鋼管トラス梁の横座屈耐力に関する研究

X型結構の分岐継手タイプ鋼管トラス梁について

STUDY ON LATERAL BUCKLING STRENGTH OF TUBULAR TRUSS BEAMS

Case of X-type tubular truss beams with branch joints

鈴木敏郎*, 小河利行**, 深沢 隆***

Toshirou SUZUKI, Toshiyuki OGAWA and Takashi FUKASAWA

In the present study, we proposed the design formula of chord members of X-type tubular truss beams with branch joints. This formula is derived from the modified lateral buckling conditional equation obtained by the energy method, taking the constrained effect of rigid joints at crossing points of bracing members obtained by the results of the eigenvalue analyses into consideration. And also, we clarified quantitatively this effect to the lateral buckling behavior by the results of the experiments and the non-linear analyses. Consequently, we confirmed validity of the used assumptions and the proposed design formula.

Keywords : lateral buckling strength, buckling length coefficient, X-type tubular truss beam

横座屈耐力, 座屈長さ係数, X型鋼管トラス梁

1. はじめに

トラス梁が横座屈する場合、腹材、引張弦材が圧縮弦材の構面外への移動を拘束することから、その座屈荷重は横補剛支点間距離を座屈長さとした圧縮弦材の座屈荷重よりも高くなる。特に、鋼管断面を溶接によって直接接合して製作された分岐継手タイプのトラス梁（以後、鋼管トラス梁と呼ぶ）は、開断面形鋼で構成されるトラス梁に比較して構成部材の断面積に対するねじり剛性が大きいこと、また接合部において特別の補強無しで剛節に近い条件が得られることから横座屈に対して有利となる。

坪井・若林¹⁾はこの問題に関し、トラス梁のねじり剛性が横座屈耐力の増加に大きな役割を果たすことを理論解析によって明らかにした。鈴木^{2)~6)}は実験および理論解析によりこのことを検証し、エネルギー法によって横座屈条件式を導きトラス梁と等価な剛性を有する充腹梁の設計式を準用する方法を示した。森⁷⁾はポテンシャルエネルギーの停留原理からトラスの曲げねじれ座屈変形に対する微分方程式を導き、さらに近似的に座屈変形様式を仮定して軸力と曲げモーメントの相関関係式を求めた。藤本・難波⁸⁾は立体座屈たわみ角法公式を用いてパラメトリックな数値計算を行い、圧縮弦材の座屈長さを

与える設計図表を作成した。若林ら⁹⁾は種々の端モーメントを受けるトラス梁を対象にエネルギー法による横座屈耐力と実験結果の比較を行った。また、森野^{10), 11)}は立体座屈たわみ角法公式を用いて2~5格間ごとに横補剛されたトラスが等曲げモーメントを受ける場合の節点荷重あるいは材端曲げモーメントの影響を考慮した圧縮弦材の座屈長さを与える略算法を示した。

以上の研究は主に弾性座屈を対象としており、節点が剛節であるという仮定を設けているが、松井ら^{12), 13)}は立体座屈たわみ角法公式を用いて非弾性座屈領域における広範な数値計算を行い、それをもとにトラス梁圧縮弦材の座屈応力度を与える実験式を示した。また、松井ら^{14)~19)}は実験および立体座屈たわみ角法公式に基づく解析により弦材主管の局所的な弾性変形の横座屈耐力に及ぼす影響を明らかにし、この節点が半剛節であることを考慮した設計式を提案した。

しかしながら、上記の研究は主にシングルワーレン結構（以後V型、N型と呼ぶ）のトラス梁を対象としており、大スパン構造に適用される腹材交点部剛節のダブルワーレン結構（以後X型と呼ぶ）のトラス梁に関する実験研究は筆者の知る限り行われておらず、腹材交点部剛節の横座屈耐力に及ぼす影響は定量的に把握されてい

* 東京工業大学 教授・博士(工学)

** 東京工業大学 助教授・博士(工学)

*** 株式会社巴組鐵工所

Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Assoc. Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Tomoe-gumi Iron Works, Ltd.

いのが実状である。

このことから、本研究では等曲げモーメント応力下のX型結構の鋼管トラス梁を対象とした弾性固有値解析結果を、文献5)、6)に示されるエネルギー法に基づいて導かれた横座屈耐力算定式を用いて整理する方法により、腹材交点部剛節の横座屈耐力に及ぼす影響の定量的な把握を試みた。また、腹材交点部剛節のトラス梁の構面外変形挙動、弦材のねじれ変形挙動に及ぼす影響を実験的に明らかにすることにより、上記解析結果の妥当性の検証を行った。

