

# 履歴ダンパーとオイルダンパーを並列配置した制震システムの開発

— P Y Oダンパーの性能確認実験と実建物への適用例 —

佐野 剛 志

時野谷 浩 良

勘 坂 幸 弘

鈴 井 康 正  
(本社 キヤノン販売品川J V)

山 中 昌 之  
(本社 設計本部設計第1 1部)

(本社 設計本部設計第1 1部)  
高 橋 泰 彦

## Development of Vibration Control System comprising Steel Damper and Oil Damper in Parallel Arrangement

— Experiment on PYO Damper and Application to Building —

Takeshi Sano

Hiroyoshi Tokinoya

Yukihiro Kanzaka

Yasumasa Suzui

Masayuki Yamanaka

Yasuhiko Takahashi

### Abstract

In recent years, many vibration control systems equipment has been installed in buildings. This paper proposes a hybrid vibration control system that adds stiffness, ductility and damping efficiency to a building frame by arranging a steel damper and an oil damper in parallel. This control system was confirmed by a dynamic excitation experiment. In this study, an analytical model that accurately simulates vibration control equipment was used to evaluate the effect of a vibration control system in a building frame. In addition, a building vibration model was developed that evaluates bending deformation, shear deformation and frame deformation by a damping force provided by the vibration control equipment. This paper describes a method of evaluating the vibration control effect through application to a high rise building.

### 概 要

近年、架構内設置型の制震技術が数多く実用化されている。本論文では履歴（鋼材）ダンパーとオイルダンパーを並列に配置することで架構に剛性や靱性と減衰性を同時に付与するハイブリッド制震システムを提案し、動的加振による性能確認実験を行うことで制震システムの検証を行った。一方、架構内制震システムの制御効果を正しく評価するためには、制震装置自身を精度良く表現する解析モデル、建物の曲げ変形やせん断変形を分離して正しく評価する建物振動モデルおよび制震装置の発揮する減衰力による架構の変形量を適切に評価し、制震装置自身の解析モデルと建物振動モデルを組合わせて用いる必要がある。本論文では超高層建物への適用例を挙げて制震効果の評価手法についても検討した。

#### 1. はじめに

建物の架構内に制震ダンパーを設置して、外乱に対する構造物の挙動を制御する架構内制震技術が数多く開発され、実用化されている。

オイルダンパーなどの粘性ダンパーは、応答速度に比例する減衰力により応答を抑制し、履歴ダンパーは剛性と履歴に伴うエネルギー吸収能の付与により応答を抑制し、同時に主架構の躯体数量削減をも可能にする。

構造物は剛性や靱性に優れ、応答を設計目標まで抑制する必要十分な減衰性能を備えたものである必要がある。しかし、架構内制震装置の適用には、通常設置スペースに制限がある。本論文では、限られた架構に必要な剛性や靱性と減衰性を実現するため、1つの架構に履歴ダンパーとオイルダンパーを並列配置した制震システ

ム（以下、P Y Oダンパー）を提案し、動的加振実験による性能確認や力学特性の定式化について述べる。

一方、組込んだ架構内制震システムの制震効果を正確に求めることは、曲げ変形が卓越する高層建物や、制震力（減衰力）による主架構の変形が建物の応答層間変形と比較して無視出来ない量となる場合に非常に重要な課題となる。北村<sup>1)</sup>らは、等価せん断型モデルと曲げせん断分離型振動モデルおよび部材モデルによる解析、制震力による架構の変形を考慮した解析を試み、各モデルごとの解析の差違を指摘している。本論文でも、曲げ変形が無視できない超高層建物に、せん断変形に対して制震力を発揮するデバイスの適用例を示し、曲げせん断分離型の振動解析モデルおよび制震力による周辺架構の変形を考慮に入れた解析手法について述べる。

## 2. P Y Oダンパーの構成と制震概念

Fig. 1にP Y Oダンパーの制震概念を示す。P Y Oダンパーは履歴ダンパーとオイルダンパーを並列に組合わせた制震システムである。履歴ダンパーは、強風や小地震による小変形時には剛性の高い部材として働き、大地震などによる大変形時には耐力を保持しながら塑性変形し、履歴エネルギー吸収能力を発揮する。一方、オイルダンパーは、小変形から大変形に至るまで応答層間速度に比例した減衰力を発揮して振動エネルギーを吸収する。P Y Oダンパーは両者を並列に配置することで剛性と耐力の確保および減衰性能の付与を一つの構面で同時に実現することを目的として開発した。

## 3. P Y Oダンパーの制震性能確認実験

### 3.1 実験目的

P Y Oダンパーの基本的性状の把握を目的として、P Y Oダンパー付き鉄骨フレーム試験体を用いた正弦波入力による動的加振実験<sup>2)</sup>を実施した。

### 3.2 試験体の設計

本実験は、P Y Oダンパーの基本的性状の把握を第一の目的としているが、一方で東京都港区に建設予定の(仮)電通新社屋建設プロジェクト事務所棟(鉄骨造、地上4-8階)に設置するP Y Oダンパーの性能確認試験を兼ねるため、試験体の設計目標は以下の通りとした。

- 1) 1×1スパンではほぼ実大スケールの鉄骨柱梁架構にオイルダンパーとY形ブレース(リンク)を各1体組込む。柱・梁・リンクの断面寸法、オイルダンパーの減衰性能は動的アクチュエータの加振能力および実建物の設計で想定する減衰性能を考慮して決定する。
- 2) オイルダンパーやリンクにおける非線形化のタイミングは実建物同様、リンクの降伏を先行させ、その後オイルダンパーがリリースするよう設計する。
- 3) レベル2相当の変形角1/100程度までは鉄骨柱梁架構、ブレース部材および各接合部は降伏させない。

3.2.1 リンク・鉄骨フレームの諸元 試験体概要をFig. 2にリンクの形状・寸法をTable 1, Fig. 3に示す。リンクにはウェブが普通鋼で板厚のみ異なるS2-47とS2-32、およびS3-32と板厚や幅厚比が等しくウェブを低降伏点鋼に変更したL3-32の3種類とし、リンク以外の部材(以下、フレーム)およびオイルダンパーは各試験体で共用する。(以下、リンク名を試験体名とする)

試験体S2-47とS2-32を比較することでリンクのせん断剛性やせん断降伏耐力の相違がP Y Oダンパーの性能に与える影響を、試験体S2-32とL3-32より鋼種の違いによるリンク降伏後の歪硬化や耐力上昇の差に起因するリンクの復元力特性の差がP Y Oダンパーの性能に与える影響を確認できる。なお各リンクには幅厚比が50前後となるようスチフナを配置した。文献3)による既往の

