

鋼変断面はり-柱部材の耐荷力実験

TESTS ON TAPERED STEEL BEAM-COLUMNS

塩見 弘幸*・西川 俊一**・倉田 宗章***

By Hiroyuki SHIOMI, Shunichi NISHIKAWA
and Muneaki KURATA

1. 緒 言

鋼構造部材の耐荷力の評価に関する理論的研究は、これまで数多く行われており、かなり精度のよい近似解が得られているが、実用的にはその解の複雑性から、設計のための基本公式としては適当でない場合が多い。実用的な耐荷力式の条件として、それが実験値をよく説明し得ると同時に、基本設計式としての簡潔さが要求される。

この観点に立って、本研究の対象である鋼変断面はり-柱部材についてみると、弾性座屈解析を取り扱ったものには、設計の基本式にまで考察が及んでいるものもある。しかし弾塑性座屈に関するものには、解析手法の研究^{1),2)}は見受けられるが、考慮すべき変数が多いこともあって、これらの解析結果が簡潔な設計基本式の提案にまでは展開されていない。過去に行われた研究をみると 1970 年代の初め頃まではもっぱら弾性座屈に関するものであった。Fogel, Ketter³⁾ により弱軸まわりに関する変位を拘束した場合について、数種類の断面形状に関する座屈解析が行われ、簡易な相関式が表わされた。Butler, Anderson⁴⁾ によって I 形およびチャンネル断面部材について実験的研究が行われ、Salvadori⁵⁾ の提案曲線と比較検討された。Culver, Preg. Jr⁶⁾ により曲げねじれ座屈に関する解析解から、変断面柱の座屈荷重、変断面はりの座屈モーメントを求め、これらが文献 5) の等断面に関する相関式に用いられた。Lee, Morrell および Ketter⁷⁾ により変断面部材に関する弾性挙動の研究が行われ、その結果は AISC の示方書に反映された。一方弾塑性座屈に関しては、Prawel, Morrell およ

び Lee⁸⁾ により実験的研究が行われたが、実験された数も少なく、軸方向力よりも曲げモーメントが卓越した実験であったため、設計基本式との関連性にまでは触れていない。Salter, Anderson および May⁹⁾ により実験的研究が行われ、イギリスにおける極限設計規準案の検討が行われた。わが国では、奥村ら¹⁰⁾ により偏心圧縮荷重が作用する場合の箱形変断面柱の耐荷力実験が行われ、鋼鉄道橋設計標準における変断面はり-柱部材の設計に対する安全率が論じられた。

以上が著者らの知り得た、変断面はり-柱部材に対する研究のうち、設計基本式に関するものであるが、非弾性域の耐荷力を扱った設計基本式に関する研究は少なく、非弾性挙動も明白とはいえない。現行のこの種の部材に対する設計法は、変断面部材を特定断面を有する等断面部材とみなし、等断面部材に関する設計相関式を適用するのが各国の示方書のすう勢のようであるが、わが国の道路橋示方書¹⁰⁾ (以下道示と略記) では特定断面位置も明確にされておらず、設計者にとっても明快な規定とはいえない。終局強度に基づく設計方法の必要性が議論されるようになった現在、明確な抵抗強度式の確立とその評価は重要な課題であると考えられる。そこで著者らは、このための基礎研究の一環として耐荷力実験を行った。この実験では I 形断面部材のウェブのみにテーパがつけられ、溶接にて組み立てられた供試体を用いられた。この供試体には、部材の両端に軸方向圧縮力、大きい方の断面端に曲げモーメントが加えられ、ウェブの面外方向の変位を拘束した場合と、拘束しない場合の両方についての実験が行われた。偏心載荷による実験方法では、軸力に対し、大きな曲げモーメントを得ることは困難であると考え、本実験では軸力と曲げを独立して載荷する方法を選んだ。

* 正会員 中部工業大学講師 土木工学科

** 正会員 工修 (株)東日コンサルタント (前・中部工業大学大学院前期課程)

*** 正会員 工博 中部工業大学教授 土木工学科

2. 実験計画

(1) 載荷方法

部材軸方向に圧縮力、大断面端にモーメントが載荷されるための条件を満足するように、Fig. 1 に示す載荷装置を試作した。軸方向力は断面側に水平に設置された油圧ジャッキ ① (容量 490 kN) により与えられ、小断面側に取り付けられたロードセル ② でその大きさが検出される。加圧板とロードセルとの間には鋼球 ③ および ④ が挿入されており、これにより部材軸中心に載荷される。モーメントは大断面端に鉛直に取り付けられたアーム ⑤ の先端を油圧ジャッキ ⑥ (容量 49 kN) で引張ることにより与えられる。このアームと供試体とは、供試体端部に溶接された端止板をボルトを介して連結されている。モーメントの大きさは、アームの先端に取り付けられたロードセル ⑦ により検出される。片曲げが作用するため、部材両端の加圧板部にはせん断力が働く。これによる油圧ジャッキおよびロードセルへの影響を防ぐため、Shear link が取り付けられている。すなわち小断面側には加圧板 ⑧ を載荷フロアーから鋼棒 ⑨ で引張り、大断面側はモーメントアームが上方から

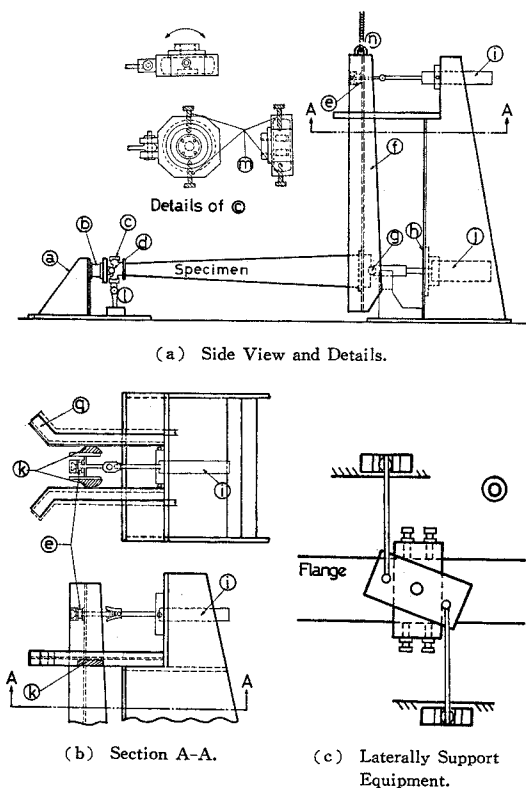


Fig. 1 Test Rig.

