ブレース付架構制振装置のオンライン・コンピュータ制御 地震応答実験

A COMPUTER-ACTUATOR ON-LINE TEST OF HYSTERETIC DAMPING DEVICE INSTALLED IN BRACED FRAME UNDER STRONG EARTHQUAKES

玉井 宏章*, 近藤 一夫**, 花井 正実***

Hiroyuki TAMAI, Kazuo KONDOH and Masami HANAI

A computer-actuator on-line test of the braced frame with the hysteretic damping device proposed in the author's previous papers, which needs no assumptions for the restoring forces of structures and so that, is one of the most promising approaches to trace the elasto-plastic behaviors and especially fracture process of structures, is presented.

Outline of the present test system is summarized, in which new, effective error correction procedures are employed in order to eliminate the difference between computed and actually measured displacements, often called as the "displacement control-error", and its accuracies are verified by simple Single-Degree-Of-Freedom (S. D. O. F.) elastic response tests.

Based on these verification tests, a series of S. D. O. F. elasto-plastic response tests to the earthquake ground motions are performed.

Also, after the restoring force characteristic of the hysteretic damping device in the test being idealized to two numerical models, which are of the bi-linear and the Ramberg-Osgood's type respectively, the accuracies and the validities of these models in the earthquake response analyses are clarified by comparing with the experimental results.

Keywords : *Hysteretic Damping Device, On-line Test.*

1. 序

建築架構ブレースの中央交叉部に、有孔鋼板と四角形に連結した連結材とからなる履歴減衰装置を配置した機構は、激震時に2本のブレースに交互に加わる引張力により、有孔鋼板が塑性変形して、紡錘状の荷重-変形履歴特性を持ち、大きなエネルギー吸収が行われるので、制振装置として有効であることが、これまでの研究で明らかとなった^{1),2)}。この装置を用いて耐震設計を実際に行うには、この装置を設置した建物の地震時の安全性を十分確認しておくことが求められる。そのためには、構造部材の地震時における履歴特性や極低サイクル疲労特性等についても明確にしておく必要があり、単なる建物の地震応答解析のみでは安全性が確保されたとは言えない。このような観点から、著者らは、既に、履歴減衰装置の定振幅繰り返し実験等により、定振幅時の履歴特性、極低サイクル疲労特性等を明らかにしている²⁾。

本研究では、これらの特性に基づいて、建物の実地震応答についてのオンライン・コンピュータ制御実験³⁾を行い、1) 本制振装置の実地震応答時におけるエネルギー吸収性能、非定常振幅疲労特性を明らかにするとともに、2) 履歴減衰装置の復元力を解析モデルに置き換えた数値解析結果と実験結果とを比較、検討することにより、数値復元力モデルの精度、有用性を検討する。また、3) 弾塑性地震応答実験から求めた変位応答時刻歴を用いた非定常振幅疲労試験を行い、定常振幅疲労試験結果および2段2重疲労試験結果を基に、地震荷重下においても線形累積損傷則が成立するかどうかを検証する。さらに、4) これらの結果を基に、種々の構造特性を持つ建物が2, 3の地震波を受けた場合の実地震応答解析を行い、実地震時の制振装置の累積損傷値等についても明らかにする。

本報は、その第1報であり、本研究で採用した実験シ

本報告の一部は文献3), 4) に既に発表している。

* 広島大学 助手・工修

** 広島大学 助教授・工博

*** 広島大学 教授・工博

Research associate of Hiroshima Univ.

Associate Prof. of Hiroshima Univ., Dr. Eng.

Prof. of Hiroshima Univ., Dr. Eng.

システムの概要について述べるとともに、その精度が十分良好なものであることをいくつかの弾性振動実験により、検証する。その際、この種の実験で最も問題となる試験機の位置決め誤差をなくす方法の提案を行い、その有効性を明らかにする。また、履歴減衰装置の復元力特性を、漸増振幅試験結果を基に Bi-linear 型および Ramberg-Osgood 型に近似し、その実地震応答性状を実験結果と比較することにより、数値復元力モデルの精度、有用性を検討する。

2. 架構のモデル化と運動方程式

2.1. 制振装置付ブレース架構のモデル化と運動方程式

振動モデルは、制振装置が設置された中低層鉄骨ブレース付架構を想定し、Fig.1(a) に示す水平方向自由度のみを有するせん断型の多質点系とする。質量比例型の減衰を仮定すると、この振動モデルの運動方程式は次式のように表される。

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot \dot{x} + f = -m \cdot I \cdot \ddot{y} \quad (1)$$

ここに、

$$m = \begin{bmatrix} m_1 & & & 0 \\ & m_2 & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & m_n \end{bmatrix} \quad \left. \begin{array}{l} f^T = [f_1 \cdots f_n] \\ \dot{x}^T = [\dot{x}_1 \cdots \dot{x}_n], \quad c = 2 \cdot h \cdot \omega \cdot m \\ \ddot{x}^T = [\ddot{x}_1 \cdots \ddot{x}_n], \quad I^T = [1 \cdots 1] \end{array} \right\} \quad (2. a \sim f)$$

