

薄肉鋼箱形げたの交番座屈挙動特性

Alternating Buckling Behavior of Thin-Walled Steel Box Beams

福 本 晴 士* 草 間 晴 幸**

By Yuhshi FUKUMOTO and Haruyuki KUSAMA

This paper presents the study on the deformation behavior of thin-walled welded box beams under cyclic bending. Ten specimens are tested under two-point load bending to have a uniform moment occur in the central segment of the beam. Two different simple models are introduced to predict analytically the cyclic moment-curvature curves of the beams. The numerically obtained stress versus strain curves of plate elements are utilized to calculate the moment-curvature curves.

1. まえがき

地震力や海洋波等が作用する鋼構造物を対象として、繰返し荷重を受ける鋼構造部材の変形挙動に関する研究が、米国を中心として注目されるようになった。この種の繰返し荷重に対して、構造物は部分的な損傷を受けるが、じん性に富んだ非弾性応答のために、構造物全体の崩壊はしないということが、設計に対する基本的な考え方である。この観点から、繰返し荷重を受けるH型鋼柱、円管あるいは単一ラーメン等の研究が最近の重要なテーマとなっている。

Popov^{11, 12, 13)}およびShermanら¹⁴⁾は繰返し荷重を受ける鋼柱および鋼はり一柱の非弾性挙動に関する実験的研究を行ない、膨大な実験データとエネルギー吸収に関するいくつかの発見を提示した。Chen^{15, 16)}およびHanson⁷⁾らは、はり一柱の繰返し変形挙動を解析的に求めるためのモデルを開発し、さらに繰返し挙動を評価するコンピューター・コードをも提案している。

薄肉構造部材に繰返し荷重が作用する場合、その部材のフランジ要素に交番的に圧縮引張荷重が作用する。交番荷重下における、板要素の局部座屈をともなう局部変形が、部材全体の荷重-変形挙動におよぼす影響を明らかにすることは、解決されるべき重要なテーマであると思われる。

著者らは過去、面外あるいは面内繰返し荷重を受ける板要素の解析的研究を行ない、この分野ではほとんど未解決であった、板要素の交番座屈問題に取り組んだ。^{3, 4)} また、溶接箱形短柱の繰返し圧縮引張実験

* 工博 名古屋大学教授 工学部土木工学科 (〒464 名古屋市中種区不老町)

** 工修 豊田高専講師 土木工学科 (〒471 豊田市栄生町2の1)

を行ない、実験結果として、構成板要素の平均応力－平均ひずみ関係の履歴曲線を求めた。⁵⁾

本論文では、交番曲げ荷重を受ける溶接薄肉箱形げたの変形挙動特性に関する実験的研究について報告する。けたの中央部分に等曲げモーメントを生じさせる2点载荷試験により、10体の供試体について交番载荷実験を行なった。交番曲げ試験の1サイクルは、供試体の中央部分に正、負の曲げモーメントが交番的に生じることを意味する。半サイクルの正の曲げ载荷が終了した後、供試体の長手方向軸を回転中心として、供試体を半回転し、負の曲げ载荷試験を行なう。

また、けたの交番モーメント－曲率曲線を解析的に求めるために、2つの簡単なモデルを提案する。その場合先に行なわれた繰返し圧縮引張試験によって得られた、板要素の平均応力－平均ひずみ関係の履歴曲線を利用する。

2. 実験の概要

(1) 交番曲げ試験

交番荷重－変位曲線および交番曲げモーメント－曲率曲線（交番 $M-\Phi$ 曲線）を求めるため、10体の溶接箱形げたを準備した。そのうち6体は材質がSS41（Bシリーズ）であり、4体はHT80（BHシリーズ）である。また、残留応力測定用供試体（RESシリーズ）も4体準備した。供試体の一般図をFig.1に示す。中間ダイヤフラム、端ダイヤフラムは、载荷にともなう供試体の局所変形を防止するため、それぞれ、ローディング・ポイント、および支承の位置にスポット溶接された。供試体の実測諸元をTable 1に示す。Table 1の記号はFig.1の記号と対応している。b、tはそれぞれ、ウェブ中心間距離および平均板厚であり、b/tが構成板要素の幅厚比である。Bシリーズ、BHシリーズにおいて、文字B、BHの次の数字が供試体の公称幅厚比である。RESシリーズについては、文字RESの次の記号S、HはそれぞれSS41材、HT80材であることを示している。交番载荷試験については、通常の2点载荷曲げ試験方法を利用した。交番曲げ载荷試験の概要図をFig.2に、また供試体のSet-UpをPhoto 1に、示す。荷重は、中間ダイヤフラム間の、供試体中央部分に等曲げモーメントが発生するよう、2つのローディング・ポイントを通じて、供試体に作用させた。

Specimen	B	D	t	A	b/t	R	d	L	M_u
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)
B-40-1	263.3	234.7	5.54	5515	43.6	0.950	720	2120	144
B-40-2	263.0	235.0	5.60	5569	43.1	0.940	720	2120	153
B-60-1	383.3	354.7	5.68	8375	63.7	1.309	1080	3080	258
B-60-2	382.9	354.6	5.72	8427	63.1	1.300	1080	3080	265
B-80-1	503.1	474.4	5.62	10974	85.7	1.877	1440	4040	389
B-80-2	503.0	474.6	5.62	10971	85.7	1.877	1440	4040	402
BH-40-1	262.2	234.8	6.00	5958	40.0	1.236	720	2520	311
BH-40-2	262.2	234.8	5.99	5949	40.1	1.239	720	2520	311
BH-60-1	381.9	354.2	5.98	8805	60.2	1.884	1080	3280	493
BH-60-2	382.6	354.2	5.96	8780	60.5	1.918	1080	3280	529
RES-S-40	-	-	-	-	-	-	-	1340	-
RES-S-60	-	-	-	-	-	-	-	1640	-
RES-H-40	-	-	-	-	-	-	-	1160	-
RES-H-60	-	-	-	-	-	-	-	1640	-

Note: $B = (B_1 + B_2)$, $D = (D_1 + D_2)$, $t = (t_1 + t_2 + t_3 + t_4)$

Table 1 Dimensions of Test Specimens.

