【カテゴリーⅡ】

モルタル充填鋼管により座屈拘束された鋼管部材の繰返し変形性能 CUMULATIVE CYCLIC DEFORMATION CAPACITY OF TUBULAR MEMBERS WITH MORTAL IN-FILLED TUBULAR BUCKLING RESTRAINER

竹内 徽^{*1}, 鈴木一弁^{*2}, 松井良太^{*3}, 小河利行^{*4} Toru TAKEUCHI, Kazuaki SUZUKI, Ryota MATSUI and Toshiyuki OGAWA

Tubular sections are commonly used for truss structures or diagonal braces, because they have higher moment-of-inertia comparing to H-sections or L-sections with the same area. However, their cumulative cyclic deformation capacity after buckling is known as quite small, because high strain concentration appears at local elbow buckling. To improve the performance of such members, the authors have proposed retrofit method to add outer tube and in-filled mortar inbetween, as buckling restrainer. In this paper, cumulative cyclic deformation capacity of this member is researched by cyclic loading tests with various thickness ratios and strain amplitudes. Their strain concentration mechanism is also researched thorough various analyses, followed by proposing the concept of strain concentration index. The easy evaluation method for cumulative deformation capacity and energy dissipation capacity is proposed using this index.

Keywords: Tubular brace, Local Buckling, Cyclic Loading, Cumulative Deformation, Buckling Restraint 鋼管ブレース,局部座屈,繰返し荷重,累積変形,座屈拘束

1. 序

鋼管断面部材は、断面積に比して断面2次半径が大きく座屈強度 が高いため、立体トラス構造を構成する部材やブレース材等に多用 されている。この様な部材が座屈荷重を越えるような地震入力を受 けた場合、座屈を伴いながら繰返し軸変形を受けることになる。し かし、鋼管のような閉断面部材は一旦全体座屈を生じると、ある程 度以上の圧縮変形を受けた段階で屈曲部に屈服を伴う局部座屈を生 じ、繰返し荷重下では早期に破断することが知られている¹⁾²⁾。局部 座屈を伴う鋼管ブレースの繰返し実験³⁾によると、等価軸歪が1%を 超えたあたりから局部座屈が生じ始め、等価軸歪が2%程度の繰返 し数回で破断に至るケースが多く見られる。この為、鋼管によるト ラス構造が個材座屈を生じた後のエネルギー吸収能力に関してはあ まり期待できない場合が多い。

こういった鋼管トラス構造の耐震改修に際し、筆者らは部材外周 への座屈拘束鋼管付加およびモルタル注入により既存鋼管を座屈拘束 部材化し、安定した履歴特性を有する部材に改良する手法を提示し、 部材圧縮実験および解析により良好な変形能力を得るための拘束材の 条件や芯材 - 拘束材間クリアランス量に関する検討を行った⁴⁾。その 結果、芯鋼材に生ずる局部座屈および歪の集中は芯鋼管の最大軸歪 および径厚比とクリアランスの関係により決定され、径厚比ごとに 最適なクリアランス範囲が存在することが示された。本研究ではこ れらの部材に関して繰返し載荷実験を実施し、単純圧縮実験で確認 された局部座屈特性の繰返し荷重下での確認、および最適クリアラ ンス下での各 歪振幅下における累積繰返し変形性能およびエネル ギー吸収性能を実験的、解析的に分析することを目的とする。

このような座屈拘束補強された鋼管部材は、最初から弾塑性ダ ンパーとして設計された2 重鋼管³⁾⁻⁷⁾に比べて芯材の径厚比が大 きく、破断までの累積変形性能およびエネルギー吸収能力という 指標で見ると、全体座屈および局部座屈を生ずる通常の鋼管ブレー ス、および座屈拘束が良好に行われ芯材が均一に塑性化する座屈拘 東ブレースの中間に位置するものと考えられる。筆者らは座屈拘束 ブレースの累積変形性能に関する予測式を提案⁸⁾すると共に、 通常の鋼管ブレースの繰返し載荷実験で局部座屈部の最大塑性 歪と部材接点間距離から導かれる等価軸歪との比を歪集中率と して定義し、この指標を用いて部材が破断に至るまでの累積変 形性能を予測する手法を示した³⁾。本論ではこの歪集中率の概念 を拡張し、同様の手法を座屈補剛された鋼管部材および座屈拘 東ブレースに適用することにより、これらの部材の累積塑性繰返 し変形性能およびエネルギー吸収性能を統一的に表現することを試 みる。

*1	東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
----	----------------------

准教授・博士(工学)

- ²東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 博士課程·修士(工学)
- *3 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 修士課程

*4 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 教授・工博

Assoc. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, D. Eng.

Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, D. Eng.

-141 -

2. 座屈拘束鋼管の繰返し載荷実験

本研究ではモルタルを充填した外鋼管によって座屈拘束した芯 鋼管(以降、座屈拘束鋼管)に径厚比D/tを変数とした試験体を 計5体用意し、軸方向に正負交番繰返し載荷にて破断までの実 験を行う。その結果よりまず座屈拘束鋼管の履歴性状及び累積 繰返し変形性能を把握する。