m_i : i 質点の質量
 $\dot{x}_i$: i 質点の速度
 $\ddot{x}_i$: i 質点の加速度
 f_i : i 質点の復元力

復元力ベクトル: f は、Fig.1(b) に示す制振装置を組み込んだピン節トラスの復元力と、曲げ抵抗型のフレームの復元力の和として次式のように表される。

$$f = f_f + f_d \quad (3)$$

ここに、

Fig.1 Model for analyzing braced frame

$$f_f^T = [f_{f,1} \cdots f_{f,n}] \quad (2. g)$$

$$f_d^T = [f_{d,1} \cdots f_{d,n}] \quad (2. h)$$

$f_{f,i}$: i 質点のフレームの復元力

$f_{d,i}$: i 質点の制振装置の復元力

であり、フレームが弾性の場合には、 f_f は、次式となる。

$$f_f = k_f \cdot x \quad (4)$$

ここに、

k_f : 水平方向自由度のみに縮約したフレームの弾性剛性マトリックス

$$x^T = [x_1 \cdots x_n] \quad (2. i)$$

x_i : i 質点の変位

一方、減衰装置を組み込んだトラスの復元力: $f_{d,i}$ は、次式のように表される。

$$f_{d,i} = Q_{d,i} - Q_{d,i+1} \quad (5. a)$$

$$Q_{d,i} = n_d \cdot \hat{Q}_{d,i} \quad (5. b)$$

$$\hat{Q}_{d,i} = \hat{P}_i \cdot \cos \Psi_i \quad (5. c)$$

ここに、

$Q_{d,i}$: i 層の制振装置の分担せん断力

n_d : 一層当たりの制振装置の設置数

$\hat{Q}_{d,i}$: 制振装置一体当たりの分担せん断力

$\hat{P}_i$: ブレースを介して履歴減衰装置に負荷される力

Ψ_i : i 層のブレースの仰角

また、ブレース方向の層間変位量からブレースの伸び量を差し引いた形で表される履歴減衰装置のピン間相対変位: $\delta_{s,i}$ は、ブレースは弾性範囲内にとどまるものとする、次式となる。

$$\delta_{s,i} = \Delta_i \cdot \cos \Psi_i - \hat{P}_i \cdot \frac{l_{d,i}}{E \cdot A_{d,i}} \quad (6. a)$$

ここに、

$$\Delta_i = x_i - x_{i-1} \quad (6. b)$$

Δ_i : i 層の層間変位

E : ヤング率

$A_{d,i}$: i 層のブレース断面積

$l_{d,i}$: i 層のブレース長

(5. a~c) 式および (6. a, b) 式より、履歴減衰装置の $\hat{P}_i$ - $\delta_{s,i}$ 関係が実験的に、あるいは数値モデルとして与えられれば、トラスの復元力は定まる。

なお、本研究は、前述のように、多層の制振ブレース付架構の地震動に対する特性を調べることを目的としているが、オンライン・コンピュータ制御実験としては、ある特定の一層についてのみ $\hat{P}_i$ - $\delta_{s,i}$ 関係を求めるための実験を行い、ほかの層については、単層の実験結果から、各層の復元力特性が、十分な精度で、数値モデルで置き換えられるものとして、次節に示す数値モデルを用いている。また、実験は、実大の履歴減衰装置を数分の 1 に縮小したモデルについて行っており、いま、実大の有孔鋼板に対する実験に供した有孔鋼板の幅および厚さの縮小率を、それぞれ、 $(1/a_w)$ および $(1/a_t)$ とすると $\hat{P}_i$, $\delta_{s,i}$ は、それぞれ、次式のように与えられる。

$$\hat{P}_i = a_w \cdot a_t \cdot \tilde{P}_i \quad (7. a)$$

$$\delta_{s,i} = \alpha_w \cdot \tilde{\delta}_{s,i} \quad \dots\dots\dots (7. b)$$

ここに、

$\tilde{P}_i$: 実験に供した履歴減衰装置に負荷した荷重

$\tilde{\delta}_{s,i}$: 実験に供した履歴減衰装置のピン間相対変位

2.2 履歴減衰装置の復元力モデル

文献2) に示したように、板中央の角型孔のほかに、中央孔を囲むように8個の楕円孔を配した有孔鋼板は、安定した紡錘型の履歴特性を示し、耐力低下を起こすまでの吸収エネルギーも大きい。本研究では、履歴減衰装置に用いる有孔鋼板としてこの形式のものを採用することとし、まず、その復元力特性をより詳細に調べるために、S1LM (文献2) 参照) の形状の有孔鋼板について、ピン間相対変位振幅を0.1 (cm) から0.8 (cm) まで0.1 (cm) ずつ漸増させ、各振幅レンジで2サイクル繰り返す漸増振幅試験を、SS 41, HT 55^{注1)}, HT 60^{注1)} の3種の鋼材について行った。実験装置、計測装置等については、文献1) を参照されたい。

Fig.2 は、各振幅レンジでの2サイクル目の荷重: $\tilde{P}$ とピン間相対変位: $\tilde{\delta}_s$ との関係を示したものであり、

Fig.2 $\tilde{P}$ - $\tilde{\delta}_s$ relationship of S1LM

注1) HT 55 および HT 60 は、NKK 規格であり、それぞれ、SPV 36 および SM 58 相当品である。

いずれの場合についても、履歴減衰装置は、履歴吸収エネルギーの大きい安定した紡錘型の復元力特性を有すること、また、大きなピン間相対変位振幅に対しても、耐力低下はほとんど生じないことがわかる。

