

塔状トラス架構の累積地震エネルギー吸収性能

CUMULATIVE SEISMIC ENERGY DISSIPATION CAPACITY OF TRUSS TOWER STRUCTURES

鈴木一弁 — * 2 竹内 徹 — * 1
大河内靖雄 — * 3 小河利行 — * 4
加藤史郎 — * 5

Kazuaki SUZUKI — * 2 Toru TAKEUCHI — * 1
Yasuo OOKOUCHI — * 3 Toshiyuki OGAWA — * 4
Shiro KATO — * 5

キーワード：
トラス, 鉄塔, 鋼管ブレース, 座屈, 地震応答, 累積変形, 座屈拘束, 耐震補強

Keywords :
Truss, Tower, Tubular brace, Buckling, Seismic response, Cumulative deformation, Buckling Restraint, Seismic retrofit

Seismic retrofit of tower structures by additional buckling restrainer or replacing critical members by buckling restrained braces have been proposed and took into practice by the authors. In this paper, these retrofit methods are studied with the point of view of their cumulative seismic energy dissipation capacities until the fracture of axial members. Past experimental results on various axial members including buckling effects are applied to these verifications.

1. 序

近年、東海・東南海地震などの想定地震やその想定被害データなどの研究成果が公表される中、既存建築物の耐震安全性能の見直しが盛んに行われるようになった。また耐震性能を向上させるために様々な耐震補強方法が研究開発され、多くの建築物に適用されている。著者らは既論文^{1)~3)}にて建屋上に設置された通信鉄塔の耐震補強をモデルとし、鉄塔の斜材を地震エネルギー吸収部材である座屈拘束ブレースに交換する耐震補強構法を提案しその適用を報告した。同構法では地震時に座屈する斜材を座屈拘束ブレースに置換えたり、座屈拘束鋼管を付加することでこれらの部材に地震エネルギーと損傷を集中させ、他の構成する部材の損傷を回避させている。同手法はラーメン構造やRC 壁式構造のみならず通信鉄塔のような塔状トラス架構においても制振部材による耐震改修が可能であることを示している⁴⁾。

本論では既論文^{1)~3)}で提案した通信鉄塔の各耐震補強構法を、その後実施された軸力部材の繰り返し載荷実験結果を基に部材および架構の地震エネルギー吸収効率の点から分析する。具体的には鉄塔の一部に使用する軸力部材に図1に示す1)通常鋼管ブレース、2)座屈拘束鋼管部材、3)座屈拘束ブレースの3種類を設定し、これらの部材適用による耐震性能の違いを分析する。これらの各軸力部材はエネルギー吸収性能に差があり、さらに部材によって要求性能を満足するトラス架構への配置位置、箇所数が異なる。本論では各軸力部材の歪集中率による破断までのエネルギー吸収性能の差を考慮し、時刻歴応答解析による応答履歴を用いて部材のエネルギー吸収効率を評価するとともに、エネルギー吸収部材の配置・数量の差を

考慮したトラス架構全体のエネルギー吸収性能を評価する。また耐震改修をする上での構造設計効率を表現する指標の誘導を試みる。

2. 解析概要

2.1 解析モデル

図2に検討対象とする通信鉄塔の解析モデルを示す。対称構造物はSRC 造の地上5階建建屋の屋上に、高さ約53.75mの鋼管トラス構造の塔状鉄塔が設置されている。本解析モデルは既報³⁾と同じモデルとなっている。

解析モデルの設定においては、まず建屋部分の柱・梁を線材部材とし耐震壁は側柱と壁板を表すバネを立体的に剛梁で連結した線材モデル(壁谷澤モデル)に置換し、鉄塔部分は各トラス部材を線材部材として建屋と鉄塔を屋上部分で連結した建屋付立体解析モデルを作成する。この立体モデルに地震動を入力し地震応答解析を行って建屋屋上応答波を取り出し、最終的に図2に示すような立体鉄塔解析モデルに建屋屋上応答波を入力して解析を行う。上記の手法により、詳細な立体鉄塔モデルを作成し、同一入力に対し様々な部材配置のパターンを試みる。減衰は瞬間剛性比例型とし、鉄塔1次固有周期に対して1%の内部粘性減衰とする。

2.2 改修設計方針

検討モデルを作成するための改修設計方針は文献5)にならい、以下の方法を採用。すなわち、座屈を考慮せずに増分解析または時刻歴応答解析を実施し、最初に塑性化する部材から制振部材に置き換えていく。置き換えの方針としては、既存鋼管を別の座屈拘束鋼管でカバーし空隙にモルタルを充填する座屈拘束鋼管補強構法と、座屈拘束ブレースへの取替えの2種類を想定する。これに無補強モデ

*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)
(〒152-8552 東京都目黒区大岡山2-12-1-M1-29)

*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 中部電力(株)土木建築部建築グループ 修士(工学)

*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

*5 豊橋技術科学大学建設工学系 教授・工博

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

*2 Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

*3 Chubu Electric Power Co., Inc. Building Const. Div., M. Eng.

