塔状トラス骨組の座屈耐力に関する研究 (その2)

端部がせん断ボルト接合される斜材で座屈する場合

STUDY ON BUCKLING STRENGTH OF TUBULAR STEEL TRUSSED
TOWERS (PART 2)

Case of buckling at bracing members having shear bolted joints

鈴木敏郎*, 小河利行**, 佐藤亘宏***, 深沢 隆****

Toshirou SUZUKI, Toshiyuki OGAWA, Nobuhiro SATOH and Takashi FUKASAWA

We have performed the horizontal loading tests on buckling strength of tubular trussed towers whose members are bolted each other. These towers are designed to be buckled at bracing members having single shear bolted joints. We have quantitatively clarified effects of end-restraint, eccentric moment, stress redistribution against the strength of towers. And also, we have established the method of estimating the buckling strength of towers. Furthermore, through the buckling tests, it has been clarified effects of end-restraint, eccentricity ratios against the buckling strength of pipe members having single shear bolted joints. This paper represents these experimental results.

Keywords : *trussed tower, buckling strength, bracing member, single shear bolted joint*

塔状トラス, 座屈耐力, 斜材, 一面せん断ボルト継手

1. はじめに

塔状鋼管トラス骨組の柱材に取り付く斜材の端部は、ボルト接合される場合、Fig. 1(a) に示すU形通しガセットプレート継手等の偏心のない二面せん断ボルト接合方式が用いられるのが一般的であるが、組立施工に難点があること、また鷲尾、黒羽らの研究²⁾によると継手効率(継手の最大強さ/鋼管軸部の引張強さ)が管通しガセットプレート継手に比べて75~80%になることが指摘されている。

この改善方法として、Fig. 1(b) に示す一面せん断ボルト接合の管通しガセットプレート継手が有効と考えられる。しかしながら、斜材鋼管に割込まれるガセットプレートと柱材に取付くガセットプレートの間に偏心が生じ、これに伴う耐力低下が予想されることから、送電用鋼管鉄塔においては、Fig. 1(c) に示すように、溝型形状の金具を用いることにより面外剛性を高めた継手(以後溝型一面せん断継手と呼ぶ)を採用している。

溝型一面せん断継手を含む管通しガセットプレート継手を対象とした主に引張応力下における効率に関しては、黒羽・三井ら¹⁾、鷲尾・黒羽ら²⁾、五十嵐ら³⁾、山岸・

足立ら⁴⁾の研究がある。これらの研究によると所定のガセットプレートの割込み長さを満足する場合には継手効率は85%以上となることが報告されている。

Fig. 1 せん断ボルト接合タイプの鋼管端継手

* 東京工業大学 教授・工博
** 東京工業大学 助教授・工博
*** 株式会社巴組鐵工所・工博
**** 株式会社巴組鐵工所

Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
Assoc. Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
Tomoegumi Iron Works, Ltd., Dr. Eng.
Tomoegumi Iron Works, Ltd.

一方、端部にこれらの継手を有する鋼管部材の座屈耐力に関する研究は、部材単位で取り出した場合の端部拘束度合いの評価が難しいこと等から、骨組に組込まれた形での耐力評価が一般的であり、筆者の知る限り部材単位での研究例は少ない。

鋼管トラス骨組に組込まれた斜材の座屈挙動に関する研究としては、分岐継手タイプに関するものが主であり、黒羽・小川ら⁵⁾は継手の回転剛性と斜材座屈長さとの関係について定量的な評価を行っている。また福知ら⁶⁾、黒羽・小川ら^{7),8)}は斜材が先行して座屈する場合の終局挙動に着目した実験研究を行っている。

これに対し、柱材と斜材がボルト接合されるタイプについては研究例は少なく、耐力確認試験、塑性理論に基づく極限荷重解析^{4),9)}、ガセットプレート剛性の斜材の座屈耐力に及ぼす影響に関する実験¹⁰⁾は行われているものの、部材細長比、継手面外剛性、あるいは継手の持つ偏心量等影響を及ぼす要因が多いことから、斜材の座屈長さを定量的に評価するまでに至っていない。したがって、このようなタイプの斜材座屈長さは、通常の場合節点間長さに0.9を乗じた値が用いられている。

本研究においては、端部に溝型一面せん断継手を設けるなど境界条件を種々変化させた鋼管の部材単位の座屈試験を行い、端部拘束度と座屈長さ係数の関係、偏心量とそれに伴う座屈耐力の低下率の関係を求める。続いて、柱材に取り付く斜材端部にこれらの継手を設けた塔状トラス骨組の斜材座屈先行型の座屈耐力試験を行い、部材単位の試験結果との対応から、骨組の座屈耐力に及ぼす

上記諸因子の影響を定量的に明らかにする。また併せて、柱材が先行して座屈する場合に認められた¹¹⁾応力再配分現象が骨組の座屈耐力に及ぼす影響についても評価を試みる。

