

## 既存材と補強鋼材を鋼製金物により拘束する トラス梁の耐震補強工法の開発

桂 大輔 佐々木 聡  
佐々木 康人 浅野 孝 \*1  
秋山 茂雄 \*1

### 概 要

山形鋼の弦材、斜材、束材からなるトラス梁を用いた鉄骨造生産施設は 1955～75 年頃に多く建てられ、現在でも数多く使用されている。その中で、現行の耐震基準を満たさない建物もあり、建物内の人命の保護や震災後の早期の生産復旧のため耐震補強が必要とされている。しかしながら、従来工法は溶接を多用するため火災リスクが大きく、溶接作業が工場稼動中に実施できないため、工場休業日に工事が集中するなどの問題点がある。

本報告は、トラス梁の耐震補強において、溶接を軽減した工法(WT クランプ工法)の開発に関するものである。本工法を用いたトラス梁の構成材(弦材、斜材、束材)を山形鋼で補強することにより、圧縮、引張耐力ともに増大する。既存材と補強鋼材は材端部ではすみ肉溶接接合し、材中間部では拘束金物(WT クランプ)により拘束する。

上記の工法により補強した試験体の中心圧縮実験を実施し、耐力の増大を確認した。また、圧縮耐力に影響する座屈長さや材のせん断変形を考慮した耐力評価を行い、実験値のばらつきを考慮して設計用終局圧縮応力度を定めた。

### Development of a Seismic Retrofit Method for Steel Truss Beams Using Steel Angle Connected by Steel Clamp

#### Abstract

Factories constructed in Japan from the mid 1950s to the mid 1970s generally used truss beams (having chord, diagonal and bundle members) fabricated by steel angles. Most of these factories are still in operation, but a significant number of them don't meet current seismic design code. Therefore it is necessary to undertake seismic retrofits to those factories in order to protect workers' lives and enable quick resumption of operations after large earthquakes. Usually, these retrofit works have been carried out using conventional welding works. However, the welding works cause high fire risk in the workplaces and the retrofit works have to be done when factories are not operating.

This report discusses the development of a new retrofit method that aims to reduce the amount of welding works by using the WT clamp method. In this method, reinforcement steels are welded to existing truss members at the member ends and attached to existing truss members using steel clamps (WT clamps) in the middle of the members, resulting in increased compression and tension strength of the reinforced truss members.

The reinforcement effect of this method was confirmed by carrying out centrally loaded compressive experiments. In addition, it was confirmed that the ultimate compressive strength was closely estimated by using the proposed formula, deduced by considering the effect of buckling length and shear deflection on ultimate strength and experimental data spread as well

キーワード: トラス梁 耐震補強 拘束金物  
座屈 座屈長さ 有効細長比

\*1 設計エンジニアリングセンター 構造設計部

## §1. はじめに

低層鉄骨造骨組の耐震補強では、ブレースを増設する工法が簡易で適用例が多いが、建物用途が生産施設の場合、生産ラインの都合によりブレースの増設が出来ない場合が多く、その場合は、柱もしくは梁部材を補強することが要求される。昨年はラチス柱を鋼板補強し、溶接接合を一部ドリリングタッピンねじ接合に置き換える工法(FSR-D工法)の開発<sup>1)</sup>について報告した。本報では、トラス梁の構成材を山形鋼により補強し、断面性能を向上させ、圧縮耐力および引張耐力を増大させる耐震補強工法(WTクランプ工法)の開発について報告する。

## §2. 工法概要

図1に工法概要を示す。対象とする部材は、山形鋼の弦材、斜材、束材(以下、構成材と称す)を組立てたトラス梁である。このような組立部材は、1955~75年頃に多く建てられた。しかし、現行の耐震基準を満たさない建物も多く存在し、建物内の人命保護や震災後の早期の生産の復旧のため耐震補強が必要とされている。

