

投稿論文 (和文)
PAPERS

2方向より面内力を受ける補剛板の終局強度に関する研究

熊谷洋司¹・井浦雅司²

¹正会員 工修 三菱重工業 横浜製作所 (〒231 横浜市中区錦町)

²正会員 工博 東京電機大学教授 理工学部建設工学科 (〒350-03 埼玉県比企郡鳩山町)

本研究では、2方向より面内力を受ける1方向に補剛された鋼薄板(補剛板)の終局強度に関し、実験データを蓄積すると共に、その終局強度を推定する新たな手法を提案している。実験においては、周辺単純支持された補剛板を荷重制御により作用応力比が一定となるように载荷し、供試体の幅厚比、補剛材剛比、作用応力比などを広範に変えた比例载荷終局強度の実験を行った。また、先に著者らが無補剛板の終局強度推定に用いた手法を基に、2つのパラメータで補剛板の終局強度を推定する新たな方法を提案している。この方法は既往の方法に比べ簡便であると共に、その精度については本実験結果ばかりではなく、既往の実験結果や数値結果を用いて確認している。さらに、2方向から面内力を受ける補剛板の設計方法についても言及した。

Key Words : ultimate strength, buckling, biaxial in-plane forces, thin plates, stiffened plates

1. はじめに

近年、2方向面内力を受ける1方向に補剛された鋼薄板(以後、補剛板と呼ぶ)が、鋼橋の上下部一体構造部や幅員の広い鋼床版部等に多く用いられつつあり、その終局強度を推定し、さらに補剛法を確立することは重要である。2方向面内力を受ける補剛板の終局強度に関する理論的な研究はこれまでも行われており^{1)~6)}、様々な終局強度の相関曲線が提案されている。しかしながら、これら相関曲線の精度を調べるための実験結果は非常に少なく、北田ら^{3),4)}の一連の研究が報告されている程度である。北田らの研究においては、鋼床版を対象として、開断面補剛材と閉断面補剛材の補剛方法の違いによる強度の差異を調べることを目的の一つとしているため、供試体数が必ずしも多くなく、補剛材剛比も限定されている。また北田ら^{7),8)}により、補剛材直角方向から圧縮力を受ける補剛板の極限強度に関する実験も報告されているが、その数は多くない。従って、2方向から面内力を受ける補剛板の終局強度に関するさらなる実験データの蓄積が必要と考えられる。また、補剛板の終局強度を推定する方法として^{1)~5)}、無補剛板の場合^{9)~11)}と同様に、様々な相関曲線が提案されているが、著者らは¹²⁾無補剛板を対象として、より簡単で精度の良い終局強度の推定方法を提案した。この方法と同じようにして、補剛板の終局強度が推定できるならば、補剛板の設計もより簡単に行えるものと期待される。そこで、本研究では、(1)

周辺単純支持された補剛板が2方向から圧縮力を受ける場合の終局強度に関する実験データを蓄積すること、(2)2方向から面内力を受ける補剛板に関して、その終局強度を推定する新たな手法を提案することを目的としている。なお、本論文では、補剛板とは補剛される板と補剛材からなる部材を示し、単一パネルとは補剛材に囲まれた板を示すこととする。

本研究では、著者ら¹²⁾が先に実施した無補剛板の終局強度実験で用いた载荷装置を一部改良して用いている。改良点の主たる所は境界支持材であり、大きな寸法の供試体の実験を可能にしたことと、単一パネルと補剛材に荷重が同時に载荷されるように工夫したことである。なお、境界条件は4辺単純支持を満たすように境界支持材にV字形の溝をつけている。実験で用いた供試体は、補剛される板の板厚、補剛材の間隔、補剛材の剛度などを変化させることにより種々な幅厚比と補剛材剛比とを有している。また供試体周辺には溶接ビードを設けることにより残留応力を導入し、現実の補剛板と同様な初期不整の再現を図っている。载荷方法は荷重制御により作用応力比を一定とする比例载荷である。

2方向より面内力を受ける補剛板の終局強度を推定する既存の方法^{1)~5)}の多くは、無次元化された2方向の応力をそれぞれ両軸にとり、アスペクト比、補剛板の幅厚比、補剛材剛比等をパラメータとした相関曲線を用いている。一方、著者らは¹²⁾、無補剛板を対象として、無次元化された応力と修正等価幅厚比の2つをパラメータに

