

損傷制御型トラス梁の変形性能に関する研究

Research for Deformation Performance of Damage-controlled Truss Beam

第二構造技術部	大圖	友梨子	YURIKO OZU
第二構造技術部	江頭	寛	HIROSHI EGASHIRA
第二構造技術部	山田	哲也	TETSUYA YAMADA
第三構造技術部	川島	学	MANABU KAWASHIMA
技術企画部	小坂	英之	HIDEYUKI KOSAKA
建築技術部	佐藤	紘	HIROSHI SATO
構造設計ディビジョン	古山	由佳	YUKA FURUYAMA
構造設計ディビジョン	宮口	大	MASARU MIYAGUCHI

座屈拘束部材を用いた損傷制御型トラス梁の塑性変形能力を担保する座屈補剛および個材の性能を確認する加力実験を行った。設定した必要補剛性を施したトラス梁の全体座屈に対する補剛力は、設計時に想定した補剛力を下回り、用いた必要補剛性の妥当性が示された。補剛性をパラメータとした上下弦材の座屈解析により、軸降伏耐力を上回る必要補剛性を推定できることが示唆された。実験における個材の応力状態の検討により、座屈拘束部材最大耐力に対して個材に生じる応力を短期許容応力度以下とすることで、トラス梁は安定した塑性変形能力を発揮することが示された。

キーワード：座屈拘束部材，損傷制御，塑性変形能力，必要補剛性

Damage-controlled truss beams using a buckling restrained member were tested. The tests confirmed the lateral stiffness and the ductility of members for sufficient plastic deformation capacity. The lateral forces of the beams were smaller than the assumed value, and this means that the required lateral stiffness was sufficient. The necessary stiffness could be estimated by buckling analysis comparing the buckling loads of chords to the existing axial forces. The results showed that sufficient plastic deformation capacity can be obtained by setting the stress of members within the allowable stress for short-term loading for maximum strength of a buckling restrained member.

Key Words: Buckling restrained member, Damage control, Plastic deformation capacity, Required lateral stiffness

1. はじめに

損傷制御型トラス梁は、座屈拘束部材をトラス梁端部の下弦材部分に組み込み、地震時の変形能力を高めたトラス梁（図-1）である。著者らは既報¹⁾において本構造の加力実験を行い、鉄骨梁構造部材としての優れた塑性変形能力を確認した。

一方で、実設計にあたっては、本構造の変形能力を成立させるためには、トラス梁の構面外方向の全体座屈を防止する補剛が必要である。既報¹⁾の実験においては、十分な剛性を持つ倒れ止め柱を補剛材とみなし、トラス梁の上下弦材が構面外方向に座屈しないような加力を行

ったが、補剛材の必要補剛力と必要補剛性の評価については十分な検討が行われていない。

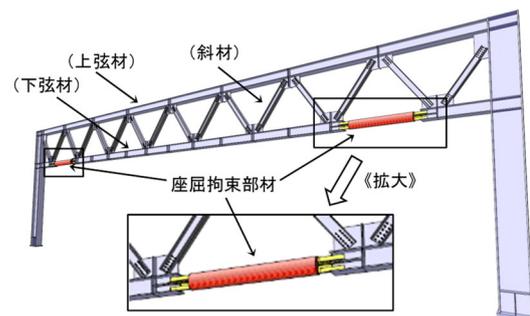


図-1 損傷制御型トラス梁の一例

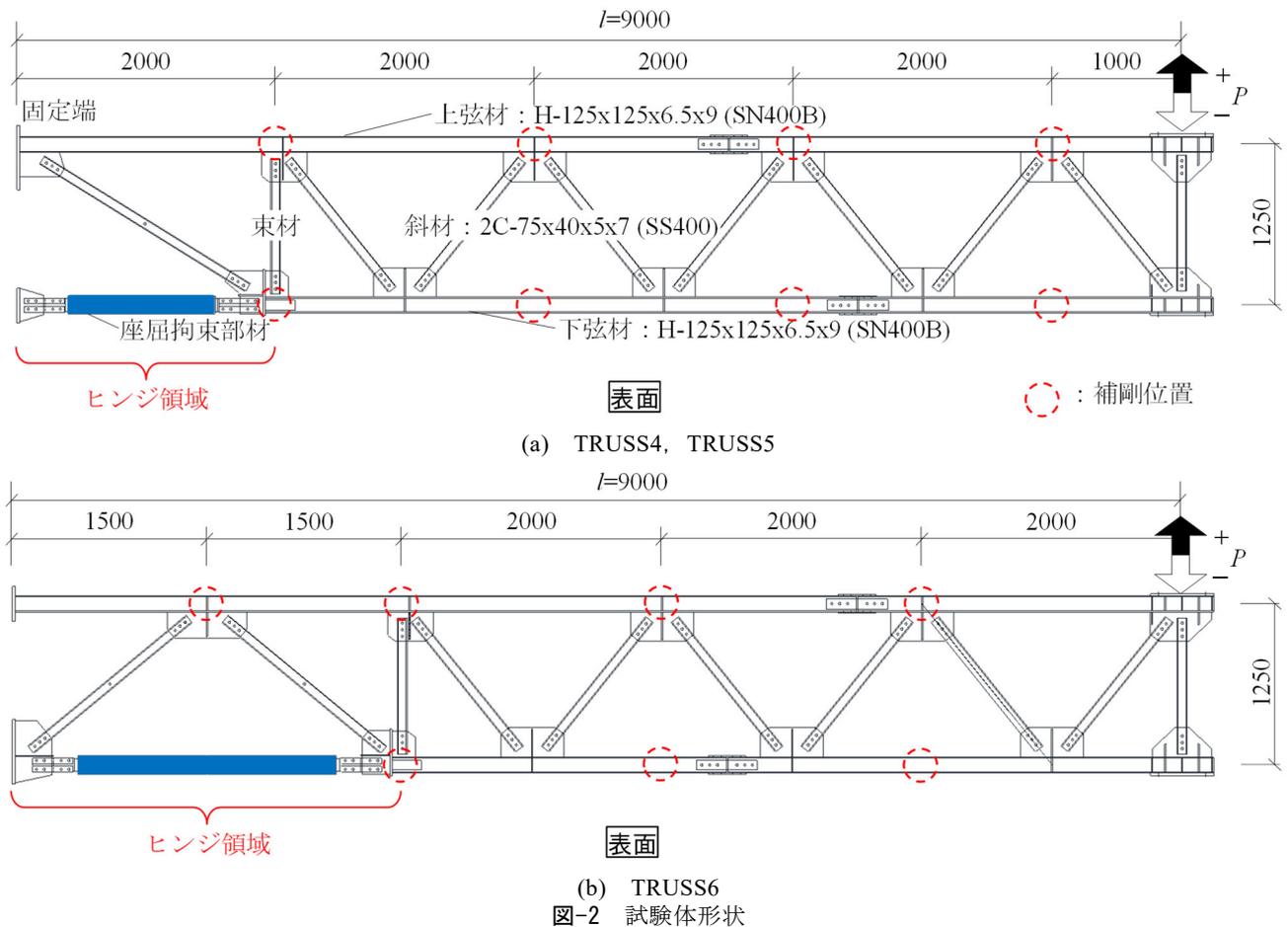


図-2 試験体形状

本検討では、損傷制御型トラス梁における優れた塑性変形能力を実現させる補剛の評価方法と、全塑性時の個材の応力状態を検討するために実施した加力実験の結果について述べ、その結果について解析的検討を通して検証する。

