

せん断パネルダンパーの設計式に関する一考察

—その2 累積損傷度—

玉井 宏章*・尾川 勝彦**

(平成23年10月31日受付)

A DESIGN FORMULA OF SHEAR PANEL DAMPER

—Part 2 Damage Factor—

Hiroyuki TAMAI and Katsuhiko OGAWA

(Received Oct. 31, 2011)

Abstract

A shear-panel-damper, consists of a panel, surrounding four flanges and stiffeners, is used as an aseismic hysteretic damper for buildings in Japan.

A crack easily grows in the shear-panel-damper when the panel shows shear buckling during cyclic loading under severe earthquake. The shear buckling can be detected only by checking the maximum-deformation-angle. For relatively thin panel, when width-to-thickness ratio is large, plastic deformation capacity of the damper can be evaluated by using the maximum-deformation-angle. On the contrary, when width-to-thickness ratio is relatively small, very low cycle fatigue life is essential for relatively thick panel to predict the usage limit of the damper because failure pattern change where crack grows the tow of welding between panel and flanges. Estimate expression of fatigue toughness for shear-thick-panel-damper, which has parameters as normalized width-to-thickness-ratio and deformation-angel was presented.

To show the validity of the estimation expression, cyclic loading tests of shear-panel-damper were performed to verify the expression.

The Applicability of the fatigue relation and linear accumulation damage rule to the damper is confirmed through non-stationary cyclic tests. These results showed the validity and effectiveness of the expression.

Key Words: *hysteretic damper, damage factor shear buckling, shear panel damper, plastic deformation capacity, fatigue toughness, width-to-thickness ratio*

1. はじめに

鋼材ダンパーの性能は、建物が終局に至るまで機能を維持するものとして設計する。従って、せん断パネルダンパーの限界状態として、その性能が維持できる使用限界を規定する。限界性能は、一方向変位下と繰り返し変位下の変形能力とに分類できる。一方向変位下においては、座屈、破断

発生や構成部材の相互干渉が対象となり、繰り返し変位下では損傷累積による疲労や安定した履歴性状の喪失などの問題が対象となる。繰り返し载荷下における変形性能評価では従来、一般鉄骨部材で用いられている塑性率や累積塑性率、エネルギー吸収量で評価する場合と極低サイクル疲労特性を基本とした累積損傷度で評価する方法の2種類が提案されている。塑性率や累積塑性率は時刻歴応答解析で比較

* 広島工業大学工学部建築工学科

** 広島工業大学大学院工学研究科建設工学専攻

的求める機会が多く、地震のように繰り返し回数の比較的小さい場合は累積塑性率で評価することが行われている。

しかしながら、地震応答は、基本的に大小の振幅からなる非定常振幅の繰り返し载荷であり、大きな振幅を受けると振幅比率より大きな損傷を受けるという特徴を累積塑性率では表せない。疲労関係式はこの特徴を捉えており、個々の振幅の損傷度を強弱をつけて求めることができる^{1)~3)}。また、それらを累積和した累積損傷度を用いて限界状態に達するかどうかを判定できる。近年、風などの繰り返し回数が多い振動に限らず地震応答についても累積損傷度が性能判定指標として用いられている⁴⁾。

せん断パネルの座屈現象に基因する限界性能の評価については、前報その1で示した等価せん断座屈変形角予測式を用いて性能保証しうることを示した。パネル幅厚比が小さい場合やパネル変形角が小さい場合には、パネルせん断座屈によってではなく、パネル中央部、パネル周辺部、フランジ溶接部の亀裂が原因で耐力が低下する⁵⁾。そこで、限界状態として耐力低下を限界指標に採用して、性能評価を行う。本報その2では累積疲労損傷度に関する指標を取り上げ、せん断パネルの変形性能評価法を示す。まず、既往の実験的研究成果から、基準化幅厚比ごとの疲労関係式を整理する。その際、パネル補剛材のない基本的なもので整理する。次いで、補剛材があるものについて疲労関係式を整理して、サブパネルの基準化幅厚比で疲労関係式がほぼ成立することを示す。さらにせん断座屈の発生条件から本疲労関係式の適用限界を検討する。最後に非定常履歴を受ける場合についての性能評価法を示し、非定常振幅载荷試験結果から妥当性を検証する。

2. 疲労関係式

2.1 無補剛パネルの疲労関係式

まず、累積疲労損傷度を求めるための疲労関係式を示す。金属材料の疲労では、塑性ひずみ振幅と破断までの繰り返し回数との関係、いわゆるマンソン・コフィンの疲労関係式が成立することが知られている¹⁾。

玉井等(1994)は、履歴ダンパーの疲労寿命を代表的な

相対変形の塑性変形分を変数にとって整理すればマンソン・コフィンの疲労関係式が良好に成り立つことを示した。せん断パネルについても、パネル幅厚比を小さく設定し、せん断座屈が生じない場合で、使用限界を、図1のように、耐力が最大耐力の9割に低下した時点とし、せん断変形角片振幅の塑性変形成分 $\gamma_a^{(p)}$ を指数とした、次式のマンソン・コフィン則が良好に成立する^{2),3)}。

$$N_f = \frac{1}{2} \cdot \left| \frac{\gamma_a^{(p)}}{\gamma_f} \right|^{-C} \quad (1)$$

ここに、 N_f は、定変位振幅下における耐力が最大耐力の9割に低下した時点の繰り返し半サイクル数であり、 $\gamma_a^{(p)}$ は、次式で与えられる。

$$\gamma_a^{(p)} = \gamma_a - \frac{Q_a}{Q_p} \cdot \gamma_p \quad (2)$$

γ_a :せん断変形角片振幅、 Q_a :荷重振幅、 γ_p 弾性限変形角、 Q_p :弾性限耐力(全塑性耐力)、 C 及び γ_f は、実験定数である。 γ_f の実験定数は、 $\gamma_a^{(p)} = \gamma_f$ のとき(1)式では、 N_f が1/2半サイクルで限界に達することから、単調载荷時における限界せん断変形角という物理的意味を持っている。

図2にせん断パネルの代表的な形状を示す。

設計の便を考えて、中込、成原(2001)は塑性せん断変形角ではなく、せん断変形角で、矩形のサブパネルについて板座屈係数を取り入れた幅厚比毎に分類して疲労関係式を示している⁵⁾。

$$\frac{h'}{t_w} = \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{9.34}{5.34 + 4.00 / (d_s / h_s)^2}} \quad (3.a)$$

ここに、 d_s 、 h_s 、 t_w は、サブパネルの幅、高さ、板厚である。これは、繰り返し回数が多い風応答の振動抑制に鋼製ダンパーを利用するための基礎資料として委員会において作成した成果の一部である⁴⁾。

さて、(3.a)式にならって周辺単純支持の板座屈係数で板の辺長比を、鋼種を材料の引張強さ τ_u で考慮した次式の基準化パネル幅厚比を用いて整理する。

$$\frac{h'}{t_w} = \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \quad (3.b)$$

