

プレートガーダー腹板のせん断座屈後の
強度に関する一考察STUDY ON THE POST-BUCKLING STRENGTH OF WEBPLATES
OF PLATE GIRDERS UNDER SHEAR

新 延 泰 生*

By Yasuo NIINOBE

1. ま え が き

プレートガーダー腹板のせん断座屈後の挙動に関する解析的方法には弾塑性有限変形理論による理論的解析法が考えられるが、せん断座屈後の挙動はきわめて複雑でその状況を理論的に厳密に追求することは至難であるため種々の近似解が求められている^{1)~4)}。したがって、得られた解は特定な場合が多く、座屈後の挙動を終局強度状態まで説明することは無理である。さらにFEMによるとしても腹板のせん断座屈後の有限変形弾塑性解析は現状ではまだ満足な結果を得るに至っていない⁵⁾。これに対して終局強度を求める目的で、Basler⁶⁾が終局せん断強度を腹板の座屈強度と張力場作用による強度との和で表現することを発表して以来、藤井⁷⁾、小松⁸⁾、Chern and Ostapenko⁹⁾、Calladine¹⁰⁾、Herzog¹¹⁾、Porter, Rockey and Evans¹²⁾らにより各種のいわゆるモデル解析法が提案されている。しかしモデル解析法はその目的から終局強度を推定するのみでその状態に至る過程にはまったくふれないものである。後座屈強度の有効利用を考える場合には、この終局強度状態に至る過程が問題となってくる。

本論文において筆者が提示する事項は次の3点である。

- 1) 腹板に降伏領域が発生する時点のせん断強度すなわちせん断降伏限界強度
- 2) 上下フランジ、左右鉛直補剛材に囲まれた初期不整のない腹板の終局せん断強度
- 3) せん断降伏限界強度と終局せん断強度との量的関係

筆者は後座屈状態を座屈後降伏領域が発生するまでの段階（以下これを第1段階とよぶ）および降伏領域発生後終局強度状態に至るまでの段階（以下これを第2段階

とよぶ）の2段階に分けて考えている。第1段階では腹板の応力状態の荷重に対する非線形性は第2段階に比べてそれほど顕著ではなく、その性状は定量的に把握しやすいことがいえる。また第1段階では腹板からフランジ、補剛材等の縁材に伝達される応力も小さいし、腹板自身のたわみも顕著ではない。一方第2段階に入ると腹板の応力状態は荷重との非線形性が顕著となってくる。また縁材に伝達される応力も急に増加してくる。そして腹板がそのせん断強度限界に到達して崩壊するかまたはその過程で斜張力作用によりフランジに塑性ヒンジが発生し崩壊に至る。以上の後座屈状態については2.において詳述する。

これら第1段階と第2段階を分けている降伏限界は塑性流れの開始点であるが、この塑性流れは自由塑性流れではなく、拘束塑性流れであって一般的にいえば構造物の終局強度と直接結びつくものではない。しかしせん断座屈後の腹板の応力状態では斜引張が卓越する引張方向の対角線近傍の応力度が高く、かつこの対角線をはさむ帯部分が座屈後の荷重を担う重要な役割を果たしている。したがってこの帯の一部に降伏領域が発生し、次々に帯部分が降伏領域が広がることはその後の挙動に重要な意味をもつものと考えられる。

以上で述べた第1段階の余剰強度は設計において積極的に利用を考えてよいものと思われる。ただしこの第1段階の余剰強度を利用するに際して次の2つのことがらに留意せねばならないと考える。まず第2段階にある程度の強度の余裕をみておく必要がある。第2段階の余剰強度があまり期待できない場合には比較的応力的にも変形的にも変化の度合いが小さい第1段階から第2段階に入るとほとんど崩壊状態に至るので、急激な強度低下を招くことになる。したがって3)の第1段階と第2段階の余剰強度の量的関係が問題となろう。次に留意する点は第1段階における腹板のたわみの程度を把握することであり、これは主として外観上の問題である。なお疲労

* 正会員 工修 東洋大学講師 工学部土木工学科

を考慮する必要がある場合には後座屈強度の利用を許容しない場合も考えられる。これについては本論文ではふれていない。

せん断降伏限界強度をプレートガーダー腹板の設計へ反映させる1つの形式としてはすでに設計示方書の中に採用されつつある荷重係数設計のもとで考えられよう。プレートガーダーの限界状態としては、1) 静的終局強度、2) 疲労強度、3) 変形限界、4) 振動、騒音限界があげられる³¹⁾。プレートガーダーの構造を決める基本的な限界状態は1)の静的終局強度であることはいままでもないが、最終的な設計としては、2), 3), 4)の各限界状態についてもなんらかの検討を要し、設計示方書の中でそれらをどのような形で規定するかはプレートガーダーに対する荷重係数設計を定着させるうえで今後の重要な課題でもある。さて、2), 3), 4)の各限界状態に対する検討を想定した場合、まずプレートガーダー腹板を弾性状態にとどめるべきかあるいは非弾性状態まで考えるかが重要な判断項目の1つと考えられる。前者が妥当と考えられる場合は筆者の提示する弾性限荷重であるせん断降伏限界強度は1つのよりどころとなる。荷重特性によって限界状態を変えている一例として、the New Edition of Czechoslovak Design Specifications³²⁾は動荷重に対しては、腹板の限界状態は降伏領域発生時を考え、また静荷重に対しては塑性領域まで考慮している。

1)のせん断降伏限界強度の考え方は Bergman³⁾、あるいは Skaloud²⁾らにより提示されているが、腹板が座屈後終局強度状態に至る過程でそれをとらえ、終局強度と関連させて後座屈強度を論じた例はないように思われる。終局強度状態に至る全過程を明確にすることは無理であるが、応力的にも変形的にも座屈後終局強度に至る過程の中で1つの指標を与えている1)のせん断降伏限界強度を提示し、それと終局せん断強度との関連性を把握することにより、終局強度状態に至る過程を説明するものであって、後座屈強度を利用するうえで一資料となるものと考えられる。

2. せん断降伏限界強度

(1) 座屈後降伏領域発生までの挙動

せん断座屈後の腹板には座屈波形による2次的な応力が発生する。この2次的な応力は板面内方向の応力(膜応力)と座屈波形そのものによる曲げ応力とがある。座屈後のたわみ波形のパターンは腹板の幅厚比、縦横比、腹板の曲げ剛性と腹板周囲のフランジ、補剛材等の縁材の剛性との関係で相違する。たとえば幅厚比が大きく、縁材が rigid であると、座屈超過度が大きい場合は作用せ

ん断力の方向に対して約 45° の方向に多数の波がほぼ平行に生じ、いわゆる Wagner 理論が適用される完全張力場となる。しかし通常の土木構造における薄板構造では幅厚比は比較的小さいものであり、縁材も flexible となる。この場合は波の数は少なく引張方向の対角線付近に集中してくる。またこのたわみ波形は荷重段階によっても変化する傾向がある³³⁾。また Crisfield¹⁴⁾ は荷重が増大するに従いたわみ波形はより狭くかつ深くなることを指摘している。この事実は筆者の実験においても認められている。また Crisfield は崩壊時の機構状態に言及して、終局強度に到達したときはフランジは比較的直線を保っているが、載荷の最終状態、換言すれば機構状態の最終点すなわちパネル全体としての変形能力を超え、部分的に破壊あるいは不安定現象を示す状態になるとフランジに大きな変形が発生することを述べている。この事実はフランジの後座屈挙動を考えるうえで注目すべきことであろう。

腹板の縦横比が1と大きく異なる場合は図-1のように発生する座屈波は数波平行に生じ、その方向は腹板の対角線方向と一致しない。Chern and Ostapenko⁹⁾によれば腹板の縦横比が3より大きくなると発生する座屈波は2個となる傾向がある。また Huslid¹⁵⁾は縦横比がそ

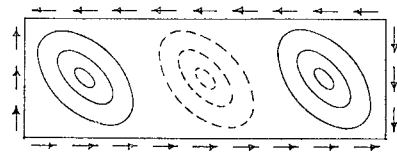


図-1 α が1と大きく異なる場合の座屈波

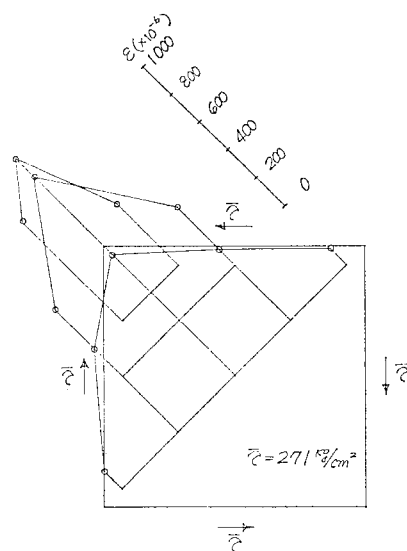


図-2 引張まひずみの分布状況 (試験片 2-C-1)

れぞれ 2, 3, 4 の片持支持のプレートガーダーの載荷試験を行い、縦横比が 3 のときは 2 個の座屈波が顕著に発生することを述べている。しかし座屈波が 2 個発生する場合でもフランジが比較的 rigid であれば波形は荷重段階により変化し、終局強度状態に近づくにつれて腹板の対角線方向の波形が顕著となってくる¹⁶⁾。

このたわみ波形による 2 次的応力は一般的に引張方向の対角線近くにおいて高い。図-2 の筆者の試験結果 (Appendix 参照) はこれを裏づけるものである。この付近は張力場における斜張力が卓越する領域である。この斜張力のアンカーとなる腹板の隅においては引張応力のみならず圧縮応力も高いことが実験結果から判明している (図-23)。Basler⁶⁾ はこのことを Gusset Plate Action とよんで応力度の高いことを説明している。また Bryan and El-Dakhkhni¹⁷⁾ は座屈後における圧縮応力は張力場の緊張性 (tautness) により座屈後の変形が抵抗されて増大することを述べているが、このことは隅においてはいっそう顕著となることである。したがってまずこの隅付近から降伏が始まりだんだんと腹板中央へと降伏領域が拡大していくと考えられる。次節において縦横比がおおむね 0.5 から 2 までの範囲の腹板について降伏領域発生時の作用平均せん断応力 $\bar{\tau}_y$ を求めてみる。降伏領域発生時のせん断強度すなわちせん断降伏限界強度 V_y は $\bar{\tau}_y b t$ で表される。

(2) 降伏領域発生時の作用平均せん断応力

隅付近を含めた斜張力が卓越する腹板対角線近傍の帯内において作用平均せん断応力 $\bar{\tau}$ に対する Mises の降伏条件に基づく比較応力 σ_M の変化状況について無次元化したものを図-3 に例示する。図-3 に示す $\sigma_M / \sqrt{3}\bar{\tau}$ は張力場発生後の σ_M と純せん断状態における σ_M す

