、次章において、他のデータを用いてより詳細に検討する。



A-A section
図-3 試験方法

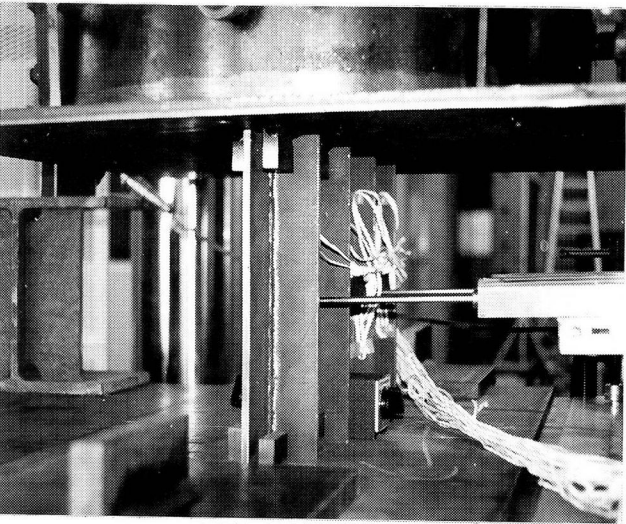


写真-1 試験状況

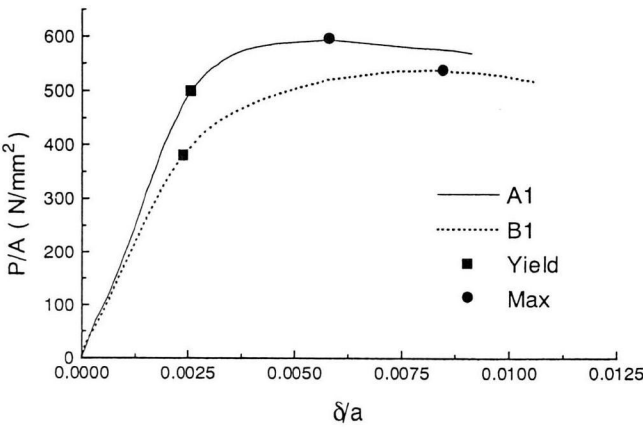


図-4 平均圧縮応力と無次元たわみの関係 (A1, B1)

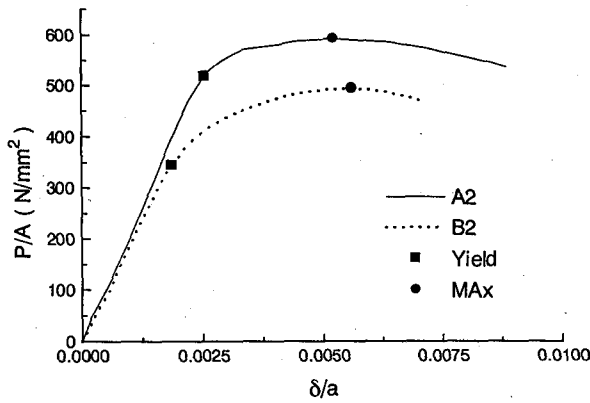


図-5 平均圧縮応力と無次元たわみの関係 (A2, B2)

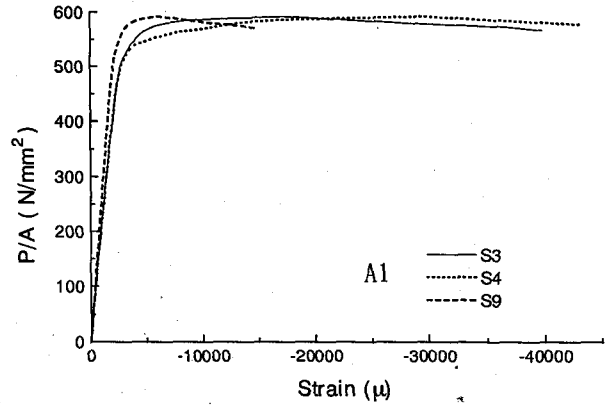


図-7 平均圧縮応力とひずみの関係 (A1)

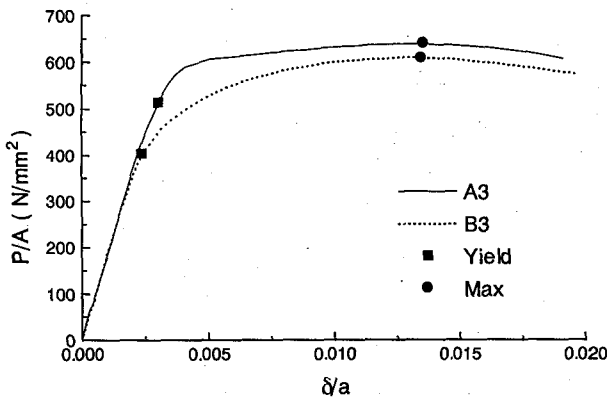


図-6 平均圧縮応力と無次元たわみの関係 (A3, B3)

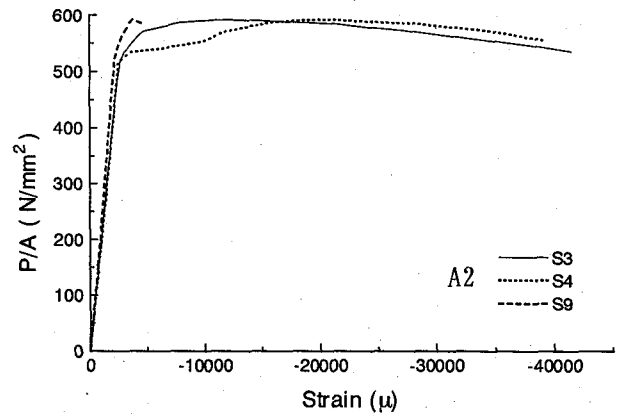


図-8 平均圧縮応力とひずみの関係 (A2)

