繰り返し荷重を受ける免震鋼棒ダンパーの大変形弾塑性解析*

宮村 倫司^{*1}, 都井 裕^{*2}, 土師 利昭^{*3}Large Deformation Elastic-Plastic Analyses of Steel Damper
under Cyclic Loading

Tomoshi MIYAMURA, Yutaka TOI and Toshiaki HAZE

A damper made of coiled steel is often used for base isolation systems of buildings. Since large relative displacements occur at the isolation system, large deformation elastic-plastic analysis is necessary in the designing of the damper. In this paper a method of the analysis using the degenerated beam element is presented. A simple uniaxial constitutive equation that can be used in cyclic loadings is proposed. The equation uses a bilinear function for a skeleton curve and the Ramberg-Osgood functions for hysteresis curves. A simple method for the modeling of slips at boundaries of the damper is also proposed. A method for evaluating parameters of the constitutive equation and the model of the slip is shown. With the use of the identified parameters, the results obtained by the analyses agreed well with those of experiments.

Key Words: Plasticity, Constitutive Equation, Finite Element Method, Structural Analysis, Finite Deformation Theory, Degenerated Beam Element, Steel Damper, Experiment

1. はじめに

近年, 免震構造を採用した建築物が数多く実現している. 免震構造では建築物と地盤の絶縁のために, 積層ゴムによるアイソレータが用いられる⁽¹⁾. 積層ゴムは高い鉛直支持力と大きな弾性的せん断変形能力を持つものの, 減衰能力がほとんどないため, ダンパーを併用する必要がある. このようなダンパーとして免震鋼棒ダンパーと呼ばれるコイル状に曲げた鋼棒がしばしば用いられる^{(1),(2)}. このダンパーは鋼棒の塑性変形によりエネルギーを吸収することで減衰力を構造に与える. 免震層の層間変位は非常に大きいため, ダンパーには大変形を伴う繰り返し載荷に追従することが要求される.

本論文では免震鋼棒ダンパーの性質を把握するため, 連続体退化型梁要素^{(3),(4)}による有限要素解析を行い, 実験結果と比較検討する. 本解析では次の点に注意する. (1)繰り返し載荷により大変位, 大回転が生じる. (2)正負交番の大きなひずみが生じるため, 構成式の履歴曲線はバイリニア型関数では十分に表現できない. (3)ボ

ルトで固定されたダンパーの境界部の滑りを考慮する.

梁要素による大変形弾塑性解析例として, 都井等は断面力法による線形チモシェンコ梁要素により, 空間骨組構造のクラッシュ解析を行っている⁽⁵⁾. 解析結果は実験結果と良好に一致しており, 大変形が生じる場合のひずみ硬化の影響を明らかにしている. また, 都井等は横圧縮荷重を受ける鋼管の圧壊について, 層分割法による線形チモシェンコ梁要素を用いて接触を考慮した解析を行っており, 解析結果は実験結果と良好に一致している⁽⁶⁾. このように, それ程肉厚でない構造に対しては, 梁要素による大変位, 大ひずみ弾塑性解析は定量的にも十分な精度を持つといえる.

さて, 繰り返し載荷される鋼材の梁要素用の構成式として, 中村等はYokoo等の非定常履歴実験⁽⁸⁾の結果を元に単軸構成式を精密にモデル化し, 層分割型の梁要素に組み込んでいる^{(7),(9)}. ただし, 最大0.04程度のひずみを対象としている.

本論文では最大0.3程度のひずみを対象とした, 最小限の数のパラメータによる鋼材の簡略な単軸構成式を提案し, これを連続体退化型梁要素に組み込む. また, 鋼棒ダンパーの境界部の滑りと摩擦を, 特別なバイリニア型の構成式を用いた梁要素により近似的にモデル化する. 各種のパラメータは鋼棒ダンパーの荷重変位

* 原稿受付 1997年12月17日.

^{*1} 正員, 東京大学大学院工学系研究科(〒113-8656 東京都文京区本郷7-3-1), [研究当時: 東京大学生産技術研究所].^{*2} 正員, 東京大学生産技術研究所(〒106-8558 東京都港区六本木7-22-1).^{*3} (株)巴コーポレーション(〒135-8545 東京都江東区豊洲3-4-5).