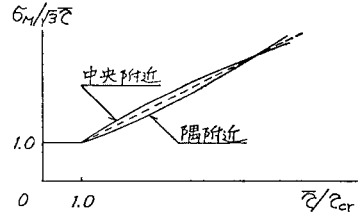


図-4 腹板隅付近および中央付近における σ_M の変化状況のパターン

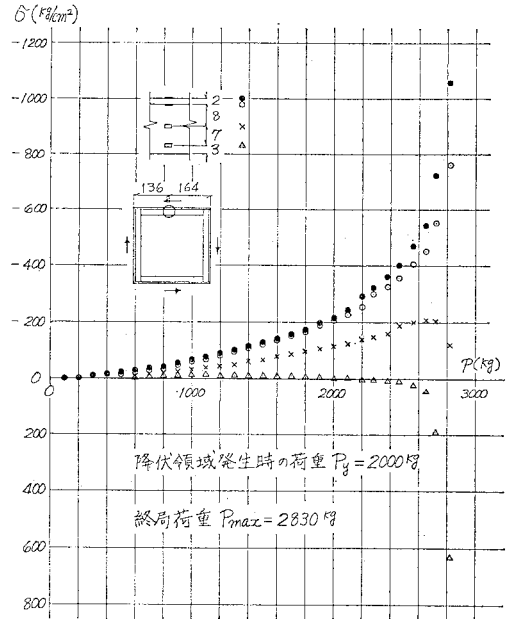


図-5 フランジに作用する応力 (試験片 2-C-1)

なわち $\sqrt{3}\bar{\tau}$ との比を示し、せん断座屈後に発生する 2 次的面内応力の大きさの程度を表すものである。なお σ_M の算出にあたっては膜応力のみを考慮している。すなわち腹板表面においてではなく腹板中立面における降伏を考えるものである。図中の曲線は降伏限界を示す。図には隅付近および腹板中央付近を含めて帯内全領域の変化状況をいっしょにプロットしてある。隅付近および腹板中央付近だけに注目すればその変化状況は図-4のごとく模写される。それによると低荷重段階では腹板中央付近において σ_M が高く、荷重段階が上がるにつれて隅付近における σ_M が腹板中央付近におけるそれに比べて高くなっていく傾向を示している。しかしその差はそれほど顕著なものではない。した

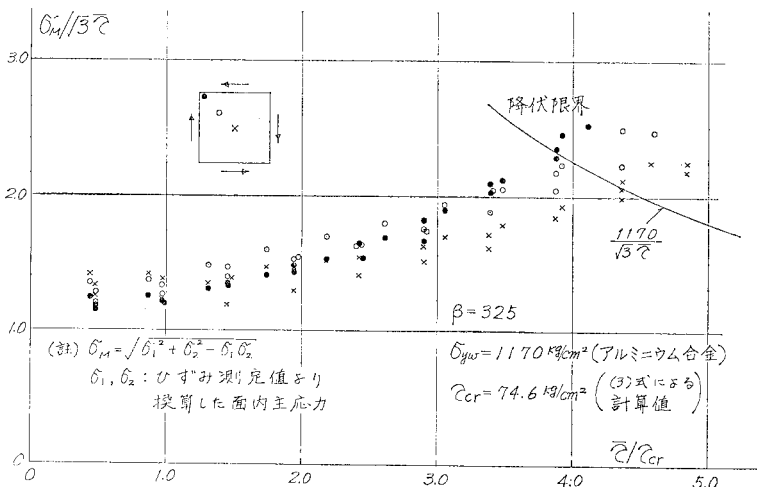


図-3 $\sigma_M / \sqrt{3}\bar{\tau}$ と x/c_{cr} との関係

がって隅付近および腹板中央付近を含めた帯全体における σ_M の最大値をとって考えるならばその変化は作用荷重に対してほぼ線形的な関係を示しているといえよう。この σ_M が腹板材料の降伏応力 σ_{yw} に到達した時点が降伏領域発生となるが、これを境にしてその後のまだ降伏していない部分における σ_M と $\bar{\sigma}$ との関係は急変する (Appendix, 図-25)。またこの降伏領域が発生するまでの第1段階では斜張力による腹板面内方向の曲げによって発生するフランジの応力は小さくかつ荷重とほぼ比例することが図-5の筆者の試験結果 (Appendix 参照) よりいえる。総じてこの降伏領域発生までの第1段階においては腹板およびフランジの応力状態は降伏領域発生後の第2段階に比べて荷重に対する非線形性はそれほど顕著なものではないことがいえる。

Vasarhelyi ほか¹⁸⁾は降伏領域発生時のせん断強度と腹板のせん断座屈強度との間には相関関係があることを示唆しているがその関係式は示されていない。筆者は降伏領域発生時の作用平均せん断応力 $\bar{\tau}_y$ を次のようにして求めてみる。内外の実験データおよび筆者の実験データ 28 例より $\bar{\tau}_y/\tau_{cr}$ と τ_{cr}/τ_{yw} との関係を図示すると図-6のような相関関係が推定される。図示されている実験データについてそのもととなっている実験については後で説明をするが、ここではまとめて表-1に示す。この $\bar{\tau}_y/\tau_{cr}(=\eta_y)$ と $\tau_{cr}/\tau_{yw}(=\xi_y)$ との相関関係式を次式のように仮定し、

$$\eta_y = A + B/\xi_y + C/\xi_y^2 \dots\dots\dots (1)$$

係数 A, B, C を表-1 の 28 例のデータより最小自乗法を用いて求めると次のように決定される。

$$A = 0.3273, B = 0.3793, C = 0.001605 \dots\dots (2)$$

図-6 で実線で示されている曲線は式 (2) の係数を有する式 (1) を表したものである。

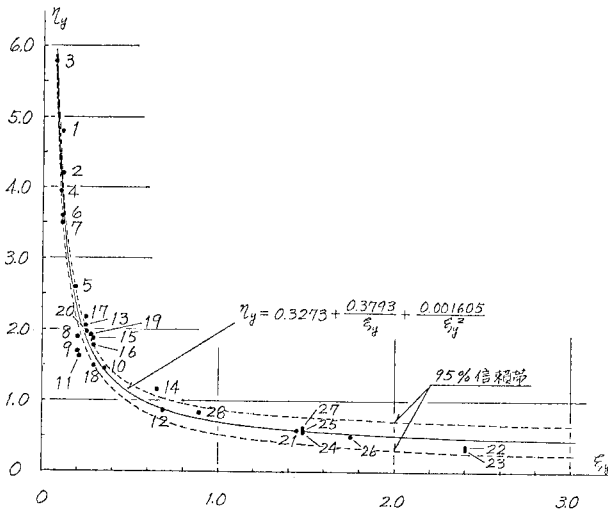


図-6 $\bar{\tau}_y/\tau_{cr}$ と τ_{cr}/τ_{yw} との相関関係

表-1 各載荷試験における $\bar{\tau}_y/\tau_{cr}$ および τ_{cr}/τ_{yw} の試験結果

番号 <i>i</i>	$\eta_y = \bar{\tau}_y/\tau_{cr}$	$\xi_y = \tau_{cr}/\tau_{yw}$	摘 要		材 質*
1	4.8	0.110	筆 者	2-C-1, $\alpha=1.0$	A(AA-1100)
2	4.2	0.110	〃	2-C-2, $\alpha=1.0$	〃
3	5.8	0.072	〃	1-B-1, $\alpha=1.0$	〃
4	3.96	0.103	〃	1-A-A1, $\alpha=1.0$	〃
5	2.6	0.183	〃	1-A-A2, $\alpha=1.0$	〃
6	3.6	0.113	〃	1-A-S1, $\alpha=1.0$	S(SS 41)
7	3.5	0.113	〃	1-A-S2, $\alpha=1.0$	〃
8	1.9	0.200	〃	1-A-S3, $\alpha=1.0$	〃
9	1.7	0.200	〃	1-A-S4, $\alpha=1.0$	〃
10	1.45	0.350	Wästlund (ほか ²²⁾	A1, $\alpha=1$	S(St 44)
11	1.63	0.206	〃	A3, $\alpha=1$	S(St 37)
12	0.87	0.681	〃	A4, $\alpha=2$	〃
13	2.06	0.243	Cooper (ほか ²³⁾	H2-T1, $\alpha=1$	S
14	1.16	0.652	〃	H2-T2, $\alpha=0.5$	S
15	1.88	0.288	筆 者	2-C-3, $\alpha=0.462$	A(AA-1100)
16	1.78	0.288	Rockey ²⁴⁾	BTG/1	A(H10 WP)
17	2.17	0.242	〃	BTG/3	〃
18	1.49	0.289	〃	BTG/4	〃
19	1.93	0.276	〃	BTG/5	〃
20	1.97	0.252	〃	ATG/1	〃
21	0.61	1.445	筆 者	$\alpha=0.47^{**}$	S(SM 41)
22	0.37	2.40	Sakai (ほか ²⁵⁾	G-1, $\alpha=2.61$	S(HICON 36)
23	0.35	2.40	〃	G-2, $\alpha=2.61$	〃
24	0.57	1.48	〃	G-3, $\alpha=2.68$	〃
25	0.60	1.48	〃	G-5, $\alpha=2.68$	〃
26	0.50	1.75	〃	G-6, $\alpha=1.25$	〃
27	0.63	1.48	〃	G-7, $\alpha=2.68$	〃
28	0.84	0.889	〃	G-9, $\alpha=2.78$	〃

* A: アルミニウム合金, S: スティール

** 研究室卒業研究 (未発表)

表-1 に示す実験データのもととなっている各実験については Appendix に示す。

以上表-1 で引用した実験データには次に述べる点で推定上の誤差を含んでいると考えられる。まず腹板内に最初に発生する降伏領域を示しているか否かという点、次に腹板面内応力または腹板面内応力と腹板の面外曲げ応力の合成応力とに分類して表されているか否かという点である。前者の点についてはいずれの実験データも斜張力が卓越する対角線付近の帯内におけるものと考えられ、帯内の一点が降伏し帯内全域に降伏領域が広がるまでに要する荷重は筆者の実験によればかなり小さいものである。すなわち帯内の一点が降伏すればすぐに帯内全域に降伏領域が広がるものと考えてよい。後者の点については実験データのうちに η_y が 2 付近からそれ以下の範囲のデータで考えられるもので、この範囲の荷重段階では Mises の比較応力を考えるうえで、腹板面内応力だけによるものと腹板面内応力と面外曲げ応力の合成応力によるものとの差は比較的小さいものと考えられる。以上で述べた誤差以外にも実験上の誤差が考えられる。実験式 (1) によるあてはめの精度を検討する意味で実験式

で推定される値に対する各実験データの 95% 信頼帯を図-6 に図示しておく。

式 (2) の係数 A, B, C をもつ式 (1) の関係を検証する意味で、せん断降伏限界強度について比較的組織的に求めている Vasarhelyi ほか¹⁸⁾の載荷試験結果を引用し、それらに対する式 (1) の計算結果との対比をみることにする。

