

損傷制御構造における座屈拘束ブレースの性能評価

PERFORMANCE EVALUATION OF BUCKLING-RESTRAINED BRACES ON DAMAGE CONTROLLED STRUCTURE

加藤 貴志*, 岩田 衛**, 和田 章***
Takashi KATO, Mamoru IWATA and Akira WADA

This paper discusses performance evaluation of buckling-restrained braces on a damage controlled structure by numerical analysis using two dimensional FEM model. Strains at beam-ends on the damage controlled structure are examined. Ductility factors, cumulative ductility factors, energy absorption ratios, and fatigue properties of the buckling-restrained braces are investigated from the analytical viewpoint. Tension and compression cyclic loading tests of the buckling-restrained braces are analyzed. Finally, seven types of the buckling-restrained braces are totally evaluated.

Keywords: Damage-controlled-structure, Buckling-restrained braces, Required performance, Performance evaluation
損傷制御構造, 座屈拘束ブレース, 要求性能, 性能評価

1. 序論

鋼構造骨組の耐震設計において、柱梁からなる骨組のねばり強さに期待した方法が長年使われていた。しかし、1995年1月の兵庫県南部地震における建物の被害を経験して、主架構である柱、梁、特に梁端部に塑性ヒンジを生じさせて、地震エネルギーを吸収する設計法の限界が明らかとなった。このような背景から、建物の応答をエネルギー吸収機構を用いて制御する、応答制御構造が注目を集めている。応答制御構造のなかでも、主架構と並列にエネルギー吸収機構を組み込み、その部材を犠牲にすることによって地震によるエネルギーを吸収させ、主架構はできるだけ弾性範囲に抑える構造を損傷制御構造と呼んでいる¹⁾。損傷制御構造では、大地震動レベルの入力に対しても主架構の応力は弾性範囲内であり、従来の構造と比較して建物の応答を20～50%以上低減することも可能である。また、損傷箇所を特定することにより補修、取り替えによるコストを最小限に留めることができる等の経済的メリットもある。

損傷制御構造において、エネルギー吸収機構として用いるダンパーの一つに、座屈拘束ブレースがある。座屈拘束ブレースは、従来のブレースが圧縮力を受けた場合に座屈を生じるという欠点を軸力を受ける鋼材の周囲を鋼管等で補剛することにより座屈させないようにしたものである。従来のブレース構造の場合、座屈を防止するために細長比の小さなブレースが用いられ、構造物の剛性が大きくなり相対的に堅い建物になるため加速度応答が大きくなる傾向があったが、座屈拘束ブレースの場合、鋼管等で補剛されている部分

はブレースの断面を小さくできるため、ブレース構造でも柔らかい建物にすることができる。このような特長から、日本では各開発者によって数種類の座屈拘束ブレースが開発され実用化されている。

著者等は、既往の研究において最近日本で開発された座屈拘束ブレース4タイプについて断面性能を揃えた設計を行ったうえで性能比較実験を行っている²⁾。しかし、これらの座屈拘束ブレースが実際の建物に組み込まれたときにどの程度その性能を発揮するかについては不明確な点も多い。また、極めて稀に起こる地震動レベルまで考慮して損傷制御構造における座屈拘束ブレースの性能に着目して評価している例は既往の研究にはない。極めて稀に起こる地震動レベルに対しては、損傷制御構造においても主架構に多少の降伏を許容することも考慮した検討が必要である。そこで、本論では著者等が最も標準的と考える損傷制御構造モデルにおいて、精度の高い骨組解析理論に基づいた数値解析を行い、各レベルごとの地震動を入力し、主架構の損傷および座屈拘束ブレースに要求される性能を明らかにする。また、既往の研究における座屈拘束ブレース性能比較実験²⁾ および新製造法による座屈拘束ブレースの開発実験結果(付録参照)を用いて各試験体の性能評価も併せて行う。

2. 数値解析手法

2.1 損傷制御構造の設計クライテリア

損傷制御構造における設計クライテリアの例を表1に示す。構造ランクは、性能の良い方からS, A, B, Cの4ランクとして設定する。

* ㈱アルファ構造デザイン事務所 工修

** 神奈川大学工学部建築学科 教授・工博

*** 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

Alpha Structural Design, M. Eng.

Prof., Dept. of Architecture and Building Engineering, Kanagawa University, Dr. Eng.

Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

損傷制御構造における特長、すなわち主架構の断面を低減してもダンパーによるエネルギー吸収能力を最大限に発揮することによって、大地震動レベルの外力に対しても層間変形角を1/100以内に抑えるという観点から、本論では、ランクAとBの中間程度の構造ランクを目標として骨組みを設計し、数値解析の対象とする。

表1 損傷制御構造における設計クライテリア例

| 入力エネルギー | | レベル1 | レベル2 | レベル3 | レベル4 | |
|---------|---|-------|-------|-------|-------|-------|
| 構造ランク | S | 応力状態 | 弾性域 | 弾性域 | 弾性域 | 弾性域 |
| | | 層間変形角 | 1/300 | 1/200 | 1/150 | 1/100 |
| | A | 応力状態 | 弾性域 | 弾性域 | 弾性域 | 一部降伏 |
| | | 層間変形角 | 1/200 | 1/150 | 1/100 | 1/75 |
| | B | 応力状態 | 弾性域 | 弾性域 | 一部降伏 | 層降伏 |
| | | 層間変形角 | 1/150 | 1/100 | 1/75 | 1/50 |
| | C | 応力状態 | 弾性域 | 一部降伏 | 層降伏 | 破断 |
| | | 層間変形角 | 1/100 | 1/75 | 1/50 | 1/33 |

2.2 解析モデルの設定

損傷制御構造として設計する骨組みの設定にあたって、建物の層数は、座屈拘束ブレースのダンパー効果が有効に発揮できるせん断変形が卓越し、柱の伸縮による全体曲げ変形を無視できる程度に抑えるという観点から10層とする。スパン数は、実験した座屈拘束ブレースがK型であることから、対称性およびフレームとの剛性バランスを考慮して、ブレース構面を中央に配置した3スパンが必要最小限度であるとする。これらの設定条件および座屈拘束ブレース本体の構造性能に基づいて、本論では、10層3スパンの平面骨組みを考える。部材断面は、各層とも第1層の降伏層せん断力係数(Ds)を0.3として決定する。座屈拘束ブレースの剛性 K_b と主架構の剛性 K_f の比 $2K_b/K_f$ は、1.0~4.0程度まで設定が可能だが、2.0以上になると応答加速度が増加する傾向があり、2.0以下になると応答変位が増加する傾向があることから全層2.0を目標とする³⁾。各層のダンパーの降伏せん断力 Q_{dy} は、各層の保有水平耐力 Q_{un} に対しておよそ1/10を目標にする。