*4 Prof., Dept. of Arch. and Civil Eng., Tokyo Institute of Technology, D. Eng.

*5 Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Toyohashi University of Technology, D. Eng.

ルを加え、1)通常鋼管ブレースによる無補強モデル、2)座屈拘束鋼管部材による補強モデル、3)座屈拘束ブレース(平板)への取替えモデル、の3種類のモデルを設定する。2)の座屈拘束鋼管部材は既設の斜材に座屈拘束用の鋼管部材を現場で取り付け座屈拘束鋼管部材にすることを前提としており、通常鋼管ブレースと同じ断面を持ちながら圧縮時に全体座屈しないブレースとなる。3)の座屈拘束ブレースは塑性化部となる芯材の形状を平板、鋼材を低降伏点鋼LY225とし、降伏軸力は風荷重を少し越えた値として断面を設定した。表1に鉄塔の部材サイズを示す。先述した方針に沿って設計を繰返した結果、2)の座屈拘束鋼管による補強は1節および6～14節を補強することで、次節で設定する外力により残りの部材が座屈しなくなった(図3)。また、3)の座屈拘束ブレースによる取替えでは、7～11層までの置き換えで、他の部材の座屈を回避できることが分かった(図4)。表1に配置した節と座屈拘束鋼管部材の引張・圧縮の降伏軸力を示す。3)の構法では、補強前より小さな断面で斜材を置き換え、多くの入力エネルギーをここに集中させることで、2)の構法より小さな置き換え量で他の部位の損傷を回避させ得ることが分かる。

2. 3 各部材の復元力特性と入力地震動

モデル化に際し、通常鋼管ブレースは、柴田－若林モデル^{6),7)}の

履歴特性を使用し、初期圧縮耐力と繰返し圧縮耐力の比を1.2とした。座屈拘束鋼管部材及び座屈拘束ブレースはバイリニア型の弾塑性履歴特性とし二次剛性は一次剛性の2%とした。

入力地震動は建設省告示1461号(平成12年)に則り、極稀に発生する地震動として前報³⁾と同様擬地震波3波を作成した。図5に立体鉄塔解析モデルに入力した屋上応答波を示す。

