「破断履歴の相似則」の検証

VERIFICATION OF SIMILITUDE LAW OF PRE-FRACTURE HYSTERESES

桑村 仁*, 高木 直人**

Hitoshi KUWAMURA and Naoto TAKAGI

A hypothesis named 'similitude law of pre-fracture hysteresees' has been applied to estimation of deformation capacity prior to brittle fracture of any type of steel connections from a single curve which describes the relationships between amplitude and accumulation of plastic deformation. However, this method of capacity estimation is open to criticism, because the basic curve was derived only from a limited set of test data, in other words, the similitude law has not yet been proved. This paper is devoted to verifying the law by means of four independent series of experimental data. It is found that the relationships between amplitude and accumulation of plastic deformation governed by ductile as well as brittle fracture can be represented by a single curve with a satisfactory degree of reliability.

Keywords : brittle fracture, ductile fracture, cyclic loading, ductility, earthquake resistance
脆性破壊, 延性破壊, 繰返し荷重, 塑性変形能力, 耐震性能

1 「破断履歴の相似則」という仮説

「破断履歴の相似則」というのは、文献4)で初めて提唱された次のように表現される仮説である。

「材料や溶接の条件が異なる鋼部材 A と B が、それぞれ一定の塑性率振幅 μ_{pA} , μ_{pB} で繰返し荷重を受けて脆性破断するまでのサイクル数 N_f が等しければ、任意の係数を乗じた塑性率振幅 $c\mu_{pA}$, $c\mu_{pB}$ に対して A と B は等しいサイクル数 N_f' で脆性破断する。」

この関係をグラフで説明したのが図-1で、降伏後の塑性変形過程で破断する場合を対象としている。図の上段には塑性率振幅 μ_{pA} , μ_{pB} によって部材 A と B がともに $N_f=5.3$ で破断し、中段には係数倍した塑性率振幅 $c\mu_{pA}$, $c\mu_{pB}$ によって A と B がともに $N_f=3.8$ で破断する例を示している。この例では $c > 1$ である。なお、 $\mu_{pA} < \mu_{pB}$ であるので、B のほうが A より破断に対して優れている。

図-2を用いて記号の定義をしておく。まず、塑性率振幅 μ_p は次のように定義される。

$$\mu_p = \frac{\Delta\delta_p}{\delta_p} \quad (1)$$

ここで、 $\Delta\delta_p$ (mm) は変位振幅 (片振幅) $\Delta\delta$ から弾性成分 $\Delta\delta_e$ を除いた塑性成分のみの振幅である。実験を行うと、変位振幅 $\Delta\delta$ を一定に制御しても $\Delta\delta_p$ はサイクル毎にわずかながら変化するので、次のように破断直前のサイクルまでの平均値とする。

$$\Delta\delta_p = \frac{\Delta\delta_{p1} + \Delta\delta_{p2} + \cdots + \Delta\delta_{pn}}{n} \quad (2)$$

図-2の場合には $n = 4$ である。 δ_p (mm) は全塑性耐力における弾性変形である。 δ_p は基準化のために用いるので、どのような方法

図-1 破断履歴の相似則の説明図

本論文は、参考文献1), 2), 3)に新たに実験データを加えてまとめたものである。

* 東京大学大学院工学系研究科建築学専攻 教授・Ph. D.

** 国土交通省建築研究所 修士(工学)
(元東京大学 大学院生)

Prof., Dept. of Architecture, the Univ. of Tokyo, Ph. D.
Ministry of Land, Infrastructure and Transport, M. Eng.

することによって、データの信頼性を確認することができる。

「破断履歴の相似則」は、まだ実証されていないが、その有用性が極めて高いこと、およびそれに対する反証がないことから、これを工学的に適用した例が今までに2つある。1つは、鉄骨の脆性破断性能に及ぼす各種要因の分析に利用されている^{5),6)}。そこでは、繰返し履歴過程で脆性破断したものを単調載荷での破断変形に換算して性能を比較し、脆性破断に対する板厚や材料靱性、溶接入熱の影響を分析している。もう1つは、脆性破断を防止する設計技術の枠組の構築に用いられている^{7),8),9)}。そこでは、直下型地震と海洋型地震の入力の違いがもたらす異なった変位振幅を考慮して破断性能が評価されている。

