

両端ピン支持の独立ブレース材の 繰り返し引張－圧縮載荷実験と解析

浅野 拳斗¹・宇佐美 勉²・葛 漢彬³・渡辺 孝一⁴

¹学生会員 名城大学大学院 理工学研究科社会基盤デザイン工学専攻
(〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口1-501) E-mail: 213433001@ccmailg.meijo-u.ac.jp

²名誉会員 名城大学総合研究所/名古屋産業科学研究所 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口1-501)
E-mail: usamit@ccalumni.meijo-u.ac.jp

³フェロー 名城大学教授 理工学部社会基盤デザイン工学科 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口1-501)
E-mail: gehanbin@meijo-u.ac.jp

⁴正会員 名城大学教授 理工学部社会基盤デザイン工学科 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口1-501)
E-mail: koichiw@meijo-u.ac.jp

12 体の両端ピン支持の CT 形鋼を用いた独立ブレース材の繰り返し引張-圧縮載荷実験および数値解析を実施した。研究の主目的は、部材座屈あるいは局部座屈と連成したブレース材の低サイクル疲労強度を求め、先に提案しているひずみ照査法を拡張することにある。実験結果は、部材座屈あるいは局部座屈の発生による急激な軸荷重低下のため、低サイクル疲労までの軸荷重(P)－軸変位(δ)曲線を得ることは出来なかった。実験結果の綿密な検討から、完全な P － δ 曲線を得るためには、一部材が座屈しても健全な部材が残るシステム、例えば、引張および圧縮ブレース材付きフレームでの実験が必要であることが分かり、今後の実験を進める上での有益な知見を得た。

Key Words : *Bracing member, Cyclic loading, Low-cycle fatigue, Local and overall buckling, Strain-based seismic verification method*

1. 緒言

複合非線形解析に基づく構造設計は、「弾塑性有限変位解析に基づく設計」とも呼ばれ、複雑な鋼橋の座屈耐荷力や耐震性能等の詳細な検討に幅広く用いられてきている¹⁾³⁾。梁要素を用いた複合非線形解析では、局部座屈の影響は考慮できないが、部材座屈（曲げ座屈）の影響は、曲げ変形が生ずるように部材をモデル化し、適切な解析手法を用いることにより、解析の中に自動的に取り入れられる。従って、道路橋示方書の座屈設計⁴⁾あるいは耐震設計⁵⁾に用いられるような、有効座屈長を用いて構成部材を独立な部材に置換して行う座屈安定照査は、必ずしも必要ではない¹⁾。このような設計法をブレース材で横補剛された鋼橋の耐震設計に適用する際には、正負交番の繰り返し荷重に対するブレース材の適切な解析モデルが重要である³⁾⁶⁾⁷⁾。そこで著者らは、繰り返し荷重に対する複合非線形解析に適する手法として初期横荷重法⁷⁾⁹⁾ (Initial lateral load method, ILLM) を提案している。

ひずみ照査法⁹⁾は、弾塑性有限変位解析に基づく設計法の一つで、鋼製橋脚から特殊橋梁に亘る広範囲の鋼橋の耐震・制震設計に適用可能である。しかし、正負交番の繰り返し軸荷重を受ける横構、対傾構などのブレース材に対して、部材座屈と局部座屈の連成弾塑性挙動および低サイクル疲労に関する実験データが不足している。

本論文では、上記の課題に関する研究として、正負交番の繰り返し軸荷重を受ける H 形鋼を切削して製作された 2 種類の CT 形鋼断面をもつ両端ピン支持の独立ブレース材の実験および解析的検討を行った。

2. 実験概要

正負交番の繰り返し軸荷重を受けるブレース材の挙動の中で、最大荷重から荷重低下域にかけて、局部座屈と低サイクル疲労の 2 つのイベントが生ずる可能性があり、発生すると劣化がさらに促進される。これらの発生を実

験的に確認するために、

課題 1) 部材座屈変形が低サイクル疲労寿命に及ぼす影響

課題 2) 部材座屈と局部座屈の連成が低サイクル疲労寿命に及ぼす影響

に関する 2 課題を設定し、図-1、表-1 に示すクレビス支承で両端をピン支持されたブレース材の繰り返し引張－圧縮載荷実験を行った。

(1) 実験供試体

実験供試体は図-2 に示すように、H 形鋼 (SS400 材、 $100 \times 100 \times 6 \times 8$) のウェブを切削して 2 種類の断面形状 (a), (b) CT1 形鋼 ($44 \times 100 \times 6 \times 8$)、(c) CT2 形鋼 ($74 \times 100 \times 6 \times 8$) を製作し、表-1 の No.1～No.3 供試体の計 12 体を製作した。No.1,2 供試体の断面形状は CT1 形鋼であり、No.1 供試体は偏心軸載荷 (偏心量 $e = 8.7\text{mm}$)、No.2 供試体は中心軸載荷である。また、No.3 供試体の

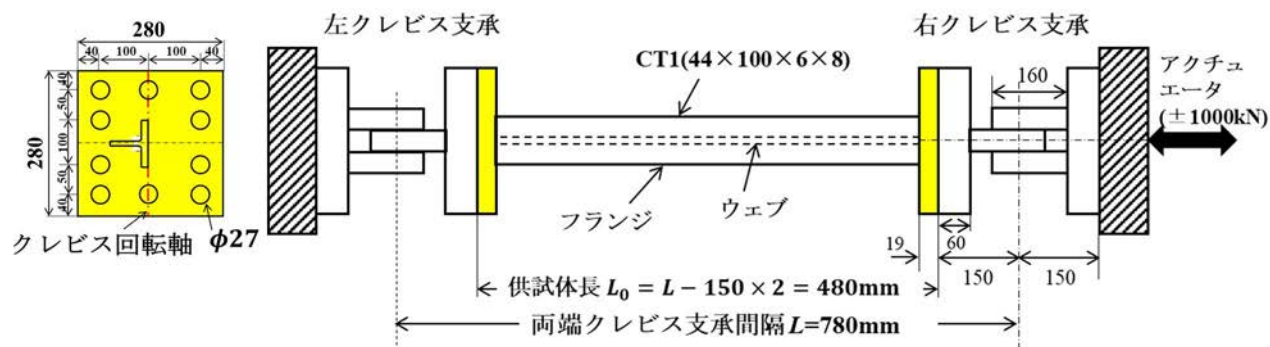


図-1 実験の載荷レイアウト (No.1 供試体)