曲線について実験結果と解析結果が合うように決める。

著者等は都井等が提案したASI法を用いた梁要素により鋼棒ダンパーの解析を行ってきた^{(11),(12)}。しかし、鋼棒ダンパーが大変形すると、ひずみ硬化の影響で塑性ヒンジ的な変形は生じず(文献(5)も参照)、ASI法の特長が生かせないため、本論文ではこの手法を用いず、十分に細かい要素分割による解析を行う。

2. 免震鋼棒ダンパー

写真1に免震鋼棒ダンパーの全景を、図1に図面を示す。このように4個のコイル状に曲げられた鋼棒を一組として免震層に設置する。地震時には写真1の水平方向に変位する。本論文ではひとつのコイル状の鋼棒をリングと呼ぶ。ひとつのリングの荷重変位特性は荷重方向により異なっており、この特性を平均化するために四つのリングの向きが異なるように配置する。

使用鋼材はクロムモリブデン鋼(SCM415)であり、処女載荷時には降伏棚を生じる。鋼棒ダンパーの製造

工程を次に示す。(1)棒鋼の端部を型鍛造により図1(b)のように加工してからボルト穴をあける。(2)コイル状に曲げる。(3)焼なましにより鍛造時のひずみ硬化を取り除く。(4)図1のように回転止めを溶接したアンカープレートにボルトによって固定する。ただし、リングと回転止めの間には多少の隙間があるため、回転は完全には拘束されない。

3. 鋼材の簡略な単軸構成式

3・1 概要 鋼棒ダンパーには地震時に最大0.3程度の繰り返し交番ひずみが生じるため、これを考慮した構成式が必要となる。しかし、実験では鋼材の品質の確認用の引張試験しか行っておらず、繰り返し載荷下の材料試験を解析用に改めて実施できなかった。そこで、いくつかの仮定により必要なパラメータの数を最小限とした簡略な単軸構成式を提案する⁽¹³⁾。これを梁要素に組み込み、そのパラメータはダンパーの実験の荷重変位曲線に合うように決める。

定式化において文献(8)の実験結果と文献(7),(9)の単軸構成式を参考にする。ただし、ここでは最大0.3程度の大ひずみを扱うのに対し、文献(7),(8),(9)ではひずみは最大0.04程度である。

以下ではひずみは真ひずみ、応力は真応力とする。本構成式の梁要素への組み込みについては第4章に述べる。図2に得られた応力ひずみ関係の例を示す。

3・2 骨格曲線 処女載荷時の応力-ひずみ曲線(骨格曲線)は、次のようなバイリニア型の関数で近似する(図2のOAB)。

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & (\sigma < \sigma_y) \\ \frac{EH'}{E+H'} \left(\varepsilon + \frac{\sigma_y}{H'} \right) & (\sigma \geq \sigma_y) \end{cases} \quad (1)$$

ここに、 E はヤング率、 H' はひずみ硬化係数、 ε は軸方向

Fig. 1 Drawings of the steel damper

Photo 1 Overview of the steel damper

Fig. 2 Stress-strain relation by using proposed uniaxial constitutive equation.

ひずみ, σ は軸方向応力, σ_y は降伏応力である. 降伏棚とその後のひずみ硬化を, H' を適当に調節することにより近似的にモデル化する. ただし, 処女載荷時のひずみが大きい場合 (約0.2以上) にはこのようなバイリニア型の式では十分な近似ができない.

3・3履歴曲線 文献(8)の非定常履歴実験の結果によれば, 引張および圧縮の降伏を経験した後は, もはや降伏棚は現れない. そこで, 処女載荷の後でひずみ増分の向きが反転してからの曲線 (履歴曲線) に対しては, Ramberg-Osgood 型の関数を用いる. 正確には引張と圧縮の両方の降伏棚を経験した後に Ramberg-Osgood 型関数を用いるべきであるが, ここではそのどちらかを経験したらすぐにこの関数を用いる. 元々この関数は骨格曲線を表すために提案されたが⁽¹⁰⁾, Jennings⁽¹⁴⁾が履歴曲線にも適用できるように修正しておりこれを参考にする. 履歴曲線は次式で表す.

$$\varepsilon = \frac{\sigma - \sigma_l}{E} + 2K_l \left(\frac{\sigma - \sigma_l}{2E} \right)^n + \varepsilon_l \quad (2)$$

ここに, n は材料定数であり符号判定を避けるために正の奇数とする. σ_l , ε_l , K_l は各増分ステップのひずみ増分の符号が前ステップと異なる時に更新する. l は増分ステップを示す.