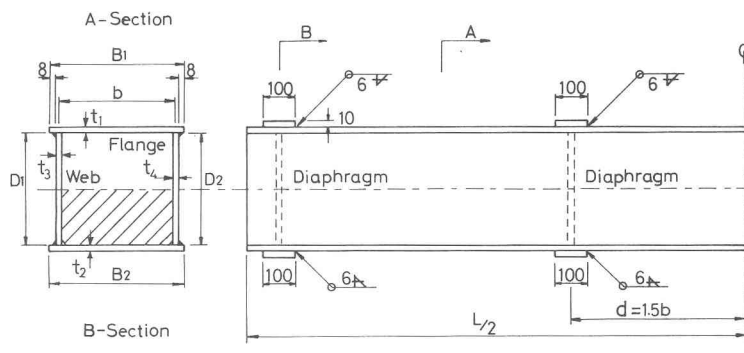


Fig. 1 Test Specimen

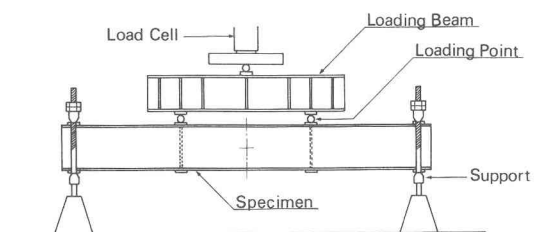


Fig. 2 Experimental Layout

Photo 1 Test Set-Up.

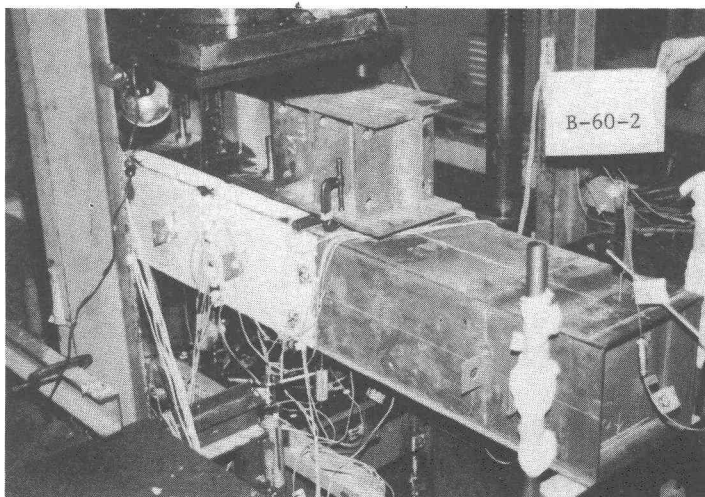
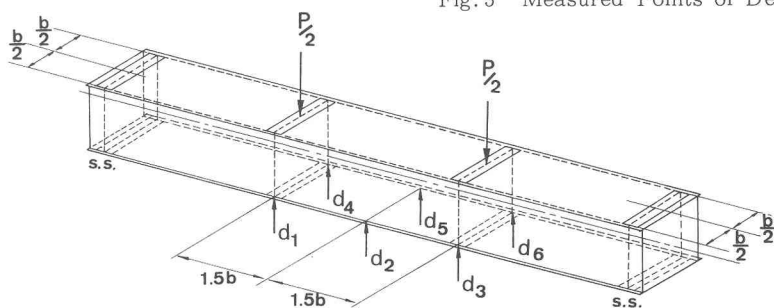


Fig. 3 Measured Points of Deflection



支承は摩擦抵抗を小さくするため、テフロンシートでカバーした。供試体をセットする際、载荷中にねじりが生じないように、ローディングビームと供試体の図心が一致するように注意を払った。载荷初期時においては荷重制御により、また最高荷重近傍では変位制御により実験を行なった。供試体の中央たわみが、最高荷重時からある一定量増加した時を除荷開始時とした。除荷の状態では、荷重制御を再び用いた。除荷終了後、油圧ラムを上げ、供試体長手方向軸を回転の中心として、供試体を半回転させ、同様の载荷－除荷を繰り返す、1サイクルの実験とした。本実験では全ての供試体に対して3.5サイクルの交番载荷試験を行なった。Fig. 3 にたわみの測定点を示す。それぞれの測定値を d_i ($i = 1 \sim 6$) で表わす。

(2) 素材試験，残留応力測定，初期たわみ測定

実験用供試体は7枚の鋼原板から製作された。そのうち、3枚はSS41材、4枚はHT80材の鋼板である。それぞれの原板から3体の素材試験用JIS1号試験片を製作し、通常の引張試験¹⁷⁾により、材料定数を測定した。素材試験の結果をTable 2に示す。

残留応力測定にはコンタクトゲージ（ゲージ長100mm）を用いて切断法によって行なった。測定された残留応力の分布は従来から知られている分布形に類似していた。つまり、板の中央部においてはほぼ一定の圧縮応力、溶接部近傍では高い引張応力が測定された。圧縮残留応力 σ_{rc} の測定値の各供試体における平均値をTable 3に示す。

初期たわみ測定は供試体の中間ダイヤフラム間における、フランジ板要素のみについて行なった。Bシリーズ、BHシリーズの平均初期たわみは、それぞれ、 $b/309$ 、 $b/552$ であった。

3. 交番曲げ载荷試験の結果

交番曲げ試験の結果として、Fig. 4に代表的な供試体の荷重－たわみ関係の履歴曲線を示す。これらの図において縦軸は荷重、 P 、横軸は供試体の中央のたわみ、 $\delta = (d_2 + d_5)/2$ である。供試体の上フランジが圧縮を受ける時に、 P 、 δ が正であると定義した。载荷－除荷の最初の半サイクルが終了した後、全ての測定データが測定機の中に保存され、2番目の半サイクルが始まる時に、それらのデータが初期値として測定機にセットされる。同様の手順を7回繰り返し、結果として、3.5

Specimen Series	Cross Section Area (mm ²)	Young's Modulus E (×10 ⁵ N/mm ²)	Yield Stress σ_y (N/mm ²)	Ultimate Stress σ_u (N/mm ²)	Strain Hardening Modulus E_{st} (×10 ³ N/mm ²)	Strain Hardening ϵ_{st} (×10 ⁻²)	Poisson's Ratio ν	Elongation (%)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)
A	220	2.08	351	461	2.21	2.43	0.247	29.1
B	229	2.09	340	443	2.24	2.41	0.251	34.7
C	221	2.11	352	446	2.31	2.03	0.238	28.6

Note: Series A for B-80-1,B-80-2
Series B for B-60-1,B-60-2
Series C for B-40-1,B-40-2,RES-S-40,RES-S-60

Table 2(a) Tension Coupon Test Results(SS41).