このような10層3スパンの解析モデルは、世の中に現存するオフィスビルがこの程度であることを考えれば一般的なものである。数値の一般性という意味では、骨組み形式が異なっても本解析モデルと同等の剛性分布、固有周期、クライテリアを設定していれば、ダンパーの性能評価をするうえで一般性のある結果が得られるものとする。

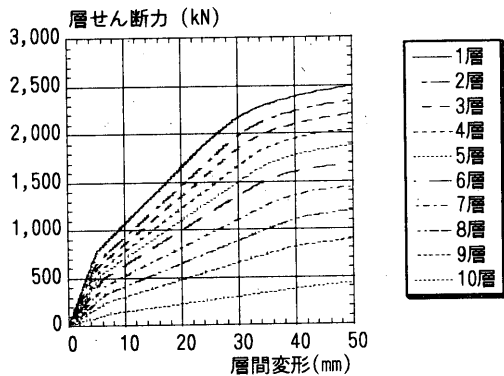


図2 静的増分解析結果

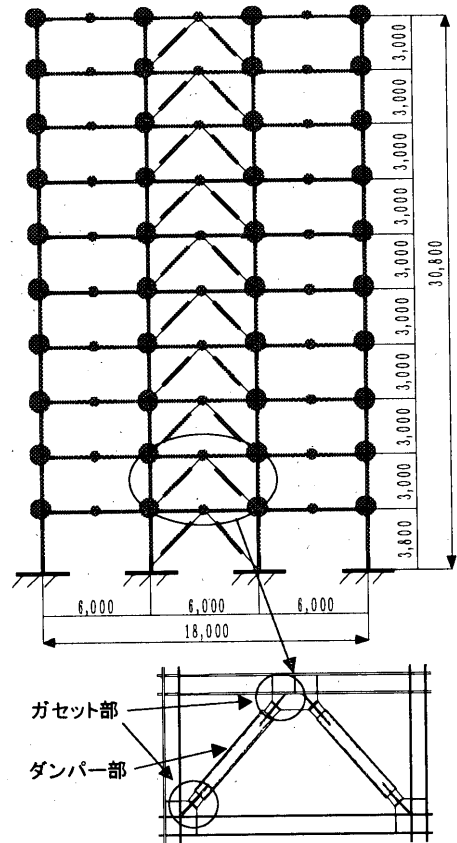


図1 解析モデル 単位 (mm)

2.3 解析モデルの設計

解析モデルの設計にあたって、柱脚は固定とし階高は1層のみ3.8mで他の各層は3.0m、梁スパンは6.0mとする。柱は角形鋼管、梁をH形鋼(降伏応力度 $\sigma_y = 323.4\text{N/mm}^2$)とする。座屈拘束ブレースは、ダンパー部とガセット部からなり(以下、単にダンパー、ガセットと記す)、解析モデルの中央スパンに全層K型に配置する。ダンパー($\sigma_y = 235.2\text{N/mm}^2$)は、平鋼を用いてブレース全体長さに対して塑性変形区間を1/2とする。ガセット($\sigma_y = 235.2\text{N/mm}^2$)はダンパーの断面積の10倍としてモデル化する。なお、座屈拘束の条件のため、ダンパーは曲げ変形を生じないものとする。解析モデル重量は、柱と梁の節点に層の重量の1/4を各々配分し、梁の中央にその1/10を配分する。層の重量は梁1mあたり39.2kNとして概算し、10層のみ他の1/2とする。静的増分解析にあたって、外力分布は告示に示されているAi分布に従うものとする。図1にモデル形状、図2に静的増分解析結果、表2に解析モデル部材断面表を示す。

表2 解析モデル部材断面表

| 層 | 柱 | 梁 | ダンパー | $2K_b/K_f$ | Q_{dy}/Q_{un} |
|----|--------------|-----------------|-----------|------------|-----------------|
| 10 | □-250×250×6 | H-240×170×7×11 | PL-9×25 | 2.1 | 0.12 |
| 9 | □-350×350×8 | H-300×200×9×14 | PL-12×32 | 1.9 | 0.10 |
| 8 | □-350×350×9 | H-340×250×9×14 | PL-12×45 | 2.0 | 0.10 |
| 7 | □-350×350×11 | H-360×300×9×14 | PL-12×60 | 2.1 | 0.11 |
| 6 | □-400×400×11 | H-390×300×9×14 | PL-12×70 | 2.0 | 0.10 |
| 5 | □-400×400×12 | H-390×300×10×16 | PL-12×80 | 2.1 | 0.11 |
| 4 | □-400×400×12 | H-390×300×10×16 | PL-12×85 | 2.0 | 0.10 |
| 3 | □-400×400×14 | H-440×300×11×18 | PL-12×90 | 1.9 | 0.10 |
| 2 | □-400×400×14 | H-430×300×10×15 | PL-12×95 | 1.9 | 0.10 |
| 1 | □-400×400×15 | H-440×300×13×21 | PL-16×110 | 1.9 | 0.13 |

2.4 解析理論

本論では、有限要素法に基づく非線形平面骨組動的応答解析プログラムを用いて解析を行う。

基本的な仮定条件、理論を次に示す⁴⁾。

- ①部材は全て線材として扱う。
- ②一つの部材を部材方向に3つの小要素に分割し(柱、ブレースは等分割し、梁は、梁端から梁せいの1/4までを塑性化領域として分割し、その他は等分割する)、部材断面方向について層状に20の小要素に等分割する。
- ③断面内の応力度、歪度分布は単位分割中では一定とする。
- ④小要素各々について部材方向に1次の増分変位関数、部材方向に対する法線方向について3次の増分変位関数を多項式として設定する。
- ⑤非線形解析法は、ポテンシャルエネルギー増分の停留原理に基づいた増分法である。
- ⑥時刻歴応答解析手法は、Newmark β 法 ($\beta = 1/4$) による直接積分法を用いる^{5), 6)}。