図2に補強後のトラス梁の下弦材の側面図を、図3に断面図(補強前および補強後)を示す。既存トラス梁の構成材の断面は、つづり合わされた二丁掛けの山形鋼のも

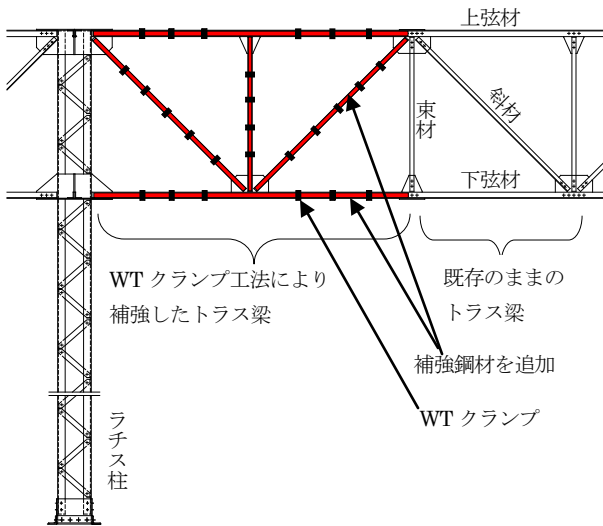


図1 工法概要

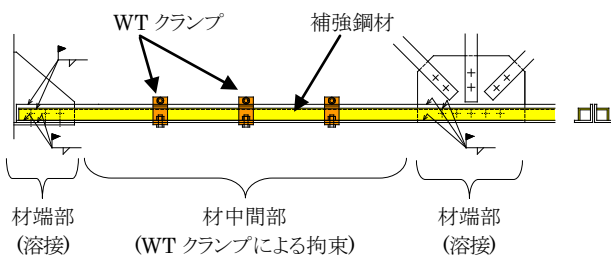


図2 補強後のトラス梁構成材側面(下弦材の場合)

のを対象とする。補強後の断面は、既存材とそれに沿わせるように配置した補強鋼材から構成される。

既存材と補強鋼材とは、材端接合部ではすみ肉溶接により接合する。材中間部では、平鋼をW形およびT形に加工した部品を高力ボルトにより組立てた拘束金物(WTクランプ)を用いて既存材と補強鋼材を拘束する。構成材は圧縮力を受けると横たわみおよびそれによる付加的な曲げが生じるが、WTクランプを用いることにより、付加的な曲げに対して既存材と補強鋼材が協同して働くので、圧縮耐力が増大する。材端部は溶接により圧縮力を確実に既存部材に伝達する。

図4にトラス梁の座屈モードを示す。対象とするトラス梁の構成材の座屈モードは構面内座屈と構面外座屈の2種類が考えられる。トラス梁の弦材、斜材、束材により定まる平面を構面と称し、材の横たわみが構面内である場合を構面内座屈、それ以外を構面外座屈という。

構面内座屈の場合、弦材、斜材、束材の節点で横たわみが拘束されているので、節点間で半弧状の横たわみとなる。このとき座屈耐力を算定する長さ(座屈長さ)は節点間距離に近似できる。

構面外座屈については、図4中に示す構面外座屈止めを設けることが多い。この場合、座屈長さは柱材および構面外座屈止めの距離に近似できる。

本工法では、構面内、構面外方向ともに既存材と補強鋼材の協同効果が発揮されるので、いずれの座屈耐力も増大する。

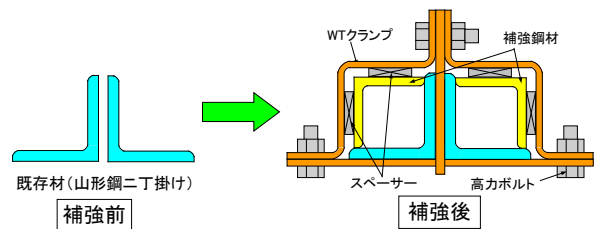


図3 トラス梁構成材断面

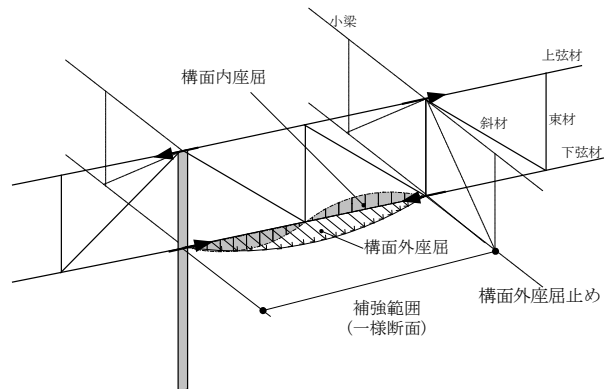


図4 トラス梁の座屈モード

### §3. トラス梁構成材の中心圧縮実験

#### 3.1 試験体および実験方法

本工法によるトラス梁構成材の補強効果を確認するため、中心圧縮実験を行った。

試験体は実大のトラス梁構成材である。実験変数は、①試験体の断面形状・長さ、②補強の有無、③補強鋼材の接合方法(断続すみ肉溶接[以下、溶接補強]、WT クランプによる拘束[以下、クランプ補強])、④WT クランプの幅、間隔、⑤WT クランプと鋼材の間隙、⑥加力方法(単調、繰返し)とした。表 1 に試験体の一覧を、図 5 に試験体の形状および寸法の代表例(L40 シリーズ)を示す。材端部はガセットプレートに既存材および補強鋼材をすみ肉溶接で接合している。試験体において、ガセットプレート面に垂直な方向がトラス梁の構面外方向に相当する。

座屈長さは、構面外座屈では試験体長さ、構面内座屈では試験体長さの 1/2 とし、全試験体で構面外座屈の細長比が大きくなるように設定している。表 1 中には断面一体とみなした細長比  $\lambda$  を示した。補強前の  $\lambda$  は 40.8~235.0、補強後の  $\lambda$  は 32.3~183.9 である。使用鋼材は全て SS400 である。表 2 に使用鋼材の機械的性質を示す。