2. V型鋼管トラス梁弦材の横座屈長さ係数評価

2.1 座屈長さ係数評価基本式

構面内回転は自由、ねじり回転は拘束、材軸方向移動は自由、それ以外の移動は拘束の弦材端部境界条件（以後境界条件Aと呼ぶ）における鋼管トラス梁が、Fig. 1に示すようにその構面内材軸方向に外力を受けて横座屈する場合の耐力は、弦材の圧縮力 $P_1 = P_{cr}$ で表現すると、文献6)の(6)(7)式より(1)式で表される。

$$P_{cr} = (1 + \alpha)(\pi/L)^2 B_{ci} \dots \dots \dots (1)$$

$$\alpha = \frac{C/H^2 \{-P_2 + (\pi/L)^2 B_{ci}\}}{(\pi/L)^2 B_{ci} \{-P_2 + (\pi/L)^2 B_{ci} + C/H^2\}}$$

P_i : 弦材の軸応力（圧縮を+とする）

C : $= \delta_1 C_{ci} + \delta_2 C_{cb} + B_w + C_w$

δ_i : $= 1 / \{1 + C_{ci} / (6 B')\}$

B' : $= [L / (\pi H)]^2 \tan \phi \sin^3 \phi B_b$

B_w : $= \cot \phi \sin^3 \phi B_b$

C_w : $= \tan \phi \sin^3 \phi C_b$

B_{ci} : 弦材の曲げ剛性 $= EI_{ci}$

C_{ci} : 弦材のねじり剛性 $= 2 GI_{ci}$

B_b : 腹材の曲げ剛性 $= EI_b$

C_b : 腹材のねじり剛性 $= 2 GI_{ci}$

I_{ci}, I_b : 弦材、腹材の断面二次モーメント

E : ヤング係数

G : セン断弾性係数

L : トラス梁長さ

H : トラス梁デプス

ϕ : 腹材傾斜角

ただし、下添字1, 2は圧縮弦材、引張弦材を示す。

この(1)式を、等曲げモーメント応力状態すなわち $P_2 = -P_1 = -P_{cr}$ 、かつ上下弦材のサイズが等しい場合すなわち $B_{c2} = B_{c1} = B_c$ 、 $C_{c2} = C_{c1} = C_c$ 、 $\delta_2 = \delta_1 = \delta$ の条件下において P_{cr} について解くと(2)式が導かれる。

なお、以後の検討においては、特記のない限り等曲げモーメント応力状態でかつ上下弦材のサイズが等しい場合を対象とすることから、これらの説明は原則として省略するものとする。

$$\begin{aligned} P_{cr} &= (\pi/L)^2 B_c [1 + 2 \{L / (\pi H)\}^2 C / B_c]^{1/2} \\ &= (\pi/L)^2 B_c \cdot [1 + 2 \{L / (\pi H)\}^2 (2 \delta C_c + B_w \\ &\quad + C_w) / B_c]^{1/2} \dots \dots \dots (2) \end{aligned}$$

また、座屈長さ L_k の弦材のオイラー座屈荷重 $P_e = (\pi/L_k)^2 B_c$ を(2)式の P_{cr} に代入することにより、座屈長さ係数 L_k/L が(3)式の形で与えられる。

$$\begin{aligned} L_k/L &= [1 + 4 \{L / (\pi H)\}^2 \delta C_c / B_c \\ &\quad + 2 \{L / (\pi H)\}^2 (B_w + C_w) / B_c]^{-1/4} \dots \dots (3) \end{aligned}$$

2.2 座屈長さ係数評価基本式の有効性の検証

Fig. 2に、Table 1に示す L/H を変化させた3ケースのV型鋼管トラス梁を対象とした、境界条件Aにおける L_k/L と I_b/I_c の関係を示す。

ここに、細実線は材軸方向、円周方向に積分点を有するパイプ断面梁要素を適用した文献21)に示す解析手法による弾性固有値解析結果を、細点線は(3)式による算定結果を示す。また、細一点鎖線は鋼管構造設計施工指針・同解説²³⁾の座屈長さ評価式(4)式を用いた算定結果を示す。なお、これらの算定および解析において、2.3に詳説するように、弦材の節点部局変形の影響は無視するものとする。

$$\begin{aligned} L_k/L &= \left[1 + 0.078 (L/H) T_s + \frac{0.25 (L/H)^3}{0.8 (L/H) + 1/B_s} \right]^{-1/4} \\ &\dots \dots \dots (4) \end{aligned}$$

$$T_s = 2 m (I_b/I_c) \quad B_s = m \sin^3 \phi (I_b/I_c)$$

m : トラス梁を構成する腹材数

これより、細実線で示す(3)式による算定結果と細一点鎖線で示す(4)式による算定結果はいずれのケー

Fig. 1 トラス梁横座屈挙動概念図

スにおいても良く一致している。また、弾性固有値解析結果に比べてやや大きめの値となり安全側評価を与える。

2.3 節点部局部変形の横座屈耐力に及ぼす影響

Fig. 3 に文献 6), 18) における, 弦材構面外細長比が

Table 1 V型解析モデルリスト

モデル 名称	弦材サイズ	L (cm)	λ	H (cm)	ϕ (deg)	概要図
V 1		150	43			
V 2	$\phi 101.6 \times 3.2$	300	86		63°	
V 3		450	129