2.1 試験体の設定

表1に試験体の一覧を、図1に試験体図を示す。径厚比D/tを 変化させるために、芯材鋼管の鋼管径Dを Ø89.1mm に固定し、鋼 管板厚 t を 2.8mm, 3.2mm, 4.2mm の 3 種類に変化させる。これによ り試験体の径厚比はD/t=21,28,32となる。試験体両端治具のピ ン節点間変位(図2)を試験体全長Lとし、L=2099mmとする。試 験体の細長比 λ を芯鋼管が全長分の長さがあるとして計算すると 約70となる。これらより計3種類の試験体にて実験を行う。芯材 鋼管を囲う座屈拘束鋼管は共通して鋼管径 Ø139mm、鋼管板厚 t=2.8mmを使用する。この鋼管径の設定には藤本ら⁹⁾の座屈拘束 ブレースの計算方法を参照し、座屈拘束鋼管のオイラー座屈荷重 が芯材降伏軸力の2倍以上となるようにしている。試験体の両端 部には板厚t=4.5mmの平鋼板をR加工し溶接して取り付け、座屈 拘束部外で局部座屈及び塑性化が生じないようにする。芯材鋼管 の周りとモルタルとの間は離間材により厚さ1mm のクリアラン スを設け、座屈拘束鋼管と芯材鋼管との隙間にモルタル(F_=21N/ mm²)を充填する。このクリアランス量は前論文4)の単調圧縮試 験において、最も良好な変形性能を示した条件に合わせている。 鋼管材質は一般構造用炭素鋼管 STK400(JIS G 3444)とし、引張試 験は鋼管から切り出した JIS12B 号引張試験片にて行う。得られた 機械的性質を表1に合わせて示す。応力 - 歪関係は明確な降伏点 のない Round-House 型を示し、0.2% オフセット法より求めた応力 度を引張降伏応力度 σ. としている。

2.2 実験の概要

繰返し載荷実験は図2に示す汎用フレームを用い、水平方向に 設置された500kNアクチュエーターにて準静的一定振幅繰返し載 荷試験を行う。試験体は両端をピン接合とし、一端ピンは試験フレームに固定し、他端ピンはアクチュエータによる強制変位を与える。試験体の全長Lはピン間距離とし、鋼管の軸変形は試験体上部ー下部のベースプレート間に軸方向に沿って計測治具に取り付けられた変位計にて測定し、両側2箇所の平均より算出する。両端ピンの回転角は両端に設置した変位計で随時計測し、これにより求められた値によって軸方向変形を算出する。載荷は変位制御にて行い、両端のピン節点間変位を試験体塑性化長さ L_p で除した値を等価軸歪 ε_{eq} として定義し、その最大値 ε_{eqm} が0.5%, 1.0%, 2.0%となる変位をセットし、各試験体毎に定められた一定振幅で正負交番繰返し載荷を行う。試験は芯材鋼管が破断するまで行う。

2.3 破断に至るまでの繰返し性状

図3,4に各試験体の等価軸応力 σ_{eg}(軸力/芯材鋼管断面積) と等価軸歪 *ε* との関係を示す。軸力は引張を正、圧縮を負と する。最初の履歴特性はどの試験体も安定した紡錘型を示し た。その後繰返し回数が増加する毎に応力が徐々に低下し、圧 縮側では芯材鋼管に局部座屈が発生し履歴ループに凹凸の乱 れが生じた。表2に試験結果の一覧を示す。等価軸歪振幅 ε_{eam} ±1% で載荷した試験体 T3210, T2810, T2110 で比較すると、破 断回数は鋼管板厚が厚い方が多く累積歪量も大きくなったこ とから、径厚比が小さい方が疲労特性が良くエネルギー吸収 特性が良いことがわかる。同一径厚比で載荷歪を変えた試験体 T2805~T2820 では載荷軸歪が増加するごとに破断回数は減少 し、特に ε_{anv} ± 2% のときは3 サイクル目で早期に破断した。図 5 に各試験体の等価軸歪範囲 $\Delta \varepsilon_{eq} = 2 \varepsilon_{eqm}$ と破断回数の関係を示 す。試験後に座屈拘束していた鋼管を解体し芯材鋼管を調査 してみると、全ての試験体で芯材鋼管の塑性化部両端に複数 の局部座屈波形を伴う変形が起こり、破断はこれらの局部座 屈部で生じている。写真1に試験体端部の破断状況の例を示 す。局部座屈波形は芯材鋼管の端部でのみ発生し中央部では 確認できなかった。同じ径厚比の試験体においては、等価軸歪 振幅が大きい程、少数の局部座屈波に変形が集中する様子が 見られた。

	全長	芯材鋼管									束鋼管	載荷軸歪	芯材鋼管	試験体名の定義
試験体名	<i>L</i> (mm)	径 D (mm)	板厚 / (mm)	径厚比 <i>D/1</i>	細長比 入	塑性化長さ <i>L_p</i> (mm)	降伏強度 <i>y</i> (N/mm ²)	引張強さ <i>TS</i> (N/mm2)	伸び <i>EL.</i> (%)	径D (mm)	板厚/ (mm)	E eqm (%)	降伏軸力 <i>Py</i> (kN)	T <u>3210</u> 載荷軸歪 <i>ε</i>
T3210	2099	89.1	2.8	32	69	1220	375	430	26	139	3.5	±1.0	285	eqm
T2805	2099	89.1	3.2	28	69	1220	364	429	28	- 139	3.5	±0.5	314	径厚比 D/t
T2810	2099	89.1	3.2	28	69	1220	364	429	28	139	3.5	±1.0	314	
T2820	2099	89.1	3.2	28	69	1220	364	429	28	139	3.5	±2.0	314	•
T2110	2099	89.1	4.2	21	70	1220	371	421	31	139	3.5	±3.0	416	-