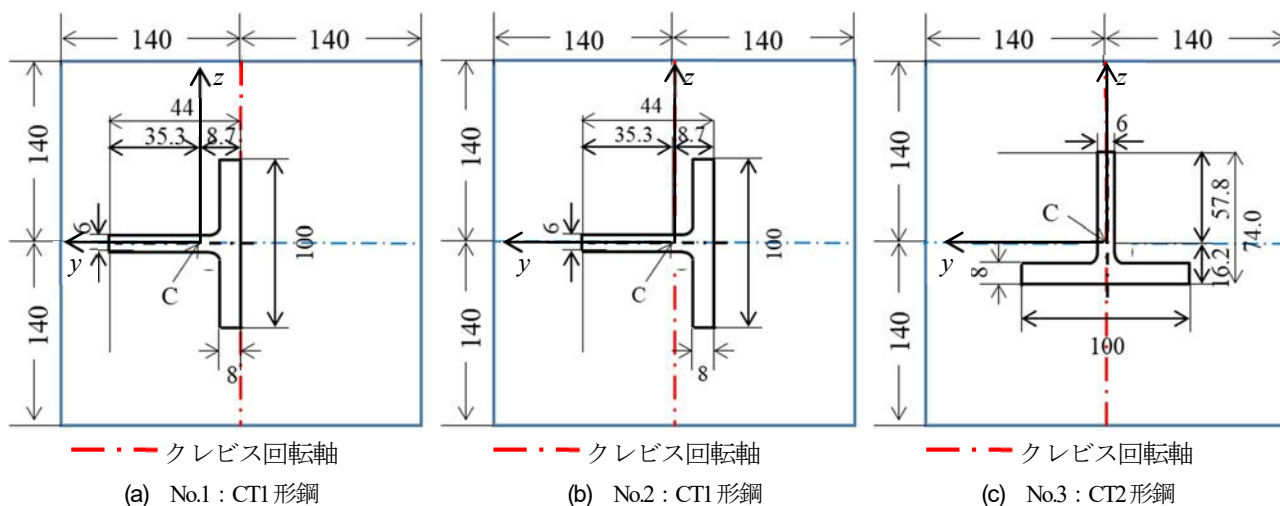


図-2 供試体断面

表-1 供試体諸元

No.	名称	断面 (載荷様式)	L (mm)	L_0 (mm)	N_y (kN)	A (mm ²)	I (mm ⁴)	r (mm)	L/r	e (mm)	課 題
1	1-75Cy	CT1 (偏心軸)	780	480	314	1020	110×10 ³	10.4	75	8.7	1)
	1-100Cy		1040	740					100		
	1-100LC		1040	740					100		
	1-125Cy		1300	1000					125		
2	2-75Cy	CT1 (中心軸)	780	480					75	0.0	
	2-100Cy		1040	740					100		
	2-100LC		1040	740					100		
	2-125Cy		1300	1000					125		
3	3-75Cy	CT2 (中心軸)	1770	1470	376	1200	678×10 ³	23.6	75		2)
	3-75LC(1)		1770	1470					75		
	3-75LC(2)		1770	1470					75		

Note: L =クレビス間隔, L_0 =供試体長 ($=L-300\text{mm}$)、 N_y =全断面降伏軸力, A =断面積,

I =弱軸回りの断面 2 次モーメント, r =弱軸回りの断面 2 次半径, L/r =弱軸回りの細長比, e =偏心量

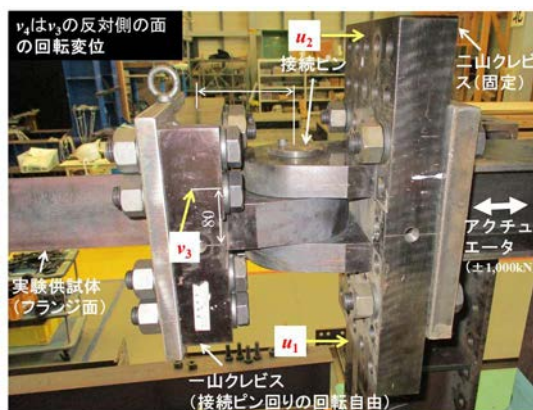


写真-1 右クレビス支承

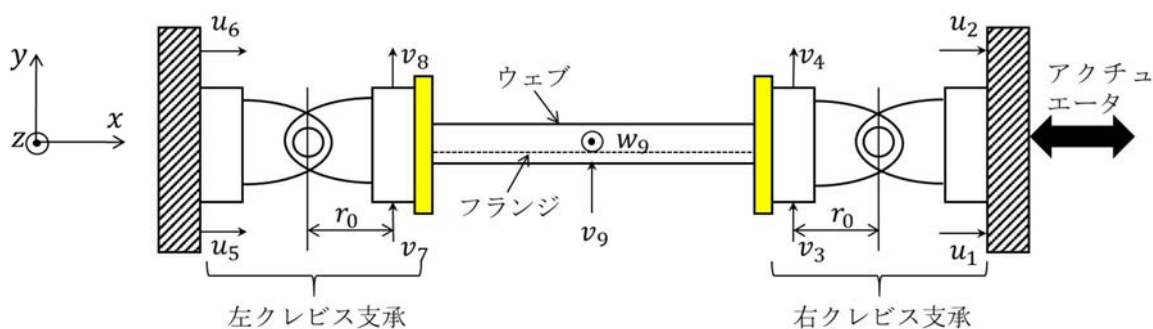
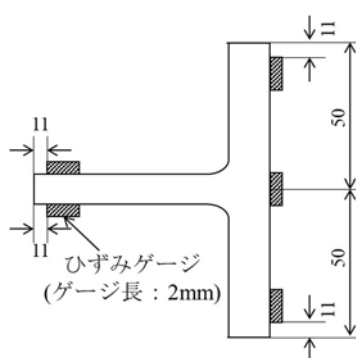
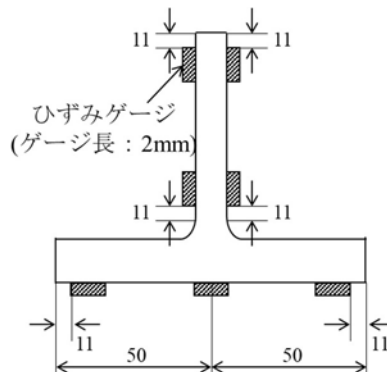