加力は、両端のエンドプレートの回転および面外方向への移動を拘束した状態で圧縮荷重を載荷する形式とした。試験体名の末尾が R の試験体(6 体)は繰返し載荷と

し、そのほかの試験体は単調圧縮載荷とした。繰返し載荷は座屈耐力の 1/2 で 2 サイクル載荷した後、降伏変位の 1、2、3 倍の変位振幅で 2 サイクルずつ載荷するものとした。

#### 3.2 実験結果

いずれの試験体も圧縮荷重を作用させると、試験体全体にわたる座屈が生じ、荷重が低下した。座屈方向は、SS60 シリーズのみ構面内座屈となり、そのほかはすべて構面外座屈となった。この原因については 4.2 節で考察

表 1 試験体一覧

シリーズ	試験体	補強鋼材の接合	既存材(補強鋼材)	長さ(mm)	構成材中間部 (mm)				細長比*1 $\lambda$	有効細長比*2 $\lambda_e$	計算座屈耐力 (一体)*3 (精算)*4 P <sub>cr</sub> (kN)	実験値			
					はさみ板 間隔	溶接 間隔	WTクランプ					最大荷重			
							間隔	幅				P <sub>max</sub> (kN)	P <sub>max</sub> /P <sub>cr</sub>	P <sub>max</sub> /P <sub>cr</sub>	P <sub>max</sub> /P <sub>cr</sub>
LL25	LL25W	溶接	2Ls-130x130x12 (2Ls-100x100x10)	2500	—	300	—	—	33.1	2808	2802	3123	1.11	1.11	
	LL25CN1	クランプ			—	—	300	60	65.2		2064	3118	1.11	1.51	
	LL25CN2	なし			—	—	450	60	77.0		1873	3007	1.07	1.61	
	LL25N	なし			—	—	—	—	—		—	2985	1.06	—	
L25	L25B	無補強	2Ls-90x90x7	2500	750	—	—	—	59.9	624	—	703	1.13	—	
	L25W	溶接	2Ls-90x90x7 (2Ls-75x75x6)		800	400	—	—	43.8	1139	1278	1.13	1.12		
	L25C	クランプ	2Ls-90x90x7 (2Ls-75x75x6)		—	—	400	100	48.1	1120	1306	1.15	1.17		
	L25CN	なし	—		—	400	60	57.4	1075	1292	1.14	1.20			
L40	L40B	無補強	2Ls-90x90x7	4000	825	—	—	—	95.8	470	—	538	1.15	—	
	L40W	溶接	2Ls-90x90x7 (2Ls-75x75x6)		825	412.5	—	—	68.3	986	1010	1051	1.07	1.04	
	L40C	クランプ			—	—	412.5	100	71.2	991	1089	1.10	1.10		
	L40CN1	なし			—	—	412.5	60	78.0	944	902	0.92	0.96		
	L40CN2	なし			—	—	412.5	60	77.9	941	1154	1.17	1.23		
	L40CN3	なし			—	—	412.5	60	77.9	941	1050	1.07	1.12		
	L40CN4	なし			—	—	825	60	91.0	842	1056	1.08	1.25		
	L40CG*5	なし			—	—	412.5	100	72.0	986	991	878	0.89	0.89	
L40WR	溶接	—		—	900	300	—	97.1	772	665	1.04	0.86			
L60	L60CN1R	クランプ	2Ls-90x90x7 (2Ls-75x75x6)	6000	—	—	300	60	108.8	638	725	580	0.91	0.80	
	L60CN2	なし	—		—	774	60	113.2	590	554	0.87	0.94			
	L60CN3	なし	—		—	300	60	102.0	725	578	0.91	0.80			
	L60WR	溶接	—		—	900	300	—	97.1	772	665	1.04	0.86		
S25	S25B	無補強	2Ls-65x65x6	2500	750	—	—	—	82.3	323	—	371	1.15	—	
	S25W	溶接	2Ls-65x65x6		800	400	—	—	61.8	644	722	1.14	1.12		
	S25C	クランプ	2Ls-65x65x6 (2Ls-50x50x6)		—	—	400	100	65.2	631	739	1.16	1.17		
	S25CN	なし	—		—	400	60	68.5	618	741	1.17	1.20			
S40	S40B	無補強	2Ls-65x65x6	4000	825	—	—	—	131.8	151	—	167	1.10	—	
	S40W	溶接	2Ls-65x65x6 (2Ls-50x50x6)		825	412.5	—	—	95.2	489	422	0.96	0.86		
	S40C	クランプ			—	—	412.5	100	97.5	440	475	401	0.91	0.84	
	S40CN1	なし			—	—	412.5	60	99.8	462	333	0.76	0.72		
	S40CN2	なし			—	—	412.5	60	99.8	472	538	1.18	1.14		
	S40CN3	なし			—	—	412.5	60	102.5	472	392	0.86	0.83		
	S40CN4	なし			—	—	825	60	112.4	388	412	0.90	1.06		
	S40WR	溶接			—	—	600	300	—	123.6	324	261	1.29	0.81	
S60WR	溶接	—		—	600	300	—	124.7	310	228	1.13	0.74			
S60	S60CN1R	クランプ	2Ls-65x65x6 (2Ls-50x50x6)	6000	—	—	474	60	149.6	203	294	243	1.20	0.83	
	S60CN2	なし	—		—	300	60	124.7	310	247	1.22	0.80			
	S60CN3	なし	—		—	300	60	124.7	310	247	1.22	0.80			
	S60WR	溶接	—		—	500	250	—	129.9	129	132	1.40	1.02		
SS60	SS60CN1R	クランプ	2Ls-50x50x6 (2Ls-40x40x5)	6000	—	—	300	60	183.9	94	119	88	0.93	0.74	
	SS60CN2	なし	—		—	384	60	130.5	115	94	1.00	0.82			
	SS60CN3	なし	—		—	300	60	130.1	108	108	1.15	1.00			
	SS60WR	溶接	—		—	500	250	—	129.9	129	132	1.40	1.02		

