

# 座屈強度からみた補剛板の継手構造に関する実験的研究

## AN EXPERIMENTAL STUDY ON THE JOINT DESIGNS OF STIFFENED PLATE IN VIEW OF BUCKLING STRENGTH

明石重雄\*・寺田博昌\*\*・松本好生\*\*\*

By Shigeo AKASHI, Hiromasa TERADA and Yoshio MATSUMOTO

### 1. ま え が き

構造物の大型化に伴い、近年補剛板の座屈強度に関する研究が盛んに行われ、補剛材溶接に伴う残留応力や初期変形の影響についても顕著な成果が得られてきた。

筆者らも、そのような研究の一環として補剛材に高強度鋼を用いたハイブリッド構造、および補剛材の剛比を特に大きくした構造を対象にして一連の補剛板の座屈実験を行い、それらの効果を解析した<sup>1)</sup>。

しかし、補剛板一般部の座屈挙動について解明が進み基準が合理化される一方、設計・施工の実務で必ず遭遇する現場継手部あるいは縦横補剛材の交差部などの構造詳細に眼を向けると、依然として無関心あるいは不明確なまま放置されている問題がいくつかあるように思われる。近年の諸外国の箱桁橋落橋事故の中に、現場継手部の局部座屈が主要原因となっているケースもあることを考えれば、一般断面だけでなく付随する局部の耐荷力や座屈挙動についても十分な解明がなされなければならないことは明らかであろう。このような点に着目した研究例として、M.R. Horne, R. Narayanan の実験<sup>2)</sup>があるが、これは補剛材を取り付ける隅肉溶接の断続形式やサイズに関する問題と、補剛材の片面添接による偏心問題を扱ったものであり、これらの対象は、必ずしもわが国の現状に即するものではない。

本研究は、以前に実施した補剛板座屈試験を受け継ぎ、供試体中央部に組み入れた種々の特殊部分に関して実験的な考察を行ったもので、具体的な対象を次のとおりとした。

① 縦リブに応力を負担させる補剛板の高力ボルト継手において、施工簡略化の可能性を考察する。

② 縦リブに応力を負担させない補剛板の高力ボルト継手において、現行慣用設計法の適否を考察する。

③ 現場継手に溶接を導入した場合の補剛材の合理的接合方法について検討する。

④ 縦リブ・横リブ交差部における現行慣用設計法・構造の適否について考察する。

### 2. 実験方法

#### (1) 試験体の基本形状・寸法

実験に用いた試験体の基本形状は、図-1 に示すように2本の縦リブを等間隔に配置した補剛板で、縦リブについては、荷重分担形式で主板両側にあるもの(①a)、荷重分担形式で片側のもの(①b)、荷重非分担形式のもの(②)とがある。

一般に補剛材寸法と耐荷力の関係は、座屈パラメータ  $R$  を用いて次式で表わされる<sup>3)</sup>。

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

$$k = k_R = 4n^2 \text{ (リブ間座屈の場合)}$$

$$k = k_F = \frac{(1+\alpha^2)^2 + n\gamma l}{\alpha^2(1+n\delta l)} \text{ (全体座屈の場合)}$$

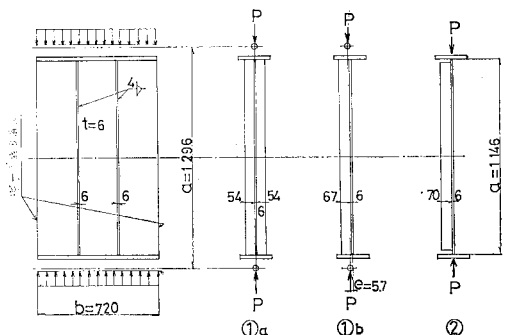


図-1 試験体基本形状

\* 正会員 工博 (株)横河橋梁製作所研究所  
\*\* 正会員 (株)横河橋梁製作所研究所  
\*\*\* 正会員 (株)横河橋梁製作所研究所

ここに、 $n$ は縦リブで区切られるパネル数、 $\alpha$ は縦横寸法比、 $\tau_l \cdot \delta_l$ は縦リブ1本の主板に対する剛比・断面積比である。

道路橋示方書・同解説(昭和48年)によれば、残留応力を考慮した場合、 $\sigma_{cr}/\sigma_y \geq 1$ となる範囲は  $R \leq 0.7$  であるとして、これより  $R=0.7$  を主板の幅厚比の上限と規定している。

今回の実験では、実際に設計・施工される構造において、継手部やリブ交差部の詳細が耐荷力に及ぼす影響を調べることを目的としているので、試験体の設計条件を次のように設定した。

① 特殊部分の補剛板耐荷力に与える影響の対象を、リブ間の板と補剛板全体の両者とする。そのため両者が計算上同じ耐荷力を有するよう  $k_R = k_F$  とする。

② 座屈パラメーターは、 $R=0.7$  とする。この値は、実設計で許容される上限であり、降伏応力に近い応力状態での座屈現象が確認できる。また、特殊部分を広い意味での初期不整の一部と考えれば、 $R=0.7$  はその影響を受けやすい領域であるといえる。

a) 幅厚比

鋼材に SS41 を用い、主板板厚を  $t=6\text{mm}$  とすると、 $n=3$  に対し、 $b=720$  となる。実際には、使用材の降伏点が鋼材の規格値を上回っていたため  $R=0.77$  となった。

b) 縦横寸法比

試験体の縦横寸法比  $\alpha$  は、実橋の箱桁圧縮フランジで 1.6~2.0 に分布していることを考え、原則として、 $\alpha=1.8$  とした。したがって、 $a=1.8b=1296\text{mm}$  である。ただし、縦横リブの交差部試験体では、この試験体長さの中央に横リブを設けており、 $\alpha=0.9$  となっている。

c) リブ断面

リブ断面は、リブが荷重を分担するかどうかにより、その設計方法を変えている。リブを荷重分担部材と考えた試験体に対しては、先に述べた条件  $k_R = k_F$  より導かれる式(2)で設計することとした。

$$\tau_l = 4n\alpha^2(1+n\delta_l) - \frac{(\alpha^2+1)^2}{n} \dots\dots\dots(2)$$