このようなことから、「破断履歴の相似則」を実証することは、工学的な応用、特に耐震設計の面から急務といえる。

3 検証の方法

3.1 検証に用いた実験データ

「破断履歴の相似則」の検証にあたって、4組の独立した実験データを用いた。その実験概要を図-3に、実験変数等を表-1にまと

めてある。以下、各シリーズの実験について説明を加えるが、詳細については紙面の都合上、当該参考文献に譲ることとする。ただし、材料特性については表-2に整理しておいた。

- ・第1シリーズ(大形 Box 梁の曲げ実験²⁾)：このシリーズの特徴は、実大サイズであること、および単調載荷と繰返し載荷で脆性破断が再現されていることである。2種類の材料(低靱性材と高靱性材)が使われているので、これが相似則の検証に役立つ。なお、脆性破壊に関わる試験温度は低温窒素ガスの噴射により0℃に制御されている。
- ・第2シリーズ(小形角棒の曲げ実験)：このシリーズの特徴は、小さな試験体サイズで脆性破断が再現されていることである。したがって、第1シリーズに対してサイズが異なる点が相似則の検証に役立つ。なお、単調載荷では脆性破断ではなく、耐力の劣化過程で脆性破断する擬似脆性破断となっていることに注意が必要である。試験温度は室温である。
- ・第3シリーズ(小形丸棒の引張圧縮実験¹⁾)：このシリーズでは、2種類の材料(低靱性材と高靱性材)および3種類のノッチ形状(V形、U形、O形)が使われている。なお、破断形式は擬似脆性

(1) 第1シリーズ(大形 Box 梁の曲げ)

(2) 第2シリーズ(小形角棒の曲げ)

(3) 第3シリーズ(小形丸棒の引張圧縮)

(4) 第4シリーズ(小形溶接 H 梁の曲げ)

図-3 実験概要

破断であるので、破断履歴の相似則が適用できる破断モードについても知見が得られる。なお、試験温度が一定値に制御できていないが、結果的には破断変形と温度の相関が認められなかったもので、温度の影響は無視できる。

- 第4シリーズ(小形溶接H梁の曲げ実験³⁾)：このシリーズでは、破断位置(片持ち梁の固定端)が溶接接合となっている。2種類の鋼材(HT600, SM490)、3種類の接合形式(スカラップの有、無、仕上)、および2種類の溶接姿勢(下向き、立向き)が使われている。ただし、フランジ厚(9mm)が薄いため、単調載荷では破断せず局部座屈しているものがあること、および破断した試験体の破断形式は延性破断であることに注意が必要である。試験温度は室温である。

上で述べた脆性破断、擬脆性破断、延性破断という破断形式(破断モード)をここでは次のように分類する。なお、「破壊」と「破断」を区別し、破壊は連続体としての材料に分離が起こることを指し、破断は破壊が進行して構造力学的に荷重の伝達能力をほとんど喪失することをいう。本論では破断を対象としている。

- 脆性破断(図-4(a), 図-5(a))：耐力劣化を伴わないで破断する。破断の起点には延性き裂が観察されるが、延性き裂の範囲が全断面に占める割合が小さいので、耐力が低下することなく耐力上昇中に破断する。破断は脆性破壊によるもので、その破面は板の面に垂直である。
- 擬脆性破断(図-4(b), 図-5(b))：耐力劣化を伴って破断する。先行発生する延性き裂の範囲が全断面に占める割合が大きくなり緩やかな耐力低下が始まる。劣化過程で延性き裂が限界き裂サイズに達して脆性破断する。
- 延性破断(図-4(b), 図-5(c))：耐力劣化を伴って破断する。擬脆性破断と異なるのは、延性き裂が脆性破壊に転化せずそのまま延性破断となることである。したがって、断面全体に明瞭な紋りが観察される。

この3つの破断モードは寸法効果による連続的なものであると考えられる。実大の厚肉部材では脆性破断しても、小さい試験片では擬脆性破断あるいは延性破断にモードが遷移する傾向がある。これは、小形試験片では先行発生する延性き裂の面積が全断面に占める割合が大きくなるためである。「破断履歴の相似則」は、もともと脆性破断に対して提唱されたものであるが、ここでは、擬脆性破断と延性破断も含めて検討することにする。