2.5 解析条件

解析にあたって、以下の条件を設ける。

- ①鋼材のヤング係数Eは205kN/mm²とし、ヤング係数に対する塑性勾配Epを1/50とし、歪硬化を考慮する係数 α は、ヤング係数の1/200に設定する。応力度-歪度関係を図3に示す。
- ②減衰は瞬間剛性比例型とし、1次固有周期に対する減衰定数を2%とする。
- ③採用する地震動は観測地震動として、El centro NS、神戸海洋気象台 NS、Taft EW、八戸 EW、および日本建築センター作成による模擬地震動(センター波)を用いる。
- ④地震動のレベル設定は、レベル1、レベル2は通常の設計で検討されるレベルであり、レベル3、レベル4はダンパーの限界性能を把握するための余裕度検討用とする。
- ⑤観測地震動について、地動最大速度で4つのレベル(0.25、0.5、0.75、1.0m/s)に基準化し、模擬地震動についてはレベル3、とレベル4をレベル2の加速度の各々1.5倍、2倍として作成する。表3に採用地震動の地動最大加速度を示す(各地震動名称は、以下表中の略称にL1、L2、L3、L4を付記して記す)。
- ⑥地震動の継続時間は、観測地震動のピークが全ての地震動において30秒以内に現れることから30秒とする。
- ⑦時間積分間隔は、0.002秒とする。
- ⑧上記の時間積分間隔を用いた場合、内部節点カベクトルと外力カベクトルの釣合い誤差が十分に小さいと判断できるため収束計算は行わず、次の時間ステップで誤差を解消する方法を用いる。

2.6 固有値解析

初期剛性を用いた固有値解析の結果、1次固有周期は1.1秒、2次固有周期は0.4秒、ブレースを取り除いた主架構のみの1次固有周期は1.7秒、2次固有周期0.6秒である。

図4に1次と2次の振動モードを示す。

表3 地動最大加速度 (m/s²)

| 地震動 | レベル1 | レベル2 | レベル3 | レベル4 |
|--------------------|------|------|------|------|
| El centro NS: elns | 2.42 | 4.84 | 7.26 | 9.68 |
| 神戸海洋気象台 NS: kobens | 2.23 | 4.47 | 6.71 | 8.93 |
| Taft EW: taftew | 2.43 | 4.87 | 7.30 | 9.74 |
| 八戸 EW: hatiew | 1.21 | 2.41 | 3.62 | 4.82 |
| センター波: center | 2.07 | 3.56 | 5.33 | 7.11 |

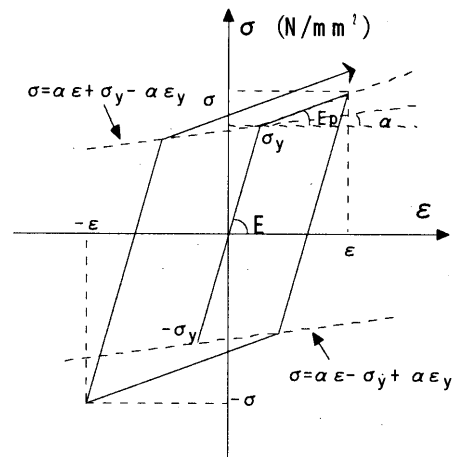


図3 応力度 - 歪度関係

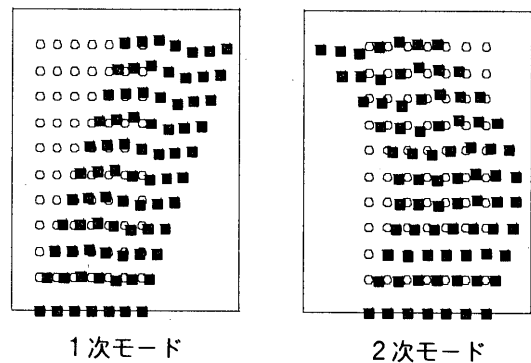


図4 振動モード

3. 解析結果

3.1 入力レベルに対する最大応答

本論で用いたレベル1～レベル4の入力に対して、各レベルで応答が比較的大きかったkobens(神戸海洋気象台 NS)の例として図5に最大層せん断力分布、図6に最大層間変形角分布を示す。図2と図5の層せん断力分布を比較すると、各層が降伏するのはレベル4の入力であることが分かる。最大層間変形角分布において、kobensの場合、本解析モデルではおおよそレベル1で層間変形角1/200、レベル2で1/100、レベル3で1/75、レベル4で1/50である。なお、最大応答時における柱の伸縮による全体曲げ変形は、最上階の水平軸に対する梁の部材角がおおよそ1/3000(ブレース構面のみではおおよそ1/1500)程度であり、極めて小さい値である。

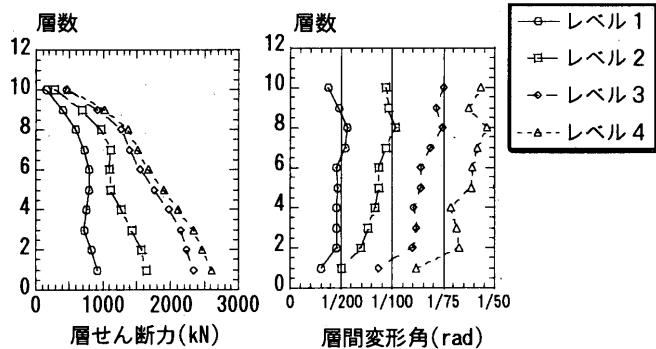


図5 最大層せん断力分布 図6 最大層間変形角分布

3.2 入力レベルに対する梁端部の歪

kobens の例として、図7にレベル3とレベル4時に最大回転角を示した梁端部断面の歪分布を、表4に各地震動において梁端部回転角より算出した最大塑性率 μ 、累積塑性率 η の一覧を示す。入力レベルに対する梁端部の歪は、レベル1とレベル2では全ての地震動において弾性範囲内である。レベル3とレベル4では全ての地震動で塑性化が認められるが、レベル3までは塑性率が1.5以内に収まっている。

