

(昭和51年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

補強材の最小剛比について

正員 上田 幸雄* 正員 矢尾 哲也*
正員 菊本 仁司**

Minimum Stiffness Ratio of a Stiffener against Ultimate Strength of a Plate

by Yukio Ueda, Member Tetsuya Yao, Member
Hitoshi Kikumoto, Member

Summary

In this paper, a theoretical investigation into the effectiveness of a stiffener which is provided on a square plate simply supported along all edges is carried out. Both analyses on buckling and ultimate strengths of stiffened plates which are subjected to thrust are conducted by the finite element method.

In buckling of a stiffened plate, it is well known that there is the minimum stiffness ratio of the stiffener, γ_{\min}^B . If the value of the stiffness ratio of the stiffener, γ , is smaller than γ_{\min}^B , the buckling of the stiffened plate is over all, and if γ is greater than γ_{\min}^B , local buckling of the plate occurs.

Concerning ultimate strength of a stiffened plate, it is found that there are two significant stiffness ratios of the stiffener, γ_{low}^U and γ_{\min}^U , which are smaller and larger than γ_{\min}^B , respectively. If the stiffness ratio is larger than γ_{low}^U and smaller than γ_{\min}^B , the ultimate strength of the stiffened plate which was subjected to over all buckling shows the local maximum. If γ is larger than γ_{\min}^U , the ultimate strength of the stiffened plate reaches the maximum value and it is no use to provide a stiffener of which γ is greater than γ_{\min}^U .

Influence of initial imperfection of the stiffened plate is also studied upon the ultimate strength.

1 緒 言

船体構造は経済性から薄板構造になっているが、薄板の有効性を高めるために補強材によってその剛性・強度を上昇せしめている。通常、補強平板の座屈強度は補強材の曲げ剛性ととも増加するが、その剛比が γ_{\min}^B と呼ばれる値に達すると強度上昇の上限を示す。この場合、補強平板は、 γ_{\min}^B 以下の剛比では全体座屈し、 γ_{\min}^B 以上の剛比では補強材で仕切られて局部座屈する。この補強平板に座屈後も更に負荷すると、やがて最終強度に達する。

すでに、座屈強度に対しては Timoshenko¹⁾ を始め、Klöppel, Scheer²⁾ らの体系的な研究が、また圧壊強度に対しても吉識ら^{3),4)} の先駆的な研究があるが補強平板の最終強度に対する補強材の機能については、座屈に対する γ_{\min}^B のような明確な定義は、これまで行なわれていない。したがって、本研究では、最終強度に対して

もこれまでの γ_{\min}^B が座屈の場合と同様の役割を果すのかどうか、もし、そうでないならば、最終強度の上限を与えるような新たな補強材の限界剛比が存在するかどうか、また、座屈における変形形式が最終強度状態に到るまでに変化するのかなど、有限要素法による詳細な解析結果をもとにして検討する。

また、初期変形が補強材の補強効果に及ぼす影響についても触れる。

2 解析対象

本研究では、補強平板の最終強度に対する補強材の基本的な機能を検討するために、周辺単純支持の正方形補強平板が、一方向面内圧縮荷重を受ける場合を対象とする。補強材の取り付けは2種類で、板中央部に荷重方向に平行に、板の両面または片面に取り付ける。補強材高さはいろいろ変化させ、それを板厚に対する比 h/t_p で表わす。両側対称補強材と平板の剛比 γ と h/t_p の関係は次式となる。

* 大阪大学溶接工学研究所

** 大阪大学大学院 (現在, 川崎重工業(株))

$$\gamma = \frac{EI}{bD} = \frac{(1-\nu^2)t_s h^3}{b t_p^3} = (1-\nu^2) \frac{t_s}{b} \left(\frac{h}{t_p}\right)^3 \quad (1)$$

ここで、

$$I = \frac{t_s h^3}{12}, \quad D = \frac{E t_p^3}{12(1-\nu^2)}$$

で、 b は板幅、 h は補強材高さ、また t_s 、 t_p はそれぞれ補強材と平板の板厚を表わすが、本解析では、 $t_s = t_p = t$ とした。なお、片側補強材では、 I に板の有効幅を考える必要がある。

3 補強平板の最終強度

補強平板の最終強度は、有限要素法に基く著者らの方法⁵⁾による弾塑性大たわみ解析を行なって求める。すなわち、平板は弾塑性大たわみを考慮した三角形要素（非適合）を、また補強材は、縦曲げに対してのみ大たわみを考慮した梁要素を用いた。両対称および片面補強材付平板の解析結果を、それぞれ Fig.1~3 および Fig.4~6 に示す。

Fig.1 および4は荷重と横たわみの関係を、Fig.2 および5は最終強度時の横たわみ波形および応力分布を示す。また、Fig.3 および6に最終強度をまとめて示すが、図中●印は補強材に対して対称な変形を仮定して補強平板の1/4だけを解析した結果、また○印は非対称な変形が可能な全体解析の結果である。

3.1 両対称補強材付平板の挙動

すでに述べたように、補強平板は、補強材の剛比 γ が γ_{min}^B 以下の場合には全体座屈し、 γ が γ_{min}^B 以上の場合には補強材で仕切られて局部座屈する。すなわち、Fig.3で曲線B1-B2と曲線B2-B3がそれぞれに対応する。