図-3 変位計の設置位置 (upper view)

r_0 : クレビスの回転アーム



(a) No.1,2 供試体



(b) No.3 供試体

図-4 ひずみゲージ貼付位置

断面形状は CT2 形鋼で、中心軸载荷である。細長比は $L/r = 75, 100, 125$ (L = 両端クレビス間隔, r = 回転軸回りの断面 2 次半径) の 3 種類あり、载荷プログラムを Cy (変動変位振幅繰り返し载荷), LC (定変位振幅繰り返し载荷) の 2 種類に分類している。以上を組み合わせる実験名称を、部材 No. - L/r 値-载荷プログラム (例えば、No.1 供試体, $L/r = 75$, 载荷プログラムが Cy であれば、No.1-75Cy) としている。No.1, 2 供試体は課題 1) 用で、No.3 は課題 2) 用である。

(2) 実験方法

a) 実験装置

実験には、荷重容量 $\pm 1000\text{kN}$ の横型油圧アクチュエータを使用した。写真-1 は実験供試体端部の右クレビス

支承で、二山クレビス (固定) と一山クレビス (鉛直軸周りの回転自由) をシリンダピンで接合したピン支承を示し、端部は水平方向に回転変位する構造である。

b) 計測方法

本実験では、軸方向荷重 $N(\text{kN})$ はアクチュエーターの読み、軸変位 $u(\text{mm})$ および水平変位 $v(\text{mm})$ を計測するために最小目盛り 0.01mm のダイヤルゲージを使用した。計測に使用した変位計の設置箇所を図-3 に示す。実験結果で用いる軸変位 u は、部材端の相対軸変位とし、式 (1) より求めた。

$$u = \frac{u_1 + u_2}{2} - \frac{u_5 + u_6}{2} \quad (1)$$

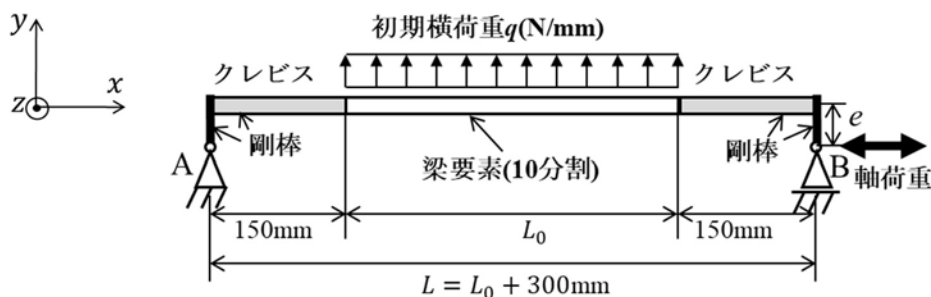


図-5 解析モデル (side view)

表-2 端部の境界条件

鋼種	支点	x軸変位	y軸変位	z軸変位	x軸回転	y軸回転	z軸回転
No.1	A	×	×	×	×	×	○
	B	○	×	×	×	×	○
No.2	A	×	×	×	×	×	○
	B	○	×	×	×	×	○
No.3	A	×	×	×	×	○	×
	B	○	×	×	×	○	×

Note : ○=自由, ×=固定

表-3 材料定数

形鋼	E (GPa)	ν	σ_y (MPa)	ε_y (%)	E_s (GPa)	ε_s (%)	σ_u (MPa)	δ_u (%)
CT1	202	0.277	307	0.152	1.20	2.43	444	26.0
CT2	202	0.276	314	0.155	1.14	2.33	449	26.0

Note : E=ヤング率, ν =ポアソン比, σ_y =降伏応力, ε_y =降伏ひずみ, E_s =ひずみ硬化係数

ε_s =ひずみ硬化開始点ひずみ, σ_u =引張応力, δ_u =伸び率

ここで, u_1, u_2 は右端, u_5, u_6 は左端の軸変位である.

供試体端部のたわみ角はクレビス支承の回転角 θ として, 両端それぞれ一对のダイヤルゲージ v_3, v_4 (左端の場合, v_7, v_8) で測定し, 式(2)で求めた.

$$\theta_r = \sin^{-1} \left(\frac{1}{r_0} \cdot \frac{v_3 + v_4}{2} \right) \quad (2)$$

ここで, θ_r は右端のクレビスの回転角で, 左端の回転角 θ_l は v_3 を v_7, v_4 を v_8 と置き換える. また, r_0 はクレビス支承の回転アーム長である.

軸方向ひずみは部材中央のフランジ, ウェブのひずみを塑性ひずみゲージ (ゲージ長 2mm) で計測した. 測定箇所を図-4に示す.

3. 解析概要

(1) 解析モデル

解析は, 梁要素を用いて初期横荷重法⁷⁸⁾によった.

解析モデルを図-5に示す.

供試体端部のクレビス支承は長さ 150mm の水平剛棒, 軸荷重の偏心 (No.1 供試体) は長さ $e=8.7\text{mm}$ の鉛直剛棒でモデル化した. 中心軸載荷供試体 (No.2, 3 供試体) では, $e=0.0\text{mm}$ となる. ブレース材の要素分割は 10 分割とした. 等分布初期横荷重はブレース部のみに作用させ, 大きさは文献 8)の溶接 H 形, CT 形鋼等 (分類 c) に適用する次式から求めた.

$$q/q_{L/1000} = 1.2\bar{\lambda} + 0.4 \geq 1.0 \quad (3)$$

$$\bar{\lambda} = (L/r)(1/\pi) \sqrt{\sigma_y/E} \quad (4)$$

ここで q = 初期横荷重(N/mm), $q_{L/1000} = 0.0768 \cdot EI/L^3$ はスパン長 L の両端単純支持 (EI = 弱軸周りの曲げ剛性) の中央たわみが $L/1000$ となる等分布荷重 (N/mm), $\bar{\lambda}$ = 弱軸回りの細長比パラメータ, r = 弱軸回りの断面 2 次半径である. 初期横荷重の作用方向は, 文献 8)より, 圧縮により曲げ変形が生ずる方向と記されているため, 供試体端部のクレビスの回転の正方向, すなわち上方向