まず Vasarhelyi ほかの実物大のリベット接合プレートガーダー載荷試験についてその概要を以下に述べる。試験桁は図-7 に示すような諸元を有し、材質は ASTM A-7 である。またリベット材は ASTM A-141 である。腹板厚および鉛直補剛材間隔を除いては AASHO の示方書 (第 6 版, 1953) に準じて設計されている。腹板の厚さは支間中央を境にして半分ずつ 1/4 in. および 5/16 in. となっている。荷重は 2 点載荷により加えられている。本論文で引用している最大試験荷重は腹板表面にリューダース線を表すクラックが発生する時点の荷重を示す。このリューダース線は引張対角方向と約 45° をなしていることが確認されていることから、腹板はそれに発生している張力場での斜張力により降伏に至ったと考えられる。その最初に降伏する領域は、どのパネルにおいても筆者の試験結果と同様に斜張力が卓越する隅付近であることが確認されている。

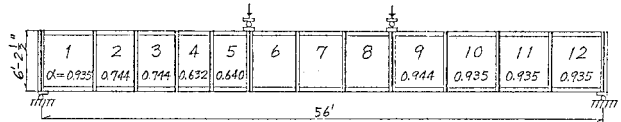


図-7 試験桁 (Vasarhelyi ほかの載荷試験)

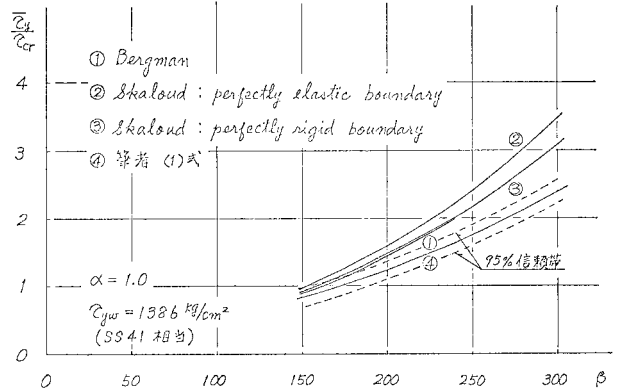


図-8 Bergman, Skaloud および式 (1) による $\bar{\tau}_y/\tau_{cr}$ の比較

$$\tau_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \dots\dots\dots (3)$$

$$\left. \begin{aligned} k &= \frac{5.34}{\alpha^2} + \frac{6.55}{\alpha} - 13.71 + 14.10 \alpha \quad (\alpha \leq 1.0) \\ k &= 8.98 + \frac{6.18}{\alpha^2} - \frac{2.88}{\alpha^3} \quad (\alpha > 1.0) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

式 (4) 中の α は腹板の縦横比で $\alpha = a/b$ である。腹板の寸法 a, b はそれぞれ左右鉛直補剛材、上下フランジの純間隔としている。また筆者のせん断試験を含めてリベットあるいはボルト接合プレートガーダー腹板の場合は図-22 のように左右鉛直補剛材、上下フランジの山形材の脚先間隔としている。前述の Vasarhelyi ほかの試験結果には腹板のたわみから求めたせん断座屈応力の推定値があるが、総じて 4 辺単純支持の場合より 2 辺固定支持、2 辺単純支持の場合の計算値に近いものであることが述べられている。

図-8 に $\tau_{yw} = 1386 \text{ kg/cm}^2$ (SS 41 相当)、 $\alpha = 1$ の場合の $\bar{\tau}_y/\tau_{cr}$ と腹板の幅厚比 β との関係について、B.S. 153 の腹板設計規準の背景となっている Bergman の理論計算をもとにしたもの¹⁰⁾、Skaloud²⁾ が与えたものおよび式 (1) によるものの 3 者を対比させて図示する。ただし腹板の弾性せん断座屈応力 τ_{cr} は本文式 (3)、(4) より計算している。筆者の式 (1) による値はほかのものに比べて小さい値となっている。図示されている Bergman の理論計算では腹板表面での降伏すなわち腹板面内応力と面外曲げ応力との合成応力による降伏を考えている。しかし面内方向移動を拘束しているため、結果的には Mises の降伏条件に基づく比較応力を過小評

表-2 計算結果と試験結果との対比

パネル番号	ξ_y	η_y		η_y^{th}/η_y^{ex}
		η_y^{th}	η_y^{ex}	
1	0.158	2.79	2.66	1.05
2	0.177	2.52	1.81	1.39
3	0.191	2.36	1.86	1.27
4	0.237	1.96	1.35	1.45
5	0.233	1.98	1.47	1.35
9	0.246	1.90	1.81	1.05
10	0.247	1.89	1.80	1.05
11	0.247	1.89	1.76	1.07
12	0.247	1.89	1.78	1.06

価している。なお Skaloud のものは腹板中立面での降伏、すなわち腹板面内応力のみによる降伏を考えている。図-8より筆者が与えたせん断降伏限界強度は Bergman および Skaloud が与えたものと比較して、たとえば縦横比 $\alpha=1$ 、幅厚比 $\beta=200\sim 250$ の範囲の SS 41 相当のスティール腹板では Bergman らの与えた値の約 75% から 80% であり、 β が大きくなるに従って低い値となっている。

3. 終局せん断強度

(1) 降伏領域の広がり

ここでは 2. で求めたせん断降伏限界強度を含めて終局強度状態に至るまでの強度を算定する。対象とする腹板は上下フランジ、左右鉛直補剛材で囲まれた初期不整のないパネルである。

終局せん断強度を求めるにあたってまず腹板の降伏領域の広がり方を次のように設定する。斜張力のアンカーとなる隅付近に降伏領域が発生し、腹板中央へと拡大していくことは 2. で述べた。その状況を図-9に示す。これによると腹板隅付近に降伏領域が発生するとほどな

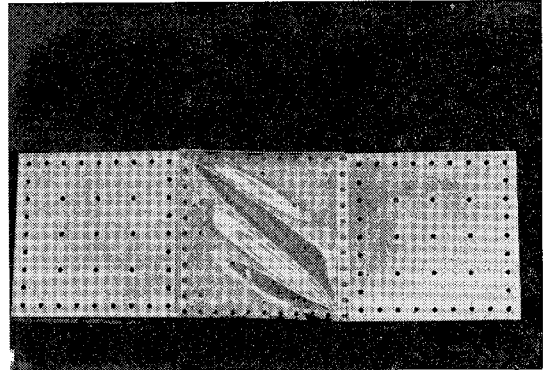
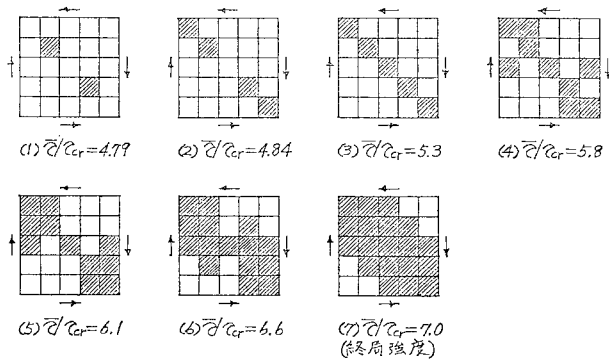
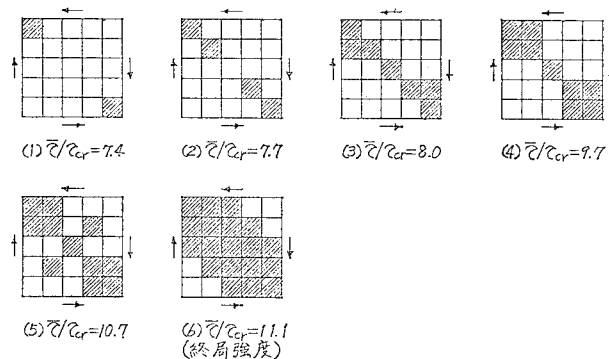


写真-1 終局強度状態における試験片 (せん断試験その2)

く斜張力が卓越する対角線付近の帯全体がまず降伏することがわかる。図-9は筆者の実験結果 (Appendix 参照) の一例で、(a) は材質がアルミニウム合金の場合で、(b) はスティールの場合である。(a) の場合、フランジは終局強度到達時においても弾性状態で腹板がそのせん断強度限界に到達した一例である。この場合終局強度到達時においても腹板全領域が降伏していないことは注目されよう。試験終了後腹板とフランジ間の接合状態を調べたが、ボルト穴の変形あるいはすべり等は認められなかった。(b) の場合はフランジに塑性ヒンジが発生して終局強度に到達した一例である。写真-1に終局強度状態のアルミニウム合金試験片および図-10に同状態において腹板の表面に生じていたすべり線 (リューダース線) の発生状態のスケッチを示す。これは図-9 (a) の (7) に対するものであって降伏領域の状況とすべり線の発生状態とはよく対応している。そこで筆者は図-11のごとき降伏領域の広がり方のモデルを想定した。図-11の想定のもう 1 つの背景として上下フランジはせん断に対して抵抗せず、パネル断面内に作用するせん断力はすべて腹板が受けもつ



(a) アルミニウム合金 (試験片 2-C-2)



(b) スティール (試験片 2-C-5)

図-9 降伏領域の広がり方

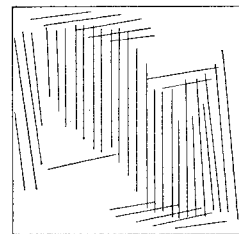


図-10 すべり線の発生状態 (終局強度状態)

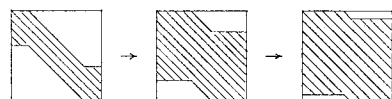


図-11 降伏領域の広がり方のモデル

のと仮定している。フランジを腹板から切り離して補剛材位置で支持されたりとみなし、斜張力を作用させるならば必然的にフランジはせん断力に抵抗する結果となる。フランジ内に発生するであろう塑性ヒンジの位置を求めるにあたってはフランジを補剛材位置で支持された独立のはりとみなすことは試験結果を説明する方法としてはきわめて簡単な方法で適当と考えられる。しかしパネル全体の挙動を考える場合はフランジと腹板は一体と考えるべきであって、パネル断面に働くせん断力は腹板が受けもつと考える方が実際的であろう。

(2) 終局せん断強度算定式

図-11 に想定した降伏領域が広がる過程で上下フランジに塑性ヒンジが発生する時点を終局強度としてその終局せん断強度を以下に求めてみる。その終局強度状態における降伏領域として