3.3 ダンパーの最大塑性変形能力

図9に各地震動によるダンパーの最大塑性率分布、図10に累積塑性率分布、表5に各地震動において層方向で最大となるダンパーの最大塑性率 μ 、累積塑性率 η の一覧を示す。これらの図より、レベル2の入力レベルまでは各層で μ 、 η はおおよそ一定である。レベル3以降で層方向にばらつきが現れるのは高次振動モードの影響と考える。表5に示した各レベルごとの μ 、 η の平均値をみると、 η は μ に対して15倍程度の値になることが分かる。また、center (センター波)の η が他の地震動と比較して大きくなるのは、速度応答スペクトルが長周期領域においてフラットになる特性を有しているため、系の固有周期の変化によらず振動し続けるからと考える。

3.4 ダンパーの累積塑性歪エネルギー吸収能力

ダンパーの累積塑性歪エネルギー吸収量 dWp を、ダンパーの降伏荷重と弾性限界変形量を乗じて算出した Wy で除して無次元化したパラメータをエネルギー吸収率(dWp/Wy)と定義する。図8にエネルギー吸収率概念図、図11に、各地震動によるエネルギー吸収率の層方向の分布を、表5に各地震動において層方向で最大となるエネルギー吸収率一覧を示す。全ての入力レベルにおいて、エネルギー吸収率分布は累積塑性率分布と相似性があるが、エネルギー吸収率分布では図3に示した応力度-歪度関係における歪硬化も考慮しているので、ダンパーの履歴特性において軸力の増加傾向も考慮できるため、累積塑性率分布と比較して、より正確にダンパーの損傷程度を把握できると言える。

3.5 ダンパーの地震動下における疲労特性

前田等の研究⁷⁾によると、一定振幅下における実大モデルの座屈拘束ブレースの疲労特性は、全歪振幅 $\Delta \epsilon_a$ (%)と疲労寿命回数 N_f の関係で表すと次式で推定できる。

$$\Delta \epsilon_a = 20.48 \cdot N_f^{-0.49}$$

上式を用いて、解析モデル内の全てのダンパーについて各地震動によってブレースに生じる歪の時刻歴を求め、これをもとに増分歪の符号が変化した点を1/2サイクルとして*i*回目の全歪振幅 $\Delta \epsilon_{ai}$ を計算する。下式に示すMiner則の分母として1/2サイクルあたりの疲労損傷度を計算し、この過程を時刻歴に生じる全ての振幅数*m*までについて加算していくことで累積疲労損傷度を算出する。

$$D = \sum_{i=1}^m \frac{1}{2N_i} = \sum_{i=1}^m \frac{1}{2 \cdot \left(\frac{\Delta \epsilon_{ai}}{20.48} \right)^{\frac{1}{0.49}}}$$

- D: 累積疲労損傷度
- N_i : $\Delta \epsilon_{ai}$ に対する一定振幅下の疲労寿命回数
- m*: 全時刻歴に振幅(1/2サイクル)が生じる回数

図12に各地震動によるMiner則より算出したダンパーの累積疲労損傷度の層方向の分布を、表5に各地震動における層方向で最大となるダンパーの累積疲労損傷度一覧を示す。図12より、レベル4の入力での下層がばらつく理由は、残留歪により見かけ上の歪が増えるためと考える。表5より、レベル4の累積疲労損傷度の平均値は、一般に、ランダム振幅下においてMiner則による評価が過大評価を与える傾向があることを考慮しても、余裕のある値である。

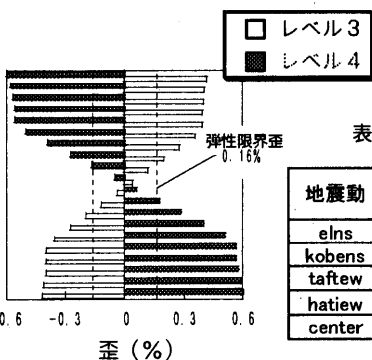


表4 梁端部の μ 、 η 一覧

| 地震動 | μ (梁端部) | | η (梁端部) | |
|--------|-------------|-----|--------------|------|
| | L3 | L4 | L3 | L4 |
| elns | 1.0 | 1.6 | 1.0 | 5.5 |
| kobens | 1.5 | 1.9 | 4.9 | 9.4 |
| taftew | 1.4 | 1.9 | 3.5 | 10.6 |
| hatiew | 1.2 | 1.9 | 3.5 | 7.1 |
| center | 1.4 | 2.2 | 4.9 | 18.7 |

図7 梁端部断面歪分布

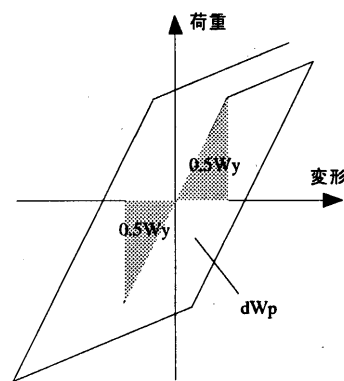


図8 エネルギー吸収率概念図

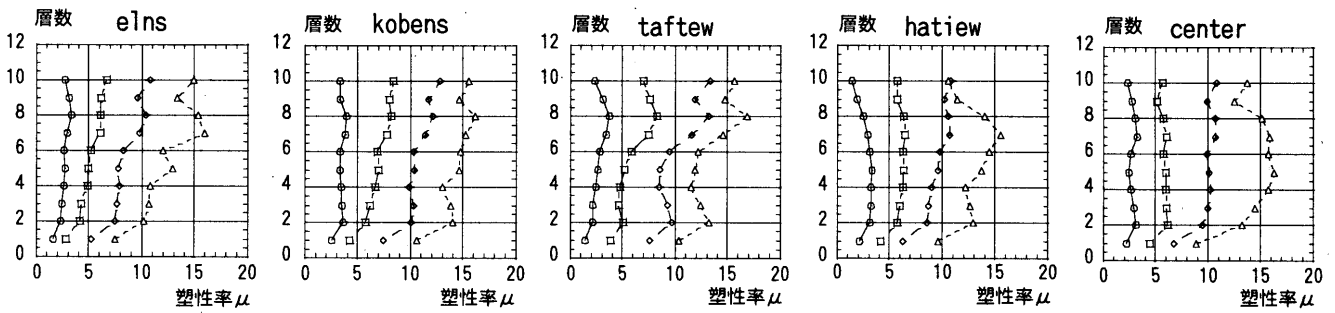
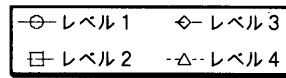