要素試験結果に基づくリンクのせん断降伏応力度および座屈発生応力度の予測値をTable 2に示す。せん断降伏後の座屈発生までの耐力上昇率は比較的小さく1.24~1.33である。鉄骨フレームは、架構層間変形角1/100(加振点変位 $\delta=30\text{mm}$ )で弾性範囲に収まるように柱・梁のフランジ部に高張力鋼を使用した溶接組み立てH形鋼とした。さらに、動的アクチュエータの加振能力を考慮して、架構全体の動的復元力特性が層間変形角1/100程度で1000kN以内に収まるように設計した。

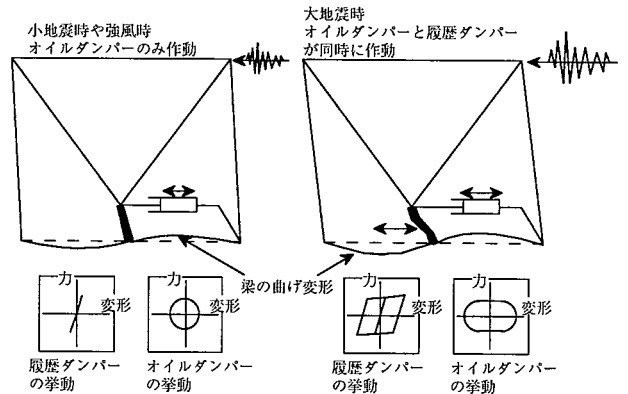


Fig. 1 P Y Oダンパーの制震概念  
General Concept of PYO Damper

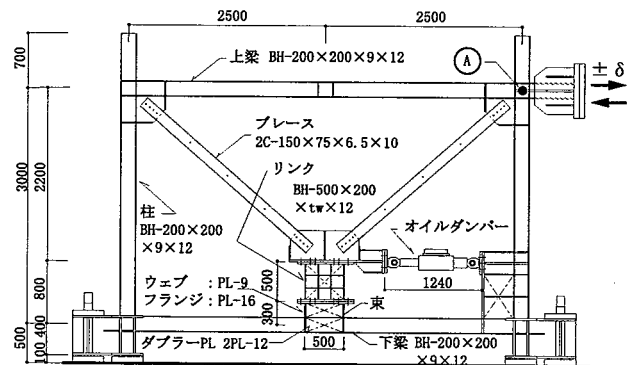


Fig. 2 試験体概要  
General View of Testing Frame

Table 1 リンクの諸元  
Specification of the Links

試験体名	ウェブPL	補強スチフナ	枠フランジ
S2-47	PL-4.7 SS400	2PL-6×100 SS400	PL-12
S3-32	PL-3.2 SS400	2PL-3 ×50	×
L3-32	PL-3.2 LYP235	SS400	200 SM490A

ウェブの板厚 ウェブの分割数 ウェブの鋼種

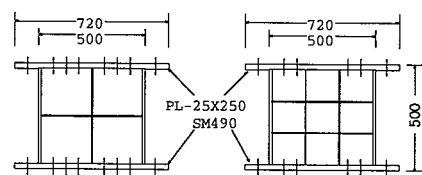


Fig. 3 リンクの形状・寸法  
Shape and Size of Links

3.2.2 オイルダンパーの諸元 オイルダンパーの形状・寸法をFig.4に、設計仕様をTable 3に示す。オイルダンパーは低速領域（リリース前）および高速領域（リリース後）で粘性減衰係数がそれぞれ294kN・sec/cm、9.8kN・sec/cmであり、リリース弁作動時の減衰力が294kNとなるように設計されている。減衰力計画線と事前に実施したオイルダンパー単体の減衰性能確認実験の結果をFig.5に示す。実験結果が減衰力計画線と良く対応してことがわかる。

3.3 実験概要

3.3.1 加振方法 加振方法はFig.2に示した試験体の右側柱頭部に動的アクチュエータを設置し、変位制御で正弦波変位を強制的に与える方法とした。なお、試験体の両柱脚部および下側梁両端部の拘束条件は固定とした。梁の横座屈および試験体のねじれを防止するために、試験体の表裏両側に面外変形拘束用フレームを設置し、計5箇所に取り付けた面外変形拘束用ピン・ローラーを設置した。

3.3.2 加振スケジュール 加振スケジュールをFig.6に示す。加振周期は8 sec、5 secとし、加振振幅を3～30mmまで変化させ各振幅ごとに独立した加振とした。

3.4 実験のシミュレーション解析

3.4.1 線材フレームモデル Fig.7に線材モデルを示す。モデルは各部材間の接合部やガセットプレート部を剛域とし、リンクの復元力特性をNormal Tri-Linear型とした。オイルダンパーはバネとダッシュポットを直列に繋いだMaxwell型でモデル化した。本モデルによるリンクの降伏およびオイルダンパーのリリースする試験RUNをFig.6の加振スケジュールに示す。

3.4.2 3自由度縮約モデル Fig.8に縮約モデルを示す。本モデルは以下に示す各構成要素をそれぞれ1つのバネに置換した3自由度モデルである。

- 1)左右の柱と上側梁 (Kf)
- 2)リンクと下側梁 (KL)
- 3)2本のブレース (Kv)

また、オイルダンパーは線材モデルの時と同様にダッシュポットとバネを直列に繋いだMaxwell型としている。ただしバネ定数Kmは、オイルダンパーの構成要素（オイル、シリンダーやロッドなど）から決まる値Koに加え、オイルダンパーの減衰力により生じる周辺部材の水平変位も含めて評価する。具体的にはFig.9に示す線材モデルにおいて、加振点Aの水平変位を拘束した状態で、オイルダンパーの減衰力を模擬した荷重FによるB点とC点の変位を求め、減衰力に対するB-C間の見掛けのバネ定数KABを算定する。KmはKoとKABの直列バネとして評価する。

3.5 実験結果（シミュレーション解析との比較）

ここでは試験体S2-32の実験結果について述べる。実験結果と線材モデル、縮約モデルによるシミュレーション

Table 2 リンクのせん断降伏応力度と座屈発生応力度 Shear Yielding Stress and Buckling Stress of Links

試験体名	H (mm)	B (mm)	T <sub>w</sub> (mm)	T <sub>f</sub> (mm)	D (mm)	n <sub>w</sub>	D/t <sub>w</sub>	σ <sub>sy</sub> (t/f/cm <sup>2</sup> )	D/t <sub>w</sub>	cτ <sub>cr</sub> /cτ <sub>y</sub>	cτ <sub>y</sub> (t/f/cm <sup>2</sup> )	cτ <sub>cr</sub> (t/f/cm <sup>2</sup> )
S2-47	500	200	4.7	11.73	477	2	51	2.80	1.85	1.24	1.62	2.01
S3-32	500	200	3.2	11.73	477	3	50	2.88	1.84	1.25	1.66	2.07
L3-32	500	200	3.2	11.73	477	3	50	2.36	1.66	1.33	1.36	1.81