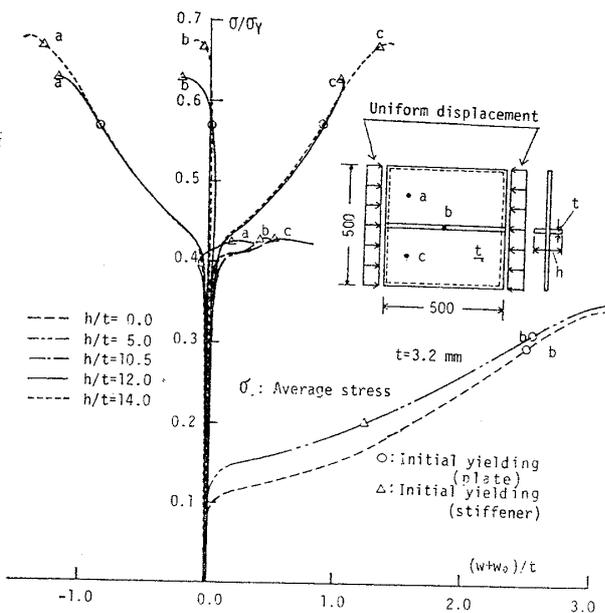


Fig. 1 Load-lateral deflection curves (symmetric stiffener)

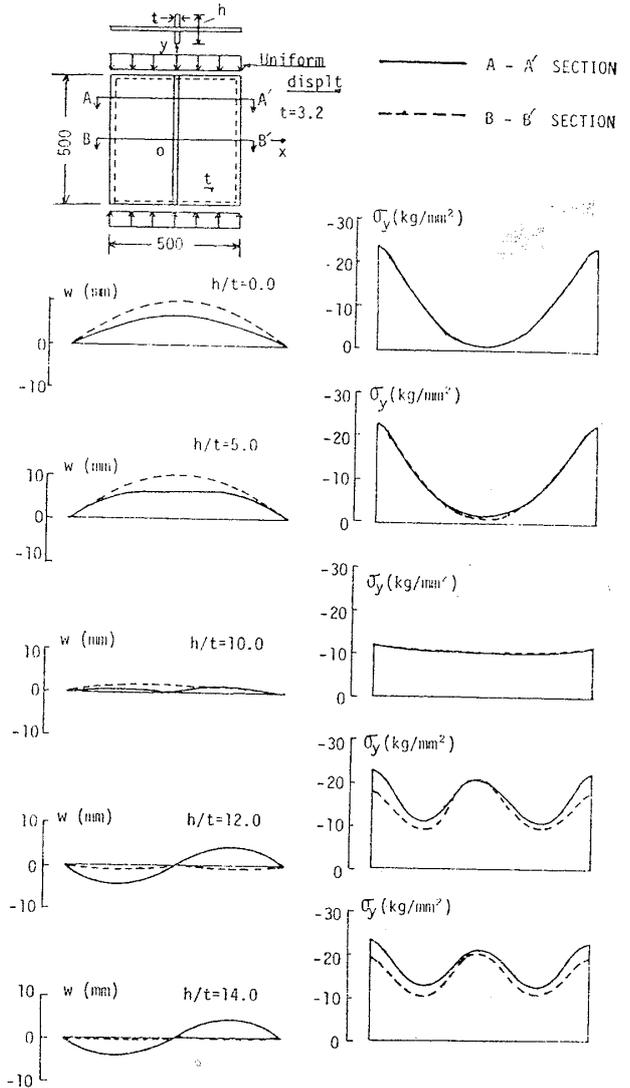


Fig. 2 Lateral deflections and stress distributions at collapse (symmetric stiffener)

ところで、座屈後に圧縮荷重の増加により達する最終強度状態はやや複雑である。そのために、最終強度曲線U1~U7を細分して、最終強度に到る過程と最終強度状態について考察を加える。

(1) 点U1からU2の範囲

補強平板として全体座屈した後も、荷重と共に曲げ変形は増大する。 h/t が2.0以下では、補強材単独の座屈値が平板の座屈値より低いので、補強板の最終強度が平板単独の場合よりも低くなっているが、 h/t が2.0以上では、補強材は補強板の最終強度を上昇させるように働く。結果として、板の中央部の圧縮応力が、座屈後、それほど低下しなくなる。また、 h/t の低いほうでは、補強材が相当曲げ変形してから補強材の塑性化が生ずるが、 h/t が大きくなるに従い、補強材の塑性化はより小さな曲げ変形で生じる。そして板の初期塑性化が、これに続く。点U2で最終強度は平板の局部座屈強度に近

