履歴減衰装置の極低サイクル疲労特性と実地震応答下における 疲労寿命の予測

ON LOW-CYCLE FATIGUE CHARACTERISTICS OF HYSTERETIC DAMPER AND ITS FATIGUE LIFE PREDICTION UNDER SEVERE EARTHQUAKE GROUND MOTION

玉井宏章*, 近藤一夫**, 花井正実***

Hiroyuki TAMAI, Kazuo KONDOH and Masami HANAI

A new effective hysteretic damping device for improving the seismic resistance characteristics of a X-braced frame structure, in which the seismic energy is absorbed into the plastic deformation of the perforated steel plate in the device, was proposed in the authors previous papers.

In this paper, the low-cycle fatigue characteristics of the present damping device are investigated. The applicability of the fatigue relation and the linear accumulation damage rule to the device is confirmed through constant amplitude and high-to-low block loading tests. Also, the life prediction expression of the present device is shown and its availability is verified by non-stationary amplitude fatigue tests using the deformation time history of the hysteretic damper in the on-line computer-actuator control test.

It is clarified that the accumulation damage value of the damping device is small in the responses of the building with proper dynamic structural characteristics under a severe earthquake ground motion (with about 60 kine in the maximum ground velocity), and thus the present device has enough energy absorption capacity.

Keyword : very low cycle fatigue, hysteretic damper, fatigue life prediction

極低サイクル疲労・履歴減衰装置・疲労寿命予測

1. 序

文献 1)、2) では、著者らが提案するブレース制振装置付架構について、オンライン・コンピュータ制御実地震応答実験を行い、その応答性状および履歴減衰装置の履歴特性、エネルギー吸収性能等を調べ、烈震時にも、はり、柱は弾性範囲内に留まり、かつ、履歴減衰装置の復元力特性に劣化も生じないこと等を明らかにした。

この構造形式では、烈震程度の地震に対しては、損傷を受けるのは履歴減衰装置のみであり、地震後に履歴減衰装置を取り替えることにより、建物を元の健全な状態に容易に修復することが可能であるが、地震後に履歴減衰装置の取り替えを行うか否かは、現時点での装置の損傷度がどの程度であるかを把握し、次の予想される地震に対しても破壊や復元力特性の劣下を起こすことなく、その性能が良好に発揮されるかどうかを十分検討して判断する必要がある。

こうした観点から、本報告では、定振幅、2段2重等の各種の疲労試験を行い、本履歴減衰装置の疲労寿命予測式を提示すると共に、実地震に対する本予測式の有効性を検討する。

また、実地震時の履歴減衰装置の累積損傷などを検討するため、適正な構造特性を有する建物が2、3の地震波を受けた場合の実地震応答解析を行い、地震後の取り替え、補修の判定基準についての資料を提示する。

ところで、鋼構造物の地震時における損傷度を評価する代表的尺度として、現在、

i) 塑性率 ii) 累積塑性変形応答倍率
iii) 総履歴吸収エネルギー iv) 低サイクル疲労累積損傷値の4つがあり、i)、ii)、iii) の諸量は、建物の地震による損傷度を計量する際によく用いられるが、構造物の破壊現象が、どの程度で起こるか等の情報が十分には得られず、また、一般の金属材料や鋼構造物の極低サイクル疲労実験結果を良好に表現できない等の欠点もある⁵⁾。

本研究では、こうした点を考慮し、履歴減衰装置の損傷評価の方法として、破壊現象に基礎をおくiv)の低サイクル疲労累積損傷値(以後、簡単に累積損傷値と呼ぶ)を用いることにする。また、有孔鋼板全体にわたってのひずみ分布を追跡することは、非常に困難であること、必要とする疲労特性、累積損傷等は、有孔鋼板全体についてのものであることを考慮し、損傷評価の引数として、塑性ピン

* 広島大学工学部建設構造工学 助手・博士(工学)

** 広島大学工学部建設構造工学 助教授・工博

*** 近畿大学工学部建築学科 工博

Research Assoc., Dept. of Structural Eng., Faculty of Eng., Hiroshima Univ. Dr. Eng.

Assoc. Prof., Dept. of Structural Eng., Faculty of Eng., Hiroshima Univ. Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Eng., Kinki Univ. Dr. Eng.

Table 1 Mechanical properties of materials

	Young's Modulus t/cm	Hardening Rate t/cm ²	Nominal Yield Stress t/cm ²	Nominal Ultimate Strength t/cm ²	Strain at Initial Hardening %	Elongation %
SS41	2107.59	32.23	2.97	4.36	0.965	24.12
HT55	2124.20	32.98	5.09	6.37	0.948	29.35
HT60	2103.28	26.40	5.32	6.42	1.385	31.51

間相対変位を採用する。

次節以降では、本研究で採用した実験方法及び実験装置の概要に引き続き、まず、i) 定振幅疲労実験を行い、Manson-Coffin の疲労関係式の本履歴減衰装置への適用性を検証する。次に、ii) 2 段 2 重疲労実験を行い、Palmgren-Miner の線形累積損傷則の適用性を示し、この損傷則を用いた疲労寿命予測式を提示する。また、iii) 文献 1)、2) の実地震応答実験で得られたピン間相対変位時刻歴を用いた非定常振幅疲労実験を行い、地震応答下における線形累積損傷則の適用性を調べるとともに本疲労寿命予測式の予測精度を検証する。更に、iv) 実地震応答解析を行い、激・烈震時における累積損傷値等を明らかにするとともに、損傷度の尺度として通常よく用いられる塑性率、累積塑性変形応答倍率と累積損傷値との間の相関関係を示す。

2. 実験方法と実験装置の概要

本研究で提案しているブレース制振装置付架構の概要を Fig.1 に示す。ブレース制振装置は、鉄骨骨組の柱と梁の接合部の四隅にブレースを接合し、その対角線上の中央部に履歴減衰装置を設置したものであり、その詳細については、文献 3)、4) を参照されたい。

試験体は、中央孔と 8 つの楕円孔を有する有孔鋼板と 8 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であり、この形状の有孔鋼板は、大きな繰り返し地震力に対しては、楕円孔付近の低耐力部分が塑性変形してエネルギーを吸収し、安定した紡錘型の履歴特性と大きなエネルギー吸収性能を有し⁴⁾、また、中央孔と 8 つの楕円孔の大きさを変えることによって、任意に耐力を調節することが可能である。本研究では、履歴減衰装置に用いる有孔鋼板として、この形式のものの中から、その特性が最も良好と考えられる S11LM 形状 (文献 4) 参照) のものを採用しており、その形状、寸法を Fig.2 および Fig.3 に示す。