2. 実験

(1) 実験計画

a) 試験体の設計

試験体の概要を図-2に、座屈拘束部材の模式図を図-3に、試験体一覧を表-1に示す。試験体は、1スパンの平行弦トラス梁の半スパンを取り出し、長さ9,000mm、梁せい1,250mmの片持ち梁形状のトラス梁である。試験体右側の加力端に鉛直方向の集中荷重を作用させることで、地震時にトラス梁の半スパンに作用する応力状態を再現する。弦材には、圧延H形鋼H-125x125x6.5x9 (SN400B) を用い、強軸が加力平面（紙面）に直交するように配置した。斜材と東材には溝形鋼C-75x40x5x7 (SS400) を背合わせの2丁使いで用いた。試験体は、個材の接合に偏心のない剛接トラスであり、弦材と斜材は、弦材のフランジに溶接したガセットプレートを介し

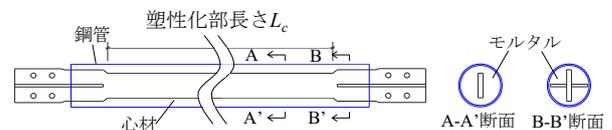


図-3 座屈拘束部材の形状

表-1 試験体一覧

名称	座屈拘束部材 塑性化部長さ L_c (mm)	補剛材
TRUSS4	900	倒れ止め柱 (剛)
TRUSS5		コイルばね
TRUSS6	1,750	(必要補剛性： $k=1.125\text{kN/mm}$)

て高力ボルトで摩擦接合した。また、本実験に用いた座屈拘束部材は、図-3に示すように、心材を鋼管（外径139.8mm、厚さ4.5mm、STK400）およびモルタルにより被覆した座屈拘束ブレース²⁾である。

試験体はTRUSS4、TRUSS5、TRUSS6の3体である。いずれの試験体も、座屈拘束部材の地震時の応力負担が最大になるように、座屈拘束部材を下弦材の固定側最端部に設けた。本試験体は、固定端から座屈拘束部材が取り付く東材までの区間をヒンジ領域として考えた。TRUSS4、TRUSS5は、斜材の配置を既報¹⁾と同一とするが、トラス梁の部材角 0.03rad 相当の変形に追従可能

表-2 鋼材の材料試験結果

部材	断面	材質	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	破断伸び (%)
上下弦材	H-125x125x6.5x9	フランジ	311	451	42
		ウェブ	347	470	37
斜材	C-75x40x5x7	SS400	351	480	34
ガセットプレート	PL-9	SS400	350	452	39

表-3 座屈拘束部材の諸元

節点間長さ (mm)	鋼管		心材			降伏点 (N/mm ²)	降伏耐力 (kN)
	断面	材質	塑性化部長さ L_c (mm)	塑性化部断面	材質		
2,000	φ-139.8x4.5	STK400	900	PL16x80	SN400B	293*	375
3,000	φ-139.8x4.5	STK400	1,750	PL16x81	SN400B	306	397

*ミルシートによる値

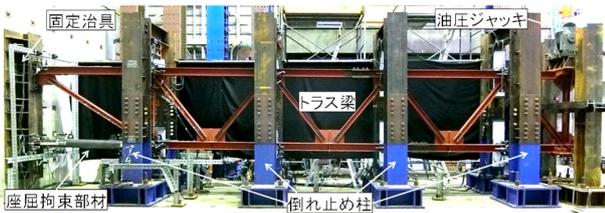


写真-1 加力状況 (TRUSS5)

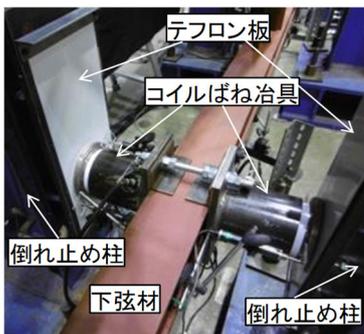
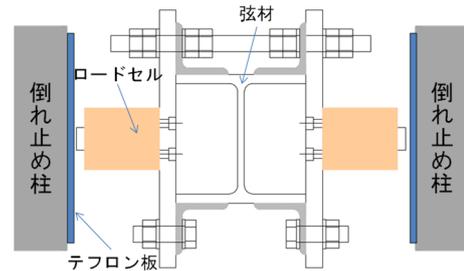
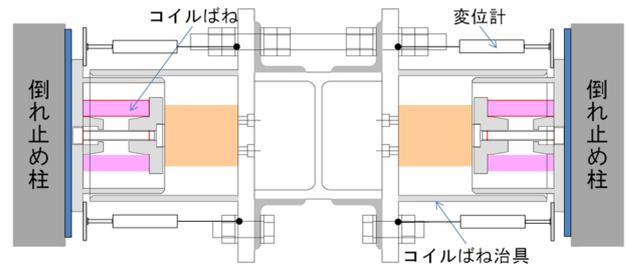


写真-2 コイルばねによる補剛 (TRUSS5, TRUSS6)



(a) TRUSS4



(b) TRUSS5, TRUSS6

図-4 座屈補剛の詳細

な座屈拘束部材の取り付け区間を確保するために、固定端側の構成を、図示するようなディテールとした。TRUSS6は、TRUSS4, TRUSS5の約2倍の塑性化部長さ(図-3に示す L_c)の座屈拘束部材を用い、より大きな部材角まで許容できるディテールとした。TRUSS4およびTRUSS5に用いた座屈拘束部材と、TRUSS6に用いた座屈拘束部材は、ミルシートの値からそれぞれの心材の降伏耐力が同一になるように心材断面を調節した。トラス梁を構成する個材に使用した鋼材のJIS-5号試験片による引張試験結果を表-2に、座屈拘束部材の諸元を表-3に示す。

損傷制御型トラス梁の変形能力を成立させるためには、トラス梁に構面外方向の全体座屈を生じさせない補剛が必要である。本実験においては、図-2に示す補剛位置の弦材の両側に、十分な耐力と剛性を持つ倒れ止め柱(写真-1)を設け、上下弦材の弱軸方向(構面外方向)の座屈を拘束した。一般にトラス梁の耐震設計にお