3.2 圧縮力とひずみの関係

A1 に関する載荷荷重と鉛直方向ひずみ関係を、代表的な3点、すなわち補剛板中心(図-2 に示す S4)、中央リブ上の補剛板(図-2 に示す S3)、中央リブ(図-2 に示す S9)について、図-7 に示す。ただし、載荷荷重 P は断面積 A で除して平均圧縮応力とした。補剛板中心(S4)と中央リブ上の補剛板(S3)は、ほぼ同様の傾向を示すが、中央リブ(S9)の最終ひずみは、これらに比べ非常に小さい。

A2 に関する同様の関係を図-8 に示すが、中央リブ(S9)のひずみは最大値を越えた後、こう配は急激に減少した。一方、A3 に関する同様の関係を図-9 に示すが、補剛材剛比が約6と大きいため、中央リブ(S9)は大きなねばりを示した。

B1, B2, B3 に関する同様の関係を図-10, 11, 12 に示す。いずれも A シリーズに比較して降伏応力に早く達し、増加こう配が緩やかになっている。ただし、補剛板中心(S4)と中央リブ上の補剛板(S9)はほぼ同様の挙動すること、中央リブ(S9)の最大値を越えた後に B2, B1, B3 の順にこう配が減少することについては、A シリーズと同様の傾向を示した。

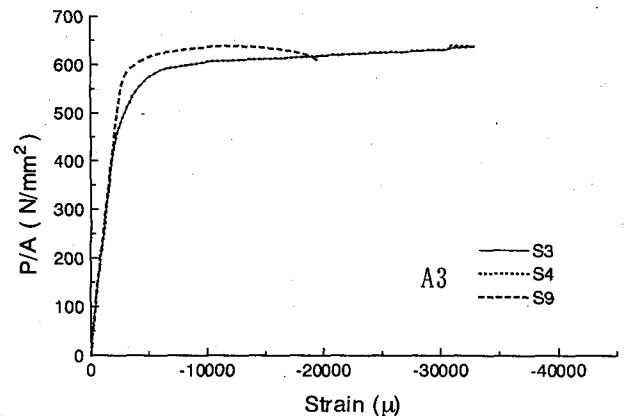


図-9 平均圧縮応力とひずみの関係 (A3)

また、A1, A2, B3 については、補剛板のひずみ(S3, S4)と補剛リブのひずみ(S9)の初期こう配に差異が見られる。試験体の端部は機械仕上げをして平面度を確保するよう配慮したが、試験機架台との微妙な平面度の違いにより偏心曲げが生じたためと推定される。平面度を正確に確保することが、本実験方式を採用する場合の今後の課題であると考えられた。

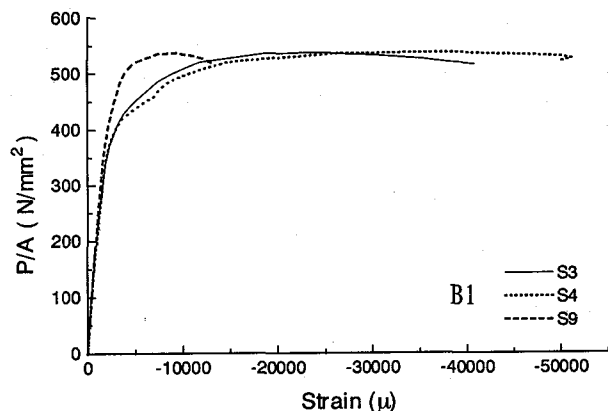


図-10 平均圧縮応力とひずみの関係 (B1)

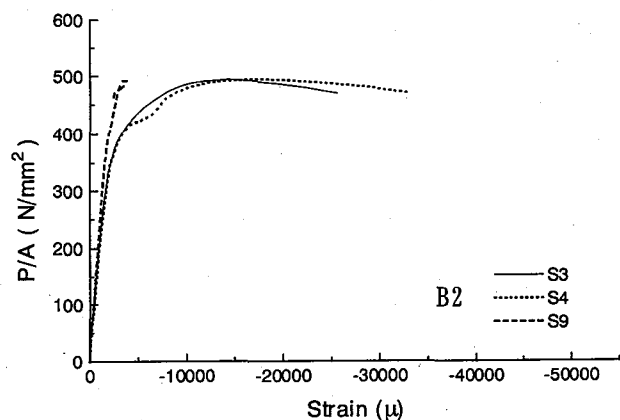


図-11 平均圧縮応力とひずみの関係 (B2)

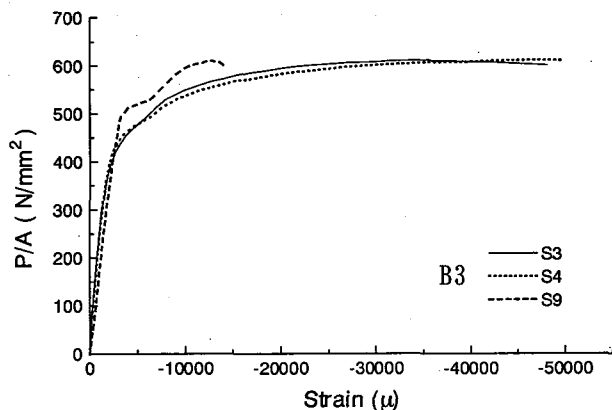


図-12 平均圧縮応力とひずみの関係 (B3)