上式より、リブの板厚を 6mm とし、リブ高さを計算すると、片側リブの場合  $h=67\text{mm}$ 、両側リブの場合  $h=2 \times 54\text{mm}$  となる。

リブを応力部材と考えない場合には、道示(昭和48年)でプレートガーダーのウェブ補剛材に規定されている剛比により断面を決めることとした。

$$\tau_h = 30(a/b) \text{ (水平補剛材の規定)} \dots\dots\dots(3)$$

実構造のトラス・アーチ・ラーメンなどの箱断面部材で断面寸法が小さいとか、構造が複雑な場合に、縦リブを不連続構造とすることは多い。こういう場合、ブラク

ティスでは、道示の圧縮補剛板の縦リブ必要剛比(式(2))より大きい値を与える式(3)を適用し、リブ断面を決めているので、今回の試験体でも  $\tau_h$  を採用した。前述した式(2)による片側リブの高さ  $h=67\text{mm}$  に対し式(3)で決まる剛比を用いると  $h=70\text{mm}$  となる。この場合剛比による補剛板全体座屈パラメーターの違いは、 $R=0.77$  ( $h=67\text{mm}$  の場合) に対し、 $R=0.75$  ( $h=70\text{mm}$  の場合) とその差は小さく、耐荷力に与える影響は無視できるものと思われる。

なお、横リブ断面もプレートガーダーの鉛直補剛材の規定  $\tau_b = 8.0(b/a)^2$  により、その大きさを決めた。ちなみに、道示で圧縮補剛板の横リブに要求されている必要最小値より計算しても断面は変わらず、ともに  $h=43\text{mm}$  ( $t=6\text{mm}$  に対し) となる。したがって、横リブ位置で座屈モードが節となるのに必要な最小剛比を横リブは有していることになる。

d) 継手位置と継手強度

継手部分の位置は、試験体長さの中央に設けた。これは、補剛板全体が一次モードのたわみ波形を起こすとき、耐荷性状に与える継手の影響が最も大きくなると考えたためである。また、継手の接合強度は一般断面の全圧縮強度とほぼ等しくなるように設計した。これは、一般断面の耐荷力を  $\sigma_{cr}/\sigma_y = 1$  と想定したためである。

各試験体の特殊部分の構造詳細については、各実験シリーズの項で述べる。

(2) 試験体の製作と載荷方法

試験体の製作にあたっては、主板・リブとも原板からガス切断し、ローラーにより平坦度をきょう正した後、4辺を機械加工し所定寸法に仕上げた。溶接にはすべて被覆アーク溶接を用いた。溶接による板のひずみを防止するため、板の周辺を変形防止治具で拘束し、極力対称に溶接することとした。非載荷辺の縁には、ビード盛り溶接を行い、実構造と同じく溶接残留応力を導入してい

表一 鋼材の機械的性質

鋼材	板厚 (mm)	降伏点 (kg/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (kg/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)	使用箇所
PL 3	3.2	31.4	44.1	24	A-1 板の添接材 A-3 板・リブの添接材
PL 4	4.5	28.5	47.1	28	A-1 リブの添接材 A-2, 4, 5, B-1 板の添接材
PL 6-1	6.0	27.5	43.9	30	A-1~A-5 B-1
PL 6-2	6.0	24.6	44.0	31	W-1~W-3
PL 6-3	6.0	28.3	48.2	28	B 2 C-1~C-3
PL 8	8.0	29.3	47.0	28	W-3 リブの添接材
PL 6	6.0	28.5	45.0	30	No. 11
PL 6	6.0	27.5	44.0	30	No. 18

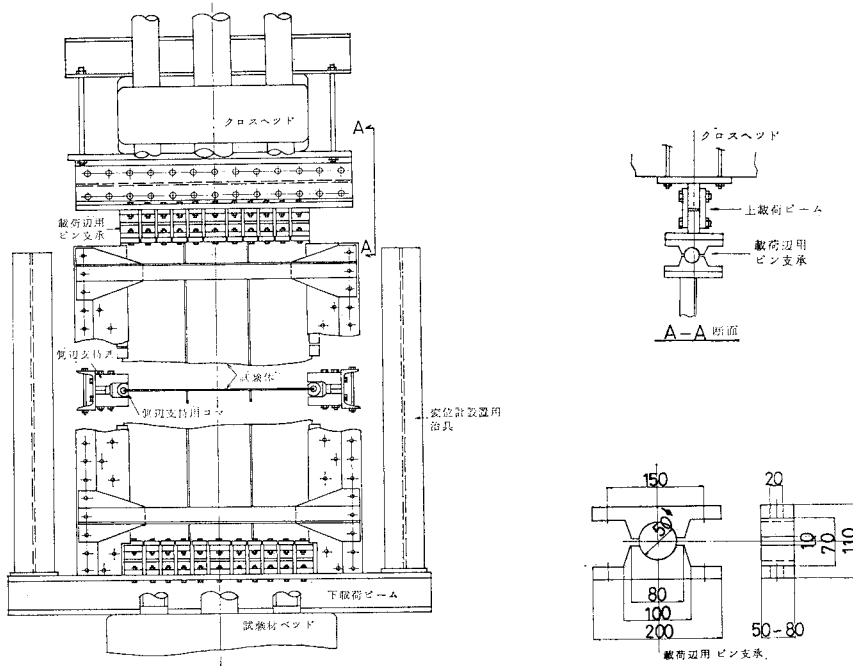


図-2 載荷装置

る。試験に用いた材料の機械的性質は表-1のとおりである。高力ボルトは M 16(F 10 T) を用いた。

補剛板の支持条件としては、載荷辺・非載荷辺とも単純支持とした。この支持条件を満足させるため用いた装置・治具を 図-2 に示した。装置の概略を以下に述べる。

試験体上側の載荷辺には高力ボルト摩擦接合のビームを置き、このビームを介して試験体幅方向に均一な荷重を作用させるようになっている。また試験体とこのビームの間には、細分化されたピン支承が置かれ、載荷辺単純支持の条件を満足するようになっている。