いては変形性能を見込むことはできないため、建築学会の指針等においてもトラス梁の補剛に関する規定はなされていない。よって、損傷制御型トラス梁の実用化にあたっては、補剛材の必要補剛力や必要補剛剛性の評価方法の検討が必要である。そこで本実験では、TRUSS4を除くTRUSS5, TRUSS6に対して、鋼構造限界状態設計指針・同解説³⁾に示す方法に基づき補剛の設計を行い、その妥当性を検証することとした。同指針においては、圧縮材の曲げ座屈補剛について述べられているため、TRUSS5, TRUSS6の補剛に関しては、上下弦材を対象にし、式(1)より算出した必要補剛剛性 k (1.125kN/mm)を用いて、補剛材の設計を行った。

$$k = \frac{4}{l_l} N_c \quad (1)$$

N_c : 補剛材を設けた圧縮材の曲げ座屈限界耐力
 l_l : 補剛区間長さ

N_c には、損傷制御型トラス梁では座屈拘束部材が応

力制限機構として機能するという特性を考慮して、座屈拘束部材の心材の歪硬化を考慮した耐力を用いた。既報¹⁾の実験結果より、座屈拘束部材の降伏後の歪硬化による耐力上昇は、降伏耐力の 1.5 倍程度であったことから、座屈拘束部材の最大耐力は降伏耐力 (375kN) の 1.5 倍とした。 l には、**図-2**に示す TRUSS4 および TRUSS5 における補剛区間長さの最小値 (2,000mm) を用いることとした。**写真-2**に、TRUSS5, TRUSS6 の補剛材として用いたコイルばねによる補剛状況を示す。本手法により求めた必要補剛剛性を有するコイルばねを、**図-4 (b)**に示す方法でロードセルと直列させ、試験体の弦材に取り付けた。TRUSS4 は、TRUSS5 の必要補剛剛性の妥当性を検証するための比較用試験体であり、**図-4 (a)**に示すようにコイルばねは用いず、既報¹⁾と同様に、弦材側面に取り付けたロードセルを介して、十分に剛な倒れ止め柱を用いて弦材の面外変形を拘束した。このとき、**図-4 (a)**、**図-4 (b)**ともに、倒れ止め柱の表面に厚さ 3mm のテフロン板を張り付け、弦材が上下に動く際に生じる摩擦を低減した。

トラス梁を構成する個材については、座屈が生じないように、座屈拘束部材の最大耐力時に生じる軸力に対し、個材の座屈長さを節点間距離として、鋼構造許容応力度設計規準⁴⁾が示す短期許容応力度設計を実施した。

トラス梁のヒンジ領域の変形概念図を**図-5**に示す。同図に示すように、応力制限機構として機能する座屈拘束部材が塑性化すると、直上の上弦材は強制変形を受けて付加曲げモーメントが生じ、その点から折れ曲がるように変形する。このとき、ヒンジ領域の当該上弦材は軸力と曲げを同時に受けるが、上記に示したヒンジ領域外の上弦材と同様に、断面算定時の存在応力には軸力のみを用い、曲げを考慮しない断面設計を行った。また、当該上弦材においては、全塑性時の曲げ降伏を許容することとした。斜材については、基本的に曲げ降伏を許容しないが、ヒンジ領域の斜材に関しては、当該斜材が曲げ降伏した場合の安定性確認のため、全塑性時の曲げ降伏を許容する断面設定とした。

b) 加力および計測方法

写真-1に加力状況を示す。加力方法は既報¹⁾と同様であり、トラス梁先端の鉛直変形 δ を試験体長さ l (9,000mm) で除した部材角 R ($=\delta/l$) による正負交番の漸増载荷とした。振幅は、 $R=\pm 0.0025, \pm 0.005, \pm 0.0075, \pm 0.01, \pm 0.0125, \pm 0.015, \pm 0.02, \pm 0.025, \pm 0.03\text{rad}$ とし、各サイクルを 2 回ずつ繰り返した。最終サイクルに到達した後、油圧ジャッキのストローク限界に達するまで、正側に载荷した。なお、トラス梁先端に取り付けた油圧ジャッキは、当該部の構面内および構

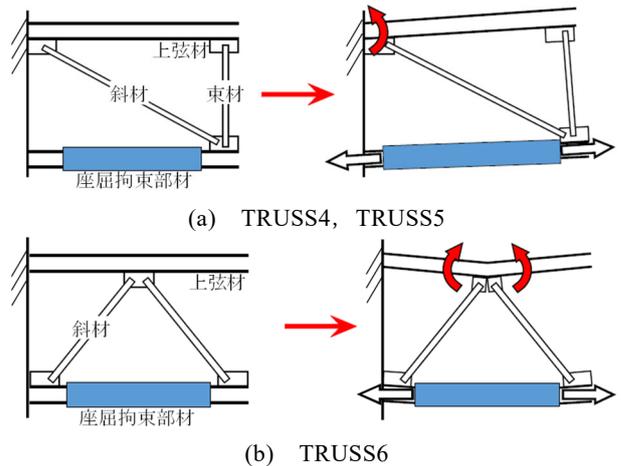


図-5 トラス梁のヒンジ領域の変形概念図



写真-3 加力終了後のトラス梁 (TRUSS6)

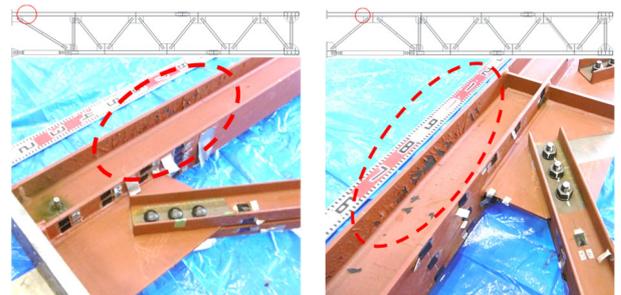


写真-4 加力終了後の損傷状況

面外方向の変形を拘束しないように設置している。

各試験体共通の計測項目は、トラス梁先端の鉛直荷重、節点の鉛直変位、座屈拘束部材心材の変位、座屈拘束部材周辺の個材の歪、**図-2**に示す補剛位置における補剛力とした。TRUSS5 および TRUSS6 では、補剛位置における面外変位を計測した。補剛力は**図-4**に示すロードセルにより計測し、面外変位は**図-4 (b)**に示すコイルばね治具に取り付けた変位計により計測した。

(2) 実験結果

a) 加力終了後の損傷状況

TRUSS6 の加力終了後の状況を**写真-3**に示す。すべての試験体において、個材の座屈や構面外方向への全体座屈は生じなかった。TRUSS5 および TRUSS6 のヒンジ領域における加力終了後の損傷状況を**写真-4**に示す。TRUSS4 および TRUSS5 では、座屈拘束部材直上の上弦材 (第 1 上弦材と称す) の左端に曲げ圧縮降伏が生じ、