\*1: 構面外方向、断面を一体とみなした、座屈長さ=試験体長さ  
 \*2: 構面内外のうち大きい値、式(4)、座屈長さは4.1節の方法による  
 \*3: 細長比(断面一体)  $\lambda$  を用い算定 \*4: 有効細長比  $\lambda_e$  を用い算定  
 \*5: WTクランプと補強鋼材の間に3mmの隙間を設けた、その他は隙間なし

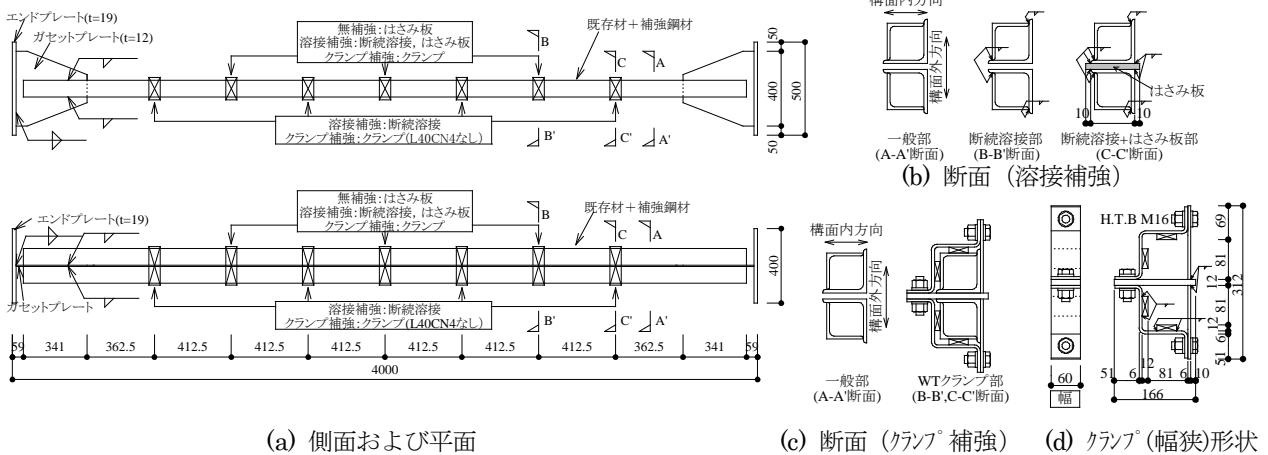


図 5 試験体の形状および寸法 (L40 シリーズ)

する。図 6~8 に L40、S40 および SS60 シリーズの荷重一軸変形関係を示す。

無補強の試験体に対して補強した試験体では、補強鋼材の接合方法によらず、最大荷重が大幅に上昇している。補強鋼材の接合方法による違いは、クランプ補強の方が全般的に最大荷重がやや小さい傾向にある。

図 6~8 を見ると、WT クランプの幅および間隔の最大荷重に与える影響は顕著ではないものの、幅が狭く、間隔が広い方が、最大荷重はやや小さいことがわかる。

図 6(b) は WT クランプと鋼材の間の隙間の影響を比較したものである。隙間があると最大荷重はやや低下する。

図 8(a) は繰返し载荷を行った SS60CN1R の荷重一軸変形関係を示したものである。引張側最大荷重は降伏耐力計算値と概ね対応している。図 8(b) は SS60 シリーズの圧縮側のみを示したもので、繰返し载荷試験体は骨格曲線を示した。繰返し载荷の方が最大荷重はやや小さい。繰返し载荷試験体全体で、最大荷重は単調载荷の値の 0.81~1.05 倍であり、繰返し载荷の影響は顕著ではない。

表 1 に表中の細長比(断面一体)  $\lambda$  を用いて計算した座屈荷重  $P_{cr}$  とともに実験最大荷重  $P_{max}$  を示した。最大荷重の計算値に対する比率は溶接補強では 0.96~1.40(平均 1.14)、クランプ補強では 0.76~1.22(平均 1.04)であった。