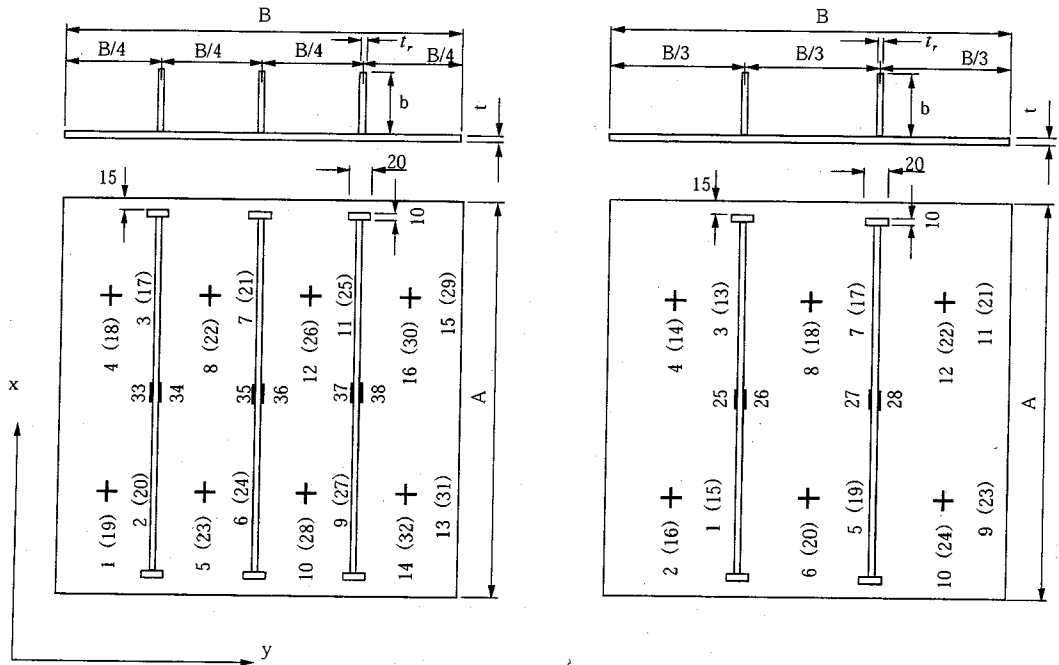


図-1 補剛板の寸法と記号

して、終局強度を算定する方法を提案し、その精度については実験結果と数値結果を用いて確認している。ここでは、文献12)で提案された方法を基に、補剛板の終局強度を算定するための新たな2つのパラメータを提案する。この方法は、従来の相関曲線を用いる手法に比べ簡便であり、圧縮補剛板の設計強度を満足させる補剛材所要剛比を算定する場合にも容易に適用できる。またその精度については、本実験結果や既往の実験結果及び数値結果を用いて検証している。

本論文の構成は以下のとおりである。2章では本論文で用いる補剛板の座屈係数の近似解を求めている。3章では実験装置、実験方法及び実験結果の説明を行う。4章では終局強度の評価方法について述べており、新たな手法を提案すると共に、本実験結果に基づき、その妥当性を確認している。5章は考察であり、本手法が2方向共に圧縮力の場合ばかりでなく、1方向が引張りの場合にも適用できることを、既往の実験結果と数値結果を用いて確認している。さらに、補剛板の設計方法についても言及している。6章はまとめである。

2. 座屈係数

2方向面内力を受ける4辺単純支持の補剛板の弾性座屈応力 σ_x^{cr} , σ_y^{cr} は、等断面の補剛材が等間隔に配置されている条件のもとで、図-1の記号を用いて以下のように表わされる¹⁾。

$$\sigma_x^{cr} = K_x \frac{\pi^2 D}{B^2 t}, \quad \sigma_y^{cr} = K_y \frac{\pi^2 D}{B^2 t}, \quad D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (1)$$

ここに、 E はヤング係数、 ν はポアソン比、 t は補剛される板の板厚、 B は補剛板の横方向長さであり、座屈係数 K_x , K_y は次のように表わされる。

$$K_x = \frac{n^2 \left[\left(\frac{m}{\alpha n} + \frac{\alpha n}{m} \right)^2 + \left(\frac{m}{\alpha n} \right)^2 S_\gamma \right]}{1 + S\delta + \rho \left(\frac{\alpha n}{m} \right)^2}, \quad K_y = \rho K_x$$

$$\rho = \frac{\sigma_y}{\sigma_x}, \quad \alpha = \frac{A}{B}, \quad \delta = \frac{bt_r}{Bt}, \quad \gamma = \frac{b^3 t_r}{3 B t^3} \quad (2)$$

ここに、 A は補剛板の縦方向長さ、 S は補剛材や端部境界で囲まれたパネル数、 ρ は補剛板に作用する応力比、 b は補剛材の高さ、 t_r は補剛材の板厚、 m , n はそれぞれ x , y 方向の座屈正弦半波長数を示している。なお、図-1における+印は歪ゲージを示しており、数字は歪ゲージ番号を、括弧内の数字は板裏側の歪ゲージ番号を示している。 x 方向の応力が零の時 ($\rho \rightarrow \infty$)、座屈係数 K_y は次式で表わされる。

$$K_y = n^2 \left[\left(1 + \frac{1}{\alpha^2 n^2} \right)^2 + \left(\frac{1}{\alpha n} \right)^4 S_\gamma \right] \quad (3)$$

さて、実際に必要な値は、座屈係数の最小値である。これらは、 ρ , α , m , n , S , γ , δ の関数であり、厳密な値を求めるには若干の計算が必要となるため、陽な形でその最小値の近似値を求めることは実用的に重要な課