試験座屈長  $a$  は、上下ピン支承のピン中心間長である。

荷重非分担リブの試験体においては、載荷辺でリブを絶縁した。したがって、主板は載荷辺で自由に回転変形できるので、ピン支承を省略した。この場合の座屈長は、主板全長である。

側辺に用いた支持具は、図-2 に示したように円筒状のコマと、そのコマをつかむ剛な側辺支持具とからなる。

1 個のコマは長さが 40 mm で、側辺支持具の中で自由に回転できる。横リブを有する試験体については、横リブの単純支持条件を満たすように、コマと横リブ間に鉛板を入れ、横リブ端部を支持している。

載荷には 200 t 万能試験機 (森試験機製) を用いた。載荷状況を写真-1 に示す。

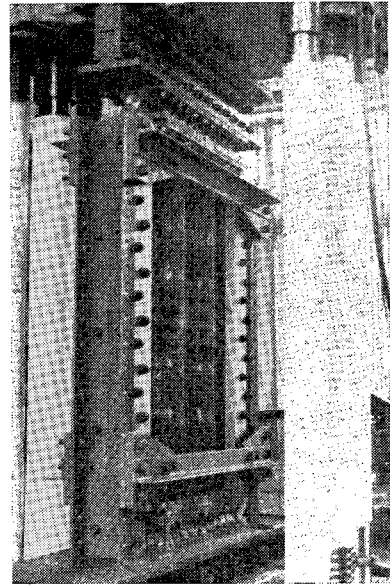


写真-1 載荷状況

各試験体には、ワイヤーストレインゲージ・変位計を設置し、主要点のひずみ・変位を測定した。また、初期変形、崩壊後の変形形状は、剛性の高い側辺支持具を不動点として治具とノギスを用い測定した。初期変形量は製作時の配慮により、十分小さく抑えられ、実験耐荷力との相関は認められなかった。

### 3. 試験結果と考察

#### (1) 高力ボルト継手部の実験 1 (Aシリーズ)

##### a) 試験体の説明

この実験シリーズは、中央に高力ボルト継手を有する試験体5体からなる。図-3に各試験体の詳細を示す。

まず最初の2体は理想的な両側リブ構造で、うちA-1は現行標準接合方法によるもの、A-2は閉断面部材に対する施工性改善のねらいとして、リブ添接の省略と、その分の主材添接断面増を行ったものである。

A-3, 4試験体は、前2者に対応させて補剛リブを現実的な片側配置としたものである。A-5試験体は、A-4試験体の添接板上に補助的なリブを溶接したもの、すなわちリブ付き添接材を用いるもので、A-4試験の結果に基づき計画された。補助リブは、添接材断面の重心位置が一般断面の重心位置と一致するように、その断面を決めている。なお、軸圧縮荷重の作用線は、一般断面でのリブを含めた総断面の重心位置とした。

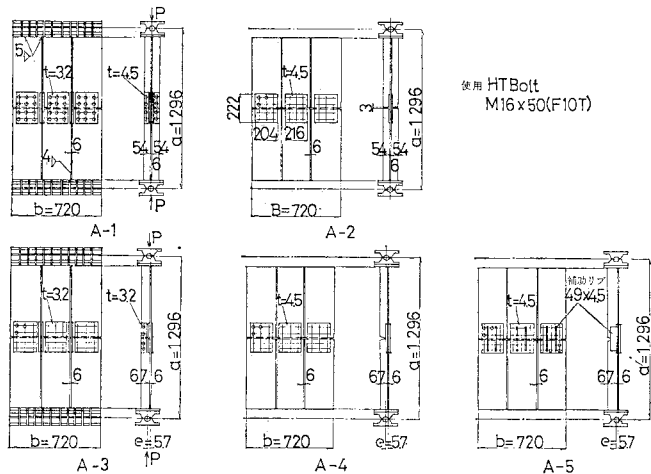


図-3 Aシリーズ試験体

##### b) 実験結果と考察

表-2に試験体の諸元・実験最大荷重と計算降伏荷重を示す。表中のNo. 11およびNo. 18は、文献1)で行われた一般部補剛板(No. 11:両側リブ, No. 18:片側リブ)のデータである。表-2の結果より次のことがいえる。

現行標準添接方式のA-1(両側リブ), A-3(片側リブ)の耐力は、それぞれ $P_u/P_y=0.93, 0.94$ と対応する補剛板No. 11, No. 18の強度 $P_u/P_y=0.89$ を上回った。これら試験体の最終崩壊形状は、中央部を腹とする一次モードの座屈波形であり、添接材による剛性増が耐力向上の因を担っているものと考えられる。リブ添接を省略した場合、両面リブ試験体A-2の耐力は $P_u/P_y=0.89$ と高い値を示し、対応するNo. 18の強度に対しそん色ないように見える。しかし、添接材中央部におけるひずみ測定結果図-4をみると、許容荷重 $P_A$ (有効断面積×基本許容応力度)を過ぎた付近からA-1との差が現われ始め、曲げひずみが増大して不安定化することが認められる。ただ、ここで急激な崩壊を生じないのは、添接材による補強効果と考えられる。これに対し、

リブ非添接を片側リブに適用した試験体A-4の耐力は、 $P_u/P_y=0.43$ と非常に低く、これは一般部の約1/2の強度である。A-4の場合、載荷直後から添接材の曲げひずみの増大が著しく、きわめて短い区間(3mm)のリブ欠損であるが、その構造偏心による影響は非常に大きいことが明らかになった。

図-5はA-4試験体をモデル化して計算した軸力・曲げモーメントをひずみ測定値からのそれらと比較したものである。モデル化にあたっては板パネルを全幅有効と仮定し、一般部とリブ不連続部の断面重心位置の違いを考慮した局部偏心を有する支柱に置換している。図より、荷重の増大とともに面外変形