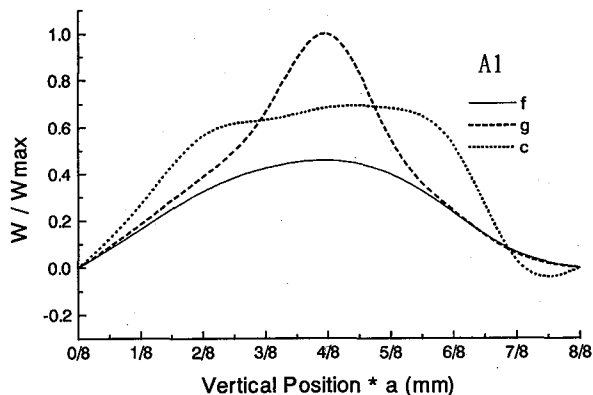


図-13 高さ方向の試験体変形状況 (A1)

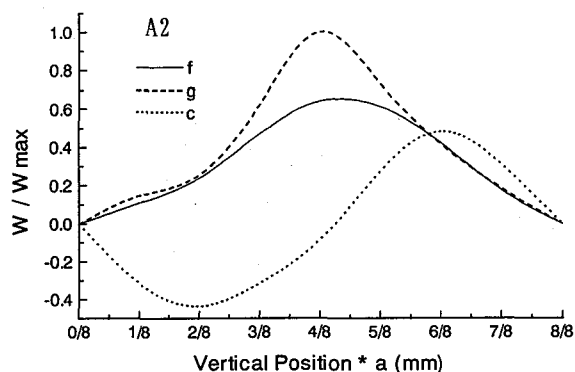


図-14 高さ方向の試験体変形状況 (A2)

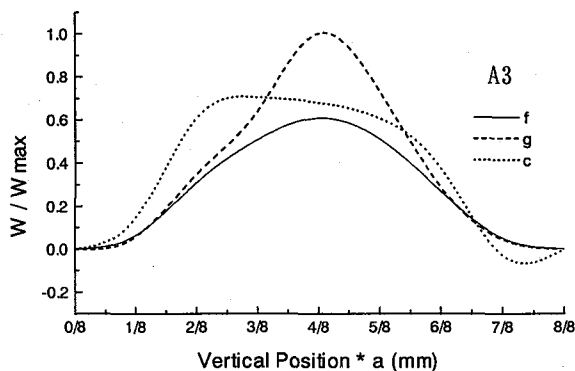


図-15 高さ方向の試験体変形状況 (A3)

3.3 最終変形状態

実験終了後、試験体の変形状態を測定した。すべての試験体に関する補剛板中心(図-2 に示す g 列)、中央部の縦リブ(図-2 に示す f 列)、端部(図-2 に示す c 列)の高さ方向の変位を図-13 から図-18 に示す。ただし、変位は各試験体の測定値の中で最大の変位によって規準化してある。また、図中の符号に関しては、補剛リブの反対側を正としている。

いずれの試験体に関しても、補剛材中心(g)と中央縦リブ(f)は上下端を支点とした座屈変形状態を示しており、補剛材中心で最大である。ただし、支持条件

は各試験体で異っており、幅厚比パラメーターが小さくかつ補剛材剛比の大きい A3 および B3 では両端固定支持に近く、幅厚比パラメーターが大きくかつ補剛材剛比の小さい A2 および B2 では両端ピン支持に近く、A1 および B1 はその中間的な形状を示している。このように、今回採用した実験方法では補剛板の剛度により端部の拘束条件が異なることがわかった。

また、一方、側面端部の変位(c)は、各試験体で異なった形状を示しており、側面を拘束してないために自由に変形したと考えられる。したがって、今回用いた側面未拘束の実験方法では、補剛板の中心部に関し

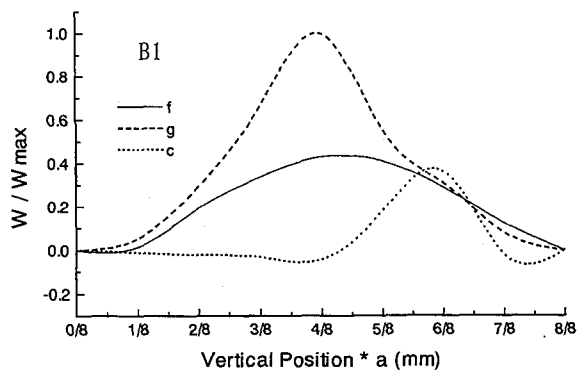


図-16 高さ方向の試験体変形状況 (B1)

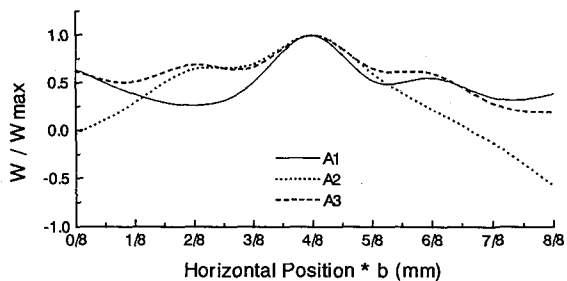


図-19 水平方向の試験体変形状況 (A1, A2, A3)