用いた鋼材は SS41、HT55 (NKK 規格、SW36 相当)、HT60 (NKK 規格、SM58 相当) の 3 種であり、試験体と同質、同厚 (0.55cm) の 5 号試験片 4 体について行った引張実験結果の平均値を Table 1 に、また、化学成分分析結果を Table 2 に、それぞれ、示す。

加力装置の概要を、Fig.4 に示す。加力は、履歴減衰装置を、試験体の回転を防止するために凸型と凹型をした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張力ボルトで取り付けて行う。試験体の上下方向に圧縮力、引

Fig. 1 Hysteretic damping device installed in X-braced frame

Table 2 Chemical composition of materials

%	C	S _i	M _n	P	S	N _i	C _r	N	C _u	V	N _b	sol. Al
SS41	0.12	0.021	0.53	0.009	0.006	0.05	0.013	0.0053	-	-	-	-
HT55	0.14	0.360	1.35	0.017	0.003	0.02	0.020	-	0.01	0.01	0.03	0.044
HT60	0.12	0.440	1.53	0.010	0.002	0.02	0.020	-	0.02	-	0.03	0.031

張力が作用すると、連結材の連結作用によって、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。加力装置は、島津オートグラフ AG25TA を用い、荷重の計測は、クロスヘッド上部のロードセルで行った。一方、変位の計測は、上下左右対角方向のピン間相対変位を試験体の表裏計 4 本で行い、表裏の計測値を平均した。また、Fig.3 に示す楕円孔の端部 a,a',b,b',c,c' の 6 箇所に検長 0.2(cm) の箔ひずみゲージを貼付してひずみの計測を行った。

加力方法は上下対角方向ピン間相対変位制御とした。なお、加力装置の詳細は文献 3) を参照されたい。加力プログラムとして、単調引張実験、正負交番漸増振幅実験、正負交番定振幅疲労実験、正負交番 2 段 2 重疲労実験、非定常振幅疲労実験を採用し、単調引張実験は、HT60 の試験体についてのみ行う一方、3 種すべての鋼種の試験体について、ピン間相対変位振幅を 0.1(cm) から 0.8(cm) まで 0.1(cm) 刻みで漸増させ各グループで 2 回載荷する漸増振幅実験と、振幅を 0.21(cm)、0.30(cm)、0.44(cm)、0.66(cm) とした定振幅疲労実験並びに振幅を 0.60(cm) と 0.35(cm) および 0.46(cm) と 0.26(cm) とする Step down 型の 2 段 2 重疲労実験を行った。また、HT60 の試験体については、文献 1)、2) で示した実地震応答実験の変位応答時刻歴を数ブロック載荷した後に、0.40(cm) の定振幅で載荷する非定常振幅疲労実験を行い、履歴減衰装置の耐力が最大耐力の 8 割に低下するまで繰り返し載荷した。

なお、本実験で採用したピン間相対変位振幅の値は、本試験体寸法での最大振幅が 0.30~0.60(cm) 程度となるという地震応答解析結果などを参考に定めたものである。

3. 履歴減衰装置の極低サイクル疲労関係式

本節では、本履歴減衰装置の定振幅繰り返し載荷時における極低サイクル疲労特性について考える。

Fig. 2 A hysteretic damping device

Fig. 3 Detail of a perforated steel plate

ところで、本研究では、疲労関係式の引数として、前述のように塑性ピン間相対変位を採用する。そのため、本節では、まず、単調引張試験により、ピン間相対変位と最もひずみ集中が大きいと考えられる楕円孔端部のひずみとの間の関係を調べ、塑性ピン間相対変位と楕円孔端部の塑性ひずみとの対応性を検討することにより、塑性ピン間相対変位を引数として採用することの妥当性を検証する。次いで、漸増振幅実験より得られた骨格曲線を、Bi-linear型およびRamberg-Osgood型の数値モデルに理想化することにより、疲労関係式の引数として採用した塑性ピン間相対変位振幅の算定式を誘導する。さらに、定振幅疲労実験を行い、塑性ピン間相対変位振幅を用いた極低サイクル疲労関係式を求める。

Fig. 4 Test setup

Fig. 5 $P_s - \delta_s$ and $P_s - \epsilon_s$ relations under monotonic loading

3.1 塑性ピン間相対変位振幅算定式

○ピン間相対変位と楕円孔端部のひずみとの間の関係

HT60の有孔鋼板について行った単調引張実験より得られた荷重: P_s とピン間相対変位: δ_s および楕円孔の端部 a, a', b, b', c, c' (Fig.3参照) に貼付したひずみゲージから得られたひずみ値: ϵ_s との関係を Fig.5に、また、ピン間相対変位: δ_s と ϵ_s との間の関係を Fig.6に示す。これ等の図から、ピン間相対変位が2.0(cm)と大きくなっても、耐力の低下は生じず、本履歴減衰装置は、高い2次勾配の十分な塑性変形能力を有すること、また、 $\delta_s - \epsilon_s$ 関係は、大略、Bi-linear型となっていることがわかる。また、 $P_s - \delta_s$ 関係、 $P_s - \epsilon_s$ 関係とも、ほぼ同程度の荷重値から第2分枝直線に分岐していることから、ピン間相対変位の塑性変形成分: $\delta_s^{(p)}$ と塑性ひずみ: $\epsilon_s^{(p)}$ との間にはほぼ線形の対応関係があり、従って、塑性ひずみ振幅: $\epsilon_{sa}^{(p)}$ の代わりに塑性ピン間相対変位振幅: $\delta_{sa}^{(p)}$ を極低サイクル疲労関係式の引数として用いても、実用上、差し支えないものと考えられる。