3.2 検証の方法

「破断履歴の相似則」の検証は、前出(9)、(10)または(11)式が材料や溶接条件にかかわらず成立することを確認することである。(9)、(10)、(11)式は(3)式の関係により互いに等価であるので、ここでは(11)式の成立性を検討することとする。すなわち、部材が破断するまでの塑性率振幅 μ_p と累積塑性率 η_p の関係が、材料や溶接条件にかかわらず(11)式に従うということを確認する。

そのためには、まず、(11)式中の基本変数 η_{PM} を回帰分析によって求める必要がある。ここでは、次のように最小2乗法を用いて推定する。式の表示を簡単にするために、 $x_i = \frac{\mu_{pi}}{\eta_{PM}}$ 、 $y_i = \frac{\eta_{pi}}{\eta_{PM}}$ とおくと、実験値 μ_{pi} 、 η_{pi} を代入して得られる (x_i, y_i) と(11)式による予測値の差 Δy_i は

$$\Delta y_i = \begin{cases} y_i - \left(\frac{1}{x_i} - 1\right)^{2/3} & \text{for } x_i \leq \frac{1}{2} \\ y_i - 1 & \text{for } x_i > \frac{1}{2} \end{cases} \quad (12)$$

表-1 本論文で用いた実験データ

実験シリーズ	試験体形状	載荷方法	溶接	実験変数	破断モード	試験機関
第1シリーズ	大形Box断面	曲げ	なし	低靱性材 高靱性材	脆性破断	住友金属 文献2)
第2シリーズ	小形矩形断面	曲げ	なし	低靱性材	擬脆性破断(単調) 脆性破断(繰返し)	東京大学 文献1)
第3シリーズ	小形円形断面	引張圧縮	なし	低靱性材・高靱性材 V・U・Oノッチ	擬脆性破断	東京大学 文献1)
第4シリーズ	小形溶接H断面	曲げ	有り	HT600・SM490 スカラップ有・無・仕上 溶接姿勢(上向き・下向き)	延性破断	新日鉄 文献3)

表-2 材料特性

実験シリーズ	材料・板厚 (規格)	破断部位 サイズ (mm)	引張試験片 採取位置(規格)	降伏強さ σ_y (N/mm ²)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	降伏比 σ_y / σ_u	一様伸び ε_u (%)	シャルピー試験片採取位置 (JIS-4号)	0℃シャルピー吸収エネルギー E_v (J)	シャルピー破面遷移温度 T_r (℃)
第1シリーズ (大形Box梁の脆性破断)	低靱性・t25 (SN490)	フランジ	全厚 (JIS-5号)	332	562	0.59	18	-	-	-
			t/4 (JIS-A2号改)	342	568	0.60	-	t/4	36	34
			t/2 (JIS-A2号改)	317	572	0.55	-	t/2	19	43
	高靱性・t25 (SN490)	t25×B225 t25×B200	全厚 (JIS-5号)	332	522	0.64	19	-	-	-
			t/4 (JIS-A2号改)	362	558	0.65	-	t/4	155	-9
			t/2 (JIS-A2号改)	360	556	0.65	-	t/2	95	6
第2シリーズ (小形角棒の脆性破断)	低靱性・t40 (SN490)	角棒 t40×B50	t/4 (JIS-4号)	325	555	0.59	19	t/4	47	26
			t/2 (JIS-4号)	300	553	0.54	20	t/2	16	42
第3シリーズ (小形丸棒の擬脆性破断)	低靱性・t100 (SN490)	丸棒 直径φ14	t/4 (JIS-4号)	295	533	0.55	20	t/4	32	45
	高靱性・t40 (SN490)		t/2 (JIS-4号)	333	536	0.62	23	t/2	107	15
第4シリーズ (小形溶接H梁の延性破断)	HT600・t9	フランジ (ノスカラップ) t9×B100	全厚 (JIS-5号)	431	587	0.73	14	t/2 (1/2サブサイ ズ)	150	-60
		フランジ (スカラップ) t9×B100	全厚 (JIS-5号)	445	610	0.73	12	t/2 (1/2サブサイ ズ)	120	-50
	SM490・t9	フランジ t9×B100	全厚 (JIS-5号)	334	522	0.64	17	-	-	-