図9 最大塑性率分布

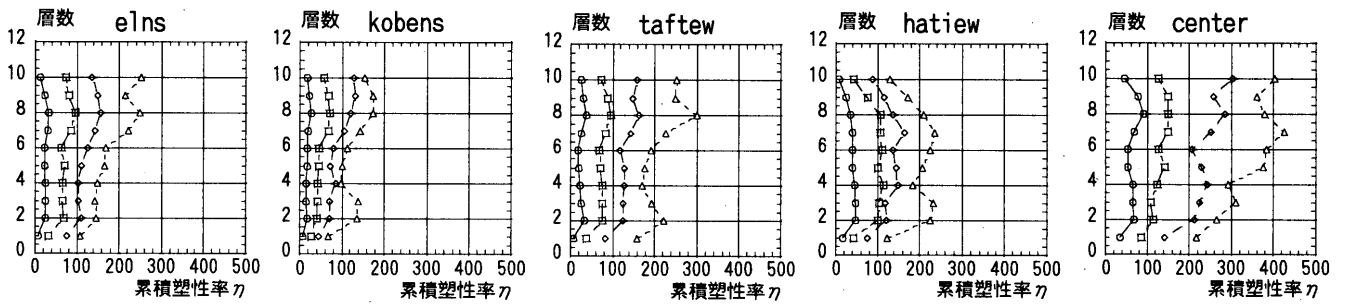


図10 累積塑性率分布

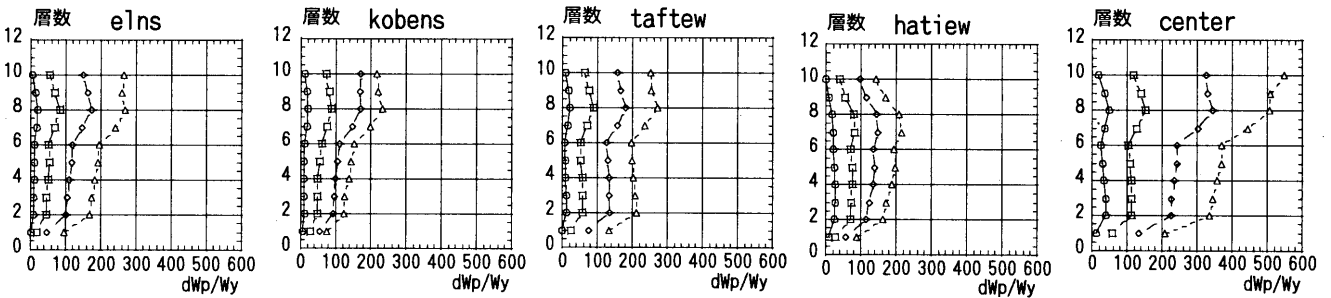


図11 エネルギー吸収率分布

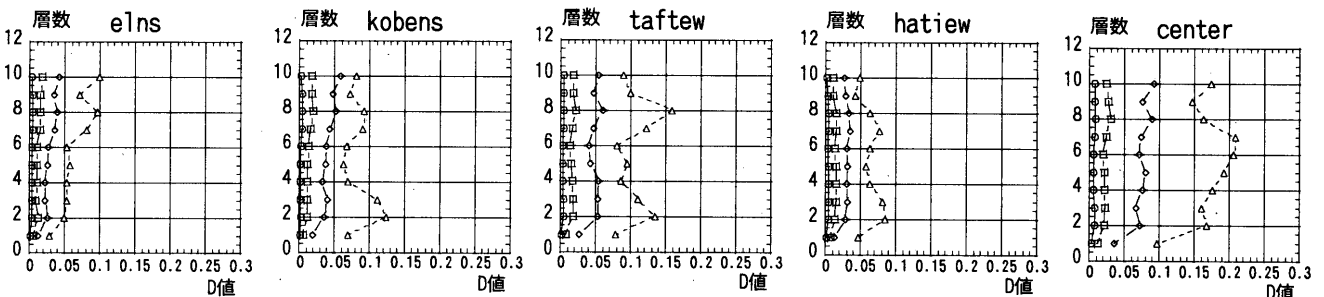


図12 累積疲労損傷度分布

表5 層方向で最大となるダンパーのμ、η、dWp/Wy、D一覧

| 地震動 | μ(ダンパー) | | | | η(ダンパー) | | | | dWp / Wy | | | | D | | | |
|--------|---------|-----|------|------|---------|-------|-------|-------|----------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | L1 | L2 | L3 | L4 | L1 | L2 | L3 | L4 | L1 | L2 | L3 | L4 | L1 | L2 | L3 | L4 |
| elns | 3.4 | 6.6 | 10.8 | 16.1 | 34.9 | 99.9 | 161.2 | 262.7 | 20.0 | 84.0 | 179.1 | 272.9 | 0.005 | 0.018 | 0.043 | 0.102 |
| kobens | 4.0 | 8.5 | 12.9 | 16.2 | 28.2 | 74.4 | 143.5 | 182.1 | 21.8 | 88.8 | 176.9 | 237.0 | 0.005 | 0.020 | 0.059 | 0.126 |
| taftew | 3.7 | 8.3 | 13.4 | 16.9 | 37.5 | 95.8 | 170.5 | 302.2 | 21.0 | 88.2 | 185.1 | 275.3 | 0.005 | 0.022 | 0.060 | 0.164 |
| hatiew | 3.3 | 6.5 | 10.8 | 15.6 | 50.1 | 122.1 | 180.2 | 259.9 | 27.1 | 80.7 | 152.2 | 220.0 | 0.005 | 0.016 | 0.035 | 0.087 |
| center | 3.3 | 6.1 | 11.7 | 16.7 | 92.9 | 153.7 | 304.4 | 450.8 | 50.0 | 152.8 | 346.3 | 549.0 | 0.009 | 0.031 | 0.094 | 0.213 |
| 平均値 | 3.5 | 7.2 | 11.9 | 16.3 | 48.7 | 109.2 | 192.0 | 291.5 | 28.0 | 98.9 | 207.9 | 310.8 | 0.005 | 0.021 | 0.058 | 0.138 |