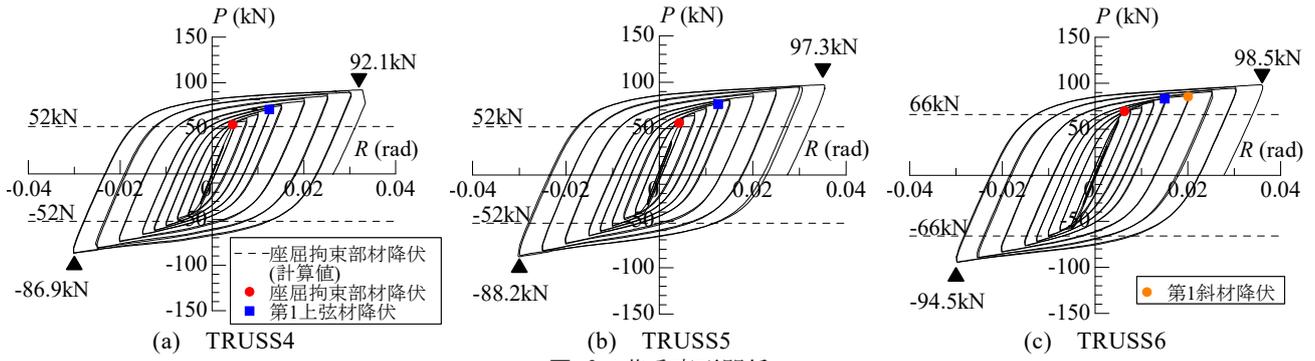
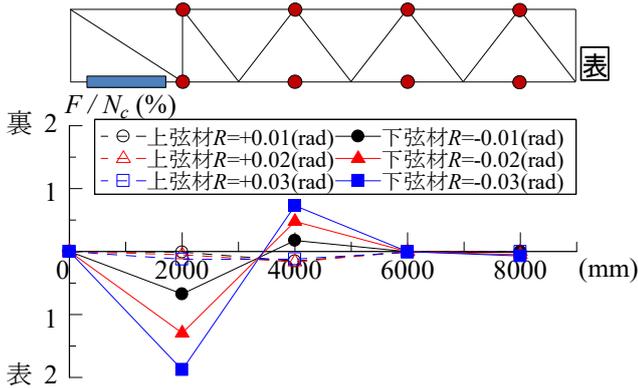
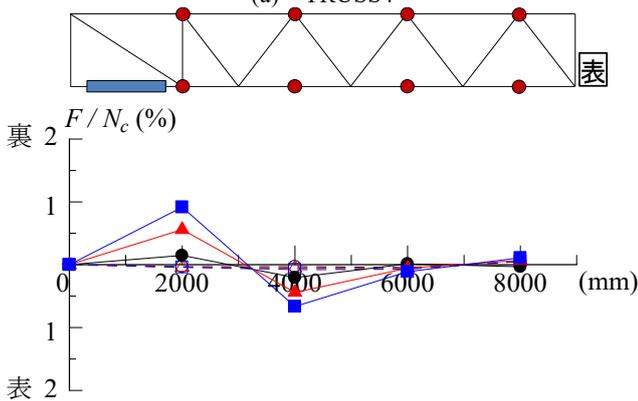


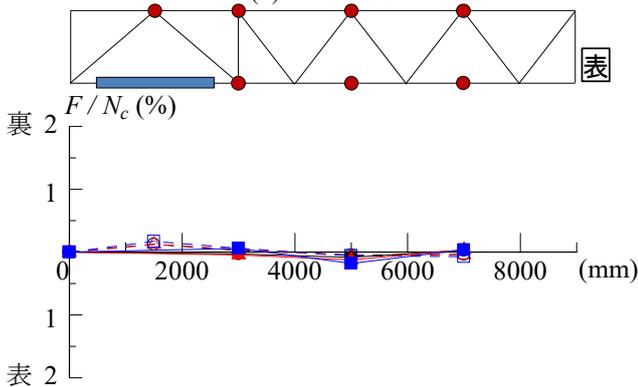
図-6 荷重変形関係



(a) TRUSS4

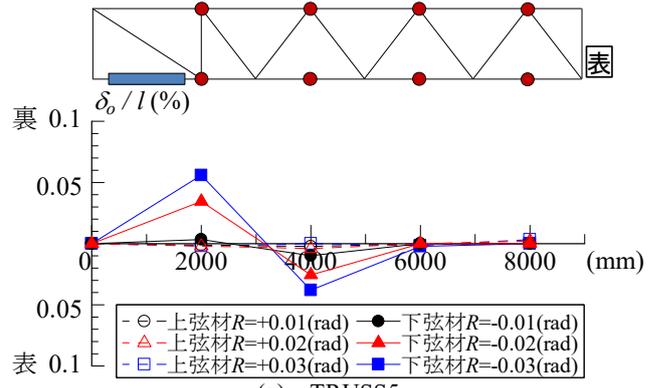


(b) TRUSS5

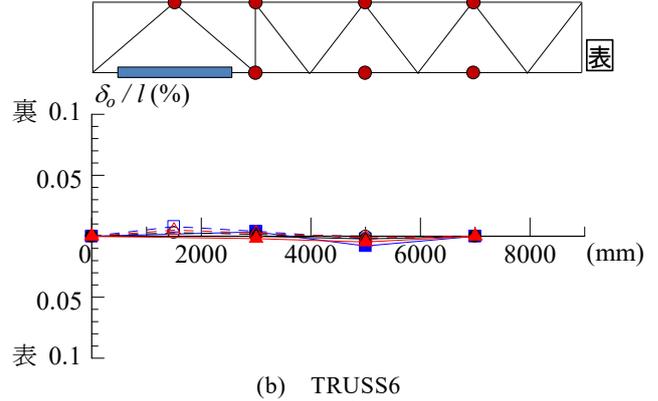


(c) TRUSS6

図-7 補剛力分布



(a) TRUSS5



(b) TRUSS6

図-8 面外変形分布

写真-4 (a)に示すような上弦材の塗装の剥がれが見られた。写真-4 (b)に示す TRUSS6 でも第 1 上弦材の右端において同様の軽微な損傷状況が見られた。座屈拘束部材の塑性化に伴い、ヒンジ領域の個材が部分的に降伏した

が、トラス梁の損傷状況は軽微であった。

b) トラス梁の荷重と部材角の関係

トラス梁の荷重と部材角の関係を図-6 に示す。縦軸はトラス梁先端のジャッキによる鉛直荷重 P 、横軸はトラス梁の部材角 R である。図中の破線は座屈拘束部材降伏時の荷重 (計算値) を示している。すべての試験体において、座屈拘束部材が降伏する部材角 $R=0.0045\text{rad}$ (TRUSS6 では 0.0057rad) 程度までは弾性的な挙動を示した。座屈拘束部材の降伏後に剛性は低下し、最終サイクルのピーク点 ($R=0.033\text{rad}$ 程度) に至るまで、荷重は緩やかに上昇した。TRUSS4 および TRUSS5 では、 $R=0.0125\text{rad}$ 時に第 1 上弦材が曲げ圧縮降伏した。TRUSS6 でも同様な部材角で第 1 上弦材が曲げ圧縮降伏し、 $R=0.02\text{rad}$ では、第 1 上弦材に取り付く斜材 (以降、第 1 斜材と称す) が曲げ引張降伏した。いずれの試験体