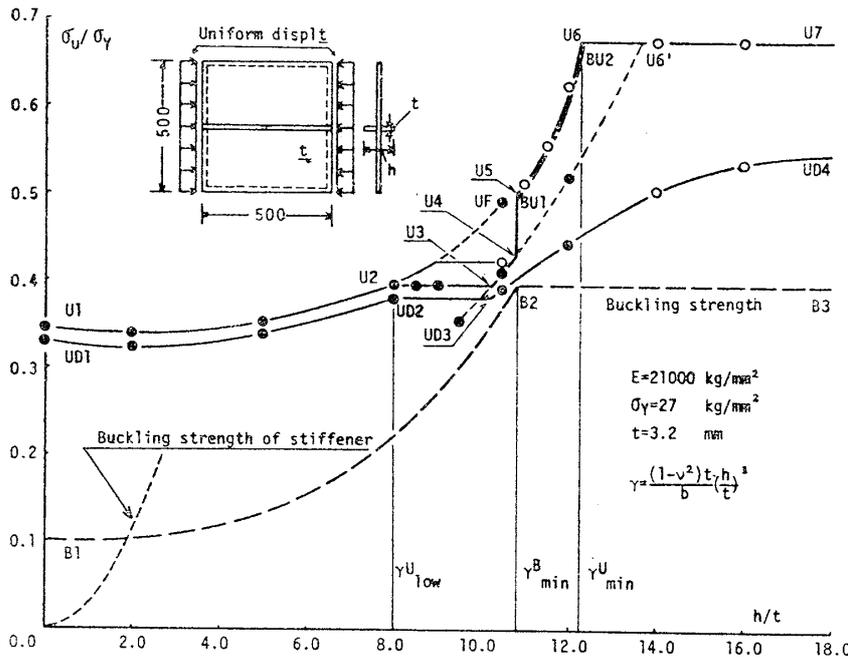


Fig. 3 Ultimate strength of stiffened plates (symmetric stiffener)

い値に達して頭打ち状態になるが、これは後述するように補強材の塑性化によるものである。この状態の限界剛比が γ_{low}^U である。

(2) 点 U2 から U3, および U3 から U4 の範囲 γ が γ_{low}^U を越えると、最終強度は曲線 U1-U2 の外挿線上に達しない。他方、曲線 U3-U4-U6' は補強平板の挙動が x 軸および y 軸に関して対称であるとして 1/4 だけを解析した結果得られた最終強度曲線である。したがって、曲線 U1-U2 と曲線 U3-U4-U6' とは全く同じ解析を行なったもので本来連続すべきものであるが、板の局部座屈値 (1/4 の平板の座屈値) の高さで不連続となっている。これは、板に 2 軸対称な座屈が生じると支持辺に沿った反力を生じて補強材に横荷重を作用させることになると同時に、板の座屈によって板の有効剛性が低下し、補強材の負担が急増して応力が上昇し塑性化して最終強度を示すためと考えられる。したがって、補強材の降伏応力をもとの 2 倍にとると補強材が塑性化するためには荷重の増加が必要となり、载荷能が上昇する。これが曲線 U1-U2 の外挿線上で $h/t=10.5$ の計算点 UF である。最終強度が曲線 U3-U4 に達する寸法の補強平板は曲線 B1-B2 で全体座屈しており、全体としての曲げ変形が生じているので、それに続く板の局部座屈はあまり顕著には現われない。他方、曲線 U4-U6' は仮想的な現象であるが、局部座屈によるたわみはすべて同じ側に現われるとしている。したがって、局部座屈後に生じる各パネル縁での支持反力が補強材に横荷重として働くので、耐荷力を低下させているようで、次項の現象と著しく異っている。

(3) 点 U5 から U6 の範囲

γ が γ_{min}^B より大きいこの範囲の補強材の座屈は、直線 B2-B3 での局部座屈である。局部座屈による板の変形は補強材の中心(座標の原点)に対して点対称となる。したがって、補強材は板との接合線を軸に振られている。

この状態で外力を増加させると、板の変形が増大して剛性が低下し、補強材の分担する荷重が急増して応力が曲線 BU1-BU2 に達して補強材は曲げ座屈する。補強材と共に補強平板全体の曲げ変形が少し生じたところで、補強材が塑性化して最終強度に達する。このような最終強度を示すものが曲線 U5-U6 である。

一般に、平板と補強材とが、個々に最高耐荷力に達する圧縮変位量は

異り、またその後は、それぞれの耐荷力は低下する。平板と補強材が一体となった補強材の最終強度は、同じ圧縮変位に対する両者の耐荷力の和の最大値として与えられ、両者の最大耐荷力の和とはならない。本計算例では、補強平板の最終強度は、ほぼ 1/4 の平板の最終強度を示しており、近似的には、補強材の最終強度の上限 (点 U6 の高さ) は、この最終強度に等しいと見なせるようである。したがってこの上限は、たとえば Kármán⁶⁾ の式を用いると、次式で表わせる。

$$\sigma_u/\sigma_Y = \frac{\pi}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \frac{2t_p}{b} \sqrt{\frac{E}{\sigma_Y}} \quad (2)$$

(4) 点 U6 から U7 の範囲

補強材の剛比が γ_{min}^U 以上になると、平板は局部座屈

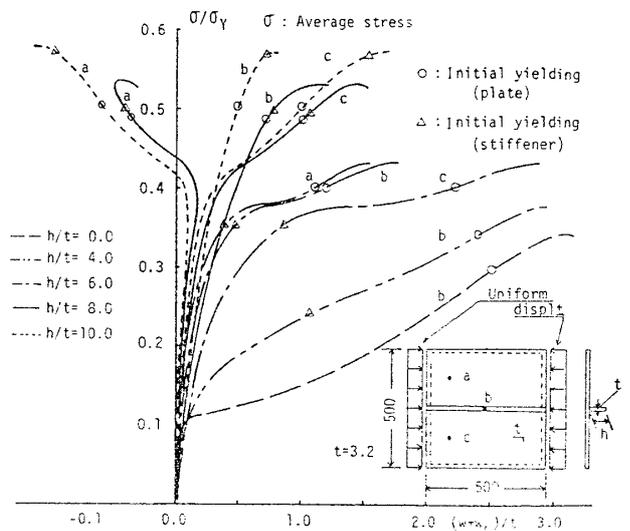


Fig. 4 Load-lateral deflection curves (one sided stiffener)