4. 性能評価

4.1 総入力エネルギーのランク

表6に各地震動による総入力エネルギーから算出したエネルギー等価速度 V_E ⁸⁾ の一覧を示す。 V_E は、各レベルごとの地震動でばらつきがあるが、本論では各レベルごとの5つの地震動の平均をそのレベルの総入力エネルギーとして定義する。なお V_E は、減衰定数2%時の速度応答スペクトル S_v におけるその系の1次固有周期の値を用いても推測が可能である⁹⁾。図13にレベル2の S_v と V_E の関係を示す。

表6 V_E による総入力エネルギーランク (m/s)

| 地震動 | レベル1 | レベル2 | レベル3 | レベル4 |
|--------|------|------|------|------|
| eins | 0.75 | 1.40 | 2.06 | 2.70 |
| kobens | 0.70 | 1.41 | 2.04 | 2.58 |
| taftew | 0.75 | 1.46 | 2.24 | 2.96 |
| hatiew | 0.91 | 1.54 | 2.08 | 2.63 |
| center | 1.14 | 1.98 | 2.95 | 3.84 |
| 平均値 | 0.85 | 1.56 | 2.27 | 2.94 |

4.2 ダンパーの性能評価指標

本論では、ダンパーの性能評価指標として「3. 解析結果」で検討した塑性率 (μ)、累積塑性率 (η)、エネルギー吸収率 (dWp/Wy)、累積疲労損傷度 (D) を用いる。従来、耐震部材の性能評価には、主として地震による塑性域での損傷のみを対象とした、塑性率と累積塑性率による方法が採用されてきた。しかし、ダンパーでは、エネルギー吸収率や累積疲労損傷度による総合的な評価も必要であると指摘されていることを踏まえ^{1), 7), 8)}、ここでは4つの性能評価指標を採用する。図14に各評価指標とエネルギー等価速度 V_E の関係および各々の回帰式を示す。なお、図14の縦軸は、各評価指標のレベル4における平均値を1.0として各入力レベルの指標を基準化したものである。この結果から μ 、 η 、dWp/Wy 指標は、各々勾配は異なるが V_E の増加に応じて線形的にその値が増加することが分かる。D 指標は、他と異なり入力レベルに応じて指数関数的な増加傾向を示している。

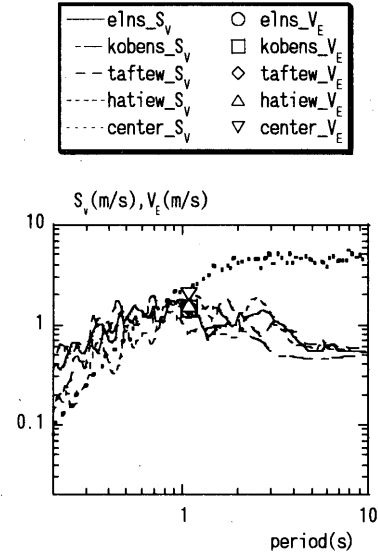
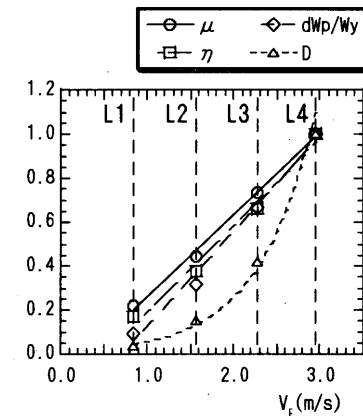


図13 S_v ($h=2\%$) と V_E の関係

4.3 実験結果によるダンパーの性能評価

ここで、既往の研究における座屈拘束ブレースの性能比較実験²⁾ および新製造法による開発実験結果 (付録参照) と本解析結果との対応を検討する。表7にこれらの実験結果概要を示す。4.2節と同様に各性能評価指標のレベル4の入力レベルにおける平均値によって各試験体の実験結果を各々基準化し、図14に示した回帰式により V_E を算出する。図15に各試験体のダンパー性能評価指標と V_E の関係を示す。なお、図15中のこれらの回帰式は、レベル4を超える場合も拡張して適用できるものとして点線で示す。図15より、各性能評価指標において全ての試験体がレベル2の要求性能を満たしていることが分かる。また、 η 指標よりも dWp/Wy 指標のほうが正確にダンパーの累積塑性変形能力を評価できることを考慮すると、タイプ2以外の試験体は、主架構の損傷限界レベルと考えられるレベル3までの要求性能をおおよそ満たしている。レベル4の要求性能を満たしている試験体はタイプ1、タイプAの2体であるが、タイプ3も dWp/Wy 指標を満たしているのでおおよそレベル4の要求性能を満たしていると考えられる。



[各評価指標の回帰式]

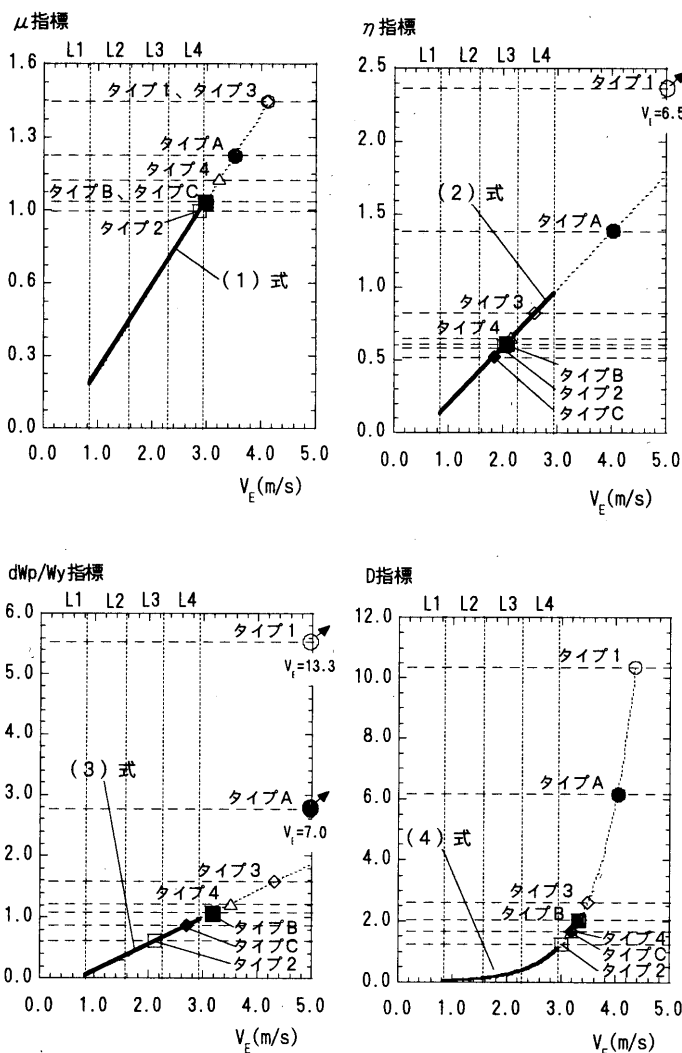
$$\begin{aligned} \mu (\text{指標}) &= -0.122 + 0.378V_E \quad \dots (1) \\ \eta (\text{指標}) &= -0.208 + 0.398V_E \quad \dots (2) \\ dWp/Wy (\text{指標}) &= -0.321 + 0.441V_E \quad \dots (3) \\ D (\text{指標}) &= 0.011 \times e^{1.571V_E} \quad \dots (4) \end{aligned}$$