この実験結果に基づき、本研究では、履歴減衰装置の復元力特性を表す数値モデルとして、以下に示す方法により定めた Bi-linear 型と Ramberg-Osgood 型の2つのものを採用することとし、その骨格曲線、履歴特性および特性値を、実験結果および素材特性値とともに、Fig.3(a, b) および Table 1 に示す。

○Bi-linear 型復元力モデル

Bi-linear 型の復元力モデルは、弾性限耐力: $\tilde{P}_y$ 、弾性限ピン間相対変位: $\tilde{\delta}_{sy}$ および降伏後の剛性: K_{s2}^* が求められれば、一義的に定まる。

本研究では、 $\tilde{P}_y$ と $\tilde{\delta}_{sy}$ は、FEM 解析¹⁾により求めた弾性時の荷重-ピン間相対変位関係と、先に示した漸増振幅試験により得られた荷重振幅-ピン間相対変位振幅関係を最小2乗近似した直線との交点の値を採用し、一方、 K_{s2}^* は、最小2乗近似直線のこう配とした。

○Ramberg-Osgood 型復元力モデル

次に、Ramberg-Osgood 型の復元力特性は、文献9)に

Fig.3(a) Skeleton curves of damping devices

Fig.3(b) Two types of assumed hysteresis of damping device

Table 1 Mechanical properties of hysteretic damping devices

	$\tilde{P}_y$ (t)	$\tilde{\delta}_{sy}$ (cm)	K_{s2}^* (t/cm)	a	b	σ_y (t/cm ²)	σ_u (t/cm ²)	ϵ_u (%)	E_{st2} (t/cm ²)
SS41	3.330	0.04838	3.077	5.4345	1.1992	2.97	4.36	24.12	32.23
HT55	6.031	0.08762	4.800	6.7769	0.5964	5.09	6.37	29.35	32.98
HT60	6.062	0.08807	4.225	7.5048	0.6108	5.32	6.42	31.51	26.40

σ_y : Yield stress σ_u : Ultimate strength ϵ_u : Elongation E_{st2} : Hardening rate

(a) Actuator

(b) Control and measurement instruments

Photo. 1 Computer-actuator on-line test system

Fig. 4 Computer-actuator on-line test system

従い、次のように定めた。

骨格曲線を、

$$\frac{\tilde{\delta}_s}{\tilde{\delta}_{sy}} = \frac{\tilde{P}}{\tilde{P}_y} \cdot \left(1 + b \cdot \left| \frac{\tilde{P}}{\tilde{P}_y} \right|^{a-1} \right) \quad (8. a)$$

とし、また、載荷方向が逆転したときの履歴曲線は、反転時の荷重： $\tilde{P}_r$ 、ピン間相対変位： $\tilde{\delta}_{sr}$ を用いて、

$$\frac{\tilde{\delta}_s - \tilde{\delta}_{sr}}{2 \cdot \tilde{\delta}_{sy}} = \frac{\tilde{P} - \tilde{P}_r}{2 \cdot \tilde{P}_y} \cdot \left(1 + b \cdot \left| \frac{\tilde{P} - \tilde{P}_r}{2 \cdot \tilde{P}_y} \right|^{a-1} \right) \quad (8. b)$$

とする。

$\tilde{\delta}_{sy}$ 、 $\tilde{P}_y$ は、Bi-linear型復元力モデルで定めた弾性限ピン間相対変位および弾性限荷重の値を採用し、また、定数 a 、 b は、漸増振幅試験より得られた荷重振幅-ピン間相対変位振幅関係を (8. a) 式により最小 2 乗近似することにより定めた。なお、(8. b) 式で与えられる履歴曲線は、過去に経験した最大および最小荷重点からの履歴曲線を越えないものとし、それらと交わった後は、最大および最小荷重点からの履歴曲線上を動くものとした。

3. 実験システムの概要

次に、本研究で用いたオンライン・コンピュータ制御実験システムについて報告する。

3.1 実験装置

実験装置の概要を Fig. 4 および Photo. 1 に示す。試

験体は、有孔鋼板と八枚の連結材およびそれらを接合するピンとからなる履歴減衰装置を、ガイドプレートで挟み、その上下にネジ式のジョイントを高力ボルトで取り付けたものであり、加力装置とは上下のジョイントを介して接合されている。試験体の上下方向に圧縮力と引張力が作用すると、連結材の連結作用により、有孔鋼板には、上下、左右のピンから交互に、圧縮力と引張力が作用することになる。変位の計測は、上下および左右の対角方向ピン間相対変位を表裏四本の変位計で測定し、表裏の計測値を平均した。荷重の計測は、クロスヘッド上部のロードセルで行っており、変位計

およびロードセルは分解能が、それぞれ、0.002 (mm) および 8.33 (kg) のものを用いた。また、加力方法は、上下対角方向ピン間相対変位制御とした。各計測器は、動ひずみ計、A/D 変換器をとおり、また、加力装置は、D/A 変換器をとおりコンピュータとつながっており、フィードバック制御システムとなっている。

3.2 加力装置の制御アルゴリズム

加力装置の制御およびデータ収録のアルゴリズムを Table 2 に示す。表中、 $\tilde{\delta}_{s,i}^{(c)}$ は、試験体の目標ピン間相対変位、 $\tilde{\delta}_{s,i}^{(m)}$ は、試験体の計測ピン間相対変位であり、また、下添え字 ()_c および ()_s は、それぞれ、クロスヘッド昇降命令時点および計測ピン間相対変位監視時点のものであることを示している。クロスヘッドの昇降