3. 解析結果

図6(a-1)～(c-1)及び(a-2)～(c-2)に各モデルの最大加速度、最大層間変形角を、図6(a-3)～(c-3)に各軸力部材の9～10節における代

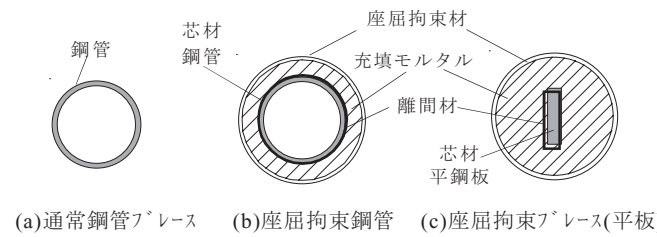


図1 適用軸力部材の断面図

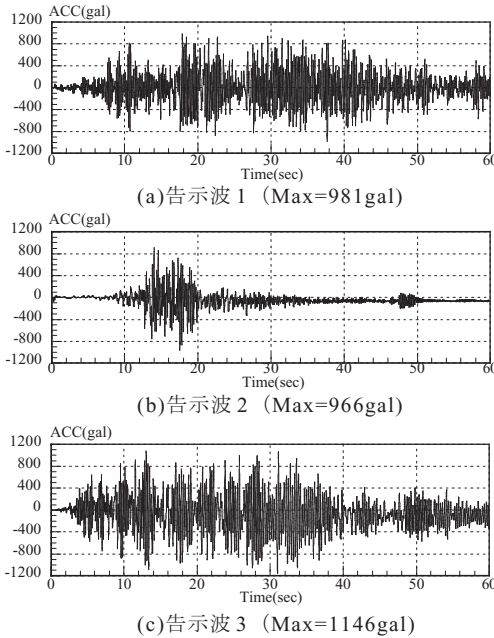


図5 建屋屋上の時刻歴地震動入力波形

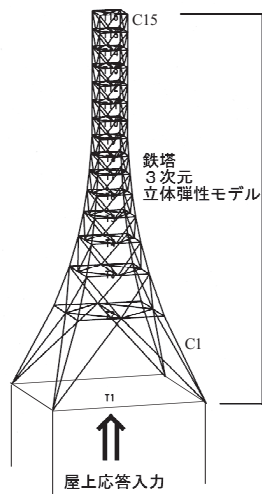


図2 解析モデル

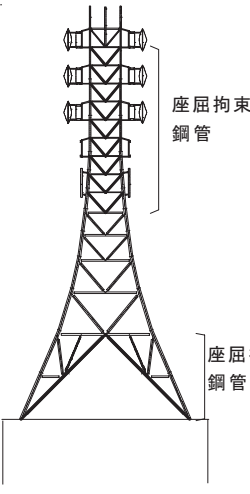


図3 座屈拘束鋼管補強

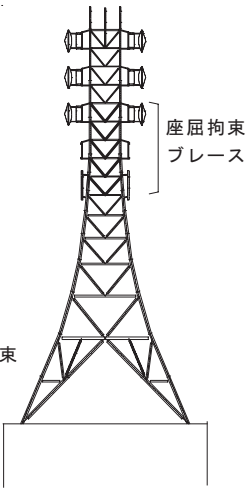


図4 座屈拘束ブレース交換

表1 鉄塔部材リスト

柱				斜材									
符号	断面サイズ (mm)	鋼材	細長比 η	符号	通常鋼管ブレース				座屈拘束鋼管部材 (芯材鋼管)		座屈拘束ブレース		
					断面サイズ (mm)	鋼材	座屈長さ (mm)	細長比 η	径厚比 D/t	降伏軸力 (kN)	塑性化部 断面サイズ	鋼材	降伏軸力 (kN)
C1	355.6 ϕ $\times$ 7.9	STK540	44	W1	355.6 ϕ $\times$ 7.9	STK540	8376	68	45	3365	—	—	—
C2	↑	↑	44	W2	318.5 ϕ $\times$ 6.9	STK540	7507	68	46	—	—	—	—
C3	↑	↑	44	W3	267.4 ϕ $\times$ 6.6	STK540	5721	62	41	—	—	—	—
C4	↑	↑	34	W4	216.3 ϕ $\times$ 5.8	STK540	4608	62	37	—	—	—	—
C5	↑	↑	34	W5	↑	STK540	4033	54	37	—	—	—	—
C6	318.5 ϕ $\times$ 6.9	↑	27	W6	165.2 ϕ $\times$ 4.5	STK540	3632	64	37	886	—	—	—
C7	↑	↑	27	W7	139.8 ϕ $\times$ 4.5	STK400	3288	67	31	450	t16 $\times$ w40	LY225	144
C8	↑	↑	23	W8	↑	STK400	3203	67	31	450	t16 $\times$ w45	↑	162
C9	267.4 ϕ $\times$ 6.6	↑	23	W9	↑	STK400	3201	67	31	450	t16 $\times$ w55	↑	198
C10	↑	↑	26	W10	↑	STK400	3201	67	31	450	t16 $\times$ w55	↑	198
C11	216.3 ϕ $\times$ 5.8	↑	26	W11	↑	STK400	3201	67	31	450	t16 $\times$ w55	↑	198
C12	↑	↑	29	W12	↑	STK400	3202	67	31	450	—	—	—
C13	165.2 ϕ $\times$ 4.5	↑	38	W13	↑	STK400	3202	67	31	450	—	—	—
C14	↑	↑	51	W14	↑	STK400	3202	67	31	450	—	—	—
C15	↑	↑	55	W15	↑	STK400	3202	67	31	—	—	—	—