Fig. 6 $\delta_s - \varepsilon_s$ relations under monotonic loading

○塑性ピン間相対変位振幅の算定式

次に、繰り返し載荷時の荷重振幅： P_{sa} —ピン間相対変位振幅： δ_{sa} 関係を求める。

本研究では、骨格曲線の数値モデルとして、文献 2) と同様、Bi-linear 型および Ramberg-Osgood 型の 2 つのモデルを採用する。

文献 2) で行った、ピン間相対変位振幅を 0.10(cm) から 0.80(cm) まで 0.10(cm) ずつ漸増させ、各振幅で 2 サイクル繰り返す漸増振幅実験結果に、最小 2 乗近似法による直線式をあてはめると、ピン孔周辺部が塑性化した後の 2 サイクル目の荷重振幅値： P_{sa} —ピン間相対変位振幅値： δ_{sa} 関係は、3 種の鋼材の有孔鋼板について、それぞれ、次式のように表わされる。

$$P_{sa} = 3.077 \cdot \delta_{sa} + 3.181 \quad (\text{SS41}) \quad \dots\dots\dots (1-a)$$

$$P_{sa} = 4.800 \cdot \delta_{sa} + 5.610 \quad (\text{HT55}) \quad \dots\dots\dots (1-b)$$

$$P_{sa} = 4.225 \cdot \delta_{sa} + 5.690 \quad (\text{HT60}) \quad \dots\dots\dots (1-c)$$

さて、Bi-linear 型モデルにおける塑性ピン間相対変位振幅： $\delta_{sa}^{(p)}$ は、次式で算定される^{注 1)}。

$\delta_{sa} \leq \delta_{sy}$ のとき

$$\delta_{sa}^{(p)} = 0.0 \quad \dots\dots\dots (2-a)$$

$\delta_{sa} > \delta_{sy}$ のとき

$$\delta_{sa}^{(p)} = \delta_{sa} - \frac{P_{sa}}{P_{sy}} \cdot \delta_{sy} \quad \dots\dots\dots (2-b)$$

ここに、 P_{sy} と δ_{sy} は、それぞれ、弾性限耐力および弾性限ピン間相対変位であり、これらの値は、文献 3) に示した有限要素解析により求めた弾性時の荷重—ピン間相対変位関係と (1.a-c) 式との交点の値として定める。

一方、Ramberg-Osgood 型モデルでは、文献 6) に従い、 P_{sa} — δ_{sa} 関係を次式のように表す。

$$\frac{\delta_{sa}}{\delta_{sy}} = \frac{P_{sa}}{P_{sy}} \cdot \left(1 + b \cdot \left| \frac{P_{sa}}{P_{sy}} \right|^{a-1} \right) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 δ_{sy} および P_{sy} は、(2-b) 式で定めた弾性限ピン

Table 3 Mechanical properties of hysteretic damping device

	SS41	HT55	HT60
a	5.4345	6.7769	7.5048
b	1.1992	0.5964	0.6108
δ_{sy} (cm)	0.04838	0.08762	0.08807
P_{sy} (t)	3.330	6.031	6.062

間相対変位および弾性限荷重の値を採用し、また、式中の定数 a、b は、漸増振幅実験より得られた荷重振幅—変位振幅関係を、(3) 式により最小 2 乗近似することにより定める。簡単化のため、除荷過程における有孔鋼板の挙動は線形弾性的であるとする、Ramberg-Osgood 型モデルにおける塑性ピン間相対変位振幅： $\delta_{sa}^{(p)}$ は、次式のように表される。

$$\begin{aligned} \delta_{sa}^{(p)} &= \delta_{sa} - \frac{P_{sa}}{P_{sy}} \cdot \delta_{sy} \\ &= b \cdot \frac{P_{sa}}{P_{sy}} \cdot \left| \frac{P_{sa}}{P_{sy}} \right|^{a-1} \cdot \delta_{sy} \quad \dots\dots\dots (4) \end{aligned}$$

実験に供した 3 種の鋼材について、求めた a、b および δ_{sy} 、 P_{sy} の値を Table 3 に示す。

3.2 定振幅疲労関係式

次に、3 種の鋼材について、0.21(cm)、0.30(cm)、0.44(cm)、0.66(cm) の各振幅で、正負交番定振幅繰り返し実験を行い、耐力が最大耐力の 9 割に低下するまでの半ループ数： N_f ^{注 2)} を求めた結果を Fig.7、Fig.8 および Table 4 に示す。Fig.7 は、各試験体についての引張時の荷重振幅： P_{sa} と半ループ数： N との関係を示したものであり、また、Fig.8 には、塑性ピン間相対変位振幅： $\delta_{sa}^{(p)}$ と N_f との関係を、次式で与えられる、最小 2 乗近似法を用いて得られた疲労予測実験式とともに示す。

$$N_f = \frac{1}{2} \cdot \left| \frac{\delta_{sa}^{(p)}}{\delta_{sf}} \right|^{-1/c} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに、

$$\delta_{sf} = 9.2209, \quad c = 0.62875 \quad (\text{SS41}) \quad \dots\dots\dots (6-a)$$

$$\delta_{sf} = 11.9515, \quad c = 0.77476 \quad (\text{HT55}) \quad \dots\dots\dots (6-b)$$

$$\delta_{sf} = 11.8567, \quad c = 0.76258 \quad (\text{HT60}) \quad \dots\dots\dots (6-c)$$

であり、また、 δ_{sf} は、単調引張載荷時の破断相対変位である^{注 3)}。なお、(6.a-c) 式の値は、塑性ピン間相対変位振幅： $\delta_{sa}^{(p)}$ を、(2.a,b) 式により求めた場合の値であり、(4) 式を用いた場合には、 δ_{sf} および c は、それぞれ、次の値となる。

$$\delta_{sf} = 9.5109, \quad c = 0.63591 \quad (\text{SS41}) \quad \dots\dots\dots (7-a)$$

$$\delta_{sf} = 12.6253, \quad c = 0.78789 \quad (\text{HT55}) \quad \dots\dots\dots (7-b)$$

$$\delta_{sf} = 12.4707, \quad c = 0.77435 \quad (\text{HT60}) \quad \dots\dots\dots (7-c)$$

更に、Table 4 には、耐力が最大耐力の 9 割に低下するまでの履歴吸収エネルギー量： W_p と最大耐力： P_{samax} を

Fig. 7 Variations of strength with the number of half cycle under single level loading