2. 端部に溝型一面せん断ボルト継手を有する鋼管部材の座屈耐力

2.1 試験概要

溶融亜鉛めっき処理を施した STK 400 鋼管部材について、境界条件を変化させた座屈試験を行う。試験ファクターとして、境界条件は、Fig. 2 に示すように溝型一面せん断継手を有する端部、固定端、回転自由端の3種類を組み合わせた5種類、細長比は61,100の2種類、試験体総数はそれぞれのファクターを組み合わせた10種類、同一試験体2体の20体とする。Table 1 に一覧表を示す。

試験体長さ L_0 は、後述の骨組に組み込んだ場合の斜材節点間長さ L から柱材部の長さを減じた値であり、 L_0/L はおおむね0.9となる。また、試験体細長比 λ_0 はこの試験体長さ L_0 を鋼管部材の断面二次半径 i_m で除した値とする。

溝型一面せん断継手を有する端部は Fig. 3 に示す形状寸法とし、溝型形状の金具の y 軸回りの曲げ剛性は鋼管と同等以上とする。また、ボルト中心位置とエンドプレートとの離れ寸法 L_g は、後述の骨組に組み込んだ場合の柱材鋼管壁との離れ寸法に倣う。なお、溝型一面せん断継手を有する端部は、斜材が取り付く柱材鋼管の

Table 1 溝型一面せん断継手を有する鋼管部材の座屈耐力試験結果

試験体名称	境界条件	鋼管サイズ	細長比 λ_0	降伏応力度 (t/cu^2)	座屈応力度 (t/cu^2)	σ_{cr}/σ_y	M/M_0	偏心率 m	耐力低下率 α_1	$\sigma_{cr}/\alpha_1\sigma_y$	有効細長比 (λ_e/λ_0)	等価細長比 $\bar{\lambda}$
61A	固定-固定	$\phi 89.1 \times 3.2$	61	3.74	3.57	0.955	0	0	1.000	0.955	30.5 (0.50)	0.410
					3.51	0.938				0.938		
61B	自由-自由				3.03	0.810	0	0	1.000	0.810	61.0 (1.00)	0.819
					3.07	0.821				0.821		
61C	固定-継手				3.22	0.861	0.25	0.072	0.965	0.892	41.2 (0.675)	0.553
					3.29	0.880				0.912		
61D	自由-継手				2.97	0.794	0.50	0.145	0.935	0.849	59.5 (0.975)	0.799
					2.87	0.767				0.820		
61E	継手-継手				2.73	0.730	1.00	0.289	0.875	0.834	58.0 (0.95)	0.779
					2.80	0.749				0.856		
100A	固定-固定	$\phi 60.5 \times 2.3$	100	4.53	3.91	0.863	0	0	1.000	0.863	50.0 (0.50)	0.739
					3.80	0.839				0.839		
100B	自由-自由				1.92	0.424	0	0	1.000	0.424	100.0 (1.00)	1.478
					1.90	0.419				0.419		
100C	固定-継手				3.23	0.713	0.25	0.107	0.950	0.751	65.0 (0.65)	0.961
					3.04	0.671				0.706		
100D	自由-継手				1.91	0.422	0.50	0.214	0.905	0.466	95.0 (0.95)	1.404
					2.03	0.448				0.495		
100E	継手-継手				1.99	0.439	1.00	0.428	0.825	0.532	90.0 (0.90)	1.331
					2.04	0.450				0.545		

1) 細長比 λ_0 は、試験体長さ L_0 を鋼管の断面二次半径 i_m で除した値を示す。

2) M/M_0 は、Fig. 5 に示す曲げモーメント分布における座屈波形中央部の値を示す。

3) 偏心率 m は (5) 式、耐力低下率 α_1 は (6) 式から求まる値を示す。

4) 有効細長比 λ_e は、継手端の材端拘束度を考慮して求めた値を示す。

応力レベルが低く偏平化が無視できることから剛端とみなし、平押しの条件で载荷する。

すべての鋼板は SS 400, ボルトは F10T とし、滑り変形を生じさせないものとする。

Table 2 に溶融亜鉛めっき処理が施された鋼管の JIS Z 2241 に規定する金属材料引張試験方法による材料引張試験結果と、試験体長さを鋼管外径の 3 倍、両端平押し条件による短柱圧縮試験結果を示す。また、Fig. 4 に短柱圧縮試験における応力度-ひずみ度関係曲線を示す。ここに、図中の実線は実験結果を、点線は後述の弾塑性解析に用いるモデル化した関係曲線を示す。

Table 2 材料引張, 短柱圧縮試験結果

鋼管部材		材料引張試験				短柱圧縮試験			
サイズ	材質	σ_y t/cm ²	σ_b t/cm ²	Y.R. %	ε_{max} %	σ_y t/cm ²	σ_u t/cm ²	σ_u/σ_y	ε_u %
$\phi 89.1 \times 3.2$	STK400	3.92	4.87	0.80	29.3	3.74	4.63	1.24	3.2
$\phi 60.5 \times 2.3$		4.57	5.44	0.84	27.7	4.53	5.22	1.15	3.5