§4. 考察

§3 において実験最大荷重と座屈耐力計算値の比較を行ったが、座屈耐力の計算では、次の 2 点を略算的に扱った。1 つは座屈長さ、もう 1 つは個々の山形鋼(以下、個材と称す)の曲げによる構成材のせん断変形の影響である。以下では、これらについて考察を行う。

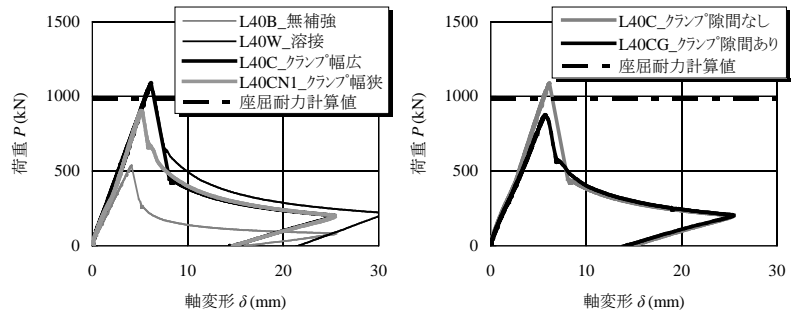
4.1 座屈長さ

中心圧縮実験で得られる座屈耐力は、試験体端部の接合詳細などの支持部の境界条件の影響を受ける。実験では両端にガセットプレートに有する試験体の支持部の回転を拘束して加力を行った。図 9(a) のように構面外座屈の場合、ガセットプレートの面外曲げ剛性が小さいので、曲げ応力がゼロになる点(反

曲点)を結ぶ距離は試験体全長より短く、全長の 1/2 より長い。この長さは近似的に座屈長さともみなすことができる。図 9(b) のように構面内座屈の場合、ガセットプレートの面内曲げ剛性が大きいので座屈長さは全長の 1/2 よ

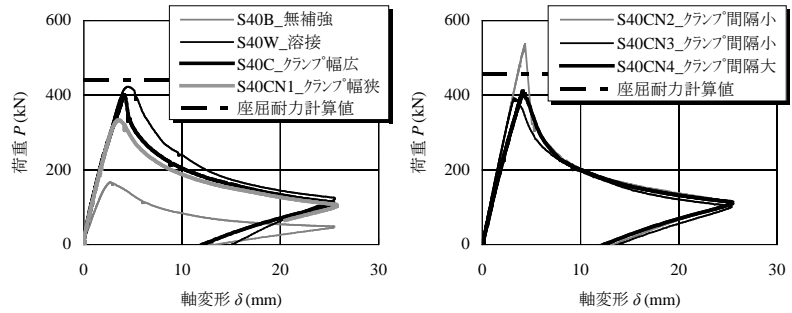
表 2 鋼材の機械的性質

試験片	板厚 (mm)	降伏点 $\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ $\sigma_b$ (N/mm <sup>2</sup> )	使用部位
L-130x130x12	11.1	335	485	LL25 既存材
L-100x100x10	9.4	321	470	LL25 補強鋼材
L-90x90x7	A	6.5	321	L25, L40B, W, C, CN1, CG 既存材
	B	6.5	324	L40CN2, CN3, CN4 既存材
	C	6.5	324	L60 既存材
L-75x75x6	A	5.5	349	L25, L40B, W, C, CN1, CG 補強鋼材
	B	5.7	311	L40CN2, CN3, CN4 補強鋼材
	C	5.1	371	L60 補強鋼材
L-65x65x6	A	5.2	345	S25, S40B, W, C, CN1 既存材
	B	5.5	303	S40CN2, CN3, CN4 既存材
	C	5.1	351	S60 既存材
L-50x50x6	A	5.3	329	S25, S40B, W, C, CN1 補強鋼材
	B	5.6	318	S40CN2, CN3, CN4 補強鋼材
	C	5.1	348	S60 補強鋼材, SS60 既存材
L-40x40x5	4.0	387	532	SS60 補強鋼材



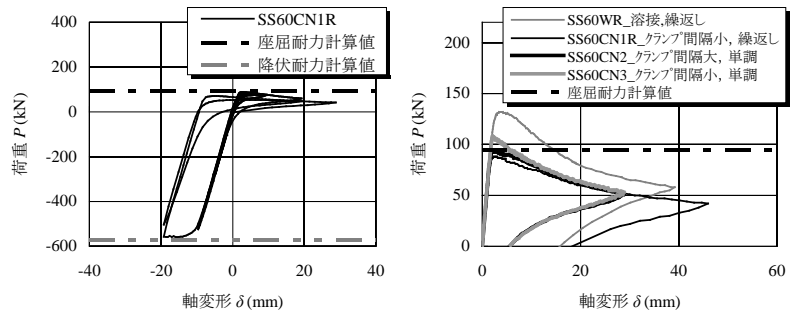
(a) L40B, L40W, L40C, L40CN1 (b) L40C, L40CG

図 6 荷重一軸変形関係 (L40 シリーズ)