とした。

本研究では、汎用有限解析プログラム ABAQUS ver.6.13 の Timoshenko 梁要素 (B31) を用い、材料構成則は 2 次勾配 $E/100$ のバイリニア移動硬化則を適用した。

(2) 境界条件

対象モデルは、両端ピン結合の単純支持梁であるため、

両端の 2 点 (図-5 の A 点, B 点) で支持されている。

CT1 形鋼では、実験供試体端部のクレビス支承を模擬するために、A 点, B 点の z 軸周りの回転方向を自由とし、B 点は、 x 軸方向に繰り返し引張—圧縮载荷をするため、 x 軸変位方向を自由とした。CT2 形鋼では、CT1 形鋼を 90° 回転させた断面のため、A 点, B 点の y 軸周りの回転方向を自由とし、B 点は、 x 軸方向に繰り返し引張—

表-4 各供試体に対する $u_{e0}(N)$ と N の関係

No.	L/r	L_0 (mm)	$u_{e0}(N)$ ($\times 10^{-3}$ mm)
1	75	480	$2.15 \cdot N$
	100	740	$3.41 \cdot N$
	125	1000	$4.68 \cdot N$
2	75	480	$2.14 \cdot N$
	100	740	$3.40 \cdot N$
	125	1000	$4.67 \cdot N$
3	75	1470	$5.91 \cdot N$

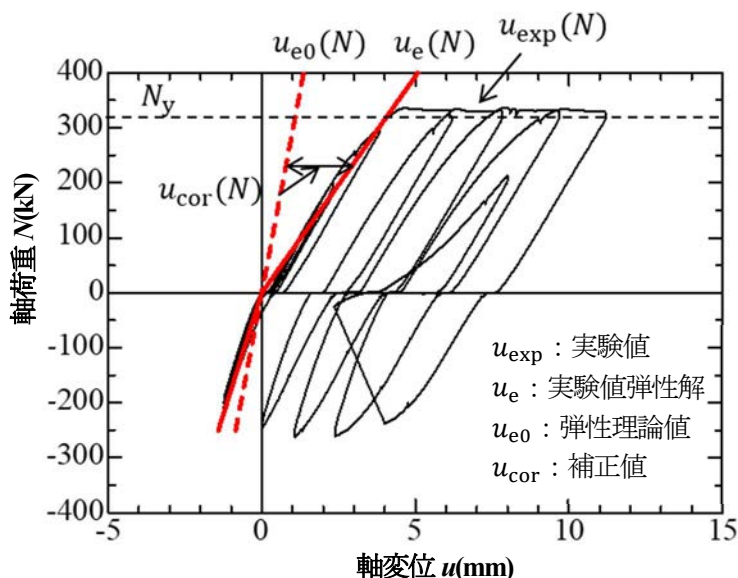


図-6 実験により得られた荷重—軸変位履歴曲線と弾性微小変位理論の例(No.1-100Cy)

表-5 補正值 $u_{\alpha}(N)/N$ の算定値

No.	供試体	L_0 (mm)	引張側 ($N \geq 0$)			圧縮側 ($N < 0$)		
			① $u_d(N)/N$ ($\times 10^{-3}$)	② $u_d(N)/N$ ($\times 10^{-3}$)	③=②-① $u_{\alpha}(N)/N$ ($\times 10^{-3}$)	① $u_d(N)/N$ ($\times 10^{-3}$)	② $u_d(N)/N$ ($\times 10^{-3}$)	③=②-① $u_{\alpha}(N)/N$ ($\times 10^{-3}$)
1	1-75Cy	480	2.15	16.8	14.7	2.15	5.00	2.85
	1-100Cy	740	3.41	12.8	9.40	3.41	5.00	1.59
	1-100LC			12.9	9.50		7.80	4.39
	1-125Cy	1000	4.68	13.6	8.90	4.68	7.60	2.92
2	2-75Cy	470	2.14	12.0	9.86	2.14	5.00	2.86
	2-100Cy	740	3.40	10.5	7.10	3.40	6.15	2.78
	2-100LC			10.9	7.50		5.90	2.50
	2-125Cy	1000	4.67	13.3	8.63	4.67	7.50	2.83
3	3-75Cy	1470	5.91	15.4	9.49	5.91	9.52	3.61
	3-75LC(1)			15.1	9.19		12.5	6.59
	3-75LC(2)			16.2	10.3		9.56	3.65

圧縮荷重をするため、 x 軸変位方向を自由とした。境界条件をまとめたものを表-2に示す。

解析では B 点に強制変位 (x 軸方向) を与え、その反力を軸荷重 $N(\text{kN})$ として算出した。

4. 実験および解析結果

(1) 材料定数

実験供試体の材料定数は JIS1 号 (ウェブ) および 5 号 (フランジ) 引張試験片を用いて測定した。測定値はフランジとウェブで差があったため、それぞれの断面積で重みを付けた平均値を表-3 に示し、これらを数値解析に用いた。

(2) N - u 履歴曲線の補正法

クレビス支承は軸荷重の下で、(a)クレビスとシリンダピンのあそび、および(b)クレビス構成部品の弾性変形などによる軸変位が生じ、これらが供試体の軸変形に伴って生ずる剛体変位相当量となる。剛体変位は左右のクレビスの剛体変位相当量が同一の時、先に示した式(1)の u の算定式を用いれば相殺されて理論的には剛体変位は計測されない。しかし、(b)に起因する剛体変位は、クレビスの設置条件が同一でないため必ずしも同一ではなく、式(1)の u の算定式を用いても補正することが出来なかった。この補正できない剛体変位の影響は引張荷重で顕著であったため、次の方法によって剛体変位を除去した荷重-軸変位履歴曲線 (N - u 履歴曲線) を算定した。