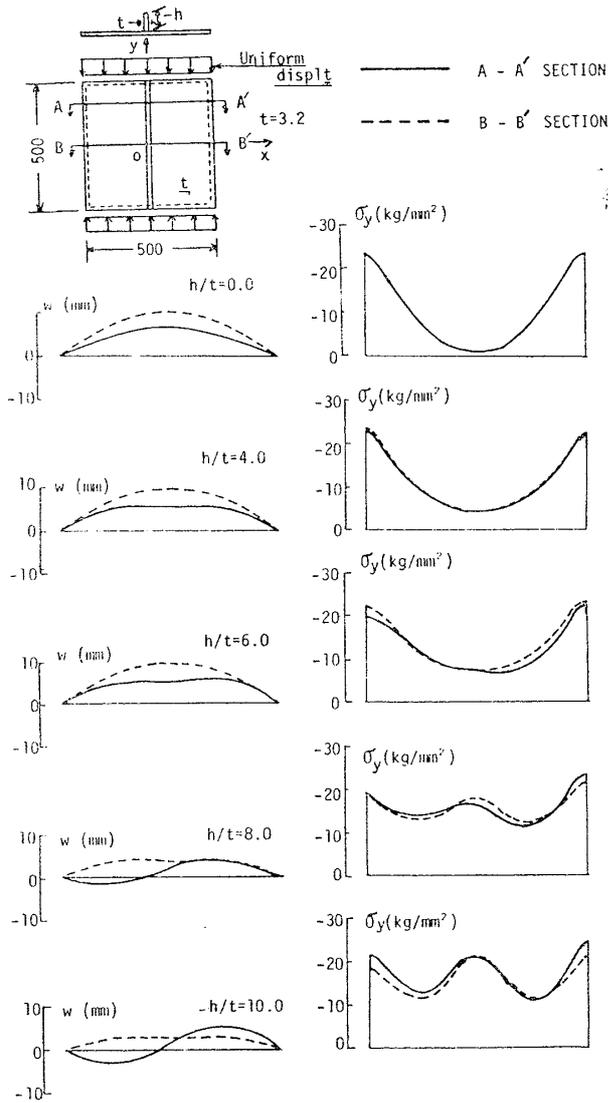


Fig. 5 Lateral deflections and stress distributions at collapse (one sided stiffener)

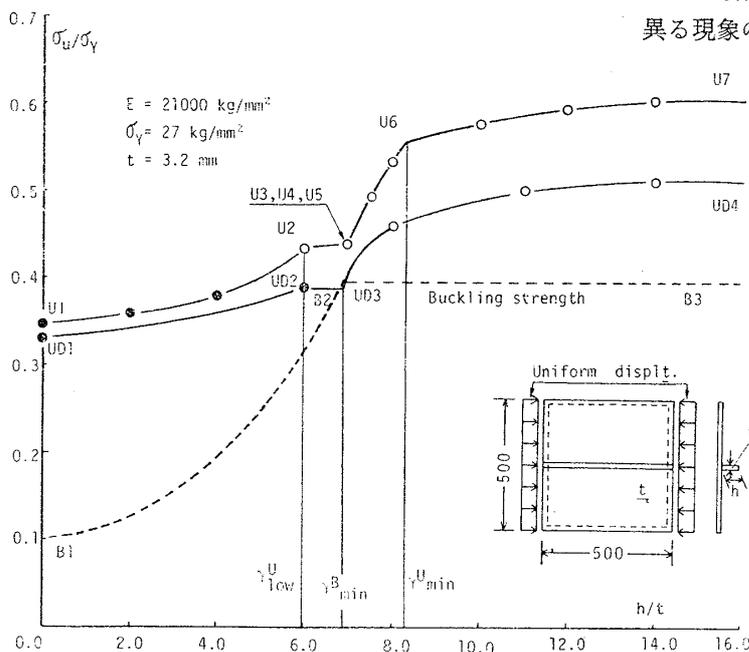


Fig. 6 Ultimate strength of stiffened plates (one sided stiffener)

後、そのままの変形形態でたわみが増大し、崩壊にいたる。

3.2 片側補強材付平板の挙動

片面補強材付平板には、断面の重心を通る線上で圧縮強制変位を与えているので、全体あるいは局部座屈が発生すると、補強平板は偏心による曲げをうけることになる。このような基本的な相違があるにもかかわらず、両面对称補強材付平板とほぼ同様の特長を示す (Fig.6)。Fig.6 には Fig.3 における曲線の対応点に同じ記号を付している。すなわち、この種の補強平板でも、前節で定義した r_{low}^U と r_{min}^U とが存在する。 r_{low}^U と r_{min}^U の対応点 U2, U6 は明らかで、点 U2 では局部座屈により、 r (または h/t) の増加に伴う最終強度の上昇が停滞し、点 U6 より r の大きい範囲では、局部座屈の変形形式がそのまま継続し、たわみの逆転を生じないで崩壊する。