表-2 Aシリーズおよび一般部補剛板の断面諸量と実験結果

試験体	縦横比 $a/b$	座屈パラメーター $R$	一般部断面			継手部添接材断面			計算降伏荷重 $P_y$ (t)	実験最大荷重 $P_u$ (t)	$P_u/P_y$	崩壊様式	特徴
			$A$ (cm <sup>2</sup> )	$I$ (cm <sup>4</sup> )	$e$ (cm) <sup>3)</sup>	$A$ (cm <sup>2</sup> )	$I$ (cm <sup>4</sup> )	$e$ (cm) <sup>3)</sup>					
A-1	1.8	0.762	56.2	148.1	0	56.1	228.6	0	154.4	144.2	0.93	全体	
A-2	1.8	0.762	56.2	148.1	0	56.2	15.5	0	154.4	133.0	0.89	〃	リブ非添接
No. 11 <sup>1)</sup>	1.8	0.775	56.2	148.1	0	—	—	—	160.1	142.0	0.89	〃	継手なし
A-3	1.8	0.771	51.2	122.0	0.57	48.8	136.6	0.61	140.8	131.8	0.94	〃	
A-4	1.8	0.771	51.2	122.0	0.57	58.3	16.4	0.20	140.8	60.0	0.43	継手部の折れ曲り	リブ非添接
A-5	1.8	0.771	51.2	122.0	0.57	71.6	154.6	0.57	140.8	76.8	0.55	〃	リブ非添接補助リブ
No. 18 <sup>2)</sup>	1.8	0.762	51.2	122.0	0.57	—	—	—	137.4	121.9	0.89	全体	継手なし

1), 2) 一般部補剛板(文献1))

3) 主板厚中心から全断面重心軸までの距離

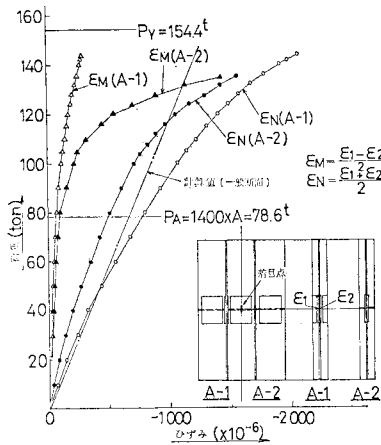


図-4 A-1, 2 試験体の添接材中央ひずみ線図

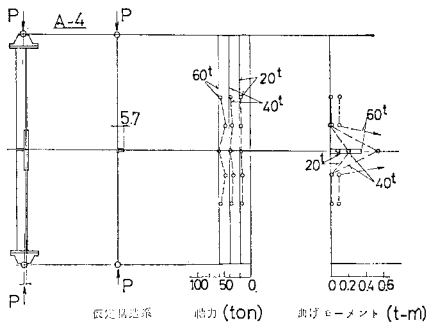


図-5 A-4 試験体の計算値と実験値

が進行し偏心量が増大するので、そのための2次曲げの方が急増して早期に耐荷力を喪失することが知られる。

次に、試験体 A-5 について考察する。この試験体の主板添接材は、リブ添加により構造偏心を消去するとともに、曲げ剛性も一般断面より若干大にして、耐荷力の回復を期待したものである。しかし、結果は表-2のように  $P_u/P_y=0.55$  で、A-4 と比べて補強効果は小であった。

図-6 は添接材中央断面の曲げひずみ（表裏のひずみ差の 1/2）分布を、リブのない A-4 とリブ付きの A-5 について比較したものである。図より、

- ① A-4 における補剛リブの応力は、主板添接材に移行するが、添接材に均等に分布せず、リブに近い縁部に極端に集中する。
- ② A-5 ではリブ添加により全般的に曲げ応力が減少するが、縁部には依然として強いひずみ集中がある。

ことが認められる。

これらの現象より、今回のリブ付き添接板に関しては、その添加位置が中央部に片寄ったために、補強効果を十分発揮できなかったと考えられ、したがって、添接

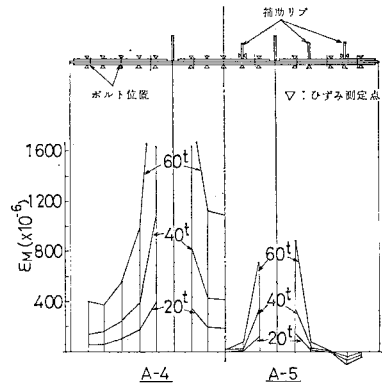


図-6 A-4, 5 試験体の曲げひずみ分布（添接材中央断面）

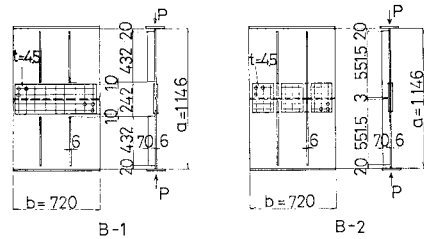


図-7 B シリーズ試験体

板縁部へのリブ添加を行えば、この点は相当改善できるものと期待される。

## (2) 高力ボルト継手部の実験 2 (B シリーズ)

### a) 試験体の説明

この実験シリーズは、リブの荷重分担を考慮しない補剛板の高力ボルト継手部を対象とするもので、2体の試験体からなる。図-7 に試験体の構造・寸法を示す。

B-1 試験体は、曲げあるいは曲げと軸力が作用する部材のウェブに用いられている慣用ディテールで、主板添接部は添接材により剛性が保証されるとし、リブ補剛を添接板の手前で終止させたものである。リブ端と添接材縁の隙間は、通常 20~40 mm とされているが試験体では全体の寸法のバランスの面から 10 mm とした。

B-2 試験体は、B-1 試験体の結果に基づき計画したもので、添接板を分割することによってリブを主板端まで延ばし、したがって前記 10 mm の無補剛部は消去されている。両試験体とも主板添接材の板厚は、実構造の板厚構成（一般に主板板厚 9~10 mm に対し、8~9 mm の添接材）に合わせる意味で、計算必要厚より 1 ランク厚い 4.5 mm とした。

### b) 実験結果と考察

表-3 に B シリーズの断面諸量・実験最大荷重と計算降伏荷重（リブ断面は有効断面に含まれない）を示す。試験体 B-1 の耐荷力は、 $P_u/P_y=0.71$  と低いのに対し、試験体 B-2 のそれは、 $P_u/P_y=0.93$  となりリブ延