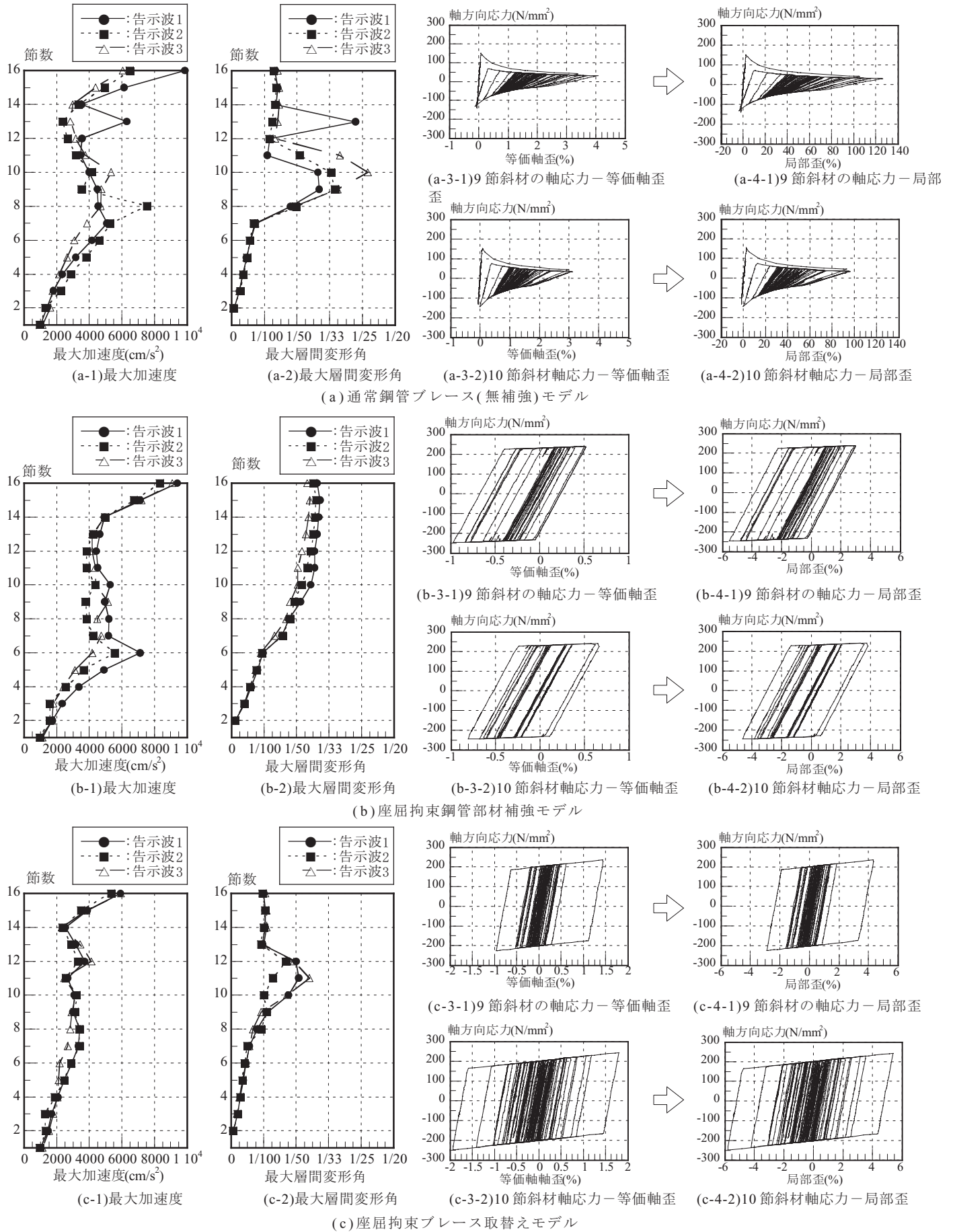


図 6 時刻歴応答解析結果

表的な軸方向応力-等価軸歪関係をそれぞれ示す。なお、ここで等価軸歪は部材の軸変形を節間距離で除した値と定義している。各モデルの1次固有周期は、無補強モデル及び座屈拘束鋼管補強モデルで0.655秒となり、座屈拘束ブレース交換モデルは0.663秒となった。1)の無補強モデルでは、7節から12節までの通常鋼管ブレースが座屈し過大な変形が生じている。履歴ループは座屈後に圧縮側に偏って大きく変形が進み、最大等価軸歪は9節で4%を越え、層間変形角も最大1/24に至る。最大加速度は座屈拘束鋼管補強よりも小さくなる節があるが、これは座屈した部材に変形が集中し、架構が剛性低下、長周期化するためである。解析上鋼管ブレースの破断判定はまだ行っていないため、見かけのエネルギー吸収量は実際より大きくなっている。2)の座屈拘束鋼管部材の芯材は通常鋼管ブレースと同じ断面であるため、引張・圧縮降伏軸力は高めに設定され、最適な降伏軸力を設定できる座屈拘束ブレースの2倍以上となっている。そのため図6(b-3)に示すように履歴ループはエネルギー吸収を行っているが、変形した等価軸歪は1%以下と小さい。最大層間変形角は1/37に低減されており、座屈拘束部材補強することで斜材の座屈を回避することができている。3)の座屈拘束ブレース取替え構法では、座屈拘束ブレースは等価軸歪で±2%程度まで変形し、降伏軸力も低いことから等価軸歪±1%以下の小歪振幅でも安定したエネルギー吸収を行っている。最大層間変形角は座屈拘束ブレースを配置した節で大きくなっているが他の構法に比べ低減率は最も大きい。最大加速度は最大で10000cm/s²から6000cm/s²へ約40%減少しており、他構法の地震応答結果と比較すると最も高い制振効果が得られている。