荷重は、部材中央のフランジ表面中央またはウェブ先端の軸ひずみの絶対値の大きい方を制御量として行ったが、剛体変位の影響を受けない軸ひずみは、初期弾性域 ($\pm 200\text{kN}$ 以内) において理論値とほぼ一致し、荷重は正しく行われていた。そこで、剛体変位は軸荷重 N のみに依存する、即ち供試体の材料特性 (弾性、弾塑性) に無関係と見なし、計測軸変形 $u_{\text{exp}}(N)$ から補正量 $u_{\text{cor}}(N) = u_{\text{d}}(N) - u_{\text{el}}(N)$ を差し引くことによって剛体変位を除去した軸変位 $u(N) = u_{\text{exp}}(N) - u_{\text{cor}}(N)$ を求めた。ここで、 $u_{\text{d}}(N)$ = 実験履歴曲線の初期弾性軸変位 ($|N| \leq 200\text{kN}$ を直線近似した実験値)、 $u_{\text{el}}(N)$ = 初期弾性軸変位の微小変位理論による理論値であり、表-4 に示す。具体的に補正方法を以下に示す。

実験により得られた荷重-軸変位履歴曲線と先述の弾性微小変位理論の典型例を図-6 に示す。この図から軸荷重 N の正負によって、① $N > 0$ では、実験での軸変位の弾性部分は、理論解を大幅に上回る、② $N = 0$ では、引張側で滑り (スリップ) が生ずる、および③ $N < 0$ では、実験値と理論値の差は小さい。この結果から、計測軸変位 $u_{\text{exp}}(N)$ の補正量 $u_{\text{cor}}(N)$ を求め、剛体変位を除

去した軸変位 $u(N)$ を、次式より求める。

$$u(N) = u_{\text{exp}}(N) - u_{\text{cor}}(N) \quad (5)$$

$$u_{\text{cor}}(N) = u_{\text{e}}(N) - u_{\text{e0}}(N) \quad (6)$$

$$u_{\text{e}}(N) = (N/N_y) \cdot u_{\text{e}}(N_y) \quad (7)$$

ここで、 $u_{\text{d}}(N)$ = 実験履歴曲線の初期弾性軸変位 ($|N| \leq 200\text{kN}$ を直線近似した実験値)、 N_y = 全断面降伏軸力 (No.1, 2 供試体: $N_y = 314\text{kN}$, No.3 供試体: $N_y = 376\text{kN}$) である。

上記の考えは、式(1)で補正できない剛体変位量は弾性部の変位誤差 (実験から得た曲線の弾性部の包絡線と弾性部の理論値) から推定できるとしたもので、その変位誤差を差し引いた式(5)の量を真の実験履歴曲線の軸変位 $u(N)$ と見なしたものである。ただし、 $N = 0$ の引張側での滑り (スリップ) の影響は無視し、実験履歴曲線の弾性部の包絡線は原点と初期弾性域 ($N = \pm 200\text{kN}$ 以内) の軸変位点を結んだ直線とした。

実験履歴曲線および弾性微小変位理論から算定された 11 体の供試体に対する① $u_{\text{d}}(N)/N$ 、② $u_{\text{d}}(N)/N$ 、③ $u_{\text{cor}}(N)/N = \text{②} - \text{①}$ を表-5 に示す。なお、②の算定には $u_{\text{d}}(N_y)/N_y$ の値が必要になるが、上述のように、引張側の弾性限は 200kN と見なし、原点と実験履歴曲線の 200kN の軸変位を結んだ直線を $u_{\text{d}}(N)$ としているので、 $u_{\text{d}}(N_y)/N_y$ は次式より算定した。

$$u_{\text{e}}(N_y)/N_y \equiv u_{\text{e}}(200)/200 \quad (8)$$

ここで、 $u_{\text{d}}(200)$ は $N = 200\text{kN}$ での軸変位である。圧縮側は 200kN 程度が最大荷重であるので同一の式から算出した。

(3) 荷重プログラム

解析では、このようにして求められた N - $u(N)$ 履歴曲線の折り返し点の $u(N)$ から荷重プログラムを定め、図-5 のモデルを用いて軸変位増分の複合非線形解析を実施した。

(4) 実験および解析結果

実験結果と前節より求められた軸変位増分の複合非線形解析の結果の比較の内、課題 1) を対象とした実験供試体 No.1-100Cy と No.2-125Cy および、課題 2) を対象とした実験供試体 No.3-75LC(1) の実験および解析結果を図-7 ~ 9 に示す。実験では、部材座屈および局部座屈発生後に急激な荷重低下が生じ、荷重低下部を連続的に捉えることが困難で低サイクル疲労の発生まで載荷することができなかったため、部材座屈変形による挙動、および部材座屈と局部座屈による連成挙動は得られたものの、低サイクル疲労の挙動までには至らなかった。