表1 試験体種類



(a) 全長図

図1 試験体図





表2 試験結果 端部 端部の 累積等価 局部座屈 載荷軸歪 破断回数 径厚比 局部座屈 軸歪 半波長 試験体名 Dt $N_{\ell}(\Box)$ $\varepsilon_{eqm}(\%)$ 半波数 $\Sigma \varepsilon_{ea}(\%)$ (平均) 両端部合計 lp (mm) 22 ±1.0 94 17 11 T3210 32 ±0.5 180 7 T2805 28 342 19 T2810 ± 1.0 26 101 19 8 28 28 +2.03 20 23 6 T2820 T2110 47 22 ± 1.0 186 22 8

3. 解析による局部座屈部歪の分析

繰返し実験においては、芯鋼管はモルタル充填鋼管に囲われ、 局部座屈によるモルタルへの局部的な接触が繰返し生じるため、 局部座屈部の実歪値を歪ゲージ等を使って計測することは困難 であった。そこで有限要素法解析を用いて繰返し載荷実験を再 現し、芯鋼管の局部座屈部の歪履歴を分析する。

3.1 解析モデルおよび解析手法

解析には幾何学的非線形性、材料非線形性を考慮した汎用有 限要素法プログラム ABAOUS.ver.6.4-1⁷⁾を用いる。解析モデルは 軸方向中央部で対称条件として、軸方向1/2 モデルとして行う。 図6に解析モデルを示す。芯鋼管部及び治具部は4節点3層の複 層シェル要素(積分点7箇所)を用いてモデル化し、芯鋼管の 周囲に充填したモルタルと拘束鋼管は芯鋼管の座屈拘束材とし て一体の要素とし、8節点ソリッド要素の剛体としてモデル化 している。芯鋼管の端部補強部は補強プレートの厚さを芯鋼管 の厚さに加算し、治具部は剛体であると仮定する。境界条件は、 治具端部及び拘束材の端部をピン支持とし、芯鋼管中央部と拘 束材中央部を固定ローラー支持としている。要素分割は、芯鋼 管を軸方向に157分割(内塑性化部115分割)周方向に64分割、 治具部を軸方向に40分割している。拘束鋼管は軸方向に50分 割し周方向に32分割している。芯鋼管と拘束材との接触に関し ては芯鋼管と拘束材との境界面を解析における接触面と定義し、 接触時の摩擦面の摩擦係数を0.3と仮定する。なお各モデルに 対して上端部の荷重載荷点に荷重不整として芯鋼管の径の2%の 偏心を加える。材料特性は引張試験結果よりモデル化した応力 - 歪関係を用いる。図7にT2810モデルの場合の応力 - 歪関係を 示す。塑性域の材料特性には Mises の降伏条件および複合硬化則 (付録1)を用いる。

解析は芯鋼管の軸変形を制御することによって行い、実験と同様に一定振幅正負交番の繰返し軸変形を与える。

3.2 数値解析結果及び考察

図8にT2110, T2810の解析及び実験における等価軸応力 σ_{eq} -等価軸歪 ε_{eq} の関係を示す。バウシンガー部の形状は異なるもの の、実験結果と解析結果は概ね良い対応を示している。図9に 芯材鋼管塑性化部端部の局部座屈の様子を示す。座屈波形は芯 材鋼管の塑性化部最端部から生じているが中央部では座屈波形 は生じず、端部の局部座屈部に歪が集中していることが分かる。 図10にT3210, T2810, T2110の局部座屈部における管厚の外側 及び内側のガウス積分点の内、最大歪となる最端局部座屈部内

側の履歴を示す。引張載荷側での最大歪は載荷が2 サイクル目 でもほぼ変わらず \mathcal{E}_{eqm} に対応した約1%に留まるのに対し、圧縮 載荷側では繰り返す毎に歪は徐々に増加している。圧縮時の局 部座屈部の軸方向最大歪はT3210が6.3%、T2810が5.2%、T2110 が2.8%となった。径厚比によって圧縮時の最大歪に差が生じ、 径厚比が大きいほど歪が大きくなっている。実験結果でも同載 荷歪値で径厚比が増加するほど破断回数が減少しており、解析 結果は実験結果と対応している。

解析による局部座屈部の歪 ε_{h_l} と等価軸歪 ε_{eq} の比より歪集中率 $\alpha_c = \varepsilon_{h_l} / \varepsilon_{eq}$ を求め、図11に解析ステップ毎の変化を示す。なお、 $\varepsilon_{eq} = 0$ 近傍では $\alpha_c = 0$ としている。歪集中率は引張側載荷では各モ デルで約1に留まるのに対し、圧縮側載荷では繰返し回数が増 える毎に歪集中率が増加している。3 サイクル目の圧縮載荷側 の最大歪集中率はT3210が約6、T2810が約5、T2110が約3と なり径厚比によって異なった値を示し、径厚比が大きくなると 集中率も増加することがわかる。

載荷軸歪 \mathcal{E}_{eqm} を2% とした T2820 における変形状況を図 9(b) に 示す。等価軸歪が1% のときと比べると、 \mathcal{E}_{eqm} が大きくなると局 部座屈変形は塑性化部の最端部の1 波に集中して大きくなって いることがわかる。T2820 の実験結果でも、塑性化部の最端部 に局部座屈変形が集中し3 サイクル目で早期に破断しており、 実験での破断に至るまでのメカニズムは同モデルで再現できて いると考えられる。