表-3 Bシリーズの断面諸量と実験結果

試験体	縦横比 $a/b$	座屈パラメータ $R$	着目断面	断面諸量			計算降伏荷重 $P_y$ (t)	実験最大荷重 $P_u$ (t)	$P_u/P_y$	崩壊様式	特徴
				$A$ (cm <sup>2</sup> )	$I$ (cm <sup>4</sup> )	$e$ (cm) <sup>4)</sup>					
B-1	1.6	0.762	設計断面 <sup>1)</sup>	43.2	1.3	0	118.8	84.8	0.71	主板局部	一般の継手形状
			補剛部断面 <sup>2)</sup>	51.6	136.0	0.62					
			添接材断面 <sup>3)</sup>	60.5	17.7	0					
B-2	1.6	0.773	設計断面	43.2	1.3	0	122.2	114.0	0.93	全体	添接断面内へリブ延長
			補剛部断面	51.6	136.0	0.62					
			添接材断面	58.3	16.9	0.02					

1) 主板のみ      3) 添接材のみ  
2) 主板+縦リブ      4) 主板厚中心と対象断面の重心軸との距離

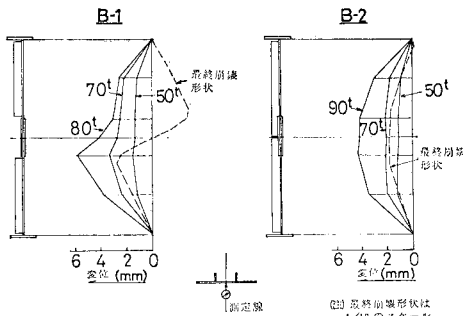


図-8 B-1, 2 試験体中央パネルの面外変形

長によって約 30% 耐荷力増という結果が得られた。

図-8 は両試験体の中央板パネルの面外変形状況を対比したものである。試験体 B-1 の面外変形は、計算降伏荷重の 1/2 付近 (約 60 t) まで、B-2 の場合とほぼ同様であるが、それを超えると徐々にリブ端無補剛部での折れ曲がり認められるようになり、B-2 とは明らかに異なった挙動を示している。すなわちこの無補剛部は、表-3 の断面諸量からも明らかのように、面外剛性が著しく小さく、また添接断面の上下 2 か所に存在することにより、面外変形の進行とともに早期に塑性化し、構造全体を不安定にするものである。リブを延長することにより、この不安定要因は除去され、十分な強度を有するようになる。

なお、試験体 B-2 の形状は外見上、A シリーズの A-4 試験体と類似で、補剛材端部と荷重作用位置が異なるのみである。B-2 の構造系を A シリーズと同じようにモデル化して計算した軸力・曲げモーメントとひずみ測定値からのそれらを示すと図-9 のとおりである。B-2 のリブには直接荷重はないが、実際には取付け隅肉溶接を通してリブにも応力が作用するので、補剛部分と無補剛部では応力を受け持つ部材断面の断面重心位置が異なり、偏心を有することになる。この偏心により、曲げモーメントが作用するが、その作用範囲

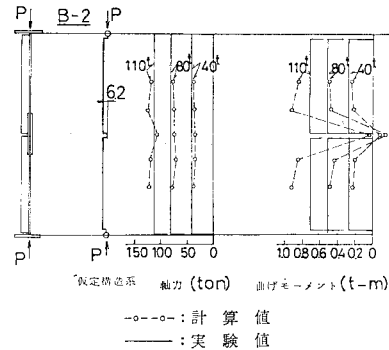


図-9 B-2 試験体の計算値と実験値の比較

は、リブの付いた補剛断面であり、この点が A-4 試験体とは異なる。すなわち、偏心曲げモーメントが作用してもその作用位置と曲げ剛性の違い、結局は構造系の違いにより、耐荷力に 60.0 t (A-4) : 114.0 t (B-2) という大差が生じたといえる。

### (3) 溶接継手部の実験 (W シリーズ)

#### a) 試験体の説明

このシリーズは、現場継手に溶接を導入した場合の補剛材の合理的接合構造を見出すことを目的とするもので、継手方法の異なる 3 体の試験体からなる。図-10 に各試験体の構造・寸法を示す。

W-1 試験体は、主板・リブとも同一断面で突き合わせ溶接する全溶接の構造である。リブには主板溶接ビードを通すための 10R のスカラップを設けている。溶接順序は主板先行、リブ後行とし、変形防止の拘束を行い

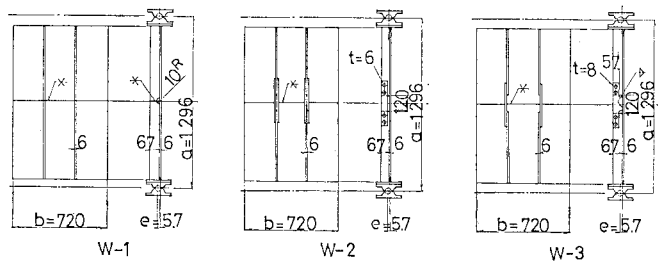


図-10 W シリーズ試験体

ながら溶接した。

W-2 試験体は主板の溶接に、自動溶接機を走行させることを想定して、リブを一定長さ切欠き、リブの接合には高力ボルト2面添接を採用し

た。溶接の現場継手部で、a) リブ端を主板端より短くしたうへ、b) リブ添接材を主板から浮かし、c) さらに片面添接でリブ継手に偏心を有する、構造は、かつてのヨーロッパの箱桁にしばしば採用されたディテールであり、1971年に落橋した Koblenz-Hochlein 橋にもその例がみられる<sup>4)</sup>(図-11)。

今回の W-2 試験体の設計にあたっては、前記の a) と b) の方式を用いたが、次の2点に配慮した。すなわち、① リブ欠損長は、その部分の主板を4辺単純支持板と考え、この板が弾性座屈しない条件、すなわち  $R=0.7$  より 120 mm とした。② リブ添接材に対しても、ボルト中心間を座屈長とするピン支持の柱と仮定し、この板が降伏応力まで座屈しないように必要板厚の計算を行って、6 mm とした。