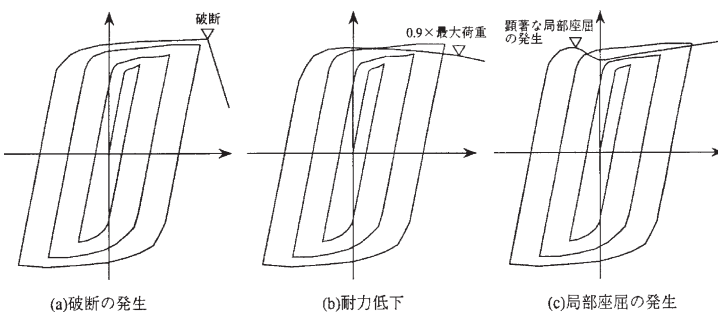


図1 変形能力を定める使用限界状態

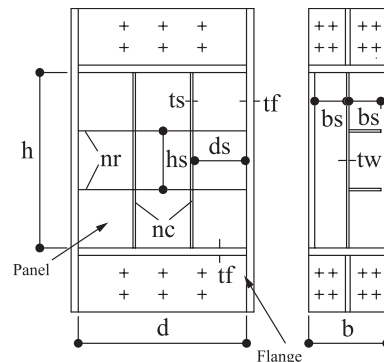


図2 せん断パネルダンパーの代表的形状

ここに、

$$\begin{aligned} \frac{d_s}{h_s} \geq 1 \text{ のとき, } \kappa_s &= 5.34 + 4.00 \left/ \left(\frac{d_s}{h_s} \right)^2 \right. \\ \frac{d_s}{h_s} < 1 \text{ のとき, } \kappa_s &= 4.00 + 5.34 \left/ \left(\frac{d_s}{h_s} \right)^2 \right. \end{aligned} \quad (4.a,b)$$

疲労関係式の適用性を把握するため、既往の研究結果を整理した。

既往の研究は、古賀、玉井等 (1995)、関根、品部、高橋 (1995)、竹中、千葉等 (1998)、田上等 (1998)、近藤、益尾 (1999) であり、パネル補剛のない、ほぼ正方形のせん断パネル (鋼種 LY100, LY235, LY225, SN400) の定振幅繰り返し疲労試験結果^{5)~9)} である。

整理した結果を、表 1 (a)、(b) に示す。表 1 (a) には、文献番号、試験体名、パネルの鋼種と図 2 に示す形状、 $d, h, b, t_w, t_f, b_s, t_s$ と、各鋼材の降伏応力、引張強度を示す。

また、表 1 (b) には、表 1 (a) に対応する各試験体形状について

$$\text{サブパネルの基準化幅厚比, } \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}}$$

$$\text{フランジの基準化幅厚比, } \frac{b_f}{t_f} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{fy}}{E}}$$

$$\text{左右フランジ軸耐力比, } \frac{A_f \cdot \sigma_{fu}}{\tau_u \cdot t_w \cdot \frac{h}{2}}$$

変形角振幅 γ_a

使用限界に達するまでの繰り返し半サイクル数 N_f

破壊モード、C, W

を示す。基準化フランジ幅厚比、左右フランジ耐力比の詳細について前報その 1 を参照されたい。

破壊モード欄は、パネルのせん断座屈に基因する破壊を C (パネル中央部亀裂) と、フランジ、パネル周辺の溶接部亀裂に基因する破壊を W (フランジ、パネル周辺の溶接亀裂) で表す。

基準化パネル幅厚比毎にまとめ、せん断変形角片振幅、 γ_a と耐力が最大耐力の 9 割に低下するまでの半サイクル数、 N_f との関係を示す。(1.a)式にならった式^{(10),(11)} で相関関係を求めた結果を図 3 に示す。

$$N_f = \frac{1}{2} \cdot \left| \frac{\gamma_a}{\gamma_f} \right|^{-c} \quad (5.a)$$

ただし、

表 1 (a) 無補剛パネルの実験結果 (文献調査)

Paper No	Name	Panel Type	d	h	b	t_w	t_f	b_s	t_s	n_r	n_c	F/H	σ_{wy}	σ_{uw}	σ_{fy}	σ_{fu}	σ_{sy}	σ_{su}
			mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	ply		ply	mm ²	mm ²	mm ²	mm ²	mm ²
N1	DPS100-11-2	LY100	200	200	200	6.0	12	-	-	-	-	-	0.085	0.267	0.331	0.519	-	-
N1	DPS100-11-3	LY100	200	200	200	6.0	12	-	-	-	-	-	0.085	0.267	0.331	0.519	-	-
N1	DPS235-11-2	LY235	200	200	200	6.0	12	-	-	-	-	-	0.228	0.344	0.331	0.519	-	-
N1	DPS235-11-3	LY235	200	200	200	6.0	12	-	-	-	-	-	0.228	0.344	0.331	0.519	-	-
N2	KLY100-1	LY100	94	94	100	5.5	6	-	-	-	-	-	0.126	0.254	0.266	0.398	-	-
N2	KLY100-2	LY100	94	94	100	5.5	6	-	-	-	-	-	0.126	0.254	0.266	0.398	-	-
N2	KLY100-3	LY100	94	94	100	5.5	6	-	-	-	-	-	0.126	0.254	0.266	0.398	-	-
N2	KLY100-4	LY100	94	94	100	5.5	6	-	-	-	-	-	0.126	0.254	0.266	0.398	-	-
N3	CS5WN	LY100	94	94	100	5.0	6	-	-	-	-	-	0.069	0.229	0.293	0.456	-	-
N3	CS5NN	LY100	94	94	50	5.0	6	-	-	-	-	-	0.069	0.229	0.293	0.456	-	-
N3	CS5WA	LY100	94	94	100	5.0	6	-	-	-	-	-	0.053	0.227	0.246	0.398	-	-
N4	LN	LY100	238	216	230	12.0	12	-	-	-	-	-	0.083	0.249	0.305	0.474	-	-
N4	SN	SN400B	238	216	230	6.0	12	-	-	-	-	-	0.193	0.287	0.305	0.474	-	-
N5	LP	LY100	241	230	230	25.0	9	-	-	-	-	-	0.047	0.230	0.276	0.448	-	-
N6	LYP235-30-F1	LY235	180	180	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N6	LYP235-30-F2	LY235	180	180	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N6	LYP235-30-F3	LY235	180	180	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N6	LYP235-50-F1	LY235	300	300	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N6	LYP235-50-F2	LY235	300	300	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N6	LYP235-50-F3	LY235	300	300	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N6	LYP235-70-F1	LY235	420	420	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N6	LYP235-70-F2	LY235	420	420	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N6	LYP235-70-F3	LY235	420	420	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.215	0.338	0.385	0.540	-	-
N7	KLP225 F12-W50-C2	LY225	300	300	100	6.0	12	-	-	-	-	-	0.231	0.331	0.363	0.529	-	-
N7	KLP225 F06-W50-C2	LY225	300	300	100	6.0	6	-	-	-	-	-	0.231	0.331	0.387	0.543	-	-
N8	1L	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	2M	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	3L	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	4M	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	5L	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	6M	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	7H	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	8L	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	9M	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	10H	LY100	438	438	106	6.0	6	-	-	-	-	-	0.079	0.267	0.332	0.451	-	-
N8	11L	LY100	438	438	105	4.5	6	-	-	-	-	-	0.085	0.253	0.332	0.451	-	-
N8	12M	LY100	438	438	105	4.5	6	-	-	-	-	-	0.085	0.253	0.332	0.451	-	-
N8	18L	LY100	438	438	105	4.5	6	-	-	-	-	-	0.085	0.253	0.332	0.451	-	-
N8	19M	LY100	438	438	105	4.5	6	-	-	-	-	-	0.085	0.253	0.332	0.451	-	-
N8	20H	LY100	438	438	105	4.5	6	-	-	-	-	-	0.085	0.253	0.332	0.451	-	-