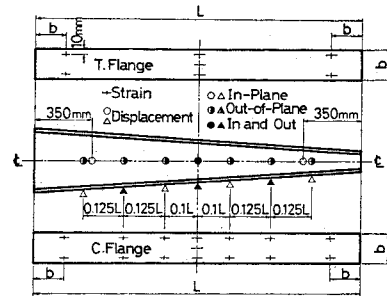


Fig. 2 Measuring Spots Arrangement for Testing Models.

ワイヤロープ ⑩ で引張られている。面外耐力実験の場合は、アームの鉛直軸回りの回転は許しながらも、面外への移動を防ぐため、アームの両側に取り付けられた半円形の金具 ⑪ がチャンネル ⑫ ではさまれている (Fig. 1 (b))。一方面内耐力実験では、供試体の圧縮フランジ側の 2 か所に横倒れ防止装置 ⑬ が取り付けられている (Fig. 1 (c))。支点における水平面内での回転を防止するため、小断面側では水平回転防止枠が取り付けられ、大断面側では、アームは面内では自由に滑動できるが、鉛直軸回りの回転は拘束されるように金具 ⑫ は外され、両側からチャンネルではさむ構造となっている。

変位の測定には差動トランス型の変位計を使用し、ひずみの測定はワイヤストレインゲージを用いる。Fig. 2 に変位およびひずみの測定位置を示す。面外耐力実験では、供試体のねじれを測定するために、圧縮フランジの両側に長さ 1 m の軽量パイプを取り付け、その先端の鉛直変位を計測する。また、およそのねじれを観察するために実験中供試体のところどころにクリノメータを置く。

中心軸方向力を載荷するため、推定最高荷重の約 1/3 程度の大きさをあらかじめ供試体に加え、供試体の両端からフランジの幅程度の距離に貼られた、ワイヤストレインゲージの 4 枚のひずみの量がほぼ等しくなるように、供試体の位置を微小移動させ、荷重の偏心をできるだけ小さくする。載荷は測定された変位量をみながら荷重を加えるいわゆる変位制御方式とする。この場合、2 台の油圧ジャッキを作用させ、軸方向力と曲げモーメントとを同時に増加させる方法とするが、あらかじめ後述の数値計算方法により、最大軸方向力と曲げモーメントとの値を推定し、これらの比を求めておき、最大荷重に至る過程で載荷するそれぞれの値は、この比例関係をなるべく保つようにする。

(2) 供試体

Table 1 に実験に用いた供試体諸元を示す。表中、

Table 1 Dimensions of Tapered Beam-Columns and Initial Deflection from Measurements.

Test No.	Flange (mm)		Web (mm)			Length L (mm)	$d_{(t)}/d_{(s)}$	$L/r_{(s)}$	δ/L
	b	t_f	$d_{(s)}$	$d_{(t)}$	t_w				
OT-1.4-2	120.7	7.93	121.2	168.0	6.05	2000	1.386	68.3	1/5000
OT-1.4-4	129.9	7.94	121.1	168.7	6.05	2500	1.393	85.3	1/800
OT-1.6-1	81.3	8.19	150.5	240.8	6.05	3000	1.600	175.8	1/2000
OT-1.6-2	110.6	8.08	121.4	191.9	6.05	2000	1.581	76.5	1/2200
OT-1.6-4	127.2	8.04	124.8	197.5	6.05	2500	1.583	83.1	1/2800
OT-1.6-5	125.4	7.95	126.6	199.8	6.05	3000	1.578	99.7	1/1600
OT-1.8-1	111.5	8.20	110.0	198.3	6.05	2000	1.803	76.3	1/3800
OT-1.8-3	120.7	8.09	121.1	214.6	6.05	2500	1.772	87.6	1/2000
OT-1.8-4	120.8	7.90	129.0	233.5	6.05	2500	1.810	88.9	1/1900
OT-1.8-5	125.9	8.16	125.8	224.6	6.05	3000	1.785	101.0	1/2000
OT-2.0-1	100.2	8.03	100.2	199.8	6.05	2000	1.994	84.8	1/1700
OT-2.0-3	100.3	7.97	133.3	260.1	6.05	2500	1.952	111.8	1/5000
OT-2.0-4	125.6	9.13	126.5	249.5	6.05	3000	1.972	100.1	1/1500
OT-2.0-5	125.3	9.15	126.7	250.2	6.05	3000	1.975	100.1	1/3000
OT-2.2-3	120.8	8.08	124.5	264.0	6.05	2500	2.121	89.8	1/1600
OT-2.2-5	125.5	8.05	125.9	274.2	6.05	3000	2.178	103.5	1/1300
OT-2.4-1	100.6	7.93	100.5	239.8	6.05	2000	2.386	86.9	1/3300
OT-2.4-3	100.9	7.94	100.2	238.6	6.05	2500	2.382	108.7	1/3800
OT-2.4-4	125.4	9.14	127.5	298.8	6.05	3000	2.343	100.2	1/1500
IT-1.4-1	110.2	8.08	121.3	165.3	6.05	2000	1.362	33.2*	1/4000
IT-1.6-2	111.0	8.01	125.0	188.1	6.05	2000	1.505	30.7*	1/2900
IT-1.8-3	110.3	7.94	110.7	195.2	6.05	2000	1.765	31.1*	1/6400
IT-2.2-5	100.7	7.93	101.7	218.4	6.05	2000	2.148	30.2*	1/1700
IT-2.4-6	100.4	8.09	102.6	236.0	6.05	2000	2.304	28.6*	1/3100
RT-2.0-1	100.2	8.05	151.1	299.8	6.05	3000	1.984	—	—
RT-2.0-2	100.3	8.03	150.6	299.0	6.05	3000	1.985	—	—
RT-3.0-3	100.2	7.98	150.1	450.1	6.05	3000	2.983	—	—

* Slenderness ratio about the strong axis

供試体番号の頭文字が O の供試体は面外耐荷力実験用 (19 体), I は面内耐荷力実験用 (5 体), R のついたものは, 残留応力測定用 (3 体) である. 番号中最初の数字は, 断面高さ比 β を表わし末尾の数値は OT および RT のついた供試体では, β で区分したときの通し番号であり, IT の供試体ではそれらの通し番号である. しかしながらこの表では, 実験の当初における載荷装置や油圧ジャッキの故障に原因する信頼性の低い実験データは除外されている. 下付添字の () 内は, l が大断面, m が中央断面, s が小断面に関することを意味している. 面内耐荷力実験には, 既往のデータ⁹⁾が多いので, 面外耐荷力実験用の供試体に比べ少なくしてある. 供試体の両端には載荷のために厚さ 19 mm, 25 mm の端止板が溶接されている. 供試体の構成材は, SS 41 材で, ガスカットされ溶接組立が行われた. 板の機械的性質を調べるために, 板厚ごとに 6 本ずつ JIS 1 号片を切り出し引張試験を行った. Table 2 にその結果を示す.