Table 2 Actuator control and data storage algorithm

Fig. 5 Timetable of tasks performed in the present test system

条件は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \tilde{\delta}_{s,i}^{(c)}|_c - \tilde{\delta}_{s,i}^{(m)}|_c > 0 \cdots \text{クロスヘッド上昇} \\ \tilde{\delta}_{s,i}^{(c)}|_c - \tilde{\delta}_{s,i}^{(m)}|_c < 0 \cdots \text{クロスヘッド下降} \end{aligned} \right\} \quad \cdots (9. a, b)$$

一方、強制変位の完了条件はクロスヘッドの停止命令が出てから、実際に停止するまでの若干の遅れを考慮し、次式とした。

$$e \geq -e_b \quad \cdots (10. a)$$

ここに、

$$e = -\text{sgn}(\tilde{\delta}_{s,i}^{(c)}|_c - \tilde{\delta}_{s,i}^{(m)}|_c) \cdot (\tilde{\delta}_{s,i}^{(c)}|_s - \tilde{\delta}_{s,i}^{(m)}|_s) \quad \cdots (10. b)$$

sgn: 符号関数

であり、 e_b は、Appendix に示した方法により算定した、停止命令が出てから実際に停止するまでの間のクロスヘッドの予想オーバーシュート量^(注2)である。

次に、各作業とクロスヘッドの昇降の関係を Fig. 5 に示す。変位、荷重等実験データの取得およびその保存、地震応答量の計算は、クロスヘッドが停止し、一定状態となった後に行われる。

3.3 時間積分について

3.3.1 時間積分法

本実験システムでは、(1)式で与えられる運動方程式の時間積分法として、実験剛性を必要としない半陽的解法であり、また、復元力特性が軟化する場合にもスキームが安定となる、オペレータ・スプリット法^(6,7)を採用する。この時間積分法のアルゴリズムを以下に示す。

構造物の復元力を、変位に比例する線形部分と履歴の影響を受ける非線形部分の2つの項に分解し、線形項および減衰項については無条件安定な平均加速度法を、ま

注2) オーバーシュート量という語句は、別の意味で使われている文献もある⁸⁾が、本報告では、本文中にも記述するように、クロスヘッドの停止命令が出てから、実際に停止するまでのクロスヘッドの移動量をオーバーシュート量、一方、運動方程式から求められる停止位置と実際のそれとの差を位置決め誤差量と呼んでいる。

したがって、クロスヘッドが指定された位置にきた時にその停止命令を出し、かつ3.3.2項で述べる積分時間刻みの補正も行わない場合には、

オーバーシュート量=位置決め誤差量となる。

た、非線形項に対しては、条件付き安定となる予測子-修正子法を用いると、 $(\theta \cdot \Delta t)$ 時間後の運動方程式は、次式のように表される。

$$\begin{aligned} m \cdot \ddot{x}(t + \theta \cdot \Delta t) + c \cdot \dot{x}(t + \theta \cdot \Delta t) \\ + k_l \cdot \hat{x}(t + \theta \cdot \Delta t) + \langle f(x^*(t + \theta \cdot \Delta t)) \\ - k_l \cdot x^*(t + \theta \cdot \Delta t) \rangle = -m \cdot I \cdot \ddot{y}(t + \theta \cdot \Delta t) \end{aligned} \quad \cdots (11)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} \hat{x}(t + \theta \cdot \Delta t) &= \dot{x}(t) + \theta \cdot \Delta t / 2 \cdot \langle \ddot{x}(t) \\ &\quad + \ddot{x}(t + \theta \cdot \Delta t) \rangle \\ \hat{x}(t + \theta \cdot \Delta t) &= x(t) + \theta \cdot \Delta t \cdot \dot{x}(t) \\ &\quad + (\theta \cdot \Delta t)^2 / 4 \cdot \langle \ddot{x}(t) \\ &\quad + \ddot{x}(t + \theta \cdot \Delta t) \rangle \\ x^*(t + \theta \cdot \Delta t) &= x(t) + \theta \cdot \Delta t \cdot \dot{x}(t) \\ &\quad + (\theta \cdot \Delta t)^2 / 4 \cdot \ddot{x}(t) \end{aligned} \right\} \quad \cdots (12. a \sim c)$$

また、 k_l は、構造物の初期弾性剛性マトリックス、 t は時刻、 Δt は積分時間刻みであり、 θ は次項に示す加力誤差をなくするための積分時間刻みの補正係数である。

(12. a, b) 式を (11) 式に代入、整理すると、次式となる。

$$\ddot{x}(t + \theta \cdot \Delta t) = m_{eff}^{-1} \cdot f_{eff} \quad \cdots (13)$$

ここに、

$$m_{eff} = m + \theta \cdot \Delta t / 2 \cdot c + (\theta \cdot \Delta t)^2 / 4 \cdot k_l \quad \cdots (14. a)$$

$$\begin{aligned} f_{eff} &= -c \cdot \langle \dot{x}(t) + \theta \cdot \Delta t / 2 \cdot \ddot{x}(t) \rangle \\ &\quad - f(x^*(t + \theta \cdot \Delta t)) \\ &\quad - m \cdot I \cdot \ddot{y}(t + \theta \cdot \Delta t) \end{aligned} \quad \cdots (14. b)$$