<凡例>  
 H: 断面丈 D/t<sub>w</sub>: ウェブの幅厚比 cτ<sub>y</sub>: ウェブの降伏応力度 (計算値)  
 B: 断面幅 σ<sub>sy</sub>: ウェブの降伏応力度 cτ<sub>y</sub> = σ<sub>sy</sub>/√3 (3)  
 T<sub>w</sub>: ウェブ厚 D/t<sub>w</sub>: ウェブの一般化幅厚比<sup>3)</sup> cτ<sub>cr</sub>: ウェブの座屈応力度 (計算値)  
 T<sub>f</sub>: フランジ厚 D/t<sub>w</sub> = D/t<sub>w</sub>√(σ<sub>y</sub>/E) cτ<sub>cr</sub> = cτ<sub>y</sub> (cτ<sub>cr</sub>/cτ<sub>y</sub>)  
 D: ウェブの幅 cτ<sub>cr</sub>/cτ<sub>y</sub>: ウェブの耐力上昇率 (計算値)<sup>3)</sup> cτ<sub>cr</sub> = cτ<sub>y</sub> (cτ<sub>cr</sub>/cτ<sub>y</sub>)  
 n<sub>w</sub>: ウェブ分割数 cτ<sub>cr</sub>/cτ<sub>y</sub> = 1.02/(D/t<sub>w</sub> - 0.26) + 0.60

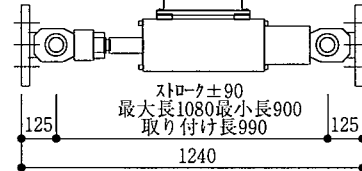


Fig. 4 オイルダンパーの形状・寸法 Size of Oil Damper

Table 3 オイルダンパーの設計仕様 Design Specification of Oil Damper

項目	仕様
寸法	シリンダー外径φ185×長さ1250mm
ストローク	±90mm
リリース荷重	294kN
最大減衰力	490kN
減衰係数	リリース前 294kN・sec/cm
	リリース後 9.8kN・sec/cm

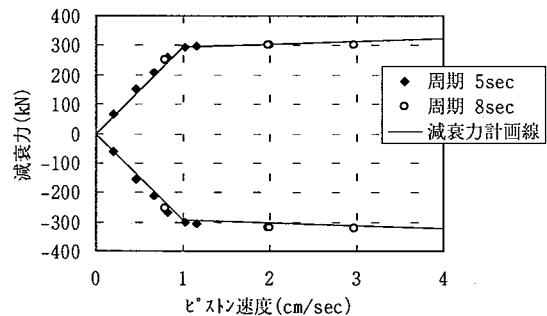


Fig. 5 オイルダンパーの減衰力特性 Damping Characteristic of Oil Damper

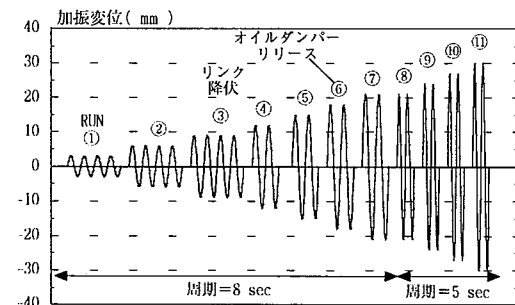


Fig. 6 加振スケジュール Schedule of Excitation

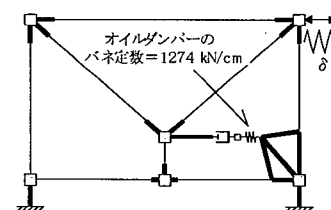


Fig. 7 線材モデル Analytical Model Composed in Beam Element

ン結果のRUN-5, RUN-8を重ね合わせてFig. 10に示す。

3.5.1 全体荷重-全体変形関係の比較 RUN-5, RUN-8とも線材モデルと縮約モデルは非常によく一致している。一方、実験結果と2つの解析結果を比較すると荷重最大点からの除荷過程および荷重0点から載荷過程に移行する近傍で実験結果の方が若干が小さなループを描いているが、それ以外の部分については全般的に実験結果と解析結果はよく一致している。

3.5.2 オイルダンパー減衰力-全体変形関係 RUN-5, RUN-8とも線材モデルと縮約モデルは非常によく一致している。一方、実験結果と2つの解析結果を比較するとオイルダンパー減衰力が0となる部分で実験結果に不連続な箇所が確認できる。これはオイルダンパーの両端部の取付けピンのメカニカルギャップによるものである。全体荷重-全体変形関係で実験結果が若干小さなループを描いた一因と考えられる。

3.5.3 リンク荷重-全体変形関係 RUN-5, RUN-8とも線材モデルと縮約モデルは非常によく一致している。一方、実験結果と2つの解析結果を比較すると特に荷重0点からの載荷過程において解析モデルがリンクのパウシンガー効果を正確に表現していないため実験結果の方が若干小さなループを描くが、それ以外の力学特性については実験結果と解析結果は概ね一致している。

RUN-5は鉄骨フレーム、オイルダンパーは線形状態でリンクのみ降伏することを想定し、RUN-8はリンクが降伏しオイルダンパーもリリースした状態を想定した実験であるがRUN-5, RUN-8とも解析結果および実験結果は想定したリンクおよびオイルダンパーの非線形化過程を的

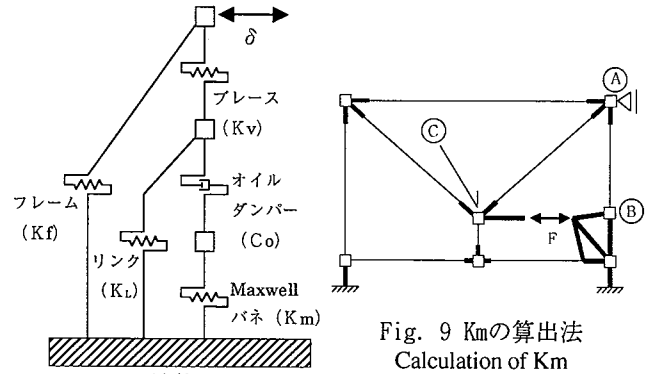


Fig. 8 縮約モデル  
Contraction Analytical Model

確に再現している。

#### 4. PYOダンパーの力学特性の定式化

##### 4.1 振動・減衰特性の定式化

PYOダンパーの動的力学特性をFig. 8のモデルを一般化したFig. 11に示すような架構内にブレース等を介して並列に減衰要素とバネ要素が配置された検討モデルを用いて定式化する。定式化の仮定条件を以下に示す。

- ・対象とする外乱は正弦波定常加振を想定する。
- ・粘性減衰要素, バネ要素とも弾性とする。
- ・系全体の減衰定数 $h_{eq}$ は、定常応答時の減衰力と変位の関係より得られる1サイクルの消費エネルギー $\Delta W$ と変位が最大値 $X_{max}$ となるときポテンシャルエネルギー $W$ から $h_{eq}=(\Delta W/W)/4\pi$ として求める。