1) 記号説明 σ_y : 降伏応力度, σ_b : 引張強さ, σ_u : 最大圧縮応力度
Y.R.: 降伏比, ε_{max} : 伸び, ε_u : σ_u に対応するひずみ度

Fig. 2 試験体概要図

2.2 解析モデル

Fig. 5 に示すように、溝型一面せん断継手を有する端部を、ボルト中心位置を境にガセットプレート部と溝型金具を含む鋼管部の二つに区分することにより、各試験体のモデル化を行う。

このとき、境界点において、(1) 式で示す偏心モー

Fig. 3 継手端部詳細図

Fig. 4 応力度-ひずみ度関係曲線 (短柱圧縮試験)

メント M_e が生ずる。

$$M_e = P_e = P \cdot (t_c + t_g) / 2 \quad (1)$$

P : 圧縮力 e : 偏心距離

t_c : 溝型金具板厚 t_g : ガセットプレート板厚

この作用偏心曲げモーメント M_e による試験体の曲げモーメントは、図中ハッチングされた分布になるものとする。ここに、図中の数字は各部に生ずるモーメント M を偏心モーメント M_e で除した値 μ を示す。なお、ガセットプレート部の曲げ剛性 I_g は、有効幅を Fig. 3 にハッチで示す部分とし、(2) 式で評価した。また、溝型金具を含む鋼管部の曲げ剛性は鋼管の曲げ剛性 I_m とした。

$$I_g = 1/12 (D + 2 L_g \sin 30^\circ) t_g^3 \quad (2)$$

D : 鋼管外径

Fig. 6 に、両端に溝型一面せん断継手を有する E タイプの試験体における、鋼管の軸応力度 σ と試験体中央

Fig. 5 溝型一面せん断継手を有する試験体のモデル化

Fig. 6 荷重-面外変形関係曲線

部および端部から L_g 位置での面外変形量 δ_0 の関係を示す。ここに、実線は中央部、点線は端部における関係を示す。

このとき、低荷重領域における勾配は、一点鎖線で示す Fig. 5 の仮定曲げモーメント分布から求まる結果と良い対応を示すことより、本モデル化の有効性が確認される。

2.3 溝型一面せん断継手端の材端拘束度

Fig. 5 に示すような変断面柱材として取扱った両端に溝型一面せん断継手を有する E タイプの試験体において、端部に圧縮力 P だけを作用させ、ガセットプレート部と鋼管部の境界点に偏心曲げモーメントに相当する曲げモーメント $M_e = P_e$ を無視した場合の、文献(12)に概要を示す有限変形理論に基づく解析手法による弾性固有値解析結果を Fig. 7 に示す。

ここに、縦軸に固有値 γ とそのときの圧縮力 P との積で与えられる弾性座屈荷重 eP_{cr} を (3) 式に代入することにより求まる両端回転自由とした場合を基本とした座屈長さ係数 L_k/L_0 を、横軸に (4) 式で定義される剛性比 K_g/K_m をとる。

$$L_k/L_0 = \{(\pi^2 EI_m / L_0^2) / eP_{cr}\}^{1/2} \quad (3)$$

$$K_g/K_m = (I_g/L_g) / \{I_m / (L_0 - 2L_g)\} \quad (4)$$

このとき、図中のプロット点は、2.2 でモデル化された値を基本とし、ガセットプレートの有効幅、あるいは長さを変化させた結果を示すが、 K_g/K_m が大きいほど L_k/L_0 は小さい値となり、図中実線で示す形で両者は関連付けられる。また、本試験体は■印で示す箇所に対応しており、 L_k/L_0 は、細長比 61 の場合は 0.95、100 の場合は 0.90 と、本試験体の設定範囲において、溝型一面せん断継手を用いた場合の端部拘束効果が認められる。

Fig. 8 に、他端固定の C タイプ、他端回転自由の D タイプも含め、固有値解析により求まる弾性座屈荷重から

Fig. 7 固有値解析による座屈長さ係数と剛性比の関係

算定した、溝型一面せん断継手によって低減される一端あたりの座屈長さを示す。

これより、Cタイプの場合は若干下回る傾向にあるが、各ケースともおおむね同程度の値となることから、本論では他端の条件にかかわらず、溝型一面せん断継手によって低減される一端あたりの座屈長さ $\phi_i L_0$ を、細長比 61 の場合は $0.025 L_0$ 、100 の場合は $0.05 L_0$ として

Fig. 8 溝型一面せん断継手によって低減される座屈長さ係数

Fig. 9 荷重-材軸方向変形関係曲線

取り扱う。

なお、Fig. 5 に△▲印で示す実験において残留曲げ変形が最大となる箇所が、上記溝型一面せん断継手による端部拘束効果を考慮した座屈波形の中央箇所とほぼ一致することから、この結果の有効性が裏付けされる。

2.4 溝型一面せん断継手部に生ずる偏心曲げモーメントの座屈耐力に及ぼす影響

Fig. 9 に鋼管の軸応力度 σ と試験体の材軸方向変位 δ の関係を示す。なお、縦軸は、短柱圧縮試験における降伏応力度 σ_y で、横軸は σ_y に対応する弾性変形量 δ_y でそれぞれ除すことにより無次元化を行う。