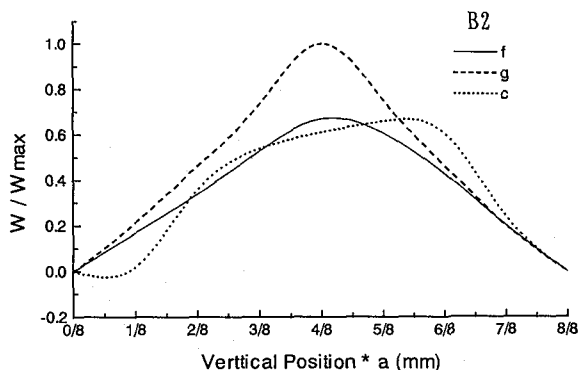


図-17 高さ方向の試験体変形状況 (B2)

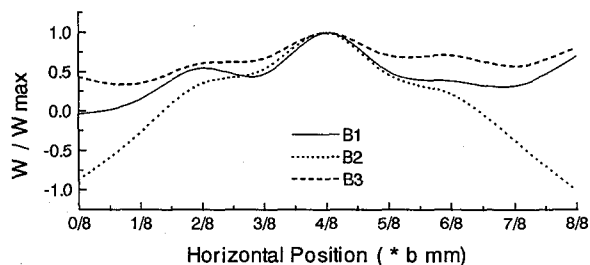


図-20 水平方向の試験体変形状況 (B1, B2, B3)

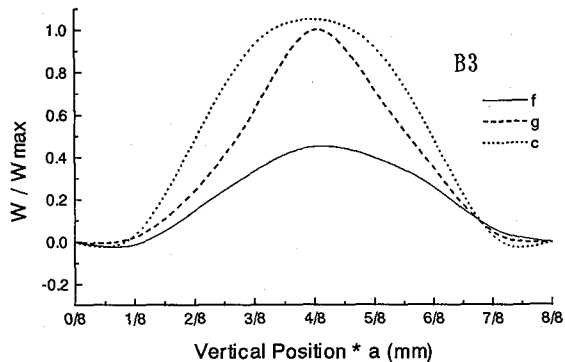


図-18 高さ方向の試験体変形状況 (B3)

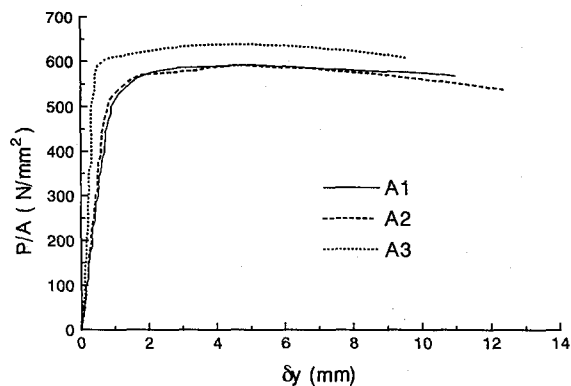


図-21 面外の試験体変位状況 (A1, A2, A3)

ては圧縮補剛板としての特性を把握できるが、側面端部については未拘束の影響が含まれると考えられる。

また、A1, A2, A3 試験体の中央部水平断面方向の変形状態を図-19 に、B1, B2, B3 に関する同様の変形状態を図-20 に示す。変位は最大値によって規準化してある。いずれの図も、補剛材剛比が約 1.5 の A2, B2 は、板幅全体が座屈長となる座屈波形を示している。一方、補剛材剛比が 4.5 以上の A1, A3, B1, B3 は補剛材リブ間長を座屈長とする、すなわちリブを節とする座屈波形を示しており、補剛効果があらわれていることがわかる。

ただし、図-13 から図-20 に示した変形図は試験終了後のものであり、降伏時から最大荷重時の変形状態

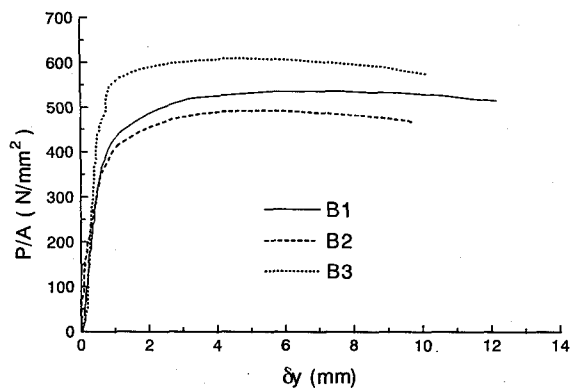


図-22 面外の試験体変位状況 (B1, B2, B3)

については測定していない。ただし、図-21 および図-22 に示す荷重と補剛板中心における面外変位の関係より、図-4 から図-6 に示した鋼材の降伏荷重以降に急激に面外変形が大きくなることが理解できる。

4. FEM による実験結果の検証

実験結果の妥当性を検証するため、FEM による弾塑性有限変位解析を A1 と B1 について実施した。使用した解析コードは汎用 FEM 解析プログラム MARC (Ver K6. 2) である。