図-4 荷重-変形曲線による破断モードの分類

図-5 破面による破断モードの分類

表-3 大形 Box 梁の脆性破断

材料	荷重方法	試験体	Q_p (tonf)	δ_p (mm)	Q_f (tonf)	Q_{max} (tonf)	延性き裂 深さ(mm)	破断 モード	破断温 度(℃)	μ_p	η_p	N_f	回帰
低靱性	単調	LM1	78.3	12.0	125	125	1.6	脆性	-0.6	12.0	12.0	1.0	$\eta_{PM} = 11.8$ η_p の誤差 0~17% 平均7%
		LM2	78.6	11.9	128	128	1.5		-0.3	13.2	13.2	1.0	
	繰返し	LC1	79.7	11.9	-97	122	0.2		0.0	8.4	12.3	1.5	
		LC2	78.5	12.0	-108	109	1.2		-0.7	5.3	11.2	2.1	
		LC3	78.9	11.8	-109	-113	1.4		0.9	2.6	27.4	10.6	
		LC4	78.9	12.0	-102	-106	2.4		0.0	1.4	49.6	34.8	
		LC5	78.8	11.9	88	-97	3.7		-0.7	0.8	66.4	84.6	
高靱性	繰返し	HC1	80.8	12.2	-92	123	0.4	脆性	-1.9	15.2	19.0	1.3	$\eta_{PM} = 26.8$ η_p の誤差 14~31% 平均21%
		HC2	80.1	12.1	-123	-130	2.9		0.5	12.5	34.5	2.8	
		HC3	80.5	12.1	127	-129	1.5		2.4	9.8	44.5	4.5	
		HC4	80.3	12.0	-112	-118	2.9		0.9	4.6	65.7	14.4	
		HC5	80.4	12.2	94	99	3.4		0.6	1.3	133.8	104.7	

となるので、

$$S = \sum_{i=1}^m \Delta y_i^2 \quad (13)$$

を最小化する η_{PM} を求めることになる。 m は同一グループのサンプル数である。

上で回帰された η_{PM} 値を用いたときの誤差 e_r の範囲（最小値～最大値）と平均誤差は次のようになる。

$$\min_i \{|\Delta y_i|\} \leq e_r \leq \max_i \{|\Delta y_i|\} \quad (14)$$

$$\text{ave}(e_r) = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m |\Delta y_i| \quad (15)$$

4 検証の結果

4.1 第1シリーズ：大形 Box 梁の脆性破断

第1シリーズの実験データを表-3にまとめている。表の右端欄は回帰分析によって得られた η_{PM} 値および η_p の評価誤差である。 η_{PM} で基準化された塑性率振幅 μ_p / η_{PM} に対する同じく基準化された累積塑性率の推定値 η_p / η_{PM} の関係をプロットし、(11)式と比較したのが図-6である。

この(11)式は、もともとこの実験シリーズのうち低靱性材のデータから回帰されたものであるため、実験データとの一致性は高く、 η_p / η_{PM} の評価値の平均誤差は僅か7%である。高靱性材については、平均誤差が21%でやや精度が落ちているが、脆性破断現象のばらつきを考えると工学的には満足できる信頼性をもっている。

この第1シリーズより、脆性破断までの振幅と累積変形の関係が鋼材の種類によらないという「破断履歴の相似則」の1面が示され

図-6 第1シリーズの振幅と累積の関係

たとえられる。また、脆性破壊は応力支配型と考えられているが、降伏応力を越えた塑性変形過程で生じる脆性破壊では、塑性変形を用いて脆性破断のクライテリアを立てることができ、応力は従属要因としてその中に折り込まれると言える。

4.2 第2シリーズ：小形角棒の脆性破断

同様に、第2シリーズの実験データと回帰分析結果を表-4にまとめ、塑性率振幅と累積塑性率の関係を図-7に示している。第2シリーズでは、単調荷重と繰返し荷重で破断モードが異なっている。そこで、単調荷重のデータ（3個）を含めた場合と除いた場合の2ケースについて η_{PM} を回帰している。 η_{PM} の回帰値は前者が48.1で後者が43.8となる。これは擬脆性破断では破断までの変形能力が脆性破断よりも大きい傾向があることを示している。単調荷重での