4. 単純モデルを用いた破断条件の説明

実験及び解析により明らかになったように、鋼管により座屈 拘束された芯鋼管は、全長にわたり塑性化するものの両端部に 局部座屈波形を伴う変形が集中して起こり、破断箇所は全て端 部の局部座屈部にて生じている。また中央部に近い局部座屈歪 はより端部の局部座屈歪よりも相対的に小さいと考えられる。 つまり芯材鋼管全体が塑性化している中で特に端部の局部座屈 部が主となってエネルギー吸収している。この変形状況は、通 常の座屈拘束しない鋼管ブレース3)で全体座屈が生じた後に部 材中央に屈服が生じ、屈服部に歪が集中して破断する過程とは 異なっている。しかし、程度は異なるものの部材の一部分に塑 性歪が偏在し、最終的に破断に至るメカニズムは同様である。 両者に共通していることは破断部分となる局部座屈部の歪振幅 を推定することができれば、その部材の疲労特性やエネルギー 吸収性能の予測が可能となることである。すなわち、部材が構 造物に配置された場合、地震時の時刻歴応答解析によって部材 に生じる局部歪を時系列で評価することができれば部材の破断 する時期を予測することができる。

そこで実験及び解析結果を元に局部座屈モデルを用いて局部 座屈部の歪 \mathcal{E}_{hl} を求め、全長に対する等価軸歪 \mathcal{E}_{eq} と比較し、単純 なモデルを用いてその比率である集中率 α_e の大まかな説明を試 みる。想定する局部座屈モデルを図12に示す。局部座屈半波長 l_e は古典理論式¹¹⁾により(1)式となる。

$$l_{p} = \pi_{4} \sqrt{\frac{D^{2} t^{2}}{48(1 - v^{2})}} \propto \sqrt{Dt}$$
(1)

(1) 式の局部座屈半波長の理論値 *l_pと実験値 l_{p(exp)}との比較を図* 13 に示す。座屈拘束された鋼管においても芯材鋼管の板厚が厚 くなり径厚比 *D/t* が小さくなるにつれ局部座屈半波長 *l_a* は長くな



ることが分かる。局部座屈半波長は概ね理論式に沿っている が、前論文³同様、検討範囲では板厚に比例するとし、I_n=a・tと おく。図13の点線よりa=20/3とする。

3章の解析結果より、部材が降伏した後の軸変形(以降、見か けの塑性軸変形 Δ δ_pと称する)は塑性化部端部の局部座屈部の 軸変形で殆ど占められていると考え、n 半波長の三角波および 局部座屈部に形成された塑性ヒンジによりこれをモデル化する と、見かけの塑性軸変形 $\Delta \delta_n$ は(2) 式により求められる。

$$\Delta \delta_p = n \cdot l_p \left(1 - \cos \varphi_h \right)$$

一方、見かけの塑性軸変形 Δ δ_pは等価軸歪 ε_{ea}から部材の降伏 歪 ε, を引いた (3) 式でも表すことができる。

$$\Delta \ \delta_p = L_p \ \cdot (\varepsilon_{eq} - \varepsilon_y) \tag{3}$$

ここで、L_n: 塑性化部長さ=1220mm

ε::部材の降伏軸歪(材料特性より剛性が弾性剛性 の5%となった点とし、ここでは0.3%とする) ε.には局部座屈が生じていない部分が降伏応力に達するまでの 軟化部の歪を含む。(2),(3) 式より局部座屈波形の最大変形角度 φ_h は(4)式で表す。なお ε_{eam} は ε_{ea} の最大値である。

$$\varphi_{h} = \cos^{-1} \left(1 - \frac{L_{p} \cdot \left(\varepsilon_{eqm} - \varepsilon_{y}\right)}{n \cdot I_{p}} \right)$$
(4)

圧縮時の局部座屈部の最大軸方向歪 *ε_{hic}* (図 12 の円部) は前論文³⁾ と同じ考え方により(5)式で表される。なお付録2に示した3章 の結果より、ヒンジ部の相当塑性歪を軸方向塑性歪に読み替え ている。Z₁/Z₁,は分解された鋼管断面を長方形断面と仮定するこ とで2/3とする。

$$\mathcal{E}_{hlc} = \frac{\varphi_h \cdot t}{2l_p \left(1 - \frac{Z_l}{Z_{lp}}\right)} \tag{5}$$

引張時の最大歪 ε_{hll} は等価軸歪最大値 ε_{eqm} から降伏歪 ε_{y} を引いた 値として(6)式となる。

(6) $\varepsilon_{\rm hlt} = \varepsilon_{\rm eqm} - \varepsilon_{\rm y}$ 局部座屈部の平均歪範囲 Δε_{hl}は、圧縮時最大平均歪 ε_{hle}と引張時

最大歪
$$\varepsilon_{hlt}$$
 との和 (7) 式で表される。ただし ε_{hlc} は正にとる。
 $\Delta \varepsilon_{hl} = \varepsilon_{hlc} + \varepsilon_{hlt}$ (7)

さらに、等価軸歪最大値 \mathcal{E}_{egm} と圧縮時の局部歪 \mathcal{E}_{hlc} との比を歪の 集中率 α として (8) 式で表す。



図12 局部座屈モデル

表 3

 $\alpha_{c} = \varepsilon_{hlc}^{\prime} \varepsilon_{eqm}^{\prime}$

(2)

集中率 α, の計算結果を表3に示す。なお局部座屈半波数 n は実 験結果及び解析結果より等価軸歪最大値 \mathcal{E}_{eam} が 1% までは 8 とし、 $\varepsilon_{eam}=2\%$ では片端部に局部座屈変形が集中し早期に破断すること を考慮し、片端部1波への歪集中をモデル化し2としている。集 中率 α_c は ε_{eam} が 1% までは 8 程度となり、 ε_{eam} = 2% では集中率は増 加し約12となる。また径厚比が小さくなると圧縮時の局部歪 ε は7.6%から6.2%へ減少し集中率も同様に減ることから、径厚比 が局部歪及び集中率に影響を与えることがわかる。この結果よ り座屈拘束鋼管の集中率は(9)式で表現することもできる。