表一 補剛板の近似座屈係数

K_x and K_y	ρ	α	\bar{K}_x and \bar{K}_y
$K_x \geq 0$ subject to $S\gamma > 3$	$\rho \geq \frac{1+S\delta}{2}$	$\alpha \geq \sqrt{X_0}$	$\bar{K}_x = \frac{(1+\alpha^2)^2+S\gamma}{\alpha^2(1+S\delta+\rho\alpha^2)}, \bar{K}_y = \rho\bar{K}_x$
		$\alpha \leq \sqrt{X_0}$	$\bar{K}_x = \frac{(1+X_0)^2+S\gamma}{\alpha^2(1+S\delta+\rho X_0)}, \bar{K}_y = \rho\bar{K}_x$
	$\frac{1+S\delta}{2} \geq \rho \geq \frac{2(1+S\delta)}{1+S\gamma}$	$\alpha \geq \sqrt{X_1}$	$\bar{K}_x = \frac{(1+X_1)^2+S\gamma}{(1+S\delta)X_1+\rho X_1^2}, \bar{K}_y = \rho\bar{K}_x$
		$\sqrt{X_1} \geq \alpha \geq \sqrt{X_0}$	$\bar{K}_x = \frac{(1+\alpha^2)^2+S\gamma}{\alpha^2(1+S\delta+\rho\alpha^2)}, \bar{K}_y = \rho\bar{K}_x$
$\rho \leq \frac{2(1+S\delta)}{1+S\gamma}$	$\alpha \leq \sqrt{X_0}$	$\bar{K}_x = \frac{(1+X_0)^2+S\gamma}{\alpha^2(1+S\delta+\rho X_0)}, \bar{K}_y = \rho\bar{K}_x$	
	$\alpha \geq \sqrt{X_1}$	$\bar{K}_x = \frac{(1+X_1)^2+S\gamma}{(1+S\delta)X_1+\rho X_1^2}, \bar{K}_y = \rho\bar{K}_x$	
$K_x = 0$ $K_y > 0$	$\rho = 0$	$\alpha \geq \sqrt{X_3}$	$\bar{K}_y = \frac{(1+\alpha^2)^2+S\gamma}{\alpha^4}, \bar{K}_x = 0$
		$\alpha \leq \sqrt{X_3}$	$\bar{K}_y = \frac{(1+X_3)^2+S\gamma}{\alpha^2 X_3}, \bar{K}_x = 0$
$K_x < 0$ $K_y > 0$	$\rho < 0$	$\alpha \geq \sqrt{X_2}$	$\bar{K}_y = \frac{\rho(1+\alpha^2)^2+S\gamma}{\alpha^2(1+S\delta+\rho\alpha^2)}, \bar{K}_x = \bar{K}_y/\rho$
		$\alpha \leq \sqrt{X_2}$	$\bar{K}_y = \frac{\rho(1+X_2)^2+S\gamma}{\alpha^2(1+S\delta+\rho X_2)}, \bar{K}_x = \bar{K}_y/\rho$

where

$$X_0 = [-(1+S\delta) + \sqrt{(1+S\delta)^2 + \rho\{\rho(1+S\gamma) - 2(1+S\delta)\}}](\rho)^{-1}$$

$$X_1 = [\rho(1+S\gamma) + \sqrt{\rho^2(1+S\gamma)^2 + (1+S\delta-2\rho)(1+S\delta)(1+S\gamma)}](1+S\delta-2\rho)^{-1}$$

$$X_2 = [(1+S\delta) + \sqrt{(1+S\delta)^2 + \rho\{\rho(1+S\gamma) - 2(1+S\delta)\}}](\rho)^{-1}$$

$$X_3 = \sqrt{1+S\gamma}$$

題となる。さて、補剛材方向に圧縮力が作用する場合、 K_x の最小値の近似解 \bar{K}_x は既に文献6)に述べられているため、ここでは、補剛材方向に引張り力が作用する場合、すなわち、 $K_y > 0, K_x \leq 0$ での近似解 \bar{K}_y を導く。先ず、 $K_x < 0$ の場合を考えると、式(2)で表される K_y を m で偏微分することにより、 K_y は m の単調増加関数になることがわかる。それゆえ、 $m=1$ が K_y の最小値を与えることとなり、この時の K_y は以下のようになる。

$$K_y = \frac{\rho[(1+X)^2+S\gamma]}{\alpha^2(1+S\delta+\rho X)}, X = (\alpha m)^2 \quad (4)$$

ここで、 K_y は正であり、 ρ は負であることから、 $1+S\delta+\rho X$ は負でなければならない。これより、 $K_x < 0$ における K_y の最小値の近似値は以下のようになる。

(1a) $\alpha > \sqrt{X_2}$ の時

$$\bar{K}_y = \frac{\rho[(1+\alpha^2)^2+S\gamma]}{\alpha^2(1+S\delta+\rho\alpha^2)} \quad (5)$$

(1b) $\alpha \leq \sqrt{X_2}$ の時

$$\bar{K}_y = \frac{\rho[(1+X_2)^2+S\gamma]}{\alpha^2(1+S\delta+\rho X_2)} \quad (6)$$

ここに、

$$X_2 = \frac{1+S\delta + \sqrt{(1+S\delta)^2 + \rho[\rho(1+S\gamma) - 2(1+S\delta)]}}{-\rho} \quad (7)$$

次に、補剛材直角方向からのみ圧縮力が作用する場合、すなわち、 $K_y > 0, K_x = 0$ の場合の近似解 \bar{K}_y は、式(5)