(a) S40B, S40W, S40C, S40CN1 (b) S40CN2, S40CN3, S40CN4

図 7 荷重一軸変形関係 (S40 シリーズ)



(a) SS60CN1R (b) SS60WR, SS60CN1R, SS60CN2, SS60CN3

図 8 荷重一軸変形関係 (SS60 シリーズ)

り短い。

ここでは、有限要素法解析を用いて圧縮変位を与えた時の反曲点間隔から座屈長さを算定することとした。ガセットプレート端の変位および回転を拘束し、元たわみとして 1/500rad の横変位を加えた後、軸圧縮変位を与えた。平面シェル要素を用いて要素分割し、有限要素法汎用プログラム Marc2007r1 を用いて解析した。

軸方向応力分布と反曲点位置の例を図 10 に示す。最外縁の軸応力が一致している点を反曲点とみなすことができる。座屈長さ解析値を表 3 に示す。構面外の座屈長さは試験体長の 0.70~0.93 倍、構面内は 0.35~0.45 倍との結果が得られた。

#### 4.2 個材の曲げによる構成材のせん断変形の影響

組立材が中心圧縮力を受けると、充腹材に比べ、せん断変形のため横たわみが大きくなり、座屈耐力が小さくなることが知られている。ここでは、鋼構造設計規準、鋼構造座屈設計指針の帯板形式の組立圧縮材に準じて、WT クランプの効果を有効細長比として表す。

両端ピン支持の材のせん断変形を考慮した弾性座屈耐力  $\sigma_{cr}$  は式(1)で表される。有効細長比  $\lambda_e$  を導入するとオイラーの座屈式と同形式に表すことができる。

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2 \left( 1 + \frac{\kappa}{GA} \frac{\pi^2 EI_c}{I_k^2} \right)} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_e^2} \quad (1)$$

$E$ : 弾性係数、 $A$ : 断面積、 $G$ : せん断弾性係数、  
 $\kappa$ : せん断変形の形状係数、 $\lambda$ : 細長比、  
 $I_c$ : 断面 2 次モーメント、 $I_k$ : 座屈長さ

式(1)で材のせん断変形分を表す  $GA/\kappa$  はせん断力  $Q$  とせん断変形角  $\gamma$  の関係 ( $Q = (GA/\kappa)\gamma$ ) から求められる。

WT クランプ補強試験体が構面外に横たわみを生じる時の曲げモーメント分布とせん断変形を図 11 に示す。せん断変形角  $\gamma$  は  $\gamma = 2\delta_s / l_1$  であり、せん断変形  $\delta_s$  は式(2)で表される。

$$\delta_s = \frac{(Q_0 + Q_r) l_1^3}{24E(I_0 + I_r)} + \frac{(Q_0 + Q_r) l_1^2 e_o}{12EI_{bo}} \quad (2)$$

$Q_0, Q_r$ : 既存材、補強鋼材 1 本のせん断力  
 $I_0, I_r$ : 既存材、補強鋼材 1 本の断面 2 次モーメント  
 $I_{bo}, e_o$ : WT クランプの構面外の断面 2 次モーメント、有効せい  
 $l_1$ : つづり材(溶接、WT クランプ)の間隔

WT クランプが曲げに抵抗するのは図 12 のハッチした部分の断面と考えられ、この断面で  $I_{bo}$  を算定する。

せん断力の釣り合い ( $Q = 2Q_0 + 2Q_r$ 、 $Q$ : 材せん断力) 及び式(1)、(2)を考慮すると、構面外座屈の有効細長比  $\lambda_{eo}$  は式(3)で表される。ここで、既存材に比べ補強鋼材は小さな断面 ( $I_0 \gg I_r$ ) なので、 $I_0$  を  $I_r$  とみなしせん断変形を大きめ(安全側)に考えた。

$$\lambda_{eo} = \sqrt{1 + \frac{\pi^2 I_{co} I_1}{48 I_k^2} \left( \frac{l_1}{I_r} + 4 \frac{e_o}{I_{bo}} \right)} \quad (3)$$

構面内座屈の有効細長比  $\lambda_{ei}$  も式(3)の  $I_{co}$  を  $I_{ci}$ 、 $I_{bo}$  を  $I_{bi}$ 、 $e_o$  を  $e_i$  に置き換えた式で求められる。溶接補強の時は剛性が大きいので  $e_o/I_{bo} = e_i/I_{bi} = 0$  とみなす。

$I_{co}, I_{ci}$ : 構面外、構面内の断面 2 次モーメント  
 $I_{bo}, I_{bi}$ : WT クランプ 構面内の断面 2 次モーメント、有効せい  
 有効細長比  $\lambda_e$  は構面内外の大きい値とする(式(4))。

$$\lambda_e = \max(\lambda_{eo}, \lambda_{ei}) \quad (4)$$

表 3 には座屈長さ解析値を用い、式(3)により求めた有効細長比を示した。WT クランプの幅が狭く、間隔が広いと有効細長比は大きくなる。§3 において WT クランプの幅、間隔により最大圧縮耐力に差異が生じた事実と整合する。また、4.1 節で検討した座屈長さを有効細長比を計算すると SS60 シリーズのみ構面内の有効細長比が構面外より大きくなった。これは、SS60 シリーズのみ構面内座屈した実験結果と整合する。