Fig. 2 V型トラス梁における L_k/L - I_b/I_c 関係

118 より大きい領域を対象とした, 境界条件 A, 等曲げモーメント分布の V 型鋼管トラス梁弦材の座屈長さ係数に関する, 横座屈耐力実験結果と弾性固有値解析結果の比較図を示す。

このとき, 実験における座屈長さは鋼構造設計標準・同解説²⁴⁾に定義する許容圧縮応力度式の安全率を外した (5) 式を用いて評価する。

$$\lambda \leq \Lambda \quad \sigma_{cr} = [1 - 0.4(\lambda/\Lambda)^2] \sigma_y$$

$$\lambda > \Lambda \quad \sigma_{cr} = \pi^2 E / \lambda^2$$

$$\Lambda = \sqrt{\pi^2 E / (0.6 \sigma_y)} \dots \dots \dots (5)$$

σ_{cr} : 座屈応力度 σ_y : 降伏応力度 λ : 細長比

これより, 算定結果は弦材の節点部局部変形の影響を無視した条件における解析結果と良い対応を示している。

また, 文献 14) によれば, 単材では局部変形に伴う節点の曲げ剛性低下は顕著となるものの, トラスに組込まれた場合においては, 局部変形の影響を受ける腹材曲げ剛性よりむしろ局部変形の影響を受けない腹材ねじり剛性により弦材が補剛されることから, 局部変形による剛節度低下の横座屈耐力に及ぼす影響は小さいことが報告されている。

このことから, 本論では節点部における弦材の局部変形は無視するものとする。

2.4 実験モデルの境界条件における座屈長さ係数評価式の誘導

Fig. 2 に, Fig. 4 に示す後述の実験モデルにおける, 圧縮弦材端部は構面内回転, ねじり回転共自由, 引張弦材端部は構面内回転, ねじり回転共拘束, 構面外変形はいずれの材端においても拘束の境界条件 (以後境界条件 B と呼ぶ) における弾性固有値解析結果に基づく L_k/L と I_b/I_c の関係を太実線で示す。

境界条件 A においては I_b/I_c が大きい場合は座屈長さ

Fig. 3 V型トラス梁における L_k/L 比較図

係数が収斂傾向にあり、(3)式におけるかつこの第2項の影響が支配的となる。

これに対し、境界条件Bにおいては境界条件Aに比べて、圧縮弦材端部のねじり回転が自由であることから第2項の影響が減少する傾向に、また引張弦材端部の回転が拘束されることから第3項の影響が増大の傾向にある。この結果、座屈長さ係数は境界条件Aに比べると

Fig. 4 実験モデル [境界条件B] 概要図

Fig. 5 V型トラス梁における ζ_2 - ζ_1 関係

Fig. 6 V型トラス梁における ζ_2 - $L/(\pi H)$ 関係

L/H , I_b/I_c が小さい場合には大きくなる傾向にあるが、 L/H かつ I_b/I_c が大きい場合には逆に小さくなる。

このことから、境界条件Bにおける座屈長さ係数評価式として(3)式を補正した(6)式を考える。

$$L_k/L = [1 + 4 \{L/(\pi H)\}^2 \delta C_c / B_c + 2 \{L/(\pi H)\}^2 \zeta_2 (B_w + C_w) / B_c]^{-1/4} \dots (6)$$

$$\delta = 1 / [1 + C_c / 6 \{ \zeta_1 B' \}]$$

ここに、 ζ_1 , ζ_2 は補正係数を表す。なお、本報ではこの補正係数を求める方法として、弾性固有値解析結果に基づいて二つの変数 ζ_1 , ζ_2 が I_b/I_c にかかわらず各ケースごとに共通となる点を求める方法を採用。

Fig. 5 に、Table 1 に示す L/H を変化させた3ケースのV型鋼管トラス梁を対象とした、弾性固有値解析結果から逆算して求めた補正係数 ζ_1 と ζ_2 の関係を示す。ここに実線は I_b/I_c が 0.6、点線は 0.1 とそれぞれ代表的なポイントにおける2点における結果を示す。