表 1 (b) 無補剛パネルの実験結果 (文献調査)

Paper No	Name	d_s mm	h_s mm	$\frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}}$	γ_s^*	$\frac{E \cdot I_s}{D \cdot h} \cdot \frac{1}{\gamma_s^*}$	$\frac{b_s}{t_s}$	$\frac{b_f}{t_f} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{fu}}{E}}$	$\frac{A_f \cdot \sigma_{fu}}{\tau_u \cdot t_w \cdot \frac{h}{2}}$	Experimental				Remarks
										γ_a rad	γ_a^* rad	Nf H.C.	Failure Mode	
N1	DPS100-11-2	200	200	0.299	-	-	-	0.32	13.5	0.015	-	699.5	C	
N1	DPS100-11-3	200	200	0.299	-	-	-	0.32	13.5	0.031	-	199.5	C	
N1	DPS235-11-2	200	200	0.339	-	-	-	0.32	10.5	0.015	-	519.5	W	around Panel Weld
N1	DPS235-11-3	200	200	0.339	-	-	-	0.32	10.5	0.031	-	93.5	C	
N2	KLY100-1	94	94	0.150	-	-	-	0.28	6.3	0.023	-	702.5	W	
N2	KLY100-2	94	94	0.150	-	-	-	0.28	6.3	0.032	-	400.5	W	
N2	KLY100-3	94	94	0.150	-	-	-	0.28	6.3	0.043	-	158.5	W	
N2	KLY100-4	94	94	0.150	-	-	-	0.28	6.3	0.061	-	76.5	W	
N3	CS5WN	94	94	0.156	-	-	-	0.30	8.8	0.064	-	44.5	W	
N3	CS5NN	94	94	0.156	-	-	-	0.14	4.4	0.064	-	58.5	W	
N3	CS5WA	94	94	0.156	-	-	-	0.27	7.7	0.064	-	70.5	W	
N4	LN	238	216	0.162	-	-	-	0.35	7.0	0.069	-	69.5	W	
N4	SN	238	216	0.348	-	-	-	0.36	12.2	0.069	-	19.5	C	
N5	LP	241	230	0.078	-	-	-	0.42	2.7	0.071	-	13.5	W	L = 250 mm
N6	LYP235-30-F1	180	180	0.303	-	-	-	0.17	6.1	0.071	-	32.5	C	95%
N6	LYP235-30-F2	180	180	0.303	-	-	-	0.17	6.1	0.033	-	100.5	C	95%
N6	LYP235-30-F3	180	180	0.303	-	-	-	0.17	6.1	0.010	-	2974.5	C	95%
N6	LYP235-50-F1	300	300	0.505	-	-	-	0.17	3.7	0.033	-	16.5	C	95%
N6	LYP235-50-F2	300	300	0.505	-	-	-	0.17	3.7	0.010	-	168.5	C	95%
N6	LYP235-50-F3	300	300	0.505	-	-	-	0.17	3.7	0.006	-	1136.5	C	95%
N6	LYP235-70-F1	420	420	0.707	-	-	-	0.17	2.6	0.033	-	10.5	C	95%
N6	LYP235-70-F2	420	420	0.707	-	-	-	0.17	2.6	0.010	-	100.5	C	95%
N6	LYP235-70-F3	420	420	0.707	-	-	-	0.17	2.6	0.007	-	146.5	C	95%
N7	KLP225 F12-W50-C2	300	300	0.500	-	-	-	0.16	3.7	0.050	-	16.5	C	
N7	KLP225 F06-W50-C2	300	300	0.500	-	-	-	0.34	1.9	0.050	-	12.5	C	
N8	1L	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.005	-	240.5	C	
N8	2M	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.005	-	156.5	C	Middle Speed
N8	3L	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.011	-	48.5	C	
N8	4M	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.010	-	32.5	C	Middle Speed
N8	5L	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.021	-	20.5	C	
N8	6M	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.021	-	16.5	C	Middle Speed
N8	7H	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.021	-	16.5	C	High Speed
N8	8L	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.041	-	12.5	C	
N8	9M	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.042	-	10.5	C	Middle Speed
N8	10H	438	438	0.655	-	-	-	0.34	1.4	0.041	-	10.5	C	High Speed
N8	11L	438	438	0.850	-	-	-	0.34	1.4	0.005	-	22.5	C	
N8	12M	438	438	0.850	-	-	-	0.34	1.4	0.005	-	12.5	C	Middle Speed
N8	18L	438	438	0.850	-	-	-	0.34	1.4	0.041	-	12.5	C	
N8	19M	438	438	0.850	-	-	-	0.34	1.4	0.041	-	10.5	C	Middle Speed
N8	20H	438	438	0.850	-	-	-	0.34	1.4	0.042	-	10.5	C	High Speed

C: Crack at Center of Panel, W: Crack Flange Weld or Crack around Panel Weld

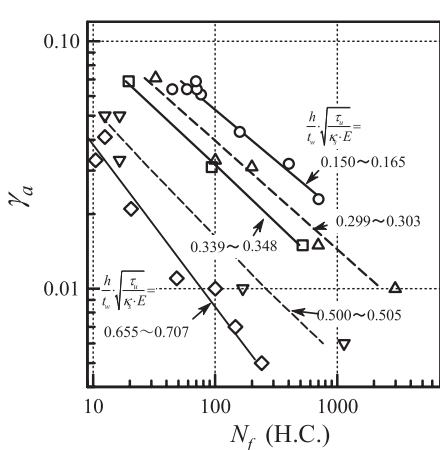


図 3 無補剛パネルダンパーの疲労関係式

$$0.150 \leq \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \leq 0.165, \gamma_f = 0.482, C = 2.40, R = -0.980$$

$$0.299 \leq \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \leq 0.303, \gamma_f = 0.410, C = 2.27, R = -0.986$$

$$0.339 \leq \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \leq 0.348, \gamma_f = 0.365, C = 2.17, R = -0.998$$

$$0.500 \leq \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \leq 0.505, \gamma_f = 0.252, C = 1.94, R = -0.978$$

$$0.655 \leq \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \leq 0.707, \gamma_f = 0.273, C = 1.52, R = -0.977 \quad (5.b-f)$$

ただし、 $\frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} = 0.707, 0.505, 0.303$ の試験結果は、

N_f は耐力が最大耐力の95%に低下した時の繰り返し回数 (半サイクル数) となっている。

また、表 1 (b) で備考欄に網掛けした中速、高速載荷した試験体はデータから除外している。

ここに、 R は相関係数であり、パネル幅厚比ごとに、(5.a)式に非常に強い相関があることが分かる。

設計の便を考慮して、(5.b-f)から実験定数 c, γ_f を線形補間して求めた。線形補間の状況を図 4 に示す。

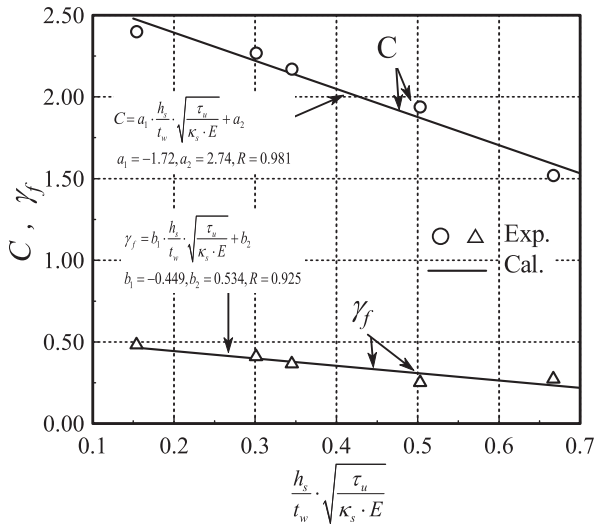


図4 実験定数の線形補間

$$C = a_1 \cdot \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} + a_2, \quad a_1 = -1.72, \quad a_2 = 2.74, \quad R = 0.981$$

$$\gamma_f = b_1 \cdot \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} + b_2, \quad b_1 = -0.449, \quad b_2 = 0.534, \quad R = 0.925$$