A1 の解析モデルならびに有限要素分割を図-23 に示す。解析モデルは試験体の幾何学的対称性を考慮して、1/4 の部分をモデル化した。境界条件は、試験体の下端を固定、側面を自由とし、補剛板の一端に一樣な強制変位を与える変位制御により載荷を行った。材料特性は材料試験の結果得られた、図-1 に示す応力-ひずみ関係を使用した。要素は 4 節点アイソパラメトリックシェル要素を使用し、長さ方向に 10 分割、補剛材間幅方向および補剛材は 8 分割とした。なお、板厚方向には 9 層に分割した。初期たわみは、図-23 に示すように、道路橋示方書の許容製作たわみ $b/150$ 、 $h/1000$ (b : 補剛材間隔、 h : 補剛板の高さ) をそれぞれ最大値とする正弦波として与え、補剛材位置が節となる板の初期たわみモードと補剛板全体の初期たわみモードとを重ね合わせたものとした。残留応力に関しては、SM570 は既往の補剛板に関する研究成果⁸⁾ をもとに図-24 に示すような、補剛材位置で $0.9\sigma_y$ 、補剛材間で $-0.2\sigma_y$ の大きさを持ち、自己平衡となるように分布形状を仮定した。低降伏比鋼である HT440 については、残留応力についての研究成果が得られていないため、導入する残留応力は SM570 と同じ分布形状を用いた。

補剛板の耐荷力および変形性能は初期不整の影響が大きいたことが指摘されている⁸⁾。したがって、試験データを解析により再現する場合、初期不整としては試験時に測定した初期たわみおよび残留応力を導入するべきであるが、ここでは材料の差異が補剛板の耐荷力や変形性能にどのような影響を与えるかに着目し、各ケースで同一の初期不整を仮定して解析した。

なお、残留応力の影響を調べるため、残留応力を導入したモデルと導入しなかったモデルの 2 種類について解析を行った。初期不整の解析モデルへの導入にあたっては、残留応力の導入後にたわみが所定の初期形状となるようにした。

図-25 に A1 の鉛直たわみに関する実験値と計算値の比較を示す。これによれば、仮定した残留応力を考慮した計算ケースは、実験値にきわめて近い非線形的な挙動を再現しており、最大荷重もほぼ一致している。一方、図-26 に示す B1 に関する比較においては、最大荷重については両者がほぼ一致するが、初期こう配お

よび降伏後のこう配に差異が見られる。

図-27 は補剛板の代表的なひずみ S3 に関する実験値と解析値の比較であるが、A1 については実験値と解析値の非線形的な挙動は良く一致しているが、B1 については降伏後のこう配に差異が見られ、鉛直たわみの傾向と一致している。図-28 は補剛材のひずみ S9 に関する実験値と解析値の比較であるが、A1 および B1 とともに両者はほぼ一致している。

以上より、B1 における誤差は、補剛板の残留応力および初期たわみが仮定したものと異なることにより生じたと推定される。しかし、2 ケースとも実験結果と計算値はおおむね一致しており、実験結果の妥当性が検証できたと考えられる。

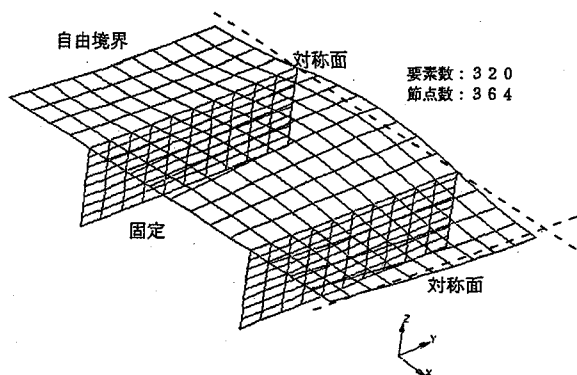


図-23 FEM モデル (A1)

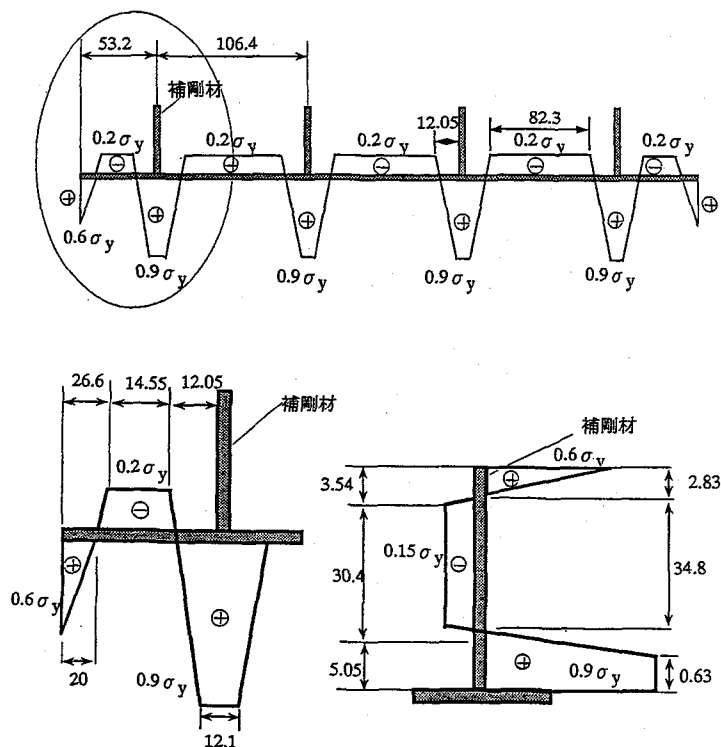


図-24 残留応力分布 (A1)

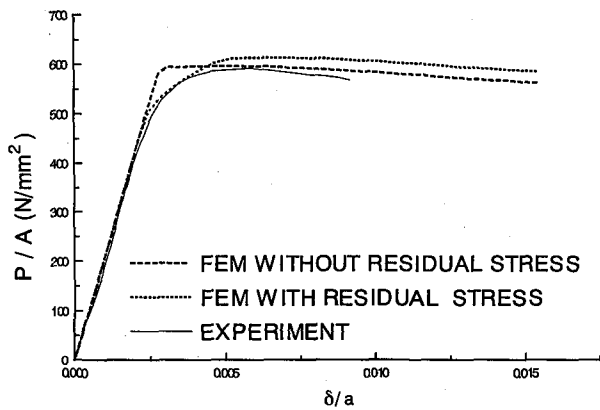


図-25 鉛直たわみに関する実験値と FEM 計算値との比較 (A1)