Table 2 Tensile Coupon Test Results.

No.	Y.P. (MPa)	EL. (%)	chemical composition (%)				
			C×100	Si×100	Mn×100	P×1000	S×1000
P.L. 6	305.8	27	12	20	71	13	9
P.L. 8	283.8	33	11	19	68	12	7
P.L. 9	307.6	—	—	—	—	—	—

3. 実験結果および考察

(1) 初期不整について

残留応力分布は断面内で自己つり合いを保っているため, 軸方向にテーパーがついていても, 等断面のH形断面の溶接残留応力分布と顕著な相違はないと考えられる. しかし, ここで用いる供試体は軸方向に沿って溶接条件 (入熱量=18000~19000 J/cm) がほぼ一定であるため, 断面寸法の相違のみによる残留応力分布の変化がわかると思われるので, これを調べることにする. 供試体は Table 1 に示した 3 体で, このうち RT-2.0-2, RT-3.0-3 はウェブのみにテーパーがつけられ, RT-2.0-1 はウェブとフランジの両方にテーパーが施されている. 測定方法は切断により応力を解放する方法とする. 部材軸に沿って数か所を選ぶが, その代表的な切断位置を Fig. 3 に示す. 切断前後のひずみの変化量の測定には, コンタクトゲージを用いる方法とワイヤストレインゲージを用いる方法を併用した.

Fig. 4 は測定結果のうち, フランジとウェブの両方にテーパーがつけられたもので, 降伏応力で無次元化して示したものである. フランジとウェブの両方にテーパーがつけられたものは, ウェブ高およびフランジ幅が減

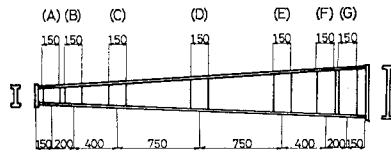


Fig. 3 Location of Cutting for Residual Stress Measurements by Stress Release Method.

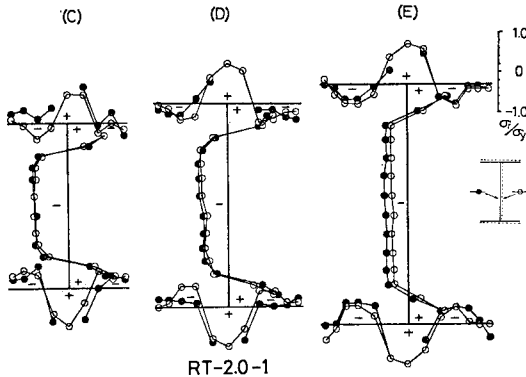


Fig. 4 Residual Stress Distributions.

少すると、フランジの圧縮残留応力は減少し、ウェブの圧縮残留応力は増加する傾向を示す。図には示されていないがウェブのみにテーパがつけられたものは、ウェブ高の変化によってフランジの圧縮残留応力はそれほど影響されない。ここでフランジとウェブの圧縮残留応力の関係を求めてみる。本測定に用いた供試体のフランジ幅は 200 mm 以下であるが、それ以上のフランジ幅をもつものにも適用できるように、過去に行われた等断面に関する測定結果¹¹⁾を参考にして、この関係を次の提案式で示す。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{cw} &= \tau \cdot \sigma_{cf} (1 + A_F/A_W) \\ \text{ただし } \tau &= 100/b \quad b < 200 \text{ mm} \\ \tau &= 0.5 \quad b \geq 200 \text{ mm} \end{aligned} \right\} \dots\dots (1)$$

ここに、 σ_{cw} ：ウェブの圧縮残留応力、 σ_{cf} ：フランジの圧縮残留応力、 b ：フランジ幅、 A_F ：片側フランジの断面積、 A_W ：ウェブの断面積である。

近藤らは、溶接 I 形断面部材の残留応力の推定式を、断面寸法と溶接入熱量との関数で表わした¹²⁾。この推定式からフランジとウェブの圧縮残留応力の関係を導くと

$$\sigma_{cw} = 2.63 b/d (\sigma_{cf} + 0.28) - 0.10 \dots\dots (2)$$

ここに、 d ：ウェブ高さである。 $d > 3b$ のモデルを想定し、式 (1) と式 (2) の計算結果を比較すると両者に良好な近似がみられる。

初期たわみは部材の弱軸まわりおよび強軸まわりとも、形鋼にダイヤルゲージを取り付けた初期たわみ測定装置を製作し、これにより測定を行った。この装置は変断面部材を測定するため、部材の軸線とダイヤルゲージ

の軸線とが直交するように、測定装置の左右の高さを調節するための調節ねじがつけられている。測定は同じ箇所を 3 回測りその平均値を用いる。Table 1 の δ/L は測定した初期たわみの最大値 δ を部材長 L で除したものが示されている。強軸まわりおよび弱軸まわりに関する δ/L の平均値はそれぞれ 1/3 300, 1/2 100 である。この値は、同程度の寸法の等断面に関する測定値よりかなり大きな初期たわみといえよう。部材の加工は、溶接によるねじれ等をプレスにより矯正するなどし、入念に仕上げられたものであるが、等断面部材に比べプレス加工が容易でない点、初期たわみの大きい原因であると考えられる。たわみ形状は、強軸まわりに関してはほとんどが半波なのに対し、弱軸まわりに関しては半波から 1 波半に及んでいる。

(2) 変形特性

a) 面外耐荷力

Photo 1 は、実験が終了した供試体について各種の測定器具を取り外した後のものである。面外耐荷力実験では弱軸まわりに関する変位が拘束されていないので、崩壊形状はすべての供試体において、写真に示すように弱軸まわりに関してははらみ出すような形状を示した。