W-3 試験体は、W-2 と同じくリブに 120 mm の欠損部を設けたが、リブの接合を片面添接とし、その代わりにリブ添接材と主板を溶接することにより、W-2 における主板無補剛部を消去している。添接材厚は、端部の回し溶接用にスカラップを設けているので、その断面減少分を保証するため、8 mm としている。

**b) 実験結果と考察**

各試験体の断面諸量と実験最大荷重を表-4に示す。

試験体 W-1, 2, 3 の耐荷力は、いずれも  $P_u/P_y=1.07$  と十分な強度を示して、前出の表-2における標準試験体 No. 18 および高力ボルト標準継手 A-3 の場合に比べて、むしろ勝っている。

図-12 は、試験体 W-1, W-2 の中央板パネル突き合わせ溶接部での荷重-ひずみ線図を比較したものである。図より、全溶接の W-1 試験体のひずみ挙動は、リブボルト添接の W-2 に比べてわずかに早期降伏の傾向がみられるが、この程度では特に溶接残留応力の影響とは断じきれない。また、試験体 W-2 のひずみはまったく理想的であり、最高荷重段階まで主板・リブ添接材と

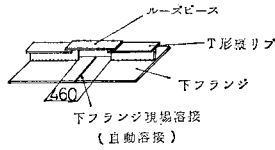


図-11 Koblenz-Hochlein 橋現場継手詳細

も局部座屈現象はみられなかった。したがって、このような継手方式においても、主板無補剛部・リブ添接材それぞれに対して十分な座屈強度を付与すれば、継手全体としての安全性は保証されると考えてよいであろう。

なお参考のため、Koblenz-Hochlein 橋の無補剛部主板について、ここで行ったと同様の計算を行うと、許容リブ切欠き長は 216 mm となる。これに対し、実構造の切欠き長は 460 mm (図-11) であり、この場合の座屈パラメータは、 $R=1.48$  と計算される。

次に、図-13 に W-3 試験体のリブ添接材のひずみ挙動を示した。図中の  $\epsilon_N, \epsilon_M$  はそれぞれ、測定ひずみを軸圧縮成分とリブ面外曲げ成分に分けて表示したものである。

ここでは、リブ添接材の偏心による局部座屈に着目したが、自由辺に近い位置で  $\epsilon_M$  の発生がみられるものの、曲げひずみの増加率は小さく、荷重 120 t 段階でも  $\epsilon_M=400 \times 10^{-6}$  程度にしかならない。この結果より、リ

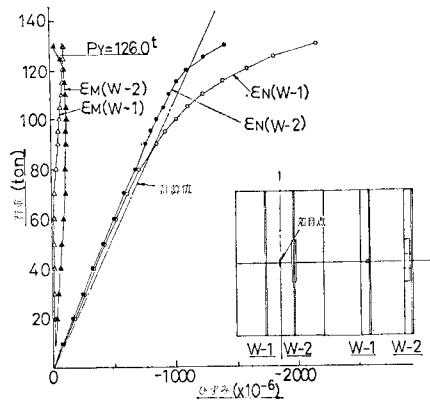


図-12 W-1, 2 試験体の継手部ひずみ線図

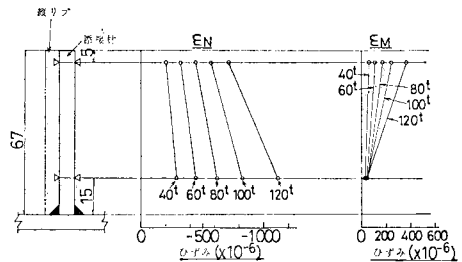


図-13 W-3 試験体のリブ添接材ひずみ

表-4 W シリーズの断面諸量と実験結果

試験体	縦横比 $a/b$	座屈パラメータ $R$	一般部断面			継手部添接材断面			計算降伏荷重 $P_y$ (t)	実験最大荷重 $P_u$ (t)	$P_u/P_y$	崩壊様式	特徴
			$A$ (cm <sup>2</sup> )	$I$ (cm <sup>4</sup> )	$e$ (cm)	$A$ (cm <sup>2</sup> )	$I$ (cm <sup>4</sup> )	$e$ (cm) <sup>1)</sup>					
W-1	1.8	0.729				50.0	121.5	0.57	126.0	134.8	1.07	リブ局部	全溶接
W-2	1.8	0.729	51.2	122.0	0.57	56.9	217.3	1.00	126.0	135.0	1.07	全体	主板無補剛部
W-3	1.8	0.729				53.9	155.8	0.73	126.0	134.4	1.07	全体	リブ片面添接

1) 主板厚中心と添接材断面重心軸との距離

ブの場合には局部的な偏心があっても、添接材の底辺が主板上に結合されていれば、リブ・リブ添接材および補剛板全体に及ぼす偏心の影響は無視できるものであることがわかる。

(4) 縦・横リブ交差部の実験 (Cシリーズ)

a) 試験体の説明

このシリーズは、リブの荷重分担を考えない場合の縦・横リブの交差部を扱ったもので、図-14に示す3体の試験体からなる。道路橋示方書では、プレートガーダーのウェブに関して、水平補剛材と垂直補剛材との隙間を認めている。これを準用して圧縮部材の設計でも、たとえば断面の小さい場合や複雑なラーメン構造の場合に、縦リブを荷重非分担形式として横リブとの間に隙間を設けるディテールが採用されることがある。