~(7)において $\rho \rightarrow \infty$ とすることにより以下のように求められる。

(2a) $\alpha > \sqrt{X_3}$ の時

$$\bar{K}_y = \frac{(1+\alpha^2)^2+S\gamma}{\alpha^4} \quad (8)$$

(2b) $\alpha \leq \sqrt{X_3}$ の時

$$\bar{K}_y = \frac{(1+X_3)^2+S\gamma}{\alpha^2 X_3} \quad (9)$$

ここに、

$$X_3 = \sqrt{1+S\gamma} \quad (10)$$

上記の結果と文献6)の結果を用いて、全ての場合における座屈係数の近似値を表一に示す。また、 $K_x < 0, K_y > 0, \rho = -1$ の場合の近似解 \bar{K}_y と厳密解との比較を図-2に、 $K_x > 0, K_y < 0, \rho = -1$ の場合の近似解 \bar{K}_x と厳密解との比較を図-3に示す。なお、両結果共に、条件は $S=5, \delta=0.2, \gamma=40$ であり、図中の実線は厳密解による値を、点線は近似解による値を示している。これより、表一に示された本近似解は厳密な座屈係数の最小値を良く近似していることがわかる。

なお、以下の章において、式(2)で定義される補剛材剛比 γ のうち、補剛板の弾性座屈強度を単一パネルの弾性座屈強度に等しくする剛比を、弾性所要剛比 γ^* と呼ぶ。一方、道路橋示方書・同解説¹³⁾(以後、道示と呼ぶ)に規定されている方法に基づき、補剛板の強度を単一パネルの強度に等しくする剛比を、所要剛比 γ_{req} と呼ぶ。そして、 γ/γ^* を補剛材弾性相対剛比、 γ/γ_{req} を補剛材相

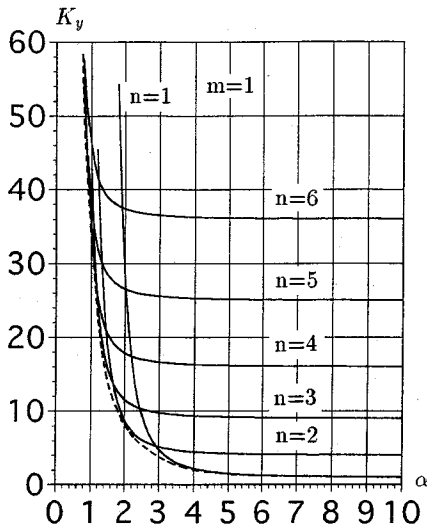


図-2 K_y と \bar{K}_y との比較

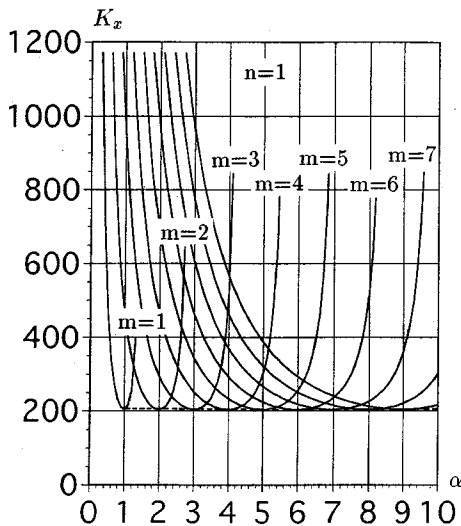


図-3 K_x と \bar{K}_x との比較

対剛比と呼ぶ。

3. 実験

(1) 実験装置と供試体

実験装置の全体図を図-4に示す。文献12)で示したとおり、本実験装置は、スライディングレールやフラットローラなどにより摩擦を抑え、2方向の荷重を供試体に伝達するための機構と、周辺単純支持を満足させる境界支持材の機構から成る。一部装置を改良した点は、供試体の縦寸法が大きくなったため、境界支持材の寸法を変えたことと、終局強度が増加するために、補剛材方向

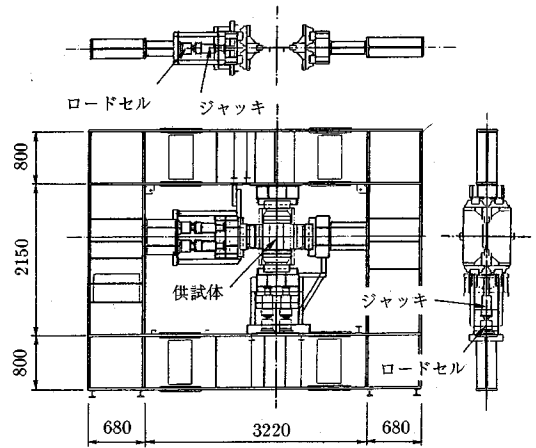


図-4 2軸圧縮実験装置

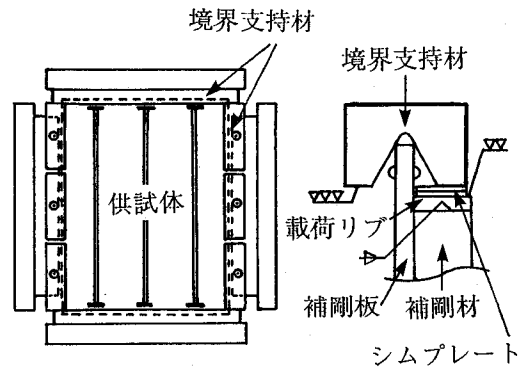


図-5 境界支持装置の概略図

と補剛材直角方向ともにそれぞれ 50 tf (490 kN) ジャッキ2台を配置した点である。また、それに伴い、ジャッキと支持架台間のベース部高さを補正した。図-5に供試体周辺部の詳細に関する概略図を示すが、4辺単純支持の境界条件を満足させ、かつ補剛材にも補剛板と同一の応力を導入させるために、供試体と境界支持材に下記の製作加工を施した。すなわち、端面をR加工した補剛板を、V字型の溝を有する境界支持材にセットした後、機械加工を施した補剛材端部載荷リブと境界支持材間にシムプレートを挿入している。補剛板シム量の管理は、本実験に入る前に予備実験を行い、単一パネルと補剛材にほぼ均一の応力が作用するように調整した。上記以外の実験装置の詳細は文献12)で説明しておりである。なお、補剛材端部載荷リブを付けたために、補剛材の境界条件は短辺が単純支持よりも固定支持に近い条件となっていると考えられる。そこで、この影響を調べるために、短辺の境界条件を変えて、短辺より圧縮荷重を受ける長方形薄板の弾性座屈解析を行った。ケース(1)は両短辺が単純支持で、ケース(2)は両