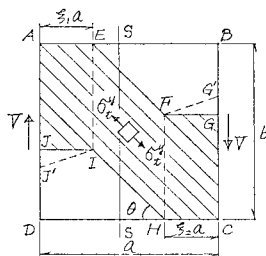


図-12 終局強度状態における降伏領域

図-12 のようなもの考える。降伏領域中の斜張力の傾きは全領域同一の θ と仮定する。実際の状態を考えると降伏領域中央部 EFHI では斜張力の傾きはほぼ同じと考えられるが、隅部 AEIJ および CHFG では斜張力の傾きは場所によって異なると思われる、すべり線の状況(図-10)から推測すると IJ, FG はそれぞれ IJ', FG' とした方が実際に近い。しかし解析の目的から考えて降伏領域を AEFHG'CHIJ' とし、隅部 AEIJ', CHFG' で θ を変化させることは取り扱いを複雑化させるだけでメリットは少ない。

座屈後の腹板のせん断強度 V は他のモデル解析法と同じく、

$$V = V_{cr} + V_T \dots \dots \dots (5)$$

で表現されるものとする。 V_{cr} は座屈時の腹板のせん断強度で通常のはり理論から定まる量であり、 V_T は張力場における斜張力の鉛直成分による腹板のせん断強度を示す。このほかに腹板周囲の縁材が枠を形成することによって生ずるせん断強度 V_F を考慮する場合は式(5)にさらに V_F が加算されて、

$$V = V_{cr} + V_T + V_F \dots \dots \dots (6)$$

となる。なおこの枠作用によるせん断強度は座屈後の張力場作用とは無関係に定まる量である。 V_{cr} は式(3)、(4)により計算されるせん断座屈応力 τ_{cr} を用いて、

$$V_{cr} = \tau_{cr}bt \dots \dots \dots (7)$$

によって表される。式(3)、(4)により計算した τ_{cr} が $\tau_{cr}/\tau_{yw} \geq 0.5$ の範囲に入る場合は非弾性座屈領域に入

るものとし、その場合の非弾性座屈応力 τ_{cri} は次の modified Johnson's column formula により計算するものとする。

$$\lambda < \sqrt{2} : \tau_{cri}/\tau_{yw} = 1 - 0.25\lambda^2 \dots \dots \dots (8)$$

上式中の λ は等価幅厚比とよばれるもので、

$$\lambda = \sqrt{\frac{\tau_{yw}}{\tau_{cr}}} = \frac{b}{t} \sqrt{\left(\frac{\epsilon_{yw}}{\sqrt{3}}\right) \frac{12(1-\mu^2)}{\pi^2 k}} \dots \dots (9)$$

で示される。

板の非弾性せん断座屈曲線としては Ostapenko-Chern の式⁹⁾、椋代らの式³³⁾および Basler の式⁶⁾等がある。このうち Basler の式はほかで行われた実験値と比較するとやや大きめの値を算出することが指摘されている^{9),33)}。Ostapenko-Chern の式および椋代らの式は $0.58 < \lambda < \sqrt{2}$ の範囲では柱の非弾性座屈曲線を示す modified Johnson's column formula と大した差はなく、したがってここでは式の表現が最も簡単な modified Johnson's column formula を使用した。ただしひずみ硬化領域 ($\lambda < 0.58$) では他の2つとの差が大きくなるので、すなわち modified Johnson's column formula はひずみ硬化の影響を考慮していないので問題点を残す。

V_T は図-12 において断面 S-S 内の腹板に作用する降伏領域内のせん断力として与えられ、次のように表される。

$$V_T = \sigma_t^y bt \cos \theta \sin \theta \{1 - (1 - \xi_1 - \xi_2) \alpha \tan \theta\} \dots \dots \dots (10)$$

σ_t^y は降伏領域内における斜引張降伏応力を表し、

$$\sigma_t^y = \sigma_{yw} \left(1 - \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) \dots \dots \dots (11)$$

で示されるものである⁶⁾。 σ_{yw} , τ_{yw} はそれぞれ腹板材料の降伏応力およびせん断降伏応力を示す。 ξ_1 , ξ_2 はそれぞれ上フランジ、下フランジ内の降伏帯のアンカー領域を示している。

式(10)から V_T を最大にする σ_t^y の傾き θ は、

$$\tan 2\theta = \frac{1}{(1 - \xi_1 - \xi_2) \alpha} \dots \dots \dots (12)$$

で与えられる。 ξ_1 , ξ_2 は、

$$\xi_1 + \xi_2 \leq 1 \dots \dots \dots (13)$$

を満足するもので $\xi_1 + \xi_2 = 1$ (上下フランジが対称で $\xi_1 = \xi_2 = \xi$ の場合は $\xi = 1/2$) の場合は全領域降伏であって $\theta = 45^\circ$ となり Wagner の完全張力場となる。 θ が式(12)を満足するときの V_T は、

$$V_{Tmax} = \frac{1 - (1 - \xi_1 - \xi_2) \alpha \sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1}}{2 \sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1}} \sigma_t^y bt \dots \dots \dots (14)$$

で表される。したがって σ_t^y が式(11)で与えられ、かつその傾き θ が式(12)を満足する場合は座屈後の終

局せん断強度 V_{ult} は枠作用によるせん断強度 V_F を考慮した場合、式 (6) より、

$$\frac{V_{ult}}{V_p} = \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}} + \sqrt{3} \frac{1 - (1 - \xi_1 - \xi_2) \alpha \sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1} + (1 - \xi_1 - \xi_2) \alpha^2}{2 \sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1}} \cdot \left(1 - \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) + \frac{2}{a V_p} (M_{p1} + M_{p2}) \dots (15)$$

V_p は腹板の全塑性せん断力で $\tau_{yw} b t$ で与えられるものである。また M_{p1} , M_{p2} はそれぞれ上フランジ、下フランジの全塑性モーメントを表す。

(3) フランジにおける降伏帯のアンカー領域 ξ とフランジの全塑性モーメント M_p との関係

式 (12) の θ および式 (15) の V_{ult}/V_p はともに ξ の関数であって、その ξ はフランジの強度によって決まるものである。図-13

のようにフランジを左右鉛直補剛材上で単純支持された独立のはりともみなすと (図は上フランジの場合を示している) アンカー領域 $\xi_j a$ をもつ斜め張力 σ_j^y の作用によりこのはりに生ずる最大曲げモーメント M_{jmax} は次式により示される。

$$\frac{M_{jmax}}{p_j a^2} = \frac{\xi_j^2 (2 - \xi_j)^2}{8} \dots (16)$$

p_j は斜張力 σ_j^y の作用により、はりの軸に直角な方向に加わる軸方向単位長さ当りの荷重を示し、

$$p_j = \sigma_{yw} \left(1 - \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) b^2 t \frac{\{\sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1} - (1 - \xi_1 - \xi_2) \alpha\}}{2 \alpha^2 \sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1}} \dots (17)$$

で表される。アンカー領域 $\xi_j a$ が拡大するにつれて式 (16) で示される M_{jmax} は大きくなり、このはりの全塑性モーメント M_{pj} と等しくなる時点において、その作用位置に塑性ヒンジが発生する。したがって M_{pj} より決まる ξ_j は $M_{pj} = M_{jmax}$ すなわち、

$$\frac{M_{pj}}{\sigma_{yw} b^2 t} = \frac{\xi_j^2 (2 - \xi_j)^2}{8} \frac{\{\sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1} - (1 - \xi_1 - \xi_2) \alpha\}}{2 \sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1}} \cdot \left(1 - \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) \dots (18)$$

より決定される。サフィックス j は 1 が上フランジ、2 が下フランジを表している。

$\xi_1 + \xi_2 = 1$ となる場合の式 (18) の関係は、まず上下フランジが対称な場合は $\xi_1 = \xi_2 = \xi = 1/2$ となるので式 (18) は、

$$\frac{M_p}{\sigma_{yw} b^2 t} = \frac{9}{256} \alpha^2 \left(1 - \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) \dots (19)$$

となる ($M_{p1} = M_{p2} = M_p$ としている)。非対称な場合は次のようになる。 $M_{p2} = i M_{p1}$ として式 (18) より ξ_1 と ξ_2 の関係を求めれば、

$$\xi_2 = 1 - \sqrt{1 - \sqrt{i} \xi_1 (2 - \xi_1)} \dots (20)$$

と与えられる。したがって $\xi_1 + \xi_2 = 1$ となる場合は、

$$\xi_1 = \frac{\sqrt{i} - \sqrt{i - (\sqrt{i} - 1)}}{\sqrt{i} - 1} \dots (21)$$

となり、式 (18) は、

$$\frac{M_{p1}}{\sigma_{yw} b^2 t} = \frac{\{2 \sqrt{i - (\sqrt{i} - 1)} - (\sqrt{i} + 1)\}^2}{(\sqrt{i} - 1)^4} \frac{\alpha^2}{16} \cdot \left(1 - \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) \dots (22)$$

となる。ただし $i = M_{p2}/M_{p1} > 1$ としている。

式 (15) の第3項の枠作用 V_F/V_p は、 $V_p = \tau_{yw} b t = (\sigma_{yw}/\sqrt{3}) b t$, $M_{p2} = i M_{p1}$ および $\alpha = a/b$ の関係を考慮すれば次式のように表せる。

$$\frac{V_F}{V_p} = (1 + i) \frac{2 \sqrt{3}}{\alpha} \frac{M_{p1}}{\sigma_{yw} b^2 t} \dots (23)$$

M_{p1} が式 (19) あるいは式 (22) が与える値より大きい場合等しい場合はフランジ強度は枠作用によるせん断強度 V_F のみに関係する。そして等しい場合は終局強度到達と同時にフランジに塑性ヒンジが発生することになる。なおこれらの場合 ξ_1, ξ_2 は $\xi_1 + \xi_2 = 1$ を満足するものであり、上下フランジが対称な場合は $\xi_1 = \xi_2 = \xi = 1/2$ である。 M_{p1} が式 (19) あるいは式 (22) が与える値より小さい場合はフランジ強度は張力場作用によるせん断強度 V_T にも関係する。降伏帯のアンカー領域が ξ_1 まで拡大した時点でフランジに塑性ヒンジが発生し終局強度に到達する場合、枠作用を示す式 (23) は式 (18) を用い、腹板の等価厚厚比 λ を変数として次式のようにも表される。

$$\frac{V_F}{V_p} = (1 + i) \frac{\sqrt{3}}{8} \frac{\xi_1^2 (2 - \xi_1)^2 \{\sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1} - (1 - \xi_1 - \xi_2) \alpha\}}{\sqrt{(1 - \xi_1 - \xi_2)^2 \alpha^2 + 1}} \cdot \left(1 - \frac{1}{\lambda^2}\right) \dots (24)$$

終局強度到達時の降伏帯のアンカー領域 ξ_j は式 (18) より定まり、次式から塑性ヒンジ発生位置 c/a が決まる。

$$\frac{c}{a} = \frac{\xi_j (2 - \xi_j)}{2} \dots (25)$$

式 (25) は図-13 に示す単純はりを単純塑性解析した結果である。図-14 に式 (18) と式 (25) より得られる M_{pj} と ξ_j との関係および M_{pj} と c/a との関係を上下フランジが対称な場合に対して図示する。