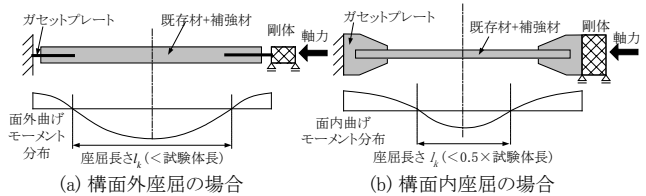


図 9 試験体の座屈長さ

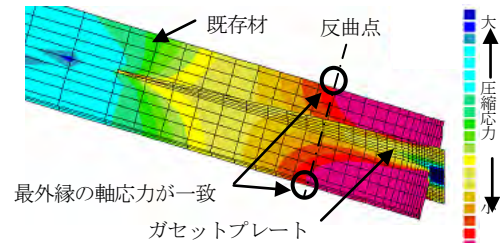


図 10 軸方向応力分布と反曲点位置(例)

表 3 座屈長さ、有効細長比一覧

試験体	試験体長さ $l$ (mm)	つづり材 間隔 $l_1$ (mm)	構面外座屈			構面内座屈		
			細長比 <sup>1)</sup> $\lambda_e$	座屈長さ 解析値 <sup>2)</sup> $l_k$ (mm)	有効 細長比 <sup>3)</sup> $\lambda_{eo}$	細長比 <sup>1)</sup> $\lambda_e$	座屈長さ 解析値 <sup>2)</sup> $l_k$ (mm)	有効 細長比 <sup>3)</sup> $\lambda_{ei}$
L25W	2500	400	45.0	2327	43.8	29.7	938	32.7
L25C		400		(0.93)	48.1		(0.38)	35.2
L25CN		400		57.4	38.5			
L40W	4000	412.5	72.0	3720	68.3	55.0	1738	56.8
L40C		412.5		(0.93)	71.2		(0.43)	58.3
L40CN		412.5		(71.7)	78.0		(0.43)	60.4
		825		(91.0)	(70.0)			
L60W	6000	300	108.8	5328	97.1	80.7	2554	81.4
L60CN		300		(0.89)	102.0		(0.43)	83.1
		774		113.2	90.7			
S25W	2500	400	64.2	2298	61.8	40.3	863	45.0
S25C		400		(0.92)	65.2		(0.35)	48.0
S25CN		400		68.5	49.2			
S40W	4000	412.5	102.8	3632	95.2	78.9	1688	81.5
S40C		412.5		(0.91)	97.5		(0.42)	83.3
S40CN		412.5		(102.5)	99.8		(0.42)	84.1
		825		(100.3)	(96.5)			
S60W	6000	300	149.6	4872	122.1	122.7	2742	123.6
S60CN		300		(0.81)	124.7		(0.44)	124.6
		474		127.7	127.0			
SS60W	6000	250	183.9	4222	129.9	156.5	2672	157.3
SS60CN		300		(0.70)	130.1		(0.45)	158.7
		384		130.5	160.0			

1) 座屈長さを  $l$  (構面外)、 $l/2$  (構面内) とした。( ) 内は鋼材 B に対応する値、他は鋼材 A。  
 2) ( ) 内は試験体長さに対する比  
 3) 座屈長さ解析値を用いた。( ) 内は鋼材 B に対応する値、他は鋼材 A

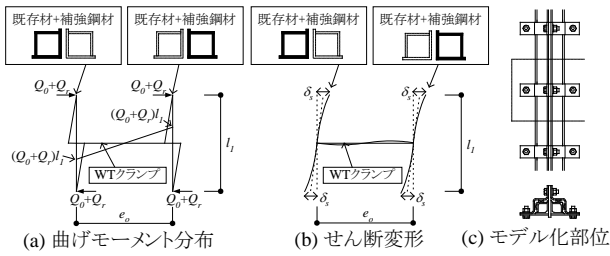


図11 構面外座屈時の曲げモーメントとせん断変形

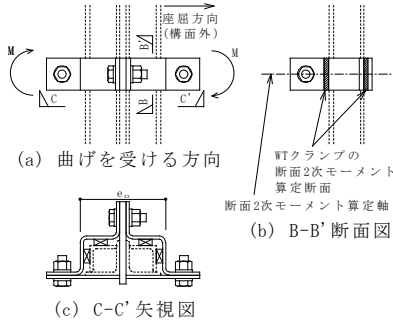


図12 構面外座屈時の曲げ抵抗断面

4.3 耐力評価

表3の有効細長比を用い、式(5)のJohnson式、Euler式により座屈応力度 $\sigma_{cr}$ を算定する。

$$\begin{cases} \lambda_e \leq \Lambda \text{ のとき } \sigma_{cr} = \left\{ 1 - 0.4 \left( \frac{\lambda_e}{\Lambda} \right)^2 \right\} \sigma_y \\ \lambda_e > \Lambda \text{ のとき } \sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_e^2} \end{cases} \quad (5)$$