(6.a,b)

2.2 補剛パネルの疲労関係式

無補剛パネルの極低サイクル疲労性状は、広範囲な基準化幅厚比で(5.a)式で良好に表されることがわかったので、次に、図2に示すようなパネルに水平スチフナと鉛直スチフナが入った場合の適用性を検討する。パネル高さ方向と幅方向の補剛材数 n_r と n_c が0~2本の補剛せん断パネルについて極低サイクル疲労実験を実施しており疲労寿命が読み取れる文献を検索し整理した。

既往の研究は、泉, 成原等 (1996, 1997), 龍神, 藤波等 (1997, 1998), 金澤, 玉井等 (1997), 植木, 加村等 (1999), 塚谷, 金子 (2001) である^{12) - 18)}。

整理した結果を、表2 (a), (b) に示す。表2 (a) には、表1 (a) の内容に加えて、パネル高さ方向と幅方向の補剛材数 n_r と n_c , 補剛材の形式 F/H, 表裏両側に補剛材を設置し溶接する場合 (1) と表側に補剛材を一方に設置し、裏側にはそれと直交させて補剛材を設置して溶接する場合 (0), 表裏両側に補剛材を設置しパネルとはメタルタッチさせる場合 (0) と、各鋼材の降伏応力, 引張強度を示す。尚, スチフナの強度に記載のないものは、フランジと同等であると仮定して示している。また、表2 (b) には、表1 (b) の内容に加えて、対応する各試験体について

最適剛性比, γ_s^* ,

最適剛性比に対する補剛材の曲げ剛性比の割合, $\frac{E \cdot I_s}{D \cdot h} \cdot \gamma_s^*$,

スチフナ幅厚比, $\frac{b_s}{t_s}$,

実効変形角振幅 γ_a^* ,

を示す。

実効変形角振幅 γ_a^* は、水平スチフナとその溶接部の高さを除いた変形角として、次式で算定した。

$$\gamma_a^* = \frac{h}{(h - 2 \cdot n_r \cdot t_s)} \cdot \gamma_a \quad (7)$$

最適剛性比, 最適剛性比に対する補剛材の曲げ剛性比の詳細について前報その1を参照されたい。

図5は、せん断変形角振幅 γ_a と疲労寿命 N_f の関係を、無補剛パネルの実験値を白抜きで、補剛パネルの実験値を黒塗りのシンボルで、基準化幅厚比ごとに示してい

表2 (a) 補剛パネルの実験結果 (文献調査)

Paper No	Name	Panel Type	d	h	b	t_w	t_f	b_s	t_s	n_r	n_c	F/H	σ_{wy}	σ_{wu}	σ_{fy}	σ_{fu}	σ_{sy}	σ_{su}
			mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	ply		ply	mm	mm	mm	mm	mm
S1	SD-Ac22	SN400B	238	216	230	6	12	80	9	1	0	0	0.270	0.385	0.251	0.394	0.236	0.386
S1	SD-Ac15	SN400B	238	216	230	6	12	80	9	1	0	0	0.270	0.385	0.251	0.394	0.236	0.386
S1	SD-Ac13	SN400B	238	216	230	6	12	80	9	1	0	0	0.270	0.385	0.251	0.394	0.236	0.386
S1	SD-Ac07	SN400B	238	216	230	6	12	80	9	1	0	0	0.270	0.385	0.251	0.394	0.236	0.386
S1	SD-Ac05	SN400B	238	216	230	6	12	80	9	1	0	0	0.270	0.385	0.251	0.394	0.236	0.386
S1	SD-Ah05	SN400B	238	216	230	6	12	80	9	1	0	0	0.270	0.385	0.251	0.394	0.236	0.386
S2	SE-V	SN400B	238	216	230	6	12	40	9	1	0	0	0.300	0.436	0.305	0.452	0.288	0.435
S2	SE-A	SN400B	238	216	230	6	12	40	9	1	0	0	0.270	0.385	0.251	0.394	0.236	0.386
S3	FA-SC06	SN400B	104	107	125	5	6	40	4	1	0	0	0.265	0.385	0.235	0.400	0.235	0.400
S3	FA-SC09	SN400B	104	107	125	5	6	40	4	1	0	0	0.265	0.385	0.235	0.400	0.235	0.400
S4	90-C60	LY100	562	660	200	6	19	95	6	2	2	0	0.098	0.254	0.345	0.537	0.368	0.442
S4	90-C100A	LY100	562	660	200	6	19	95	6	2	2	0	0.098	0.254	0.345	0.537	0.368	0.442
S4	90-C200	LY100	562	660	200	6	19	95	6	2	2	0	0.098	0.254	0.345	0.537	0.368	0.442
S4	90-C300	LY100	562	660	200	6	19	95	6	2	2	0	0.098	0.254	0.345	0.537	0.368	0.442
S4	90-C100B	LY100	562	660	200	6	19	95	6	2	2	0	0.098	0.254	0.345	0.537	0.368	0.442
S5	60D-3	LY100	566	560	200	5.9	17	95	6	1	1	0	0.096	0.249	0.289	0.460	0.235	0.400
S5	60D-10	LY100	566	560	200	5.9	17	95	6	1	1	0	0.096	0.249	0.289	0.460	0.235	0.400
S5	60D-20	LY100	566	560	200	5.9	17	95	6	1	1	0	0.096	0.249	0.289	0.460	0.235	0.400
S5	60D-40	LY100	566	560	200	5.9	17	95	6	1	1	0	0.096	0.249	0.289	0.460	0.235	0.400
S6	DPS235-23-2	LY235	624	400	200	6	12	50	6	1	2	1	0.228	0.344	0.331	0.519	0.394	0.549
S6	DPS235-23-3	LY235	624	400	200	6	12	50	6	1	2	1	0.228	0.344	0.331	0.519	0.394	0.549
S6	DPS235-23-4	LY235	624	400	200	6	12	50	6	1	2	1	0.228	0.344	0.331	0.519	0.394	0.549
S7	F50	LY100	576	576	175	6	12	85	9	1	1	0	0.096	0.230	0.349	0.537	0.349	0.537
S7	F200	LY100	576	576	175	6	12	85	9	1	1	0	0.096	0.230	0.349	0.537	0.349	0.537

表 2 (b) 補剛パネルの実験結果 (文献調査)