図中のプロット点は各ケースにおける実線と点線の交点すなわち補正係数 ζ_1 , ζ_2 が共通となる点を示す。なお、他の I_b/I_c における ζ_1 - ζ_2 関係曲線もこのプロット点近傍を通ることを確認している。これより、 ζ_1 は L/H にかかわらずほぼ一定 $\zeta_1 = 1/4$, ζ_2 は L/H にほぼ正比例し、Fig. 6 より $\zeta_2 = 3/2 \{L/(\pi H)\}$ とおける。したがって、本研究範囲である $2 \leq L/H \leq 6$, $I_b/I_c \leq 0.6$ において、(6)式は(7)式の形で表される。

$$L_k/L = [1 + 4 \{L/(\pi H)\}^2 \delta C_c / B_c + 3 \{L/(\pi H)\}^2 (B_w + C_w) / B_c]^{-1/4} \dots (7)$$

$$\delta = 1 / [1 + C_c / (3/2 B')]]$$

Fig. 7 に、境界条件Bを対象とした(7)式による L_k/L と I_b/I_c の関係を細点線で示すが、太実線で示す弾性固有値解析結果とおおむね良い対応を示す。このことから、座屈長さ係数評価式(7)式の有効性が確認される。

3. X型鋼管トラス梁弦材の横座屈長さ係数評価

3.1 腹材交点部剛節の横座屈耐力に及ぼす影響

Fig. 8 に境界条件Bの腹材交点部を剛節としたX型鋼管トラス梁の弾性固有値解析における L_k/L と I_b/I_c の関係を示す。また、交点部に節点を持たない場合(以後X'型と呼ぶ)の結果についても併せて示す。解析ケースはTable 2に示す L/H を変化させたそれぞれ3種類とする。

これより、図中太実線で示すX型は細実線で示すX'型に比べていずれのケースにおいても座屈長さ係数が小さく、腹材交点部剛節の影響が認められる。また、細点線は(7)式に示す算定結果であり、細実線で示すX'型の結果と良い対応を示す。したがってX型剛節タイプの横座屈耐力評価においては、新たに腹材交点部の影響を考慮する必要がある。

Fig. 7 V型トラス梁における $L_k/L-I_b/I_c$ 関係 Fig. 8 X, X' 型トラス梁における $L_k/L-I_b/I_c$ 関係

なお, X, X' 型における I_b は腹材 1 本あたりの値, X' 型における B', B_w, C_w の値は V 型として算定した値の 2 倍とする。また, V 型の場合と同様, X 型についても等曲げモーメント応力状態を対象としていることから, 弦材節点の局部変形は無視するものとする。

3.2 座屈長さ係数評価式の誘導

Fig. 8 において, X 型は X' 型あるいは (7) 式の結果に比べ I_b/I_c の影響が大きくなる傾向, 言い換えれば (3) 式の右辺かっこ内の第 2 項の影響が小さく, 第 3 項の影響が支配的となる傾向にある。したがって, 境界条件 B における X 型钢管トラス梁の座屈長さ係数評価式として (3) 式の第 2 項を省略した (8) 式を考える。

$$L_k/L = [1 + 2 \{ (L/\pi H) \}^2 \eta (B_w + C_w)/B_c]^{-1/4} \quad (8)$$

このとき, η は補正係数であり弾性固有値解析結果から逆算して求める。

Fig. 9 に補正係数 η と I_b/I_c の関係を示す。これより補正係数 η は I_b/I_c にかかわらず一定値, またその値は L/H にほぼ正比例すると見なせることから, 本研究範囲である $2 \leq L/H \leq 6$, $I_b/I_c \leq 0.6$ において, $\eta = 15/2 \{L/(\pi H)\}$ (Fig. 10 参照) とすると, (8) 式は (9) 式の形で表される。

$$L_k/L = [1 + 15 \{L/(\pi H)\}^3 (B_w + C_w)/B_c]^{-1/4} \quad (9)$$

Table 2 X 型, X' 型解析モデルリスト

モデル 名称	弦材サイズ	L (cm)	λ	H (cm)	ϕ (deg)	概要図
X 1 X' 1	$\phi 101.6 \times 3.2$	150	43	75	45°	
X 2 X' 2		300	86			
X 3 X' 3		450	129			

Fig. 11 に, 境界条件 B を対象とした (9) 式による L_k/L と I_b/I_c の関係を細点線で示すが, 太実線で示す弾性固有値解析結果とおおむね良い対応を示す。このことから座屈長さ係数評価式 (9) 式の有効性が確認される。

4. X 型钢管トラス梁の横座屈耐力試験

4.1 試験体の選定

構面外細長比を 43, 86, 129 と変化させた, 等モーメント応力下における境界条件 B, 上下弦材サイズが等しく腹材交点部が剛節となる X 型钢管トラス梁 3 体について横座屈耐力試験を行う。このとき, トラス梁の形状寸法, 弦材サイズは 3 章で実施した固有値解析におけるモデルと同一, 弦材と腹材の剛性比 I_b/I_c は 0.05 と各試験体一定する。

Fig. 9 X型トラス梁における η - I_b/I_c 関係 Fig. 10 X型トラス梁における η - $L/(\pi H)$ 関係 Fig. 11 X型トラス梁における L_k/L - I_b/I_c 関係

Fig. 12 試験体詳細図 (X2 試験体)