ここで, 式(2)で表される履歴曲線が応力-ひずみ空間上の適当な目標点 $(\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon})$ を必ず通るという仮定を導入する. この時, K_l は次式となる.

$$K_l = \left(\bar{\varepsilon} - \varepsilon_l - \frac{\bar{\sigma} - \sigma_l}{E} \right) / \left\{ 2 \left(\frac{\bar{\sigma} - \sigma_l}{2E} \right)^n \right\} \quad (3)$$

$(\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon})$ は $(\sigma_{\max}, \varepsilon_{\max})$ あるいは $(-\sigma_{\max}, -\varepsilon_{\max})$ とする. ただし, $\sigma_{\max} (>0)$, $\varepsilon_{\max} (>0)$ である. $\varepsilon_{\max}$ を予想される最大ひずみよりも大きい値に固定すれば, 履歴曲線に囲まれるループの大きさは $\sigma_{\max}$ のみにより調節できる. $\sigma_{\max}$ は履歴曲線の特性を決める最も重要なパラメータとなる.

$(\sigma_l, \varepsilon_l)$ および K_l は次の条件により増分ステップごとに更新する. ただし, $'\Delta\varepsilon$ を時刻 t から $t + \Delta t$ へのひずみ増分, (σ', ε') を時刻 t における既知の応力とひずみとする.

条件(i) $'\Delta\varepsilon$ の符号が前ステップと同じ時

更新はなく, 前ステップと同じ履歴曲線を使用

条件(ii) $'\Delta\varepsilon$ の符号が前ステップと異なり, $'\Delta\varepsilon > 0$ の時

$\sigma_l = \sigma'$, $\varepsilon_l = \varepsilon'$, K_l は $(\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon}) = (\sigma_{\max}, \varepsilon_{\max})$ と式(3)より

計算; 式(2)を用いる.

条件(iii) $'\Delta\varepsilon$ の符号が前ステップと異なり, $'\Delta\varepsilon < 0$ の時

$\sigma_l = \sigma'$, $\varepsilon_l = \varepsilon'$, K_l は $(\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon}) = (-\sigma_{\max}, -\varepsilon_{\max})$ と式(3)

より計算; 式(2)を用いる.

以上の条件によれば, 履歴曲線は一意に定まる. しかし, ひずみ増分の符号が反転した直後に, ふたたび反転

するような場合には, その点の近傍が弾性勾配となるため, 階段状の不自然な履歴曲線となる. そこで, このような場合には次式で表される曲線を用いる.

$$\varepsilon = \frac{\sigma - \hat{\sigma}}{E} + 2\hat{K} \left(\frac{\sigma - \hat{\sigma}}{2E} \right)^n + \hat{\varepsilon}_l \quad (4)$$

上式の $\hat{K}$ は $\hat{\varepsilon}_l = 0$ の時に $(\sigma_{\max}, \varepsilon_{\max})$ を通るように予め次式により求めておく.

$$\hat{K} = \left(\varepsilon_{\max} - \frac{\sigma_{\max} - \hat{\sigma}}{E} \right) / \left\{ 2 \left(\frac{\sigma_{\max} - \hat{\sigma}}{2E} \right)^n \right\} \quad (5)$$

また, $\hat{\varepsilon}_l$ は各増分ステップにおいてこの曲線が (σ', ε') を通るように次式とする.

$$\hat{\varepsilon}_l = \varepsilon' - \frac{\sigma' - \hat{\sigma}}{E} - 2\hat{K} \left(\frac{\sigma' - \hat{\sigma}}{2E} \right)^n \quad (6)$$

つまり, $\hat{\varepsilon}_l = 0$ の時に $(\sigma_{\max}, \varepsilon_{\max})$ を通るような応力ひずみ曲線を ε 軸方向に平行移動している. $\hat{\sigma}$ は適当な正の値 $\hat{\sigma}_0$ と以下に示す条件(iv)および(v)により決定する.