次にフランジを左右鉛直補剛材上で固定支持された独立のはりともみなす場合式 (18) に相当する関係は次式のように表される。

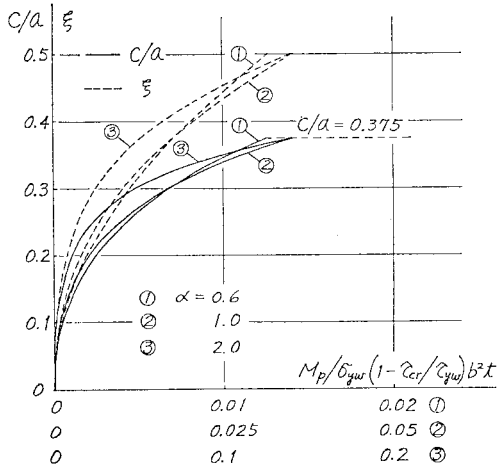


図-14 ξ , c/a と $M_p / \sigma_{yw} (1 - \tau_{cr} / \tau_{yw}) b^2 t$ との関係

$$\frac{M_{pj}}{\sigma_{yw} b^2 t} = \frac{M_{jmax}}{p_j a^2} \frac{\{\sqrt{(1-\xi_1-\xi_2)^2 \alpha^2 + 1} - (1-\xi_1-\xi_2)\alpha\} \alpha^2}{2\sqrt{(1-\xi_1-\xi_2)^2 \alpha^2 + 1}} \cdot \left(1 - \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) \dots (26)$$

上式中の $M_{jmax} / p_j a^2$ は ξ_j の範囲により、

$$\left. \begin{aligned} 0 \leq \xi_j < 0.4531 : \\ \frac{M_{jmax}}{p_j a^2} &= \frac{8}{9} - \frac{1}{12} \xi_j (8 - 6\xi_j + \xi_j^3) \\ &\quad - \frac{4}{9} \sqrt{4 - \frac{3}{4} \xi_j (8 - 6\xi_j + \xi_j^3)} \\ 0.4531 \leq \xi_j \leq 1 : \\ \frac{M_{jmax}}{p_j a^2} &= \frac{1}{16} \xi_j^2 (2 - \xi_j)^2 \end{aligned} \right\} \dots (27)$$

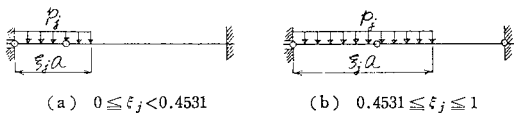


図-15 塑性ヒンジ発生位置

のごとく異なり、それぞれの場合の塑性ヒンジの発生位置は 図-15 に示すとおりである。上下フランジが対称な場合式 (19) に相当する式は次のようになる。

$$\frac{M_p}{\sigma_{yw} b^2 t} = \frac{9}{512} \alpha^2 \left(1 - \frac{\tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) \dots (28)$$

非対称な場合は式 (20)~(22) に相当する式は単純支持の場合のごとく簡単に陽な形で表現できない。

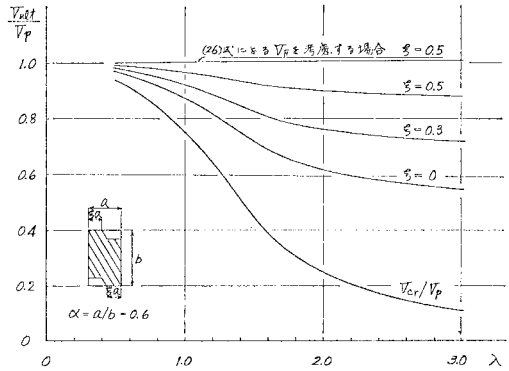
2. で述べたことであるが、終局強度到達後直ちに耐荷能力は失われず、機構状態に入るがこの段階でパネルのつり合い形式も変動していき、フランジに大きな変形が生じてくる。またこの機構状態において他の破壊形式が入ってくることも考えられる。したがって実験的に塑性ヒンジの位置を推定する場合はかなりの誤差が入って

くものとする。

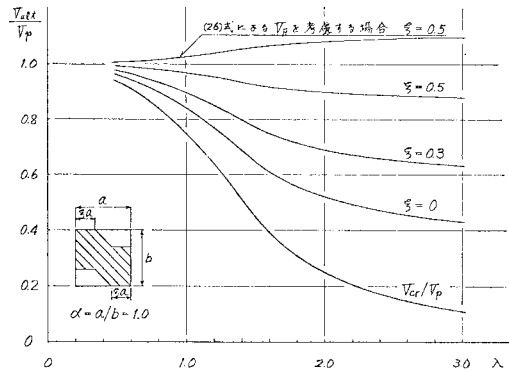
フランジの全塑性モーメント M_p を計算するにあたって腹板の協力幅 b_e は Rockey and Skaloud²⁰⁾ によれば、

$$b_e = 30 t \left(1 - \frac{2 \tau_{cr}}{\tau_{yw}}\right) \dots (29)$$

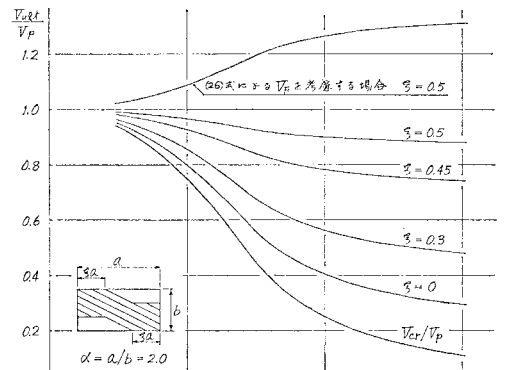
で与えられるとしている。筆者の実験結果によれば、フランジの構造形式の相違があるが式 (29) で示される値



(a) その 1



(b) その 2



(c) その 3

図-16 V_{ult} / V_p と等価幅厚比 λ との関係

より 30% 程度大きい結果を得ている。ただしこの値はフランジを左右鉛直補剛材上で単純支持されたはりとみなし、測定されたフランジ中央付近の応力より換算したものである。全塑性モーメント M_p に対する軸力の影響については、式 (29) で与えられる b_e がやや小さめであることおよび計算を簡単化することを考え、本論文では無視している。

(4) 数値計算結果

式 (15) より得られる V_{ult}/V_p の値を等価幅厚比 λ を変数、 α および ξ をパラメータとして表現すれば上下フランジが対称な場合 ($i=1$)、図-16 (a)~(c) が得られる。図には式 (15) で枠作用によるせん断強度 V_F を除いた場合が示されている。ただし $\xi=0.5$ の場合に対しては、その ξ まで降伏帯のアンカー領域が拡大した時点でフランジに塑性ヒンジが発生する場合の V_F (式 (24)) を考慮した V_{ult}/V_p が併記されている。降伏帯のアンカー領域 ξ は前節 (3) では未知量であって、フランジの全塑性モーメント M_p より求められるものであったが、ここでは V_{ult}/V_p の表現方法上 ξ をフランジの剛性を示すパラメータと考え、 ξ が大なるほどフランジの剛性も大きいことを示す。 $\xi=0.5, 0.3$ に相当するフランジの全塑性モーメント M_p は図-14 より求めることができる。

図-17 に $V_{Tmax}/\sigma_t^y b t$ と $\xi_1 + \xi_2$ の関係を示しておく。上、下フランジの全塑性モーメント M_{pj} から式 (18) あるいは式 (26), (27) を用いて ξ_j を決定し、その和 $\xi_1 + \xi_2$ を求めれば図-17 より $V_{Tmax}/\sigma_t^y b t$ が直ちに得られる。図-18 には上下フランジが対称な場合と非対称な場合の V_{ult}/V_p の比較を示す。この場合は横座標として λ の代りに $M_{p1}/\sigma_{yw} b^2 t$ としている。ただし図はフランジを左右鉛直補剛材上で単純支持されたはりとみなした場合が示されている。図中、曲線から直線に移る点は $\xi_1 + \xi_2 = 1$ ($i=1$ のときは $\xi_1 = \xi_2 = 0.5$) に

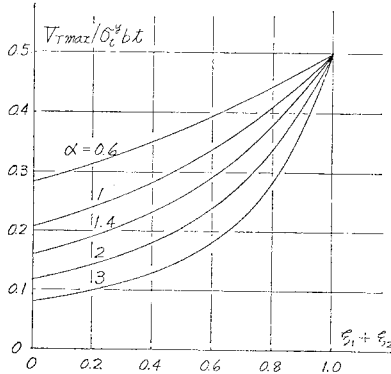


図-17 $V_{Tmax}/\sigma_t^y b t$ と $\xi_1 + \xi_2$ との関係

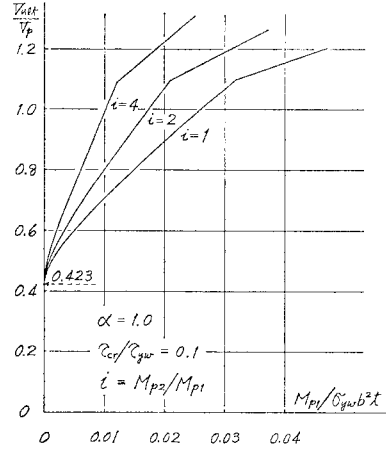


図-18 上下フランジが対称な場合と非対称な場合の V_{ult}/V_p の比較

到達した場合を示し、直線部分は式 (23) で示される枠作用によるせん断強度 V_F/V_p のみが増す範囲である。 $\xi_1 + \xi_2 = 1$ に到達した直後の V_{ult}/V_p の値は $i=1, 2, 4$ の場合それぞれ $V_{ult}/V_p = 1.0986, 1.0956, 1.0892$ である。 $V_{ult}/V_p = 0.423$ の点はフランジが非常に flexible な場合 ($\xi_j = 0$) を示す。

(5) 試験結果との比較

式 (15) で表される終局せん断強度算定式を検証する目的で内外でこれまでに行われている鋼製プレートガーダーの模型荷重試験あるいは実物大の荷重試験の試験結果との比較検討を以下に行う。

ここで取りあげている荷重試験例は 33 例で、そのうち 5 例は上下フランジが非対称な場合である。表-3 にそれらを示す。いずれの例も水平補剛材はなく腹板の縦横比は $\alpha = 0.5 \sim 3.0$ の範囲に入るものである。表-3 において筆者の終局せん断強度理論値と試験結果との比は、フランジを左右鉛直補剛材上で、(1) 単純支持された独立なはりとみなした場合、(2) 固定支持された独立なはりとみなした場合の両方に対して計算した値があげられている。また他の終局せん断強度理論と比較する目的で Basler 理論¹⁹⁾によるものおよび Rockey and Skaloud 理論²⁰⁾によるものが併記されている。表-3 より筆者の終局せん断強度理論値と荷重試験結果との比 $V_{ult}^{th}/V_{ult}^{ex}$ について、33 例に対する算術平均値、標準偏差および変動係数の各値を示すと表-4 のようになる。表中 (i) は 33 例全部に対するもの、(ii) は Rockey らの TG-20 および比較的精度の落ちる $\alpha = 3.0$ の場合の 4 例を除き、上下フランジが対称な場合の 24 例に対するもの、また (iii) は上下フランジが非対称な場合の 4 例に対するものである (Dimitri らの UG 1-1 を除い