Fig. 5 は、面外耐荷力実験の結果について、荷重-変位曲線を示したものである。図中、縦軸の $P/P_{y(s)}$ は作用軸方向力を小断面に関する降伏荷重で無次元化したもので、これを軸力比とよぶことにする。この場合、降伏応力は Table 2 に示されたフランジとウェブの実測降伏応力の平均値が用いられている。なお、後述の数値計算の際にもこの値を用いることにする。Fig. 5 の (a)~(d) は弱軸まわりに関する変位 δ_w について示され、Fig. 6 は強軸まわりに関する変位 δ_w について示されている。これらの値はあらかじめ弾性近似解から得られ

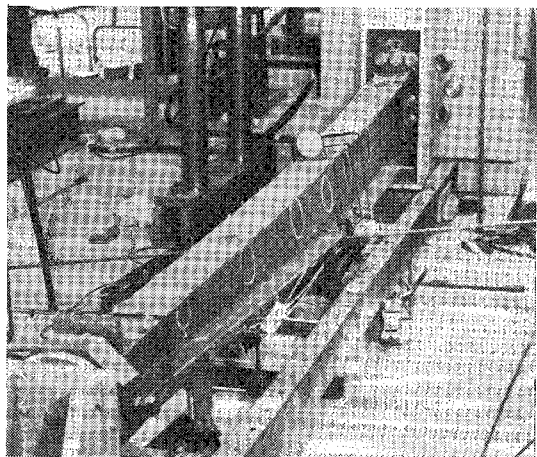


Photo 1 Failure of Beam-Columns OT-2.4-4.

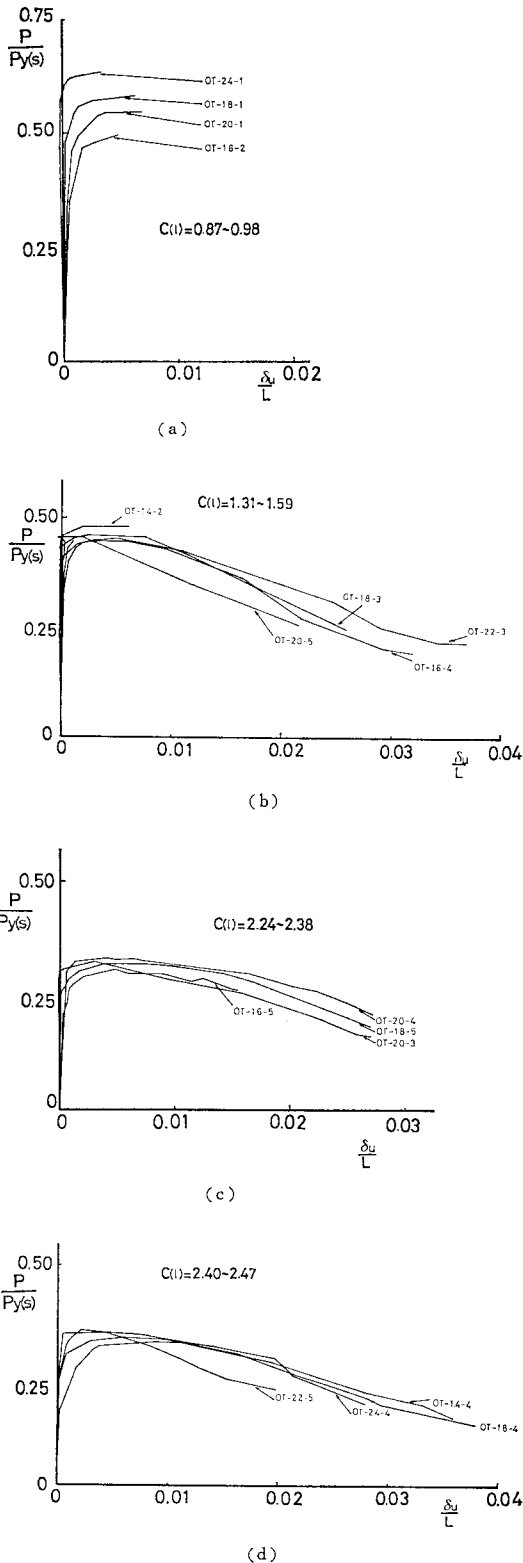


Fig. 5 Load-Deflection Curves about Minor Axis. (Out-of-Plane Test)

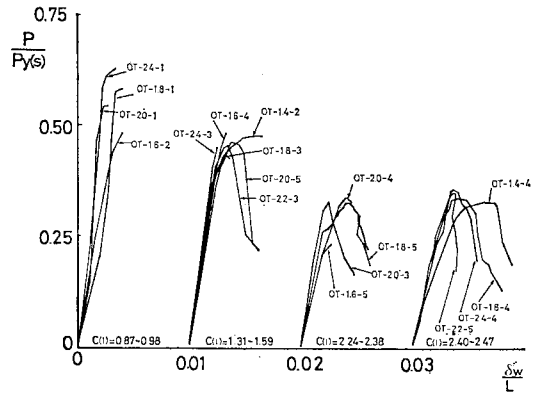


Fig. 6 Load-Deflection Curves about Major Axis. (Out-of-Plane Test)

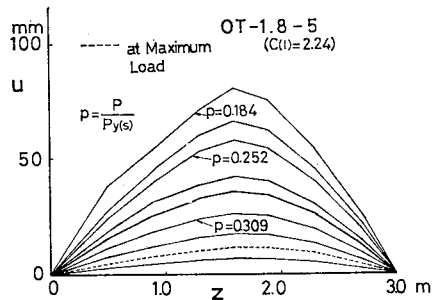


Fig. 7 Typical Deflection Shapes about Minor Axis. (Out-of-Plane Test)

る最大変位の生ずる推定位置に設置された変位計から読み取られた値とする。これらは $C_{(l)}$ によって分けられている。 $C_{(l)} = e/k_{(l)}$ 、ここに、 e は最大荷重時における M/P の値で、偏心荷重を行ったものと仮定した場合の偏心距離を表わす。 $k_{(l)}$ は、大断面に関する核半径である。供試体によっては、最大荷重に到達した後の荷重変位の関係が、実験時の不手際のため、記録されていないものもあるが、 $C_{(l)}$ の値が等しい場合は、 $\bar{\lambda}_{(s)}$ ($\bar{\lambda}_{(s)} = 1/\pi \cdot l/r_{(s)} \sqrt{\sigma_y/E}$) が大きいものほど変形能力は小さいという傾向を示している。