条件(iv) $'\Delta\varepsilon$ の符号が前ステップと異なり $'\Delta\varepsilon > 0$ の時

$'\sigma > \alpha$ ならば $\hat{\sigma} = -\hat{\sigma}_0$ として式(4)~(6)を用いる.

($'\sigma \leq \alpha$ ならば条件(ii)と同じ処理)

条件(v) $'\Delta\varepsilon$ の符号が前ステップと異なり $'\Delta\varepsilon < 0$ の時

$'\sigma < -\alpha$ ならば $\hat{\sigma} = \hat{\sigma}_0$ として式(4)~(6)を用いる.

($'\sigma \geq -\alpha$ ならば条件(iii)と同じ処理)

後章の解析例では $\alpha = 0$ としている. 応力ひずみ関係は以上の条件(i)から(v)により決定する. 図2において点B, Gが条件(ii), 点Eが条件(iii), 点Dが条件(iv), 点Fが条件(v)となる. 曲線CDEはやや不自然であるものの, 点Dで条件(ii)を用いるよりは性質が良い.

反復計算中にひずみ増分が何度か反転するような場合には, そのつど履歴曲線を定義し直すのではなく, ひとつ前の履歴曲線のパラメータを保存しておきそれに戻す. また, 式(2), (4)は応力について解けないので, ニュートン法により数値的に解く⁽¹⁴⁾.

3・4提案した構成式の問題点のまとめ ひずみが約0.2以上になるとバイリニア型の骨格曲線では十分なモデル化ができない. また, 式(2), (4)による履歴曲線は常に $(\sigma_{\max}, \varepsilon_{\max})$ あるいは $(-\sigma_{\max}, -\varepsilon_{\max})$ を目標点にしているため, 等方硬化的な性質を十分に表わせない.

4. 提案した単軸構成式の連続体退化型梁要素への適用

4・1updated Lagrange 法に基づく連続体退化型チモシェンコ梁要素 前章で提案した単軸構成式を連続体退化型チモシェンコ梁要素に組み込む. この要素は原則として Dvorkin 等の要素⁽³⁾に従っており, 断面の向

きを表わすディレクターを有限回転テンソルにより更新している。形状関数は線形とし、一点積分によりせん断ロッキングを避ける。ただし、Dvorkin等の要素に以下の修正を加えている。(1)弾塑性構成式の適用を容易にするため、updated Lagrange法を用いる。(2)ディレクターを線形補間しているため、曲げ変形が大きくなると積分位置の断面積が小さく評価される。これを回避するために、各増分ステップにおいてディレクターの向きを要素軸に対して直交するように修正する。(詳しい定式化は文献(4)を参照)。

updated Lagrange法では、一増分ステップの収束計算の過程においても基準配置を更新すべきだが、ここでは、一増分区間内では基準配置を更新せず、前述のディレクターの更新も各増分ステップで収束後に一回だけ行う。大きな増分を与えなければ問題は無い。

4・2 提案した単軸構成式の組み込み 提案した構成式は、断面内の積分点の軸方向応力に対して適用する。鋼棒ダンパーの断面はかなり大きいものの、せん断変形はそれ程大きくないため、せん断については弾性とする。

式(1),(2)に用いられる真ひずみは、次式のように変形速度テンソル(速度勾配の対称成分)の軸方向成分(D_{11} で表す)を積分したものとみなせる(相当塑性ひずみに関する文献(15)の記述も参照)。

$$\varepsilon = \int D_{11} dt \equiv \sum D_{11} \Delta t \quad (7)$$

一方、前述のようにひとつの増分区間内では基準配置を更新しないため、応力 σ として相対第二Piola-Kirchhoff応力テンソルの(基準配置の)軸方向成分を用いる。これは増分が小さければ、Cauchy応力テンソルの軸方向成分にほぼ一致し、式(1),(2)の真応力に対応する。なお、梁要素では断面積一定を仮定しているため、ポアソン比による断面積の変化を考慮すれば、Cauchy応力テンソルの軸方向成分は、実際の真応力とは異なっている。従って、厳密にはこの分の補正が必要であるが、ここでは行っていない。