表-3 載荷試験結果

Test Girders	Web			Flange			$\alpha = a/b$	V_{ult}^{ex}/V_p	$V_{ult}^{th}/V_{ult}^{ex}$			
	$b \times t_w$	σ_{yw}		$b_f \times t_f$	σ_{yf}				筆者 (1)	筆者 (2)	Basler ⁵⁾	Rockey & Skaloud ²⁰⁾
	mm mm	kg/cm ²	mm mm	kg/cm ²								
TG 14 ²⁰⁾	304.8×0.965	2 226	76.2× 3.12	3 081	1.0	0.681	0.953	1.05	1.00	0.81		
15	"	"	76.2× 5.00	2 885	"	0.788	0.934	1.07	0.87	0.94		
16	"	"	76.2× 6.45	3 446	"	0.840	1.03	1.19	0.81	0.99		
17	"	"	76.2× 9.32	3 129	"	1.045	1.04	1.04	0.65	0.83		
18	"	"	76.2×12.95	3 058	"	1.35	0.926	0.926	0.51	0.66		
19	"	"	76.2×15.52	2 689	"	"	"	"	"	"		
20	304.8×2.03	2 296	76.2× 3.25	3 081	"	0.624	1.36	1.40	1.47	1.15		
21	"	"	76.2× 4.88	2 885	"	0.870	1.02	1.06	1.05	0.96		
22	"	"	76.2× 6.48	3 446	"	0.964	0.983	1.04	0.94	0.93		
23	"	"	76.2× 9.22	3 129	"	0.995	1.04	1.04	0.92	0.95		
24	"	"	76.2×12.95	3 058	"	1.18	0.943	0.943	0.77	0.81		
25	"	"	76.2×15.54	2 689	"	1.27	0.909	0.909	0.72	0.76		
G6T1 ²⁴⁾	1270×4.9	2 580	308×19.8	2 664	1.5	0.567	0.993	1.09	1.04	0.85		
T2	"	"	"	"	0.75	0.733	1.11	1.24	1.06	1.12		
T3	"	"	"	"	0.5	0.866	1.14	1.19	1.03	1.02		
G7T1	1270×4.98	"	310×19.5	2 643	1.0	0.674	1.04	1.16	1.05	1.09		
T2	"	"	"	"	"	0.698	1.01	1.12	1.01	1.05		
H1-T1 ²⁵⁾	in. in.	ksi	in. in.	ksi	3.0	0.515	0.918 (0.992)	0.992 (1.04)	0.89	0.44		
T2	"	"	"	"	1.5	0.628	1.06	1.17	1.01	0.93		
H2-T1	50 × 0.390	110.2	18.06×1.006	105.5	1.0	0.739	1.09	1.22	1.00	1.22		
T2	"	"	"	"	0.5	0.906	1.12	1.12	1.03	1.04		
G1-1 ²⁷⁾	mm mm	kg/cm ²	mm mm	kg/cm ²	3.0	0.437	0.924 (1.01)	1.01 (1.06)	0.94	0.41		
2	"	"	"	"	1.5	0.570	1.05	1.17	1.04	0.93		
G2-1	950×6.6	"	250× 19	5 300	3.0	0.546	0.894 (0.949)	0.949 (0.987)	0.91	0.45		
2	"	"	"	"	1.5	0.696	0.944	1.02	0.95	0.84		
A-1 ²⁸⁾	478×2.3	2 580	140× 9	2 580	1.0	0.690	1.13	1.24	1.04			
2	"	"	"	"	1.5	0.605	1.07	1.16	0.97			
B-1	363×2.3	"	"	"	0.75	1.058	0.987	0.987	0.85			
2	"	"	"	"	1.5	0.724	1.14	1.22	0.93			
UG 1-1 ²⁹⁾	in. in.	ksi	in. in.	ksi	0.8	0.802	1.23	1.28				
UG 2-1	36.0×0.120	44.4	{ 8.0×0.625 8.0×0.625 10.5×0.750	34.2	1.2	0.694	1.11	1.34				
UG 3-1	36.0×0.122	43.2	"	36.7	1.6	0.594	1.02	1.20				
UG 4-1 ³⁰⁾	48.0×0.116	56.1	{ 10.0×0.750 13.0×1.384	34.1	1.77	0.453	1.01	1.17				
UG 4-6	48.0×0.183	35.5	{ 13.0×1.384 10.0×0.750	"	"	0.549	1.04	1.16				

表-4 表-3 の試験例に対する $V_{ult}^{th}/V_{ult}^{ex}$ の算術平均値, 標準偏差, 変動係数

$V_{ult}^{th}/V_{ult}^{ex}$	(i)	(ii)	(iii)
統計量			
算術平均値	1.036	1.028	1.043
標準偏差	0.099	0.072	0.045
変動係数	0.096	0.070	0.043

ている). なお $V_{ult}^{th}/V_{ult}^{ex}$ の値としては 表-3 において筆者 (1) に相当するもの, すなわちフランジを左右鉛直補剛材上で単純支持された独立なはりのみとした場合に対するものである. 表-3 より試験結果との対比は (1) の場合の方が優れている. (2) の場合の試験結果との対比 $V_{ult}^{th}/V_{ult}^{ex}$ は算術平均値 1.099, 標準偏差 0.100 および変動係数 0.091 となっている (表-4 (ii)

に対応する試験例に対するもの). したがって (1) の場合, すなわちフランジを左右鉛直補剛材上で単純支持された独立なはりのみとして腹板の終局せん断強度を算定する方が妥当であると思われる.

腹板の縦横比 α が 3.0 の場合に対しては式 (15) による終局せん断強度は試験結果をかなり下回っている. この点については Rockey らの理論においても同様にいえることであるが, フランジに降伏帯のアンカー領域を考える場合, $\alpha > 3.0$ の縦横比をもつ腹板においてはアンカー領域の長さすなわち降伏帯の幅を実際より過少に評価するためであることが長谷川ら²¹⁾により指摘されている. これに対して筆者は枠作用によるせん断強度 V_F をどの段階で算定するかによるものとする. すなわち終

局せん断強度 V_{ult} を式 (6) のごとくせん断座屈強度 V_{cr} 、張力場作用によるせん断強度 V_T および棒作用によるせん断強度 V_F の線形的な和と考えることに原因があり、特に V_F に対してはフランジに塑性ヒンジが発生して崩壊に至る場合、塑性ヒンジが発生する以前で考えるか、発生後に考えるかによって V_F の値が大幅に異なってくる。終局せん断強度到達前後の挙動はきわめて複雑で一概に断定できないが、 α が大きくなるにつれて V_F はフランジに塑性ヒンジが発生した後に生ずるものと考えた方がよいものと筆者は考える。 $\alpha=3.0$ の場合の試験結果 3 例に対して、この立場で V_F を計算し (具体的には $4M_p/a$ の代りに $2M_p/c$ を考える)、 V_{ult} を算定すると試験結果を精度よく評価できる (表-3 において () 内の数値がこれに相当する)。

4. せん断降伏限界強度と終局せん断強度との量的関係

2. および 3. で別個に求めたせん断降伏限界強度 V_y および終局せん断強度 V_{ult} を等価幅厚比 λ を変数として同一グラフに表現してみると図-19 のごとくなる。ここで述べている終局せん断強度は上下フランジが対称な場合で、棒作用によるせん断強度 V_F は除いたものである。図には比較検討のためにせん断座屈強度 V_{cr} を記入してある。 V_{ult} に対してはフランジが非常に flexible な場合 ($\xi=0$) と非常に rigid な場合 ($\xi=0.5$) の 2 つの場合を示している。 $\xi=0$ の場合で、 $\alpha > 1.0$ の縦横比をもつ腹板に対しては $V_{ult} < V_y$ の領域が認められるが、これはここでの終局せん断強度 V_{ult} の算定において棒作用によるせん断強度 V_F が無い ($\xi=0$) という仮想的な状態を想定しているためであると考えられる。図-16 (a)~(c) においてフランジ剛性が小さい場合の腹板縦横比に対する V_{ult} の変化状況と考え合わせ

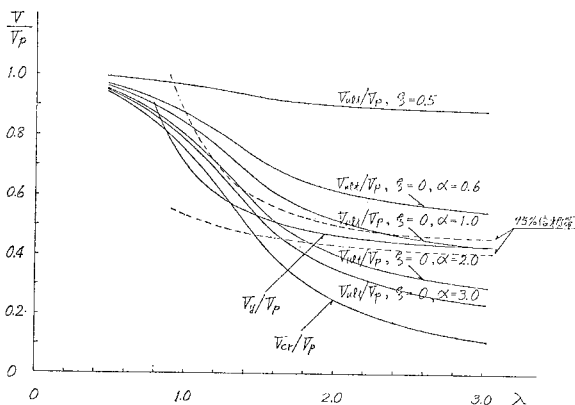


図-19 V_y/V_p と V_{ult}/V_p との関係

て、フランジが比較的 flexible な場合、 $(V_{ult}-V_y)$ はフランジの剛性により、また腹板の縦横比によりかなり相違することがいえるが、フランジが rigid な場合 ($\xi=0.5$) は $(V_{ult}-V_y)$ は弾性座屈の領域においてはほぼ一定で $0.40 V_p$ から $0.45 V_p$ と考えられる。非弾性座屈領域においては V_y と V_{cr} は近接しており、また V_{cr} 以後の後座屈強度もあまりないことがいえる。

1. のまえがきおよび 2. (1) で述べたことであるが、ここで再び強調したいことは V_{cr} 以後 V_y までは腹板およびフランジの挙動は応力的にも変形的にも荷重とほぼ比例する特性を有しており、腹板の過大なたわみ、フランジの顕著な変形は V_y 以後 V_{ult} に至る間に発生し、特にフランジの局部的な変形は V_{ult} 到達後荷重の最終状態に至る間で発生することである。したがって後座屈強度を考える際に V_y は強度面からもまた変形面からも 1 つの指標を与えるものと考えられる。

5. まとめ

本研究はせん断座屈後の腹板の強度について、腹板に降伏領域が発生するまでの段階 (第 1 段階) および降伏領域発生後終局強度状態に到達するまでの段階 (第 2 段階) に分け、各段階の強度を提示している。特に第 1 段階の強度すなわちせん断降伏限界強度は座屈後終局強度状態に至るまでの腹板およびフランジの応力あるいは変形の変化状況を知るうえで 1 つの指標となることを述べている。この第 1 段階の強度は第 2 段階に残されている強度の大きさいかんによっては利用することが可能と考えられる。したがって両段階の強度すなわちせん断降伏限界強度および終局せん断強度の両強度をあわせて把握することが必要と考える。