ここで、D/t:径厚比、 $L_p/D:$ 細長比、 \mathcal{E}_{eam} :等価歪最大値(%) 圧縮時の局部座屈部歪に関し、(5)式による値と(8),(9)式の集中 率より計算した値を比較して図14に示す。座屈拘束のない通常 鋼管ブレースの集中率 a。は局部座屈前までは5、局部座屈後は 径厚比D/tと評価されている³⁾。本論の座屈拘束鋼管はL_g/D=13.7, 等価軸歪が2%の時、集中率は径厚比D/t×0.48となり、鋼管部 材を座屈拘束することによって局部座屈部の集中率を約1/2に減 少させることが可能となっている。

次に鋼管部材の疲労破断回数の予測を行う。部材の歪から鋼 材の Manson-Coffin 式による疲労曲線を使って部材の疲労破断回 数N_cを評価する^{3),12)}。なお Manson-Coffin 式は鋼管の材質に近い SM490 材の(10) 式を用いる。

$$N_{f} = \left(\frac{\Delta \varepsilon_{p}}{65}\right)^{-1.78}$$
ここで、 $\Delta \varepsilon_{p}$: 塑性全歪範囲 (%)

(5) ~ (7) 式の歪を用いて $\Delta \varepsilon_p = \Delta \varepsilon_{hl}$ として求め、(10) 式に代入し て計算したものを表3中のN_{f(の}として示す。また、(9)式の集中 率 α_c と等価軸歪最大値 ε_{eqm} を用いて $\Delta \varepsilon_p = \varepsilon_{eqm} \times \alpha_c - \varepsilon_y + \varepsilon_{hlt}$ として求

圧縮時の局部座屈部平均歪 ε, (%) 座屈半波長1 60 ● (5)式による計算値 ●:測定值1 (8),(9)式による計算値 40 -:理論値l_p(D=ø89.1) 40 30 30 20 20 10 10 鋼管板厚t(mm)



等価軸歪ε (%) 図14 等価軸歪と圧縮時の局部 座屈部塑性歪の関係

D/t=32

X [*] ⁺ ⁺ ^u ^c ^c ^k												
	局部座屈	等価軸歪	降伏丕	巴如应员	局部座屈 波形の	局部	座屈部の塑	性歪	下統側	破断回数		
試験体名	半波長 <i>l_p</i> (mm)	最大値 ^E egm (%)	ε _y (%)	尚即產品 半波数 n	変形角度 <i>φ_h</i> (度)	圧縮側 ^{ε_{hic} (%)}	引張側 <i>ε_{hit}</i> (%)	歪範囲 ⊿ε _{hl} (%)	集中率 α_c	実験値 N _{flexp)} (サイクル)	予測値 N _{f(φ)} (サイクル)	予測値 N _{f(a)} (サイクル)
T3210	19	1.0	0.3	8	19.5	7.6	0.7	8.3	7.6	22	39	28
T2805	21	0.5	0.3	8	8.4	3.3	0.2	3.4	7.3	180	186	169
T2810	21	1.0	0.3	8	18.2	7.1	0.7	7.8	7.1	26	43	35
T2820	21	2.0	0.3	2	59.1	23.2	1.7	24.9	11.6	3	6	4
T2110	28	1.0	0.3	8	15.9	6.2	0.7	6.9	6.2	47	54	53

隼中率 α と破断回数の計算結果

(8)

め、(10)式にて計算したものを表 3 中の N_{j(a)} として示す。両者と もに予測値と実験値の破断回数は良い対応を示しており、上記 の考え方で歪集中メカニズムおよび破断回数を概ね説明するこ とができる。

5. 軸力部材のエネルギー吸収性能

前論文3)及び本論文において座屈する通常の鋼管ブレース(以 降、通常鋼管ブレース)および座屈拘束鋼管に関し歪集中率の 概念を使うことで、その部材の局部座屈部の最大歪を推定し、 鋼素材の疲労曲線(Manson-Coffin 式)を用いて部材の疲労性能を 概ね説明できることを示した。このように様々な形態の部材を 想定した場合でも、破断部への歪集中のメカニズムおよび最大 歪を推定することができれば、破断までの疲労性能やエネル ギー吸収性能を予測することが可能となる。本章では図15に示 35 すように、通常鋼管ブレース・座屈拘束鋼管に加えて、平鋼板 をモルタル充填鋼管で座屈拘束した座屈拘束ブレース13)-15) (以 25 降、座屈拘束ブレース(平板)またはBRB)の計3種類の部材に 関して統合的な評価を行う。

まず座屈拘束ブレース(平板)の歪集中率α を求める。本部材 は良好な座屈拘束効果により芯材を全長に渡り均一に塑性化さ せることで知られているが、疲労曲線は鋼素材より半分程度下 位にあり微小ながら歪の偏在が生じているものと考えられる。 この時、芯材は圧縮時の拘束材内での局部座屈変形と引張時の 伸びによって変形すると仮定し、本論では集中率を圧縮側の最 大歪を算出するために用いる。座屈拘束ブレースで疲労破断箇 所となる局部座屈部の歪範囲 $\Delta \varepsilon_{hI(RBR)}$ を圧縮側 $\varepsilon_{c} = \alpha_{c} \varepsilon_{eqm}$ 、引張側 $\varepsilon_{l} = \varepsilon_{eam}$ とし次式のように表す。

$$\Delta \varepsilon_{hl(RBR)} = \varepsilon_c + \varepsilon_l = \alpha_c \varepsilon_{eam} + \varepsilon_{eam} = (1 + \alpha_c) \cdot \varepsilon_{eam}$$
(11)