これより、細長比が同一のシリーズにおいては、座屈耐力 (= 最大耐力と定義) の大きさは、2.3 で求まる座屈長さ係数の小さい順番である固定-固定 (A) > 固定-継手 (C) > 継手-継手 (E) > 回転自由-継手 (D) > 回転自由-回転自由 (B) に対し、端部に溝型一面せん断継手を有する試験体 C, D, E において座屈耐力が低下傾向にあり、上記順番の逆転現象が見られる。これは、溝型一面せん断継手部において生ずる偏心曲げモーメントの影響により座屈耐力が低下することに起因する。

Fig. 10 に、Fig. 5 に示すような変断面圧縮材として取扱った E タイプの試験体において、圧縮力 P 、曲げモーメント M_e の双方を作用させた場合の弾性固有値解析より求まる荷重 $eP_{cr} = \gamma P$ (= 弾性座屈荷重と定義) と (5) 式で示される偏心率 m の関係を白抜きのプロット点で示す。また、文献 12) に概要を示す増分形の弾塑性解析において、荷重-変形関係曲線とその各ステップにおける固有値解析から求まる γP -変形関係曲線が交わる点、すなわち $\gamma=1$ となる点に対応する荷重 pP_{cr} (= 弾塑性座屈荷重と定義) と偏心率の関係を塗潰したプロット点で示す。

このとき、縦軸の eP_{cr} 、 pP_{cr} は偏心率 $m=0$ の場合の座屈荷重 eP_{cr0} 、 pP_{cr0} でそれぞれ除すことにより無次

Fig. 10 偏心曲げモーメントによる座屈耐力低下率と偏心率の関係

元化を行う。

なお、弾塑性解析に用いる応力度-ひずみ度関係は、Fig.4に点線で示す関係を基本とし、材軸方向に輪切り分割される各要素ごとに作用曲げモーメントの全塑性モーメントに対する比率によって特性を変化させる。また、塑性域の各ステップにおける固有値解析は、応力度-ひずみ関係曲線における接線剛性 E_t を剛性 E に置き換えることにより、弾性域における手法を塑性域まで拡張展開した手法を用いる。

$$m = e \cdot (D_m/2) i_m \quad (5)$$

D_m : 鋼管外径

これより、偏心率が大きいほど座屈耐力は低下する傾向にあり、その低下の度合いは、塑性化の影響を考慮した弾塑性座屈解析結果 ${}_pP_{cr}$ の方が、考慮していない弾性固有値解析結果 ${}_eP_{cr}$ よりも大きい。また、弾塑性座屈解析結果は、図中実線で示す文献11)における曲げモーメントによる座屈耐力の低下率 α_1 と偏心率 m の関係式(6)式と良い対応を示す。

$$\alpha_1 = 2/\pi \cdot \cos^{-1}(0.245 \pi m \alpha) \quad (6)$$

2.5 座屈耐力と細長比の関係

Fig.11に実験における座屈荷重 P_{cr} (=最大荷重と定義)を鋼管断面積 A_m で除すことにより与えられる座屈応力度 σ_{cr} を(6)式で定義される α_1 、降伏応力度 σ_y で除した $\sigma_{cr}/(\alpha_1 \sigma_y)$ と(7)式で定義される有効細長比 λ_e を $\sqrt{\pi^2 E/\sigma_y}$ で除した等価細長比 $\bar{\lambda}$ の関係を示す。

$$\left. \begin{array}{ll} A: \lambda_e = 0.5 \lambda_0 & C: \lambda_e = (0.7 - \sum \phi_i) \lambda_0 \\ B: \lambda_e = \lambda_0 & D, E: \lambda_e = (1.0 - \sum \phi_i) \lambda_0 \end{array} \right\} \quad (7)$$

Fig. 11 換算座屈耐力と等価細長比の関係

ϕ_i : 継手端の材端拘束による低減座屈長さ係数

なお、偏心距離 e は座屈波形中央部における値をとるものとし、簡略的に $C: 1/4 M_e/N$, $D: 1/2 M_e/N$, $E: M_e/N$ の値を用いる。