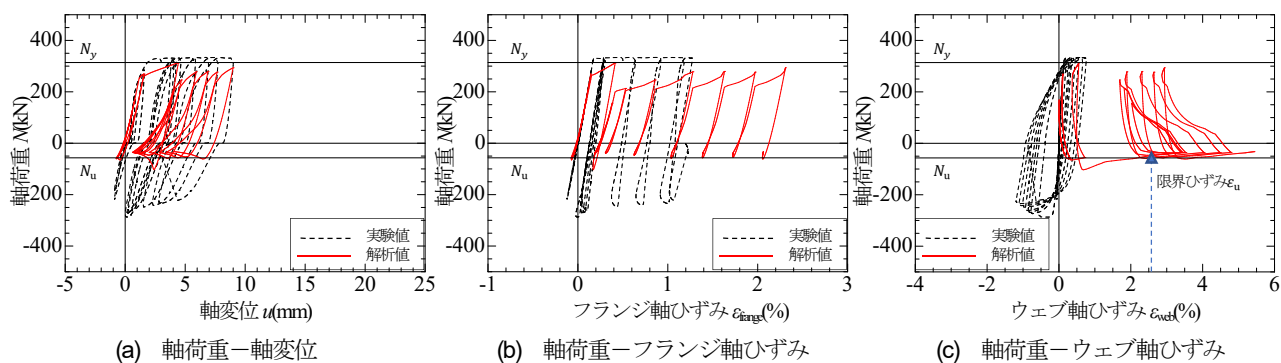


図-7 No.1-100Cy

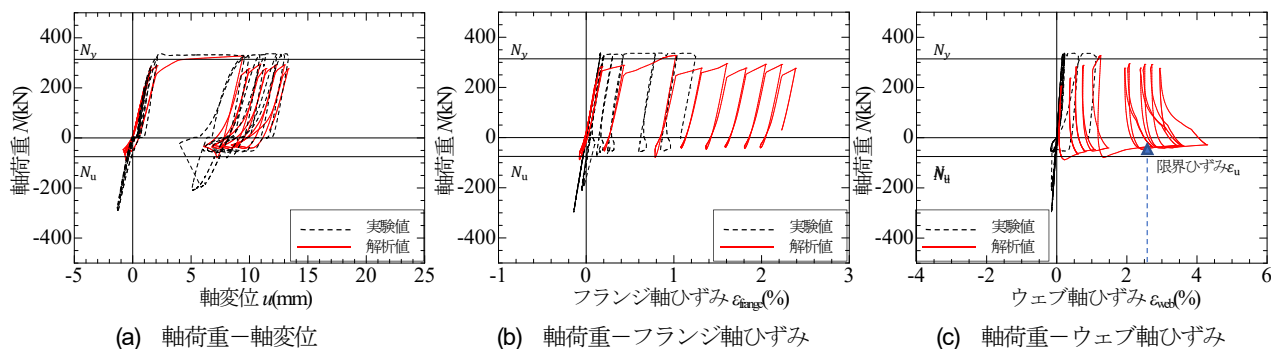


図-8 No.2-125Cy

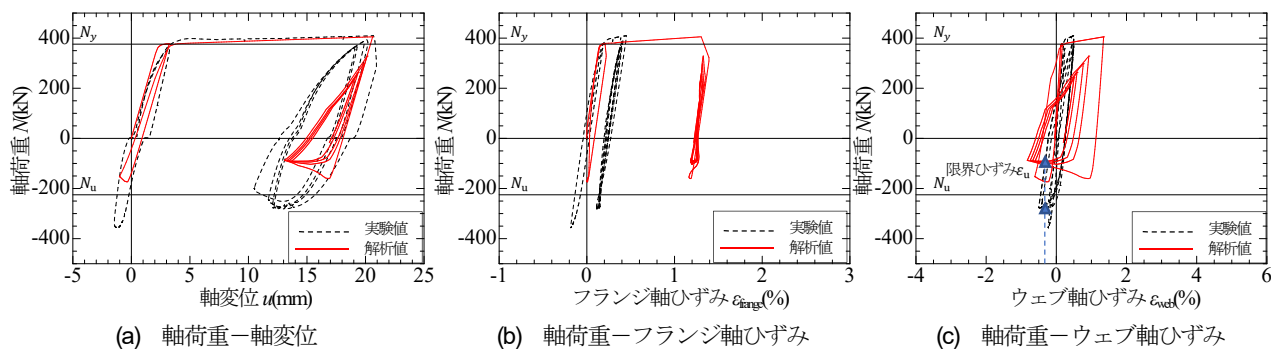


図-9 No.3-75LC(1)

表-6 CT形鋼ブレースにおける圧縮耐荷力

No	供試体	$N_y(\text{kN})$	道示		実験		解析	
			N_u/N_y	$N_u(\text{kN})$	N_u/N_y	$N_u(\text{kN})$	N_u/N_y	$N_u(\text{kN})$
1	1-75Cy	314	0.346	108	0.917	288	0.494	84
	1-100Cy		0.181	56.8	0.914	287	0.392	104
	1-100LC		0.181	56.8	0.844	265	0.503	120
	1-125Cy		0.149	46.8	0.694	218	0.363	71.5
	2-75Cy		0.602	189	1.05	330	0.420	132
2	2-100Cy		0.302	94.8	0.838	263	0.298	143
	2-100LC		0.302	94.8	0.962	302	0.298	143
	2-125Cy		0.239	75.0	0.946	297	0.212	88.2
	3-75Cy		0.598	225	0.843	317	0.886	173
3	3-75LC(1)	376	0.598	225	0.947	356	0.886	173
	3-75LC(2)		0.598	225	0.896	337	0.856	183

図中には、以下の式で算出される道路橋示方書による圧縮耐荷力 N_u (kN)($= \sigma_u \cdot A$)が図示されている。

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = \begin{cases} 1.0 & \bar{\lambda} \leq 0.2 \\ 1.11 - 0.545\bar{\lambda} & 0.2 \leq \bar{\lambda} \leq 1.0 \\ 1.0/0.773 + \bar{\lambda}^2 & \bar{\lambda} \geq 1.0 \end{cases} \quad (9)$$

この式のより算出された値と、実験値および解析値の圧縮耐荷力をまとめたものを表-6 に示す。図-7～9 と表-6 から圧縮耐荷力において、ILM 法による梁要素の解析結果は、道路橋示方書の圧縮耐荷力値と概ね一致する結果となっていることがわかり、ILM 法による梁要素の解析結果の精度の高さが分かる。しかし、実験結果はその数値よりもかなり大きな値をとり、引張側の降伏荷重 N_y の値とほとんど変わらない大きさとなった。そこで、ブレース材の挙動を正確に追うために、端部のクレビス支承の回転角挙動を調べてみる。

図-10～12 に課題 1)を対象とした実験供試体 No.1-100Cy と No.2-125Cy および、課題 2)を対象とした実験供試体 No.3-75LC(1)の端部回転角 θ_r の変化の実験および解析結果と、荷重-軸変位履歴曲線の実験結果の拡大図を示す。これらの図から、実験での端部回転角の挙動は、解析での端部回転角の挙動と比べると、かなり小さいことが分かる。特に、実験での端部回転角の動きは、載荷序盤から中盤にかけてほとんどない。そして、No.1, 2 供試体は終盤で急に端部回転角の動きが見られた。図中には、実験での荷重-軸変位履歴曲線において、荷重低下が生じた点（実験で供試体が部材座屈した点）と、その点に対応する端部回転角の履歴曲線上の点が図示されている。この点から、No.1, 2 供試体では、実験での荷重-軸変位履歴曲線で荷重低下が生じた点と、回転角の挙動が発生した点が一致していることが分かる。そして、No.2-125Cy の荷重-軸変位履歴曲線の挙動で顕著に表れているように、荷重低下後の実験での圧縮耐荷力は、道示の耐荷力 N_u とかなり近い値を取るようになった。この現象から、荷重低下（実験で供試体に部材座屈）が生じるまでの間、実験での供試体端部の支持条件はピンとして機能しておらず、固定に近い状態となっていたと言え、端部の支持条件によって圧縮側の耐力値が大きく変化することが分かった。