Paper No	Name	d_s mm	h_s mm	$\frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}}$	γ_s^*	$\frac{E \cdot I_s}{D \cdot h} \cdot \frac{1}{\gamma_s^*}$	$\frac{b_s}{t_s}$	$\frac{b_f}{t_f} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{fy}}{E}}$	$\frac{A_f \cdot \sigma_{fu}}{\tau_u \cdot t_w} \cdot \frac{h}{2}$	Experimental				Remarks
										γ_a rad	γ_a^* rad	Nf H.C.	Failure mode	
S1	SD-Ac22	238	104	0.230	52.6	6.8	8.9	0.33	7.5	0.104	0.114	20.5	W	Metal Touch
S1	SD-Ac15	238	104	0.230	52.6	6.8	8.9	0.33	7.5	0.069	0.076	39.5	W	Metal Touch
S1	SD-Ac13	238	104	0.230	52.6	6.8	8.9	0.33	7.5	0.060	0.066	53.5	W	Metal Touch
S1	SD-Ac07	238	104	0.230	52.6	6.8	8.9	0.33	7.5	0.036	0.039	134.5	W	Metal Touch
S1	SD-Ac05	238	104	0.230	52.6	6.8	8.9	0.33	7.5	0.023	0.025	294.5	W	Metal Touch
S1	SD-Ah05	238	104	0.230	52.6	6.8	8.9	0.33	7.5	0.023	0.025	422.5	W	Metal Touch
S2	SE-V	238	104	0.245	52.6	0.9	4.4	0.36	7.7	0.069	0.076	69.5	W	Metal Touch
S2	SE-A	238	104	0.230	52.6	0.9	4.4	0.33	7.5	0.069	0.076	56.5	W	Metal Touch
S3	FA-SC06	104	52	0.135	29.2	2.4	10.0	0.34	5.0	0.051	0.056	84.5	W	
S3	FA-SC09	104	52	0.135	29.2	2.4	10.0	0.34	5.0	0.084	0.091	42.5	W	
S4	90-C60	183	216	0.285	11.5	11.5	15.8	0.21	7.0	0.048	0.050	62.5	C	0.2Ny
S4	90-C100A	183	216	0.285	11.5	11.5	15.8	0.21	7.0	0.028	0.029	150.5	C	0.2Ny
S4	90-C200	183	216	0.285	11.5	11.5	15.8	0.21	7.0	0.013	0.014	810.5	C	0.2Ny
S4	90-C300	183	216	0.285	11.5	11.5	15.8	0.21	7.0	0.005	0.006	4320.5	C	0.2Ny
S4	90-C100B	183	216	0.285	11.5	11.5	15.8	0.21	7.0	0.028	0.029	142.5	C	0.3Ny
S5	60D-3	280	277	0.409	21.9	7.4	15.8	0.21	6.6	0.033	0.034	42.5	C	
S5	60D-10	280	277	0.409	21.9	7.4	15.8	0.21	6.6	0.010	0.010	374.5	C	
S5	60D-20	280	277	0.409	21.9	7.4	15.8	0.21	6.6	0.005	0.005	5382.5	C	
S5	60D-40	280	277	0.409	21.9	7.4	15.8	0.21	6.6	0.003	0.003	37366.5	C	
S6	DPS235-23-2	204	197	0.339	-	-	8.3	0.32	5.2	0.014	0.014	639.5	W	Crack around Panel
S6	DPS235-23-3	204	197	0.339	-	-	8.3	0.32	5.2	0.031	0.032	97.5	W	Crack around Panel
S6	DPS235-23-4	204	197	0.339	-	-	8.3	0.32	5.2	0.010	0.010	1265.5	C	
S7	F50	284	284	0.393	21.8	7.4	9.4	0.29	4.9	0.020	0.021	84.5	C	
S7	F200	284	284	0.393	21.8	7.4	9.4	0.29	4.9	0.005	0.005	2844.5	C	

C: Crack at Center of Panel, W: Crack Flange Weld or Crack around Panel Weld

る。前述の無補剛パネルの基準化幅厚比毎の疲労関係式の実験定数, C, γ_f を基準化幅厚比で線形補間した (6.a,b) 式を用いて, 基準化幅厚比が0.15, 0.20, 0.30, 0.40, 0.50, 0.60, 0.70のときの疲労関係式とあわせて示している。

補剛パネルの変形角振幅は (7) 式の実効変形角振幅を用いている。

図6は図5と同様な図をパネル周辺部やフランジ溶接部で亀裂が生じた場合を黒塗りのシンボルで, パネル中央部の亀裂が生じた場合を白塗りのシンボルで表し, パネル鋼種 LY100, LY235, SN400 で区別して示したものである。

これらの結果から, 以下のことが分かる。

補剛パネル試験体の疲労寿命は, サブパネルの基準化幅厚比が0.339以下の場合, 対応する無補剛パネルの疲労寿命近似式と比べて若干小さ目となるものの, おおむね対応関係があることが分かる。せん断変形角振幅が0.06 rad と大きい場合, 基準化幅厚比を0.25以下とするとせん断座屈による耐力低下はせず, パネル周辺部の溶接箇所, フランジ溶接部で亀裂が発生する一方, 基準化幅厚比を0.30以上とすると, 繰り返しせん断座屈によってパネル部中央に亀裂が生じる傾向にあることがわかる。

3. 極低サイクル疲労とせん断座屈の限界性能比較

前節までに, 広範囲の基準化幅厚比のパネルについて疲労関係式が適用できることを示した。しかしながら, せん断座屈が発生する比較的薄いパネル幅厚比であれば, 塑性疲労による亀裂の発生箇所は, パネル周辺とフランジ溶接部の破壊からパネル中央部に移行するため, 疲労関係式には適用限界があ

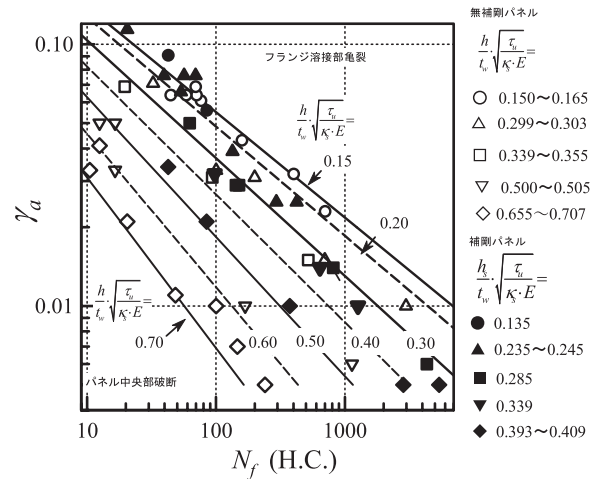


図5 パネル補剛が疲労関係に及ぼす影響

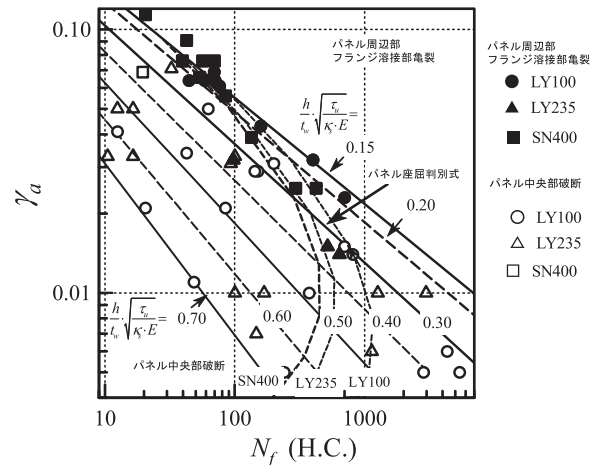


図6 破壊性状分布とせん断座屈限界との関係

ると予想できる。本節では、等価せん断座屈変形角予測式を用いて、疲労関係図中にせん断座屈する領域を表示して、実験の破壊性状と比較して、性能表示式の適用限界を考察する。