以上の条件のもとで振動特性・減衰特性を定式化する

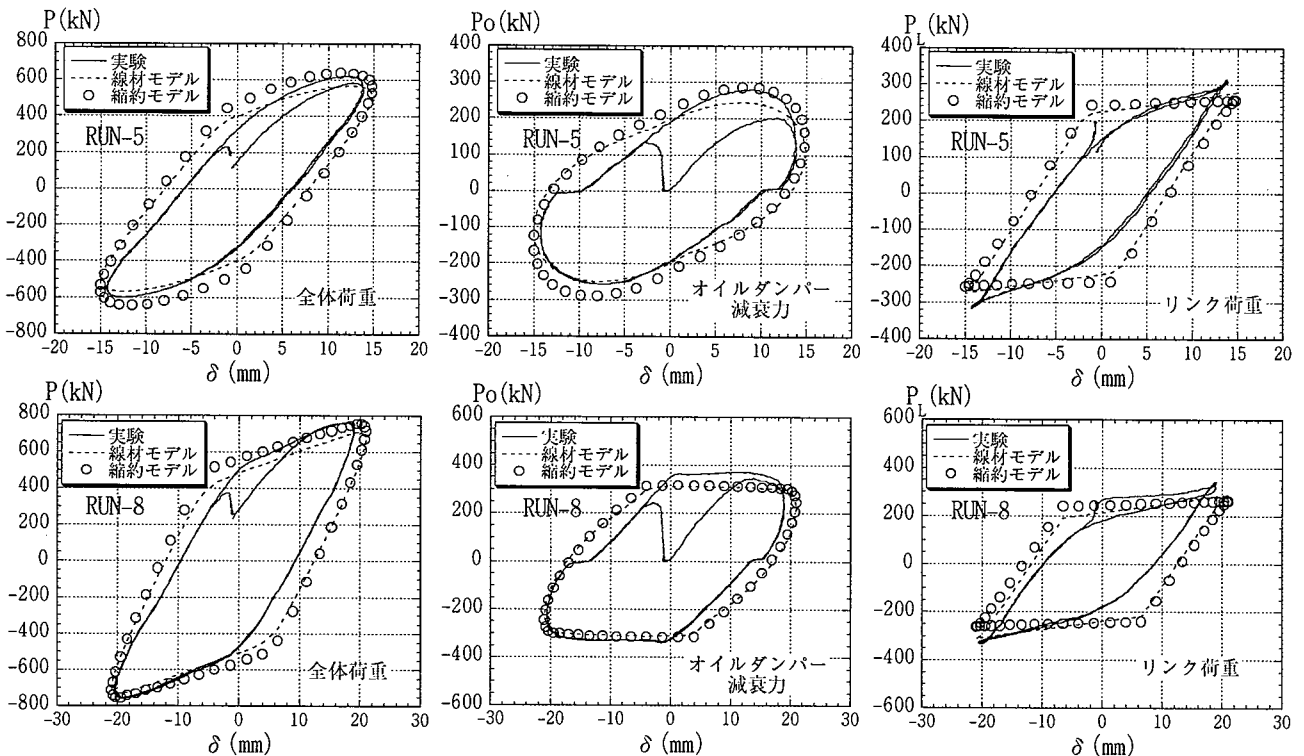


Fig. 10 荷重(減衰力)-全体変形関係  
Relation between Load and Whole Transformation

と式(1)~式(5)のようになる。

### 4.2 設計変数の決定手法

定式化されたモデルを用い $k_0=9800\text{kN/cm}$ ,  $k_1=11760\text{kN/cm}$ ,  $k_2=k_3=2850\text{kN/cm}$ ,  $c_2=0\text{kN}\cdot\text{s/cm}$ ,  $c_3=784\text{kN}\cdot\text{s/cm}$ , 周期 $T=5.5\text{sec}$ , 振幅 $X_{\max}=2.0\text{cm}$ のとき求まる減衰定数 (heq) とMaxwellバネ ( $k_2/k_0$ ) の関係を $k_2/k_0$ ごとに重ねてFig. 12に示す。同図には、架構剛性 ( $k_0$ ) に対するリンク部の剛性 $1/(1/k_1+1/k_2)$ すなわちPYOダンパーの静的負担せん断力比 $Q_{\text{PYOダンパー-負担せん断力}}/Q_{\text{全体}}$ も併せて示した。また、検討パラメータを減衰係数 ( $c_3$ ) とし、想定する変数を $k_0=9800\text{kN/cm}$ ,  $k_1=11760\text{kN/cm}$ ,  $k_2=k_3=2850\text{kN/cm}$ , 周期 $T=5.5\text{sec}$ , 振幅 $X_{\max}=2.0\text{cm}$ とした場合に求まる減衰定数 (heq) と減衰係数 ( $c_3/k_1$ ) (Maxwellバネ $k_1$ で除した)の関係をFig. 13に示す。Fig. 12より $k_2$ が大きくなると減衰定数が低下し負担せん断力比が上昇し, Fig. 13より減衰係数 ( $c_3/k_1$ ) を大きくすると減衰定数も大きくなるが上限値 (最適値) が存在することがわかる。

実建物において, PYOダンパーが性能目標として掲げた, 静的せん断力を負担し, 同時に粘性減衰を発揮する制震フレームを設計する場合の設計変数の設定手順を (仮) 電通新社屋建設プロジェクトへの適用例を踏まえて次の1)~4)に示す。