他方、座屈後の偏心荷重による曲げのため、点 U3, U4, U5 が一点に集合するようであり、 r_{min}^B とこれらの点の関係は両面对称補強材付平板の場合のように明確なものではなくなっている。両面对称補強材付平板と比較すると、片面補強材付平板の r_{min}^B は小さく座屈に対してより有効であるが、 r_{min}^U 以上の r に対する最終強度はやや低く補強材の有効性の低いことが知られる。

3.3 両面对称補強材の r_{min}^U の簡易計算法

補強平板が最終強度に到るまでの挙動の解析には、材料および幾何学的な非線形性を考慮せねばならない。したがって、解析的な解を得ることはほとんど不可能で、有限要素法などの数値解析法にたよらざるを得ない。 r_{min}^U を求める場合にも、上述のような数値解析結果としての最終強度曲線から、すでに述べたように、性質の異なる現象の分岐点として求めるのが一般的である。しか

しながら、この計算法は非常な手数を要するので、かなり精度の良い以下に示すような簡易計算法を提案する。

Fig.3 において r_{min}^U は、曲線 U5-U6 と曲線 U6-U7 の交点として与えられる。ところで、曲線 BU1-BU2 は図から知られるように非常に接近しているので、 r_{min}^U を曲線 BU1-BU2 と曲線 U6-U7 の交点として求めても誤差は少ない。

この曲線 BU1-BU2 は、局部座屈後

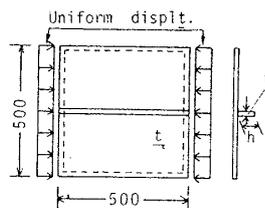
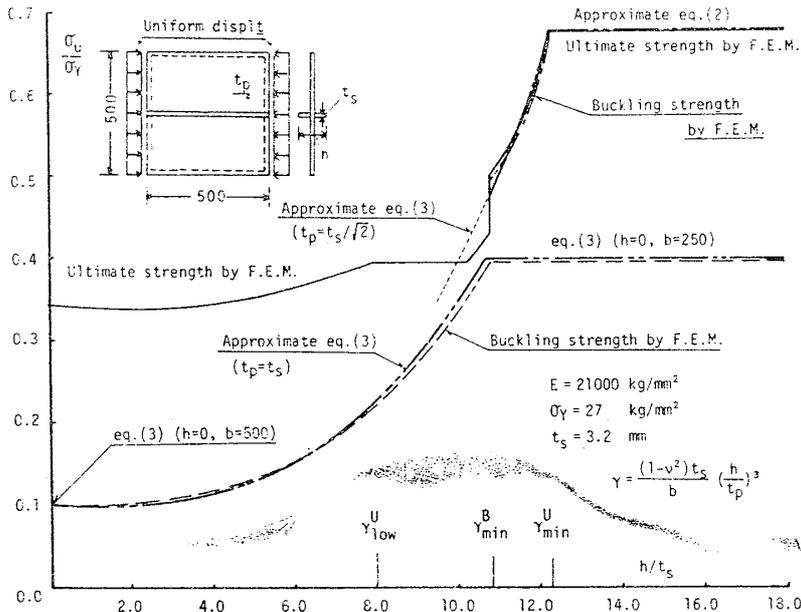


Fig. 6 Ultimate strength of stiffened plates (one sided stiffener)

Fig. 7 Analytical prediction of γ_{\min}^B and γ_{\min}^U

に補強材の荷重分担が増大して座屈する荷重を示すもので、次のような考えにもとずくと近似的に求めることができる。

すなわち、局部座屈後は板の面内剛性が $1/2$ になることに注目し、改めて $1/2$ の剛性を持つ板の付いた補強板の全体座屈を考える。ここでは剛性が $1/2$ になるように、板の等価板厚を $\sqrt{1/2} t_p$ として全体座屈を考えた。

Timoshenko¹⁾ によれば、補強平板の座屈応力は次式で与えられる。

$$\sigma_{cr} = \frac{(1 + \beta^2)^2 + 2\gamma}{\beta^2(1 + 2\delta)} \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t_p}{b}\right)^2 \quad (3)$$

ここに、 $\beta = a/b$ 、 $\delta = ht_s/bt_p$ で、それぞれ板のアスペクト比および補強材と板の断面積比を表わす。

両側対称補強板について計算した結果を、Fig. 7 に 2 点鎖線で示すが、有限要素法による結果と良く一致している。

他方、曲線 U6-U7 は式 (2) で近似的に与えられる。したがって、式 (2) と式 (3) の交点として γ_{\min}^U を計算することができるが、これを有限要素法による結果と比較すると、本計算法が非常に精度の良いことがわかる。なお、両者を比較するに当たって、有限要素法による解は要素特性や要素分割による誤差を含んでいるために、補強材が無い場合の両者の解の比を基準として、その比を乗ずることによって、簡易計算法による解を修正している。

4 初期変形と補強平板の最終強度

3 章と同じ 2 種類の解析対象が、初期変形を有した場合の強度を解析した結果を、Fig. 3 および Fig. 6 の UD

1~UD4 で示す。初期変形の形状は、

$$w = w_{01} \cos \frac{\pi x}{b} \cos \frac{\pi y}{b} + w_{02} \sin \frac{2\pi x}{b} \sin \frac{2\pi y}{b} \quad (4)$$