Fig. 8 $\delta_{sa}^{(p)}$ - N_f relationship

N_f とともに示している。 $(N_f - \delta_{sa}^{(p)})$ 直線の相関係数は、0.99953~0.99036 と高い相関関係を示す値となっており、いずれの鋼種についても Manson-Coffin 型の疲労関係式がよく成立することが分かる。なお、Fig.9には、ここで用いた諸量への理解を容易にするため、 P_{sa} 、 δ_{sa} 、 $\delta_{sa}^{(p)}$ および δ_{sf} の定義を模式的に示している。

4. 地震応答下の疲労寿命予測

前節では、定振幅載荷時における履歴減衰装置の疲労について考え、Manson-Coffin 型の疲労関係式が良好に成立することを明かにした。本節では、この結果を基に、Palmgren-Miner の線形累積損傷則の本履歴減衰装置への適用性を調べるとともに、これを用いた、地震応答下における疲労寿命予測式を示す。

Table 4 Low cycle fatigue characteristics under single level loading

	SS 4 1				HT 5 5				HT 6 0			
δ_{sa} (cm)	0.200	0.293	0.428	0.644	0.211	0.300	0.441	0.660	0.206	0.294	0.430	0.656
N_f (H.C.)	359.5	179.5	85.5	41.5	187.5	113.5	45.5	29.5	201.5	127.5	59.5	27.5
W_p (t·cm)	410.7	331.1	282.7	225.8	299.5	290.4	236.3	282.3	267.9	313.5	256.4	209.5
P_{smax} (t)	4.50	4.82	5.34	6.00	7.55	7.59	9.55	10.97	6.56	7.13	7.49	8.21
$\delta_{sa}^{(p)}$ calculated by Eqs.(2),(6)												
$\delta_{sa}^{(p)}$ (cm)	0.145	0.234	0.363	0.569	0.115	0.198	0.329	0.532	0.111	0.193	0.321	0.533
	$\delta_{sa}^{(p)} = 9.2200 \cdot (2N_f)^{-0.62875}$				$\delta_{sa}^{(p)} = 11.9515 \cdot (2N_f)^{-0.77476}$				$\delta_{sa}^{(p)} = 11.8567 \cdot (2N_f)^{-0.76258}$			
C.C.	0.99953				0.99036				0.99104			
$\delta_{sa}^{(p)}$ calculated by Eqs.(4),(7)												
$\delta_{sa}^{(p)}$ (cm)	0.143	0.231	0.360	0.570	0.113	0.194	0.326	0.536	0.109	0.190	0.318	0.536
	$\delta_{sa}^{(p)} = 9.5109 \cdot (2N_f)^{-0.63591}$				$\delta_{sa}^{(p)} = 12.6253 \cdot (2N_f)^{-0.76789}$				$\delta_{sa}^{(p)} = 12.4707 \cdot (2N_f)^{-0.77435}$			
C.C.	0.99953				0.99059				0.99167			

H.C. : Number of half cycle C.C. : Coefficient of correlation

Fig. 9 Schematic sketches of P_{sa} , δ_{sa} , $\delta_{sa}^{(p)}$, δ_{sf} and $\delta_{sf}^{(p)}$

4.1 線形累積損傷則の2段2重載荷時への適用性

まず、線形累積損傷則の本履歴減衰装置への適用性を検証するために、非定常振幅疲労実験のうち最も単純な2段2重疲労実験を行った。載荷形式は、ピン間相対変位振幅: δ_{sa} を0.60(cm)→0.35(cm)(Type A) および 0.46(cm)→0.26(cm)(Type B) の Step down 型の正負交番2段2重疲労実験とし、1段目に(5)式および(6-a)~(6-c)式から得られる N_f の半数回だけ繰り返した後、2段目の耐力が2段目の最大耐力の9割に低下するまで繰り返すまで繰り返し載荷し、その載荷回数を求めた。

多段多重疲労実験における Palmgren-Miner 則による累積損傷値は、次式のように表される^{7),9)}。

$$D_f = \sum_i \left(\frac{N_i}{N_{f,i}} \right) \dots \dots \dots (8)$$

ここに、

N_i : i 段目の振幅時に加えた半ループ数

$N_{f,i}$: i 段目の振幅での定振幅実験で、
耐力が最大耐力の9割まで低下
した時の半ループ数

(2.a,b)式と(6)式及び(4)式と(7)式により算定した $\delta_{sa}^{(p)}$ を用いて求めた D_f の値を、履歴吸収エネルギー: W_p とともに Table 5に、また、その時の各ループの最大耐力: P_{sa} - 半ループ数: N の関係を Fig.10に示す。Table 5より、Type A、Type B とも、実験を行ったすべての鋼種について、

Fig. 10 Variations of strength with the number of half cycle under high-to-low block loading

Table 5 Damage factors under high-to-low block loading

		δ_{sa} (cm)	N_i (H.C.)	W_p (t·cm)	P_{smax} (t)	from Eqs.(2),(6)		from Eqs.(4),(7)	
						$\delta_{sa}^{(p)}$ (cm)	D_f	$\delta_{sa}^{(p)}$ (cm)	D_f
SS41	Type A	0.591	24.5		5.68	0.518		0.519	
		0.352	59.0	263.0	5.01	0.290	0.984	0.287	0.985
	Type B	0.445	40.5		5.29	0.379		0.377	
HT55	Type A	0.250	119.0	319.2	4.67	0.193	1.014	0.190	1.010
		0.601	14.5		9.36	0.478		0.479	
	Type B	0.351	47.0	278.6	8.63	0.245	1.077	0.241	1.074
HT60	Type A	0.461	22.5		8.88	0.347		0.345	
		0.260	55.0	260.2	8.06	0.160	0.887	0.156	0.886
	Type B	0.601	15.5		9.58	0.481		0.483	
HT60	Type A	0.350	50.0	299.2	8.53	0.246	1.085	0.242	1.083
		0.461	26.5		8.17	0.350		0.348	
	Type B	0.261	73.0	278.3	7.38	0.162	1.047	0.159	1.044

H.C.: Number of half cycle

D_f 値は 0.886~1.074 とほぼ 1.0 に近く、『(8) 式で得られる D_f が 1.0 の時に疲労破壊が起こる』という Palmgren-Miner 型の線形累積損傷則がほぼ成立することがわかる。

4.2 地震応答波形の性状と地震応答下の疲労寿命予測式

次に、(8) 式の多段多重疲労実験における Palmgren-Miner 則による累積損傷算定式を、地震応答下においても用いることができるように、拡張、一般化する。