Fig. 7 は弱軸まわりに関するたわみ形状の変化を荷重段階に応じて示した一例であり、横軸は原点を小断面にとってある。弱軸まわりに関するたわみは、荷重の小さい間は初期たわみの形状とよく似た形状のまま、わずかずつ進行するが、強軸まわりに関するたわみの進行が鈍くなると、初期変形とはまったく無関係な形状となる。これは他の部材でも同様の傾向を示した。また最大たわみの生ずる位置はほとんどの供試体で部材の中央からやや大断面側であった。

Fig. 8 は圧縮フランジのひずみの値を荷重段階に応じて示したものである。ゲージはフランジの左右に貼付されているが、ここには最終的に圧縮ひずみが大きくなっ

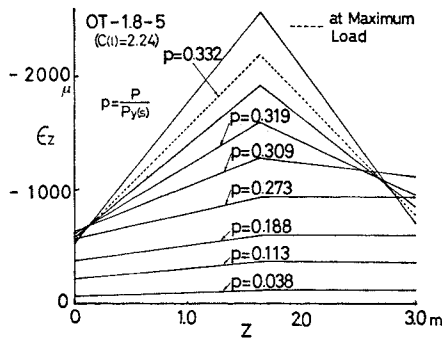


Fig. 8 Typical Strain Distributions in Compression Flange. (Out-of-Plane Test)

た方の値を示した。荷重の小さい段階では、部材軸方向にほぼ一直線を示していたものが、荷重の増加につれて、ひずみの最大位置は大断面側から部材中央側へ寄り、最大荷重付近では、最大たわみの生ずる位置と同じく部材中央からやや大断面側であった。他のほとんどの供試体についても同様の傾向を示した。面内耐荷力実験では、最大ひずみの位置は大断面側寄りを示した。

b) 面内耐荷力

Fig. 9 は面内耐荷力実験に関する荷重変位曲線である。変位は荷重段階における最大変位である。偏心率 $C(1)$ の値が大きいほど早期に傾き、耐荷力も小さい。変形能力については、モーメントを支えるアームの回転容量によって、図示するような変位までしか明らかでないが、強度の小さいものほど、変位能力は小さいものと推定さ

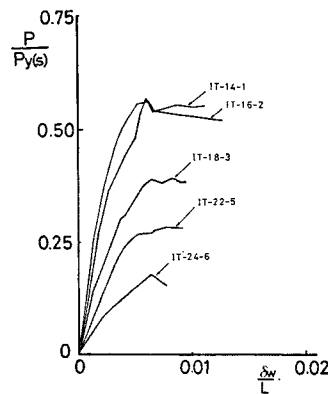


Fig. 9 Load-Deflection Curves. (In-Plane Test)

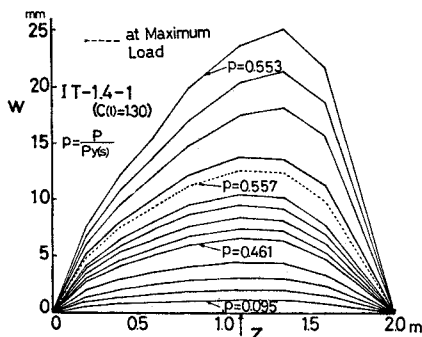


Fig. 10 Typical Deflection Shapes. (In-Plane Test)

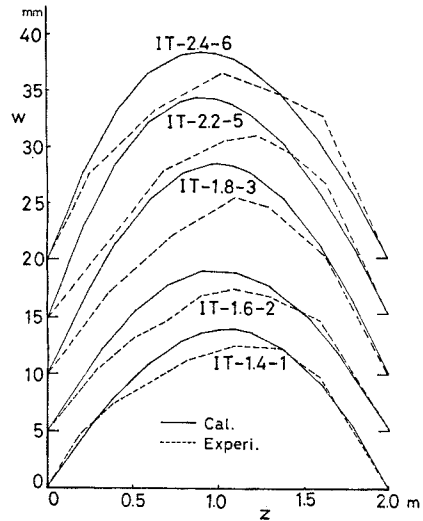


Fig. 11 Comparison of Deflection Shapes between Theoretical Results and Test Results. (In-Plane Test)

れる。

Fig. 10 は、面内耐荷力実験において、強軸まわりに関するたわみ形状を各荷重段階ごとに示した代表的な例である。図中、横座標軸上の矢印は、弾性近似解³⁾によって得られた最大たわみの生ずる位置を示し、実験値の破線は最高荷重時のたわみ形状を示す。荷重の小さい範囲では、最大たわみ位置は弾性解に近似しているが、最高荷重時には大断面側に近づく。

Fig. 11 は面内耐荷力実験において最大荷重時の強軸まわりに関するたわみの形状図で、後述の数値計算によるものとを比較したものである。軸方向力が小さく曲げモーメントが大きい供試体ほど、最大たわみの位置が大断面側にずれ、計算値に対し大きく離れる傾向を示している。また、計算値に対し全体に小さな値を示しているのは、横倒れ防止装置や、支点の構造で若干の拘束力が働いたためであると考えられる。面内耐荷力実験では、最大荷重に達するまで弱軸まわりに関する変位は横倒れ防止装置で防止されているが、最大荷重に達した後、大断面側寄りの横倒れ防止装置と大断面端との間でこれらを節とするような若干のはらみ出しが観測された。

(3) 強度特性

a) 数値計算方法

実験値を計算値と比較するために数値計算を行った。面内耐荷力の数値解析方法としては、溶接組立てによる残留応力分布を考慮して、変断面部材を部材軸に沿っていくつかの要素に分割しその要素を等断面要素として取り扱う。その部材要素 i に関する M_i - P - ϕ_i 関係を求

め、この関係をもとにして数値積分法を用いて試行錯誤的に解を求める方法^{1), 14)~16)}を用いる。計算にあたっては、① 応力-ひずみ関係はひずみ硬化域を無視した完全弾塑性曲線とする。

② 残留応力分布は Fig. 12 に示すように溶接組立て断面の残留応力分布を理想化したものを用い、圧縮残留応力 σ_{rc} の値は、先に述べた本研究における実測結果と他の実測結果を参考にし 0.4~0.5 σ_y (σ_y は降伏応力) とする。実際の計算には各パラメーター

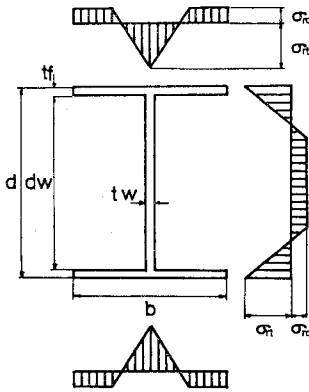


Fig. 12 Assumed Residual Stress Pattern.