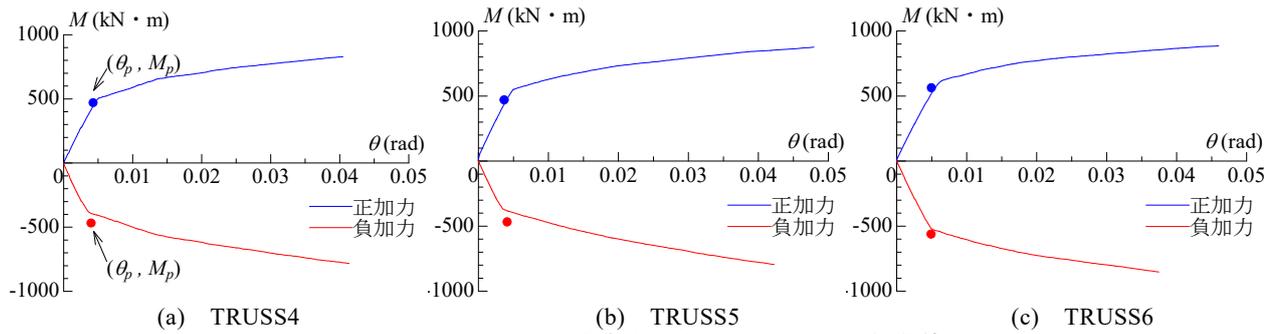


図-9 荷重変形関係より得られた骨格曲線

表-4 等価塑性変形倍率

試験体	加力方向	M_p (kN·m)	θ_p (rad)	MW_{ps} (kN·m)	$m\bar{\eta}_s$
TRUSS4	正	469	0.0043	25.5	13.1
	負	-469	0.0040	23.3	12.0
TRUSS5	正	469	0.0037	33.1	18.1
	負	-469	0.0041	23.5	12.9
TRUSS6	正	563	0.0050	32.1	11.5
	負	-563	0.0049	23.3	8.4

も、ヒンジ領域において個材の部分的な降伏が確認されたものの $R=0.03\text{rad}$ を超える最終サイクルまで安定した紡錘型の履歴曲線を示した。TRUSS6 も TRUSS5, TRUSS4 と同様な荷重変形関係を示し、補剛剛性の違いによる差異は見られず、ヒンジ領域のディテールや斜材降伏の影響が小さいことを確認した。

c) トラス梁の補剛力と面外変形の分布

$R=0.01\text{rad}, 0.02\text{rad}, 0.03\text{rad}$ 時に対して、上下弦材それぞれが圧縮軸力となる加力方向（上弦材では正加力，下弦材では負加力）時の補剛力の分布を図-7 に示す。図中の補剛力の作用方向を示す「表」は、図-2 に示す表面と対応している。縦軸は補剛力 F を座屈拘束部材の耐力 N_c （座屈拘束部材の降伏耐力の 1.5 倍）で基準化した比率 F/N_c を、横軸は補剛位置を示している。いずれの試験体も、座屈拘束部材が引張りとなる正加力時の上弦材の F/N_c は約 0.2% 以下であり、補剛力は微小であった。一方、座屈拘束部材が圧縮となる負加力時の下弦材の補剛力は、圧縮軸力が大きい固定端側で大きくなる傾向を示したが、 $R=-0.02\text{rad}$ 時における F/N_c の最大値は、TRUSS4 で約 1.3%、TRUSS5 で約 0.6%、TRUSS6 においては約 0.1% となった。鋼構造許容応力度設計規準⁴⁾によると、H 形断面梁に対する横座屈補剛材の耐力を、梁断面に生じる曲げ応力による圧縮側合力（梁断面面積の 1/2 に降伏応力度を乗じた圧縮力）の 2% 以上を確保することが規定されている。補剛力は試験体ごとにはばらばらなものであるが、いずれの試験体も 2% を下回っている。

コイルばねを補剛材に用いた TRUSS5 および TRUSS6 について、 $R=0.01\text{rad}, 0.02\text{rad}, 0.03\text{rad}$ 時の補剛位置に

おける面外変形分布を図-8 に示す。縦軸は面外変形 δ をトラス梁の全長 l (9,000mm) で基準化した比率 δ/l 、横軸は補剛位置である。いずれの試験体も、図-7 に示す補剛力の大きさに応じて面外変形も大きくなっている。TRUSS5 の面外変形は、下弦材のほうが上弦材より大きい。面外変形の最大値は、トラス梁の全長に対して 0.06% 程度と微小である。

以上より、設定した損傷制御型トラス梁の必要補剛剛性の妥当性が、弦材の補剛力と面外変形の実験結果からも示された。

3. 実験結果の分析

(1) トラス梁の塑性変形能力

文献 5) では、式(2)に示すように、部材の塑性変形能力の評価尺度として、骨格曲線において部材が吸収した塑性歪エネルギーを単位塑性仕事を $(M_p \cdot \theta_p)$ で除した等価塑性変形倍率 $m\bar{\eta}_s$ を用いている。

$$m\bar{\eta}_s = MW_{ps} / (M_p \cdot \theta_p) \tag{2}$$

- $m\bar{\eta}_s$: 等価塑性変形倍率
- MW_{ps} : 部材が吸収した塑性歪エネルギー
- M_p : 全塑性モーメント
- θ_p : 全塑性モーメントに対応する弾性変形

各試験体の荷重変形関係から得られた骨格曲線を図-9 に、各試験体の等価塑性変形倍率 $m\bar{\eta}_s$ を表-4 に示す。表-4 に示す等価塑性変形倍率 $m\bar{\eta}_s$ は、図-9 に示す骨格曲線を用いて式(2)に基づき算出した。図-9 では、図-6 中の荷重 P を、トラス梁の固定端に生じるモーメント M に換算した。全塑性モーメント M_p は、座屈拘束部材の軸力が、表-3 に示す心材の降伏耐力に達した時の計算値である。等価塑性変形倍率は、最終サイクルまでの荷重変形関係を対象とした。これらの試験体の等価塑性変形倍率は、正加力に着目すると、TRUSS4 と TRUSS5 でそれぞれ 13.1 と 18.1、TRUSS6 では 11.5 となり、いずれも優れた塑性変形能力を示した。コイルばねを補剛材に用いた TRUSS5 は、TRUSS4 と同等以上の等価塑性変

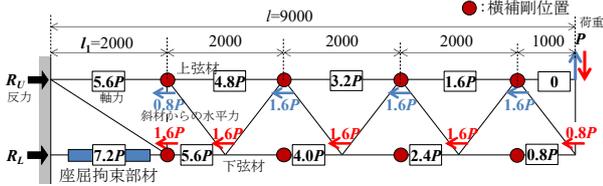


図-10 トラス梁弦材の軸力分布状態 (TRUSS5)

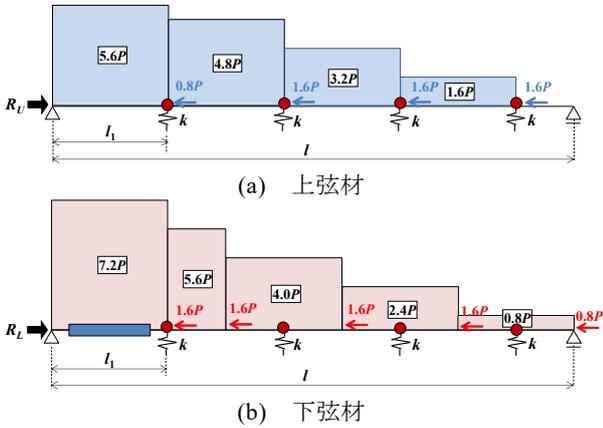


図-11 弦材の座屈解析モデル (TRUSS5)