であり、 $f(x^*(t + \theta \cdot \Delta t))$ の値は、(12. c)式により算定される $x^*(t + \theta \cdot \Delta t)$ に対して、2.1節および3.1節で述べた方法により実験的に求められる。

(13)式により $t + \theta \cdot \Delta t$ における加速度ベクトル： $\ddot{x}(t + \theta \cdot \Delta t)$ が求まり、速度ベクトル、変位ベクトルは、平均加速度法により算定するものとする、 $\ddot{x}(t + \theta \cdot \Delta t)$ を(12. a, b)式に代入すれば $\dot{x}(t + \theta \cdot \Delta t)$ 、 $x(t + \theta \cdot \Delta t)$ が定まる。この操作を逐次行うことにより、時刻歴応答が求まることとなる。

3.3.2 積分時間刻みの補正

本実験システムでは、3.2節で述べたように、クロスヘッドの停止命令が出てから実際に停止するまでの遅れを考慮して、(9)式が満足された時、停止命令を出す。この制御により、試験体に実際に負荷される強制変位量は、ほぼ(12. c)式から算定される値となる(誤差の平均値がほぼ0)が、若干のバラツキが生じることは免れない。ところが、本研究で扱うような実験対象が1自由度系の場合には、以下に示すように積分時間刻みを強制変位量に対応するように変更することにより、変位が反転する場合を除いて、この誤差をほぼ完全に補正することが可能である。

Fig. 6 Adjustment of time increment by Eqs. (18. a, b)

まず、実験を行う層の目標層間変位： Δ_i^* を次式により求める。

$$\Delta_i^* = x_i^*(t + \Delta t) - x_{i-1}^*(t + \Delta t) \quad (15)$$

ここに、 $x_i^*(t + \Delta t)$ および $x_{i-1}^*(t + \Delta t)$ は、 $\theta = 1$ とした(12. c)式により算定される値である。

層間変位が Δ_i^* となるよう、(5. a, b), (6. a, b)式を満たしながら試験体に強制変位を加えた後、実制御層間変位： $\bar{\Delta}_i^*$ を計測する。さて、(12. c)式より、 i 層の層間変位が、 $\bar{\Delta}_i^*$ となるための、積分時間刻みの補正係数は、次式から求められる。

$$\bar{\Delta}_i^* = \Delta_i(t) + \theta \cdot \Delta t \cdot \dot{\Delta}_i(t) + (\theta \cdot \Delta t)^2 / 4 \cdot \ddot{\Delta}_i(t) \quad (16)$$

ここに、

$$\Delta_i(t) = x_i(t) - x_{i-1}(t) \quad (17. a)$$

$$\dot{\Delta}_i(t) = \dot{x}_i(t) - \dot{x}_{i-1}(t) \quad (17. b)$$

$$\ddot{\Delta}_i(t) = \ddot{x}_i(t) - \ddot{x}_{i-1}(t) \quad (17. c)$$

であり、 θ は、前述のように積分時間刻みの補正係数である。(16)式を θ について解くと、

$\ddot{\Delta}_i(t) = 0$ のとき

$$\theta = (\bar{\Delta}_i^* - \Delta_i(t)) / (\Delta t \cdot \dot{\Delta}_i(t)) \quad (18. a)$$

$\ddot{\Delta}_i(t) \neq 0$ のとき

$$\theta = 2 \cdot \frac{-\dot{\Delta}_i(t) \pm \sqrt{\dot{\Delta}_i^2(t) + (\bar{\Delta}_i^* - \Delta_i(t)) \cdot \ddot{\Delta}_i(t)}}{\Delta t \cdot \ddot{\Delta}_i(t)} \quad (18. b)$$

となる。

θ が虚根もしくは、2根がともに負のときは、 $\theta = 1$ とし、2つの正根を持つ時は、小さい方の値を選ぶ (Fig. 6 (a), (b) 参照)。また、時間積分に関する精度の悪化を防ぐため、Fig. 6(c)に示すように、 $\theta \cdot \Delta t$ が前もって決められた積分時間増分の上限值： Δt_u を越えるような場合は、 $\theta = 1$ とする。

実験における制御点が一の場合には、ここに示したように、積分時間刻みを調整し、制御点の強制変位量に対応した時刻で運動方程式をたてることにより、加力誤差を解消することが出来る。

4. 実験精度の検証

2節および3節では、制振装置を有するブレース付架構のオンライン・コンピュータ制御実験法について述べ、この実験の精度上最も重要な、試験機の位置決め誤差の制御および修正法を示した。本節では、本実験システムの精度を検証するために、Table 3に示すような構造特性を有する1自由度系について、自由振動実験、正弦波振動実験、弾性実地震応答実験を行った結果について報告する。

4.1 自由振動実験

まず、積分時間刻み： Δt を $1/(20 \cdot \omega)$ 、積分時間刻みの上限値： Δt_u を $2 \cdot \Delta t$ 、試験機のストローク速度： v_s を1.17 (mm/min)、データ取得に要する時間： T_s を0.1443 (sec)、減衰定数： h を0.0として、0.40 (cm)の初期層間変位を与えた時の自由振動実験を行い、厳密解¹⁰⁾および数値解析解と比較した。な