せん断座屈する振幅は次式で表される。

$$\gamma_a = \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\gamma}_B}{\gamma_y} + 1 \right) \cdot \gamma_y \quad (8)$$

ここに、

$$\frac{\bar{\gamma}_B}{\gamma_y} = A \cdot \frac{\pi^2}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{\left(\frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_y}{\kappa_c \cdot E}} \right)^2} \quad (9.a)$$

$$\frac{d_s}{h_s} \geq 1 \text{ のとき, } \kappa_c = 8.98 + 5.60 \left/ \left(\frac{d_s}{h_s} \right)^2 \right. \quad (9.b)$$

$$\frac{d_s}{h_s} < 1 \text{ のとき, } \kappa_c = 5.60 + 8.98 \left/ \left(\frac{d_s}{h_s} \right)^2 \right. \quad (9.c)$$

γ_y は塑性せん断変形角、 τ_y はせん断降伏応力で $\gamma_y = \tau_y / G$ である。疲労関係図上にせん断座屈予想曲線を描く手順を以下に示す。

- 1) 鋼種を決める。LY100, LY235, SN400 (それぞれ(降伏応力度と引張強さ)を (100, 250), (235, 350), (235, 400) N/mm²) と仮定する。
- 2) 疲労関係式に用いる基準化幅厚比を設定する。
- 3) パネル辺長比は1.0と仮定して、等価せん断座屈変形角予測式で用いる基準化幅厚比を求め、座屈変形角 γ_a を(8)式で求める。
- 4) 疲労関係式に用いる基準化幅厚比を(6.a,b)式に代入して、実験定数 C, γ_f を求める。
- 5) 実験定数 C, γ_f と座屈変形角 γ_a をもとに、(4)式から疲労寿命 N_f を求め、 γ_a と N_f との関係を図上にプロットする。
- 6) 2) からの手順を繰り返してパネルせん断座屈判別式を描画する。

図6には正方形無補剛パネルで鋼種をLY100, LY235, SN400と仮定して、上述の方法でせん断座屈する限界の曲線を破線で示している。この曲線から内向きの領域が顕著なせん断座屈が生じる領域である。

この結果から、以下のことが分かる。

先ほど示したように、基準化幅厚比が0.25以下であれば、変形角が0.06 radと大きくてもせん断座屈による耐力低下はせず、パネル周辺部の溶接箇所、フランジ溶接部で亀裂が発生する一方、基準化幅厚比が0.30以上であれば、繰り返しせん断座屈によってパネル部中央に亀裂が生じる傾向が基本的に認められる。

せん断座屈限界曲線は、上記の性状を表すものの、せん断変形角振幅が0.015 rad以下と小さい場合、疲労寿命は

大きくなる(繰り返し回数が大きくなる)ことで、基準化幅厚比が0.30以下でもパネル部中央部で亀裂が生じることがあることがわかる。

以上をまとめると、1) パネル鋼種によらず、サブパネルの基準化幅厚比で0.339程度以下の補剛せん断パネルダンパーの疲労寿命は、大略、無補剛せん断パネルダンパーの疲労

寿命直線近似式で推定できる。2) $0.299 \leq \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \leq$

0.303を境に、幅厚比が小さく板厚が厚ければ、破壊形式は、フランジ溶接部の亀裂で、これより幅厚比が大きく板厚が薄ければ、破壊形式は、パネル中央部の亀裂で決定される。3) (4)式の極低サイクル疲労関係式の適用範囲は、

局部座屈が顕著に起こらないこと、実験例があることを前提とすれば、 $0.15 \leq \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \leq 0.30$ がかつ、フランジ形

状、スチフナ補剛条件に関する規定を満足する範囲と考えられる(フランジ形状条件、スチフナ補剛条件は前報その1を参照されたい。)

また、スチフナ補剛のある場合は、実効変形角を用い、補剛材数は、 $0 \leq n_r = n_c \leq 2$ とする。

補剛せん断パネルダンパーは、補剛材とパネルとの溶接部で拘束をうけるため極低サイクルの疲労寿命は短くなる傾向にある。文献15, 19や文献20, 21では、疲労寿命を長くするために、メタルタッチを行って、補剛効果を損なうことなく、疲労寿命を延ばすことに成功している。

4. 疲労寿命予測式とその妥当性

4.1 疲労寿命予測式

2節のマンソン・コフィン疲労関係式とポームグレン・マイナー則に基づいた累積損傷度とレンジペア法、レインフロー法のサイクル計数法によって、地震応答下におけるダンパーの損傷度を評価できる。文献3, 22に基づいて、この評価法の概要と妥当性を以下に示す。

ポームグレン・マイナー則によれば、多段振幅疲労試験における累積疲労損傷度は、次式で表される。

$$D_f = \sum_i \frac{N_i}{N_{f,i}} \quad (10.a)$$

ここに、 $N_i, N_{f,i}$ は、 i 段階の振幅における繰り返し載荷サイクル数とその振幅に対応する疲労寿命である。

この法則は、荷重の順序によらず損傷が評価できることを仮定しているため、任意の k 番目の半サイクルの振幅での疲労寿命を $N_{f,k}$ と表示することになると、(10.a)式は、次式のように書き直せる。

$$D_f = \sum_k \frac{1}{N_{f,k}} \quad (10.b)$$

ここで、 \sum_k は、半サイクル毎の総和を示す。

(4) 式を用いて (11) 式の $N_{f,k}$ を消去して整理すると、

$$D_f = 2 \cdot \sum_k \left| \frac{\gamma_{a,k}}{\gamma_f} \right|^c \quad (11)$$

ここに、 $\gamma_{a,k}$ は k 番目の半サイクルにおけるせん断変形角である、地震応答のような非定常振幅下における片振幅の計数法として、文献23, 24で紹介されているレインフロー法を採用する。この方法は、レンジペア法と同じ計数ができるばかりでなく、初期から逐次計数が行える簡単なアルゴリズムである。そのプログラムリストを表4に示す。

地震時のせん断パネルの疲労寿命予測式は、次式で与えられる。

$$D_f = 1.0 \quad (12.a)$$

ここに、

$$D_f = 2 \cdot \sum_{kr} \left| \frac{\gamma_{a,kr}}{\gamma_f} \right|^c \quad (12.b)$$

また、 \sum_{kr} は、レインフロー法で計数した半サイクル毎の総和を示す。

4.2 疲労寿命予測式の妥当性

(12.a,b)式の妥当性を示すために行った非定常振幅疲労試験を以下に紹介する²²⁾。試験体は表1(a)のCS5WNである。載荷方法は、図7に示すように、地震応答履歴による累積疲労損傷度 $D_f|_s$ がほぼ0.6となるようにこの履歴を数ブロック与えた後に定変位振幅疲労試験によって残りの寿命 $N_f|_c$ (耐力が定振幅繰り返し載荷下で最大耐力の9割までに低下する繰り返し半サイクル数) を求めるものである。なお、地震応答履歴は、部分構造法による仮動的実験による1質点、21質点系の応答時刻歴を用いている。

レインフロー法で計数した大振幅の形状を図8に破線で示す。この大振幅の中に1サイクルで閉じた中小振幅のループを計数している。図9には、(a)地震応答実験時、(b)、(c)地震応答履歴を用いたプログラム載荷時、(d)定振幅疲労試験時の荷重-変位関係を示す。また、表3には、累積疲労損傷度のうち、地震応答時、 $\hat{D}_f|_s$ 、地震応答時と同様な履歴を与えたプログラム載荷時の累計、 $D_f|_s$ 、定振幅繰り返し載荷時、 $D_f|_c$ 、とそれらの総和、 D_f 、を示している。用いたせん断パネル試験体は、無補剛で鋼種はLY100、基準化幅厚比は0.160である。