また、X'型として弾性固有値解析に基づき算定した座屈長さ係数が上記試験体と各 L/H ごとほぼ同値となるような腹材剛性を有するV型試験体3体の併せ6体について、文献21), 22)に示す手法を用いた非線形座屈解析を行うことにより腹材交点部剛節の座屈挙動に及ぼす影響の差異をみる。

Table 3に試験体および解析モデルリスト、Fig. 12に試験体詳細図を示す。

本試験では大スパントラス梁を想定し、弦材にはJIS G 4478に規定される鉄塔用高張力鋼鋼管 STKT 590を、腹材には STK 400を適用する。Table 4に実験に供した鋼管部材の材料引張および短柱圧縮試験結果を、Fig. 13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。

4.2 境界条件および載荷方法

Fig. 14に示すように、載荷用骨組+試験体+載荷用骨組の両端をピンローラー支点とし、試験体両端にオイルジャッキで鉛直方向力を載荷する4点曲げ載荷法により中央部試験体に等曲げモーメントを作用させる。このとき、オイルジャッキ頭部には荷重計測用ロードセルと構面内回転自由の球座を設ける。

トラス梁弦材端部の境界条件は、圧縮材となる上弦材端部は球座を設けることによりねじりを含めたいずれの方向も回転自由、引張材となる下弦材端部は骨組に組込んだ場合を模擬し載荷用骨組とボルトで緊結することによりいずれの方向も回転拘束の条件とする。なお、載荷骨組の剛性が試験体の座屈耐力に及ぼす影響は弾性固有

Table 3 試験体および解析モデルリスト

名称	弦材サイズ	腹材サイズ	L (cm)	λ	H (cm)	ϕ (deg)	概要図
X 1	$\phi 101.6 \times 3.2$ (STKT590)	$\phi 42.7 \times 2.3$ (STK400)	150	43	75	45°	
X 2			300	86			
X 3 X' 3			450	129			
V 1		$\phi 34.0 \times 3.5$ (STK400)	150	43	75	63°	
V 2			300	86			
V 3			450	129			

Table 4.1 材料引張試験結果

部材サイズ	材質	試験片 号数	降伏点 σ_y (t/cm ²)	引張強さ σ_b (t/cm ²)	降伏比 Y.R.	伸び ϵ_{max} (%)
$\phi 101.6 \times 3.2$	STKT590	12B	6.11	7.11	0.86	22.3
$\phi 42.7 \times 2.3$	STK400	12A	3.51	4.17	0.84	17.2

(1) JIS Z 2241 金属材料引張試験方法により試験を行った。

Table 4.2 短柱圧縮試験結果

部材サイズ	材質	径厚比 D/t	降伏点 σ_y (t/cm ²)	最大応力度 σ_u (t/cm ²)	応力上昇率 σ_u/σ_y	最大応力度 対応の伸び ϵ_u (%)
$\phi 101.6 \times 3.2$	STKT590	32	5.75	6.40	1.11	1.25

(1) 試験体長さは3D (鋼管外径) とし、平押し条件で試験を行った。

値解析によりほとんど無視できることを確認している。

また、上下弦材端部の面外方向移動は拘束する。これより、上弦材は原則として試験体長さを座屈長さとする両端回転自由の圧縮材として取扱える。

4.3 曲げモーメントと弦材ねじれ変形角の関係

Fig. 15 に、(10) 式で与えられるトラス梁に作用する曲げモーメント M と弦材ねじれ変形角 β_i の関係を示す。なお、縦軸 M は (11) 式で与えられる降伏モーメント M_y で除すことにより無次元化を行う。

$$M = Q \cdot L_0 \quad \dots\dots\dots (10)$$

Q : 載荷荷重 L_0 : 荷重作用点と反力点の水平距離

$$M_y = c \sigma_y \cdot A_c \cdot H \quad \dots\dots\dots (11)$$

$c \sigma_y$: 短柱圧縮試験における弦材の降伏応力度

A_c : 弦材の断面積

ここに、図中の実線はX型の実験結果、○印プロット点はX型の非線形座屈解析結果、□印プロット点はV型の非線形座屈解析結果を示す。

なお、非線形座屈解析においては、材軸方向、円周方

Fig. 13 短柱圧縮試験における弦材の σ - ϵ 関係

向に積分点を有するパイプ断面梁要素を適用し、上弦材には中央部で試験体測定結果の平均値である $1/1000 L$ となる元たわみを正弦波形で与える。また、鋼管部材の応力度-ひずみ度関係は Fig. 13 に太実線で示すモデル化された関係を用いる。

これより、 M - β_i 関係の初期剛性 K_B は、いずれの試験体においても圧縮材である上弦材の方が引張材である下弦材よりも小さい。また、 K_B は L/H による差異が小さいことから、 L/H が大きいほど相対的なねじり剛性は大きいといえる。このことは、 L/H が大きいほど L_k/L が小さくなることと強い関連があると考えられる。