一方、No.3 供試体は No.1, 2 供試体と異なり、終始、端部回転角に動きが見られなかった。また、荷重-軸変位履歴曲線では、荷重低下は見られたものの、No.1, 2 供試体のような急激なものではなかった。そこで、No.3 供試体に関しては、供試体中央部のたわみ（図-5 の y 軸および z 軸方向の変位 v_y, w_y ）の挙動についても調べてみる。図-13 に No.3-75LC(1)供試体の荷重-供試体中央のたわみ v_y, w_y 履歴曲線を示す。この図から、No.3-

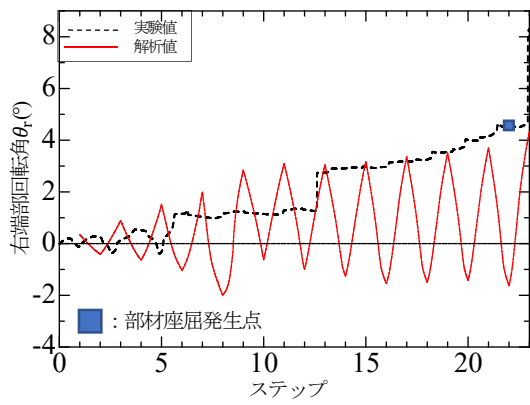
75LC(1)供試体は y 軸方向にたわみが生じていることが分かる。No.3 供試体の端部の支持条件は、 y 軸回りの回転を自由としているため、 z 軸方向にたわみが生じ、 y 軸方向のたわみは零であることが予想される。しかし、実験では、 y 軸方向に z 軸方向より大きなたわみが生じている。このことが、端部回転角は動きが生じず、急激な荷重低下が発生しなかった原因ではないかと考えられる。このように、両端ピン支持された独立した単一部材の繰り返し引張-圧縮載荷では、端部の回転がスムーズに動かず、その挙動によって特に、圧縮耐荷力が大きく影響される。また、No.1, 2 供試体の断面を 90° 回転させて載荷した No.3 供試体では、部材座屈の挙動が異なることも分かった。以上のことから、両端ピン支持された独立した単一部材の繰り返し引張-圧縮載荷では、部材座屈および局部座屈後に急激な荷重低下が生じ、荷重低下部を連続的に捉えることが困難で低サイクル疲労発生まで載荷することができなかった。このような急激な荷重低下を防ぎ、荷重低下部を連続的に捉えるためには、ブレース材周辺に健全な部材を配置する、例えばブレース付きフレーム構造を用いて実験を用いて検証する必要がある。これは今後の研究課題である。

6. ひずみ照査法

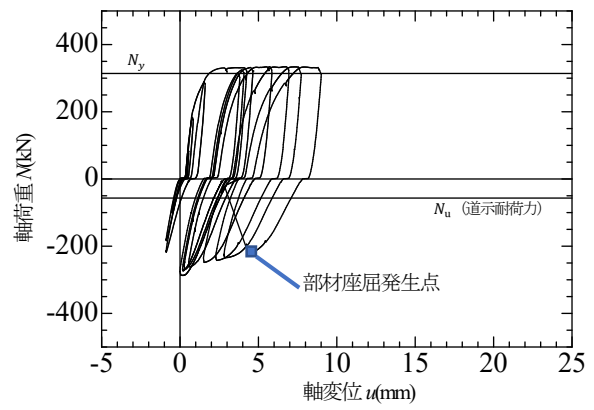
図-7～9(c)にはひずみ照査法の手法を用いた局部座屈発生点の解析値も図示されている。この点は、ウェブ軸ひずみの限界ひずみ ϵ_u^{10} に達する点を示しており、以下の式より算出される。

$$\frac{\epsilon_u}{\epsilon_y} = \begin{cases} \frac{0.466}{(R_f - 0.3)^{1.40}} + 1.07 & 0.3 < R_f \leq 0.8 \\ R_f \leq 0.3 \end{cases} \quad (10)$$

ここで、 R_f は幅厚比パラメータを示しており、CT1 形鋼断面では $R_f = 0.380$ 、CT2 形鋼断面では $R_f = 0.705$ である。この式から、CT1 形鋼断面では $\epsilon_u = 2.60\%$ 、CT2 形鋼断面では $\epsilon_u = 0.422\%$ となる。図-7～9(c)より、CT1 形鋼断面では実験の軸ひずみ値は限界ひずみに達していないが、解析値では、荷重低下が生じた箇所と算出された限界ひずみ値が一致している。CT2 形鋼断面では、実験値と解析値ともに限界ひずみ値に達しており、荷重の大きさが異なるものの、荷重低下が生じた点と一致している。また、CT2 形鋼断面の実験では、局部座屈の発生が確認でき、その点とも一致している。

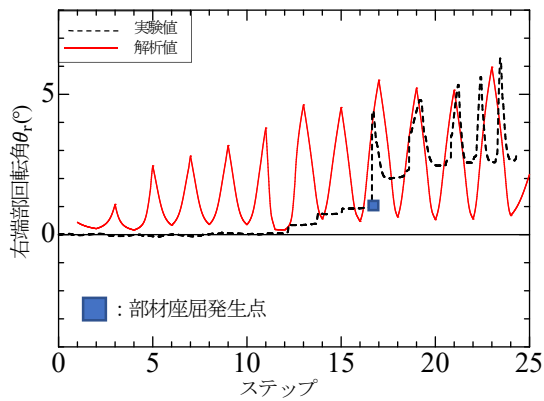


(a) 回転角履歴曲線

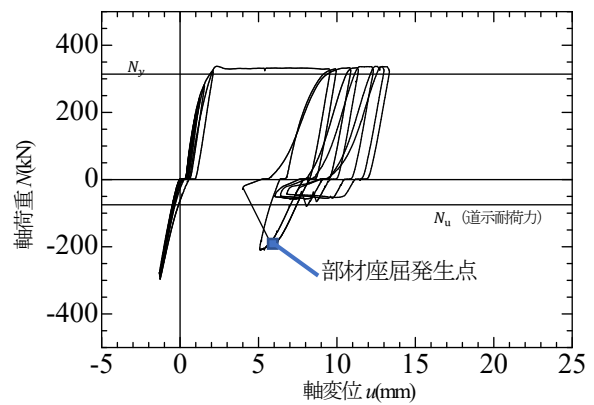


(b) $N-u$ 履歴曲線 (実験値)