4・3 接線剛性 接線剛性を求める際には式(1),(2),(4)による応力積分にconsistentな構成式を用いる。単軸の場合には、古典弾塑性理論における速度型構成式が、consistentな構成式に一致することが確認できる。つまり、 $'H'$ を時刻 t におけるひずみ硬化係数とすれば、

$$' \Delta \sigma = \frac{E' H'}{E + 'H'} \Delta \varepsilon \quad (8)$$

となる。ここに、 $' \Delta \sigma$ は相対第二Piola-Kirchhoff応力テンソルの速度(Truesdell応力速度)に基づく軸方向応力増分、 $\Delta \varepsilon$ は、変形速度テンソルに基づく軸方向ひずみ増分であり、それぞれ時刻 t を起点としている。

なお、速度型構成式としては変形速度テンソルと相対Kirchhoff応力テンソルのJaumann速度の関係を用いるべきであるが、ここでは文献(6)と同様に、近似的にTruesdell応力速度に基づく増分を用いた。

最後に、式(2)に対する $'H'$ を求めておく。軸方向の全塑性ひずみを ε_p とすれば、

$$\begin{aligned} \varepsilon_p &= \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \\ &= 2K_I \left(\frac{\sigma - \sigma_I}{2E} \right)^n - \frac{\sigma_I}{E} + \varepsilon_I \end{aligned} \quad (9)$$

となる。従って、

$$'H' = \frac{d\sigma}{d\varepsilon_p} = \frac{1}{\frac{d\varepsilon_p}{d\sigma}} = \frac{1}{\frac{K_I n \left(\frac{\sigma - \sigma_I}{2E} \right)^{n-1}}{E}} \quad (10)$$

となる。式(4)の $'H'$ についても同様に求められる。

5. 境界部の滑りのモデル化

第2章に示したように、リングはボルトによりアンカープレートに固定されており、ボルトを中心とする回転に対しては、摩擦とアンカープレートに溶接された回転止めにより抵抗する。回転止めとリングの間には多少の隙間があるため、初期には摩擦のみによって抵抗し、多少の回転の後に回転止めに接触する。

摩擦力は図1(c)のZ方向の反力にはほぼ比例すると考えられる。摩擦については、弾塑性構成式と同様なモデル化を行う方法が提案されている⁽¹⁶⁾。しかし、ここでは境界部を片側を固定した矩形断面の梁要素で表し、この要素に特別なバイリニア型の構成式を設定することにより、摩擦と滑りを近似的にモデル化する。境界部はボルトがあるためにZ方向にはほとんど変形しないので、Z方向の梁幅を十分に大きくする。以後、この要素を端部要素(図中では"boundary element")と呼ぶ。

端部要素の降伏応力(σ_{yb} とする)により、摩擦力の最大値を表わす。摩擦力はZ方向の反力により変化するが、ここでは σ_{yb} は適当な値に固定する。次に、端部要素のひずみ硬化係数(H'_b とする)により、回転止めとの隙間をモデル化する。すなわち、滑り発生後の端部の回転に伴い摩擦力が増加するので、やがてダンパーの中間部の塑性変形が支配的となり端部の回転(滑り)は止まる。 σ_{yb} と H'_b の決め方は6.4節に示す。

6. 実験と解析の結果

6・1 実験 本実験は鋼棒ダンパーの開発に必要な荷重変位曲線の測定を主な目的としている。また、材料

試験としては鋼材の品質を確認するための引張試験のみを行っている。本論文では次の二種類の試験結果を取り上げる。

(1)疲労試験：ひとつのリングの上部境界にXおよびY方向に正負50cmの強制変位を三回ずつ与える。疲労により履歴ループはだんだん小さくなるが、解析では疲労の影響を考慮していないため、履歴ループ1個分について解析結果と比較する。以下ではこの試験を単ループ試験と呼ぶ。材料および境界部のパラメータは単ループ試験の荷重変位曲線に合うように決める。

(2)漸増荷重試験：4個のリングを図1(a)のように組み合わせた場合について、繰返し強制変位を徐々に増加させる漸増荷重試験を行う。ここでは、図1(a)に示す方向に荷重した場合の結果を取り上げる。

供試体の寸法（芯々）は表1に示す。

6・2 解析モデル 図3に要素分割図（42要素）を示す。境界付近では断面形状が変わり、中立軸の位置もずれるため、これを考慮している。リングの上端に水平方向の強制変位を与えて、これ以外の成分は固定する。滑りは第5章の方法でモデル化する。表2に解析モデルの一覧を示す。Y方向荷重では最初にリングが開くか、その逆かによって条件が異なる。以下では前者をY1、後者をY2と呼ぶ。なお、単ループ試験は前者である。