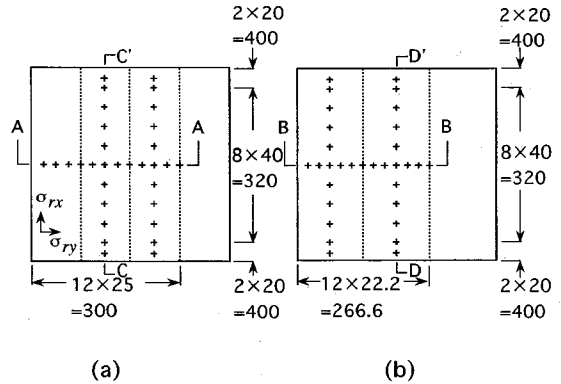
表—2 材料の寸法と性質

シリーズ	供試体 No.	A×B (mm)	公称板厚 (mm)	ヤング係数 (kgf/cm ²)	ポアソン比	降伏応力 σ_Y (kgf/cm ²)	補剛材本数
1	1-1 ~ 1-20	400×400	4.5	2.03×10^6	0.29	3441	3
2	2-1 ~ 2-5	400×400	4.5	2.03×10^6	0.29	3441	2
3	3-1 ~ 3-6 (3-3を除く)	400×400	3.2	1.97×10^6	0.31	3645	3
	3-3	400×400	3.2	1.99×10^6	0.28	2965	3
4	4-1 ~ 4-7	400×400	3.2	1.97×10^6	0.31	3645	2

短辺が固定支持であり、長辺の境界条件は両ケース共に一边は単純支持で他辺は自由としている。その結果、長方形薄板の寸法を補剛材のアスペクト比が最小となる供試体 No. 1-8 の寸法とした時、ケース (1) とケース (2) の座屈荷重の比は 0.89 であり、一方、補剛材の全体座屈が見られるようなアスペクト比が大きい供試体 No. 4-3 の補剛材と同じ寸法とした時、ケース (1) とケース (2) の座屈荷重の比は 0.97 であった。補剛材の短辺の境界条件は、補剛材の局部座屈や単一パネルの座屈には影響しないと考えられる。しかしながら、補剛材が全体座屈する時にはその影響は無視し得ないが、その際の補剛材のアスペクト比は一般に大きく、また実験における全体座屈時の残留変形の形状から判断しても、補剛材の短辺におけ支持条件の差異が補剛材全体の座屈荷重に与える影響は少ないものと思われる。よって本論文では理論展開の簡便さより、補剛材の短辺は単純支持と仮定している。

供試体は、境界支持材の関係から、縦と横の長さを一定として、補剛される板の板厚、補剛材の本数、補剛材の剛度、作用応力比などを変化させている。製作にあたっては、境界支持材と高精度の取合が要求される補剛材方向（縦方向）の供試体長さ精度と、補剛材端部載荷リブと補剛材端部間長さ精度をそれぞれ 0.5mm と 0.1mm で管理している。また、図—5 に示した供試体の溶接余盛部が境界支持材と干渉しないように、溶接余盛部にグラインダ加工を施した。なお、グラインダでのビード仕上げは、溶接部での局所的な残留応力は解放するものの、構造全体における残留応力の低減は少ないものと思われる。今回の供試体でのグラインダ削り量は 1mm 程度と小さく、残留応力の計測結果からも、残留応力の解放量は小さいものと推測される。

供試体は全部で 38 体であり、表—2 に示すように 1 シリーズが 20 体、2 シリーズが 5 体、3 シリーズが 6 体、4 シリーズが 7 体である。1 シリーズと 2 シリーズの公称板厚は 4.5mm、3 シリーズと 4 シリーズの公称板厚は 3.2mm である。これら供試体の単一パネルと補剛材は同一鋼板から製作されている。なお、表—2 において、供



図—6 残留応力測定位置

試体 No. 3-3 の材料特性が異なるのは、本供試体を後で追加したためである。各シリーズの補剛材寸法は $A=B=400\text{mm}$ であり、製作誤差は最大 0.13% であった。