これらの図表より、地震1回あたりの損傷度は、0.011から0.028となること、累積疲労損傷度の総和は、0.85から1.05とほぼ1.0の値を示していることから、(12.a,b)式の疲労寿命予測式は妥当であることがわかる。

5. まとめ

繰り返し載荷時のせん断パネルダンパーの性能表示式と

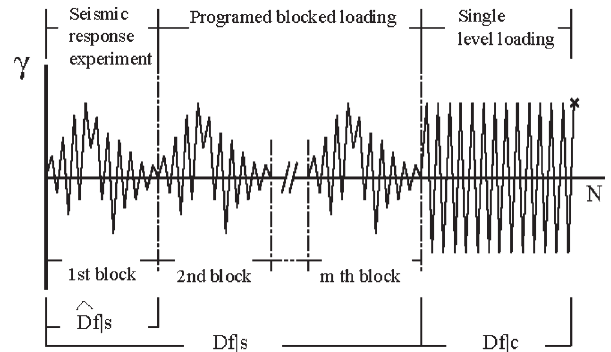


図7 非定常振幅疲労試験

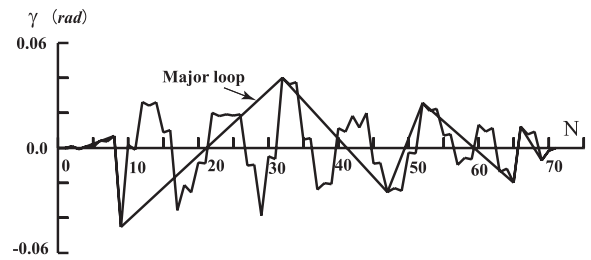


図8 レインフロー法による半サイクルの計数結果

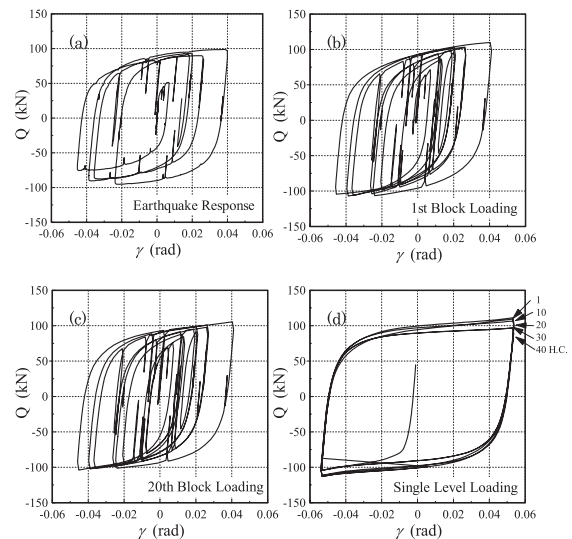


図9 非定常振幅疲労試験での荷重-変位関係

して極低サイクル疲労を取り上げ、疲労関係式を導出した。次いで、補剛パネルの疲労関係式を示した。また、パネルせん断座屈判別式を基に破壊性状を検討して疲労関係式の適用限界を検討した。最後に地震応答下における疲労寿命予測への適用方法を示した。

得られた知見は以下のように要約できる。

- 1) 極低サイクル疲労に基因して破壊する試験体については、以下の予測式は適用範囲内において実験値と良好に対応する。

$$0.145 \leq \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} \leq 0.300, \quad 0.5 \leq \frac{d_s}{h_s} \leq 2.0, \quad \gamma_a < 0.12 \text{ rad}$$

の範囲で

表3 非定常振幅疲労試験結果

D_f		Seismic Loading			Single level loading		Total	
		$\hat{D}_f _s$	$D_f _s$	N.O.B	$D_f _c$	H.C.	D_f	
1 D.O.F.		El centro NS	0.0208	0.6448	31	0.3177	31.5	0.9625
		Taft EW	0.0185	0.6845	37	0.2169	21.5	0.9014
21 D.O.F.	Standard Model	El centro NS	0.0117	0.6552	56	0.1967	19.5	0.8519
		Taft EW	0.0120	0.6480	54	0.2774	27.5	0.9254
	Disturbed Model	El centro NS	0.0294	0.6174	21	0.3984	39.5	1.0158
		Taft EW	0.0280	0.6160	22	0.2774	27.5	0.8934

H.O.B.: Number of Blocks H.C. : Number of half cycles

表4 レインフロー法のプログラム例

```

レインフロー法 累積損傷度算定プログラム RAINFLO
入力: 整数 n, データ数, 倍精度実数 D, 変位履歴
出力: 倍精度実数 DF, 累積損傷度, 整数 IFLAG[ ], 大ループは 1, それ以外は 0 を返す.
内部変数: 倍精度実数 R[ ], 全振幅, NDATA は D の配列数を与える.
整数 I, J, K, L, M, 助変数, 倍精度実数 DA, DDF 全振幅と損傷度増分
関数: DAMAGE(DA): 全振幅 DA を引数にその振幅の損傷度を返す関数
(各ダンパーで用意しておく)
      DABS( ): 標準関数 実数絶対値を返す関数
C
SUBROUTINE RAINFLO(N,D,IFLAG,DF)
IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
DIMENSION R(NDATA),D(1),IFLAG(1)
C
C
C PRECALCULATION
C
      IFLAG(1)=1
      R(1)=0.0
      DO 10 I=2,N
        R(I)=DABS(D(I)-D(I-1))
        IFLAG(I)=1
10 CONTINUE
C
C MINOR LOOP COUNT
C
      DF=0.0
      DO 20 I=3,N
C
100 CONTINUE
      DO 30 J=I-1,1,-1
        IF(IFLAG(J).EQ.1) THEN
          L=J
          GOTO 130
        END IF
30 CONTINUE
130 CONTINUE
        IF(L.LE.1) GOTO 500
        DO 40 K=L-1,1,-1
          IF(IFLAG(K).EQ.1) THEN
            M=K
            GOTO 140
          END IF
40 CONTINUE
140 CONTINUE
          IF(M.LE.1) GOTO 500
          IF(R(M).GE.R(L).AND.R(L).LT.R(I).AND.L.NE.M) THEN
            DA=R(L)
            DDF=2.0*DAMAGE(DA)
            DF=DF+DDF
            IFLAG(L)=0
            IFLAG(M)=0
            R(I)=R(I)-R(L)+R(M)
            GOTO 100
          END IF
500 CONTINUE
20 CONTINUE
C
C MAJOR HALF CYCLE COUNT
C
      J=1
      DO 50 I=2,N
        IF(IFLAG(I).EQ.1) THEN
          DA=DABS(D(I)-D(I-1))
          DDF=DAMAGE(DA)
          DF=DF+DDF
          J=I
        END IF
50 CONTINUE
RETURN
END

```

$$N_f = \frac{1}{2} \cdot \left| \frac{\gamma_a}{\gamma_f} \right|^{-C} \quad (5.a)$$

ここに,

$$C = a_1 \cdot \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} + a_2, \quad a_1 = -1.72, \quad a_2 = 2.74$$

$$\gamma_f = b_1 \cdot \frac{h_s}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{\tau_u}{\kappa_s \cdot E}} + b_2, \quad b_1 = -0.449, \quad b_2 = 0.534 \quad (6.a,b)$$