4. 軸力部材のエネルギー吸収性能

これまで軸力部材の歪を等価軸歪で表現してきたが、等価軸歪は部材全体の平均歪であるため、部材が実際に破断する局所の歪を表していない。著者らは文献8)～9)で座屈を伴う各軸力部材の繰返し荷重下の破断までの過程を分析している。通常の鋼管ブレースは全体座屈後に局部座屈による屈服部が形成され破断にいたる。座屈拘束鋼管部材と座屈拘束ブレースは、座屈拘束部材によって全体座屈は生じず、座屈拘束する部材内で芯材鋼管が緩やかな局部座屈を生じ最終的にそこで低サイクル疲労破断する。両者は芯材における塑性歪の偏在度合いが異なるため、エネルギー吸収性能に違いが生じる。上記論文では各軸力部材の破断部となる局部座屈歪を求めるために、各軸力部材の歪集中度 α_c を定義している。局部座屈部の歪範囲 $\Delta\epsilon_{hl}$ は最大等価歪 ϵ_{eqm} (%)および歪集中度 α_c を用いて圧縮側 $\epsilon_c = \alpha_c \epsilon_{eqm}$ 、引張側 $\epsilon_t = \epsilon_{eqm}$ とし、(1)式のように表す。

$$\Delta\epsilon_{hl} = \epsilon_c + \epsilon_t = \alpha_c \epsilon_{eqm} + \epsilon_{eqm} = (1 + \alpha_c) \cdot \epsilon_{eqm} \quad (1)$$

表2に文献8)9)で提案された各軸力部材の歪集中度 α_c を、図7に等価軸歪の変化に伴う歪集中度の変化を示す。得られた歪集中度 α_c を用いて部材の破断部となる最大歪は(1)式で各等価軸歪に応じた歪集中度を乗じて算出することで、鋼素材の疲労曲線から簡便に部材の疲労曲線を推定できる。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¹⁰⁾を(2)式とする。

$$SM490B: N_f = 4155 \cdot \{(1 + \alpha_c) \epsilon_{eq}\}^{-2.1496} \quad (\epsilon_{eq} \geq 0.2\%) \quad (2)$$

座屈拘束ブレースは芯材鋼材を低降伏点鋼LY225とした場合、鋼

表2 各軸力部材の歪集中度 α_c

軸力部材	歪集中度 α_c
通常鋼管ブレース	$\alpha_c = \begin{cases} 5 & (\text{局部座屈前}) \\ \text{径厚比 } D/t & (\text{局部座屈後}) \end{cases}$
座屈拘束鋼管部材	$\alpha_c = \begin{cases} (D/t) \cdot (L_p/D) \cdot 0.02 & (\epsilon_{eqm} \leq 1\%) \\ (D/t) \cdot (L_p/D) \cdot \left(0.05 - 0.03 \frac{1}{\epsilon_{eqm}}\right) & (\epsilon_{eqm} > 1\%) \end{cases}$ D: 鋼管径、t: 鋼管板厚、L_p: 塑性化長さ、ϵ_{eqm}: 最大等価歪(%)
座屈拘束ブレース	3