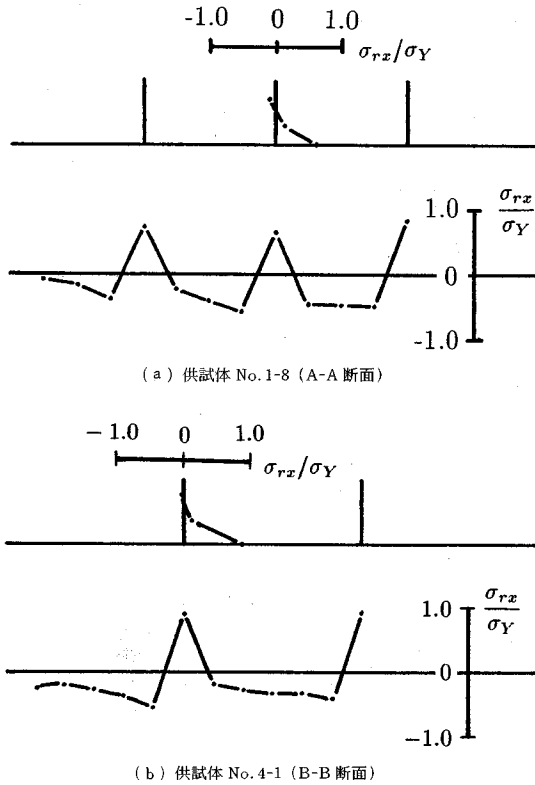
補剛材の幅厚比は、補剛材自体の局部座屈が先行しないように決定した。補剛材の本数に関しては、1 シリーズと 3 シリーズが 3 本、2 シリーズと 4 シリーズが 2 本をそれぞれ等間隔に配置した。残留応力計測用には各シリーズごとに 1 本ずつの供試体を準備した。引張試験等の材料試験から得られた材料定数を表—2 に示す。

(2) 初期不整

残留応力の測定箇所を図—6 に示す。各箇所における板の両面に 2 軸歪ゲージを貼付し、機械的切断法により残留応力を測定した。ただし、供試体周辺部の溶接ビード部については残留応力の測定は実施せず、また、補剛材取付部では補剛材の一面にのみ歪ゲージを貼付している。なお、残留応力の算出は歪ゲージの温度補正後、平面応力問題として算出した。補剛材方向の圧縮残留応力は、どのシリーズでも補剛材間のパネルで最大を示し、その最大値（表裏の平均値）は約 $0.6\sigma_Y$ である。また補剛材直角方向には、残留応力はそれほど小さくなく、その最大値は引張りで約 $0.2\sigma_Y$ であった。ここに σ_Y は降伏応力である。補剛材についても残留応力を計測した

表—3 補剛板の初期たわみ

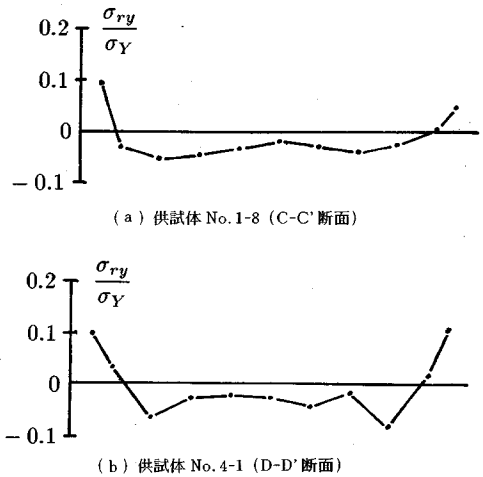
供試体 No.	単一パネル初期たわみ (mm)		補剛材初期たわみ (mm)	
	供試体最大値	道示基準 ($B/(150 \times S)$)	供試体最大値	道示準用値 ($A/1000$)
No.1-1 ~No.1-20	0.472~0.596	0.667	0.239~0.351	0.4
No.2-1 ~No.2-5	0.469~0.707	0.889	0.252~0.365	0.4
No.3-1 ~No.3-6	0.528~0.783	0.667	0.352~0.652	0.4
No.4-1 ~No.4-7	0.757~0.965	0.889	0.372~0.897	0.4



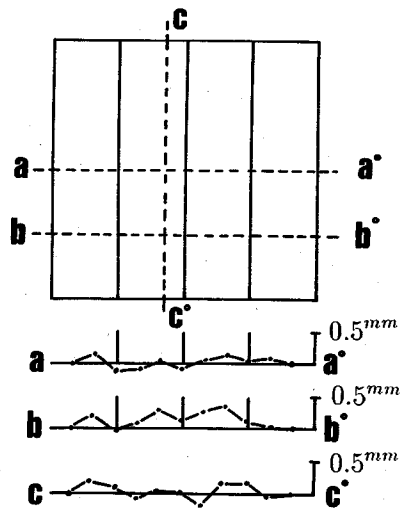
図—7 残留応力の分布 (補剛材方向の残留応力)

が、圧縮の最大値は約 $0.15 \sigma_Y$ であり、測定位置にも関係するが、それ程大きな値は得られなかった。図—7に供試体 No.1-8, 4-1 を例にとり、中央断面での補剛材方向の残留応力 (表裏の平均値) を示す。また、図—8には同じ供試体の補剛材直角方向の残留応力 (表裏の平均値) を示す。

初期たわみの計測は全供試体について実施した。計測項目は、単一パネルと補剛材の初期たわみであり、計測方法は特別な型枠を作り、ダイヤルゲージを用いた。各シリーズ共に、初期たわみの傾向は似ており、図—9に供試体 No.3-5 の初期たわみ分布を示した。図からわかるように、文献7) で指摘されているような、補剛材取付部が持ち上がり、パネルがくぼむ“やせ馬状”タイプ



図—8 残留応力の分布 (補剛材直角方向の残留応力)



図—9 補剛材の初期たわみ分布 (供試体 No.3-5)

の初期たわみが存在している。なお、単一パネルと補剛材の初期たわみの最大値を、道示の製作基準値と共に表—3に示す。これより初期たわみに関して、本供試体と道示の基準値の比をとると、公称 3.2^{mm} の板厚で構成