1) Voigtモデルで予想される減衰定数 $heq=c\cdot\omega/(2k_0)=0.046$ を仮定する。

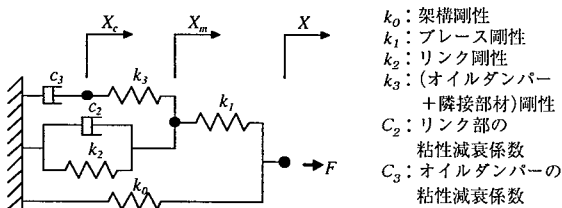


Fig. 11 検討モデル Assuming Analytical Model

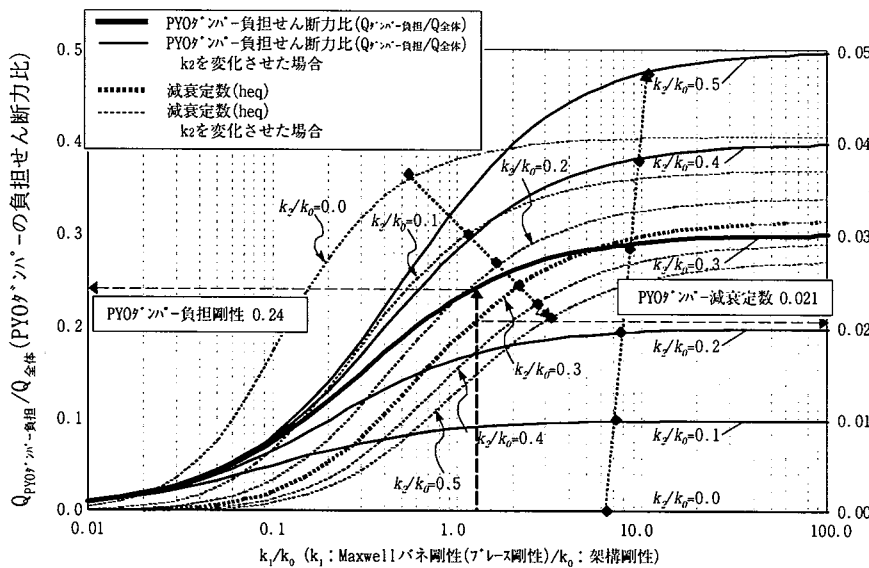


Fig. 12  $k_1$ と負担せん断力比等の関係 Relation between  $k_1$  and Shear Force Ratio

$$\begin{cases} F = \alpha X_{\max} \left[ \left( k_2 - \frac{c_2 c_3 \omega^2}{k_3} \right) \sin \omega t + \left( c_2 \omega + c_3 \omega + \frac{k_2}{k_3} c_3 \omega \right) \cos \omega t \right] \\ \begin{cases} x = \alpha X_{\max} \left[ (1 + \gamma - \beta_1 \beta_2 \zeta) \sin \omega t + \{ \beta_1 (1 + \zeta + \eta) + \beta_2 \} \cos \omega t \right] \\ \dot{x} = \alpha X_{\max} \omega \left[ (1 + \gamma - \beta_1 \beta_2 \zeta) \cos \omega t + \{ \beta_1 (1 + \zeta + \eta) + \beta_2 \} \sin \omega t \right] \end{cases} \\ x_M = \alpha X_{\max} (\sin \omega t + \beta_1 \zeta \cos \omega t) \quad \dot{x}_M = \alpha X_{\max} \omega (\cos \omega t - \beta_1 \zeta \sin \omega t) \\ x_c = \alpha X_{\max} \sin \omega t \quad \dot{x}_c = \alpha X_{\max} \omega \cos \omega t \end{cases} \dots (1)$$

ここで,

$$\begin{cases} \alpha = \frac{1}{\sqrt{\left( 1 + \frac{k_2}{k_1} - \frac{c_2 c_3}{k_1 k_3} \omega^2 \right)^2 + \left( \frac{c_2 \omega}{k_1} + \frac{c_3 \omega}{k_1} + \frac{k_2}{k_3} \frac{c_3 \omega}{k_1} + \frac{c_3 \omega}{k_3} \right)^2}} \\ = \frac{1}{\sqrt{(1 + \gamma - \beta_1 \beta_2 \zeta)^2 + \{ \beta_1 (1 + \zeta + \eta) + \beta_2 \}^2}} \\ \beta_1 = \frac{c_2 \omega}{k_1}, \beta_2 = \frac{c_3 \omega}{k_1} \\ \gamma = \frac{k_2}{k_1}, \zeta = \frac{k_1}{k_3}, \eta = \frac{k_2}{k_3} \end{cases} \dots (2)$$

$$\begin{cases} X_{c \max} = \alpha X_{\max} \quad : \alpha \text{ 振幅比} \\ F_{\max} = c_3 \dot{X}_{\max} \\ c_c = \frac{\alpha}{\omega} \sqrt{\left( k_2 - \frac{c_2 c_3 \omega^2}{k_1} \right)^2 + \left( c_2 \omega + c_3 \omega + \frac{k_2}{k_3} c_3 \omega \right)^2} \\ c_c : \text{見かけの減衰係数} \end{cases} \dots (3)$$

$$\begin{cases} \theta = \tan^{-1} \left( \frac{1 + \gamma - \beta_1 \beta_2 \zeta}{\beta_1 (1 + \zeta + \eta) + \beta_2} \right) - \tan^{-1} \left( \frac{\gamma - \beta_1 \beta_2 \zeta}{\beta_1 (1 + \eta) + \beta_2} \right) \\ \theta : \text{減衰力 } F \text{ と入力変位 } x \text{ の位相差} \\ \phi = \tan^{-1} \left( \frac{1 + \gamma - \beta_1 \beta_2 \zeta}{\beta_1 (1 + \zeta + \eta) + \beta_2} \right) \\ \phi : \text{入力変位 } x \text{ とダッシュポット変位 } x_c \text{ の位相差} \end{cases} \dots (4)$$

$$\begin{cases} heq = \frac{\alpha^2 \omega \left( c_2 + c_3 + \frac{c_2 c_3 \omega^2}{k_3} \right)}{2 \left[ \frac{\alpha^2}{k_1} \{ (A)(B) + (C)(D) \} + k_0 \right]} \\ (A)(B) = \left( k_2 - \frac{c_2 c_3 \omega^2}{k_3} \right) \left( k_1 + k_2 - \frac{c_2 c_3 \omega^2}{k_3} \right) \\ (C)(D) = \left( c_2 \omega + c_3 \omega + \frac{k_2}{k_3} c_3 \omega \right) \\ \times \left( c_2 \omega + c_3 \omega + \frac{k_2}{k_3} c_3 \omega + \frac{k_1}{k_3} c_3 \omega \right) \\ heq = \frac{\alpha^2 (\beta_1 + \beta_2 + \beta_1^2 \beta_2 \zeta^2)}{2 \left[ \alpha^2 (A)(B) + \alpha^2 (C)(D) + \frac{k_0}{k_1} \right]} \\ (A)(B) = (\gamma - \beta_1 \beta_2 \zeta)(1 + \gamma - \beta_1 \beta_2 \zeta) \\ (C)(D) = \{ \beta_1 (1 + \eta) + \beta_2 \} \{ \beta_1 (1 + \zeta + \eta) + \beta_2 \} \end{cases} \dots (5)$$

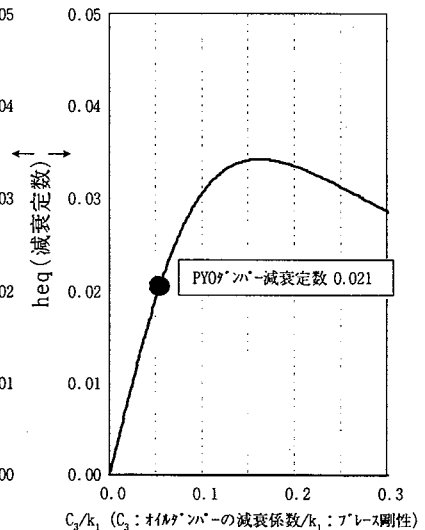


Fig. 13  $C_3$ と減衰定数の関係 Relation between  $C_3$  and Damping Ratio

- 2) Maxwellバネ： $k_1/k_0$ を約1.20と仮定する。
  - 3) 負担せん断力比の目標を約25%とし、負担せん断力比のグラフ(Fig. 12)より $k_2/k_0$ を求める。 $(k_2/k_0=0.3)$
  - 4) この $k_2/k_0$ より、減衰係数： $heq$ を求める。 $(heq=0.021)$
- 1)~4)はどの順に設定してもよく、順位の高い目標条件より定数を決定することが可能である。