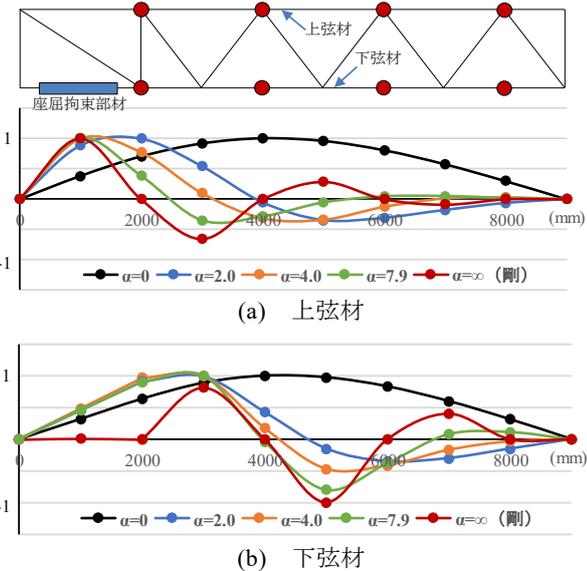
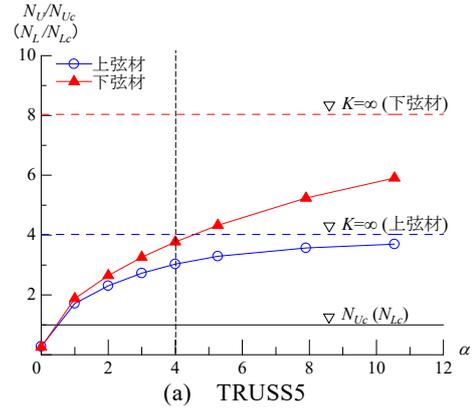


図-12 補剛剛性と座屈モードの関係 (TRUSS5)

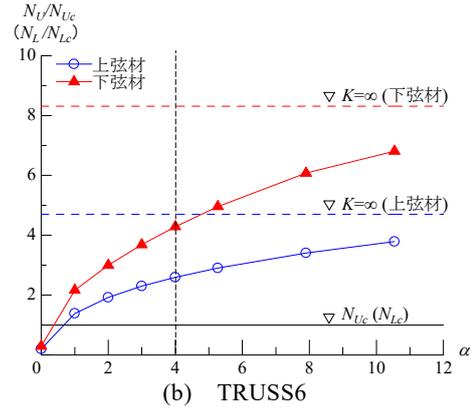
形倍率を示し、同じくコイルばねを補剛材に用いた TRUSS6 についても、十分な塑性変形能力を示した。TRUSS6 の等価塑性変形倍率が、TRUSS4, TRUSS5 に比べて小さい理由は、座屈拘束部材の長さが TRUSS4, TRUSS5 に比べて長いからである。また、いずれの試験体も最終サイクルまで耐力劣化が生じていないことから、等価塑性変形倍率は表-4 に示す値以上の値になると考えられる。

(2) 補剛特性に関する座屈解析

補剛剛性をパラメータとした上下弦材の弾性座屈解



(a) TRUSS5



(b) TRUSS6

図-13 補剛剛性係数と無次元化座屈荷重

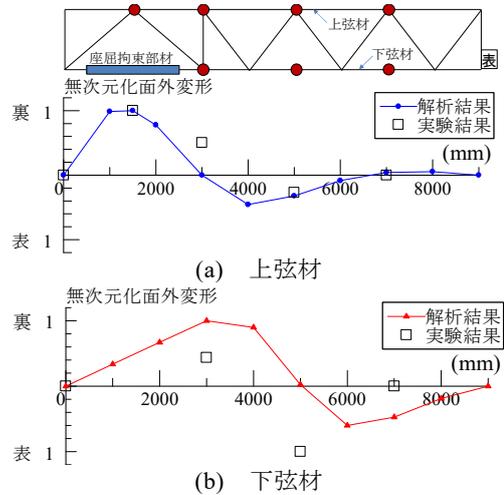


図-14 無次元化面外変形の比較 (TRUSS6)

析により、座屈荷重と座屈モードを実験で得られた面外変形分布と比較し、トラス梁の座屈特性と必要補剛剛性との関係を検査する。

a) 解析モデル

図-10 は鉛直荷重 P 荷重時にトラス梁の上下弦材がそれぞれ圧縮状態になるときの軸力分布を示す。この荷重状態を基に、実験と同じ補剛位置に面外方向の補剛ばねを配置した解析モデルを図-11 に示す。部材の断面性能は、原則実験の試験体と同一とするが、下弦材端部の座屈拘束部材の断面性能は、心材の軸剛性と鋼管、モルタルの合成断面による曲げ剛性を用いた。式(1)を基に、

補剛性 $k = \alpha \cdot N_c / l_1$ とし、補剛性係数 α をパラメータとした。なお、 l_1 は座屈拘束部材の取り付け位置における節点間距離とし、実験のばね剛性は、 $\alpha = 4$ である。

b) 補剛性と座屈モード

図-12 に補剛性係数 α をパラメータとした上下弦材の1次の座屈モードの比較を示す。比較のため、中間に補剛が無い場合（黒●印）と補剛を完全剛にした場合（赤●印）を示す。補剛が無い場合は、全体が横座屈するモード（以下、半波と称す。）になり、完全剛の場合は補剛毎に節を形成する5つの半波のモードになり軸力が大きい左側ほど振幅が大きくなる。

上弦材は、補剛性係数 α をパラメータとした場合、実験で用いた $\alpha = 4.0$ の時、TRUSS5 は補剛位置で節を作らず、固定端から最初の半波は、2,000mm と 4,000mm の補剛の中間部に節を形成する。実験より小さい補剛性の $\alpha = 2.0$ のケースでは、2つの半波のモードになる。逆に剛性が大きい $\alpha = 7.9$ のケースでは、3つの半波のモードになる。 $\alpha = 4.0$ の場合、その中間的なモードになる。

下弦材は、座屈拘束部材の曲げ剛性が大きいと、左端部分は直線的な変形になっている。そのため、座屈解析モデルの固定端から最初の半波は、上弦材に比べ長くなっているが α に応じた半波の数は同じ傾向である。

c) 補剛性と座屈荷重の関係

図-13 に TRUSS5 と TRUSS6 の上弦材と下弦材の補剛性係数 α と座屈荷重の関係を示す。縦軸は上下弦材の軸力 N_U, N_L を、座屈拘束部材の荷重が N_c になるときの上下弦材の軸力 N_{Uc}, N_{Lc} でそれぞれ無次元化した値で示した。下弦材は、断面性能を上げた座屈拘束部材があるため、座屈荷重が上弦材より大きくなる。 α が大きくなるに従い、座屈荷重は大きくなり、補剛ばねを剛とした座屈荷重（破線水平線）に近づくことが分かる。