を無次元化して用いる。従来この方法によって変断面部材の $M-\theta$ 関係を求める場合、演算時間の短縮を図るため、基準断面（一般には部材中央断面）に関する $M_{(m)}-P-\phi_{(m)}$ 関係のみを用いて計算が行われているが、試算を行うと軸力比 $P/P_{y(m)}$ が大きくなるにつれて、これによる誤差も大きくなる¹⁷⁾。そのため本数値計算では、最大断面と最小断面とに関する $M_i-P-\phi_i$ 関係をそれぞれ求めておき、部材間にある任意の分割要素断面に関する $M_i-P-\phi_i$ 関係は、内挿法による推定式を用いて計算し、演算時間を増加させずに誤差を少なくすることに努めた。

面外耐荷力の計算方法は、曲げねじれ座屈に関する微分方程式を用い、伝達マトリックス法により求める方法を用いる^{1), 18)}。部材軸方向の分割数は 50 分割とする。分割された等断面部材要素に対し、一軸対称断面の曲げねじれ座屈に関する微分方程式¹⁹⁾が適用される。これらの式に含まれる各剛性値は弾性域においては定数であるが、非弾性域においては軸方向力と曲げモーメントに支配される変数となる。これらの値については、部材要素の断面を微小矩形要素に分割し計算する。曲げ剛性および曲げねじり剛性は接線弾性係数理論によるものとし、ねじり剛性は塑性流れ理論によるものとした。

曲げねじれ座屈に関する連立微分方程式の一般解から、部材要素の変形量および断面力の関係が得られる。次に、部材要素 i の左端と右端の状態量を関係づける格間伝達マトリックスと、格点 i での状態量の連続条件より導かれる格点伝達マトリックスとを用い、はり-柱の曲げねじれ座屈条件式を表わし、いわゆる固有値問題として、試行錯誤的に大断面端におけるたわみ角 θ を仮定し計算を行う。応力-ひずみ関係および残留応力分布は、

面内耐荷力の数値計算に用いたものと同じものとする。

b) 実験値と計算値との比較

面内耐荷力の数値計算を $M-\phi-P$ 関係を用いて行う場合の要素の分割数と耐荷力の精度との関係については、等断面部材を計算モデルとして確かめられている²⁾。ここでは伝達マトリックス法を用いて数値計算を行う場合に必要要素分割数を調べる。

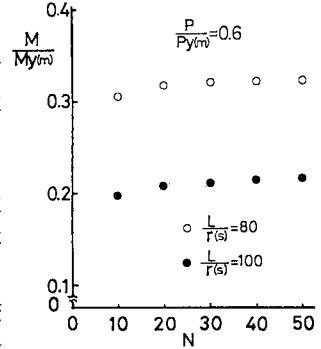


Fig. 13 は、2つの変断面部材を計算モデルとした場合の結果である。図中 $L/r_{(s)}$ は部材の小断面を等断面と

Fig. 13 Number of Divisions and Corresponding Accuracy.

みなした場合の細長比を表わし、横座標の N は要素分割数を表わす。これより要素分割数は 30 でよいことがわかる。

Table 3 は実験結果および最大荷重点での実験値と計算値との比較を示したものである。計算値は実験値の軸力比を入力した場合の曲げモーメント比の値を示している。境界条件は、両端ピン支持であり、さらに、実験では端部に板が溶接されているため、それは拘束されて

Table 3 Summary of Test Results and Comparison of them with Theoretical Results.

Test No.	Experi.		Cal.	Experi.		Dif.* (%)	C_{dt}
	P (kN)	M (kN·m)	M (kN·m)	$\frac{P}{P_{y(s)}}$	$\frac{M}{M_{y(dt)}}$		
OT-1.4-2	370	34.8	31.8	0.479	0.685	9.4	1.59
OT-1.4-4	252	35.8	39.8	0.326	0.704	-10.1	2.40
OT-1.6-1	80	45.3	38.5	0.127	0.783	17.7	7.75
OT-1.6-2	358	23.0	33.2	0.494	0.412	-30.7	0.98
OT-1.6-4	361	35.6	40.2	0.447	0.544	-11.4	1.42
OT-1.6-5	247	39.3	49.6	0.306	0.599	-20.8	2.29
OT-1.8-1	412	26.9	27.7	0.582	0.463	-2.9	0.98
OT-1.8-3	357	37.3	39.6	0.462	0.535	-5.8	1.42
OT-1.8-4	265	50.6	52.8	0.334	0.656	-4.2	2.43
OT-1.8-5	259	44.5	40.0	0.321	0.586	11.3	2.24
OT-2.0-1	356	20.4	18.5	0.557	0.375	10.3	0.87
OT-2.0-3	225	43.1	41.4	0.325	0.564	4.1	2.33
OT-2.0-4	293	59.5	63.4	0.334	0.630	-6.2	2.38
OT-2.0-5	402	50.1	51.1	0.457	0.530	-2.0	1.46
OT-2.2-3	351	45.0	45.4	0.454	0.500	-0.9	1.48
OT-2.2-5	279	62.6	62.9	0.346	0.639	-0.5	2.47
OT-2.4-1	406	27.4	23.0	0.635	0.399	19.1	0.88
OT-2.4-3	287	28.9	30.4	0.449	0.420	-4.9	1.31
OT-2.4-4	309	74.0	63.5	0.351	0.620	16.5	2.41
IT-1.4-1	404	30.6	30.5	0.557	0.648	0.3	1.30
IT-1.6-2	413	37.8	36.3	0.570	0.678	4.1	1.41
IT-1.8-3	273	55.2	49.8	0.387	0.952	10.8	3.01
IT-2.2-5	181	58.9	53.5	0.284	0.959	10.1	4.54
IT-2.4-6	113	75.4	60.9	0.176	1.096	23.8	8.70

* (Experi.-Cal.)/Cal.