$\Lambda = \sqrt{\pi^2 E / 0.6 \sigma_y}$ 、 $\sigma_y$ : 鋼材の降伏点

表1に有効細長比 $\lambda_e$ とともに、 $\lambda_e$ と式(5)により求めた座屈耐力 $P_{cr}$ および実験最大荷重/座屈耐力 $P_{max}/P_{cr}$ を示した。 $P_{max}/P_{cr}$ は溶接補強試験体の平均で0.99、クランプ補強試験体の平均で1.02であり、 $P_{max}/P_{cr}$  ( $P_{cr}$ は $\lambda$ による座屈耐力計算値)に比べ1に近い値となった。

図13に各試験体の最大圧縮応力度( $\Delta$ 、 $\bullet$ 、 $\blacksquare$ )と式(5)の座屈応力度(黒線)を比較して示す。最大圧縮応力度は座屈応力度式を中心に分布している。実験結果はばらついているが、これは元たわみ、残留応力のためと考えられる。設計用終局圧縮応力度 $\sigma_c$ はばらつきを考慮し、耐力係数 $\phi_c$ を用いて式(6)のように定めることができる。

$$\begin{aligned} \sigma_c &= \phi_c \sigma_{cr} \\ \phi_c &= 1.5/\nu \\ \begin{cases} \lambda_e \leq \Lambda \text{ のとき } \nu = \frac{3}{2} + \frac{2}{3} \left( \frac{\lambda_e}{\Lambda} \right)^2 \\ \lambda_e > \Lambda \text{ のとき } \nu = 13/6 \end{cases} \end{aligned} \quad (6)$$

式(6)には鋼構造設計規準の短期許容圧縮応力度に準じた耐力係数 $\phi_c$ を記した。図13に式(6)の設計用終局圧縮応力度式を一点鎖線で示した。最大圧縮応力度/設計用終局圧縮応力度 $\sigma_{max}/\sigma_c$ は1.03~1.68の範囲にある。設計用終局圧縮応力度は実験結果を安全側に評価している。また、 $\sigma_c$ は $\sigma_{max}$ の95%信頼区間の下限にほぼ対

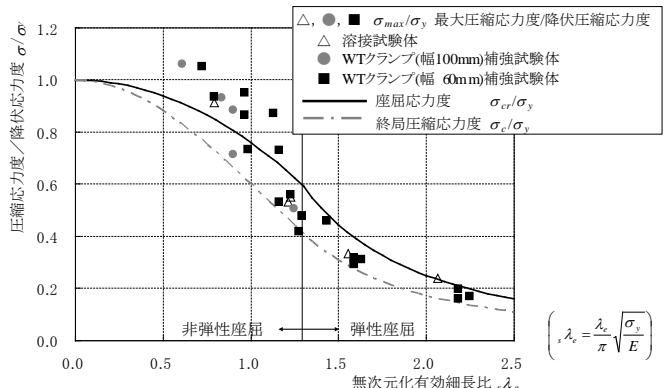


図13 最大圧縮応力度—無次元化有効細長比関係

応している。ゆえに、式(6)は設計用終局圧縮応力度式として妥当と考えられる。

§5. まとめ

トラス梁の構成材を山形鋼により補強し、材端部を溶接接合、材中間部を拘束金物で拘束する工法(WTクランプ工法)を提案した。上記工法により補強したトラス梁構成材の中心圧縮実験を行い、構造性能を確認した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 本工法により、耐力が大幅に向上する。
- (2) 圧縮耐力は、溶接接合よりもWTクランプで拘束した方が、また、WTクランプの幅が狭く、間隔が広い方がやや小さい傾向にある。
- (3) 支持部の境界条件を考慮した座屈長さをFEM解析により算定した。構面外座屈では試験体長の0.70~0.9倍、構面内座屈では0.35~0.45倍であった。
- (4) 個材の曲げによる構成材のせん断変形の増大、圧縮耐力低下を有効細長比を用いて表した。これによる座屈耐力計算値が実験結果と対応することを確認した。
- (5) 設計用終局圧縮応力度として定めた式が実験最大圧縮応力度の95%信頼区間の下限値にほぼ対応し、設計式としての妥当性確認できた。

参考文献

- 1) 佐々木 聡他:ドリリングタップねじ接合を用いた鉄骨ラチス柱の耐震補強工法の開発(その1、2)、フジタ技術研究報告、第43号、2007年11月
- 2) 若林實:鉄骨構造学詳論、1985年5月

ひとこと



桂 大輔

2つの生産施設の耐震補強工法(ラチス柱補強:FSR-D工法、トラス梁補強:WTクランプ工法)の組み合わせにより、他社にはない耐震補強の提案が可能だと思います。