円断面に対応した退化型梁要素を用いる。断面内積分点の数は半径方向に5点、円周方向に10点とし、前者はSimpson則、後者は台形則により積分する。

6・3 材料パラメータの決定 材料パラメータは式(1)、(2)、(4)の E 、式(1)の H' と σ_y 、式(2)、(4)の n 、第2章の条件(ii)、(iii)の $\sigma_{\max}$ と $\varepsilon_{\max}$ 、条件(iv)、(v)の $\hat{\sigma}_0$ の7個である。次の二点に注意してパラメータの値を決める。

(1)各積分点のひずみ履歴により適切な値は異なる。しかし、積分点ごとに異なる値とするのは不可能なので、全積分点で同一の値を用いる。

(2)使用鋼材については、引張試験における公称応力と公称ひずみの関係のみが得られており、繰返し交番塑性ひずみを経験する場合の真応力-真ひずみ曲線のデータはない。そこで、ヤング率 E と初期の降伏応力 σ_y 以外は、文献(8)の実験結果も参考にしながら、単ループ試験の荷重変位曲線に合うように決める。

n は文献(8)の実験結果を参考にして13とした。ただし、 n は荷重変位曲線にはそれ程影響しない。式(1)の H' は単ループ試験の処女荷重時の荷重変位曲線に合うように決める。 $\varepsilon_{\max}$ は最大ひずみよりも大きくなるように予め与える。 $\sigma_{\max}$ は単ループ試験（1サイクル目）に合うように決める。 $\hat{\sigma}_0$ は降伏応力の1.5倍程度とした。ただし、 $\hat{\sigma}_0$ は荷重変位曲線にはあまり影響しない。

荷重変位曲線は材料パラメータと次節に示す境界部

パラメータの双方に影響されるため、次の順番で各パラメータを決定する。

(1)材料パラメータを仮に決める。

(2)境界部パラメータを単ループ試験の荷重変位曲線に合うように決める。

(3)材料パラメータを単ループ試験の荷重変位曲線に合うように再調節する。

(2)と(3)は数回繰り返す必要がある。X、Y各方向荷重について材料定数は同じにするが、次節に述べるように境界部パラメータは荷重方向により変える。

表3に最終的に得られた値を示す。図4にこれらの定数を用いて、一要素により正負の単軸荷重を行った場合の真応力-真ひずみ曲線を引張試験の結果（ただし、公称応力-公称ひずみ関係）と重ねて示す。大きさの異なる履歴ループは別々に解析している。また、表3の下部に示す材料定数によるバイリニア型構成式についての結果も重ねて示す。実験では公称応力をプロットし

Table 1 Size of the ring (unit:mm)

Radius of the ring, R	265
Height of the ring, H	170
Diameter of steel bar, ϕ	90
Size of the boundary part (h_1, w_1, h_2, w_2); see Fig. 3.	(60, 70, 40, 70)

Fig. 3 Subdivision of analysis model

Table 2 Analysis models

Model	Load direction	Constitutive equation	Boundary condition
X-RO-S	X	Present	With slip
X-BL-S	X	Bi-linear	With slip
X-RO-F	X	Present	Fixed
Y1-RO-S	Y1	Present	With slip
Y1-RO-S0	Y1	Present	With slip (for skeleton)
Y1-BL-S	Y1	Bi-linear	With slip
Y1-RO-F	Y1	Present	Fixed
Y2-RO-S	Y2	Present	With slip

ているため、ネッキングの発生を考えれば妥当な結果であるといえる。ただし、骨格曲線のひずみが約0.2以上の領域では応力が大きすぎるため、トリリニア型の式を用いるべきである。しかし、単ループ試験では最大ひずみは0.2以下であり、また、漸増载荷試験では骨格曲線を用いるのは荷重の小さい初期の段階であるため、本論文の解析結果に対しては問題ない。

図5～7に単ループ試験の载荷点における荷重変位曲線に解析結果を重ねて示す。図8、9は変形図である。実験では数サイクルを繰り返しているが、解析は1サイクルとする。図6のY方向の载荷は実験と同じ(Y1)としている。逆周り(Y2)については図7にY1と共に示している。また、図5、6の点線はバイリニア型の構成式