2) 補剛パネルについては, 補剛材の設置数が $0 \leq n_r = n_c \leq 2$ の場合, サブパネルの基準化幅厚比と実効せ

ん断変形角を用いれば (5.a) 式が適用できる。

- せん断変形角振幅が 0.015 rad 以下と小さい場合, 疲労寿命は大きくなる (繰返し回数が大きくなる) ことで, 基準化幅厚比が 0.30 以下でもパネル部中央部で亀裂が生じることがある。
- 基準化幅厚比の小さな試験体であれば, レインフロー法と疲労関係式からなる疲労寿命予測式によって, 非定常な振幅の地震応答下の累積損傷度が良好に評価できる。

謝 辞

本研究は, 日本建築学会鋼構造制振小委員会 (主査: 笠井和彦) の活動の一部を取りまとめたものである。小委員会の主査, 幹事, 委員から貴重なご意見をいただきました。また, 実験経費の一部は, 科学研究費助成事業 (学術研究助成基金助成金) (課題番号: 23560687 研究代表者: 玉井宏章) で賄われました。ここに記して謝意を表する。

文 献

- 日本材料学会編: 金属疲労便覧, 養賢堂, pp. 196-212, 1978.
- 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実: 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, 日本建築学会構造系論文集, 第462号, pp. 141-150, 1994. 8.
- (N2) 古賀洋行, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実, K型プレースの実地震応答下における疲労寿命の予測 (その1) せん断抵抗材の極低サイクル疲労特性, (その2) 線形累積損傷則の適用性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 389-392, 1995. 8.
- 日本建築学会, 繰返し荷重効果小委員会: 風と地震による繰返し荷重効果と疲労損傷, シンポジウム資料, 2004. 7.
- 成原弘之, 中込忠男: 低降伏点鋼製せん断パネル型履歴ダンパーの低サイクル疲労曲線, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 627-628, 2001. 9.
- (N6) 関根誠司, 品部祐児, 高橋泰彦, せん断抵抗型

- 耐震要素の復元力特性のモデル化に関する実験的研究, その3 低降伏点鋼のせん断低サイクル疲労について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 807-808, 1996.9.
- 7) (N1), (S6) 竹中啓之, 千葉脩, 和泉信之, 山内茂一, 清水隆, 菊田繁美, 岡本 守: 低降伏点鋼を用いた制振部材に関する実験的研究(その3) 定振幅実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 789-790, 1998.9.
- 8) (N8) 田上 淳, 吉田 弘, 水原硯美, 鳥居信吾, 小檜山雅之, 田原新六, 力山 聖, 極低降伏点鋼を用いた薄肉鋼板せん断パネルの動的加力実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 777-778, 1998.9.
- 9) (N7) 近藤 実, 窪田憲夫, 小林洋一郎, 杉谷 博, 益尾 潔, 杉本敏和, 多賀謙蔵, 伊藤 敦, 低降伏点鋼を用いた薄鋼板せん断パネルの復元力に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 731-732, 1999.9.
- 10) 玉井宏章, 高松隆夫, 山西央朗, 2方向載荷を受けるせん断パネルダンパの弾塑性挙動に関する研究, 日本建築学会中国支部研究報告集, 第32巻, 241 (CDROM), 2009.3.
- 11) 玉井宏章, 高松隆夫, 山西央朗: せん断パネルダンパーの塑性変形性能に関する研究, 広島工業大学紀要, 研究編, 第45巻, pp. 147-155, 2011.
- 12) (S4) 泉 満, 成原弘之, 安田聡: 極低降伏点鋼を用いたせん断降伏型制振部材の低サイクル疲労実験(その6) ウェブ幅厚比 $d/tw=90$ シリーズの実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 803-804, 1996.9.
- 13) (S4) 泉 満, 成原弘之, 安田聡: 極低降伏点鋼を用いたせん断降伏型制振部材の低サイクル疲労実験(その8) ウェブ幅厚比 $d/tw=90$, 130 シリーズの実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 737-738, 1997.9.
- 14) (S1) 龍神弘明, 藤波健剛, 山崎達司, 岩岡信一, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実: 普通鋼せん断抵抗材の極低サイクル疲労特性について, (その1) 実験概要, (その2) 実験結果の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 747-750, 1997.9.
- 15) (N4) 金澤寛, 居田貴史, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実, 江口清, 藤波健剛, 山崎達司, 岩岡信一, 龍神弘明: 普通鋼せん断抵抗材のパネル面外補剛のエネルギー吸収性能に及ぼす影響, (その1) 実験概要, (その2) 実験結果とその考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 751-754, 1997.9.
- 16) (S5) 植木卓也, 形山忠輝, 加村久哉, 伊藤茂樹, 廣田実, 岡本晴久: 極低降伏点鋼を用いた制震パネルに関する研究, (その1) 鋼種・パネル高さによる復元力の違いについて, (その2) 制震パネルの疲労損傷評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 769-772, 1999.9.
- 17) (S3) 藤波健剛, 岩岡信一, 龍神弘明, 森下真行, 斎藤芳人, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実: 普通鋼 K 型制震ブレース付架構の弾塑性性状(その1) 実験概要, (その2) 実験結果の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 831-834, 1998.9.
- 18) (S7) 塚谷秀範, 小岩和彦, 澤田昇次, 金子洋文, 鈴木直幹: 低降伏点鋼制震間柱の低サイクル疲労特性に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ C, pp. 615-616, 2001.
- 19) (S2) 金澤寛, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実, 藤波健剛, 普通鋼を用いた制振ブレースせん断抵抗材のパネル補剛条件, 鋼構造年次論文報告集, 第8巻, pp. 117-124, 2000.11.
- 20) 龍神弘明, 岩岡信一, 森下真行, 藤波健剛, 斎藤芳人, 玉井宏章, 普通鋼を用いたせん断抵抗材の履歴特性と極低サイクル疲労特性, 第10回日本地震工学シンポジウム論文集, Vol. 3, pp. 2737-2742, 1998.10.
- 21) 龍神弘明, 青田晃治, 岡谷雄介, 富永修夫, 藤波健剛, 玉井宏章: 普通鋼間柱型制震ダンパーの PCa 化に関する検討, 日本建築学会技術報告集, 第22巻, pp. 109-114, 2005.12.
- 22) Hiroyuki TAMAI, Kazuo KONDOH, Masami HANAI, Very-Low-Cycle Fatigue Characteristics of Hysteretic Damper Installed in K-Braced Frame and Its Life Prediction under Severe Seismic Loading, Proc. of Fifth Pacific Structural Steel Conference, Seoul, Korea, Vol. 1, pp. 353-358, 1998.10.
- 23) 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. 80-93, 1981.1.
- 24) 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, 1988.4.
- 25) 日本鋼構造協会: 鋼構造物の疲労設計指針・同解説, 技報堂, pp. 261-264, 1993.4.
- 26) (N3) 古賀洋行, ブレース付架構制振装置の力学特性に関する基礎的研究, 広島大学修士論文, 1996.2.
- 27) (S2) 居田貴史, 金澤寛, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実, 藤波健剛, 岩岡信一, 龍神弘明, 普通鋼せん断抵抗材のパネル面外補剛のエネルギー吸収性能に及ぼす影響について(その2) 実験結果とその考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 753-754, 1997.9.