表-4 小形角棒の脆性破断

材料	载荷方法	試験体	Q_p (kN)	δp (mm)	Q_f (kN)	Q_{max} (kN)	延性き裂 深さ (mm)	破断モード	μ_p	η_p	N_f	単調を含んだ 回帰	単調を除いた 回帰
低靱性	単調	M1	63.6	3.02	84.7	112.0	6.4	擬似脆性	60.5	60.5	1.0	$\eta_{pM} = 48.1$	
		M2	62.9	3.18	76.3	112.4	5.2		66.2	66.2	1.0		
		M3	63.0	3.18	78.4	112.1	5.6		65.0	65.0	1.0		
	繰返し	C1	64.0	2.96	77.1	91.7	2.1	脆性	2.6	197.7	76.0	η_p の誤差 0~44% 平均26%	$\eta_{pM} = 43.8$ η_p の誤差 6~32% 平均21%
		C2	63.8	3.10	97.2	101.1	4.2		6.6	124.2	18.8		
		C3	63.6	3.06	112.6	113.6	2.2		11.0	95.8	8.7		
		C4	62.8	3.02	82.6	110.1	1.2		15.0	81.6	5.4		
		C5	63.5	3.14	101.4	101.4	1.3		18.5	36.6	2.0		
		C6	62.6	3.12	115.9	119.0	1.4		24.7	56.7	2.3		

擬似脆性破断を除いて繰返しによる脆性破断だけを考慮した場合、 η_p/η_{pM} の評価値の平均誤差は21%であり、満足できる精度である。

この第2シリーズを第1シリーズとあわせると、相似性の法則が寸法が異なっても成立することが示されたと考えられる。

4.3 第3シリーズ：小形丸棒の擬似脆性破断

第3シリーズの実験データと回帰分析結果を表-5にまとめている。軸方向繰返し载荷については、引張から始める場合（先引張）と圧縮から始める場合（先圧縮）があり、両者の η_p は異なる。このような軸力の繰返し载荷を曲げの繰返し载荷と同等に扱うには、先引張と先圧縮のうち η_p 値の小さいほうを採用する必要がある。表-5では η_p の大きいほうを網掛けし、これを除いて η_{pM} 値を回帰している。ただし、振幅のもっとも小さい試験片（末尾の記号1tのもの）は先引張しか実施していないが、 N_f が100程度あり、先圧縮との差がほとんどないと考えられるのでそのまま採用した。

η_p/η_{pM} の評価値の平均誤差を4グループについて見ると、10%~18%の範囲にあり、「破断履歴の相似則」が擬似脆性破断にも適用できることがわかる。塑性率振幅と累積塑性率の関係を示した図-8(a), (b)より、それぞれ、振幅と累積の関係に及ぼすノッチ形状と材料靱性の影響がないことが認められ、相似則の成立性が確認できる。

4.4 第4シリーズ：小形溶接H梁の延性破断

第4シリーズの実験データと回帰分析結果を表-6にまとめている。単調载荷で局部座屈したものは回帰分析で除いてある。 η_p/η_{pM} の評価値の平均誤差を6グループについて見ると13%~25%の範囲にあり、やや精度が落ちるグループがあるが、「破断履歴の相似則」が延性破断にも適用できると見てよいであろう。塑性率振幅と累積塑性率の関係をHT600とSM490についてそれぞれ図-9(a), (b)に示す。これより、振幅と累積の関係に及ぼす溶接条件の影響がないことが認められ、相似則の成立性が確認できる。

5 結 論

今まで仮説として扱われてきた「破断履歴の相似則」を4シリーズの独立した実験データを用いて検証した。その結果、本文(9), (10), (11)式が、材料や部材サイズ、溶接の条件にかかわらず成立する相似性の実証された。すなわち、塑性率振幅 μ_p 、破断までの累積塑性率 η_p 、破断までの修正サイクル数 N_f の関係が単調载荷での破断塑性率 η_{pM} を基準値に用いると単一の曲線で表される。しかも、脆性破断だけでなく、耐力劣化を伴う擬似脆性破断および延性破断に対しても同程度の精度でこの式を適用できることが明らかとなった。た