図14 ダンパー性能評価指標と V_E の関係

タイプ1、タイプ3、タイプAの結果に着目すると、3%歪振幅の繰り返し载荷による累積塑性変形能力において性能に差が現れるが、タイプ1はレベル4の要求性能に対して各指標で2~10倍程度、タイプAは各指標で1.5~6倍程度の余裕があり、必要以上の性能を有していると言える。また、タイプ3はレベル4の要求性能に対して各指標で0.8~2倍程度であり、本解析モデルにおいて必要最低限の要求性能を満足するダンパーであると言える。

表7 座屈拘束ブレースの性能比較および開発実験結果概要

| 試験体 | 最大歪繰り返し数 | μ | η | dWp / Wy | D |
|------|----------|-------|--------|----------|-------|
| タイプ1 | 3.0%14回 | 23.4 | 690.7 | 1719.4 | 1.425 |
| タイプ2 | 2.0%2回 | 15.6 | 177.7 | 190.8 | 0.169 |
| タイプ3 | 3.0%1回 | 23.4 | 240.2 | 491.3 | 0.364 |
| タイプ4 | 2.5%1回 | 17.9 | 190.6 | 380.0 | 0.225 |
| タイプA | 3.0%7回 | 19.6 | 405.9 | 858.1 | 0.853 |
| タイプB | 2.5%2回 | 16.3 | 178.3 | 332.1 | 0.282 |
| タイプC | 2.5%1回 | 16.3 | 153.3 | 269.9 | 0.225 |



[図中の点線で示した回帰式は
レベル4以上に拡張して考えた場合の推測値である]

図15 実験結果によるダンパー性能評価指標と V_E の関係

5. 結論

損傷制御構造における座屈拘束ブレースの性能評価にあたって、ダンパーとガセットからなる座屈拘束ブレースとしてモデル化して組み込んだ10層3スパン平面骨組みモデルによる地震応答解析結果を用いて、性能比較実験および開発実験結果の考察を行い、以下に示す知見を得た。

(1) 損傷制御構造をモデル化した本解析モデルにおいて、レベル2では、全ての地震動において主架構である梁端部の歪は弾性範囲である。レベル3でも梁端部は、塑性率 μ が1.5、累積塑性率 η は5.0程度である。

(2) 塑性率 (μ)、累積塑性率 (η)、エネルギー吸収率 (dWp/Wy)、累積疲労損傷度 (D)の4つを指標とした場合、本論の範囲内において μ 、 η 、dWp/Wy指標はエネルギー等価速度 V_E の増加に対して損傷は線形的な増加傾向があり、D指標の損傷は、指数関数的に増加する傾向を示す。

(3) 本論で想定するレベル4 ($V_E=2.94\text{m/s}$)の入力レベルに対するダンパーの要求性能は、 $\mu=16.3$ 、 $\eta=291.5$ 、dWp/Wy = 310.8、D = 0.138である。 η よりもdWp/Wyのほうが正確に累積塑性変形能力を表せること、Dは指数関数的に損傷程度が増加することの2点に留意する必要がある。

謝辞

本研究は、文部科学省学術フロンティア・横浜市産学共同研究総合プロジェクト「地震・台風災害の制御・低減に関する研究 (TEDCOM)」の一環として行われました。解析プログラムに関しては、黄 一華博士 (Imbsen&Associates, Inc.)の協力を得ました。また、実験の遂行とデータ整理において、神奈川大学技官・村井正敏氏、名古屋工業大学大学院生 (当時神奈川大学4年生) 野田隆博君の協力を得ました。ここに記して深く感謝いたします。

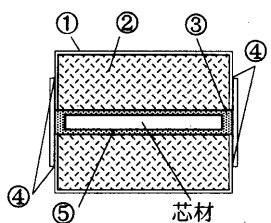
[参考文献]

- 1) 和田章、岩田衛、清水敬三、安部重孝、川合廣樹：建築物の損傷制御設計、丸善、1998.9
- 2) 村井正敏、加藤貴志、小川秀雄、岩田衛、和田章：座屈拘束されたブレースを用いた履歴型ダンパーの性能評価実験その1、その2、日本建築学会東北大会梗概集、2000.9
- 3) 日本建築構造技術者協会：応答制御構造設計法、彰国社、2000.12
- 4) 藤本盛久、和田章、岩田衛、他：一次元材論、実教出版株式会社、1981.10
- 5) Anil K Chopra: Dynamics of Structures、Prentice Hall、1995
- 6) K.J. Bathe: Finite Element Procedure、Prentice Hall、1996
- 7) 前田泰史、中村博志、竹内徹、他：実大アンボンドブレースの疲労性能その1、その2、日本建築学会中国大会梗概集、1999.9
- 8) 秋山宏：エネルギーの釣合いに基づく建築物の耐震設計、技報堂出版、1999.11
- 9) 社団法人鋼材倶楽部：履歴型ダンパー付骨組の地震応答性状と耐震設計法、社団法人日本鋼構造協会、1998.9

付録. 新製造法による座屈拘束プレースの開発実験

(1) 試験体

著者等は、既往の研究において、座屈拘束方法の異なる4タイプの座屈拘束プレースの性能比較実験について報告している²⁾。この既往の研究における実験結果の長所、短所をふまえて新製造法による改良型座屈拘束プレースの開発実験を行う。製造法の異なる3タイプの改良型座屈拘束プレースについて試験体の基本断面図および製造方法の説明を付図1に、付表1に試験体一覧、付表2に計算耐力、付表3に芯材の機械的性質および化学成分を示す。