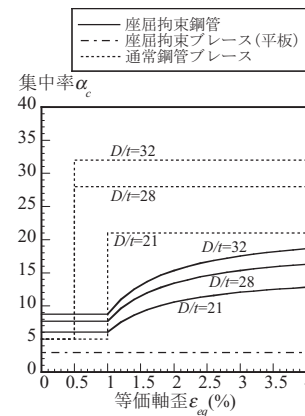


図7 歪集中度 α_c

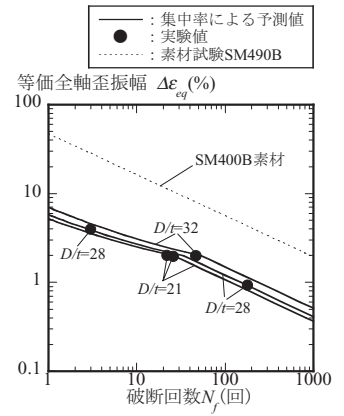


図8 座屈拘束鋼管部材の疲労曲線

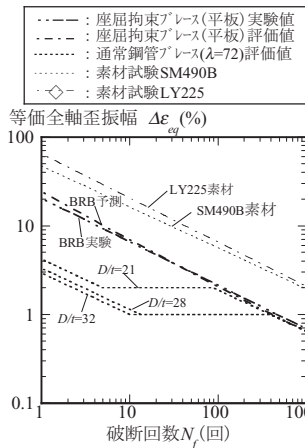


図9 座屈拘束ブレース(平板)と通常鋼管ブレースの疲労曲線

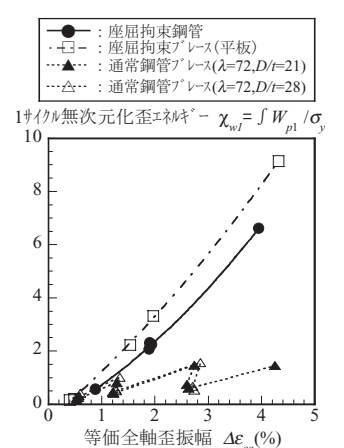


図10 1サイクル無次元化歪エネルギー $\chi_{wl} = \int W_{p1} / \sigma_y$

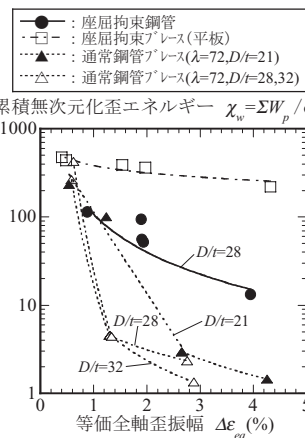


図11 累積無次元化歪エネルギー $\chi_w = \Sigma W_p / \sigma_y$

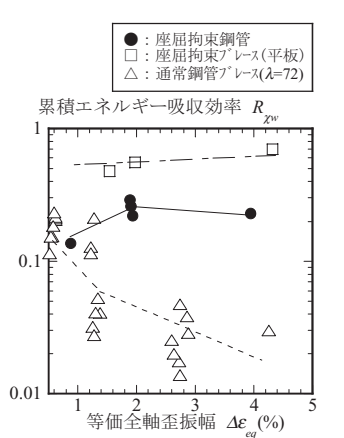


図12 累積エネルギー吸収効率 R_w

素材の全歪振幅 $\Delta\epsilon_{(LY225)}$ と疲労破断回数の関係は Manson-Coffin 式の疲労曲線として(3)式¹¹⁾で表わす。

$$\Delta\epsilon_{(LY225)}(\%) = 0.88N_f^{-0.14} + 72N_f^{-0.55}$$

(3)

鋼素材 LY225 の疲労曲線(3)式を図 9 中に示す。

素材疲労曲線と集中率より算定した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 8 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 9 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。

図 10 に実験より得られた 1 サイクル毎の無次元化歪エネルギー $\chi_{w1}(\%)$ を示す。この値は鋼材の強度差による影響を除去するため応力 σ を各々の鋼材の降伏強度 σ_y で除し $\chi_{w1} = \int W_{p1} / \sigma_y = \int \sigma \cdot d\epsilon_{eq} / \sigma_y$ 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载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している。破断までの累積吸収エネルギー ΣW_p は図 10 の W_{p1} に繰返し回数を乗じることで得られる。図 11 に無次元化した累積吸収エネルギー $\chi_w(\%) = \Sigma W_p / \sigma_y$ を示す。累積吸収エネルギーは累積等価軸歪より各部材の性能差が拡大し、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。

累積繰返し変形性能は累積等価歪 $\Sigma\epsilon_{eq}$ 、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 $R_{\chi w}$ を(4)式のように定義することができる。

$$R_{\chi w}(\alpha_c, \Delta\epsilon_{eq}, R_w) = R_{\chi}(\alpha_c, \Delta\epsilon_{eq}) \cdot R_w = \frac{\Sigma\epsilon_{eq(m)}}{\Sigma\epsilon_{eq(s)}} \cdot \frac{\Sigma W_{p1} / \sigma_y}{2\Delta\epsilon_{eq}}$$

(4)

$$= \frac{\text{部材の1サイクル
累積等価軸歪}}{\text{鋼素材の破断までの
累積軸歪}} \times \frac{\text{部材の1サイクル
無次元化歪エネルギー}}{\text{等価全軸歪振幅} \times 2}$$

累積変形量の効率 R_{χ} は(4)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_y および往復の全塑性歪振幅 $2\Delta\epsilon_{eq}$ で除し無次元化した値となっている。 R_w 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 $R_{\chi w}$ 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 12 に各部材の $R_{\chi w}$ の計算結果を示す。

5 ． 累積エネルギー吸収効率の評価

最後に 3 章で行った鉄塔の時刻歴応答解析結果累積エネルギーを用いて架構の累積エネルギー吸収効率を評価する。表 3 に各軸力部材を配置した鉄塔の地震応答解析結果および軸力部材の最大変形時の代表的部材の最大等価軸歪振幅を示す。この等価軸歪から前章の各軸力部材毎の歪集中率を用いて破断部の最大局部歪を算出した。図 6(a-4-1)～(c-4-2)に 9 節、10 節の部材の軸方向応力-局部歪の関係を示し、表 3 にその最大局部歪振幅を示す。1)の無補強モデルの通常鋼管ブレースは最大等価軸歪 3%~4% に対し、最大局部歪振幅は 96%~126% まで達している。2)の座屈拘束鋼管部材は 9 節の最大等価軸歪が引張側で 1% になり、最大局部歪振幅は 5.5% に留まる。全歪振幅は 9 節、10 節で約 1.5% 程度である。3)の座屈拘束ブレースは