これより、両者の関係は(8)式に示す、鋼構造設計基準に定める許容圧縮応力度-細長比関係式の安全率を外した式で回帰できる。

$$\sigma_{cr}/(\alpha_1 \sigma_y) = \alpha_2 = 1.0 - 0.4 (\lambda_e/\Lambda)^2 \quad (8)$$

$$\Lambda = \sqrt{\pi^2 E / (0.6 \sigma_y)}$$

これより、2.3における継手端部の材端拘束効果の評価、2.4における偏心曲げモーメントの座屈耐力に及ぼす影響の評価はおおむね適切であると考えられる。

3. 塔状トラス骨組の座屈耐力試験の概要

3.1 試験骨組

Table 3に諸元、Fig.12に構造図、Fig.13に詳細図

Fig. 12 試験骨組構造図

Table 3 試験骨組概要

試験体名称	座 屈 斜 材				座 屈 パ ネ ル				座 屈 パ ネ ル 柱 材			
	サ イ ズ	材 質	細 長 比	傾 斜 角	番 号	結 構	応 力 比	断 面 積 比	サ イ ズ	材 質	細 長 比	傾 斜 角
A	$\phi 89.1 \times 3.2$	STK400	61	43°	2	DW2	2.1	3.2	$\phi 165.2 \times 5.5$	STKT590	25	90.0°
B	$\phi 60.5 \times 2.3$	STK400	100	46°	2	DW4	2.5	7.3	$\phi 190.7 \times 5.3$	STKT590	25	85.5°

1)座屈斜材の細長比 λ は節点間長さ L に座屈長さ係数0.9を乗じた値を用いて算定する。なお、柱材の座屈長さ係数は1.0とする。

2)パネル番号は、Fig.12に示す。また、パネル結構の記号は本文中の記述に倣う。

3)応力比、断面積比は、座屈パネルの柱材の座屈斜材に対する比率を示す。

Fig. 13 A試験骨組詳細図

を示す斜材先行崩壊型の斜材の細長比を 61, 100 と変化させた塔状鋼管トラス試験骨組 2 体の座屈耐力試験を行い、一端に溝型一面せん断継手を用いた斜材の座屈長さ係数、溝型一面せん断継手において生ずる偏心曲げモーメントの座屈耐力に及ぼす影響を定量的に求めるとともに、斜材で座屈する場合の応力再配分現象を含めた座屈変形挙動を明らかにする。なお、斜材の細長比 λ_0 は、節点間長さ L に座屈長さ係数 0.9 を乗じた長さ L_0 (= 部材単位の試験体長さ L_0) を鋼管の断面二次半径 i_m で除した値とする。

斜材細長比 $\lambda_0=61$ の A 試験骨組は、塔高 8.4 m、根開き 3.0 m、柱材細長比 $\mu\lambda=25$ 、柱材傾斜角 $\theta_0=90$ 度、斜材傾斜角度 $\theta_0=43$ 度の柱材が 2 分割されるダブルワーレン (DW2) 結構の骨組とする。

斜材細長比 $\lambda_0=100$ の B 試験骨組は、塔高 18.6 m、根開き 7.8 m、柱材細長比 $\mu\lambda=25$ 、柱材傾斜角 $\theta_0=85.5$ 度、斜材傾斜角度 $\theta_0=46$ 度の柱材が 4 分割されるダブルワーレン (DW4) 結構の骨組とする。

使用鋼材は、柱材は STKT 590 鋼管 (JIS G 3474 鉄塔用高張力鋼管 STKT 590 鋼管)、斜材、補助材は STK 400 鋼管、柱材に取り付く鋼板は JIS G 3129 鉄塔用高張力鋼鋼材、それ以外の鋼板は SS 400 とする。ま

試験骨組 A

試験骨組 B

Photo. 1 試験設備概要

た、柱材どうしは鍛造フランジ引張継手 (JIS G 3223 鉄塔フランジ用高張力鋼鍛鋼品)、柱材と斜材は溝型一面せん断継手、斜材交点部は山形鋼を用いた二面せん断継手 (以後山形鋼二面せん断継手と呼ぶ) でボルト接合される。なお、座屈が予想される斜材は 2 章の部材単位の実験で用いた鋼管と同一材料とする。

3.2 荷重および計測方法

Photo.1 に示すように、鉄塔頂部に取付けたワイヤロープを反力鉄塔を介し、ウインチによって緊張する方法で、鉄塔正対方向に水平荷重を載荷する。荷重の読み取りはワイヤロープ先端に取付けたロードセルからの出力により行い、多点載荷制御システムを用いて遠隔自動制御する。

計測は、試験骨組より独立したフレームに取り付けた骨組各部の変位計測用の褶動型変位計、部材に貼付した応力計測用のひずみゲージ、せん断接合部に取り付けた滑り変形計測用のパイ型変位計を用いて行う。

これらのデータはスキャナー、インターフェイス、パーソナルコンピュータ、プロッタからなる計測システムにより自動計測される。

4. 溝型一面せん断ボルト継手を有する斜材の座屈耐力

4.1 荷重-変形関係

Fig. 14 に載荷荷重 P と試験体頂部の荷重載荷方向変形 δ の関係を示す。図中の実線は実験結果、プロット点は前述の有限変形理論に基づく弾塑性解析結果であり、△印が座屈耐力点となる。なお、弾塑性解析においては、座屈パネルのみ Fig. 15 に示す形でモデル化を行い、柱材部分における剛域、溝型一面せん断継手において生ずる偏心モーメント、山形鋼二面せん断継手を用いた斜材交点部における回転拘束効果を考慮した。