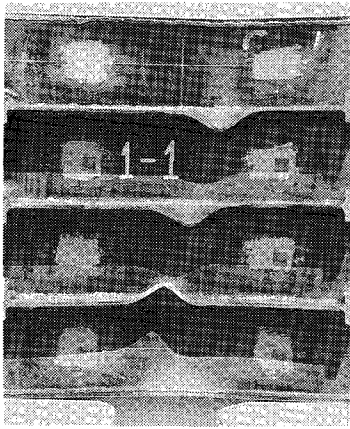


図-10 終局時の補剛板（補剛材の座屈：供試体 No.1-1, $\gamma/\gamma^* = 1.973$ ）

した3シリーズと4シリーズの供試体が大きく、その最大値は単一パネルで1.17, 補剛材で2.24となり、若干ながら、本試験体の最大初期たわみは基準値を上回っていることがわかる。

(3) 作用応力比

外力は作用荷重比 ($P_x : P_y$) が常に一定となるようにジャッキ操作を行った。厳密には常に荷重比が一定となるように載荷することは不可能である。ここでは作用荷重のステップ幅を出来る限り小さくとり、各ステップにおいて荷重比が一定となった所で歪の計測を行った。作用荷重比 $P_x : P_y$ は、(1:0), (5:1), (2:1), (1:1), (1:2), (1:5), (0:1) の計7種類を基本とした。

(4) 荷重歪曲線と崩壊モード

歪の計測箇所は図-1に+印で示されており、図中の数字は歪ゲージ番号を示し、()内の数字は供試体裏面における歪ゲージ番号を示している。なお、歪ゲージは最大0.1までの歪の測定が可能な2軸ゲージを貼付した。なお、実験装置と安全の関係から、載荷途中段階での変位計測は実施していない。

実験終了後に供試体の変形形状を調べた。代表的な崩壊パターンは、補剛材の崩壊、補剛材間のパネルの崩壊、全体パネルの崩壊の3種類が観察された。図-10は、補剛材が崩壊した供試体の一例である。対応する荷重-歪曲線を図-11に示すが、同じ記号の黒塗りと白抜きに相当する数字は、同じ箇所の表裏に貼付された歪ゲージの番号を示す。図-11より、終局時のかなり前の荷重段階から単一パネルに大きな歪が生じていることがわかる。このパターンは、応力比が小さく補剛材弾性相対剛比が大きい場合に多く見られた。図-12は補剛材に目だった変形が生じず、単一パネルが崩壊した供試体の

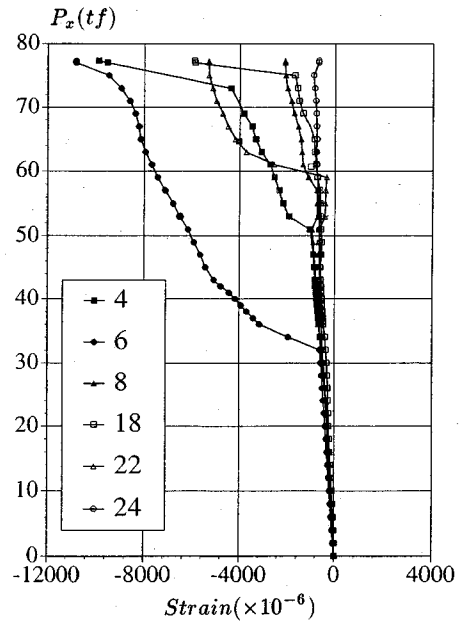


図-11 荷重-歪曲線（補剛材の座屈：供試体 No.1-1）

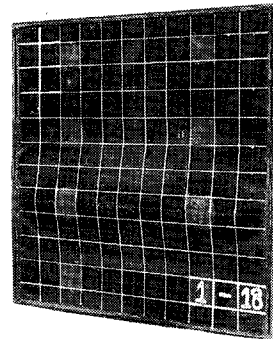
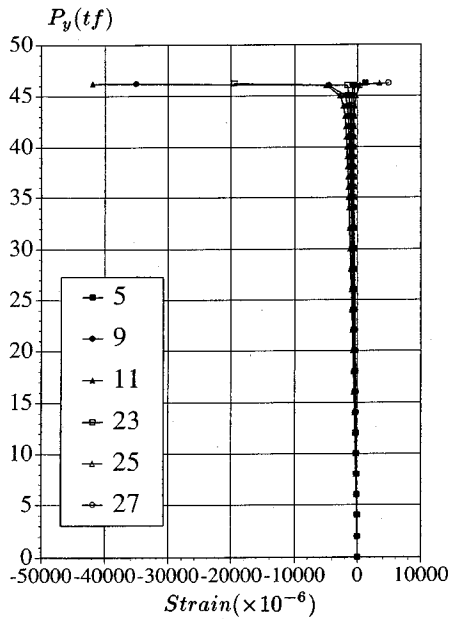