図-13 中の実線は、TRUSS5, TRUSS6 において $N_U / N_{Uc} = 1, N_L / N_{Lc} = 1$ になるときの軸力である。この軸力に対して座屈荷重が上回っていれば一般の弦材部が横座屈しないと考えられる。実験で採用した $\alpha = 4$ のときの座屈荷重は、 N_{Uc}, N_{Lc} を十分に上回っている。以上より、 $\alpha = 4$ で求めた補剛性を用いれば、損傷制御型トラス梁の補剛材として十分であることが解析的にも検証された。

d) 面外変形の実験値と座屈モードの解析値の比較

図-14 に試験体 TRUSS6 の部材角 0.03rad 時の面外変形分布（実験）と座屈解析（ $\alpha = 4$ ）による1次モード形状をそれぞれの最大値で無次元化した比較を示す。

上弦材の無次元化面外変形分布形状は、座屈拘束部材直上の節点で最大になり、トラス梁中央辺りで節を形成し最初の半波が終わる。第2半波は 7,000mm の補剛位置までに形成される。この分布は、解析のモードとほ

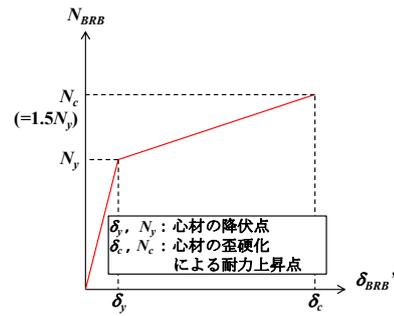


図-15 座屈拘束部材の荷重変形関係のモデル化例

ぼ同様であると言える。下弦材は、半波が形成される位置が実験と解析で少し異なるが、いずれも全長に亘り2つの半波が形成されているのが分かる。座屈解析によるモード形状は実験で得られた面外変形分布と同様な傾向を示している。

(3) 個材の応力状態

本節では、TRUSS5 および TRUSS6 について、ヒンジ領域における上弦材および斜材の応力状態の変化を、実験値と解析値を比較して検討する。

座屈拘束部材の荷重変形関係のモデル化例を図-15 に、TRUSS5 と TRUSS6 のヒンジ領域における上弦材と斜材について、実験により得られた軸力と曲げモーメントの相関関係を図-16、図-17 にそれぞれ示す。縦軸の軸力 N は、圧縮軸力が正、引張軸力が負である。実験値（○印）は、各加力サイクルのピーク時について、試験体の各位置に貼付した歪ゲージより算出した曲げモーメントおよび軸力である。よって、実験値は歪ゲージの値が降伏点を超えない弾性応力の値である。解析値（×印）は、トラス梁の節点を剛節とし、ヒンジ領域における個材のヒンジ特性を考慮して、図-15 に示す座屈拘束部材の荷重変形関係を用いたフレーム解析により得られた曲げモーメントおよび軸力である。図-15 中の N_y および δ_y には表-3 に示すミルシート値を用いた。 δ_c は座屈拘束部材の限界歪を 3% として定めた値である。また、図-16、図-17 には、式(3)から式(6)に示す軸力と曲げを受ける部材の短期許容応力度の計算式⁴⁾から求めた相関関係を細線で記した。このとき、短期許容応力度に用いた値は表-2 に示す材料試験値とした。