Specimen Series	Cross Section Area (mm ²)	Young's Modulus E (×10 ⁵ N/mm ²)	Yield Stress σ_y (N/mm ²)	Ultimate Stress σ_u (N/mm ²)	Strain Hardening Modulus E_{st} (×10 ³ N/mm ²)	Strain at Yield Stress ϵ_y (×10 ⁻²)	Poisson's Ratio ν	Elongation (%)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)
D	237	2.13	780	849	1.37	0.533	0.228	10.9
E	235	2.13	723	892	1.29	0.540	0.223	9.8
F	232	2.12	736	811	1.85	0.547	0.224	11.0
G	234	2.12	740	805	1.57	0.550	0.228	8.8

Note: Series D for BH-40-1,BH-40-2
Series E for BH-60-1
Series F for BH-60-2
Series G for RES-H-40,RES-H-60

Table 2(b) Tension Coupon Test Results(HT80).

Specimen	b/t	σ_{rc}/σ_y	σ_{rc} (N/mm ²)
(1)	(2)	(3)	(4)
RES-S-40	40	0.228	80.3
RES-S-60	60	0.196	69.0
RES-H-40	40	0.110	81.4
RES-H-60	60	0.076	56.2

Table 3 Measured Compressive Residual Stress

サイクルの履歴曲線を得た。処女曲線における最高荷重は、 M_u を Table 1 の最後の欄に示す。Fig. 4 において、破線は次式で与えられる線形理論関係である。

$$\delta_t = Pl^3\alpha(3 - 4\alpha^2)/48EI + Pa\kappa/2GA$$

.....(1)

ここで、 l = 支承間の距離、 I = 断面二次モーメント、 $\alpha = a/l$ 、 a = 支承とローディング・ポイント間の距離、 G = セン断弾性係数、 κ = 断面形状によって定まる係数である。式(1)におけるパラメーターの各値を、各供試体に対して、Table 4 に示す。式(1)の第1項、第2項はそれぞれ曲げモーメントおよびせん断力によって生じるたわみである。

通常、けたの変形挙動を調べるためには、断面のモーメント－曲率関係（ $M - \Phi$ 曲線）が用いられる。Fig. 4 に対応する交番 $M - \Phi$ 曲線を Fig. 5 に示す。図中、縦軸は降伏モーメントで無次元化された曲げモーメント、横軸は降伏曲率で無次元化された曲率である。 M および M_y は次式で与えられる。

$$M = Pa/2 \quad (2)$$

$$M_y = 2I\sigma_y/(D + 2t) \quad (3)$$

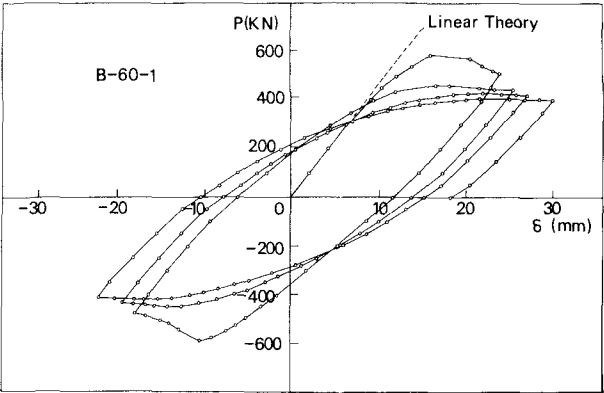
曲率 Φ は、たわみの測定値より、次式で計算される。

$$\Phi = (\delta_t - 2\delta_c + \delta_r)/l_d^2 \quad (4)$$

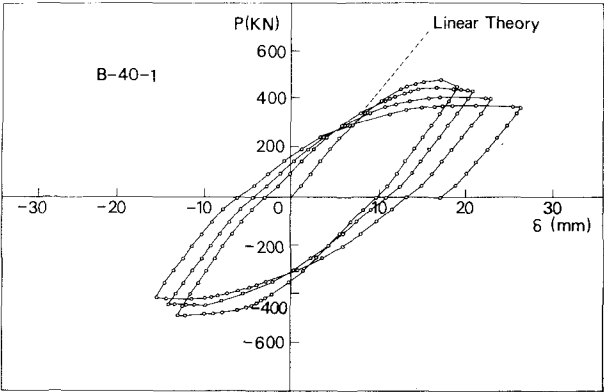
ここで、 $\delta_t = (d_1 + d_4)/2$ 、 $\delta_c = (d_2 + d_5)/2$ 、 $\delta_r = (d_3 + d_6)/2$ 、 $l_d = 1.5b$ である。降伏曲線 Φ_y は次式で与えられる。

$$\Phi_y = 2(\delta_{sy} - \delta_{cy})/l_d^2 \quad (5)$$

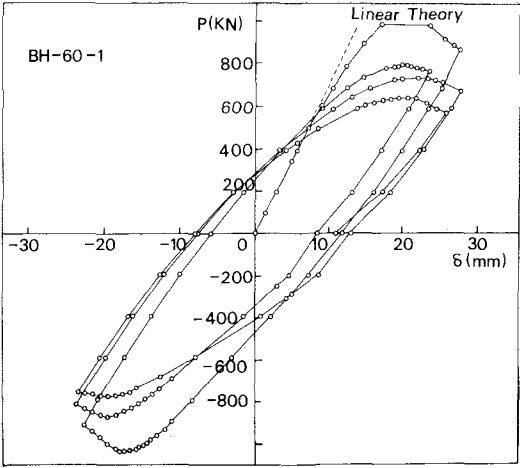
ここで、 δ_{cy} 、 δ_{sy} は次のように定義される。



(a)



(b)

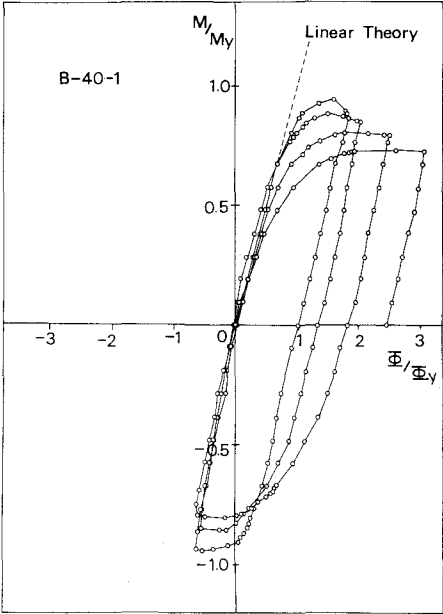


(c)