また、たわみ量は $w_{01}/t = w_{02}/t = 0.50$ とした。ここで x, y は Fig. 2 に示す座標系である。

γ が γ_{\min}^B より小さい範囲では、最終強度の低下は、補強材が無い平板の強度低下とほぼ同程度であるが、 γ_{\min}^B より大きい範囲では、最終強度は相当低下する。したがって、初期変形を有する場合には注意を要する。

5 結 論

補強材の基本的な補強効果を調べる目的で、正方形板の両面あるいは片面に補強材を付けた補強平板が面内圧縮荷重（一様変位）を受けて最終強度に到るまでの過程を有限要素法により解析し、以下の知見を得た。

(1) 最終強度に対する補強材の重要な 2 つの限界剛比が存在することを見出し、それらを γ_{\min}^U 、 γ_{\min}^B と名付けた。特に、 γ_{\min}^U は補強平板の最高耐荷力を得るための補強材の最小剛比であり、構造物の最終強度を考えた設計における経済性を高めるためには特に重要である。

(2) 本来、 γ_{\min}^U を求めるためには、材料および幾何学的な非線形を考慮した複雑な計算が必要であるが、本研究では両面对称補強材の場合について、これを精度良く求める簡易計算法を提案した。

(3) 片面補強材の場合、両面对称補強材の場合と比較して、 γ_{\min}^U はより小さくて効果が良いが、最終強度の上限値もより小さい。

(4) 初期変形が最終強度に及ぼす影響は、 γ が γ_{\min}^B より小さい場合には少なく、 γ が γ_{\min}^B より大きくなること顕著になる。

最後に、本研究に対して種々教示を頂いた大阪大学八木順吉教授に対して、深く御礼申し上げます。なお、本計算は、東京大学大型計算機センター HITAC 8800/8700 および京都大学大型計算機センター FACOM 230/75 を用いて行なった。

参 考 文 献

- 1) L. V. Timoshenko and J. M. Gere : Theory

- of Elastic Stability, McGraw-Hill, New York (1961).
- 2) K. Klöpple and J. Sheer : Beulwerte ausgeteifter Rechteckplatten, Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin (1960).
 - 3) 吉識雅夫 : 圧縮を受ける船体構造部分の挫屈並に圧壊強度の研究, 日本造船協会会報, 第 75 号, (1953).
 - 4) 吉識雅夫, 秋田好雄, 長沢準 : 高張力鋼を用いた薄板構造の挫屈および圧壊強度について, 日本造

船協会論文集, 第104号, (1959).

- 5) 上田幸雄, 安川度, 矢尾哲也, 池上博, 大南亮一 : 圧縮を受ける正方形板の最終強度に関する研究 (第1報) — 初期たわみおよび溶接残留応力の影響について —, 日本造船学会論文集, 第137号 (1975).
- 6) Th. von Kármán, E. E. Sechler and L. H. Donnell : The Strength of Thin Plate in Compression, Trans. ASME., Vol. 54 (1932).

附 録

本研究で取り扱った補強板の寸法比では, γ が γ_{\min}^B より少し小さい範囲で2つの極限点が存在する。 $h/t=10.5$ の場合の結果を Fig. A-1 に示すが, 補強板が全体座屈して補強材のたわみが増え始めるとすぐ, 補強材は塑性化を始め, 荷重は第1極限点を示していったん低

下する。その後荷重がほぼ一定のまま横たわみが増大してゆくが, 横たわみが板厚の 1.5~2.0 倍程度になると補強板は再び荷重増加に耐え, 第2極限点に達する。本研究での最終強度はすべて第1極限点をとっているが, 第2極限点をむすぶと Fig. A-2 のようになる(△印)。

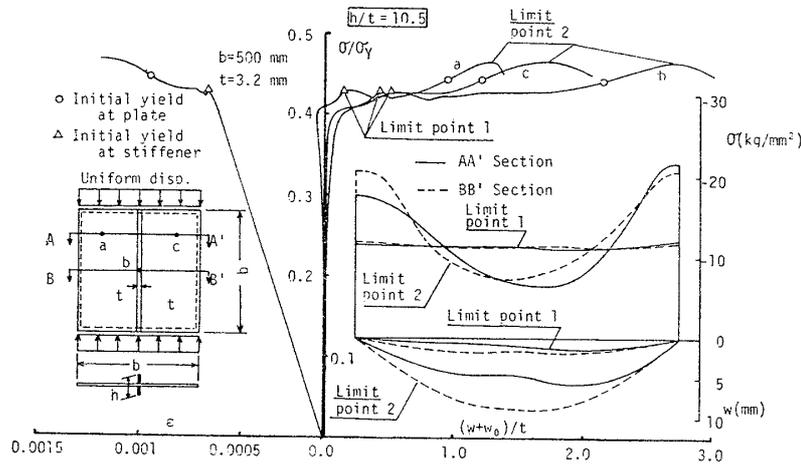


Fig. A-1 Post buckling behavior of stiffened plate at limit points ($h/t=10.5$)