図-7 第2シリーズの振幅と累積の関係

だし、単調载荷と繰返し载荷で破断モードが異なる場合は別個に扱う必要がある。

この「破断履歴の相似則」を用いると、ある一つの変位振幅における破断までの累積塑性変形が実験で得られれば、他の任意の振幅における破断までの累積塑性変形を推定することができるので、破断を考慮した耐震設計への展望が開けるものと期待される。

本研究は「破断履歴の相似則」を実験データに基づいて実証することにおいて所期の成果がおさめられたが、理論的根拠については今後の研究に待ちたい。また、地震応答はランダムな振幅となるので、本研究で得られた一定振幅での破断条件式を変動振幅に適用できるように検討を進める必要があろう。

謝 辞

この研究にあたって、文部省科学研究費基盤研究A「高層建築鉄骨の脆性破壊の防止技術に関する研究」（研究代表者：桑村 仁）の補助を受けた。

参考文献

- 高木直人, 桑村 仁: 耐力劣化を伴う擬似脆性破壊に及ぼす変形履歴の影響, 日本建築学会関東支部研究報告集, No. 24, pp.93-96, 2000.2
- 一戸康生, 桑村 仁: 鉄骨の脆性破断に及ぼす繰返し変位振幅の影響—鉄骨破断に関する研究 その3—, 日本建築学会構造系論文集, No. 534, pp. 145-151, 2000.8
- 伊山 潤, 鈴木孝彦, 桑村 仁: 鋼部材の繰返し履歴曲線と単調载荷曲線の関係(その1 破壊する場合), 日本建築学会関東支部研究報告集, No. 22, pp.85-88, 1998.2
- 松井康治, 稲葉雄一郎, 伊山 潤, 桑村 仁: 鉄骨部材の脆性破断変形能