Fig.11に、文献2)で得られた7質点系Standard modelにおける第3層の履歴減衰装置のピン間相対変位時刻歴を、エルセントロNS波およびタフトEW波の2つの地震波について示す。これを見ると、波形は平均値0回りで振動しており、漸増、漸減のループ(図中、点線)とそれ以外の完全ループとから構成されていることがわかる。

Palmgren-Miner 則では、载荷の順序にかかわらず(8)式が成立すると考えるから、今、 k 回目の半ループを繰り返し繰り返し载荷した時の N_f の値を $N_{f,k}$ と表すことにすると、累積損傷値: D_f は、次式となる。

$$D_f = \sum_k \left(\frac{1}{N_{f,k}} \right) \quad \text{..... (9)}$$

ここに、

$\sum_k$: 各半ループについての総和

(9) 式に (5) 式を代入、整理すると、

Fig. 11 Illustrations of displacement response to earthquake ground motion

$$D_f = 2 \cdot \sum_k \left| \frac{\delta_{sa,k}^{(p)}}{\delta_{sf}} \right|^{1/c} \quad \text{..... (10)} \quad \text{注 4)}$$

ここに、

$\delta_{sa,k}^{(p)}$: k 回目の半ループ繰り返し载荷時の塑性
ピン間相対変位振幅

ところで、よく知られているように、(10) 式を用いて各半ループについての損傷値を初期状態から順次計数していくと、累積損傷値は過小評価される⁷⁾。非定常振幅下における損傷を、より実状に即してサイクルカウントする代表的な方法として、レンジペア計数法⁷⁾とレインフロー法^{11),12)}とがある。前者は、『全履歴から完全なループを取り出した後に、その残りを半サイクル毎に計数する』ものであり、後者は、その名の示すように、『初期から雨垂れが落ちていく様を想起させるアルゴリズムで大ループを計数し、それに含まれない小ループを順次計数する』ものである。全履歴の振幅の最大値から前後にレンジペア法を用いて計数すると、レインフロー法の計数結果と一致することから、本研究では、初期状態から順次計数ができ、かつ計数アルゴリズムの簡単なレインフロー法を採用することとする。Fig.11には、レインフロー法で計数した大ループを破線で示している。この計数方法を用いると、地震応答下における疲労寿命予測式は、次式となる。

$$D_f = 1 \quad \text{..... (11-a)}$$

ここに、

$$D_f = 2 \cdot \sum_{kr} \left| \frac{\delta_{sa,kr}^{(p)}}{\delta_{sf}} \right|^{1/c} \quad \text{..... (11-b)}$$

また、

$\sum_{kr}$: レインフロー法を用いて計数した場合の
各半ループの総和

Table 6 Damage factors under cyclic loading with varying amplitude

D_f				Seismic response part			Single level part			Total		
				$\hat{D}_f _s$		Number of Block	$D_f _c$		Number of Half Cycle	D_f		
				from Eqs.(2),(6)	from Eqs.(4),(7)		from Eqs.(2),(6)	from Eqs.(4),(7)		from Eqs.(2),(6)	from Eqs.(4),(7)	
1 D.O.F.				EL CENTRO NS	0.0755	0.0802	10	0.3059	0.3041	19.5	1.0609	1.1061
				TAFT EW	0.1076	0.1167	4	0.4314	0.4288	27.5	0.8618	0.8955
				HACHINOHE NS	0.0422	0.0450	12	0.3059	0.3041	19.5	0.8123	0.8442
7 D.O.F.	Bi-linear	Standard model	EL CENTRO NS	0.0716	0.0759	8	0.3686	0.3664	23.5	0.9414	0.9734	
			TAFT EW	0.0282	0.0321	16	0.4941	0.4912	31.5	0.9453	1.0045	
		Disturbed model	EL CENTRO NS	0.1159	0.1199	5	0.4471	0.4444	28.5	1.0212	1.0438	
			TAFT EW	0.0424	0.0464	9	0.5883	0.5847	37.5	0.9699	1.0025	
	Ramberg- Osgood	Standard model	EL CENTRO NS	0.0720	0.0753	8	0.3373	0.3352	21.5	0.8411	0.8624	
			TAFT EW	0.0314	0.0345	16	0.3059	0.3041	19.5	0.8086	0.8557	
		Disturbed model	EL CENTRO NS	0.1150	0.1180	5	0.4000	0.3976	25.5	0.8598	0.8695	
			TAFT EW	0.0557	0.0598	9	0.4314	0.4288	27.5	0.9325	0.9667

Fig. 12 Loading program adopted in cyclic loading test with varying amplitude

4.3 線形累積損傷則の実地震応答下への適用性

4.2項で示した疲労寿命予測式の実地震応答下への適用性を検証するために、HT60の試験体について、非定常振幅疲労実験を行った。

文献1)、2)に示した1質点系および7質点系の制振ブレース付鉄骨架構の実地震応答実験から得られたピン間相対変位時刻歴を、(11-b)式で算定される累積損傷値： D_f がほぼ0.5となるように数ブロック载荷した後に、ピン間相対変位振幅を0.40(cm)とした定振幅で繰り返し载荷し、耐力が定振幅時の最大耐力の9割に低下するまでの繰り返し回数： N を求める、非定常振幅疲労実験を行った。採用した载荷方法の概要をFig.12に示す。

用いた実地震時ピン間相対変位時刻歴は、1質点系については、エルセントロNS波、タフトEW波、八戸NS波についての応答の計3ケース、また、7質点系については、適正な第1分岐強度分布を持つ構造モデル(Standard model)および第3層の強度を適正值から2割低減した構造モデル(Disturbed model)の2つの振動モデルそれぞれについて、復元力特性を求めるための実験を行わない層の復元力特性をBi-linear型およびRamberg-Osgood型に近似し、入力地震波を、エルセントロNS波、タフトEW波としたものの、計8ケースについての第3層の応答である。

Fig. 13 $P_s - \delta_s$ relations under cyclic loading with varying amplitude

実験を行わない層の復元力特性をBi-linear型とした、7質点系 Disturbed modelの、エルセントロNS波に対するピン間相対変位時刻歴を用いた非定常振幅疲労実験における、荷重： P_s —ピン間相対変位： δ_s 関係をFig.13に示す。図中、(a)は実地震応答実験時の $P_s - \delta_s$ 関係であり、(b)～(e)は、(a)で得られたピン間相対変位時刻歴に沿って強制変位を与える実地震応答载荷実験時の $P_s - \delta_s$ 関係、また、(f)は0.4(cm)の定振幅载荷実験時の $P_s - \delta_s$ 関係である。この図から実地震応答実験時と実地震応答载荷時の $P_s - \delta_s$ 関係は、ほとんど同じ履歴となることが分かる。