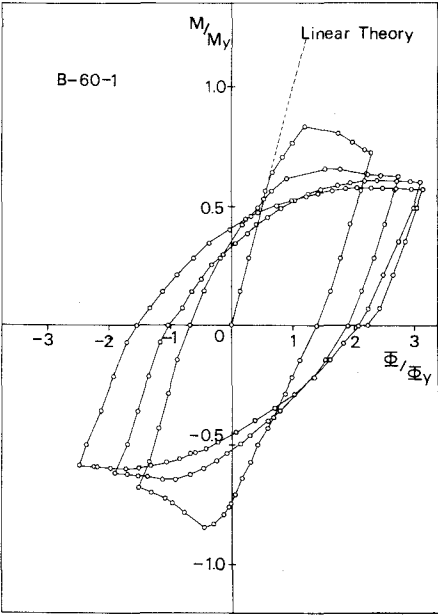
Figs. 4 Alternating Load-Deflection Curves

Specimen	E ($\times 10^4 \text{ N/mm}^2$)	I ($\times 10^8 \text{ mm}^4$)	G ($\times E$)	κ	l (mm)	a (mm)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)
B-40-1	2.11	0.536	0.4039	2.254	1920	600
B-40-2	2.11	0.546	0.4039	2.252	1920	600
B-60-1	2.09	1.829	0.3997	2.253	2880	900
B-60-2	2.09	1.845	0.3997	2.251	2880	900
B-80-1	2.08	4.239	0.4010	2.253	3840	1200
B-80-2	2.08	4.272	0.4010	2.253	3840	1200
BH-40-1	2.13	0.585	0.4072	2.246	2320	800
BH-40-2	2.13	0.584	0.4072	2.247	2320	800
BH-60-1	2.13	1.927	0.4088	2.250	3080	1000
BH-60-2	2.12	1.920	0.4085	2.251	3080	1000

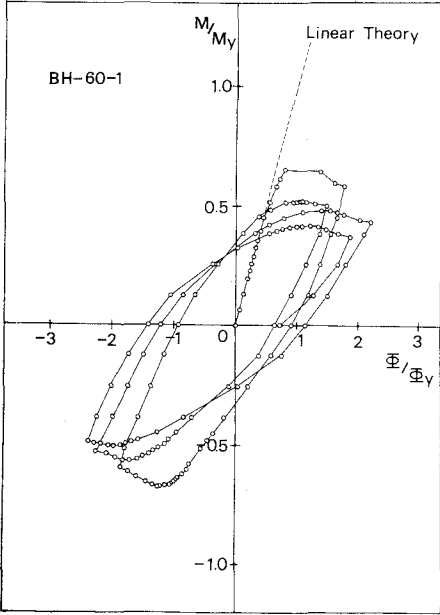
Table 4 Values of Parameters
for Beam Deflection.



(a)



(b)



(c)

Figs. 5 Alternating Moment - Curvature Curves

$$\delta_{cy} = P_y l^3 \alpha (3 - 4\alpha^2) / 48EI \quad (6)$$

$$\delta_{sy} = P_y l^3 \alpha^2 (3 - 4\alpha) / 12EI \quad (7)$$

ここで、 $P_y = 2M_y/a$ 。図中、破線は線形関係、 $M/M_y = \Phi/\Phi_y$ ，を表わす直線である。

Fig. 4 および Fig. 5 から次のことが判明した。

- (1) 交番履歴曲線は、おおむね、対称紡錘形となる。
- (2) 各サイクルの最高荷重と供試体の剛性は、サイクルの増加に伴ない減少する。
- (3) 幅厚比 b/t の値が大きいくほど、1 番目と 2 番目のサイクルにおける最高荷重の差が大きくなる。これは早期に生じるフランジ要素の局部座屈のためである。

実験終了後における供試体 B-40-2 の変形の様子を Photo 2 に示す。写真より、フランジ要素の面外変形が明確に観察できる。交番载荷実験後のフランジおよびウェブ要素の崩壊パターンは、供試体中央近傍の断面全体にわたる著しい局部変形の発生として特徴づけられる。フランジ要素の交番座屈のために、ウェブ要素がアコーディオンの蛇腹のように変形し、供試体が長手方向に徐々に短縮する。

4. 交番 $M-\Phi$ 曲線の解析モデル

著者らは過去、繰返し圧縮引張荷重を受ける薄肉箱形短柱の実験的研究を行なった。⁵⁾ その結果として構成板要素の平均応力-平均ひずみ関係の履歴曲線を得た。例として、板要素の無次元幅厚比 $R = 0.867$ ，および $R = 1.965$ なる板の平均応力-平均ひずみの曲線を Fig. 6 に実線で示す。 R は次式で定義される。

$$R = (b/t) \sqrt{12(1-\nu^2) \sigma_y / \pi^2 k E} \quad (8)$$

式(8)において、板要素のアスペクト比が 1.0 より大きく、かつまた、曲げに対して全辺単純支持された板に対しては $k = 4$ である。 $R = 0.867$ および $R = 1.965$ は前回の実験に用いられた供試体における、 R の最小値と最大値である。

一方、文献(4)において、著者らは、面内繰返し荷重を受ける板の数値解析に関する研究を行なった。そこでは、薄板の繰返し挙動を解析するための弾塑性大変形の支配方程式に対して、二重フーリエ級数と影響係数の手法を用いて、境界選点法の概念に基づく準陽形式の解を得た。この解析方法は初期たわみを考慮することができたが、残留応力の影響を考慮することはできなかった。しかし、残留応力による板の耐荷力の減少は、多くの研究によって明らかになっているため、ここでは、次の手法によって残留応力の影響を考慮する。