座屈拘束ブレースの芯材の鋼材を低降伏点鋼LY225とした場合、 鋼素材の全歪振幅 △ε(LY225) と疲労破断回数の関係は Manson-Coffin 式の疲労曲線として(12)式14)で表わされる。一方、座屈拘束ブ レースの疲労曲線は(13)式8)で表される。

 $\Delta \varepsilon_{(LY225)}(\%) = 0.88 N_{f}^{-0.14} + 72 N_{c}^{-0.55}$ (12) $\Delta \varepsilon_{eq(BRB)}(\%) = 20.48 N_{c}^{-0.49}$ (13) 0.1

座屈拘束ブレースと鋼素材の破断回数が等しくなる時の歪範囲 の比を β と仮定し、 $\beta=\Delta \varepsilon_{(LY225)} / \Delta \varepsilon_{eq(BRB)}$ とすると(11)式の座屈拘 東ブレースの歪集中率α,は(14)式で評価できる。

$$\alpha_c = 2\beta - 1 \tag{14}$$

図16に(14)式、本論文および前論文3)で得られた座屈拘束 ブレース(平板)、座屈拘束鋼管及び通常鋼管ブレースの歪集中 $\frac{1}{10}$ / $\frac{1}{10}$ 無次元化歪 $x^{\lambda_k^*} - \chi_{w_k} = \int W_{p_k} / \sigma_y$ 累積無次元化歪 $x^{\lambda_k^*} - \chi_{w_k} = \int W_{p_k} / \sigma_y$ 累積無次元化歪 $x^{\lambda_k^*} - \chi_{w_k} = \int W_{p_k} / \sigma_y$ 率を示す。疲労曲線より推定された座屈拘束ブレース(平板)の 集中率 α,は(14)式より等価軸歪 0.4% で 2.7、4% で 3.0 となり、歪 が大きくなるにつれ増加するが他部材のように急激な上昇もな くほぼ一定となっている。以降、座屈拘束ブレースの圧縮側の 歪集中率を3とし評価を行う。図16を見ると通常鋼管ブレース の集中率は等価軸歪0.5~1%まで座屈拘束鋼管よりも小さく なっている。これは通常鋼管ブレースが横たわみの変形により 歪集中を回避できるためであるが、材中央部に屈服を伴う局部 座屈が生じた後は鋼管断面が変形し歪集中率が急激に増加する。 これに対し座屈拘束鋼管の軸変形は芯鋼管の軸方向歪に変換さ







等価全軸歪振幅 △*ε*。(%)

10

図 20 1サイクル無次元化歪ェネルキ^{*} - χ_{w} 図 21 累積無次元化歪ェネルキ^{*} - χ_{w}

等価全軸歪振幅 Δε_{eq}(%)

D/t=28



れ、座屈拘束材の効果によって等価軸歪が1%を超えても通常 鋼管ブレースのように歪集中率は急激に増加しない。しかし芯 鋼管の塑性化部端部に次第に変形が集中して行くため座屈拘束 ブレース(平板)よりも歪集中率は大きくなる。

次に得られた歪集中率を用いて鋼素材の疲労曲線から簡便に 部材の疲労曲線を推定することを試みる。部材の破断部となる 最大歪は(11)式と同様に各等価歪に応じた歪集中率を乗じて算 出する。座屈拘束鋼管と鋼管ブレースは鋼種をSM490Bとして、 素材の疲労曲線¹⁶⁾を(15)式とする。

SM490B:
$$N_{\epsilon} = 4155 \cdot \{(1+\alpha_{\epsilon})\varepsilon_{\alpha\beta}\}^{-2.1496}$$
 ($\varepsilon_{\alpha\beta} \ge 0.2\%$) (15)

集中率による座屈拘束鋼管の破断までの疲労曲線の推定値及 び実験値を図17に、通常鋼管ブレースおよび座屈拘束ブレース (平板)の疲労曲線の推定値を図18に、それぞれの鋼素材疲労曲 線と合わせて示す。座屈拘束鋼管では推定値と実験値は良い対 応を示し、推定値によって部材の疲労特性を予測できている。 以上の結果は異なる形状の部材であっても鋼材の疲労曲線と部 材の歪集中率を用いることで統一的に部材の疲労特性を評価で きることを示している。

次に得られた疲労曲線を用いて各部材の累積変形量、エネル ギー吸収性能を算出し各々の性能を比較する。図19に破断に至 るまでの累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_{eq}$ を示す。 $\Sigma \varepsilon_{eo}$ は歪集中率を用いて算出 した部材の疲労曲線を使って $\Sigma \varepsilon_{ea} = 2 \cdot \Delta \varepsilon_{ea} \cdot N_f$ として求めている。 通常鋼管ブレースは等価軸歪範囲が1~2%までは座屈拘束鋼管よ り高い値を示しているが、局部座屈後は急激に低下し座屈拘束 鋼管の方が上回る結果となる。一方、図20に1サイクル毎の無 次元化歪エネルギーχ,(%)を示す。この値は実験結果を基に鋼材 の強度差による影響を除去するため応力のを各々の鋼材の降伏強 度 σ_v で除し $\chi_{w1} = \int W_{p1} / \sigma_v = \int \sigma \cdot d\varepsilon_{ed} / \sigma_v$ で算出している。通常鋼管 ブレースは全体座屈後に座屈部材特有の三角形状の履歴ループ を示すためにエネルギー吸収量は小さく、また同一振幅で繰返 し載荷を受ける場合でも屈服部の変形が進行するため履歴ルー プがより小さくなりエネルギー吸収量が減少する。破断までの 累積吸収エネルギーΣW,は図20のW,に繰返し回数を乗じること で得られる。図 21 に無次元化した累積吸収エネルギー $\chi_w(\%) = \Sigma W_p/$ σ_v を示す。累積吸収エネルギーは累積等価軸歪よりも各部材の 性能差が生じ、全体座屈する通常鋼管ブレースの累積エネル ギー吸収量は等価全軸歪振幅 △se が 1%~2% の範囲でも座屈拘束 鋼管と比べ同等以下となっている。△ε_{ea}=2%で比較すると、座屈