X型とV型の比較において、初期剛性 K_B は上下弦材ともX型>V型の傾向にある。また、この相対的な差異は引張下弦材で大きく、V型では若干のねじれ変形が認められるのに対し、X型では交点部における拘束効果によりほとんどねじれ変形しないと見なせる。このことは腹材交点部剛節タイプにおいて L_k/L がX型<V型となる支配的な要因であると判断される。

4.4 構面外変形モード

Fig. 16 に、非線形座屈解析における座屈耐力時のトラス梁中央部における上弦材位置、上下弦材中間位置(構面外変形を正弦波として扱うことにより中央部の値に換算)、下弦材位置の計3点をプロット点とし、V型上弦材の構面外変形量を基準値1.0とした場合の構面外変形モード図を示す。

これより、○印プロット点を実線で結んだX型の方が□印プロット点を点線で結んだV型より、上下弦材中間位置における構面外変形拘束の度合いが大きい。

4.5 曲げモーメントと構面内回転角の関係

Fig. 17 に、トラス梁に作用する曲げモーメント M を

Fig. 14 載荷装置概要図

降伏モーメント M_y で除した値 M/M_y と (12) 式で与えられる回転角 θ を M_y に対応する弾性回転角 θ_y で無次元化した θ/θ_y の関係を示す。

Fig. 15 M/M_y - β 関係

Fig. 16 座屈耐力時の構面外変形モード

$$\theta = (2\delta_m - \delta_{e1} - \delta_{e2})/L \quad \dots\dots\dots (12)$$

δ_m : 試験体中央部鉛直方向変位量

δ_{e1} : 試験体端部鉛直方向変位量

ここに、図中の実線はX型の実験結果、○印プロット点はX型の非線形座屈解析結果、□印プロット点はV型の非線形座屈解析結果を示す。

これより、 L/H が小さいほど弦材の構面外細長比が小さくなることから座屈耐力（実験結果においては最大耐力＝座屈耐力と定義）は大きくなる。また、いずれの

Fig. 17 M/M_y - θ/θ_y 関係

L/H においても座屈耐力はX型>V型となる。

また, Fig. 15, Fig. 17 において, ○印プロット点で示すX型の非線形座屈解析結果は座屈耐力および変形状両面において実線で示す実験結果とおおむね良い対応を示すことが確認される。なお, 構面外細長比 129 のシリーズにおいて, 参考までに X' 型 (X' 3 試験体) の非線形座屈解析結果を△印プロット点で示すが, 3 章における弾性固有値解析結果からも推察されるように, □印プロット点で示す V3 とほぼ同様の座屈挙動を示す。

4.6 弦材の座屈長さ係数評価

Fig. 18 に座屈弦材の応力度 σ -接線係数 E_t 関係を示す。ここに, 太実線は Fig. 13 における結果を, 細一点鎖線は鋼構造設計規準の許容圧縮応力度式から導かれた (5) 式から求められる結果を示す。

また, Fig. 19 に弦材の座屈応力度 σ_{cr} -細長比 λ 関係を示す。ここに, 太実線は Fig. 18 から求まる (13) 式に示す関係を示す。また, 太点線は高張力鋼管柱の素材に関する実験資料が乏しいことから, 文献 25) に示される STK 400 冷間成形鋼管部材を対象とした径厚比 30

の中心圧縮柱における強度確率分布の平均値を用い, 規格降伏点を 4.5 t/cm^2 として算定した結果を示す。細点線は統計的手法において下限値に相当すると見なせる鋼構造限界状態設計規準 (案)・同解説²⁶⁾ における曲げ座屈耐力式の基本式における関係を, 細一点鎖線は (5) 式の関係をもとに示す。矢印で示す弦材応力度 σ_{cr} は実験および非線形解析結果を示す。

$$\sigma_{cr} = 12.834 + 1.265 \ln \{12.498 / (\sigma_{cr} \lambda^2)\}$$

$$\sigma_{cr}: \text{座屈応力度 [単位 t/cm}^2] \cdots \cdots (13)$$

$$\lambda_c \leq 0.15 \quad \sigma_{cr} = c \sigma_y$$

$$0.15 < \lambda_c \leq 1.29 \quad \sigma_{cr} = [1 - 0.5 / 1.14 (\lambda_c - 1.29)] c \sigma_y$$

$$1.29 < \lambda_c \quad \sigma_{cr} = 1 / (1.2 \lambda_c^2)$$

$$\lambda_c = \lambda / \sqrt{\pi^2 E / c \sigma_y} \cdots \cdots (14)$$

Fig. 20 に, この矢印で示す座屈応力度と σ_{cr} - λ 関係曲線との交点に対応する細長比 λ_{cr} の所定の構面外細長比 λ に対する比として与えられる座屈長さ係数 L_k/L と, (7) 式, (9) 式により求まる算定結果との比較図を示す。ここに, 図中の黒塗りのプロット点は (13) 式による評価結果, 白抜きのプロット点は文献 25) に基