まずせん断降伏限界強度については、Bergman および Skaloud が与えたものに比較してその傾向は類似しているが、全体的にやや低い値となり、腹板の幅厚比が大きくなるにつれてその差が大となる。たとえば SS 41 相当の縦横比 $\alpha=1.0$ のスチール腹板に対しては幅厚比 $\beta=200\sim 250$ の範囲で Bergmanらの値の約 75% から 80% の値となっている。

終局せん断強度に対しては降伏領域の広がりおよびフランジの挙動について実際の現象を加味して簡単なモデル解析法による終局せん断強度算定式を提示した。それによれば、水平補剛材のない、縦横比 α が $0.5 < \alpha < 3.0$ の範囲にある腹板に対しては上下フランジを左右鉛直補剛材上で単純支持された独立のはりとみなし、そのはりに斜張力を作用させ、塑性ヒンジが発生する時点を終局強度状態として式 (15) により腹板のせん断強度を求めればこれ

までに行われている内外の载荷試験結果を $\pm 10\%$ 以内の誤差で評価できる。なお縦横比が 3.0 より大きい腹板に対しては上記の強度算定式は精度が落ちるが、枠作用によるせん断強度を算定する場合に、フランジに塑性ヒンジが発生した以後の状態と考えれば試験結果との対比がよくなる。また本終局せん断強度算定式は上下フランジが非対称な腹板に対しても適用が可能と考えられる。

せん断降伏限界強度 V_p と枠作用によるせん断強度 V_F を除いた終局せん断強度 V_{ult} との量的関係は、フランジが flexible となればフランジの剛性、また腹板の縦横比によりかなり相違する。一方フランジが rigid な場合、第 2 段階における余剰強度 ($V_{ult} - V_p$) は弾性座屈領域においてはほぼ一定で $0.40 V_p$ から $0.45 V_p$ と考えられる。

6. あとがき

せん断座屈後終局強度状態に至る間の腹板の挙動はきわめて複雑であるため、以上の推論において筆者の独断が入っている箇所があると思われる。2. のせん断降伏限界強度算定式を誘導するに際して用いた実験データでデータ不足と思われる領域がある。これまでのプレートガーダーのせん断载荷試験はどちらかといえば耐荷力を念頭においた試験であって、座屈後終局強度状態に至る間の腹板およびフランジの挙動を追求した試験は比較的少ない。この種の試験を積み重ねることにより後座屈強度の有効利用が可能になると考えられる。

3. の終局せん断強度算定式の提示は、これまで各種の終局せん断強度理論が発表されており、いまさらという感がされるが、あえて提示した理由は、座屈後終局強度状態に至る過程の到達点であるという立場に立って腹板およびフランジの実際の挙動なるべく立脚して簡単な強度算定式を念頭においているためである。これまでに発表されている各種の終局せん断強度理論は大きく分けて、Basler 流の理論と Rockey and Skaloud 流の理論に分けられる。両者の相違は降伏帯のアンカー領域として鉛直補剛材とともにフランジも考慮するか否かにある。周知のごとく Basler 流の理論では鉛直補剛材のみとし、Rockey and Skaloud 流の理論では鉛直補剛材とともにフランジも考慮している。筆者には実際の挙動を考えるならば Rockey and Skaloud 流の理論のごとくフランジも降伏帯のアンカーとして作用すると考える方が妥当と思われる。もう 1 つの相違は崩壊モデルをどの段階で考えるかにある。終局強度状態に到達し機構状態に入るが、Basler 流の理論は機構状態に入る直前の段階で崩壊モデルを想定している。一方 Rockey and Skaloud 流の理論では機構状態に入り、フランジおよび腹

板の変形がきわめて大きくなった段階で想定しているものと筆者は考える。この段階になると、特にフランジにおいては局所的な変形が入り、崩壊モデルのとり方が難しくなり、終局せん断強度算定式の誘導が複雑となる。したがって、筆者は崩壊モデルの想定段階としては Basler 流の理論のように機構状態に入る直前とする方が妥当と考える。筆者の終局せん断強度理論は以上のことを背景として誘導したものである。

最後に、本研究を進めるにあたり終始援助と指導をいただいていた東洋大学工学部教授 高田孝信 博士は、昭和 53 年 1 月急逝されました。心より哀悼の意を表する次第であります。また貴重なご助言をいただいた早稲田大学理工学部 堀井健一郎 教授へ深く感謝の意を表します。

Appendix : 2. (1), (2) および 3. (1) で引用した試験結果のもととなっている実験について

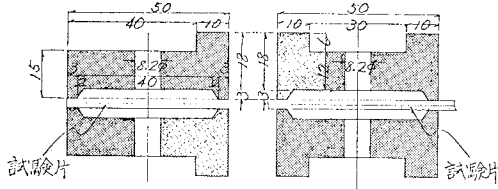
データ番号 i が 1 から 9 および 15, 21 のものは筆者が行った実験の結果である。 i が 21 のものは板厚 $t = 2.35$ mm, 幅厚比 $\beta = 400/2.35 = 170$, 縦横比 $\alpha = 0.47$ の腹板を有する、支間 1410 mm の試験桁の中央载荷試験で、端パネルの実験結果である。なお試験桁の材質は SM 41 である。以下 i が 1 から 9 および 15 のものについて実験の概要を述べる。なおこれら筆者の実験の結果については 2. (1), (2) および 3. (1) で引用している。

せん断力の载荷方法として次の 2 種類を考えている。

(その 1) 図-20 に示す断面をもつ载荷枠を用い、図-21 に示す方法で载荷する。载荷枠は試験片の辺ごとに分割され、さらに図-20 に示すように 2 片に分割される。分割されたおのおのは板を両側からはさみボルトで締められる。板の各辺に対する枠は板に取りつけられた状態においては互いにヒンジ結合となっている。なおこの载荷方法による場合は载荷枠支持点の水平移動が期待できないので試験片下辺部に引張の影響が多少入ってくる。

(その 2) 図-22 に示す方法で载荷する。図-22 において左右の鋼製箱は表と裏の 2 体に分かれるようになっており、試験片の端部を両側からはさみボルトで締められる。载荷試験の荷重範囲ではこの鋼製箱のせん断変形は試験パネルのそれに比較して無視できる程度の剛性をもっている。

試験片は A, B および C の 3 系列あり、A 系列, B 系列はその 1 の载荷方法に対するものである。B 系列は特にフランジの剛性の影響を調べるためのものである。C



A-A', B-B', C-C' 断面 D-D' 断面
 図-20 載荷枠断面 (せん断試験その1)

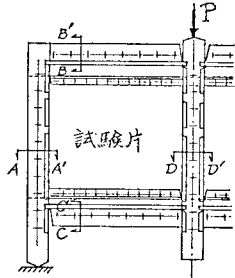


図-21 載荷枠取り付け状況 (せん断試験その1)

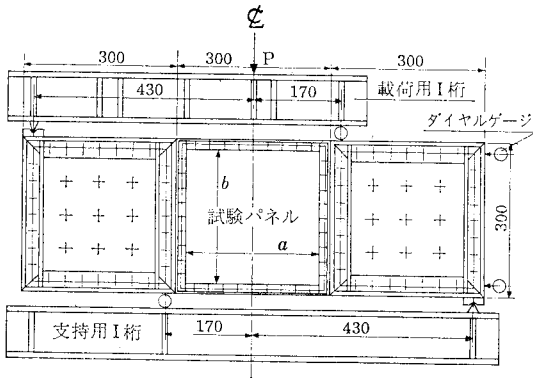
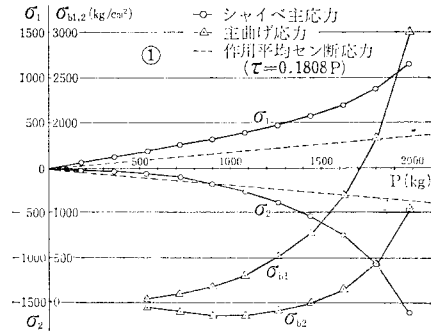
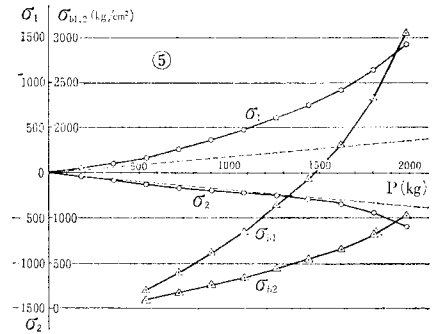


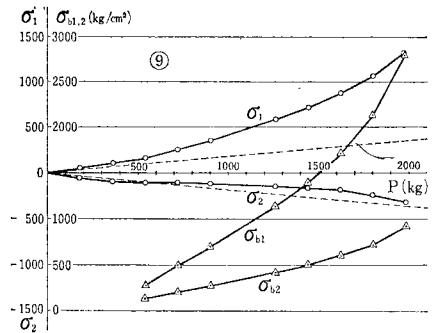
図-22 載荷方法 (せん断試験その2)



(a)



(b)



(c)

図-23 主応力(面内応力, 曲げ応力)の作用せん断力に対する変化状況

表-5 試験片の寸法, 材質および機械的性質

Test Piece	a (mm)	b (mm)	t (mm)	(フランジ) 縁材寸法 (mm)	材 質		降伏応力(平均)		せん断試験 種 別
					薄 板	縁 材	薄 板 (kg/cm²)	縁 材 (kg/cm²)	
1-A-A1	200	200	0.6	2 L _S 20×10×0.6	AA-1100	53S-T4	1170	1970	その1
1-A-A2	200	200	0.8	2 L _S 20×20×0.8	AA-1100	53S-T4	1170	1970	その1
1-A-S1	230	230	0.6	2 L _S 10×20×2	SS-41	SS-41	2400	2400	その1
1-A-S2	230	230	0.6	2 L _S 10×20×2	SS-41	SS-41	2400	2400	その1
1-A-S3	230	230	0.8	2 L _S 10×20×2	SS-41	SS-41	2400	2400	その1
1-A-S4	230	230	0.8	2 L _S 10×20×2	SS-41	SS-41	2400	2400	その1
1-B-1	240	240	0.6	20×1.8	AA-1100	AA-1100	1170	1170	その1
1-B-2	240	240	0.6	20×1.6	AA-1100	AA-1100	1170	1170	その1
2-C-1	260	260	0.8	2 L _S 20×20×2	AA-1100	53S-T4	1170	1970	その2
2-C-2	260	260	0.8	2 L _S 20×20×2	AA-1100	53S-T4	1170	1970	その2
2-C-3	120	260	0.8	2 L _S 20×20×2	AA-1100	53S-T4	1170	1970	その2
2-C-4	260	260	0.4	2 L _S 20×20×1.6	SS-41	SS-41	2400	2400	その2
2-C-5	260	260	0.5	2 L _S 20×20×1.6	SS-41	SS-41	2400	2400	その2