Table 3 Structural properties of S. D. O. F. system

T_1 (sec)	m_1 (t·sec ² /cm)	n_d
0.3640	0.7480	1.0
ψ (deg.)	a_w	a_c
45.0	3.188	8.396
$A_{d,1}$ (cm ²)	$\ell_{d,1}$ (cm)	$K_{F,1}$ (t/cm)
135.48	460.14	66.87

T_1 : Natural period

Fig. 7 $\bar{P}$ - $\bar{\delta}_s$ relations under free vibration

Fig. 8 Time history of inter-story displacement responses under free vibration

お、本節および次節に示す数値解析解における時間積分は、積分時間刻みを実験に用いた刻みの1/10とした平均加速度法を用いて行っている。Fig. 7は荷重： $\bar{P}$ -ピン間相対変位： δ_s 関係を、また、Fig. 8は層間変位応答： Δ の時刻歴応答を示したものであり、図中、太実線、破線および細実線は、それぞれ、実験結果、数値解析値および厳密解¹⁰⁾を示す。なお、Fig. 7(a) からわかるように、実験荷重には摩擦力が含まれるので、数値解析解および厳密解¹⁰⁾では、これを摩擦力0.120 (t) のクーロン摩擦として Fig. 7 (b) のように評価している。これらの図より、4.0 (sec) 付近までは、実験値は、厳密解¹⁰⁾、数値解析解とよく一致しているが、それ以降では実験値の振幅が大きくなっていることがわかる。これは、振幅が小さくなると、実験荷重の摩擦力が次第に小さくなる傾向にあるためである。一方、厳密解と数値解析解は全時刻を通じてよく一致しており、以下の実験では、この摩擦力を考慮した数値解析解を実験精度の比較対照用として用いることにする。

4.2 正弦波振動実験

次に、積分時間刻み： Δt を $1/(20 \cdot \omega)$ 、

その上限値： Δt_u を $2 \cdot \Delta t$ 、減衰定数：

h を0.02、さらに、試験機のストローク速度： v_s を2.35 (mm/min)、データ取得に要する時間： T_s を0.1443 (sec) とし、変位、速度ともに0の状態から定常状態に至るまでの正弦波振動実験を行った。この正弦波振動実験では、3.2節および3.3節で述べた制御アルゴリズムおよび積分時間刻みの補正による効果を見るため、入力正弦波の振動数： ω_0 を、位置決め誤差の応答に及ぼす影響が最も大きく出ると考えられる共振振動数付近にとり、これ等の位置決め誤差を無くすための操作を全く施さない場合についても実験を行っている。その代表的結果を数値解析解とともに Fig. 9, 10 および Table 4 に示す。Fig. 9 および 10 は、入力正弦波の振動数： ω_0 を系の固有振動数： ω に一致させた時の層間変位応答の時刻歴および位置決め誤差量： e の時刻歴を、位置決め誤差量を無くすための操作を施した場合と施さない場合について比較したものであり、また、Table 4 には、入力正弦波の振動数： ω_0 を18.76, 17.95, 17.26, 16.53, 15.70 と変化させた時の定常時の層間変位応答倍率を、位置決め誤差を無くすための操作を施した場合について示している。なお、表中の Δ_{st} は、

Fig. 9 Time history of inter-story displacement responses to sinusoidal excitation

Fig. 10 Time history of displacement control-errors

Table 4 Magnification factors of displacement response

ω_0	α	$\frac{\omega_0}{\omega}$	$\frac{\Delta_{anal}}{\Delta_{st}}$	$\frac{\Delta_{exp}}{\Delta_{st}}$	$\frac{\Delta_{exp}}{\Delta_{anal}}$
18.76	15.109	1.0973	4.683	4.755	1.0154
17.95	9.830	1.0497	8.286	8.350	1.0077
17.26	4.339	1.0088	15.623	15.919	1.0190
16.53	9.864	0.9711	11.464	11.806	1.0298
15.70	14.297	0.9198	6.105	6.238	1.0219

α : Acceleration amplitude $\Delta_{st} = \alpha / \omega^2$: Static response.

次式で表される静的層間変位である。

$$\Delta_{st} = \alpha / \omega^2 \quad (19)$$

ここに、 α : 入力加速度振幅

ω : 系の固有振動数

これ等の結果より、(9)式が満足された時クロスヘッドの停止命令を出し、さらに、(18. a, b) 式により積分時間刻みの補正を行えば、実験値は、数値解析解と良好に一致し、また、位置決め誤差も、前述のように、変位の反転時以外生じないことがわかる。

4.3 弾性地震応答実験

実験精度検証の最後の例題として、前出と同様の1自

由度系について、正弦波の足し合わせと
考えられる地震加速度波に対する弾性応
答実験を行った。入力地震波をエルセ
ントロ NS 波（最大入力加速度： $A_{\max} =$
40.0 gal）とし、積分時間刻み： Δt を
系の固有周期の約 1/35 である 0.01
（sec），積分時間刻みの上限値： Δt_u を
0.02（sec），減衰定数： h を 0.02，試
験機のストローク速度： v_s を 2.35
（mm/min），データ取得に要する時間
： T_s を 0.1443（sec）として実験を行
った。Fig. 11 に層間変位応答の時刻歴を
数値解析解とともに示す。この図より、
実験値は、数値解析解とよく一致して
おり、実地震波に対しても本実験精度は
十分良好であることがわかる。