Table 6には、塑性ピン間相対変位振幅： $\delta_{sa}^{(p)}$ の算定式を(2)式及び(6)式とした場合と(4)式及び(7)式とした場合について、実地震応答実験時の累積損傷値： $\hat{D}_{f|s}$ 、実

Table 7 Hysteretic absorbed energy under cyclic loading with varying amplitude

W_p			Seismic response part		Single level part		Total	
			$W_p _s$ (t · cm)	$W_p _s$ (t · cm)	P_{smax} (t)	$W_p _c$ (t · cm)	W_p (t · cm)	
1 D.O.F.			EL CENTRO NS	20.34	239.13	7.062	67.80	306.93
			TAFT EW	33.06	146.12	7.464	104.17	250.29
			HACHINOHE NS	16.72	232.81	8.074	80.78	313.59
7 D.O.F.	Bi linear	Standard model	EL CENTRO NS	24.73	209.10	7.921	93.64	302.72
		TAFT EW	11.48	199.97	7.292	116.72	316.69	
		Disturbed model	EL CENTRO NS	34.43	177.89	7.870	106.45	284.34
			TAFT EW	17.98	177.13	8.438	160.63	337.76
	Ramberg Osgood	Standard model	EL CENTRO NS	22.53	171.45	8.116	84.49	255.94
			TAFT EW	11.27	195.42	7.546	71.91	267.33
		Disturbed model	EL CENTRO NS	32.36	136.33	8.242	103.86	240.19
			TAFT EW	18.17	174.56	7.934	106.80	281.36

Table 8 Comparison of D_f between experimental and analytical responses

D_f		Standard model		Disturbed model	
		EL CENTRO NS	TAFT EW	EL CENTRO NS	TAFT EW
Bi-linear	Anal.	0.0632	0.0228	0.1067	0.0489
	Exp.	0.0716	0.0282	0.1159	0.0424
	Anal.	0.883	0.809	0.921	1.153
	Exp.	0.0746	0.0336	0.1162	0.0584
Ramberg-Osgood	Anal.	0.0753	0.0345	0.1180	0.0598
	Exp.	0.991	0.974	0.985	0.977
	Anal.				
	Exp.				

地震応答載荷実験時の載荷ブロック数： n 、定振幅載荷実験時の累積損傷値： $D_{f|c}$ および初期状態から破断に至るまでの総累積損傷値： D_f を示している。

また、Table 7には、実地震応答実験時の履歴吸収エネルギー量： $\widehat{W}_{p|s}$ 、実地震応答実験時と実地震応答載荷実験時のエネルギー吸収量の累計： $W_{p|s}$ 、定振幅載荷実験時の最大耐力： P_{smax} 、定振幅載荷時の履歴吸収エネルギー量： $W_{p|c}$ および総履歴吸収エネルギー量： W_p を示している。

これらの表より、総履歴吸収エネルギー： W_p は、各供試体で多少ばらつくが、一方、総累積損傷値： D_f については、いずれのケースについても、ほぼ1前後の値を示し、特に、 $\delta_{sa}^{(p)}$ の算定式として、(4)式、(7)式を用いた場合には、そのばらつきはより小さくなること等のことがわかる。従って、塑性ピン間相対変位： $\delta_{sa}^{(p)}$ を(4)式、(7)式により評価し、累積損傷値： D_f として(11-b)式を用いれば、非定常振幅疲労についても線形累積損傷則が十分適用可能であることがわかる。

5. 激・烈震時における累積損傷値と応答塑性率および累積塑性変形応答倍率との相関関係

前節では、オンライン・コンピュータ制御実地震応答実験から得られた実地震ピン間相対変位時刻歴を用いた非定常振幅疲労実験を行い、塑性ピン間相対変位を、(2)式と(6)式または(4)式と(7)式により算定し、累積損傷値を(11-b)式とすれば、実地震応答下においても、線形累積損傷則が十分適用可能であり、良好な精度で累積損傷値を評価しうることを明らかにした。

本節では、4節に示した累積損傷値の算定式を用いて地震応答解析より算定した累積損傷値と、オンライン・コンピュータ制御実験より得られた累積損傷値とを比較することにより、地震応答解析の有効性を確認すると共に、地動最大速度： V_{max} を20.0kine、40.0kine、60kineに基準化した3種の地震波について、適正な構造特性を有する3層、5層、7層、9層の各制振装置付ブレース架構の地震応答解析を行い、激・烈震時の累積損傷値を明らかにする。また、文献13)には、鉄骨架構柱フランジの累積損傷値は、

1自由度フレーム構造物の地震応答解析から得られる履歴吸収エネルギー量により、十分予測しうることが示されており、このことを参考に、通常よく用いられる応答塑性率および累積塑性変形応答倍率と累積損傷値との間の相関関係を調べ、これらの諸量により、各層の有孔鋼板の累積損傷値： $D_{f,i}$ 値が予測可能かどうかについても検討する。

Table 8は、オンライン・コンピュータ制御実験と数値地震応答解析との応答量の相違、特に累積損傷値の差異を見るために、文献1)、2)で行った実地震応答実験と地震応答解析とから求めた $D_{f,i}$ 値を比較したものである。なお、応答解析モデルは、4節に示したものと同様であり、ここでは7質点系についての結果のみを示している。

この表から、数値地震応答解析から求めた $D_{f,i}$ 値は、オンライン・コンピュータ制御実験より求めた値とほぼ一致しており、 $D_{f,i}$ 値は、数値応答解析により、実用上十分な精度で把握できるものと考えられる。

なお、Ramberg-Osgood型の数値復元力モデルとBi-linear型数値復元力モデルの応答との間には、大きな差異はないことなどから、以下に示す地震応答解析では、取り扱いのより簡単なBi-linear型の数値復元力モデルを用いることとし、また、塑性ピン間相対変位振幅： $\delta_{sa}^{(p)}$ は、(2)式、(6)式により求めている。