ここに、縦軸の載荷荷重 P は、弾性応力解析において座屈斜材の軸応力度が短柱圧縮試験における降伏応力

度に達する時の荷重 P_y で、横軸の変形量 δ は P_y に対応する変形量 δ_y でそれぞれ除すことにより無次元化を行う。

なお、DW4 結構では、Fig.16 に示すように、斜材材中間部に取りつく補助材を介して力が流れ込むため、斜材上下で軸力が変化する。この変化度合いは、柱材と斜材の剛性比、軸力比、斜材の傾斜角等により変化するが、本B試験骨組においては上斜材に対する下斜材の上斜材に対する軸力比は1.05 となる。本論では、溝型一面せん断継手を有する下斜材の軸応力度をもって該当応力度とする。

これより、いずれの荷重-変形関係においても、座屈耐力点 (=最大耐力点) まで線形に近い挙動を示す。これは、座屈部材の細長比が大きく塑性変形をほとんど伴わないで座屈すること、斜材変形量の頂部変形量に及ぼす影響が柱材に比べて小さいことに起因する。ちなみに、

座屈する斜材の塔頂部変形量に及ぼす影響係数=塔頂部に単位力1を加えたときの座屈斜材の軸力は、同パネルの柱材のそれに対しておおむね 1/2 程度である。

また、 P_{cr}/P_y 、あるいは P_{cr} に対応する変形量 δ_{cr} は座屈斜材の細長比が小さいほど大きい。

解析結果は、座屈耐力、変形状いいずれにおいても、実験結果と良い対応を示す。

Fig. 15 弾塑性解析における座屈パネルのモデル化

Fig. 14 荷重-塔頂部載荷方向変形関係曲線

Fig. 16 DW4 結構における斜材軸力分布

Fig. 17 座屈時の相対面外変形分布および曲率分布図

4.2 座屈長さ係数

Fig. 17 に、柱材-斜材節点の変形を 0 とした場合の、座屈耐力時の斜材相対面外変形分布を実線で、貼付したひずみゲージから求めた曲率分布を点線で示す。また、解析における座屈モードも併せて示す。

柱材傾斜のない DW2 結構の A 試験骨組では、交点部上下斜材の部材長さが等しく、かつ境界条件が対称性を有していることから、上下斜材が同時に座屈を呈した。また、Fig. 18 に示すディテールの山形鋼二面せん断継手を用いた斜材交点部は、相対面外移動もほとんど見受けられず、溝型一面せん断継手端部より大きい材端回転拘束力を有している。ちなみに座屈長さ係数 $\phi L_k/\phi L$ は 0.75、 $\phi L_k/\phi L_0$ は 0.83 となり、斜材交点部の回転拘束により低減される座屈長さは、溝型一面せん断継手端部のそれを部材単位の試験に基づき $0.025 \phi L_0$ とし、(7) 式の考え方を適用すると $0.14 \phi L_0$ となる。

柱材が傾斜している DW4 結構の B 試験骨組では、部材長さの大きい交点部下斜材で座屈した。このとき、線形挙動から類推するに、中間節点下斜材の方が上斜材に比べて材端拘束効果が小さく（溝型一面せん断継手端部<山形鋼二面せん断継手）、補助材からの流れ込みにより軸力が大きいこと、また偏心曲げモーメントの影響が大きいことから、柱材剛域を考えると座屈長さは短くなるものの、下斜材が先行して座屈すると考えられる。しかしながら、結果としては、Fig. 18 に示すように中間節点の面外移動に対する拘束力が他節点に比べて相対的に弱いことから、反曲点は柱材側に移動する傾向が見られ上下同時に座屈した。この中間節点下斜材の座屈長さ係数は A 試験骨組と同様、 $\phi L_k/\phi L$ は 0.75、 $\phi L_k/\phi L_0$ は 0.83 となり、反曲点が柱材側に移動することにより低減される座屈長さは、溝型一面せん断継手端部のそれを部材単位の試験に基づき $0.05 \phi L_0$ とすると $0.12 \phi L_0$

となる。

以上より、溝型一面せん断継手を有しない端部においては、その拘束により低減される座屈長さ $0.12 \sim 0.14 \phi L_0$ から、固定と回転自由の中間的な材端拘束力を有していると判断できる。したがって、本論ではその拘束により低減される座屈長さを固定端の $1/2$ 、 $0.25 \phi L_0/2 = 0.125 \phi L_0$ とする。

なお、解析結果は実験結果と良い対応を示す。

4.3 線形領域における曲げモーメント分布

Fig. 19 に線形領域における座屈した斜材の曲げモーメント分布を示すが、プロット点で示す実験結果は、実線で示す、溝型一面せん断継手を有しない端部を半固定（固定と回転自由の平均）として求めた結果とおおむね対応する。また、これは 4.2 の材端拘束の結果とも合致する。したがって、偏心曲げモーメントの座屈耐力に及ぼす影響は、偏心距離を $3/8 M_e/N$ として評価する。