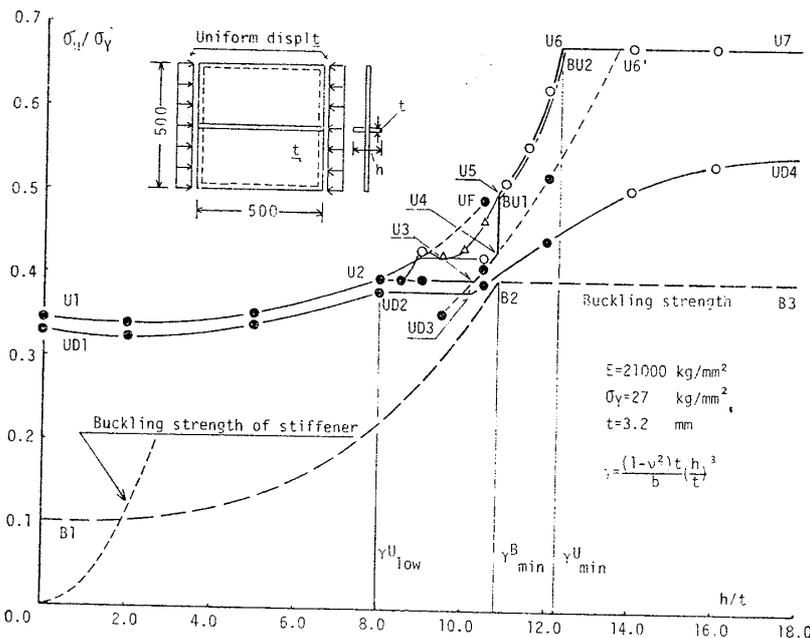


Fig. A-2 Ultimate strength of stiffened plate (symmetric stiffener)

などの座屈による縦通部材の有効度の低下を考慮し、また、トランスリングの塑性崩壊では、桁の端部のウェブの座屈崩壊が先行するとして、端部の支持条件をヒンジとしました。

3) 設計の習慣上、また、各種の損傷モードに対する共通の尺度として、主要構造部材に対しては、静的および変動の両許容応力を設定するのが一つの方法であろうと考えます。この許容応力値の設定上の目安となるのが損傷確率の値であり、在来の構造寸法をそのような観点から見直すことに意義があると考えます。この場合、構造部材の機能上の重要度に応じて、また損傷モードの別により、損傷確率の設定値が異なることは十分ありうると思います。

【討】宮成 恭慶 君 1) HT と MS の Yielding, Instability Failure の Probability の計算において、 σ_y の平均値と分散は、それぞれいくりに考えましたか。

2) トランスリングの面材の降伏確率を求めるとき、面材の幅、板厚も Capability の変数に入れていますが、これらは他の変数に較べれば変動幅が小さく、無視してもよいのではないのでしょうか。

3) 座屈、疲労、降伏等の Factor を具体的に含んだ縦強度の検討は、特に縦通強度の要求値の見直しを行う時に有効な方法と考えられます。一方現状の如く主要寸

法から簡単に縦強度の要求値が定まる方式も、実際の設計を行う上で捨てがたい利点があります。今後縦強度の要求値を改正される際にもこれらの利点は残る形で取まとめられるよう希望します。

【回】新田 顕 君 1) 鋼材の降伏応力 σ_y の平均値および標準偏差は、HT の場合、 37.39 kg/mm^2 および 2.61 kg/mm^2 、MS の場合は、 28.86 kg/mm^2 および 2.17 kg/mm^2 です。

2) 今回の計算例の場合、面材の幅および板厚を確率変数とすることにより、capability の標準偏差が2%増すだけですから、変数扱いする必要はないと思います。

3) 本来、このような信頼性解析を直接行なう必要があるのは、船体構造強度を総合的に見直す場合、あるいは新形式構造の船舶を設計する場合などであると考えられ、日常の設計段階において、在来の形式の船舶に適用することは効果的ではないと思われます。そのために提案されたのが、semi-direct method であり、例えば、縦強度については、主要寸法などの簡単な入力で設計が可能となるよう、船級協会の規則などの構成をはかる必要があります。ただし、この場合でも、強度判定の基盤となる許容応力そのものは、損傷確率に基づいて定められたものである点が、従来のものと本質的に異なる所似であります。

補強材の最小剛比について

上 田 幸 雄 外

【討】前田 幸雄 君 土木の鋼橋の分野でも同種の研究が活発に行われているので、非常に興味深い研究です。特に r_{\min}^U をとりあげた点を評価致します。ところで補強材が板の崩壊迄真直ぐである為には r_{\min}^B の3~8倍の剛比が必要であることがベルギーのマソネ教授らによって指摘されていますが、本研究では r_{\min}^U/r_{\min}^B が小さすぎませんか。また r_{\min}^U と r_{\min}^L の定義が不明確なように思います。特に1/4平板の座屈値の高さで何故 Fig.3 のように頭打ち不連続になるのでしょうか。

【回】矢尾 哲也 君 まずマソネ教授らによる指摘の件ですが、本研究で解析致しました寸法比では、補強板が座屈した後も膜応力が働き、補強材はかなり拘束されます。しかしながら、鋼橋で用いられますような補強板は通常アスペクト比が大きく、また補強材の本数も多くなっております。従いましてこのような補強板では、特に中央部附近の補強材に対しましては膜応力がほとんど働かず、拘束がゆるくて柱に近い挙動を示すと考えられます。また長さが長い為に、初期変形の影響も受けやすいと思います。このような両者の挙動の差の為に、鋼橋