拘束鋼管の累積吸収エネルギーは通常鋼管ブレースの約15倍、 座屈拘束ブレース(平板)は通常鋼管ブレースの約100倍となる。 このように歪集中率のみならず、履歴ループの違いがエネルギー 吸収性能に大きな影響を与えることがわかる。

以上示したように、部材が破断するまでの累積エネルギー吸 収性能は累積繰返し変形性能と1 サイクルあたりのエネルギー吸 収性能の積によって表現できる。累積繰返し変形性能は累積等 価歪 Σs_{eq} 、エネルギー吸収性能は履歴特性として1 サイクル吸収 エネルギー W_{p1} で代表させると、鋼素材を基準とした部材の破断 までの累積エネルギー吸収効率 R_{zw} を次式のように定義すること ができる。

 $R_{\chi w}(\alpha_c, \Delta \varepsilon_{eq}, R_w) = R_{\chi}(\alpha_c, \Delta \varepsilon_{eq}) \cdot R_w$

$=\frac{\sum \mathcal{E}eq(m)}{\sum \mathcal{E}eq(s)}$	$\frac{\Sigma W_{p1}/\sigma_y}{2\Delta\varepsilon_{eq}}$		(16)
部材の	破断までの	部材の1サイクル	
累積	等価軸歪	無次元化歪エネルギ-	
= 鋼素材の	の破断までの	× 等価全軸歪振幅 ×2	
里	積軸歪		

累積変形量の効率R,は(16)式の第1項で部材と鋼素材の累積等 価軸歪の比とし、部材の全長における塑性歪の分配効率を表す。 第1項の最大値は1.0となり、この場合は鋼材の素材試験のよう に部材が全長に渡って均一に塑性化した理想的状態を示す。第2 項は履歴ループ効率を示し、部材の1 サイクル無次元化エネル ギー歪 R_w は、1 サイクル吸収エネルギー W_{p1} を降伏応力 σ_v および 往復の全塑性歪振幅2Δεeaで除し無次元化した値となっている。 R. は歪硬化の影響を含めても概ね1.2 程度以下の値となる。これ らの積である累積エネルギー吸収効率R_{xw}は部材の全芯鋼材量に 対し有効にエネルギー吸収している鋼材量比の指標と考えられ る。図22にR_wの計算結果を示す。座屈拘束ブレースは良好な座 屈拘束効果によりR_xは安定して0.6~0.8程度の値を示す。これ に対し、座屈拘束鋼管のR₁は △ ε_{ea} が 2% までは増加し 0.3 程度と なるが、Aseのが4%のときは塑性化端部の局部座屈変形の集中に より2%のときよりもやや低下している。一方、通常鋼管ブレー スは全体座屈を起こす1%前後までは0.1~0.2程度の値を取る が、この範囲を超え局部座屈を生じると一気に低下し、0.02~ 0.05程度の累積エネルギー吸収効率しかなくなることがわかる。

6. 結

本研究ではモルタル充填鋼管を芯材となる円形鋼管の外周に 付加して座屈拘束材とした部材について、正負交番一定振幅の 繰返し載荷実験を行い、芯材鋼管の局部座屈を伴う繰返し変形 性能に関する検討を行った。検討の変数として径厚比D/t=22~32、 載荷等価軸歪を ϵ_{eqm} =0.5~2.0%に変化させ、この違いが芯鋼管の局 部座屈性状および累積変形性能に与える影響を分析し、座屈す る通常鋼管ブレースおよび座屈拘束ブレースとの性能比較を 行った。以下に得られた結果を要約する。

1)座屈拘束鋼管は全体座屈を生じる鋼管と比べ安定した履歴性状 を示し、繰り返しに従い塑性化部端部で局部座屈を伴う歪集中 が生じ最終的に破断に至った。破断までの累積変形性能は座屈 を生じる鋼管ブレースと比べて向上し、エネルギー吸収量も大 きく改善されている。本研究での径厚比の範囲では、径厚比が小 さい方が破断に至るまでの累積変形性能が高い。

$$-147-$$

2)破断箇所となった局部座屈部の局部歪を説明できるモデルを 提示し、径厚比毎に歪集中率を設定することによって等価軸歪 より局部歪を推定する手法を示した。またこれらの局部歪を鋼 素材のManson-Coffin式の疲労曲線に代入することによって部材 の疲労破断回数を予測できることを確認した。

3) 芯材に平板を用いた座屈拘束ブレース及び通常鋼管ブレース も同様に歪集中率を設定して局部歪を推定し、鋼素材の Manson-Coffin 式から累積変形性能やエネルギー吸収性能を算出し座屈拘 束鋼管と比較した。その結果、軸部材の累積変形性能と吸収エネ ルギー性能は歪集中率及び履歴特性を変数として統一的に表現で きることを示した。