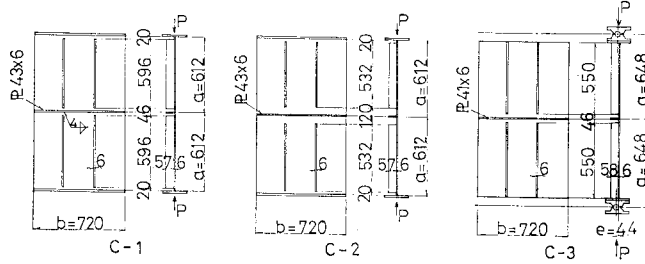


図-14 Cシリーズ試験体

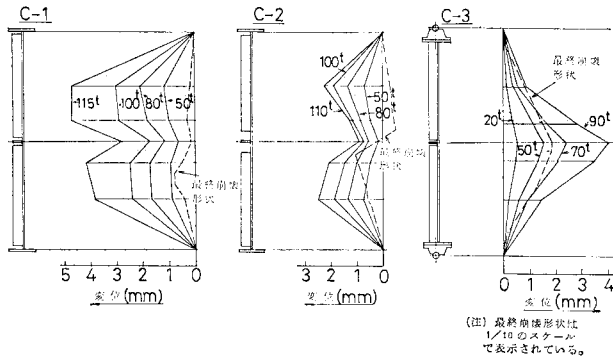


図-15 Cシリーズ試験体中央パネルの面外変形

C-1, C-2 の 2 体は、従来慣用されている縦リブの欠損長の適否を明らかにすることを意図しており、C-1 試験体は、縦リブ欠損長が 46 mm (縦リブ、横リブ間の間隔 20 mm) と短いもの、C-2 試験体はそれが 120 mm (リブ間隔 57 mm) と長いものである。

欠損長 46 mm の根拠は、実構造で最小ウェブ厚 8 mm に対し通常 50~70 mm の欠損部が設けられていることを考え、これに主板厚 6 mm としての補正 (60×6/8=46) を行ったものである。C-2 の 120 mm は、たとえばリブ溶接の機械化、溶接施工性改良などの目的で極端に長く縦リブが切欠かれる場合を想定し、W シリーズの溶接継手の場合に準じて定めた寸法である。

C-3 試験体は、構造上の別の理由により、当初の意図に反してリブに応力が流入した場合を想定したものである。リブ切欠き長は、C-1 試験体と同じとし、載荷辺の構造と荷重作用位置を変えている。

b) 実験結果と考察

表-5 に断面諸量と実験結果の最大荷重を、図-15 に中央板パネル中央での載荷時変位形状と最終崩壊形状を各試験体について示した。

まず試験体 C-1, C-2 についてみると、耐荷力はそれぞれ  $P_u/P_y=0.98, 0.94$  と、C-1 より C-2 の方がわずかに低下している。しかし、この程度の値は、前出の各シリーズの場合と比較しても特に耐荷力不足とはいえない。リブ切欠き長の影響は、むしろ最終崩壊挙動に明確に認められる。切欠き長が 46 mm と短い場合には当該部分での変状はまったくみられず、除荷時の変状の程度はわずかである。これに対し、120 mm と長い C-2 試験体では、上下パネルの縦リブ切欠き端に近い主板部分で局部座屈が発生し、それに伴って急激に逆対称形の崩壊を生じた。

この逆対称形の崩壊は、前出の B-1 の場合にもみられ、2 か所に弱点を有する板に共通する現象と考えられる。

表-5 Cシリーズの断面諸量と実験値

試験体	縦横比 $a/b$	座屈パラメーター $R$	断面諸量			計算降伏荷重 $P_y$ (t)	実験最大荷重 $P_u$ (t)	$P_u/P_y$	崩壊様式	特徴	
			着目断面	$A$ (cm <sup>2</sup> )	$I$ (cm <sup>4</sup> )						$e$ (cm) <sup>1)</sup>
C-1	0.85	0.773	設計断面	43.2	1.3	0	122.0	119.8	0.98	全体	リブ切欠き 46 mm
			補剛部断面	50.0	78.1	0.43					
C-2	0.85	0.773	設計断面	43.2	1.3	0	122.0	114.2	0.94	主板局部	リブ切欠き 120 mm
			補剛部断面	50.0	78.1	0.43					
C-3	0.90	0.773	設計断面	43.2	1.3	0	122.0	95.0	0.78	全体	リブ切欠き 46 mm 偏心載荷
			補剛部断面	50.0	82.2	0.44					

1) 主板厚中心とリブを含めた総断面重心軸との距離



以上の結果より、縦リブ欠損部に関して次のことがいえよう。すなわち、現行の慣用寸法 50~70 mm は十分安全である。しかし、欠損寸法が大になれば、欠損部の局部座屈から最終的に不安定崩壊を生じやすくなる。欠損長の限界は明らかでないが、少なくとも 120 mm (横リブとの間隔 60 mm) より小にすることが望ましい。

なお、前出の B-1 試験体と今回の C-2 試験体とは、添接材と横リブの違いはあるものの、ほぼ類似の構造系である。試験体 B-1 と C-2 の変形状況を比較すると、C-2 試験体では、主板上に局部座屈が生じるまで横リブによりたわみ波形は、明瞭に区分されており、横リブが十分に座屈モードの節となる機能を果たしていることがわかる。これに対し、試験体 B-1 の変形は、添接断面を腹とする一次モードの形状であり、添接材の横方向補剛効果は期待できないことが明らかである。この剛性の違いが、C-2、B-1 試験体の耐荷力の違い (C-2 : B-1 = 0.94 : 0.71) となって現われているものと思われる。

次に C-3 試験体について考察する。図-15 をみると、初期段階から横リブ位置が腹となる一次モードの変形を起こしており、C-1、C-2 のような横リブの補剛作用はみられない。図-16 は、C-1、C-3 試験体の A シリーズと同じくモデル化による曲げモーメント、軸力の計算値と実測値との関係を示したものである。モデル化にあたっては、C-1 の変形形状を参考にすると同時に、簡

略化のため横リブ位置を固定と仮定した。図-16 より、C-1 試験体では、前出 B-2 試験体と同じ曲げモーメント分布となり、横リブ位置が構造上の弱点となることはない。

しかし、C-3 試験体では構造偏心  $e$  により横リブに横力  $H=2 \cdot P \cdot e/a$  が作用し、横リブには補剛板の面外方向付加曲げが働くことになる。このため横リブは荷重の増大とともに、その自由縁が降伏し、たわみ波形の節となる機能を果たし得なかったと考えられる。ただし、C-3 試験体の耐荷力 ( $P_u/P_y=0.78$ ) が、類似の試験体 A-4 のそれ ( $P_u/P_y=0.43$ ) をはるかに上回っているのは C-2 と B-1 の比較で述べたと同様に添接材と横リブとの剛度の違いによるものと思われる。