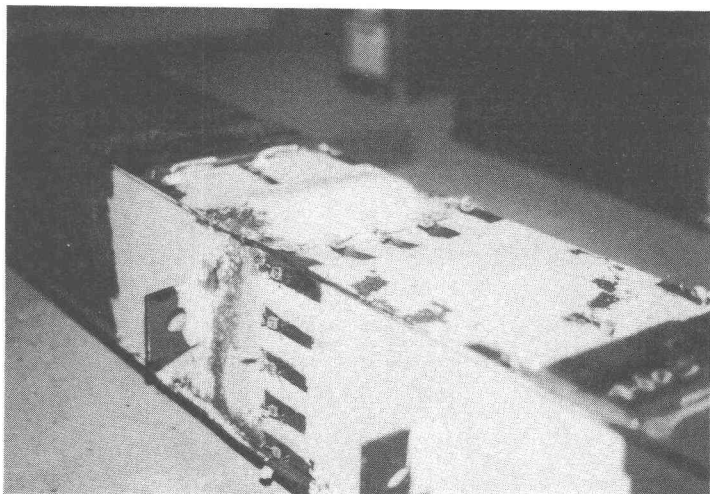
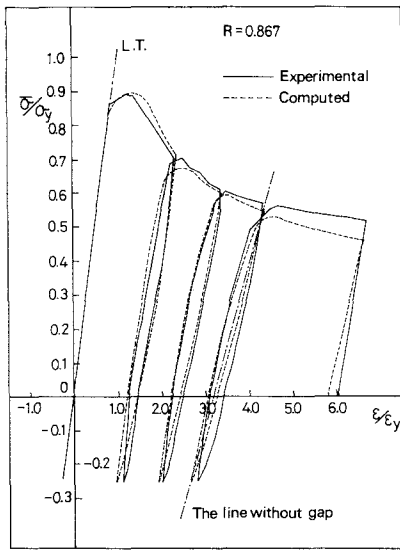
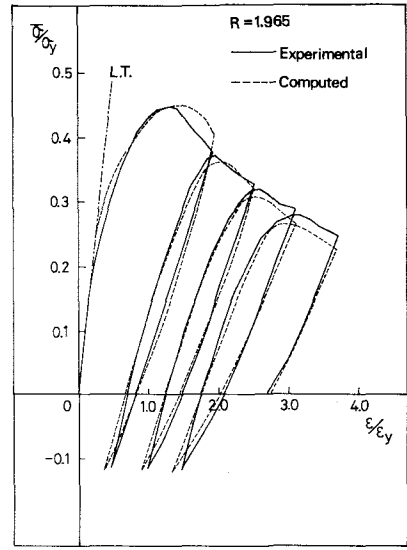


Photo 2 Specimen after Testing (B-40-2)



(a)



(b)

Figs. 6 Comparison of Experimental and Computed $\bar{\sigma}/\sigma_y - \varepsilon/\varepsilon_y$ Curves of Plate Elements.

測定された材料定数，初期たわみを用いて計算された平均応力－平均ひずみ曲線は，修正された降伏応力および降伏ひずみで無次元化される，という手法を用いる。著者の一人，福本は板の耐荷力実験に関する既存のデータを基に数値データ・ベースを作成し，統計的手法によりこれらのデータを処理した。²⁾ 文献(2)において，残留応力を有する 383 体の実験データ，および残留応力を有しない 172 体の実験データから，板の極限強度に関する，次の 2 つの式を提案した。

$$\sigma_{ul}/\sigma_y = 0.968/R - 0.286/R^2 + 0.0338/R^3, \quad 0.571 \leq R < 2.0 \quad (9)$$

$$\sigma_{ul}/\sigma_y = 1.133/R - 0.384/R^2 + 0.0468/R^3, \quad 0.652 \leq R < 2.0 \quad (10)$$

式(9)，(10)の差が残留応力による板の強度の減少を表わすであろう。両式の差を計算すると次式となる。

$$(R) = 0.165/R - 0.098/R^2 + 0.013/R^3 \quad (11)$$

例として， $R = 0.9, 1.4, 1.9$ に対する $f(R)$ の値は，それぞれ，0.080, 0.072, 0.062 である。 R の変化に対する $f(R)$ の変化は鈍感である。文献(8)において，小松らは有限要素法により，板の耐荷力に関するパラメトリック解析を行ない，1 つの強度式を提案している。彼らは残留応力による耐荷力の減少について，福本と同様な考察を行なっている。結論として，残留応力を考慮せずに数値計算された板要素の平均応力－平均ひずみ曲線を，式(11)によって与えられる割合だけ応力，ひずみ両方とも修正を行なう。Fig. 6 の破線は，以上述べた手法によって計算された，繰り返し平均応力－平均ひずみ曲線である。Fig. 6 より，解析結果は実験の範囲内において，実験値とよく一致している。

前回の繰り返し圧縮引張試験の最大引張荷重， P_{tm} ，は試験機の性能から $P_{tm} = 441 \text{ K N}$ と固定された。

薄肉げたの交番 $M-\Phi$ 曲線を計算する場合、フランジ要素の平均応力-平均ひずみ関係の履歴曲線が必要となる。その履歴曲線は実験によって求めた曲線を利用することが望ましいが、フランジ要素には P_{tm} より大きい引張力が作用するであろう。よって、解析的に求めた平均応力-平均ひずみ曲線を利用することで、この制約を克服することができる。

薄肉げたの交番 $M-\Phi$ 曲線を解析的に求めるために、次に示す2つのモデルを導入する。

Model I

Model I は箱形断面柱のような鋼構造部材の座屈強度を解析するために、しばしば用いられる double-flange section model である。このモデルは別名, lattice column model, van der Neut-column model とも呼ばれる。⁹⁾ double-flange section model は荷重に抵抗する上下フランジと、仮想的なウェブ要素から構成される。ウェブ要素は単に、けたの形状を維持するためだけ存在すると仮定される。著者らは過去、面内繰返し荷重を受ける板の平均応力-平均ひずみ曲線を解析的に求め、さらに得られた平均応力-平均ひずみ関係を持つフランジ要素から構成される double-flange section model の交番 $M-\Phi$ 曲線を数値計算より求めた。⁴⁾ Model I を用いて薄肉げたの交番 $M-\Phi$ 曲線を計算するために、次の仮定が用いられる。

(1) けたの上下フランジ要素は、面積を持たないウェブ要素によって連結される。

(2) フランジ要素の繰返し平均応力-平均ひずみ曲線は文献(4)に示される方法によって計算される。

Model I の無次元化されたモーメント, M_I/M_{Iy} , および, 曲率, Φ_I/Φ_{Iy} , は次式で定義される。

$$M_I/M_{Iy} = (\bar{\sigma}_u/\sigma_y - \bar{\sigma}_l/\sigma_y)/2 \quad (12)$$

$$\Phi_I/\Phi_{Iy} = (\varepsilon_u/\varepsilon_y - \varepsilon_l/\varepsilon_y)/2 \quad (13)$$