$$\frac{\sigma_c + c\sigma_b}{f_c} + \frac{c\sigma_b}{f_b} \leq 1 \tag{3}$$

$$\frac{t\sigma_b - \sigma_c}{f_t} \leq 1 \tag{4}$$

$$\frac{\sigma_t + t\sigma_b}{f_t} \leq 1 \tag{5}$$

$$\frac{c\sigma_b - \sigma_t}{f_b} \leq 1 \tag{6}$$

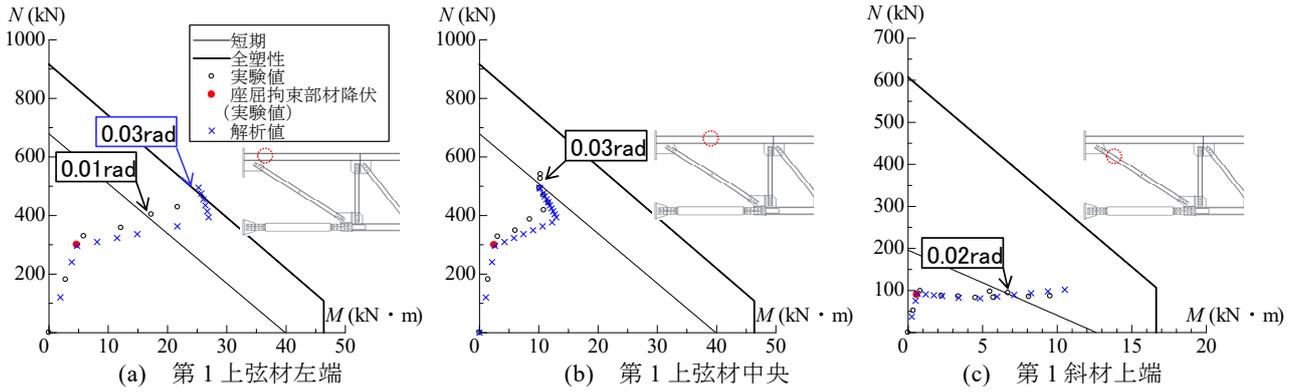


図-16 TRUSS5のヒンジ領域における個材の曲げモーメントと軸力の関係

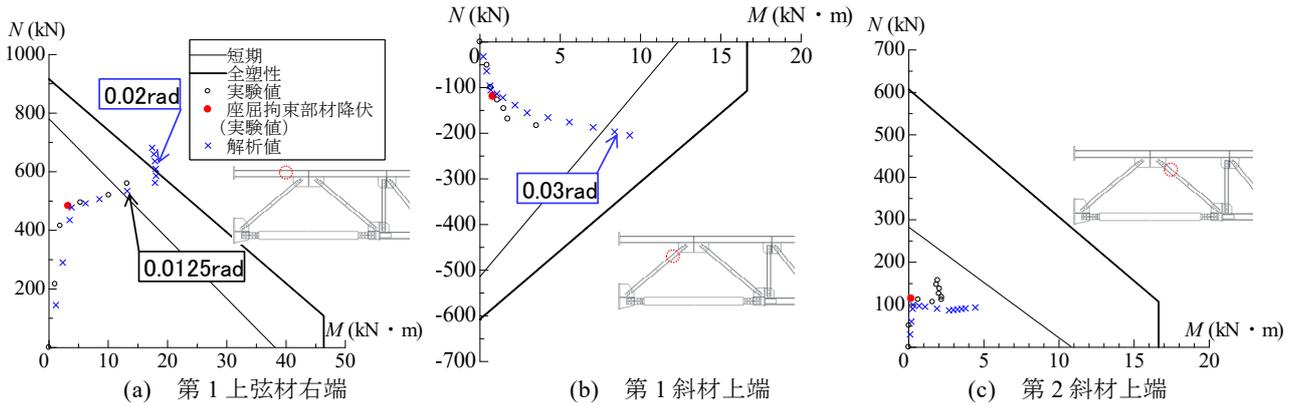


図-17 TRUSS6のヒンジ領域における個材の曲げモーメントと軸力の関係

- f_c : 許容圧縮応力度
- f_b : 許容曲げ応力度
- f_t : 許容引張応力度
- σ_c : 平均圧縮応力度 ($=N/A$)
- $c\sigma_b$: 圧縮側曲げ応力度 ($=M/Z_c$)
- $t\sigma_b$: 引張側曲げ応力度 ($=M/Z_t$)
- σ_t : 平均引張応力度 ($=T/A_N$)
- N : 圧縮力
- M : 曲げモーメント
- A : 全断面積
- Z_c : 圧縮側断面係数
- Z_t : 引張側断面係数
- T : 引張力
- A_N : 有効断面積

- A : 全断面積
- A_f : 片側フランジの断面積
- A_w : ウェブの断面積
- σ_Y : 降伏応力度

ここで、 σ_Y には表-2に示す材料試験値を用いた。

さらに、これらの図には式(7)、式(8)に示す軸力と曲げモーメントを受ける断面の全塑性モーメントの計算式⁶⁾から求めた相関関係を太線で記した。

$$\frac{N}{N_Y} \leq \frac{A_w}{2 \cdot A} \text{ のとき} \quad M_{PC} = M_P \quad (7)$$

$$\frac{N}{N_Y} > \frac{A_w}{2 \cdot A} \text{ のとき} \quad M_{PC} = \frac{2 \cdot A}{A + 2 \cdot A_f} \cdot \left(1 - \frac{N}{N_Y}\right) \cdot M_P \quad (8)$$

- N : 作用軸力
- M_P : 全塑性モーメント
- N_Y : 降伏軸力 ($=A \cdot \sigma_Y$)
- M_{PC} : 軸力を受けるときの全塑性モーメント

図-16、図-17に示す実験値と解析値は比較的精度良く対応しており、解析のモデル化が適切であることが分かる。また、図-16(a)、図-17(a)に示す第1上弦材端部の解析値は、全塑性に達した応力が破壊線に沿って軸力方向に推移しており、本トラスの応力特性を示している。

図-16(b)に示す第1上弦材中央についても、同様な傾向が実験値・解析値ともに見られるが、この部分の応力が全塑性に達していないのは、同図(a)に示す第1上弦材端部の応力が先行して全塑性に達したからと考えられる。

図-16、図-17に示す実験値について、座屈拘束部材が降伏するまでの区間を見ると、全ての図において軸力負担が支配的であり、座屈拘束部材が降伏した時点(赤●印)の個材の応力は、短期許容応力の範囲内にある。座屈拘束部材が降伏すると軸力の負担割合は減少し、曲げモーメントの負担割合が増大する傾向が伺える。ここで、応力が最大となるTRUSS5、TRUSS6の第1上弦材の端部(図-16(a)、図-17(a))に着目すると、短期許容応力に達したときの部材角は $R=0.01\text{rad}$ 近傍であり、図

-6 (b), (c)の荷重変形関係に示した第1上弦材が曲げ圧縮降伏する部材角とほぼ一致している。これは、式(3)~(6)を用いることにより、軸力と曲げを同時に受ける個材の弾性限界を適切に評価することができることを示すものである。図-16 (a)に示す TRUSS5、および図-17 (a)に示す TRUSS6の第1上弦材の解析値をそれぞれ見ると、全塑性に達したときの部材角は、それぞれ TRUSS5が $R=0.03\text{rad}$ 、TRUSS6が $R=0.02\text{rad}$ 近傍であった。これに対し、図-6 (b), (c)に示す TRUSS5および TRUSS6の荷重変形曲線を見ると、それぞれ $R=0.03\text{rad}$ 、 $R=0.02\text{rad}$ において耐力の劣化は生じていない。よって、ヒンジ領域の個材の応力が、解析値が示す全塑性時の部材角に達しても、損傷制御型トラス梁は安定した変形能力を維持することを把握した。

本試験体の個材の断面設計では、トラスの個材同士の接合をピン接合とみなし、ヒンジ領域の内外に関わらず曲げの生じない軸力材として設計した。想定される座屈拘束部材の最大耐力に対して、ヒンジ領域内外の個材に生じる軸力が短期許容応力度以内であるように断面設計することで、損傷制御型トラス梁の塑性変形能力を十分に確保できることを確認した。

4. まとめ

損傷制御型トラス梁の加力実験および実験結果の分析を行い、以下の知見を得た。

- ① いずれの試験体も、座屈拘束部材が応力制限機構として機能し、安定した履歴曲線を描いた。また、ヒンジ領域の個材の降伏が、トラス梁の変形能力に与える影響はほとんどないことが分かった。
- ② 補剛力は、試験体ごとにばらつきを生じたが、 $R=0.02\text{rad}$ 時の F/N_c は、2%に満たない結果を示した。これにより、設定した必要補剛剛性の妥当性を実験的に確認した。

- ③ 弾性座屈解析により、本実験で用いた必要補剛剛性を与えた上下弦材の座屈荷重は、これらの軸耐力を大きく上回る結果を得た。これにより、設定した必要補剛剛性の妥当性を解析的に確認した。
- ④ ヒンジ領域における個材の応力状態を、実験値と解析値双方の分析により把握した。個材の断面設計は、ヒンジ領域の内外に関わらず、想定される座屈拘束部材の最大耐力時の軸力に対して短期許容応力度設計を行うことで、損傷制御型トラス梁の安定した塑性変形能力が担保されることを確認した。

謝辞：本研究の遂行にあたり、東京工業大学 吉敷祥一准教授、巽信彦助教にご指導をいただきました。元東京工業大学大学院生 石川裕貴氏には加力実験においてご協力をいただきました。ここに深く感謝申し上げます。

参考文献

- 1) 江頭寛，川島学，原田浩之，小坂英之，森岡研三，和田卓，宮口大：座屈拘束部材を用いた損傷制御型トラス梁の加力実験，三井住友建設技術研究開発報告，No.17，pp.61-66，2019.9
- 2) 藤本盛久，和田章，佐伯栄一郎，渡辺厚，人見泰義：鋼管コンクリートにより座屈を拘束したアンボンドブレースに関する研究，日本建築学会 構造工学論文集，Vol.34B，pp.249-258，1988.3
- 3) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計指針・同解説，2010.2
- 4) 日本建築学会：鋼構造許容応力度設計規準，2019.10
- 5) 山田哲，鄭景珠，吉敷祥一：繰り返し荷重を受ける鋼部材と鋼材の損傷の関係，日本建築学会構造系論文集，第603号，pp.139-146，2006.5
- 6) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針，2017.2