Fig. 18 弦材の σ/σ_y - E_t/E 関係

Fig. 19 弦材の σ_{cr} - λ 関係

Table 5 弦材の座屈長さ係数一覧表

試験体 名称	降伏荷重 P_y (t)	弦材 細長比 λ	オイラー 座屈荷重 $E P_{cr}$ (t)	算定結果		固有値解析結果		非線形座屈解析結果			実験結果			
				座屈長さ 係数 L_k/L ①	弾性 座屈荷重 $a P_{cre}$ (t)	座屈長さ 係数 L_k/L ②	非線形 座屈荷重 $a P_{crp}$ (t)	$a P_{crp} / P_y$	座屈長さ係数 L_k/L		座屈荷重 $e P_{cr}$ (t)	$e P_{cr} / P_y$	座屈長さ係数 L_k/L	
									③-1	③-2			④-1	④-2
X 1	56.9	43	109.4	0.95	121.4	0.95	52.5	0.92	0.70	0.90	54.0	0.95	0.64	0.83
X 2		86	27.7	0.78	44.2	0.79	37.0	0.65	0.76	0.80	36.0	0.63	0.81	0.83
X 3		129	12.3	0.62	32.8	0.61	31.0	0.54	0.63	0.62	32.0	0.56	0.62	0.60
V 1		43	109.4	0.98	114.0	0.98	50.5	0.89	0.77	0.96				
V 2		86	27.7	0.84	39.0	0.84	35.0	0.62	0.86	0.84				
V 3					30.0	0.65	29.0	0.51	0.65	0.64				
X 3'		129	12.3	0.66	30.5	0.64	29.5	0.52	0.65	0.63				

1) ①は, 本研究で提案した座屈長さ評価式, V型, X'型は(7)式, X型は(9)式にもとづいて算定した値を示す。

2) ②は, $\sqrt{E P_{cr} / a P_{cre}}$ より求める。

3) ③-1, ④-1は, モデル応力度-ひずみ度関係から与えられる座屈応力度-細長比関係式(12)式を用いて算定した値を示す。

4) ③-2, ④-2は, 文献25)の中心圧縮冷間成形鋼管柱の強度に関する確率分布における平均値を用いて算定した値を示す。

づく評価結果を示す。Table 5 に座屈長さ係数一覧表を示す。

これより、(7) 式、(9) 式による座屈長さ係数算定結果は、短柱圧縮試験結果を用いて整理した (13) 式による評価結果と座屈弦材の構面外細長比が 86, 129 と大きい場合には良い対応を示す。これに対し細長比が 43 と小さい場合には差異が見られるが安全側評価を与える。また、製作方法による残留応力、初期たわみ、載荷時の偏心等の影響を統計的に評価した文献 (25) に基づく結果とは、細長比にかかわらずおおむね良い対応を示すことが確認される。

なお、細長比 λ に対する座屈応力度 σ_{cr} の比較において、(14) 式 < (13) あるいは文献 (25) に基づく関係にあることから、(7) 式、(9) 式による算定結果は (14) 式による評価結果に対し安全側評価を与える。

本研究が対象としている等曲げモーメントトラス梁においては、塑性化する部材は弦材に限定される。また、腹材軸力は原則として 0 であり、弦材が塑性化した場合においても腹材剛性は変化しないものと見なせる。したがって、塑性座屈時の腹材の弦材に対する剛性比 EI_b/EI_c は I_b/I_c より大きくなり、弾性固有値解析に基づく (7) 式、(9) 式による算定結果は、実験および解析結果に対して安全側評価を与える傾向にあると考えられる。

以上より、座屈弦材の材料特性にかかわらず、また塑性座屈領域まで包含した範囲において、(7) 式、(9) 式による算定方法は有効であるといえる。

5. まとめ

等モーメント応力状態かつ圧縮弦材端部は構面内回転、ねじり回転共自由、引張弦材端部は構面内回転、ねじり回転共拘束、構面外変形はいずれの材端においても

拘束の境界条件における、分岐継手タイプ鋼管トラス梁の横座屈耐力に関する本研究より得られた成果を以下に挙げる。

- ① 弾性固有値解析結果に基づき、文献 (5), (6) のエネルギー法による横座屈耐力式を補正する方法で V 型トラス梁弦材の横座屈長さ評価式を導いた。

$$L_k/L = [1 + 4 \{L/(\pi H)\}^2 \delta C_c / B_c + 3 \{L/(\pi H)\}^3 (B_w + C_w) / B_c]^{-1/4}$$

$$\delta = 1 / \{1 + C_c / (3/2 B')\} \dots \dots \dots (\text{本文 (7) 式})$$

- ② X 型トラス梁の腹材交点部剛節の横座屈耐力に及ぼす影響を弾性固有値の比較から定量的に把握するとともに、①と同様な手法により、この影響を考慮した X 型トラス梁弦材の横座屈長さ評価式を導いた。

$$L_k/L = [1 + 15 \{L/(\pi H)\}^3 (B_w + C_w) / B_c]^{-1/4}$$

\dots \dots \dots (\text{本文 (9) 式})