以上の検討結果より、制震装置を建物に組込む場合、下記に示すような配慮が必要であることがわかる。

- ・粘性減衰要素を含む制震装置では、粘性減衰に直列に繋がるMaxwellバネの影響を大きく受け、バネ定数が一定値以下の場合、粘性減衰装置の働きが小さくなる。したがって、取付けブレース等の剛性、連層で取付ける場合は柱軸剛性等の確保に十分配慮する必要がある。
- ・必要な減衰力を確保するために、装置の減衰係数を大きくしても、取付けMaxwellバネの剛性が確保できなければ、減衰性能を低下させる場合がある。(Fig. 13)

## 5. 超高層建物への適用

### 5.1 建物概要

(仮) 電通新社屋建設プロジェクト事務所棟は、十分な耐震安全性が確保できるよう高層棟にPYOダンパーを用いた制震構造を採用している。本建物は地上48階、高さ約210mで長辺方向(X方向)約120m、短辺方向(Y方向)約41mである。Fig. 14に代表的なフロアのキープランを示す。平面形状は120度の角度で広がるV形ウィング状の東西事務所空間とその北側にコアを設けた基準階床に対し、V字ウィングの両頂点を直線で結ぶ形でシャトルエレベータを配置した三角形となっている。PYOダンパーは、ほぼ全ての階にX軸方向より反時計廻りに30度、60度、120度、150度方向のコア部フレームに2台ずつ計8台設置する。なお、短辺方向(Y方向)には全体曲げ変形を抑制する曲げダンパーも設置する。

### 5.2 振動解析モデルの概要

5.2.1 BS分離モデル 本建物は、塔状比が短辺方向で約5とスレンダーな形状のため層間変形のうち曲げ変形成分の占める割合が大きく通常振動解析に用いる等価せん断型振動モデルによって制震装置のエネルギー吸収性能を正確に評価することが困難である。ここでは曲げ変形成分とせん断変形成分を分離して評価することが可能な曲げせん断分離型等価振動モデル<sup>4)</sup>(以下、BS分離モデル)を用いる。また、制震装置の発生減衰力に起因する架構の歪みに伴う制震効果の低下分を評価できるようPYOダンパー、曲げダンパーをモデル化した。Fig. 15に1層分のBS分離モデルを示す。図に示すようにせん断変形成分を表わす箇所に履歴ダンパーとオイルダンパーを並列配置したPYOダンパーを設置方向を考慮し3次元的に組込む。このモデルをFig. 16に示すように48層分積み上げ、さらにY方向制震用の曲げダンパーを追加した全体解析モデルを作成した。

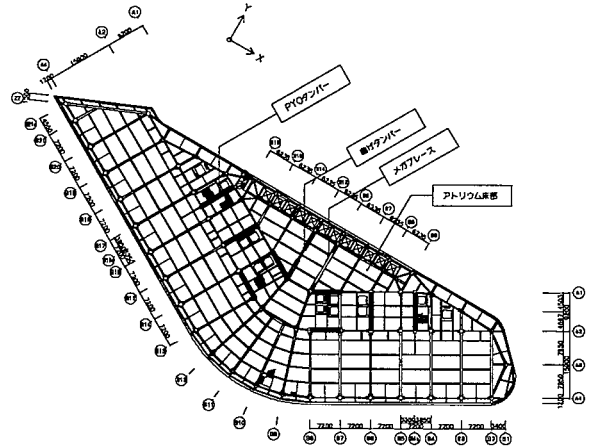


Fig. 14 基準階キープラン  
Plan in Standard Floor

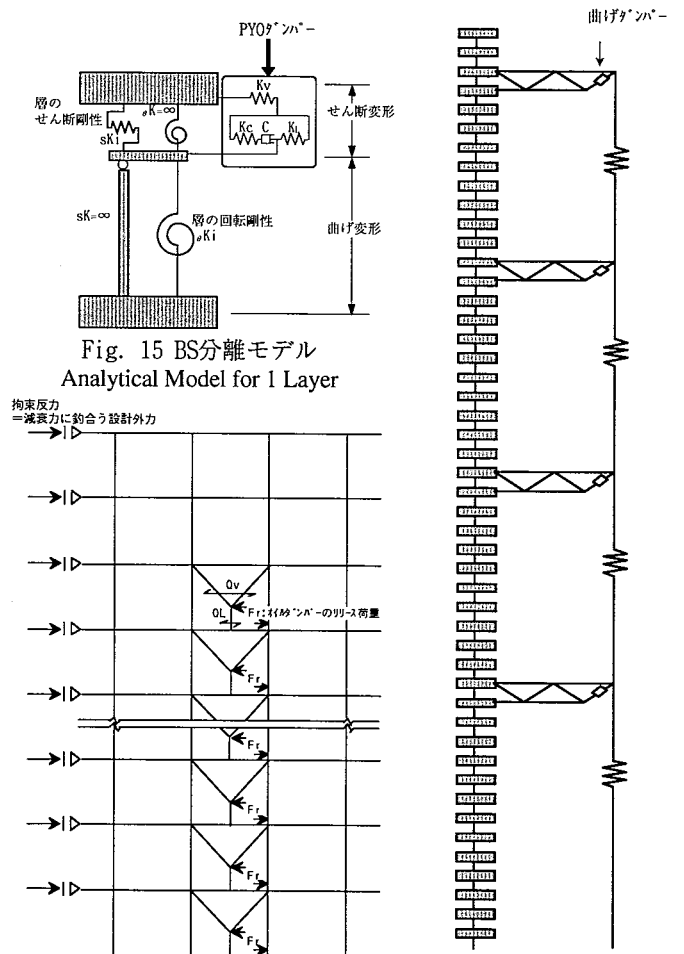


Fig. 15 BS分離モデル  
Analytical Model for 1 Layer

Fig. 17 PYOダンパーの諸元算出  
Calculation of PYO Damper  
Specification

Fig. 16 全体解析モデル  
Whole Analytical Model

- 5.2.2 層のせん断剛性 BS分離モデルにおける層のせん断剛性は、地上部精算立体解析モデルを用い柱軸変形を拘束した状態で設計用層せん断力時の層間変形(これを層のせん断変形成分と仮定)を求め、PYOダンパーの負担せん断力を除いた架構のみの層せん断力を前述の層間変形で除した値となるようにNormal Tri-Linear型の非線形性を考慮してX、Y各方向ごとに定めた。
- 5.2.3 層の回転剛性 精算立体解析モデルを用い柱軸変