はいるが、その拘束の度合の評価が難しいので、数値計算では完全拘束とみなして計算された。この表をみると、かなり良好な近似を示しているものもあるが、大きな差を示すものもある。面外耐力の場合で15%以上の差を有するものうち、OT-1.6-2 供試体については、細心の注意を払い中心軸方向荷重を載荷したにもかかわらず、ひずみの計測結果から判断すると、面外への偏心載荷になっていたため、負の差が大きく生じたものと考えられる。また、OT-1.6-1 の供試体はフランジ幅が狭く、細長比が大きいため、弾性座屈に近い挙動のため差が大きくなったものと考えられる。次に、数値計算においては、軸力比 $P/P_{y(s)}$ の値を一定として座屈条件式が成立するまで試行錯誤によって M の値を選ぶが、軸力比が大きいかほど、拘束性がよくない。したがって軸力比が大きい実験値で差の大きいもの (OT-2.0-1, OT-2.4-1) は、これが原因であると考えられる。残りの OT-1.6-5, OT-2.4-4 については原因は不明である。

面内耐力については、IT-2.4-6 の差が他に比べ大きい。この供試体では軸方向力が小さくとられているため、耐力曲げモーメントが大きく、モーメント比 $M/M_{y(t)}$ の値は1を越えている。したがって大断面端付近に塑性領域が広がり、この点のひずみが非常に大きくなったものと推定される。事実、この付近に貼付されたひずみゲージからは大きな値が検出されている。数値計算に用いた応力-ひずみ曲線はひずみ硬化域を無視しているため、計算値の方が特に低い値を示したものと考えられる。その他のものも十数%の差を示しているが、この差は、実験の際に横倒れ防止装置や支点付近の構造で若干の拘束力が働いたためと考えられる。

c) 強度の相関関係

変断面としての耐力式を設計の基本式として、直接表現することは難しいので、等断面部材に置き換え表現されるのが一般的であろう。その場合、① 特定断面を指定し、部材長は元の長さを探るいわゆる換算断面の考え方。② 特定断面を指定するが、等断面部材に換算した換算長を探る方法が考えられる。① は AISC や、道示、イギリスの Limit-State Code の考え方である。この場合は、ばらつきを少なくするための特定断面位置の決定や、軸方向力、曲げモーメントを無次元化する際、柱およびはりの基準耐力式が問題となり、試行錯誤的な作業が多くなる²⁰⁾。② の場合は、合理的と考えられるが、このようにして等断面に換算し等断面に関する強度相関式を用いても実験値を精度よく説明するには、さらに別の変数が必要となる。ちなみに、文献 2) の方法によって、変断面部材を等断面の柱および等断面のはりとして小断面を基準にし換算長を計算し、等断面に関する強度の相関として本実験と文献 8) の実験の面外耐

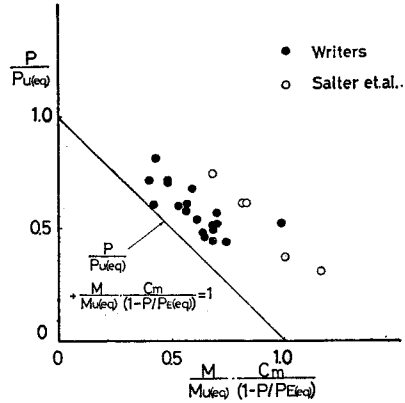


Fig. 14 Comparison of Theoretical Interaction Curves with Test Results.

荷力の値を表示すると Fig. 14 のようになる。この場合の換算長の計算は、弾性座屈計算を用いているが、変断面柱としての面外耐力を計算する場合、I 型断面部材では弱軸まわりに関する回転2次半径 r は、部材軸上のどの断面でもほぼ一定値となるので換算長を用いる必要はない。図中、 C_m は不等曲げモーメントを等曲げモーメントに換算する係数である。図中の実線は実験値の下限値を押さえているものばらつきがみられる。

Fig. 15 は、実験結果を縦軸に $P/P_{y(m)}$ 、横軸に $\bar{\lambda}_{(m)}$ ($\bar{\lambda}_{(m)} = (\sqrt{P_y/P_E})_{(m)} = 1/\pi \cdot l/r_{(m)} \cdot \sqrt{\sigma_y/E}$) を用い、 $C_{(l)}$ の範囲によって分類し示したものである。ただし $\bar{\lambda}_{(m)}$ は弱軸まわりに関する値である。また、文献 8) の実験

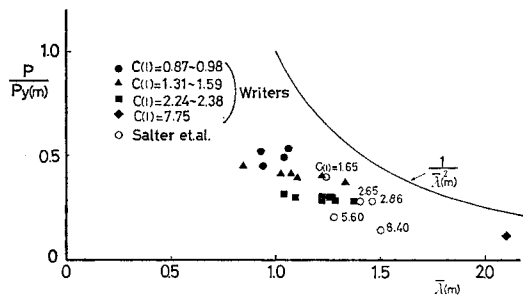


Fig. 15 Out-of-Plane Test Results.

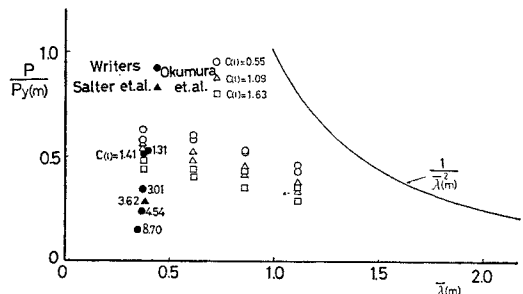


Fig. 16 In-Plane Test Results.

値も表示した。このように表示するとばらつきは少なくなる。本実験結果と文献8)の実験値とは、ほぼ同じような傾向を示し、最大軸力比は、 $\bar{\lambda}_{(m)}$ の値が大きくなり、 $C_{(l)}$ の値が大きくなるに従い減少する。

Fig. 16はFig. 15と同様な方法で面内耐力実験の結果について、本実験と文献8)と9)の実験値について表わしたものである。文献9)は、箱形断面でウェブとフランジの両方にテーパが付けたものである。また、文献8)には面外の変位を拘束した実験値が3個あるが、そのうちの2個は、引張フランジの横方向の変位を拘束したものであるため、ここでは除外されている。この場合も本実験値と既往の実験値とは傾向を同じにする。このような変数を用いた実験値を整理するとばらつきは少なくなるが、もしこれらの変数を用いて基準耐力式を表わしたとすると、軸力比の小さい範囲においては、曲げモーメントの取り得る値の範囲が大きくなる欠点がある。