ただし、(7) 式、(9) 式の適用範囲は、本研究対象の $2 \leq L/H \leq 6$, $I_b/I_c \leq 0.6$ に限定される。

- ③ X 型トラス梁の横座屈試験を行い、弦材横座屈長さ評価式における腹材交点部剛節の影響を考慮した等価剛性評価の妥当性および評価式の塑性座屈領域への拡張展開の有効性を確認した。

参考文献

- 1) 坪井善勝, 若林 実: 架橋梁の横座屈に於ける弦材のねじれ抵抗の影響, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 38 号, pp. 40~44, 1949
- 2) 鈴木敏郎: ウェブプレートの変形と座屈 (鋼管組立梁の横座屈), 日本建築学会構造系論文報告集, 第 69 号, pp. 717~720, 1961
- 3) 鈴木敏郎: トラスの横座屈 I—理論式の誘導—, 日本建築学会関東支部研究報告, 第 29 号, 1961
- 4) 鈴木敏郎: トラスの横座屈 II—偏心圧縮実験—, 日本建築学会関東支部研究報告, 第 29 号, 1961
- 5) 鈴木敏郎: 鉄骨トラスの横座屈, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 70 号, pp. 10~15, 1962
- 6) 鈴木敏郎: 鋼管トラス梁の横座屈, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 96 号, pp. 7~12, 1964
- 7) 藤本盛久, 難波恒夫: 鋼管トラスの面外座屈, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 89 号, p. 129, 1963
- 8) 森 宣制: 鋼管組立材の横方向の安定性, 土木学会論文集, 第 111 号, pp. 1~10, 1964
- 9) 若林 実, 西村富美子: エネルギー法によるトラス横座屈の解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 309~310, 1971
- 10) 森野捷輔: n 格間ごとに横補剛された鉄骨トラスばりの圧縮弦材の有効座屈長さ, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1393~1394, 1977
- 11) 森野捷輔: 鉄骨トラスばり圧縮弦材の構面外座屈耐力の略算—節点荷重の影響—, 日本建築学会四国・九州支部研究報告, 第 4 号, 1978
- 12) 松井千秋, 南島雄二: 剛節平面トラスの横座屈に関する研究 (座屈荷重に与えるウェブ材の補剛効果について),

Fig. 20 L_k/L 比較図

- 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.793~794, 1975
- 13) 松井千秋, 津田恵吾: 非充腹材の弾性横座屈荷重について, 日本建築学会九州支部研究報告, 第23号, 1977
- 14) 松井千秋, 森野捷輔, 新宅浩明: 非充腹柱の曲げねじれ座屈に及ぼす節点局部変形の影響について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1063~1064, 1979
- 15) 松井千秋, 森野捷輔, 河野昭彦, 清水知史: 圧縮軸力と曲げを受ける鋼管トラス柱の曲げねじれ座屈実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.2099~2100, 1981
- 16) 松井千秋, 森野捷輔, 河野昭彦, 貞広 修: 圧縮軸力と曲げを受ける鋼管トラス柱の曲げねじれ座屈実験(その2), 日本建築学会九州支部研究報告, 第26号, 1982
- 17) 松井千秋, 森野捷輔, 河野昭彦, 貞広 修: 圧縮軸力と曲げを受ける鋼管トラス柱の曲げねじれ座屈実験(その4)―曲げモーメント勾配の影響―, 日本建築学会九州支部研究報告, 第27号, 1983
- 18) 松井千秋, 森野捷輔, 河野昭彦: 円形鋼管トラス柱の曲げねじれ座屈に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第363号, pp.12~21, 1986
- 19) 松井千秋, 河野昭彦: 鋼管トラス柱の曲げねじれ座屈に対する設計法, 構造工学論文集, Vol.34 B, 1988
- 20) 坂本 傑, 蓑島伸男: 八角形鋼管分岐継手の力学性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1037~1038, 1979
- 21) 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
- 22) 鈴木敏郎, 小河利行, 石田俊久, 五十嵐規矩夫: 剛接合単層トラスドームの弾塑性座屈解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1285~1286, 1990
- 23) 鋼管構造設計施工指針・同解説, 日本建築学会
- 24) 鋼構造設計規準・同解説, 日本建築学会
- 25) 越智健之, 黒羽啓明: 冷間成形円形鋼管部材の耐力と変形能の統計的評価, 日本建築学会構造系論文報告集, 第391号, pp.59~70, 1985
- 26) 鋼構造限界状態設計規準(案)・同解説, 日本建築学会

(1992年1月10日原稿受理, 1992年6月8日採用決定)