表-5 小形丸棒の擬似脆性破断

材料	切欠き	荷重方法	試験体	Q_p (kN)	δ_p (mm)	Q_f (kN)	引張 Q_{max} (kN)	破断モード	破断温度 (°C)	μ_p	η_p	N_f	網掛けを除いた回帰
低靱性	V形	単調	Lv-m1	45.0	0.048	70.7	80.3	擬似脆性	5	63.0	63.0	1.0	$\eta_{PM} = 70.6$ η_p の誤差 9~50% 平均18%
			Lv-m2			63.6	79.2		4	62.2	62.2	1.0	
			Lv-m3			62.7	77.6		28	59.4	59.4	1.0	
		繰返し	先引張 Lv-1t	45.0	0.048	23.6	68.9	擬似脆性	10	4.2	391.4	92.5	
			先引張 Lv-2t			57.2	78.0		12	8.3	263.6	31.8	
			先圧縮 Lv-2c			60.0	77.1		11	8.7	228.7	26.4	
			先引張 Lv-3t			56.7	81.8		8	14.2	179.4	12.6	
			先圧縮 Lv-3c			69.3	81.5		7	14.7	151.9	10.3	
			先引張 Lv-4t			73.2	83.6		13	18.3	137.5	7.5	
			先圧縮 Lv-4c			73.5	82.8		4	18.7	126.4	6.8	
			先引張 Lv-5t			66.8	78.8		14	38.6	120.3	3.1	
			先圧縮 Lv-5c			74.1	89.9		-4	41.1	87.9	2.1	
			先引張 Lv-6t			54.5	80.0		8	59.2	183.4	3.1	
			先圧縮 Lv-6c			81.6	94.7		4	61.4	106.2	1.7	
	U形	単調	Lu-m1	45.0	0.048	66.0	80.0	擬似脆性	-6	60.7	60.7	1.0	$\eta_{PM} = 71.9$ η_p の誤差 0~26% 平均10%
			Lu-m2			72.0	80.3		-19	59.8	59.8	1.0	
			Lu-m3			68.9	79.4		30	61.3	61.3	1.0	
		繰返し	先引張 Lu-1t			15.6	69.2	擬似脆性	8	4.4	445.3	100.2	
			先引張 Lu-2t			62.0	76.4		-4	8.1	268.9	33.1	
			先圧縮 Lu-2c			42.3	77.6		-1	8.3	287.0	34.6	
			先引張 Lu-3t			61.8	83.6		-2	14.2	186.3	13.1	
			先圧縮 Lu-3c			31.2	83.1		12	14.4	207.0	14.4	
			先引張 Lu-4t			75.2	84.8		-10	18.5	151.2	8.2	
			先圧縮 Lu-4c			35.9	84.6		-14	18.7	186.5	10.0	
			先引張 Lu-5t			66.0	80.3		-19	38.5	119.2	3.1	
			先圧縮 Lu-5c			79.8	89.0		-15	40.4	90.7	2.2	
			先引張 Lu-6t			51.5	80.0		16	60.3	184.1	3.1	
			先圧縮 Lu-6c			93.3	99.3		5	61.8	76.1	1.2	
	半円形 (O形)	単調	Lo-m1	45.0	0.048	62.4	80.0	擬似脆性	-1	73.7	73.7	1.0	$\eta_{PM} = 84.6$ η_p の誤差 6~20% 平均13%
			Lo-m2			65.4	79.2		-11	73.1	73.1	1.0	
			Lo-m3			64.7	77.6		29	77.1	77.1	1.0	
		繰返し	先引張 Lo-1t			14.0	68.4	擬似脆性	18	4.4	697.6	160.3	
			先引張 Lo-2t			58.4	77.6		4	8.2	401.2	49.2	
			先圧縮 Lo-2c			68.0	77.9		0	8.2	350.9	42.6	
			先引張 Lo-3t			65.4	83.1		4	14.3	242.7	17.0	
			先圧縮 Lo-3c			74.0	83.1		-7	14.5	215.0	14.8	
			先引張 Lo-4t			81.9	86.0		15	18.6	167.1	9.0	
			先圧縮 Lo-4c			75.2	86.1		11	18.6	203.3	11.0	
			先引張 Lo-5t			70.7	80.0		11	38.4	119.6	3.1	
			先圧縮 Lo-5c			75.9	89.9		10	40.9	105.8	2.6	
			先引張 Lo-6t			68.7	79.5		3	59.2	183.0	3.1	
			先圧縮 Lo-6c			92.4	92.4		9	61.6	74.4	1.2	
高靱性	V形	単調	Hv-m1	51.2	0.055	61.5	80.3	擬似脆性	-2	70.8	70.8	1.0	$\eta_{PM} = 76.2$ η_p の誤差 2~25% 平均10%
			Hv-m2			63.2	80.0		-8	71.3	71.3	1.0	
			Hv-m3			59.1	78.8		29	69.5	69.5	1.0	
		繰返し	先引張 Hv-1t			9.9	67.4	擬似脆性	17	3.8	515.7	136.3	
			先引張 Hv-2t			44.4	77.0		2	7.2	292.3	40.7	
			先圧縮 Hv-2c			20.6	75.5		-3	7.2	333.3	46.2	
			先引張 Hv-3t			27.2	82.8		1	12.3	253.2	20.7	
			先圧縮 Hv-3c			44.7	80.7		2	12.6	229.4	18.3	
			先引張 Hv-4t			56.4	83.6		15	16.0	202.4	12.7	
			先圧縮 Hv-4c			50.1	84.8		1	16.1	175.7	10.9	
			先引張 Hv-5t			70.7	91.1		7	33.7	150.0	4.5	
			先圧縮 Hv-5c			63.6	89.0		-9	35.9	102.6	2.9	
			先引張 Hv-6t			82.2	92.4		6	51.7	176.1	3.4	
			先圧縮 Hv-6c			89.6	89.6		9	53.8	62.2	1.2