次に、Table 9に示す適正な構造特性^{注5)}を有する3、5、7、9質点系の各構造モデルについて、エルセントロNS波、タフトEW波および八戸NS波の3種の地震波を用いた地震応答解析を行った代表的結果を、Fig.14及びTable 10に示す。

7質点系の応答計算のうちで、最も累積損傷値の大きなエルセントロNS波を入力した場合について、地動最大速度： V_{max} を変化させた時のフレームの応答層間塑性率： $\mu_{f,i}$ 、有孔鋼板の応答塑性率： $\mu_{s,i}$ 、最下層の応答せん断力で無次元化した応答せん断力分布： $\beta_{max,i}$ 、平均値で無次元化した有孔鋼板の累積塑性変形応答倍率： $(\eta_{s,i}/\bar{\eta}_s)$ および有孔鋼板の累積損傷値： $D_{f,i}$ の分布を、Fig.14に、また、Table 10には、フレームの応答層間塑性率(平均値： $\bar{\mu}_f$ 、最大値： μ_{fmax} 、変動係数： $v_{\mu f}$)有孔鋼板の応答塑性

Table 9 Structural properties of sample buildings

	3 D.O.F.	5 D.O.F.	7 D.O.F.	9 D.O.F.
$T_1(sec)$	0.3855	0.5485	0.6970	0.9277
B_s	0.400	0.400	0.225	0.175
n_d	2	4	7	7

$$\alpha_{e,1} = 0.30, d_{y,n} = 0.80, \gamma_{f,i} = 0.30, \zeta_{f,i} = 0.20$$

$$\zeta_{d,i} = 0.10, k_{b,c,i} = 1.00, n_c = 24, h = 0.02, \psi_i = 45^\circ$$

$$H_i = 370(cm), m_i = 0.7460(t \cdot sec/cm^2)$$

Table 10 Responses of 7 D.O.F. system to EL CENTRO NS earthquake as a function of maximum ground velocity

	V_{max}		
	20 kine	40 kine	60 kine
$\bar{\mu}_f$	0.4422	0.6853	0.9550
μ_{fmax}	0.5376	0.8081	1.1006
$v_{\mu f}$	0.1617	0.1441	0.0999
$\bar{\mu}_s$	2.0329	3.5053	5.1754
μ_{smax}	2.4990	4.2453	6.2663
$v_{\mu s}$	0.1740	0.1537	0.1537
$\bar{\eta}_s$	8.293	30.987	58.911
η_{smax}	11.474	40.887	74.629
$v_{\eta s}$	0.1935	0.1841	0.1729
$\bar{D}_f$	0.0058	0.0429	0.1053
D_{fmax}	0.0118	0.0636	0.1411
v_{Df}	0.5299	0.2813	0.2309

Fig. 14 $\mu_{f,i}$, $\mu_{s,i}$, $(\eta_{s,i}/\bar{\eta}_s)$, and $D_{f,i}$ distributions to EL CENTRO NS earthquake as a function of maximum ground velocity (7 D.O.F. system)

率(平均値: $\bar{\mu}_s$ 、最大値: μ_{smax} 、変動係数: $v_{\mu s}$)、有孔鋼板の累積塑性変形応答倍率(平均値: $\bar{\eta}_s$ 、最大値: η_{smax} 、変動係数: $v_{\eta s}$)、有孔鋼板の累積損傷値(平均値: $\bar{D}_f$ 、最大値: D_{fmax} 、変動係数: v_{Df})を示す(注6)。これ等の結果より、 $\mu_{f,i}$ 、 $\mu_{s,i}$ は、全層ではほぼ一様となるが、 $\eta_{s,i}$ については、上層で若干の突出が見られること、地動最大速度: V_{max} が60.0kineの場合でも、 $D_{f,i}$ の値は0.15程度に納まり、フレームに生じる塑性変形は、ほとんど無視しうる程度であること、また、有孔鋼板の損傷は、 V_{max} を大きくするにつれて増加し、その傾向は累積塑性変形応答倍率と似通っていること等のことがわかる。

次に、ここで行った地震応答解析より得られた、全ての層の履歴減衰装置についての累積損傷値: $D_{f,i}$ と応答塑性率: $\mu_{s,i}$ および累積塑性変形応答倍率: $\eta_{s,i}$ との間の関係を、3、5、7、9の各質点系にわけて、Fig.15、Fig.16に、それ

Fig. 15 ($D_{f,i} - \mu_{s,i}$), ($D_{f,i} - \eta_{s,i}$) relationship of 3, 5 D.O.F. system **Fig. 16** ($D_{f,i} - \mu_{s,i}$), ($D_{f,i} - \eta_{s,i}$) relationship of 7, 9 D.O.F. system

ぞれ、示す。なお、図中の○、△、□は、それぞれ、地動最大速度が、20.0kine、40.0kine、60.0kineのものであることを表しており、また、同図中には、次式で表される、各質点系ごとの $D_{f,i}$ と $\eta_{s,i}$ との最小2乗近似直線も併せて示している。

$$D_{f,i} = 0.001760 \cdot \eta_{s,i} \quad \text{for 3 D.O.F.system} \quad \cdots (12-a)$$

$$D_{f,i} = 0.001649 \cdot \eta_{s,i} \quad \text{for 5 D.O.F.system} \quad \cdots (12-b)$$

$$D_{f,i} = 0.001860 \cdot \eta_{s,i} \quad \text{for 7 D.O.F.system} \quad \cdots (12-c)$$

$$D_{f,i} = 0.001884 \cdot \eta_{s,i} \quad \text{for 9 D.O.F.system} \quad \cdots (12-d)$$

この結果から、 $D_{f,i} - \mu_{s,i}$ 関係の相関は小さく、大きくばらつくのに対し、 $D_{f,i} - \eta_{s,i}$ 関係は、地震波や地動最大速度及び層数が異なってもほぼ同一の直線上にのり、その相関係数も0.98805~0.99532と非常に高い相関関係を示す値となっていることがわかる。

6. 結 び

本報告では、著者等が提案している履歴減衰装置の極低サイクル疲労特性を明らかにするため、各種の疲労実験を行った。また、適正な構造特性を有する建物の実地震応答解析を行い、激・烈震時における累積損傷等について検討した。得られた結論は、以下のように要約される。