表 3 各改修構法のエネルギー吸収性能

項目	通常鋼管ブレース(無補強)			座屈拘束鋼管補強			座屈拘束ブレース取替		
設置した(座屈)した節	7~12節			1,6~14節			7~11節		
本数	48			80			40		
節	8	9	10	8	9	10	9	10	11
塑性化部長さ L_p (mm) (L:節点間距離)	L			L/2.5			L/2.5		
	3230	3210	3210	1292	1284	1284	1292	1284	1284
応答最大等価軸歪振幅 e_{eqm} (%)	3.2	4.1	3.1	0.6	1.0	0.8	1.4	1.9	1.8
応答最大等価全歪振幅 e_{eqm} (%)	3.3	4.2	3.2	1.1	1.5	1.5	2.4	3.7	2.9
最大局部歪振幅推定値 e_{lim} (%)	98.4	126.0	96.0	3.6	5.5	4.6	4.3	5.9	5.5
入力累積無次元化 歪エネルギー χ_{wf} (%)	5.2	7.8	6.9	2.4	9.7	4.9	10.0	39.6	70.7
破断時累積無次元化 歪エネルギー χ_w (%)	0.9			70			300		
破断予測	応答中に破断			破断せず			破断せず ^a		
架構全重量 W_T (ton)	145			152			147		
エネルギー吸収部重量 W_E (ton) (芯材の塑性化部+弾性部)	2.3			9.5			3.2		
部材全重量 W_T に対する エネルギー吸収部重量 W_E の割合 $W_E/W_T(\times 10^{-2})$	1.6			6.2			2.2		
累積エネルギー吸収効率 $R\chi_w$ 最小値	0.03			0.25			0.55		
架構の累積エネルギー吸収効 率 $R\chi_w(\times 10^{-2})$	0.05			1.55			1.21		

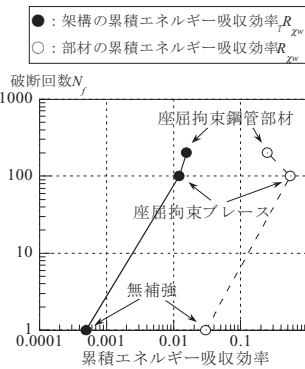


図 13 累積エネルギー吸収効率と破断地震回数 累積エネルギー吸収効率 R_{cw} 最小値

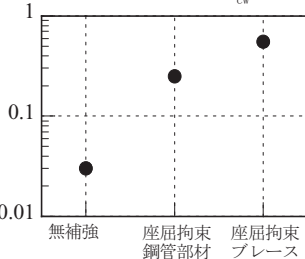


図 14 各構法の累積エネルギー吸収効率

座屈拘束鋼管部材よりも降伏軸力を小さく設定したため等価軸歪振幅は大きくなっており、最大で2%、全振幅では約4%となる。ただし局部歪は歪集中率 α_e が小さいために最大でも約6%に留まり、座屈拘束鋼管部材とあまり変わらない。これらの履歴特性から入力無次元化歪エネルギー χ_{wi} および破断に至る累積無次元化歪エネルギー χ_w を算出し表3に示す。通常鋼管ブレースは χ_w が1以下であるのに対し χ_{wi} は5を超えており、図9の疲労曲線から破断回数が1回の等価軸歪振幅は3%であるのに対し応答最大等価軸歪振幅も4%以上生じている。これらから通常鋼管ブレースは地震応答中に破断すると考えられる。2)の座屈拘束鋼管部材は $\chi_w=70$ に対し χ_{wi} の最大値は9節で9.7に留まり、最大の等価軸歪振幅も1%であるため、図8から判断して地震時には破断しないと考えられる。座屈拘束ブレースも $\chi_w=300$ に対し χ_{wi} が最大で11節の70.7であり、同様に破断しないと考えられる。

次に本鉄塔モデルにおける累積エネルギー吸収効率について考察する。各軸力部材毎に鉄塔の部材全重量に対する各軸力部材のエネルギー吸収部の重量の割合 W_E/W_T を表3中に示す。座屈拘束鋼管部材及び座屈拘束ブレースの場合は芯材の重量（弾性部+塑性化部）としている。座屈拘束鋼管補強モデルは設置本数が80本と多いため全重量との割合は6.2%と最も多くなったが、座屈拘束ブレースは設置本数が40本であったため重量割合は約1/3の2.2%と少ない。通常鋼管ブレースは座屈した部材の部材重量の割合は全重量に対し1.6%であった。