の場合には r_{\min}^B の3~8倍の剛比が必要と思われますが、これにつきましては、今後更に検討を加えます。

次の御質問に関してですが、 h/t が8から10の間で頭打ち状態になっておりますのは、補強材の塑性化の為と考えられます。すなわちこの範囲では、全体座屈してすぐ補強材が曲げにより塑性化し始めますが、補強材高さが高くてもそのぶんだけ塑性化し、曲げに対して有効な弾性部分の補強材面積があまり変わらないと考えられます。

最後に r_{\min}^U と r_{\min}^L の定義に関してですが、 r_{\min}^U の定義は明確だと思います。しかしながら r_{\min}^L につきましては、補強材の塑性化が微妙に影響しますので、御指摘のようにその定義は多少明確かと思いますが、これにつきましては今後検討を加えます。

【討】吉田宏一郎 君 1) 図3において、U2-U3の水平部分の上に存在する、U1-U2の外挿線に一致する部分的な曲線と水平線からなる実線は、どういう計算曲線でしょうか。

2) 図3のU2-U3の水平部分の計算の1つのケース

が、図2の $h/t=10.0$ に当ると思いますが、この場合、平板部の撓みが非常に小さく、面内応力がほぼ一様かつ至る所弾性状態（補強材も）にあるのでしょうか。それとも（1）の最後の箇所にあるように補強材は塑性化するのでしょうか。前者とすると至る所弾性状態で最終強度に達することになり、後者とすると補強材付着部で大きな応力不連続が生ずることになると思われま

【回】 矢尾 哲也 君 1) r が r_{min}^B に近い範囲の補強板では、全体座屈と局部座屈の荷重が接近しており、最終強度は初期たわみ波形の影響を微妙に受けると考えられます。本解析では、補強板全体の解析では両座屈波形をたし合わせた波形の初期たわみを与えているのに対して、1/4 の解析では全体座屈波形の初期たわみしか与え

ておりません。そこで $h/t=10.5$ の場合の全体解析の結果より類推して、この領域での最終強度の上限としてひき出した曲線です。

2) $h/t=9.5\sim 10.5$ の範囲では、例えば $h/t=10.5$ の場合について Fig. A-1 に示しますように、荷重の極限值が2つ存在します。本論文では最終強度として第1極限值をとっておりますので、この状態では御指摘のように、補強材の圧縮側がわずかに塑性化しているだけで、板は至るところ弾性状態です。Fig. A-2 に2つの極限值をもつものについて、いくつかの第2極限值を△印で示します。なお、御指摘のありましたこの問題に対する説明および図を、あらためて本論文の附録として示させていただきますことに致します。

圧縮を受ける正方形板の最終強度に関する研究（第2報）

上 田 幸 雄 外

【討】 前田 幸雄 君 第1報と共に、初期たわみ、局部曲げ応力、残留応力の影響がよく考察されていると思います。解析上の問題について質問致しますが、例えば Fig. 4 の応力-たわみ曲線の最終強度は非弾性安定と不安定の境界と考えられます。最高値から後の方の追跡が殆んどされておりませんが、この最高値は数値計算上どのようにして求められたのでしょうか。変位増分法を用

いないと発散して追跡が極めて困難と思いますが。

【回】 矢尾 哲也 君 御指摘のように、外力を荷重増分の形で与えますと、最終強度近くで解は発散してしまいます。そこで本研究の解析では変位増分法により解析を行っております。なお、本論文には掲載致しておりませんが、最終強度以降もある程度の変位量まで解析を続けております。

船底横桁の座屈強度に関する研究

山 本 善 之 外

【討】 森 正 浩 君 横倒れ座屈に関して質問致します。水平防撓材がなく垂直防撓材のみがついている横桁の場合には、たとえばウェブと船底外板の交叉線のまわりの回転を考えて、（5）式により弾性横倒れ座屈応力 p_E を計算することになりますが、この場合には横桁の断面内変形が生じます。この影響をどのように考慮したらよいのでしょうか。

【回】 李 雅 栄 君 （5）式の弾性横倒れ座屈応力 p_E の計算は、一様断面梁に対するもので、水平防撓材がついている桁の場合に適用できますが、ご指摘のような構造に対しては、（5）式そのままでは適用できないと思われま

す。垂直防撓材構造においては、 p_E は単純には求めにくくなります。この種の構造に対する考察には、上田等の研究³⁾ があります。

【討】 酒井 利夫 君 1) 実船の横桁では面材に平行に防撓された部分だけでなく、垂直の防撓材の部分も含む横桁全体で横倒れすることも考慮する必要があると思

いますが、（6）式を拡張してこのような場合にも適用する方法が有るでしょうか。また、垂直防撓材のみを有する横桁の場合への適用はできないでしょうか。

2) （6）式には設計応力が入っておりませんが、実用上例えば、設計応力が σ_Y よりかなり小さい場合の横桁構造に対しては何らかの修正が必要かと思いますが如何でしょうか。

【回】 李 雅 栄 君 1) 確かにご指摘の通りだと思いますが、垂直防撓補強の場合、梁として取り扱うことが難しくなります。防撓材の局部変形等の影響も考えられるので、（6）式を単純に拡張できるかどうか、検討を要すると思われま

す。2) （6）式による L_{cr} は従来のトリッピングブラケット間隔と比べてかなり長くなっております。応力値を σ_Y の代りに設計応力に下げると、さらに L_{cr} を長くすることになります。格別の理論的根拠はありませんが、（6）式の降伏応力 σ_Y の代りに、設計応力の1.5倍程度の応