(a) ノッチ形状の影響

(b) 材料靱性の影響

図-8 第3シリーズの振幅と累積の関係

表一 6 小形溶接 H 梁の延性破断

材料	溶接	荷重方法	試験体	Q_p (tonf)	δ_p (cm)	Q_f (tonf)	Q_{max} (tonf)	破断モード	μ_p	η_p	N_f	回帰
HT600	ノンスラップ 下向き溶接	単調	HT-NS-F-M	9.23	1.58	—	12.7	局部座屈	—	—	—	$\eta_{pM}=16.9$
		繰返し	HT-NS-F-3			7.86	11.1	延性破断 (フランジ縁)	1.35	107.6	79.6	η_p の誤差 :
			HT-NS-F-4			7.92	11.9		1.86	53.5	28.7	12~43%
			HT-NS-F-5			7.62	12.0		2.62	58.4	23.3	平均25%
			HT-NS-F-7			6.66	12.9		4.18	20.1	4.8	
	ノンスラップ 立向き溶接	単調	HT-NS-V-M	9.09	1.51	—	12.4	局部座屈	—	—	—	$\eta_{pM}=19.4$
		繰返し	HT-NS-V-3			5.00	11.1	延性破断 (フランジ縁)	1.22	143.8	117.9	η_p の誤差 :
			HT-NS-V-5			7.30	12.1		2.75	50.5	18.4	9~22%
			HT-NS-V-7			2.40	12.7		4.33	40.4	9.3	平均18%
	スラップ有り 下向き溶接	単調	HT-SC-F-M	8.75	1.52	7.92	11.2	延性破断 (スラップ底)	3.38	3.38	1.0	$\eta_{pM}=5.9$
		繰返し	HT-SC-F-2			4.86	9.5		0.49	30.7	63.2	η_p の誤差 :
			HT-SC-F-3			8.14	10.8		1.12	14.3	12.8	5~43%
			HT-SC-F-4			5.32	11.6		1.95	10.6	5.4	平均17%
	スラップ有り 下向き溶接 止端R処理	単調	HT-SCF-F-M	8.86	1.61	2.62	10.9	延性破断 (スラップ底)	4.13	4.13	1.0	$\eta_{pM}=5.7$
		繰返し	HT-SCF-F-2			5.48	9.6		0.52	20.4	39.5	η_p の誤差 :
			HT-SCF-F-3			7.02	10.9		1.03	18.1	17.5	4~28%
			HT-SCF-F-4			7.54	11.6		1.84	9.7	5.3	平均18%
SM490	ノンスラップ 下向き溶接	単調	SM-NS-F-M	7.62	1.22	—	>12.0	局部座屈	—	—	—	$\eta_{pM}=44.5$
		繰返し	SM-NS-F-5			4.74	10.4	延性破断 (フランジ縁)	2.87	250.4	87.2	η_p の誤差 :
			SM-NS-F-7			5.56	10.5		3.99	244.5	61.3	5~17%
			SM-NS-F-9			4.94	10.2		5.44	138.2	25.4	平均13%
	スラップ有り 下向き溶接	単調	SM-SC-F-M	7.35	1.28	2.06	10.4	延性破断 (スラップ底)	11.20	11.2	1.0	$\eta_{pM}=14.9$
		繰返し	SM-SC-F-3			5.78	8.9		1.05	108.2	102.9	η_p の誤差 :
			SM-SC-F-5			3.24	9.6		2.46	31.8	12.9	6~30%
			SM-SC-F-7			4.68	10.1		3.97	27.5	6.9	平均22%

(a) HT600における溶接条件の影響

(b) SM490における溶接条件の影響

図一 9 第 4 シリーズの振幅と累積の関係

- 力とひずみ能力, 日本建築学会関東支部研究報告集, No. 9, pp.33-36, 1999.2
- 5) 桑村 仁, 伊山 潤, 松井康治: 鉄骨の脆性破断に及ぼす材料靱性と板厚の影響 —鉄骨破断に関する研究 その1—, 日本建築学会構造系論文集, No. 525, pp.109-116, 1999.11
- 6) 桑村 仁, 高木直人, 松井康治: 鉄骨の脆性破断に及ぼす溶接入熱の影響 —鉄骨破断に関する研究 その2—, 日本建築学会構造系論文集, No. 531, pp.157-164, 2000.5
- 7) 桑村 仁: 鉄骨の脆性破断を防止する耐震設計法試案 (その1. デザイン・スキーム), 日本建築学会関東支部研究報告集, No. 27, pp.105-108,

2000.2

- 8) 桑村 仁, 高木直人: 鉄骨の脆性破断を防止する耐震設計法試案 (その2. フィージビリティ), 日本建築学会関東支部研究報告集, No. 28, pp. 109-112, 2000.2
- 9) 桑村 仁: 鉄骨の脆性破断に対する当面の対策技術, 日本建築学会大会パネルディスカッション『鉄骨の破断現象はどこまで解明されたか, 当面の対策技術』, pp.95-111, 2000.9

(2000年11月28日原稿受理, 2001年5月17日採用決定)