この結果から、構造偏心によって耐荷力が著しく低下することは明らかであり、したがって設計にあたっては、リブの機能を明確に把握し、それに適合したディテールとすることが必要である。

#### 4. 結 語

補剛板の現場継手部、縦・横リブの交差部といった特殊部分に着目し、圧縮耐荷力実験を実施した。

以下に結果を要約する。

(1) リブに応力を分担させる補剛板で現行高力ボルト接合方法を再現した継手部は、両側リブの場合、片側リブの場合とも十分な強度を有し、特別な問題はないことが確かめられた (A-1、A-3 試験体)。

(2) 上記と同じ高力ボルトに関し、省力化を目的としてリブ添接省略の可能性を検討した。偏心のない両側リブの場合、リブ非添接としてもかなりの強度 ( $P_u/P_y=0.89$ ) を期待できるが、二次曲げの増大により不安定化することは避けられない (A-2)。しかし、片側リブの場合、リブ非添接による構造偏心のため局部的な曲げモーメントが作用し、耐荷力が大幅に低下する (A-4、一般部の 48% 強度)。

同じく片側リブ、リブ非添接でリブ付き添接板を用いて添接部全幅当たりの断面重心位置を一般部に一致させる詳細は、ある程度補強効果を期待できる。ただし、リブ添加位置が添接材中央部に片寄ると、局部的な曲げモーメントは完全には消去されず、満足すべき耐荷力とならない (A-5、一般部の 62% 強度)。

この添加リブ位置は、本来の補剛リブに近いほど有効であり、したがって、リブ添加は添接材縁部へ行うのがよいと考えられる。

いずれにしても、リブ添接の省略は、片側リブで耐荷力の低下、両側リブでも挙動の不安定化を免れないので、性急な実施は控えるべきであろう。

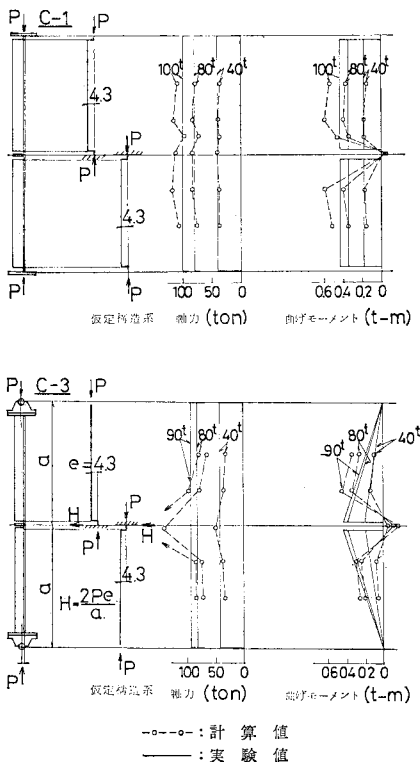


図-16 計算値と実験値の比較 (C-1、C-3)

(3) 縦リブに応力を分担させない補剛板の現場継手部構造のうち、一般に曲げ部材のウェブにみられる構造(B-1 試験体)は、リブ端と添接材の間の主板が局部座屈し、耐荷力も  $P_u/P_y=0.71$  と低い値であった。したがって、補剛効果のみ期待されるリブであっても、その部材に大きい軸圧縮力の作用が考えられる場合には、この構造は適当とはいえない。

添接断面までリブを延長し、剛性の低い部分をなくすことは、前記の耐荷力低下に対し十分な補強となる(B-2:  $P_u/P_y=0.93$ )。

(4) 現場溶接構造で、いわゆる“いも継ぎ”形式の継手方法(W-1 試験体)は、十分な強度を有することが確認され、リブのスカラップによる断面減少、溶接残留応力の影響などはみられなかった。

(5) 主板を連続溶接するため、補剛リブを主板端より手前で止め、さらにリブ添接材を主板と分離させる構造は主板無補剛部、リブ添接材それぞれについて座屈に対する検討を行っておけば、なんら問題のないことが確かめられた(W-2)。

(6) また、上記継手形式に代わる方法として、リブ添接材を片側とした偏心継手にしても、リブ添接材と主板を溶接してあれば強度の低下はない(W-3)。すなわち、リブ自体の面外偏心に関しては、その偏心量がリブ板厚程度であれば問題ないと思われる。

(7) 縦・横リブの交差部についての実験から、道示で規定される剛度の横リブは、座屈変形モードの節となり、十分な剛性を有していることがわかった。横リブと

縦リブの隙間は、現行慣用寸法より大きくした場合(C-2 試験体)には、耐荷力の低下はないが、縦リブ端の主板部分に局部座屈が発生した。このことより、この隙間をあまり広くするのは危険であり、施工可能な範囲に止めることが望ましい。

(8) 一方、縦リブに予期しない荷重が導入されて偏心を生じる場合を想定したリブ交差部(C-3)の試験では、横リブ位置に付加的な水平力が作用し、耐荷力の低下につながる事が明らかになった。

以上、構造形式と耐荷性状について述べた。ほかに座屈強度に影響する因子とし、初期不整があるが、このうち残留応力については、本実験の各試験体について、従来行われているような残留応力と強度の関連付けは困難と判断し、検討を省いている。また、初期たわみは試験体製作時の配慮により、十分小さく、耐荷力および変形挙動との関係は認められていないことを注記しておく。

#### 参 考 文 献

- 1) 阿部英彦・坂本謙二・寺田博昌：補剛材付き板の座屈強度，構造物設計資料 No. 48, pp. 14~27, 1976.12.
- 2) Horne, M.R. and R. Narayanan : Influence of the type of welding and the method of splicing on the strength of stiffened panels, *Welding Research International* Vol. 6, No. 2, pp. 31~50, 1976.
- 3) 道路橋示方書・同解説，日本道路協会，昭和 48 年。
- 4) 1971 年 11 月 10 日に起こったコブレンツ橋の事故原因がコブレンツ検事局から発表された，橋梁と基礎，Vol. 7, No. 2, pp. 45, 1973.

(1980. 8. 23・受付)