試験骨組 A 試験骨組 B
Photo. 2 座屈斜材の残留曲げ変形

Fig. 18 B試験骨組における座屈斜材まわりの詳細概要図

Fig. 19 線形領域における斜材の曲げモーメント分布

4.4 荷重-部材応力関係

Fig. 20 に P/P_y と座屈するパネルの柱材, 斜材の軸応力度の関係を示す。ここに実線は実験結果, プロット点は弾塑性解析結果を示す。なお, 塑性後の斜材の軸力は, 文献 10) に示す要領で求めた。

これより, DW 2 結構, 座屈斜材の細長比 61 の A 試験骨組においては, P/P_y が 0.6 を超え最大耐力まで至る領域で, 斜材の塑性化, 面外への孕みに起因する剛性低下に伴う応力再配分現象がみられる。このとき, 引張側斜材は荷重増分に対する軸力増分をわずかに増大, 座屈斜材は減少させる。また, 柱材はほとんど線形に近い挙動を示す。

一方, DW 4 結構, 座屈斜材の細長比 100 の B 試験骨組においては, 斜材がほとんど塑性化しないで座屈することから, それに伴う応力再配分現象は現れない。

荷重-部材応力関係において確認された応力再配分による骨組の耐力上昇率 γ を下記の要領で求める。

座屈斜材が比例限度を超えた領域において, 座屈斜材の塑性化, 面外への孕みに伴う剛性低下が生ずることから, 座屈斜材が負担する増分水平力の一部を, 柱材および引張側斜材が受け持つものとする。また, その負担割合は, 座屈斜材の引張側斜材, 柱材に対する剛性比と座屈斜材の塑性変形能力により決まるものとする。

座屈斜材が比例限度を超えた領域における柱材, 斜材の水平力に対する剛性は, Fig. 21 に示すように, 簡便的に

Fig. 20 荷重-部材軸力関係曲線

$$\begin{aligned} \rho D &= 3 E I_p \sin \theta_p / (H/n)^3 \\ {}_b D_t &= E A_b \cos^2 \theta_b \sin \theta_b / H \\ {}_b D_c &= E_t A_b \cos^2 \theta_b \sin \theta_b / H = E_t / E_b D_t \end{aligned} \quad (9)$$

I_p : 柱材断面二次モーメント A_b : 斜材断面積

H : 交点下パネル高さ n : 斜材分割数

と表されるものと仮定する。

このとき, 骨組の座屈耐力上昇率 γ は, 応力再配分が行われない場合の増分水平力に対し (9) 式の剛性比に基づき行われた場合に対する座屈斜材負担水平力の比率から, 次式にて表される。

$$\begin{aligned} \gamma &= 1 + \frac{2 {}_b D + {}_b D_t}{2 {}_b D + 2 {}_b D_t} \frac{1}{\eta} \int_0^\eta (E/E_t - 1) dx \\ &= 1 + \frac{2 {}_b D + {}_b D_t}{2 {}_b D + 2 {}_b D_t} \frac{1}{\eta} F(\eta, \beta) \end{aligned} \quad (10)$$

ここに, η は座屈応力度 σ_{cr} の降伏応力度 σ_y に対する比率 $\alpha_1 \cdot \alpha_2$ を表す。また, 関数 $F(\eta, \beta)$ は E_t を (11) 式で定義することにより, (12) 式で与えられる。

$$E_t = [1 - \{(\sigma/\sigma_y - \beta)/(1 - \beta)\}^2] E \quad (11)$$

ただし $\beta = 0.6$

$$F(\eta, \beta) = (1 - \beta) \tanh^{-1} \{(\eta - \beta)/(1 - \beta)\} - (\eta - \beta) \quad (12)$$

上記 (10) 式によると, 応力再配分による骨組の座屈耐力上昇率 γ は A 試験骨組では 1.04, B 試験骨組では 1.00 となり, Fig. 20 の結果とおおむね対応する。

4.5 骨組の座屈耐力の評価

斜材座屈先行型の塔状トラス骨組の座屈耐力に影響を及ぼす要因としては, ①材端拘束効果による座屈長さの低減, ②偏心曲げモーメントによる耐力低下, ③応力再

Fig. 21 各部材が負担する水平力

Table 4 骨組の座屈耐力算定結果

試験体 名称	降伏 荷重 P_y (t)	座屈 荷重 P_{cr} (t)	P_{cr}/P_y	細長比		換算 細長比 λ_c	λ	α_2 の算定					α_1 の算定			γ の算定					② $\eta \gamma$	③ γ
				λ	λ_b			ϕ_1	ϕ_2	$1 - \phi$	λ_*	α_2	M/W	m	α_1	ρD	ρD_t	D	F	γ		
A	88.9	78.2	0.88	68	61	52.6	0.77	0.025	0.125	0.850	51.9	0.884	0.375	0.108	0.950	0.25	23.62	0.505	0.067	1.04	0.87	0.99
B	72.1	49.3	0.60	111	100	87.3	0.79	0.050	0.125	0.825	82.5	0.643	0.375	0.160	0.930	1.87	9.21	0.584	0.000	1.00	0.60	1.00