形を拘束しない状態で設計用層せん断力時の層間変形(層の全体変形成分)を求め、そこからせん断変形成分を差し引き変形成分を求める。各層の転倒モーメントを曲げ変形成分より求めた各層の回転変形成分の増分で除して回転剛性としX, Y各方向ごとに定めた。

5.2.4 P Y Oダンパーの諸元 P Y Oダンパーがせん断変形成分のみに作動すると仮定し、先ず精算立体解析モデルを用い柱軸変形を拘束しない状態で設計用層せん断力時の各Y形ブレースの負担せん断力を求め、5.2.2で仮定した層のせん断変形成分で除してブレースの剛性 $K_y$ をP Y Oダンパーの設置方向を考慮して求める。次にオイルダンパーのリリース荷重をFig. 17に示す拘束条件で作用させブレース部とリンク部の負担せん断力 $Q_v$ ,  $Q_L$ の比 $\alpha$ (ただし $\alpha$ は柱軸変形拘束時と非拘束時の平均値とした)より剛性 $K_v$ ,  $K_L$ を下式で定める。

$$K_v = (1 + \alpha) K_y$$

$$K_L = (1 + 1/\alpha) K_y$$

$$\text{ここで } \alpha = Q_v / Q_L$$

これによりP Y Oダンパーの発生減衰力に伴う周辺架構の歪みに起因する制震効果の低下分を $K_v$ ,  $K_L$ で評価することとした。 $K_L$ はNormal Tri-Linear型のとしオイルダンパーはF-V特性として初期減衰係数 $C_1$ とリリース後減衰係数 $C_2$ を有するモデルとした。なおFig. 15に示す $K_c$ はオイルダンパーが内部に有するバネ定数である。

5.2.5 主架構の構造減衰 初期剛性比例型で2%となるよう層のせん断剛性、層の回転剛性に並列にダッシュポット要素を配置した。

### 5.3 複素固有値解析による減衰評価

Table 4にBS分離モデルの複素固有値解析によって求めた固有周期と減衰定数を示す。X, Y方向とも4%以上の減衰定数となった。

Table 4 複素固有値解析結果  
Complex Eigenvalue

振動次数	X方向		Y方向	
	複素固有周期 T(sec)	減衰定数 (%)	複素固有周期 T(sec)	減衰定数 (%)
1次	4.85	4.01	5.61	4.54
2次	1.53	8.89	1.62	9.63
3次	0.90	12.36	0.91	15.46
4次	0.65	15.89	0.64	20.50

Table 5 入力地震動  
Input Seismic Waves

採用地震動	レベル1 最大加速度 (cm/sec <sup>2</sup> )	レベル2 最大加速度 (cm/sec <sup>2</sup> )	解析時間 (sec)
EL CENTRO 1940 NS	255.5	510.8	50
TAFT 1952 EW	248.4	496.8	50
HACHINOHE 1968 NS	165.1	330.1	35
DENTSUL2	---	268.8	80

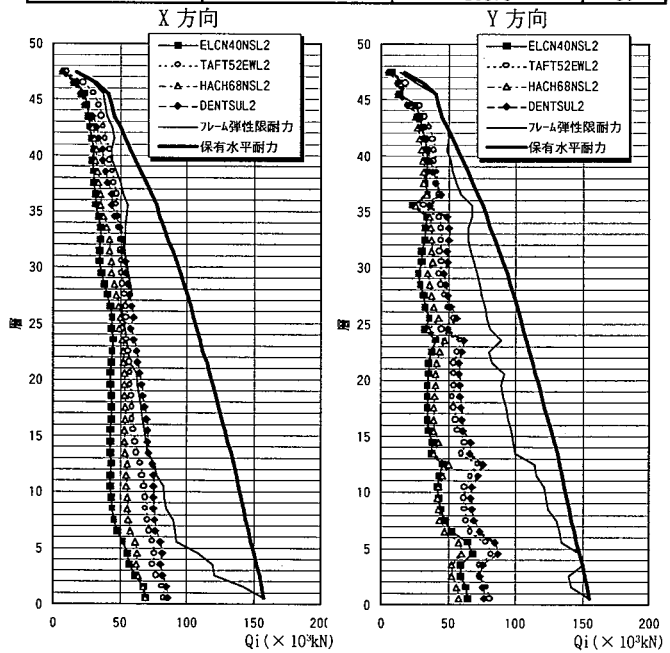


Fig. 18 最大応答層せん断力  
Maximum Story Shear Force

### 5.4 地震応答解析

5.4.1 入力地震動 採用した入力地震波は、標準的なEL CENTRO 1940 NS, TAFT 1952 EW, 長周期成分を含むHACHINOHE 1968 NS, また本建設サイトの地盤特性を表わす地震波として模擬地震動DENTSUL2を作成し、レベル2地震動として用いた。DENTSUL2波を除き、既往3波についてはレベル1:25cm/sec<sup>2</sup>, レベル2:50cm/sec<sup>2</sup>としTable 5に示す最大入力加速度で応答解析を行った。ここではTable 5に示すレベル2入力時の地震応答解析結果について述べる。

#### 5.4.2 最大応答値

5.4.2.1 最大応答層せん断力 両方向とも全層が保有水平耐力内に十分収まり、保有水平耐力に対する比率は最大でX方向の0.777(TAFT:45層)である。(Fig. 18)

5.4.2.2 最大応答層間変形角 X方向が最大変形角 $R=1/206$ (DENTSUL2:15層), Y方向が $R=1/157$ (DENTSUL2:31層)で設計目標の1/100以下となる。(Fig. 19)

5.4.2.3 リンクの最大応答せん断力 おおむね弾性範囲

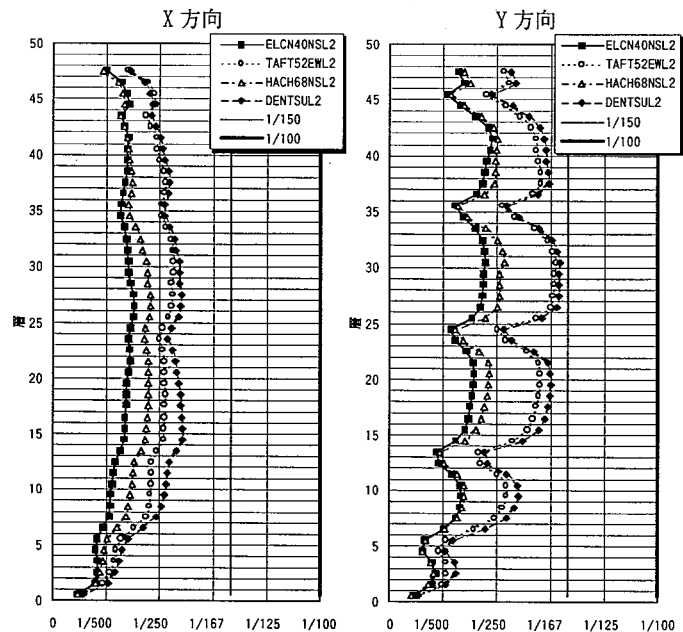


Fig. 19 最大応答層間変形角  
Maximum Story Deformation Angle

に収まっているが高層部で一部が若干塑性域に達する。最大塑性率は1.27(TAFT:42層)程度である。(Fig. 20)