Table 3 Material constants

	Young's modulus, E	206 GPa
Present constitutive equation (Skeleton curve)	Yield stress, σ_y	310 MPa
	Strain hardening parameter, H'	1.47 GPa
Present constitutive equation (Hysteresis curve)	n in eq. (2) and (4)	13
	($\sigma_{\max}$, $\epsilon_{\max}$) in condition (ii) and (iii)	(633 MPa, 1.0)
	$\hat{\sigma}_n$ in condition (iv) and (v)	$1.5 \sigma_y$
Bi-linear constitutive equation	Strain hardening parameter	0.5 GPa
	Yield stress	410 MPa

Fig. 4 Stress-strain relation of an uniaxially loaded bar

Fig. 5 Load versus displacement; steel damper; loading in X direction

Fig. 6 Load versus displacement; one ring; loading in Y1 direction

Fig. 7 Load versus displacement; one ring; loading in Y1 or Y2 direction.

Fig. 8 Deformed configuration; loading in X direction.

Fig. 9 Deformed configuration; loading in Y1 direction.

を用いた場合の結果である。境界部パラメータについては、次節に述べるように決定している。

6・4 境界部パラメータの決定 境界部は第5章に述べた端部要素によりモデル化する。端部要素の寸法は表4に示す。ただし、これは特別な要素なので実物の寸法とは異なる。第5章に述べたように摩擦力は接触力に影響される。そこで、図10にXおよびY方向載荷時の接触力(Z方向反力)を示す。Z軸周りの回転は自由または固定とした。図10より以下のことがわかる。

(1)X方向では載荷開始時および載荷方向が反転した直後に摩擦力が零になる。

(2)回転を固定するとY方向ではX方向よりも接触力が高い傾向にある。

(3)Y方向では載荷開始時には接触力が小さいが、変位が大きくなるにつれて接触力が大きくなる。また、X方向とは異なり載荷方向が反転した直後に、接触力は零にならない。

以上を考慮して、端部要素のバイリニア型の弾塑性構成式の降伏応力 σ_{yb} とひずみ硬化係数 H'_b は、以下のように決めた。摩擦力を接触力に応じて変化させることができないため、X方向およびY方向の単調載荷と繰り返し載荷についてそれぞれ異なる定数を用いる。

(1)X方向載荷では、摩擦力を零($\sigma_{yb}=0$)として、実験に合うように滑り発生後の勾配 H'_b を求める。

(2)Y方向繰り返し載荷では、滑り発生後の勾配 H'_b はX方向と同じにする。摩擦についてのパラメータ σ_{yb} は(荷重変位)履歴曲線が実験に合うように決める。この場合、(荷重変位)骨格曲線は実験結果に合わない。

(3)Y方向の単調載荷では、摩擦力を零($\sigma_{yb}=0$)とす

Table 4 Constants for the "boundary element"

Loading in Y dir.; skeleton curve	$H'_b=6.5$ GPa, $\sigma_{yb}=0$ MPa
Loading in Y dir.; hysteresis curve	$H'_b=4$ GPa, $\sigma_{yb}=180$ MPa
Loading in X dir.	$H'_b=4$ GPa, $\sigma_{yb}=0$ MPa
Size of the boundary element	180(height) x 36(width) mm

Fig. 10 Displacement versus reaction force in Z direction; one ring; loading in X or Y1 direction

Fig. 11 Behaviour of the "boundary element".

Fig. 12 Load versus displacement; one ring; loading in X direction; effect of slip at the boundaries.

Fig. 13 Load versus displacement; one ring; loading in Y1 direction; effect of the slip at the boundaries.

Fig. 14 Load versus displacement; one ring; monotonous loading in X or Y direction.