1) 換算細長比 λ_c : 実験から①の値を (8) 式に代入して求めた斜材細長比

2) ϕ_1, ϕ_2 : 湾型一面せん断継手端, 他端の材端拘束により低減される座屈長さ係数, $1 - \phi = 1 - \sum \phi_i, \lambda_* = (1 - \sum \phi_i) \lambda$

3) $\rho D, \rho D_t$: 単位 cm^{-1} , $D = (2 {}_b D + {}_b D_t) / (2 {}_b D + 2 {}_b D_t)$, $F = F(\eta, \beta)$, $\eta = \alpha_1 \alpha_2$

4) ①, ②は座屈荷重の降伏荷重に対する比率を表しており, ①は実験結果, ②は算定結果を示す。

配分による耐力上昇が挙げられる。

このとき、①については4.2で評価された両端の材端拘束効果を(8)式に、②については4.3で評価される偏心距離を(6)式に代入することにより定量的に評価できる。また③については(10)式より求まる。

Table 4に上記要領による骨組の座屈耐力算定結果と実験結果の比較表を示す。

これより、両者は良い対応することから、算定に用いた仮定はおおむね適当であるといえる。また、骨組の座屈耐力から換算した節点間長さ l に対する座屈長さ係数は、いずれの場合も0.8以下となり、通常の設計に用いられる値0.9を下回る。

5. まとめ

本研究より得られた結果を以下に列挙する。

- ① 材端拘束条件を変化させた鋼管部材の座屈試験を行い、溝型形状の金具を用いることにより面外剛性を高めた一面せん断継手を有する端部の材端拘束効果、継手部に生ずる偏心曲げモーメントによる座屈耐力の低下の度合いを定量的に求めた。
- ② 溝型一面せん断継手を有する斜材を組込んだ塔状鋼管トラス骨組の斜材座屈先行の座屈試験を行い、骨組に組込まれた場合の座屈斜材の両端部における材端拘束効果、偏心曲げモーメント分布、塑性化、面外孕みに伴う応力再配分による骨組の座屈耐力上昇現象を明らかにした。
- ③ 本研究の対象範囲において、骨組に組込まれた場合の溝型一面せん断継手を有する斜材の座屈長さ係数は、節点間長さに対し0.8を採ることができる。

謝 辞

本研究は、東京電力株式会社から(株)巴組鐵工所に委託された送電用鉄塔骨組の耐力に関する一連の研究を取りまとめたものであります。なお、実験実施は(株)巴組鐵工所、まとめは東京工業大学と(株)巴組鐵工所が共同で行いました。ここに、関係各位に深謝の意を表します。

参考文献

- 1) 三井宜之, 黒羽啓明, 遠藤克彦: 管通しガセットプレート継手の耐力と変形能力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 31, B, 1985
- 2) 鷺尾健三, 黒羽啓明, 妹尾与利治, 東郷 武: 鋼管割込みガセットプレート継手の研究: 日本建築学会論文報告集, 第90号, pp.19~24, 1963
- 3) 五十嵐定義, 松本竹二, 辻岡静雄, 渡辺律夫: 鋼管十字形割込みガセットプレート継手の引張耐力に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第372号, pp.86~92, 1987
- 4) 山岸啓利, 足立一雄: 鋼管鉄塔の溝型継手, CP仕口の耐荷試験, 日本鉄塔協会鉄塔第44号, 1979
- 5) 小川厚治, 牧野雄二, 山成 實, 黒羽啓明: 鋼管トラスウェブ材の座屈長さに関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第388号, pp.70~76, 1988
- 6) 福知保長, 土井康生, 小島 功: トラスの耐力と変形能力に関する研究(その3 腹材座屈型トラスの実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1943~1944, 1982
- 7) 小川厚治, 山成 實, 牧野雄二, 黒羽啓明, 坂本 傑, 山下正弘: K型溶接継手をもつ鋼管トラスの実験的研究(その3 実験結果の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.927~928, 1981
- 8) 小川厚治, 山成 實, 黒羽啓明, 北島博文, 真有信博: ウェブ材が座屈する鋼管トラスばり架構の終局挙動に関する研究(その1, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1277~1280, 1990
- 9) 辻本健三, 北本攷一, 井上一朗, 中塚光一, 小林征紀, 竹内修治: SMC 鋼管トラス鉄塔の実大破壊実験と極限解析(その1, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1269~1272, 1990
- 10) 箱崎一志, 岡元昭八: 腹材の座屈耐力に及ぼすガセットプレート剛性の影響, 日本鉄塔協会鉄塔第63号, 1985
- 11) 鈴木敏郎, 佐藤亘宏, 深沢 隆: 塔状トラス骨組の座屈耐力に関する研究—細長比の小さい柱材で座屈する場合—, 日本建築学会構造系論文報告集, 第425号, pp.69~81, 1991
- 12) 鈴木敏郎, 佐藤亘宏, 深沢 隆: 塔状トラス骨組脚部の座屈耐力に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第412号, pp.67~77, 1990

(1991年8月22日原稿受理, 1992年2月3日採用決定)