5.4.2.4 オイルダンパーの最大応答減衰力 減衰力はリリース荷重以内に収まり、リリース荷重に対する比率は最大で0.90程度である。(Fig. 21)

5.4.3 エネルギー応答 制震要素個々のエネルギー吸収性状や、主架構等のエネルギー吸収を伴う耐震要素の地震時のエネルギー消費割合等を確認するためDENTSUL2波入力時のエネルギー応答解析を試みた。Fig. 22に解析結果を示す。構造減衰と制震装置による吸収エネルギーは順に累加した量で、入力エネルギーと運動エネルギーは単独の量で示した。

X方向入力時の本建物のエネルギー消費は、約6割が建物の構造減衰で、残り約4割がPYOダンパーのオイルダンパーによることがわかる。またY方向のエネルギー消費は、約6割が構造減衰で、約2割がPYOダンパーのオイルダンパー、残り約2割が曲げダンパーによることがわかる。建物主架構の履歴エネルギー吸収は殆ど無い。本建物は1次モードの構造減衰が2%、PYOダンパーや曲げダンパーによる付加減衰が約2%と両者はほぼ同等で合計約4%の減衰定数を有する。しかし応答結果によると構造減衰によるエネルギー消費が付加減衰分を若干上回る結果となる。これは2次以上の高次モードにおいて剛性比例型の構造減衰が制震装置による付加減衰を上回るためと考えられる。

## 6. まとめ

建物に組込む制震装置として剛性・靱性と減衰性を実現するため履歴ダンパーとオイルダンパーを並列に配置したPYOダンパーを提案し、その減衰性能をPYOダンパーを組込んだ鉄骨フレームの動的加振実験により確認した。また、線材モデルや縮約モデルによって実験結果をシミュレートできることを示した。さらに超高層建物にPYOダンパーを適用する際に制震効果をより正確に評価するために曲げせん断分離振動モデルに制震装置のモデルを組込んだ応答評価解析モデルを提案し減衰性能の評価・地震応答性状について知見を示した。

### 参考文献

- 1) 北村, 他: 粘弾性型制振部材を適用した構造骨組の地震応答評価に関する研究その1~その3, 日本建築学会大会学術講演梗概集B-2, pp. 1011~1016, (1999.9)
- 2) 時野谷, 他: せん断降伏型履歴ダンパーとオイルダンパーを並列配置した架構の動的実験(その1, その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集C-1, pp. 873~876, (1999.9)
- 3) 高橋, 品部: せん断降伏型薄鋼板の復元力特性に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集,

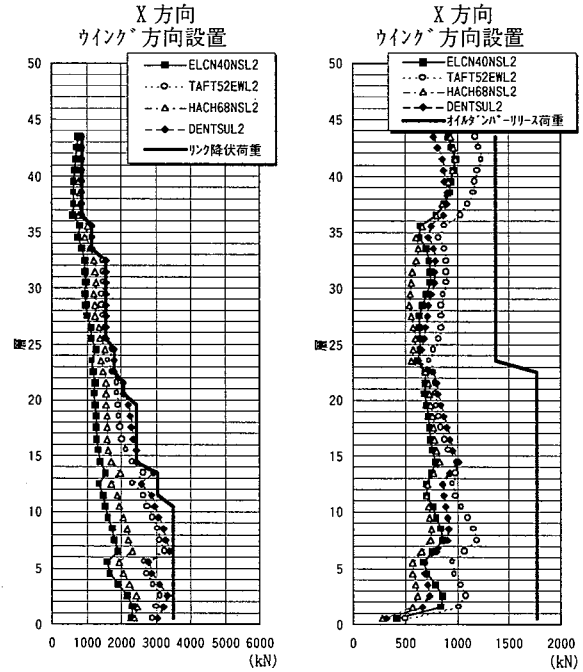


Fig. 20 リンクのせん断力 Maximum Shear Force of Link  
Fig. 21 オイルダンパーの減衰力 Maximum Damping Force of Oil Damper

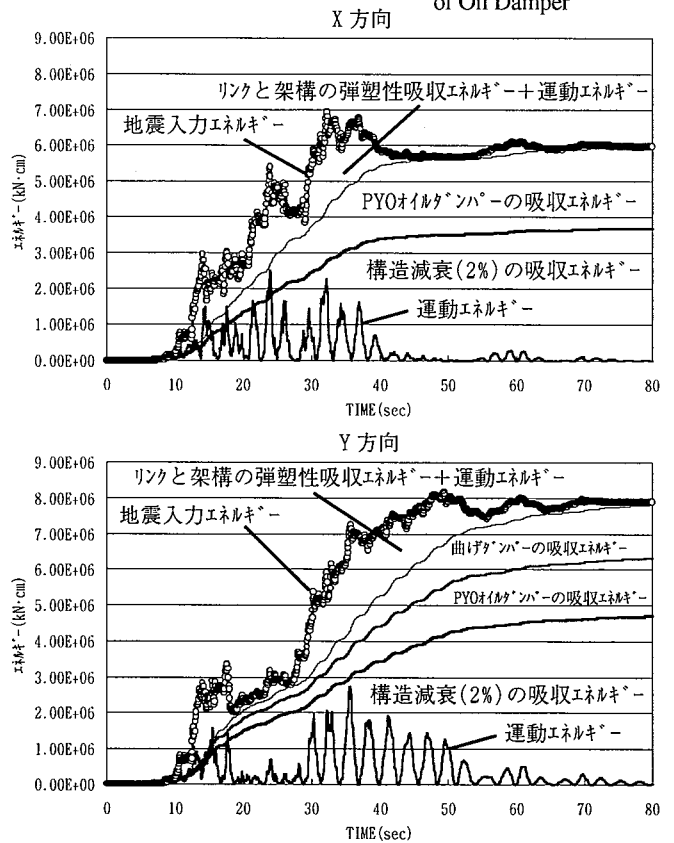


Fig. 22 エネルギー応答解析結果  
Response Analysis Result expressed in Energy

- 4) 勘坂, 佐野: 曲げせん断直列分離型等価振動モデルの提案(曲げとせん断変形を分離抽出可能な振動解析モデルの構築法について), 日本建築学会大会学術講演梗概集B-2, pp. 467~468, (1999.9)