4. 結 語

鋼変断面はり-柱の強度基本式に関する基礎資料を得る目的で耐力実験を行った。そのおもな結果についてまとめると、

(1) 用いた実験供試体の初期変形は、プレス加工の難しさから、等断面のものに比べると大きい、ほとんど $l/1000$ 以下であった。

(2) 測定された応力分布は、入熱量が一定で、断面寸法が異なる等断面部材の残留応力分布と大差はなく、ウェブ高さのみの変化によって、フランジの圧縮残留応力分布は、顕著に変化しないが、フランジ幅およびウェブ高さの両方が同時に減少すると、フランジの圧縮残留応力は減少し、ウェブの圧縮残留応力は増加する。フランジとウェブの圧縮残留応力分布の関係は、測定結果から式(1)のように推定される。

(3) 面外耐力実験の場合、最高荷重時においては弱軸に関する細長比が小さく、作用モーメントが大きいほど、弱軸まわりに関するたわみが強軸まわりに関するたわみよりも大きい。また、最高荷重時における弱軸まわりに関するたわみの形状は初期変形とはまったく関係がない形状を示す場合が多かった。

(4) 軸方向力-変位(強軸まわり)曲線を偏心率 $C_{(l)}$ によって分類すると $C_{(l)}$ が大きいかほど早くから傾き、耐力も低いが、変形量は大きい。

(5) 本実験および既往の実験値の強度 $P/P_{y(m)}$ を偏心率 $C_{(l)}$ の値によって横軸に $\bar{\lambda}_{(m)}$ をとり表わすと、比較的ばらつきが少なく等断面部材で得られるような傾向となる。

今回の実験では、面外耐力力については、弱軸に関する $\bar{\lambda}_{(m)}$ の範囲が比較的狭く、偏心率 $C_{(l)}$ の範囲も1.0~2.5付近であった。面内耐力力実験ではI形断面部材に関するものが少なく $\bar{\lambda}_{(m)}$ の範囲も狭い。また、変断面部材として、本報告ではウェブの高さが直線的に変化する変断面部材のみを取り扱ったが、フランジ幅が変化する場合や軸方向に関して鋼種の異なる部材で組み立てられた変断面部材についても検討が必要であることから、本報告では強度の相関式の提案にまでは至っておらず、傾向を把握したのみである。この問題については、今後、実験値の変数の範囲外の事項および数値計算結果などを利用し、一般的な鋼変断面はり-柱の設計法にまで拡張し検討を行いたいと考えている。

謝 辞：この研究を遂行するにあたり、著者の一人塩見は名大工学部 福本嘯士教授にご懇篤な指導を賜った。また、中部工大 小西一郎教授には有益な助言を賜った。数値解析には金沢工大 西田進教授の協力を得た。供試体は滝上工業(株)において仕上げられた。実験装置の設計は中部工大 林克己技術員の力に負うところが大きかった。これらの方々にお礼申し上げる次第であります。なお、本研究に対し、昭和56~57年度、文部省科学研究費(一般研究C)の交付を受けたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 吉田 博・西田 進：変断面H形鋼柱の強度と変形，土木学会論文報告集，No. 220，pp. 17~27，1973。
- 2) Prawel, S.P., M.L. Morrell and G.C. Lee: Bending and Buckling Strength of Tapered Structural Members, Welding Journal, Vol. 53, No. 2, Res. Suppl., pp. 75-s-84-s, 1974.
- 3) Fogel, C.M. and R.L. Ketter: Elastic Strength of Tapered Columns, Proc. ASCE, Vol. 88, No. ST 5, pp. 67~106, 1962.
- 4) Butler, D.J. and G.B. Anderson: The Elastic Buckling of Tapered Beam-Columns, Welding Journal, Vol. 42, No. 1, Res. Suppl., pp. 29-s-36-s, 1963.
- 5) Salvadori, M.G.: Lateral Buckling of Eccentrically Loaded I-Columns, Trans. ASCE, Vol. 121, pp. 1163~1178, 1956.
- 6) Culver, C.G. and S.M. Preg, Jr.: Elastic Stability of Tapered Beam-Columns, Proc. ASCE, Vol. 94, No. ST 2, pp. 455~470, 1968.
- 7) Lee, G.C., M.L. Morrell and R.L. Ketter: Design of Tapered Members, Welding Research Council Bulletin, No. 173, pp. 1~32, 1972.
- 8) Salter, J.B., D. Anderson and L.M. May: Tests on Tapered Steel Columns, The Structural Engineer, Vol. 58 A, No. 6, pp. 189~193, 1980.
- 9) 奥村敏恵ほか：箱形変断面鋼柱の終局耐力，土木学会第27回年次学術講演会講演概要集，第1部，pp. 175~176, 1971。
- 10) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，昭和55年2月。
- 11) 藤井基高：鋼構造部材の溶接変形に関する研究，名古屋

大学大学院工学研究科土木工学科修士論文，昭和56年2月。

- 12) 近藤明雅・日浦隆文・菊池洋一：溶接 I 形断面部材の残留応力の推定に関する研究，土木学会論文報告集，第288号，pp. 1~11, 1979.
- 13) 青木徹彦・福本嘔士：溶接 H 形鋼柱の座屈強度分布について，土木学会論文報告集，第201号，pp. 31~41, 1972.
- 14) Fukumoto, Y. : Moment-Curvature-Thrust Program for Wide-Flange Shapes, Fritz Engineering Lab. Report, 205 A, 37, Lehigh University, Aug. 1963.
- 15) Le-Wu Lu and Hassan Kamalyand : Ultimate Strength of Laterally Loaded Columns, Proc. ASCE, Vol. 94, No. ST 6, pp. 1505~1524, 1968.
- 16) 草間孝志：偏心圧縮柱の荷重・変形性状に与えるひずみ硬化の影響，土木学会論文報告集，第184号，pp. 1~10, 1970.
- 17) 塩見弘幸・西川俊一：変断面はり-柱の耐荷力一面内耐荷力の数値計算一，土木学会中部支部研究発表会講演概要集，pp. 34~35, 昭和56年2月.
- 18) 塩見弘幸・倉田宗章・西川俊一：変断面はり-柱の耐荷力一面外耐荷力の数値計算一，土木学会第36回学術講演会講演概要集，第1部門，pp. 315~316, 昭和56年10月.
- 19) 福本嘔士・西野文雄共訳：鋼構造部材と骨組，丸善，昭和45年.
- 20) 塩見弘幸・事口寿男：鋼はり-柱部材の耐荷力に関する統計的評価，土木学会論文報告集，第319号，pp. 203~206, 1982.

(1982.7.19・受付)