5. 弾塑性地震応答実験と数値復元力 モデルの精度の検証

前節での弾性応答実験により、本実験
システムの精度が十分高いことが示され
た。そこで、本節では、1 自由度系の弾
塑性地震応答実験を行い、その結果を基
に、2.2 節で誘導した制振装置の Bi-
linear 型および Ramberg-Osgood 型復
元力モデルの精度、有用性を検討する。
前節と同じ Table 3 の構造特性を持つ 1
自由度系について、入力地震波をエルセ
ントロ NS 波（最大入力加速度： $A_{\max} =$
300 gal），タフト EW 波（ $A_{\max} = 270$
gal）および八戸 NS 波（ $A_{\max} = 250$ gal）
とした 3 ケースについての地震応答実験
を行った。なお、積分時間刻み、その上
限値等の条件は、4.3 節と同様とし、ま
た、履歴減衰装置の有孔鋼板は HT 60
の鋼材のものをを用いた。

Fig. 12(a)～(c) は、エルセントロ
NS 波、タフト EW 波および八戸 NS 波
を入力した時の層間変位応答時刻歴を、
実験値を実線で、Bi-linear 型および
Ramberg-Osgood 型復元力モデルを用
いた数値解析解を破線および点線で、そ
れぞれ、示す。また、Fig. 13 には、エ
ルセントロ NS 波を入力したときの荷重
： $\tilde{P}$ -ピン間相対変位： $\tilde{\delta}_s$ の関係を実験値を (a)、Bi-
linear 型および Ramberg-Osgood 型復元力モデルを用
いた場合の解析値を、それぞれ、(b) および (c) に示
している。さらに、Table 5 には、応答量のうち、工学的
見地から重要と思われる最大ピン間相対変位量：

Fig. 11 Seismic responses of linear S.D.O.F. system to EL
CENTRO NS earthquake ($A_{\max} = 40.0$ gal)

Fig. 12(a) Seismic responses of non-linear S.D.O.F. system
to EL CENTRO NS earthquake ($A_{\max} = 300.0$ gal)

Fig. 12(b) Seismic responses of non-linear S.D.O.F. system
to TAFT EW earthquake ($A_{\max} = 270.0$ gal)

Fig. 12(c) Seismic responses of non-linear S.D.O.F. system
to HACHINOHE NS earthquake ($A_{\max} = 250.0$ gal)

$\tilde{\delta}_{s\max}$ と、履歴吸収エネルギー量： W_p を 3 つの地震波
について示す。これらの結果から、数値解析値は、最大
ピン間変位量が、実験値に比べ若干ばらついた値を示す
が、層間変位応答時刻歴および履歴吸収エネルギーは、
ほぼ一致しており、2.2 節に示した復元力モデルを用い

Fig. 13 $\tilde{P}$ - $\tilde{\delta}_s$ relations in seismic response to EL CENTRO NS earthquake ($A_{\max}=300.0$ gal)

Table 5 Comparison between analytical and experimental responses

		Analytical Bi-linear	Analytical Ramberg-Osgood	Experimental
EL CENTRO NS	$\tilde{\delta}_{s\max}$ (cm)	0.346 (0.830)	0.379 (0.909)	0.417
	$\tilde{W}_p$ (t·cm)	20.34 (0.911)	20.78 (0.931)	22.33
TAFT EW	$\tilde{\delta}_{s\max}$ (cm)	0.392 (0.836)	0.455 (0.970)	0.469
	$\tilde{W}_p$ (t·cm)	33.06 (0.954)	35.15 (1.015)	34.64
HACHINOHE NS	$\tilde{\delta}_{s\max}$ (cm)	0.406 (1.097)	0.386 (1.043)	0.370
	$\tilde{W}_p$ (t·cm)	16.72 (0.982)	18.63 (1.095)	17.02

Values in parentheses: Ratios to experimental responses.

た地震応答解析の応答予測が妥当なものであること、また、Ramberg-Osgood型復元力モデルによる応答とBi-linear型復元力モデルによるそれとの間には大きな差はないことがわかる。

6. むすび

本報告では、オンライン・コンピュータ制御実験の、制振装置を有するブレース付架構への適用法について述べるとともに、本実験精度上最も重要な試験機の位置決め誤差を解消する1つの方法の提案を行い、この手法を組み込んだ本実験システムの精度が、十分良好であることをいくつかの弾性振動実験により明らかにした。また、履歴減衰装置を、漸増振幅試験結果を基に、Bi-linear型およびRamberg-Osgood型の2つの数値モデルに置換し、その弾塑性地震応答性状をオンライン・コンピュータ制御実験結果と比較することにより、復元力モデルの精度、有用性を明らかにした。

次報以後で、このオンライン・コンピュータ制御実験システムを用いて、本制振装置を有する7層鉄骨建物の弾塑性実地震応答実験を行い、制振装置の実地震応答時におけるエネルギー吸収性能、非定常振幅疲労特性を明らかにするとともに、実地震時の制振装置の累積損傷値等を報告する。