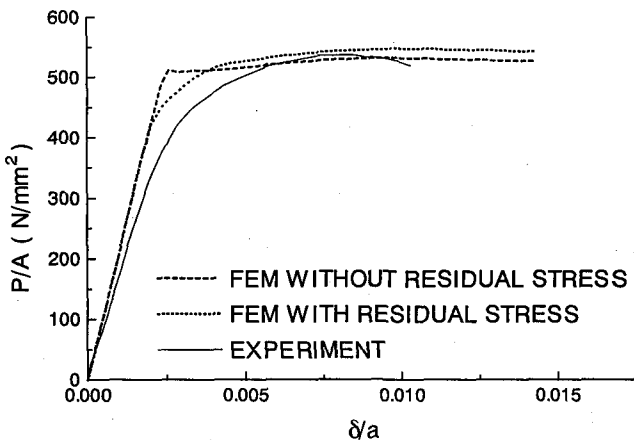


図-26 鉛直たわみに関する実験値と FEM 計算値との比較 (B1)

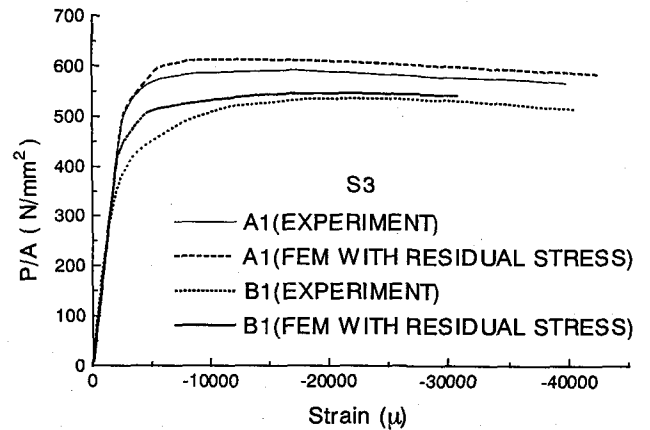


図-27 ひずみに関する実験値と FEM 計算値との比較 (S3)

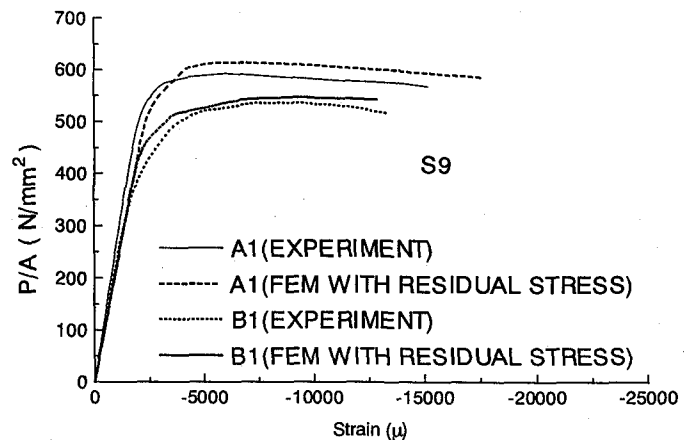


図-28 ひずみに関する実験値と FEM 計算値との比較 (S9)

5. 考察

実験結果のまとめを表-3 に示す。A1 と B1, A2 と B2, A3 と B3 は、それぞれ同一の幅厚比かつ補剛材剛比であるが、いずれも低降伏鋼である B シリーズの降伏荷重 P_y (平均応力が材料試験で得られた降伏応力になる荷重) が A シリーズを下回った。また、最大荷重の降伏荷重に対する比 P_{max}/P_y に関しては、B シリーズが A シリーズを上回った。

また、最大荷重時のたわみを降伏荷重時のたわみで除した値を塑性率と定義すると、B1, B2, B3 の塑性率はいずれも A1, A2, A3 の塑性率を上回った。すなわち、低降伏比鋼を用いた補剛板がじん性に富むことが理解できる。

実験結果より算出した累積エネルギーを図-29, 30, 31 に示す。ただし、累積エネルギーは、最大荷重までのエネルギーを累積したものであり、降伏応力 σ_y および高さ a で除して無次元化した。この図より、A シリーズと B シリーズの累積エネルギー曲線は一致すること、B シリーズの最大累積エネルギーが A シリーズを上回り、低降伏比鋼がエネルギー吸収性能に優れていることがわかる。

幅厚比パラメーター R と塑性率の関係を図-32 に示す。 R が 0.35 の A3, B3 は、それぞれ R が 0.5 の A1, B1 より塑性率は高く、同一材質の場合には幅厚比パラメーターが小さいほど塑性率が向上する。さらに、B1, B3 の塑性率はそれぞれ A1, A3 より高く、同一幅厚比パラメーターの場合は低降伏比鋼の塑性率が高い。また、 R が約 0.5 で補剛材剛比が約 1.5 の A2 および B2 はそれぞれのグループの中で塑性率が最も低い。これらの傾向は、奈良らの既往の研究成果⁶⁾と一致しており、本実験の妥当性を示している。