ここで, $\bar{\sigma}_u(\bar{\sigma}_l)$ と $\varepsilon_u(\varepsilon_l)$ は、それぞれ、上(下)フランジ要素の平均応力と平均ひずみであり、それらは圧縮荷重が作用する場合に正の値をとる。また, M_{Iy} および Φ_{Iy} は次式で与えられる。

$$M_{Iy} = Bt\sigma_y(D+t) \quad (14)$$

$$\Phi_{Iy} = 2\varepsilon_y/(D+t) \quad (15)$$

Model II

Model II は荷重に対するフランジ要素の抵抗だけでなく、ウェブ要素の抵抗をも考慮したモデルである。交番 $M-\Phi$ 曲線を計算するために、Model I に対して用いた仮定(2)の他に、次の仮定を用いる。

(1) 交番荷重作用下において、ウェブ要素は常に弾性的に挙動し、局部座屈を生じない。

(2) けたの中立軸は、断面内の釣合い条件を満足するように決定される。断面内の釣合い条件とは、法線応力の総和が0になることであり、次式で表わされる。

$$\int_A \sigma dA = 0 \quad (16)$$

Fig. 7 に、ある荷重状態における、けたの断面のひずみ分布を示す。仮定(1)からウェブ要素の線形ひずみ分布が仮定されるので、ウェブにおける応力欠損は生じない。図中、 y_u, y_l は、それぞれ、けたの中立軸から上、下フランジの中央面までの距離である。また、 $d_u = y_u - t/2$, $d_l = y_l - t/2$ である。 $\bar{\sigma}_u, \bar{\sigma}_l, \varepsilon_u$ および ε_l は Model I に対するものと同じである。

仮定(2)より、次のような $\varepsilon_l/\varepsilon_y$ に関する二次方程式を得る。

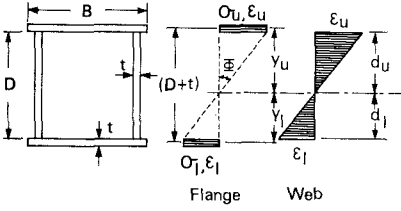


Fig. 7 Strain Distribution assumed
for Model II of Thin-Walled Beams.

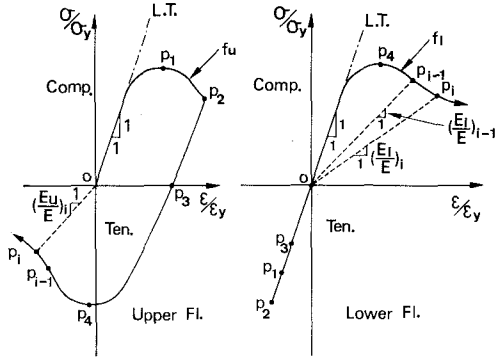


Fig. 8 Schematic Stress Hysteresis of Upper
and Lower Flanges of Model II during
Cyclic Loading.

$$\left(\frac{E_l}{E} + \beta\right)\left(\frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_y}\right)^2 + \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y}\left(\frac{E_l}{E} - \frac{E_u}{E}\right)\frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_y} - (1 + \beta)\left(\frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right)^2 = 0 \quad (17)$$

ここで、 $\beta = D/B$ 、 $E_u = \bar{\sigma}_u/\varepsilon_u$ および $E_l = \bar{\sigma}_l/\varepsilon_l$ である。下フランジが線形弾性状態にある場合 ($E_l/E = 1$)、式(17)の $\varepsilon_u/\varepsilon_y$ および E_u/E を仮定することにより $\varepsilon_l/\varepsilon_y$ が求まり、容易に中立軸の位置は決定できる。しかし、下フランジが非線形の状態にある場合、中立軸の位置は反復法によって求めなければならない。繰り返し载荷中の上下フランジの応力履歴の模式図が Fig. 8 に示されている。 $\bar{\sigma}_u/\sigma_y = f_u(\varepsilon_u/\varepsilon_y)$ および $\bar{\sigma}_l/\sigma_y = f_l(\varepsilon_l/\varepsilon_y)$ は反復計算を進める前に既に求まっている。両方の曲線が点 $0 \rightarrow p_1 \rightarrow p_2 \rightarrow p_3 \rightarrow p_4 \rightarrow p_{i-1} \rightarrow p_i$ と進行していく場合、今、 p_i の状態について考えてみる。この場合、式(17)に対して、 $(E_u/E)_i$ および $(\varepsilon_u/\varepsilon_y)_i$ の値を仮定し、直接に $(E_l/E)_i$ および $(\varepsilon_l/\varepsilon_y)_i$ を決定することは不可能である。よって、反復計算の第 1 近似値として $(E_l/E)_i$ の代わりに $(E_l/E)_{i-1}$ を用いる。すると式(17)は第 1 回目の近似計算式として次式のようになる。

$$\left\{\left(\frac{E_l}{E}\right)_{i-1} + \beta\right\}\left(\frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_y}\right)_i^2 + \left(\frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right)_i \left\{\left(\frac{E_l}{E}\right)_{i-1} - \left(\frac{E_u}{E}\right)_i\right\}\left(\frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_y}\right)_i - (1 + \beta)\left(\frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right)_i^2 = 0 \quad (18)$$

式(18)によって $(\varepsilon_l/\varepsilon_y)_i$ が得られ、その値を $f_l(\varepsilon_l/\varepsilon_y)$ に代入することにより $(E_l/E)_i$ の第 2 近似値を得る。 $(E_l/E)_i$ の近似値が要求される精度を持つ値に収束するまで、同様の手順が繰り返される。Model II の曲げモーメント、 M_x は次式によって計算される。

$$M_x = Bt(\bar{\sigma}_u y_u - \bar{\sigma}_l y_l) + Et(\varepsilon_u d_u^2 - \varepsilon_l d_l^2)/3 \quad (19)$$

Model II の降伏モーメント、 M_{xy} 、および無次元化された曲率、 Φ_x/Φ_{xy} はそれぞれ、式(3)、式(13)と同じ公式で計算される。Model II は仮定(1)のために、交番 $M-\Phi$ 曲線が比較的容易に、かつまた、精度よく計算される。

Model I と Model II の妥当性を、単調増加荷重下における極限強度を他のモデルによる計算値と比較することにより、検討する。本論文で提案された2つのモデルと、他の2つのモデルを用いて計算した、薄肉げたの極限モーメントの値を Table 5 に示す。表中、 $(M_u/M_y)_{EX}$ は降伏モーメントで無次元化された実験値、 $(M_u/M_y)_{MI}$ および $(M_u/M_y)_{MII}$ は、それぞれ、Model I、Model II による計算値である。 $(M_u/M_y)_E$ は有効幅理論に基づく次の公式を用いて計算された。

$$\left(\frac{M_u}{M_y}\right)_E = \frac{(2 + 3/\bar{\alpha})C/R + 2 + \bar{\alpha}}{4 + \bar{\alpha} + 3/\bar{\alpha}} \tag{20}$$