る。滑り発生後の勾配 H'_g は単ループ試験の骨格曲線に合うように決める。

得られたパラメータを表4に示す。端部要素の復元力特性を調べるため、端部要素のみを取り出し、一端固定として自由端に軸方向に垂直に集中荷重をかけた場合の荷重変位曲線を図11に示す。変位は図5～7の解析において端部要素に生じた変位と同じオーダーとした。ただし、実際には端部要素にはモーメントもかかるため、図11はダンパーの解析に直接は対応しない。

図12, 13はそれぞれXおよびY方向の荷重について、境界部を固定した場合と表4の値により滑りを考慮した場合の荷重変位曲線を比較したものである。Y方向では特に滑りの影響が大きいことがわかる。

図14はXおよびY方向の単調荷重の結果である。Y方向では前述のように摩擦力を零とすることで、実験結果と解析結果を合わせることができる。

6・5 漸増載荷実験との比較 図15は実際に用いられる時と同様に四個のリングを一組として、これに対して繰返し漸増載荷した場合の荷重変位曲線である。載荷方向は図1(a)に示す。表3, 4のパラメータを用いる。実験結果を重ねて示す。解析では、各リングを別々に解析し、後で荷重を合計した。正負50cmの単ループ試験により材料定数を決めたため、変位振幅が小さい時には実験結果とずれがある。図16はX方向漸増載荷

Fig. 15 Load versus displacement; 4 rings; increasing cyclic loading; direction of the loading is shown in Fig. 1(a).

Fig. 16 Stress versus strain at point A and B in Fig. 1(c).

時の図1(c)に示す二点における応力ひずみ関係の解析結果である。応力は相対第二 Piola-Kirchhoff 応力テンソルの軸方向成分、ひずみは式(7)であり、それぞれ真応力と真ひずみに相当する。

7. 結論

本論文では免震構造に用いられる鋼棒ダンパーの大変形弾塑性解析を連続体退化型梁要素により行った。そのために、(1)正負交番ひずみに対応した鋼材の簡略な単軸構成式を提案し、これを大変位大回転を考慮した連続体退化型梁要素へ組み込んだ。(2)境界部の摩擦と滑りを特別なバイリニア型弾塑性構成式を組み込んだ境界要素によりモデル化した。(3)構成式および境界部のパラメータの決定法について述べた。これらのパラメータは鋼棒ダンパーの荷重変位曲線に合うように決めた。

非常に大きな変形を繰返し受けるにもかかわらず、構成式および境界部のパラメータの調整により、解析結果と実験結果は定量的にも良好に一致した。得られた鋼材の応力ひずみ関係も妥当であることを確認した。パラメータの同定の過程で、材料特性や境界部の滑りが鋼棒ダンパーの挙動に与える影響が明らかになった。

大ひずみを生じるため、ポアソン比による断面積の変化の影響等も無視できない。従って、ソリッド要素による解析との比較が必要であり、今後の課題とする。

参考文献

- (1) 多田他, 4秒免震への道, (1997), 理工図書.
- (2) 多田他, 日本建築学会学術講演梗概集, (1990), 673-674.
- (3) Dvorkin, E. et al., *Int. J. for Num. Meth. in Engin.*, 26 (1988), 1597-1613.
- (4) 宮村・都井, 機論, 64-619, A (1998), 666-674.
- (5) 都井・梁, 日本造船学会論文集, 167 (1989), 169-177.
- (6) 都井・永山, 日本造船学会論文集, 161 (1986), 341-352.
- (7) 中村・鎌形・小坂, 日本建築学会論文報告集, 300 (1981), 11-17, 301 (1981), 9-15.
- (8) Yokoo, Y., Nakamura, T., Komiyama, T and Kawada, Y, 日本建築学会論文報告集, 259 (1977), 53-63, 260 (1977), 71-82.
- (9) 佐藤・中村, 新建築学大系 36 骨組構造の解析, 第5章, (1982), 彰国社.
- (10) Ramberg, W. and Osgood, W. R., *NACA, TN*, No. 902 (1943).
- (11) 宮村・都井・土師, 生産研究, 49-2 (1997), 5-8.
- (12) 宮村・都井・土師, 計算工学講演会論文集, Vol. 2 (1997), 439-442.
- (13) 宮村・都井・土師, 生産研究, 49-11 (1997), 35-38.
- (14) Jennings, P. C., *Proc. of ASCE*, 90-EM2 (1964), 131-166.
- (15) 久田・野口, 非線形有限要素法の基礎と応用, (1995), 丸善, 6.3.2節等.
- (16) 久田・野口, 非線形有限要素法の基礎と応用, (1995), 丸善8.2節等.