さらに、幅厚比パラメーターと累積エネルギーの関係を図-33 に示す。 R が約 0.5 で補剛材剛比が約 1.5 の A2 および B2 では累積エネルギーの差は小さいが、A3 と B3, A1 と B1 に関しては、同一材質の場合には幅厚比パラメーターが小さいほど累積エネルギーは高く、同一幅厚比パラメーターについては低 YR 鋼の方が高いことがわかる。

以上より、塑性率と累積エネルギーは同一の傾向を示し、 R が 0.5 以下で補剛材剛比が 5 以上の補剛板については、低降伏比鋼材により塑性率と累積エネルギーを向上させることができることが理解できる。

表-3 試験結果の総括

Model No.	A1	A2	A3	B1	B2	B3
P_y (kN)	1742	1643	1295	1441	1191	1096
δy (mm)	0.669	0.661	0.571	0.672	0.519	0.479
P_{max} (kN)	2070	1878	1611	2035	1708	1658
δ_{max} (mm)	1.512	1.355	2.375	2.373	1.568	2.596
P_{max}/P_y	1.188	1.143	1.244	1.412	1.434	1.513
$\delta_{max}/\delta y$	2.259	2.050	4.160	3.533	3.021	5.424
$\Sigma(P/A\phi_y)(\delta/a)$	0.00427	0.00376	0.0113	0.00698	0.00401	0.0128

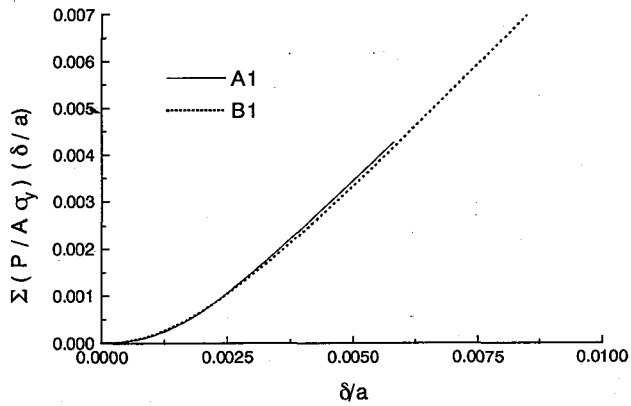


図-29 累積エネルギー (A1, B1)

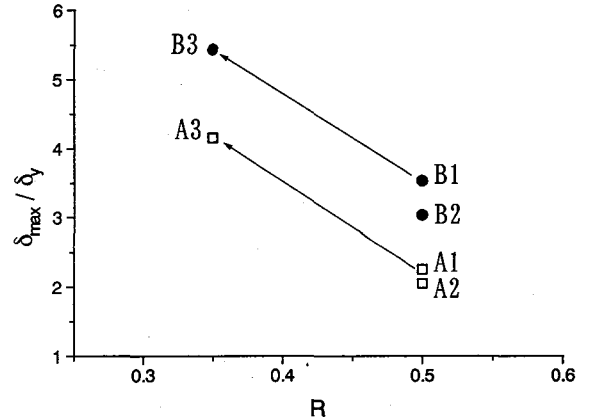


図-32 幅厚比パラメーターと塑性率の関係

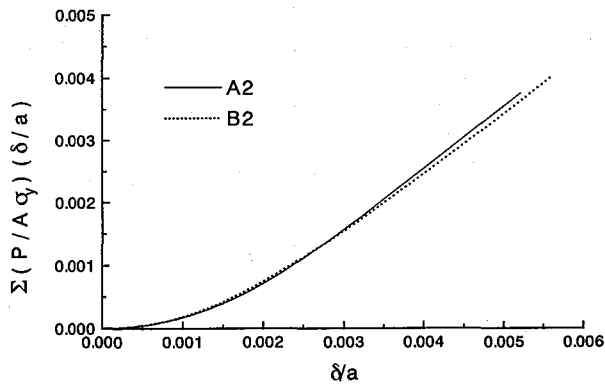


図-30 累積エネルギー (A2, B2)

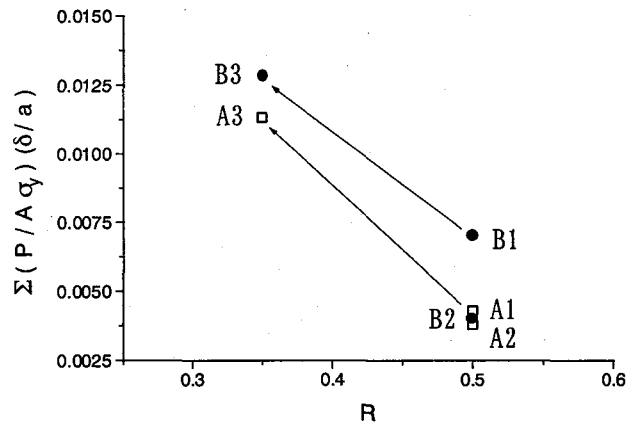


図-33 幅厚比パラメーターと累積エネルギーの関係

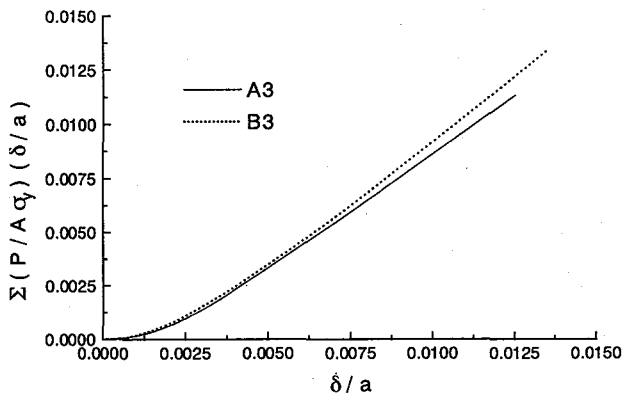


図-31 累積エネルギー (A3, B3)