ここで、 $\bar{\alpha} = (D + t)/b$ 、 C = 板の座屈実験により定まる定数であり、文献(5)から $C = 0.785$ を用いた。 $(M_u/M_y)_F$ の曲げモーメント、 M_F 、は Fröhlich によって提案された次式によって計算された。

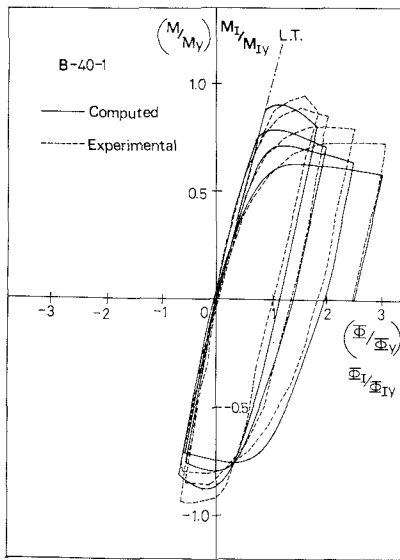
$$M_F = (\bar{\sigma}_u^f + \sigma_y) B t H / 2 + \bar{\sigma}_u^w t d_u (H - d_u) + \sigma_y t d_l (H - d_l) \tag{21}$$

ここで、 $H = (D + t)$ 、 $\bar{\sigma}_u^f$ および $\bar{\sigma}_u^w$ は、それぞれ、フランジ、ウェブ要素の極限強度である。実験値と各モデルによる計算値との比を Table 5 の欄(7)から(10)に示す。また、各モデルに対する平均値と標準偏差をも示す。Table 5 より、Model II によって計算された解析値が実験値と最もよく一致しており、かつまた、比較的小さなばらつきを持っていることが、判明する。

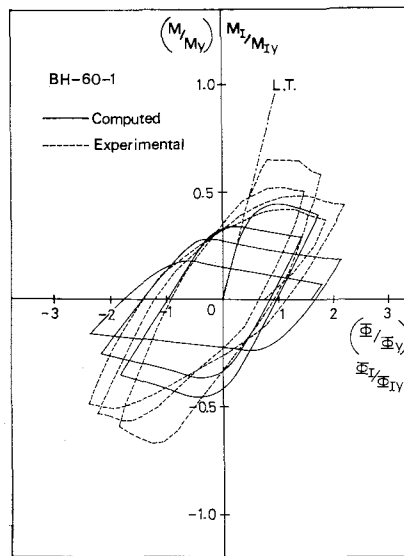
Model I によって計算した交番 $M - \Phi$ 曲線を Fig. 9 に実線で示す。図中の破線は実験値である。Fig. 9 の座標は実線に対して $(M_I/M_{Iy} - \Phi_I/\Phi_{Iy})$ 、破線に対して $(M/M_y - \Phi/\Phi_y)$ である。Fig. 9 より、Model I によって計算される交番 $M - \Phi$ 曲線は、小さな幅厚比を持つ供試体については、実験値と比較的よく一致するが、大きな幅厚比を持つ供試体については、適切なモデルではない。大きな幅厚比を持つ供試体は、早期にフラジン要素の局部座屈が生じ、載荷サイクルの増加に伴ない、供試体全体の抵抗強度に対するフランジ要素の貢献が期待できなくなる。

Specimen	Experimental	Approximate				Experimental/Approximate			
	$\left(\frac{M_u}{M_y}\right)_{EX}$	$\left(\frac{M_u}{M_y}\right)_{MI}$	$\left(\frac{M_u}{M_y}\right)_E^*$	$\left(\frac{M_u}{M_y}\right)_F^{**}$	$\left(\frac{M_u}{M_y}\right)_{MII}$	$\frac{(A)}{(B)}$	$\frac{(A)}{(C)}$	$\frac{(A)}{(D)}$	$\frac{(A)}{(E)}$
	(A)	(B)	(C)	(D)	(E)	(7)	(8)	(9)	(10)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)
B-40-1	0.938	0.899	0.891	1.016	0.935	1.043	1.053	0.923	1.003
B-40-2	0.976	0.927	0.897	1.012	0.946	1.053	1.088	0.964	1.032
B-60-1	0.760	0.604	0.750	0.784	0.767	1.258	1.013	0.969	0.991
B-60-2	0.773	0.615	0.752	0.788	0.771	1.257	1.028	0.981	1.003
B-80-1	0.635	0.440	0.636	0.625	0.678	1.443	0.998	1.016	0.937
B-80-2	0.651	0.447	0.636	0.621	0.678	1.456	1.024	1.048	0.960
BH-40-1	0.841	0.640	0.772	0.801	0.782	1.314	1.089	1.050	1.075
BH-40-2	0.841	0.638	0.771	0.799	0.780	1.318	1.091	1.052	1.078
BH-60-1	0.647	0.448	0.635	0.614	0.664	1.444	1.019	1.054	0.974
BH-60-2	0.685	0.466	0.631	0.608	0.696	1.470	1.089	1.127	0.984
* Usami						1.306	1.049	1.018	1.004
** Fröhlich						0.150	0.035	0.057	0.044
Mean Value									
Standard Deviation									

Table 5 Comparison of Experimental and Several Approximate Ultimate Strengths.

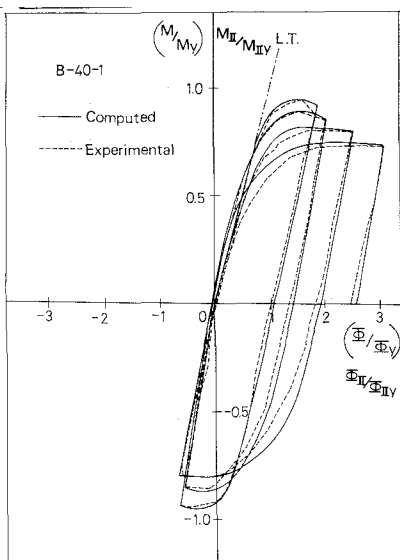


(a)

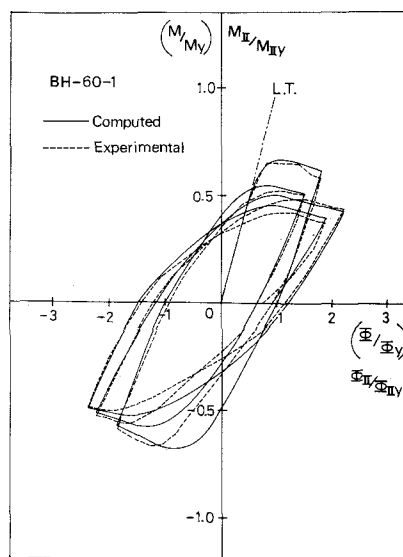


(b)

Fig. 9 Comparison of Experimental and Analytical $M-\Phi$ Curves for Model I.