謝 辞

本研究に当たり、広島大学、学生、中村佳也（現、フジタ工業）、西山正三、才門章彦、倉本清嗣（現、鹿島

建設）の諸兄には、実験実施、資料整理に多大な協力を得ましたことに感謝します。また、東京大学生産技術研究所 高梨晃一教授、神戸大学工学部 中島正愛助教授には貴重な助言を頂きました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実: ブレース付架構制振装置に関する研究 その1 履歴減衰装置の復元力特性, 日本建築学会構造系論文報告集, 第387号, pp.24-34, 昭和63年.
- 2) 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実: ブレース付架構制振装置に関する研究 その2 楕円孔を有する有孔鋼板のエネルギー吸収能力について, 日本建築学会構造系論文報告集, 第401号, pp.139-149, 平成元年.
- 3) 西山正三, 玉井宏章, 中村佳也, 近藤一夫, 花井正実: ブレース付架構制振装置のオンライン・コンピュータ制御実験 その1 システムの概要とその精度について, 日本建築学会中国支部研究報告集, 第15巻, pp.41-44, 平成元年.
- 4) 玉井宏章, 中村佳也, 西山正三, 近藤一夫, 花井正実: ブレース付架構制振装置のオンライン・コンピュータ制御実験 その2 地震応答実験, 日本建築学会中国支部研究報告集, 第15巻, pp.45-48, 平成元年.
- 5) 高梨晃一, 宇田川邦明, 関松太郎, 岡田恒男, 田中 尚: 電算機—試験機オンラインシステムによる構造物の非線形地震応答解析 (その1 システムの内容): 日本建築学会論文報告集, 第229号, pp.77-83, 昭和50年.
- 6) M. E. Plesha, T. Belytschko: A Constitutive Operator Splitting Method for Nonlinear Transient Analysis, Computers and Structures, Vol.20, No.4, pp.767-777, 1985.
- 7) 石田雅利, 中島正愛, 上之藺隆志, 堤 英明: サブストラクチャ法を用いた仮動的実験 (その2 オペレータブリッキング法の適用性): 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.181-182, 昭和63年.
- 8) M. Nakashima, H. Kato: Experimental Error Growth in Pseudo-Dynamic Testing (Stability and Accuracy Behavior of Pseudo-Dynamic Response: Part 3), Journal of Structural and Construction Engineering, Transactions of AIJ, No.386, pp.36-48, 1988.
- 9) P. C. Jennings: Earthquake Response of a Yielding Structure, Proc. of ASCE, Vol.90, No.EM4, pp.41-68, 1964.

Table A-1 Statistical characteristic values of over-shoot varied with the values of V_s and T_s under no correction

V_s (mm/min)	T_s (sec)	C_p	C_m	$\bar{e}$ (cm)	σ_e (cm)
1.17	0.1443	1.658	0.504	0.000467	0.000298
2.35	0.1443	1.598	0.570	0.000903	0.000479
4.70	0.1443	1.459	0.574	0.001650	0.000900
2.35	0.1312	1.729	0.560	0.000889	0.000493
2.35	0.4629	1.437	0.620	0.002608	0.001231

- 10) L. Meirovitch: 電子計算機活用のための振動解析の理論と応用<上>, 丸善, pp.21-24, 昭和59年.

Appendix 試験機の制御能力について

クロスヘッドに対する停止命令が出てから実際にクロスヘッドが停止するまでの間には若干の遅れがあるため、クロスヘッドが指定した位置に達した時にその停止命令を出したのでは、指定した停止位置と実際のそれとの間には誤差が生じる。本研究でオーバーシュート量と呼んでいるこの誤差量の特徴を把握するために、Table 3 に示す構造特性を有する一質点系の正弦波応答実験を行った。試験機のクロスヘッドのストローク速度： V_s およびデータ取得に要する時間： T_s を様々に変え、次式で定義したオーバーシュート量の分布を表すパラメータ値を、オーバーシュート量の平均値： $\bar{e}$ および標準偏差値： σ_e とともに Table A-1 に示す。

$$C_p = \bar{e} / (v_s \cdot T_s) \dots\dots\dots (A-1. a)$$

$$C_m = \bar{e} / e_a \dots\dots\dots (A-1. b)$$

ここに、

$\bar{e}$: オーバーシュート量の平均値

T_s : データ取得に要する時間

v_s : 試験機のストローク速度

e_a : オーバーシュート量の集合の95%を含む誤差幅

Fig. A-1 Frequency distribution of over-shoot under no correction

また、オーバーシュート量の頻度分布を正規分布とともに Fig. A-1 に示す^{注3)}。これらの結果から、 C_p , C_m 値とも、 V_s , T_s に対する依存性は小さく、ほぼ一定とみなせること、また、オーバーシュート量の分布性状は正規分布に近いことがわかる。

本実験システムでは、試験機の予測オーバーシュート量： e_b を Table A-1 に示した C_p の平均値を用いて、

$$e_b = C_p \cdot v_s \cdot T_s \dots\dots\dots (A-2)$$

で評価し、この予想オーバーシュート量に見合う分だけ早めにクロスヘッドの停止命令を出している(本文(9. a, b)式参照)。この操作により、クロスヘッドの実際の停止位置を、位置決め誤差の平均値がほぼ0となるよう、指定された位置周辺にばらつかせることが可能である。

注3) 本実験システムで制御する変位は履歴減衰装置のピン間相対変位であり、これは、(6. a) 式に示すように、運動方程式から定められる層間変位のブレース方向成分からブレースの伸びを差し引いた形で与えられる。したがってクロスヘッドの指定停止位置は、ブレースの伸びの分だけ加力前後で変化する。このため、Fig. A-1 に示すように、オーバーシュート量は常に正とはならないが、その影響は、オーバーシュート量全体からみれば小さい。

(1989年10月2日原稿受理, 1990年2月16日採用決定)