6. 結言

側面を拘束しない圧縮試験により、600MPaの低降伏比高張力鋼を用い、比較的小さい幅厚比パラメータを有する6体の圧縮補剛板の終局強度および変形性能を研究した。得られた主な知見を以下に示す。

- 1) 载荷荷重と鉛直方向変位に関しては、低降伏比鋼材を用いたBシリーズはAシリーズに比較して降伏に早く達し、降伏後の増加こう配が緩やかであ

った。載荷荷重と補剛板中心ひずみに関しても、これと同様の傾向を示した。

- 2) 鉛直方向の最終変形に関しては、補剛材中心と中央縦リブは上下端を支点とした座屈変形状態を示し、ピン支持と固定支持の中間的な形状であった。一方、側面端部の変位は、側面を拘束していないため自由に変形した。
- 3) 試験体の端部は機械仕上げをして平面度を確保するよう配慮したが、試験機架台との微妙な平面度の違いにより偏心曲げが生じたケースがあった。平面度を正確に確保することが、本実験方式を採用する場合の今後の課題であると考えられた。
- 4) 水平方向の最終変形に関しては、補剛材剛比が 1.5 の A2, B2 は、板幅全体が座屈長となる座屈波形を示し、補剛材剛比が 4.5 以上ある A1, A3, B1, B3 は補剛材リブ間長を座屈長とする、リブを節とする座屈波形を示しており、補剛効果があらわれている。
- 5) A1 と B1, A2 と B2, A3 と B3 は、同一の幅厚比かつ補剛材剛比であるが、いずれも低降伏鋼である B シリーズの降伏荷重が従来型高張力鋼である A シリーズを下回ったが、B1, B2, B3 の塑性率はいずれも A1, A2, A3 を上回った。
- 6) 幅厚比パラメーター R が 0.35 の A3, B3 の塑性率は、それぞれ R が 0.5 の A1, B1 より高く、同一材質の場合には幅厚比パラメーターが小さいほど塑性率が高かった。さらに、B1, B3 の塑性率は A1, A3 より高く、同一幅厚比パラメーターについては低 YR 鋼の塑性率が高かった。これらの傾向は、既往の研究成果と一致した。
- 7) 実験結果より算出した A シリーズと B シリーズの累積エネルギー曲線は一致し、B1 の最大累積エネルギーは A1 を大きく上回り、エネルギー吸収性能に優れていることがわかった。
- 8) 塑性率と累積エネルギーは同一の傾向を示し、同一材質の場合には幅厚比パラメーターが小さいほど高く、同一幅厚比パラメーターについては低 YR 鋼の方が高かった。
- 9) 幅厚比パラメーター R が 0.5 以下においては、補剛材剛比が 5 程度の補剛板に低降伏鋼を用いれば、じん性率と累積エネルギーを向上させることができる。
- 10) A1 および B1 について FEM 解析を実施した。A1 については、鉛直たわみおよびひずみとも実験結果と計算値は一致した。B1 ではやや差があったが、補剛板の残留応力および初期たわみが仮定したものとは異なることによると推定された。しかし、両ケースとも実験結果と計算値はおおむね一致して

おり、実験結果の妥当性が検証できたと考えられた。

以上、鋼材性能を改善することにより、一様圧縮力を受ける補剛板の変形性能およびエネルギー吸収性能を向上できることを示した。しかし、鋼製橋脚に生ずる曲げモーメントにこう配があるため、降伏域が局所化し鋼材特性が発揮できない可能性もある。したがって、今後は降伏領域を広げることにより、鋼材特性を直接的に発揮できるような構造的な対応についても研究する必要があると考えられる。

昨今、種々の高性能鋼材が開発されつつあるが、これらが橋梁分野に十分に適用されているとは言い難い。本研究が、橋梁分野での高性能鋼材の発展に少しでも参考になれば幸いである。

最後に、本論文をまとめるにあたり大阪大学の西村宣男教授および岐阜大学の奈良敬教授に有益なご意見をいただいた。ここに、謝意を表する次第である。

参考文献

- 1) 鋼材倶楽部：新しい建築構造用鋼材，鋼構造出版，1998。
- 2) 宇佐美，水谷，青木，伊藤，安波：補剛箱型断面鋼圧縮部材の繰返し弾塑性挙動に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol. 38A，1992. 3。
- 3) 富永，安波：厚肉少補剛断面を有する鋼製橋脚の変形能に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol. 40A，1994. 3。
- 4) 森脇，林，後藤：溶接組立梁の局部座屈と塑性変形能力について，構造工学論文集，Vol. 38A，1992. 3。
- 5) 森脇：鋼材特性を考慮した圧縮板の極限強度と塑性変形能力について，構造工学論文集，Vol. 39，1993. 3。
- 6) 奈良，梅村，服部，森脇：鋼材特性を考慮した圧縮補剛板の極限強度と変形性能，構造工学論文集，Vol. 39A，1993. 3。
- 7) 土木学会：座屈設計ガイドライン，8.5 座屈実験法，1987。
- 8) 小松，牛尾，北田：補剛板の溶接残留応力および初期たわみに関する実験的研究，土木学会論文報告集，No. 265，1979. 7。

(1999 年 9 月 17 日受付)