- 1) 本履歴減衰装置は、十分な塑性変形能力を有し、大きな塑性変形を受けても急激な耐力低下は生じない。
- 2) 定振幅疲労特性として、Manson-Coffin 型の疲労関係式が、2 段 2 重載荷時には Palmgren-Miner の線形累積損傷則が、よく成立する。
- 3) 地震応答下においても、線形累積損傷則が成立すると考えて差し支えなく、(2) 式、(6) 式または (4) 式、(7) 式および (11-b) 式を用いれば、実用上十分な精度で、累積損傷値を算定することができる。
- 4) 累積損傷値と応答塑性率との間には、それ程強い相関関係は見られないが、応答量の比較的小さな範囲については、累積損傷値と累積塑性変形応答倍率との間には、ほぼ線形関係が成立する。
- 5) 履歴減衰装置に生じる累積損傷値は、激震時（地動最大速度で 60kine 程度）においても 0.15 程度であり、本履歴減衰装置は十分なエネルギー吸収能力を有する。

謝 辞

本研究の経費の一部は、文部省科学研究補助金（一般研究 B、研究代表者 花井正実 課題番号 01460195、奨励研究 A、研究代表者 玉井宏章 課題番号 01750585、02750476）、牧田国際育英会第 2 回学術研究助成金（研究代表者 花井正実）で賄われました。また、元広島大学学生、西山正三（現、大成建設）、中村英明（現、フジタ）、才門章彦（現、鹿島建設）、倉本清嗣（現、鹿島建設）、竹中康博（現、清水建設）、谷口 栄（現、竹中工務店）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のオンライン・コンピュータ制御地震応答実験、日本建築学会構造系論文報告集、第 411 号、pp.107-116、1990 年 5 月。
- 2) 玉井宏章、近藤一夫、花井正実：オンライン・コンピュータ制御によるブレース制振装置付中高層架構建築の実地震応答実験、日本建築学会構造系論文報告集、第 423 号、pp.113-135、1991 年 5 月。
- 3) 玉井宏章、近藤一夫、花井正実：ブレース付架構の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、1988 年 5 月。
- 4) 玉井宏章、近藤一夫、花井正実：ブレース付架構の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性能について、日本建築学会構造系論文報告集、第 401 号、pp.139-149、1989 年 7 月。
- 5) 日本建築学会：地震荷重—その現状と将来の展望、丸善、pp.170-221、1987 年。

- 6) P.C.Jennings : Earthquake Response of a Yielding Structure, *Proc. of ASCE*, Vol.90, No.EM4, pp.41-68, 1964.
- 7) 日本材料学会編：金属疲労便覧、養賢堂、pp.196-212、1978 年。
- 8) S.S.Manson : Thermal Stress and Low Cycle Fatigue, McGraw-Hill, pp.245-274, 1966.
- 9) M.A.Miner : Cumulative Damage in Fatigue, *J. Appl. Mech.*, *Trans. ASME*, Vol.67, p.159, 1945.
- 10) G.Sachs, W.W.Gerberich, V.Weiss, J.V.Latorre : Low Cycle Fatigue of Pressure Vessel Materials, *Proc. ASTM*, Vol.60, pp.512-529, 1960.
- 11) 遠藤達雄、安在弘幸：簡明にされたレインフローアルゴリズム「P/V 差法」について、材料、第 30 巻、第 328 号 pp.89-93、1981 年 1 月。
- 12) 遠藤達雄、井上肇：レインフロー法の考え方とその応用、日本造船学会誌、第 706 号、pp.2-11、1988 年 4 月。
- 13) M.T.Suidan, R.A.Eubanks : Cumulative fatigue damage in seismic structures, *Proc. ASCE*, ST5, pp.923-943, 1973.

注

- 注 1) 鋼材の材質によっては、荷重の繰返しに伴う軟化や硬化が生じるが、これらに起因する弾性変形成分の増減は、塑性変形量全体からみれば小さい。
- 注 2) 定振幅載荷時の耐力は、例えば、Fig. 7 から分かるように、最大耐力の 9 割程度となった付近で、載荷の繰返しとともに、急激に低下しはじめる傾向にあり、また、地震時に、ある特定の層に強度の低下が生じると、その層に損傷が集中する傾向にあるため²⁾、本研究では、こうした点を考慮して、本履歴減衰装置の使用限界繰返し回数： N_f として、耐力が最大耐力の 9 割に低下した時点での繰返し回数を採用している。
- 注 3) δ_{sf} 値は、定振幅疲労実験結果を $N_f = \frac{1}{2}$ まで外挿することにより求めている。
- 注 4) (10) 式には、平均塑性変形量の影響が考慮されていない。「平均塑性ひずみの影響として、単調載荷時の破断ひずみがその分だけ減少する」と考える Sachs-Weiss 則¹⁰⁾の引数を、塑性ビン間相対変位に焼き直して考えると、(10) 式は、次式となる。

$$D_f = 2 \cdot \sum_k \left| \frac{\delta_{aa,k}^{(p)}}{\delta_{sf} - \delta_{sm,k}^{(p)}} \right|^{1/c}$$

ここに、

$\delta_{sm,k}^{(p)}$: k 回目の半ループ繰返し載荷時の平均塑性ビン間相対変位振幅

なお、3 節に示した単調引張実験結果によれば、履歴減衰装置の破断ビン間相対変位： δ_{sf} は、Fig. 11 に示す平均塑性ビン間相対変位量に比べ、十分大きいから、 D_f 値に対する $\delta_{sm}^{(p)}$ の影響は小さく、実用上は、(10) 式で十分であると思われる。

- 注 5) 種々の実地震応答計算結果より適正構造特性値を算定している。各構造特性パラメータの詳細については、文献 2) を参照されたい。
- 注 6) フレームの応答層間塑性率： $\mu_{f,i}$ および有孔鋼板の応答塑性率： $\mu_{s,i}$ は、各層の最大層間変位および最大ビン間変位をそれぞれの弾性限変位で除したものととして、また、有孔鋼板の累積塑性変形応答倍率： $\eta_{s,i}$ は、有孔鋼板が経験した塑性変形量の累積和を有孔鋼板の弾性限変位で無次元化したものとして定義している。また、変動係数とは標準偏差を平均値で除したものであり、分布の変動を相対的に比較するために用いる。

(1993 年 12 月 9 日原稿受理、1994 年 5 月 31 日採用決定)