系列はその2の载荷方法に対するもので、終局強度状態に至る全過程を追求する目的をもっている。試験片の寸法、材質および機械的性質を表-5に示す。なお表-5のうちで1-B-2はフランジのねじれ座屈により破壊した実験例なので表-1の試験結果には含まれていない。また表-5の2-C-4, 2-C-5は追加試験で特に腹板材質が軟鋼の場合の降伏領域の広がり方を調べるための試験である。

以下に試験パネルの面内主応力および主曲げ応力の作用せん断力に対する変化状況(図-23)とそれらの主応力の作用方向(図-24)およびMisesの降伏条件に基づく比較応力 σ_M の作用せん断力に対する変化状況(図-25)を示す(せん断試験その2の場合)。なお図-23では $\sigma_M > \sigma_{yw}$ の領域(図-25では点線で示される領域)においても弾性定数を使用している。

データ番号*i*が10から12のものはWästlundらによる溶接鋼プレートガーダーの腹板座屈に関する実験結果である。荷重条件としてはせん断、純曲げ、せん断+曲げの3種類に分類されており、ここではせん断試験のうちで実験番号A1, A3, A4の実験結果で、推定弾性限荷重としてあげられているデータをここでは引用している。ただし座屈荷重を本文式(3), (4)より計算し再整理している。このことは以下の各実験のデータを引用するにあたって行っている。なお腹板のたわみの増

加度はこの弾性限荷重までは一定であることが述べられている。

データ番号*i*が13, 14のものはCooperらによる溶接プレートガーダーの载荷試験結果である。腹板は降伏応力 σ_{yw} が約109 ksiの合金鋼である。*i*=13の実験データはgauge lengthが3-1/2 in.であるhand extensometerによるものである。なおこのhand extensometerの精度は0.0001 in.と述べられている。*i*=14の実験データは*i*=13の試験体で一度最高荷重まで達した後腹板を修復したもの(鉛直補剛材を取りつける)を用いている。

データ番号*i*が16から20までのものはRockeyによる中間補剛材で補剛されたプレートガーダー腹板の载荷試験結果である。この試験結果には座屈荷重、破壊荷重、補剛材が降伏する時点の荷重も併記されている。腹板の材質は、アルミ合金H10 WPでせん断降伏応力 τ_{yw} は9.17 t/in.²と推定される。

データ番号*i*が22から28のものは坂井らによるプレートガーダーのせん断耐力実験の結果である。この実験は50 kg 鋼を用いて製作した実物大プレートガーダーのせん断実験である。ここで引用している実験データ P_r は腹板表面におけるMisesの降伏条件に基づく比較応力が降伏応力 σ_{yw} に等しくなる時点の荷重 P を示している。この P_r は実験から得られた座屈荷重 P_{cr} ときわめて近い値であることが述べられており、このことから推量して P_r は腹板面内応力のみから計算されるMisesの比較応力が σ_{yw} に達した時点の荷重 P に近似的に等しいものと考えられる。またこの P_r はガーダーのたわみの比例限界点にもほぼ一致することが述べられている。

参考文献

- 1) Bergman, S.G.A.: Behavior of Buckled Rectangular Plates under the Action of Shearing Forces, Institute of Structural Engineers and Br. Building Representatives, Stockholm, 1948.
- 2) Skaloud, M.: Design of Web Plates of Steel Girders with Regard to the Post-Buckling Behavior (Analytical Solution), Struct. Eng., Vol. 40, No. 12, pp. 409 ~, Dec., 1962.
- 3) Djubek, J.: The Design Theory of Slender Webplates Bars, Stavebnicky Casopis, San XU, 8, Brastislava, 1967.
- 4) Yamaki, N.: Postbuckling Behavior of Simply Supported Infinite Strip under the Action of Shearing

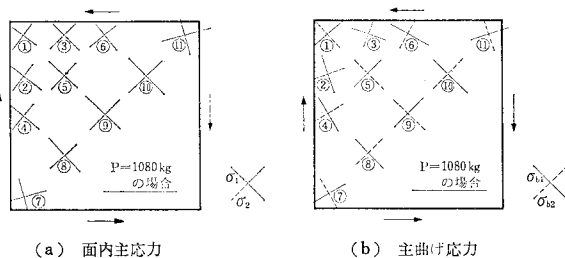


図-24 主応力の作用方向

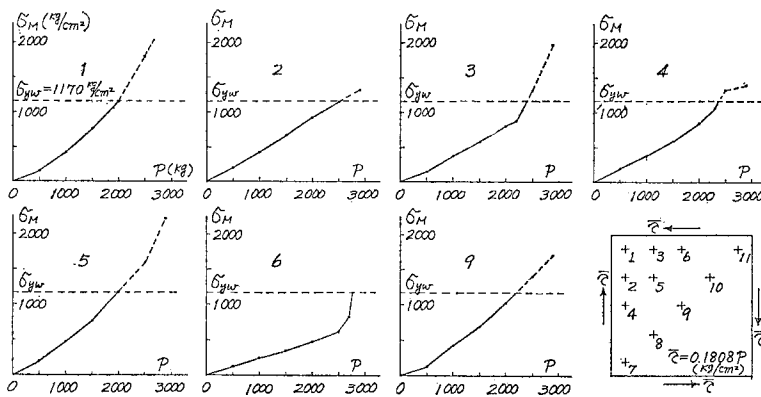


図-25 Misesの降伏条件に基づく比較応力 σ_M の作用せん断力に対する変化状況(試験片2-C-2)

- Forces, ZAMM 44, Heft 3, Seit 107~117, 1964.
- 5) 川井忠彦：座屈問題解析，日本鋼構造協会編，コンピュータによる構造工学講座 II-6-B, pp. 257~261, 1974.
 - 6) Basler, K. : Strength of Plate Girders in Shear, Trans. ASCE, Vol. 128, Part II, pp. 683~, 1963.
 - 7) Fuji, T. : On an Improved Theory for Dr. Basler's Theory, IABSE 8th Cong., Final Rep., New York, 1968.
 - 8) Komatsu, S. : Ultimate Strength of Stiffened Plate Girders Subjected to Shear, IABSE Coll., Design of Plate and Box Girders for Ultimate Strength, London, 1971.
 - 9) Chern, C. and A. Ostapenko : Ultimate Strength of Plate Girder Under Shear, Lehigh Univ. Fritz Eng. Lab. Rep., 328.7, 1969.
 - 10) Calladine, C.R. : A Plastic Theory for Collapse of Plate Girders under Combined Shearing Force and Bending Moment, Struct. Eng., Vol. 51, No. 4, pp. 147~154, April, 1973.
 - 11) Herzog, M. : Ultimate Strength of Plate Girders from Tests, ASCE J. Struct. Div., Vol. 100, No. ST 5, May, 1974.
 - 12) Porter, D.M., K.C. Rokey and H.R. Evans : The Collapse Behavior of Plate Girders Loaded in Shear, Struct. Eng., Vol. 53, No. 8, pp. 313~325, Aug., 1975.
 - 13) Cox, H.L. : The Buckling of Plates and Shell, International Series of Monographs in Aeronautics and Astronautics, Div. 1 Solid and Structural Mechanics, Vol. 3, Pergamon Press, pp. 15~16, 1963.
 - 14) ICE : Steel Box Girder Bridges, Proc. of the International Conference Organized by the Institution of Civil Engineers in London, Session B. Discussion, pp. 152~, Feb., 1973.
 - 15) 14), pp. 150~.
 - 16) 宮本 博・種田元治：曲げ振りを受ける箱形げたの最高荷重，日本機械学会前刷，105, pp. 65~, 1964.
 - 17) Bryan, E.R. and W.M. El-Dakhkhni : Shear of Thin Plates with Flexible Edge Members, ASCE J. Struct. Div. Vol. 90, No. ST 4, pp. 3991~, Aug., 1964.
 - 18) Vasarhelyi, D.D., J.C. Taylor, N.C. Vaseshth and Yuan Chia-Yao : Tests of Riveted Plate Girder with a Thin Web, Proc. of ASCE, ST 10, 1960.
 - 19) Kerensky, O.A., A.R. Flint and W.C. Brown : The Basis for Design of Beams and Plate Girders in the Revised British Standard 153, Proc. of The Institution of Civil Engineers, Vol. 5, pp. 396~, 1956.
 - 20) Rockey, K.C. and M. Skaloud : The Ultimate Load Behavior of Plate Girders Loaded in Shear, Struct. Eng., Vol. 50, No. 1, pp. 29~, 1972.
 - 21) 長谷川彰夫・堀口隆良・西野文雄：プレートガーダーの耐力に関する一考察（下），橋梁と基礎，Vol. 11, No. 5, pp. 8~12, 1977.
 - 22) Wästlund, G. and S.G.A. Bergman : Buckling of Webs in Deep Steel I Girders, Pub. of IABSE, Vol. 8, pp. 291~, 1947.
 - 23) Cooper, P.B., H.S. Lew and B.T. Yen : Welded Constructional Alloy Steel Plate Girders, Proc. of ASCE, Vol. 90, No. ST 1, pp. 1~36, Feb., 1964.
 - 24) Rockey, K.C. : Web Buckling and the Design of Webplates, The Structural Engineer, Feb., 1958.
 - 25) 坂井藤一・越川正彦・関沢昭秀・西野文雄・奥村敏恵：桁高の低いプレートガーダーのせん断耐力実験，第22回土木学会年次学術講演会講演概要集，1967.
 - 26) Basler, K., B.T. Yen, J.A. Mueller and B. Thürlmann : Web Buckling Tests on Welded Plate Girders, WRC Bulletin, No. 64, Sept., 1960.
 - 27) 坂井藤一・土井和彦・西野文雄・奥村敏恵：大型試験体によるプレートガーダーの耐力実験，第21回土木学会年次学術講演会講演概要集，1966.
 - 28) 加藤 勉・福知保長：プレートガーダーの耐力実験，日本建築学会論文報告集号外，1967.
 - 29) Schueller, W. and A. Ostapenko : Static Tests on Unsymmetrical Plate Girders Main Test Series, Fritz Eng. Lab. Rep., 328.6, Sept., 1968.
 - 30) Dimitri, J.R. and A. Ostapenko : Pilot Tests on the Ultimate Static Strength of Unsymmetrical Plate Girders, Fritz Eng. Lab. Rep., 328.5, June, 1968.
 - 31) 長谷川彰夫・西野文雄：プレートガーダーの荷重係数設計に関する一試案，橋梁と基礎 79-8.
 - 32) Djubek, J. and M. Skaloud : Post-Buckled Behaviour of Web Plates in the New Edition of Czechoslovak Design Specifications, Steel Plated Structures, edited by Dowling, Harding & Frieze, Paper 16, 1976.
 - 33) 椋代・水越・松尾：溶接I型ばりの耐力に関する研究（その3），建築学会 45 年度大会梗概集，1970.

(1979.4.11・受付)