- ①軽量薄形鋼
- ②モルタル（強度を増すためスチールファイバーを混入する場合もある）
- ③クリアランス（初期不正に対応するためグラウト材を充填する場合もある）
- ④隅肉溶接
- ⑤アンボンド材厚1mm
- ⑥拘束材端部に当て金を用いる場合もある

付図1 試験体基本断面図および製造方法の説明

付表1 試験体一覧

| 試験体 | 芯材 | | 座屈拘束材 | | | | 特徴(○:有り, ×:無し) | | |
|------|-----------|--------------------------------|----------------------------|--------------------------------|--------------------------------------|-------|----------------|-------|--|
| | 寸法 (mm) | 断面積 $\times 10^2(\text{mm}^2)$ | 寸法 (mm) | 断面積 $\times 10^2(\text{mm}^2)$ | 断面2次モーメント $\times 10^4(\text{mm}^4)$ | グラウト材 | スチールファイバー | 端部当て金 | |
| タイプA | PL-16×176 | 28.16 | 2[-200×65×65×3.2+2PL-100×6 | 32.7 | 1,288 | ○ | ○ | ○ | |
| タイプB | | | | | 1,157 | × | × | ○ | |
| タイプC | | | | | 1,157 | × | ○ | × | |

付表2 計算耐力

| 試験体 | 芯材 | | 座屈拘束材 | |
|------|-----------------------|----------------------|-----------------------|-----------|
| | 降伏荷重 $P_y(\text{kN})$ | 降伏歪 $\epsilon_y(\%)$ | 座屈荷重 $P_c(\text{kN})$ | P_c/P_y |
| タイプA | 886.7 | 0.153 | 10,325 | 11.6 |
| タイプB | | | 9,275 | 10.5 |
| タイプC | | | 9,275 | 10.5 |

付表3 芯材の機械的性質および化学成分

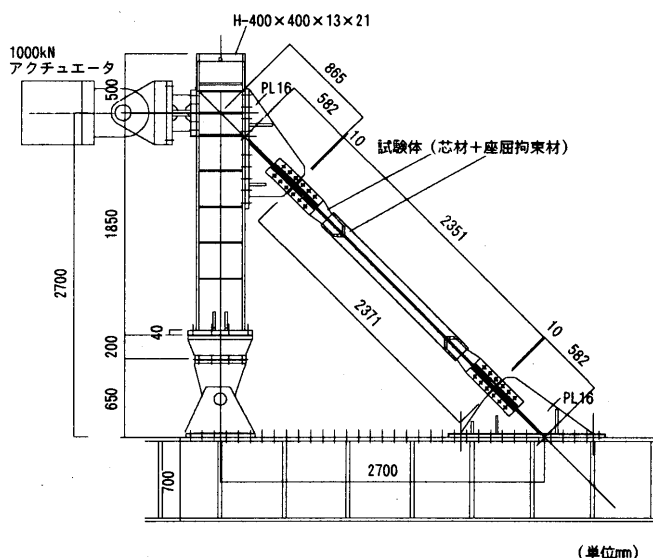
| 試験体 | 機械的性質 | | | | 化学成分(%) | | | | |
|------|--------------------------------|-------------------------------|---------|--------|---------|------|------|-------|-------|
| | 降伏応力度 (N/mm^2) | 引張強さ (N/mm^2) | 降伏比 (%) | 伸び (%) | C | Si | Mn | P | S |
| タイプA | 315.6 | 439.9 | 64 | 27 | 0.16 | 0.20 | 0.72 | 0.016 | 0.006 |
| タイプB | | | | | | | | | |
| タイプC | | | | | | | | | |

(2) 実験概要

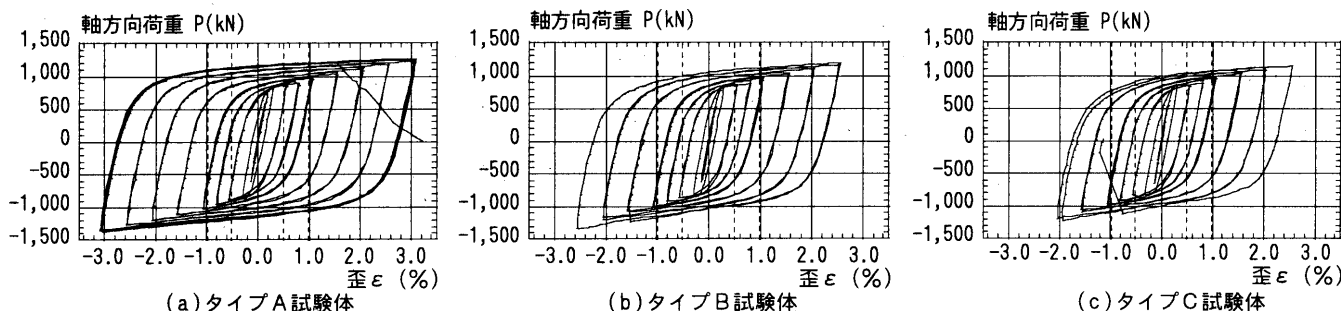
付図2に実験装置を示す。実験装置は、損傷制御構造における部分骨組みモデルとし、電動油圧式アクチュエータを用い、正負交番漸増繰返し静的載荷を行う。載荷パターンについては、文献2)と同様である。

(3) 実験結果

付図3に各試験体のP-ε関係を示す。各試験体ともに層間変形角1/100相当の1.0%歪において、十分安定したループを描いている。タイプA試験体は、3.0%歪8回目の引張時に芯材がプレース上部で破断したため実験を終了した。タイプB試験体は、2.5%歪2回目の圧縮時に芯材の強軸方向の変形が大きくなったため実験を終了した。タイプC試験体は、2.5%歪1回目の圧縮時にタイプB同様、芯材が強軸方向に大きく変形したため実験を終了した。各試験体ともに、1.0%歪を超えた高歪状態においてもおおよそ安定したループを描いており、本実験による新製造法による座屈拘束プレースの最終性状を確認した。



付図2 実験装置 (単位mm)



付図3 各試験体P-ε関係

(2001年5月7日原稿受理, 2001年10月30日採用決定)