(a)



(b)

Fig. 10 Comparison of Experimental and Analytical $M-\Phi$ Curves for Model II.

Model II によって計算した交番 $M-\Phi$ 曲線を Fig. 10 に実線で示す。図中の破線は実験値である。Fig. 10 の座標は実験値に対して $(M_x/M_y, \Phi_x/\Phi_y)$, 破線に対しては $(M/M_y, \Phi/\Phi_y)$, である。Fig. 10 より, Model II によって計算された交番 $M-\Phi$ 曲線は, おおむね, 実験値と一致している。-

5. 結 論

本研究より, 次のような結論が得られた。

- (1) 交番曲げ載荷試験によって得られた, 交番荷重-変位曲線, および交番モーメント-曲率曲線は, おおむね, 対称紡錘形となる。
- (2) 載荷サイクルの増加に伴ない, けたの最高荷重および曲げ剛性は減少する。
- (3) 交番曲げ載荷における, 1st および 2nd サイクルそれぞれの最高荷重の差は, 大きな幅厚比を持つ供試体に対して著しく現われてくる。これはフランジ要素の早期における局部座屈が原因となる。
- (4) 交番 $M-\Phi$ 曲線を解析的に求めるための, 2つのモデルを提案し, そのモデルにより交番 $M-\Phi$ 曲線を求める際に必要となる, フランジ要素の平均応力-平均ひずみ曲線は, 面内繰返し荷重を受ける板の解析プログラムにより, 求めることができた。
- (5) Model I (double-flange section model) によって計算された, けたの交番 $M-\Phi$ 曲線は, 小さな b/t を持つ供試体に対しては実験値と良好な一致を示すが, 大きな b/t を持つ供試体に対してはあまり適切なモデルではない。
- (6) 交番曲げ載荷中, ウェブは弾性的に挙動すると仮定した Model II によって計算された, けたの交番 $M-\Phi$ 曲線は, b/t の値にかかわらず, 実験値と良好な一致が得られた。Model II は取り扱いも比較的簡単であり, 解析結果の精度もよいことが明らかになった。

参 考 文 献

1. Fröhlich, K.-C., Grenztragfähigkeit von Hohlprofilen mit scharfkantiger oder ausgerundeter Eckausbildung, vom Fachbereich für Technischen Universität Berlin zur Verleihung des akademischen Grades DOKTOR-INGENIEUR genehmigte Dissertation, Berlin, 1983.
2. Fukumoto, Y., and Itoh, Y., "Basic Compressive Strength of Steel Plates from Test Data," Proc. of JSCE, No. 344/1-1, April, 1984, pp. 129-139.
3. Fukumoto, Y., and Kusama, H., "Cyclic Bending of Plates under Transverse Loading," *Journal of the Engineering Mechanics Division*, ASCE, Vol. 108, No. EM3, Proc. Paper 17144, June, 1982, pp. 477-492.
4. Fukumoto, Y., and Kusama, H., "Cyclic Behavior of Plates under In-Plane Loading," *Engineering Structures*, Jan., 1985.
5. Fukumoto, Y., and Kusama, H., "Cyclic Behaviour of Thin-Walled Box Stub-Columns and Beams," Proceedings of the Third International Colloquium on Stability of Metal Structures, Paris, Nov., 1983, pp. 211-218.
6. Ingvarsson, L., "Walled Box Columns of High Strength Steel," Bulletin, No. 120, Dept. of Building Statics and Structural Engineering, The Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 1977.
7. Higginbotham, A. B. and Hanson, R. D., "Axial Hysteretic Behavior of Steel Members," *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 102, No. ST7, Proc. Paper 12245, July, 1976, pp. 1365-1381.
8. 小松定夫, 北田俊行: 初期不整を有する圧縮板の極限強度特性に関する研究, 土木学会論文報告集, 第270号, 1978年2月, pp. 1~14.

9. Kragerup, J., "Buckling of Rectangular, Unstiffened Steel Plates in Compression," Department of Structural Engineering, Technical University of Denmark, Serie R, No. 161, 1984.
10. Popov, E. P., and Bertero, V. V., "Seismic Analysis of Some Steel Building Frames," *Journal of the Engineering Mechanics Division*, ASCE, Vol. 106, No. EM1, Proc. Paper 15194, Feb., 1980, pp. 75-92.
11. Popov, E. P., and Black, R. G., "Steel Struts under Severe Cyclic Loading," *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 107, No. ST9, Proc. Paper 16497, Sep., 1981, pp. 1857-1881.
12. Popov, E. P., and Mahin, S. A., "Inelastic Cyclic Behavior of Tubular Braced Frames," *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 106, No. ST12, Proc. Paper 15192, Dec., 1980, pp. 2375-2390.
13. Popov, E. P., Zayas, V. A., and Mahin, S. A., "Cyclic Inelastic Buckling of Thin Tubular Columns," *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 105, No. ST11, Proc. Paper 14982, Nov., 1979, pp. 2261-2277.
14. Sherman, D. R., "Inelastic Local Buckling of Circular Tubes," US Japan Seminar on Inelastic Instability of Steel Structures and Structural Elements, Tokyo, Japan, May, 1981.
15. Toma, S., and Chen, W. F., "Analysis of Fabricated Tubular Columns," *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 105, No. ST11, Proc. Paper 14994, Nov., 1979, pp. 2343-2366.
16. Toma, S., and Chen, W. F., "Cyclic Analysis of Fixed-Ended Steel Beam-Columns," *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 108, No. ST6, Proc. Paper 17180, June, 1982, pp. 1385-1399.
17. 宇佐美勉・福本啓士：鋼圧縮部材の連成座屈強度実験と有効幅理論による解析，土木学会論文報告集，第326号，1982年10月，pp. 41～50.