そこで各々の構法における架構全体の累積エネルギー吸収効率 rR_{zw} を考える。 rR_{zw} は架構全重量 W_T に対してエネルギー吸収部材の個別重量 w_E の累積エネルギー吸収効率 R_{zw} の割合と定義し式(6)に示す。計算結果を表3に示す。

$$rR_{zw} = \frac{\sum (R_{zwE})}{W_T} \quad (5)$$

(5)式による座屈拘束ブレース取替えモデルの rR_{zw} は1.21%となる。座屈拘束鋼管補強構法は設置本数が多く重量が多いために1.55%となる。部材の R_{zw} では座屈拘束鋼管補強構法は座屈拘束ブレース取替え構法の約1/2.5であったが架構全体としてはその差は縮まる。無補強モデルの rR_{zw} は0.05%となり、座屈拘束鋼管補強構法と比較して rR_{zw} は約1/300となる。架構内の部材で最も早く破断する部材の地震繰返し回数予測値を表3に示す。座屈拘束鋼管部材は座屈拘束ブレースよりも部材の歪が小さいため約200回となり、座屈拘束ブレースは約100回となる。図13に示すように、 rR_{zw} は破断地震回数と相関性が見られる。

一方、耐震改修をする上での設計効率をエネルギー吸収部材への置換え数量が少なくエネルギー吸収部材の重量比が少ないことと考え、(架構全体の累積エネルギー吸収効率 rR_{zw}) / (エネルギー吸収部材の重量比)と定義する。すると設計効率は $rR_{zw} / (W_E/W_T)$ となり、累積エネルギー吸収効率 R_{zw} が一定の場合は R_{zw} 自体の値と等しくなる。設計効率が良い耐震改修の方法は高い R_{zw} のエネルギー吸収部材を効率的に設置することになる。このように部材の累積エネルギー吸収効率 R_{zw} は設計効率を評価する上でも指標になると考えられる。図14に各構法の R_{zw} を示す。本例では、最も効率的な改修構法は3)の座屈拘束ブレース取替えであることが分かる。

6. 結

本研究では通信鉄塔の耐震改修に際しトラス架構斜材座屈を許容した通常鋼管(無補強)、既存部材を鋼管により座屈拘束した座屈拘束鋼管補強、座屈拘束ブレース取替えの3種類の改修構法について、鉄塔の地震応答性状および累積エネルギー吸収効率の評価を行った。以下に得られた結果を要約する。

1)通常鋼管(無補強)は地震応答中に斜材が座屈しその架構は最大層間変形角1/24と大きく変形した。座屈拘束鋼管補強及び座屈拘束ブレース取替えモデルは、他の斜材が座屈することなく最大加速度及び最大層間変形角を減少させる効果を確認した。

2)破断箇所となる局部座屈部の局部歪を歪集中率と等価軸歪より推定し、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し、累積変形性能やエネルギー吸収性能を算出した。通常鋼管ブレースは最大軸歪振幅や累積無次元化歪エネルギー、及び疲労曲線から判断し地震応答中に破断すると評価される。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、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の部材の累積エネルギー吸収効率 R_{zw} の評価を行った。

5)架構全体の累積エネルギー吸収効率 rR_{zw} の概念を提案し、評価を行った。 rR_{zw} は破断までの地震回数と相関が見られる。一方、設計効率の良い耐震改修は高い R_{zw} のエネルギー吸収部材を効率的に使用することで達成されると考えられる。

参考文献

- 1) 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一、日本建築学会構造系論文集、No.589, pp.129-136, 2005.3
- 2) 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
- 3) 大河内靖雄、竹内徹、加藤史郎、鈴木一弁：座屈拘束ブレースを用いた既存通信鉄塔の耐震補強工事、日本建築学会技術報告集、No.22, pp.179-184, 2005.12
- 4) 竹内 徹、小河利行、鈴木達人、熊谷知彦、山形智香：立体トラス架構の損傷制御設計に関する基礎的研究、日本建築学会構造工学論文集、Vol.51B, 2005.3
- 5) 制振部材を用いた立体トラス構造のデザイン、鉄構技術、2005
- 6) 柴田道生、若林実：鉄骨筋違の履歴特性の定式化、その1定式化関数の誘導、日本建築学会論文報告集、No.316, pp.18-23, 1982.6
- 7) 柴田道生、若林実：鉄骨筋違の履歴特性の定式化、その2応答解析への適用、日本建築学会論文報告集、No.320, pp.29-35, 1982.10
- 8) 竹内徹、鈴木一弁、松井良太、小河利行：局部座屈を伴う鋼管ブ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
- 9) 竹内 徹、鈴木一弁、松井良太、小河利行：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、日本建築学会構造系論文集、No.620, pp.141-148, 2007.10
- 10) 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
- 11) 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集No.472, pp139-147, 1995.6
- 12) 竹内徹、井田茉莉、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

[2007年10月18日原稿受理 2007年12月17日採用決定]