4) 軸部材の塑性化部において有効にエネルギー吸収している鋼材の比の指標として累積エネルギー吸収効率 R_{xw}の概念を提案し、各部材において評価値の比較を行った。R_{xw}は累積変形性能と1サイクル吸収エネルギー効率によって表現でき、全歪振幅 2% 以上では座屈拘束ブレースで0.6~0.8、座屈拘束鋼管で0.2~0.3、通常の鋼管ブレースでは0.05 以下の値をとることを示した。

参考文献

- 1) 日本建築学会:鋼構造座屈設計指針、1996
- 2) 竹内徹、内山智晴、鈴木一弁、大河内靖雄、小河利行、加藤史郎:座屈 拘束ブレースによるトラス鉄塔の耐震補強、一実大架構繰返し実験ー、日 本建築学会構造系論文集、No.589, pp.129-136, 2005.3
- 3) 竹内徹、鈴木一弁、松井良太、小河利行:局部座屈を伴う鋼管プレースの累積繰返し変形性能、日本建築学会構造系論文集、No.608, pp.143-150, 2006.10
- 4) 竹内徹、鈴木一弁、丸川智輝、木村祥裕、小河利行、杉山武、加藤史郎: モルタル充填鋼管により座屈拘束された圧縮鋼管部材の変形性能、日本建築学会構造系論文集、No.590, pp.71-78, 2005.4
- 5) 桑原進,多田元英,米山隆也,今井克彦:二重鋼管の補剛性能に関する研究,日本建築学会構造系論文報告集,第445号,pp.151-158,1993.3
- 6)小林智洋,稲田雅宣,今井克彦,木下陵二,森田時雄,荻野谷学:内管補 剛型二重管FLD部材の載荷実験(その1),日本建築学会大会学術講演梗概 集(関東),C-1分冊,pp.657-658,2001.9
- 7) 木下陵二,宮川和明,阪口暁洋,今井克彦:内管補剛型二重管FLD部材の載 荷実験(その2),日本建築学会大会学術講演梗概集(東海),C-1分冊,pp.765-766,2003.9
- 8) 竹内徹、井田茉利、山田哲、鈴木一弁: 変動歪振幅下における座屈拘束ブ レースの累積塑性変形性能予測,日本建築学会構造系論文集,No.586, pp.203-210, 2004.12
- 9) 藤本盛久、和田章、佐伯英一郎、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、構造工学論文集 Vol.34B, PP.249-257, 1988.3
- 10) ABAQUS6.4-1/Standard User's Manual, ABAQUS
- 11) S.Timoshenko, J. Gere: Theory of Elastic Stability, McGrawhill, 1963
- 12) 竹内徹、調浩朗、山田哲、吉敷祥一、鈴木一弁、佐伯英一郎、和田章: 梁端弾塑性ダンパーの累積変形性能および損傷度評価、日本建築学会構造 系論文集、No.600,pp115-122,2006.2
- 13)中村博志、竹内徹、前田泰史、中田安洋、佐々木孝雄、岩田衛、和田章: 実大アンボンドブレースの疲労性能に関する研究、新日鉄技報、No.372, pp49-55, 1999.10

- 14) 佐伯英一郎、杉沢充、山口種美、望月晴雄、和田章:低降伏点鋼の低サ イクル疲労特性に関する研究、日本建築学会構造系論文 No.472, pp139-147, 1995.6
- 15)前田泰史、中田安洋、岩田衛、和田章:軸降伏型履歴ダンパーの疲労特 性に関する研究、日本建築学会構造系論文 No.503,pp109-115,1998.1

16) 征矢勇矢:疲労破壊概論、応用工学コース「破壊の基礎」第Ⅱ期、埼玉 工業大学大学院システム工学、pp43,2001.9

付録1

$$\alpha = \frac{C}{\gamma} \left(1 - e^{-\gamma \varepsilon_p} \right) \tag{(11)}$$

ここで、 ε_{ρ} :相当塑性歪、C, γ :鋼材の材料特性により決定する係数 一方、第方硬化成分は、発展していく弾性域の大きさ σ を下式で定めている

$$\sigma^{0} = \sigma|_{0} + \alpha \tag{ff}$$

ここで、σ|。:塑性歪が無いときの降伏応力

従って、主応力進展時には移動硬化成分と等力硬化成分が同じ割合で含まれ ることになる。

付録2

3章の有限要素解析で得られた結果の内、T2810 試験体における局部座屈部 (出張り部)内側の軸方向歪、円周方向歪、板厚方向歪の変化を付図1に示す。 また、各方向塑性歪より次式にて相当塑性歪を評価し、単軸歪に換算した相 当歪の変化を合わせて示す。なお、正負は軸方向歪に合わせている。

$$\overline{\varepsilon}_{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \left[\left(\varepsilon_{1}^{p} \right)^{2} + \left(\varepsilon_{2}^{p} \right)^{2} + \left(\varepsilon_{3}^{p} \right)^{2} \right]}$$
(ff 3)

ただし、 ϵ_{i}^{ρ} :軸方向塑性歪、 ϵ_{i}^{ρ} : 四周方向塑性歪、 ϵ_{i}^{ρ} :板厚方向塑性歪である。 同図を見ると、局部座屈部の相当歪は軸方向歪とほぼ同等の値で推移してお り、本座屈形式を単純化したモデルにおいては軸方向歪を相当歪と読み替え て評価を行っても、誤差は限定的であると考えられる。他の試験体も同様の 傾向を示す。



(2007年3月5日原稿受理, 2007年7月18日採用決定)