図-10 No.1-100Cy

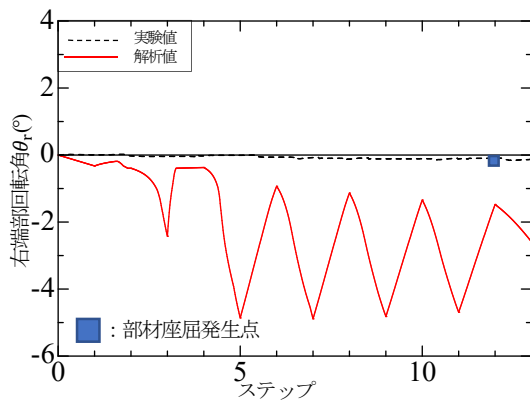


(a) 回転角履歴曲線

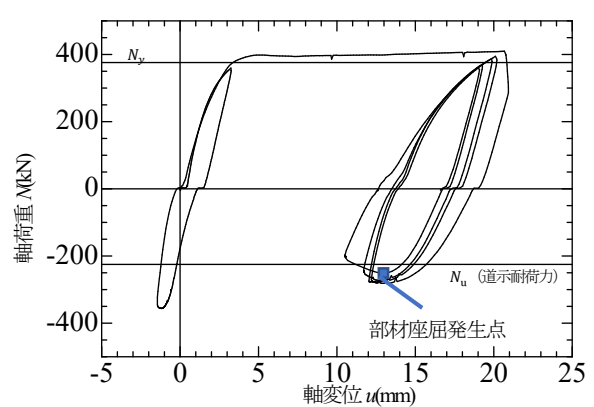


(b) $N-u$ 履歴曲線 (実験値)

図-11 No.2-125Cy



(a) 回転角履歴曲線



(b) $N-u$ 履歴曲線 (実験値)

図-12 No.3-75LC(1)

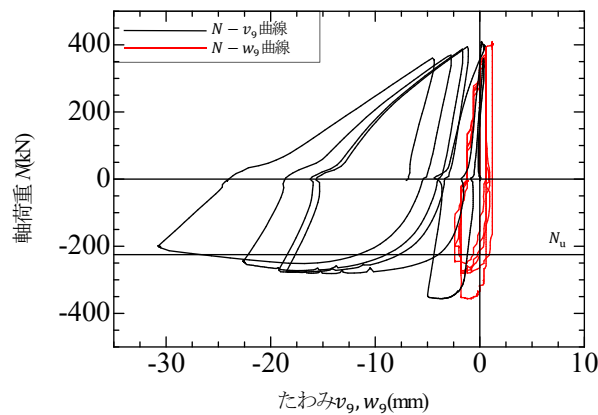


図-13 軸荷重—供試体中央のたわみ曲線 (No.3-75LC(1))

7. 結言

本研究では、正負交番の繰り返し軸荷重を受ける H 形鋼を切削して製作された 2 種類の CT 形鋼断面をもつ両端ピン支持の独立ブレース材の実験および解析的検討を行った。設定した課題は、課題 1) 部材座屈変形が低サイクル疲労寿命に及ぼす影響、課題 2) 部材座屈と局部座屈の連成が低サイクル疲労寿命に及ぼす影響である。得られた知見を以下に示す。

- 1) 圧縮耐力において、ILLM 法による梁要素の解析結果は、道路橋示方書の圧縮耐力値とほとんど一致する結果となった。
- 2) 本実験で用いた単一部材の繰り返し引張-圧縮载荷では、部材座屈および局部座屈後に急激な荷重低下が生じ、荷重低下部を連続的に捉えることが困難であった。このような急激な荷重低下は、ブレース材周辺に健全な部材を配置する、例えばブレース付きフレーム構造を用いて実験する等によって防止できるかを検証する必要がある。

参考文献

- 1) 土木学会：座屈設計ガイドライン，改訂第 2 版，丸善，2005。
- 2) 関西道路研究会・道路橋調査研究委員会編：コンピュータによる鋼橋の終局強度解析と座屈設計，共立出版，1998。
- 3) 宇佐美勉編著，日本鋼構造協会編：鋼橋の耐震・制震設計ガイドライン，技報堂出版，2006。
- 4) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ 鋼橋・鋼部材編，丸善，2017。
- 5) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅴ 耐震設計編，丸善，2017。
- 6) 土木学会：鋼・合成構造標準示方書[耐震設計編]，丸善，2008。
- 7) 宇佐美勉，馬越一也，斉藤直也，野中哲也：鋼橋の耐震解析におけるブレース材のモデル化，構造工学論文集，Vol.56A，pp.381-392，2010。
- 8) 宇佐美勉，鈴木元哉，葛漢彬：ブレース材付きフレーム構造物の耐震解析における初期横荷重法(ILLM)の適用性，構造工学論文集，Vol.65A，pp.200-213，2019。
- 9) 宇佐美勉，鈴木元哉，吉田聡一郎，葛漢彬：繰り返し荷重を受ける鋼複弦アーチリブ構造の耐荷性能評価，構造工学論文集，Vol.66A，pp.34-47，2019。
- 10) 織田博孝，宇佐美勉：既設 H 形ブレースの制震ダンパー化に関する基礎的実験，構造工学論文集，Vol.56A，pp.499-510，2010。

CYCLIC TENSION-COMPRESSION LOADING TESTS AND ANALYSES OF PIN-ENDED ISOLATED BRACING MEMBERS

Kento ASANO, Tsutomu USAMI, Hanbin GE and Koichi WATANABE

This paper presents an investigation on a series of cyclic loading tests and numerical analyses using pin-ended isolated steel bracing members. The general purpose of the study is to determine the low-cycle fatigue strength of bracing members under overall or local buckling occurred. The results are expected to be used for expanding the strain-based seismic verification method (SBSVM) proposed by the authors. The test results were such that the complete axis load-axial displacement (P - δ) relationships up to low-cycle fatigue events were unable to obtain due to sudden decrease in the axial loads caused by overall or local buckling. After a close examination of the test results, it has been found that, to obtain the complete P - δ curves, providing an un-buckled member is indispensable in the testing system such as a rigid frame braced by both compression and tension members.