図-12 終局時の補剛板（単一パネルの座屈：供試体 No.1-18, $\gamma/\gamma^* = 1.436$ ）

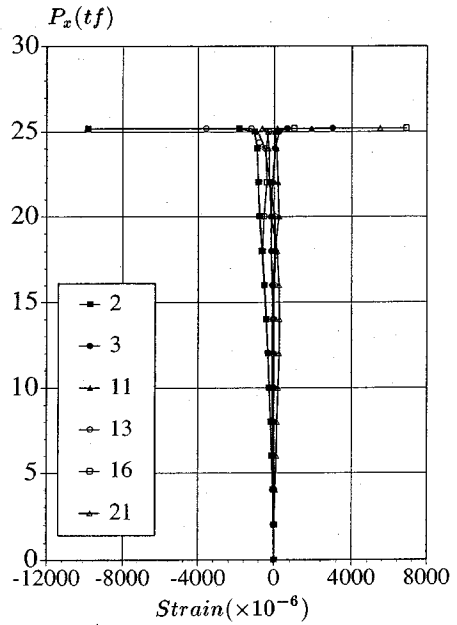
一例であり、補剛材は横方向に3本配置されている。対応する荷重-ひずみ曲線を図-13に示すが、終局荷重直前で単一パネルに大きな歪の発生が見られる。これは、応力比と補剛材弾性相対剛比が共に大きい場合に見られるパターンである。図-14は補剛板全体が崩壊した供試体の一例であり、補剛材は横方向に2本配置されている。対応する荷重-歪曲線を図-15に示すが、終局時の近くではほぼ全部の歪ゲージの値が大きくなる。このパターンは、応力比および補剛材弾性相対剛比が共に小さい場合に見られた。

(5) 本実験結果

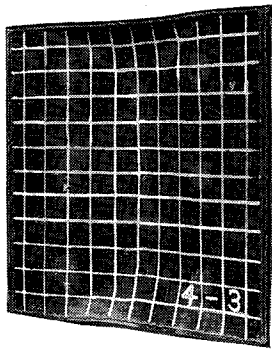
ここでは、最高荷重を終局強度と定義しており、各供試体の補剛材寸法及び補剛材弾性相対剛比 γ/γ^* ととも



図一13 荷重-歪曲線 (単一パネルの座屈: 供試体 No. 1-18)



図一15 荷重-歪曲線 (全体座屈: 供試体 No. 4-3)

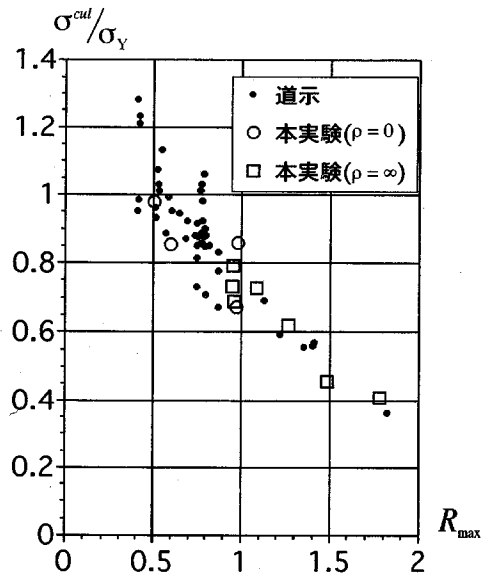


図一14 終局時の補剛板 (全体座屈: 供試体 No. 4-3, $\tau/\tau^* = 0.324$)

に、終局強度試験結果を表一4に示す。なお、前述した通り、補剛材は補剛される板と同一の材料から成り立っているため、表中の補剛材板厚 t_r は補剛される板の板厚 t でもある。また、 σ_x^{cul} と σ_y^{cul} はそれぞれ x 方向と y 方向の最大荷重を变形前の面積で除した終局強度であり、以下のように与えられる。

$$\sigma_x^{cul} = \frac{P_x^{max}}{Bt + (\bar{S}-1)bt_r}, \quad \sigma_y^{cul} = \frac{P_y^{max}}{At} \quad (11)$$

応力比 ρ は σ_y^{cul} と σ_x^{cul} との比であり、補剛材が単一パネルよりも先に降伏するような場合には、応力の再分配が行われ、補剛板の終局時近くでの応力 σ_x は式 (11) のいわゆる見かけの応力 σ_x^{cul} とは異なることから、ここでの応力比 ρ は、見かけの応力比となることがわかる。次に、 σ^* は無次元化された終局強度、 R_1^* と R_2^* は



図一16 本実験と道示の実験結果との比較

それぞれ単一パネルと補剛板の修正等価幅厚比であり、その定義については4章で説明する。なお、 \bar{R}_1^* 、 \bar{R}_2^* 、 $\bar{\tau}^*$ は、ここで提案した近似座屈係数を用いて計算した値を示している。

(6) 実験装置の検証

本実験装置の妥当性を検証するために、どちらか一方からのみ圧縮力を受ける既往の実験結果と本実験結果を

表-4 2方向より圧縮力を受ける補剛板の実験結果

シリーズ	$b \times t_r$ (mm)	ρ	R_1^*	\bar{R}_1^*	R_2^*	\bar{R}_2^*	γ/γ^*	$\gamma/\bar{\gamma}^*$	σ_x^{cul} (kgf/cm ²)	σ_y^{cul} (kgf/cm ²)	σ^*
1-1	44.60×4.30	0	0.504	0.504	0.363	0.363	1.973	1.973	3363	0	0.977
1-2	30.35×4.28	0	0.511	0.511	0.599	0.599	0.715	0.715	2938	0	0.854
1-3	59.60×4.32	0.291	0.636	0.639	0.394	0.394	4.423	4.388	3079	895	0.827
1-4	39.70×4.28	0.259	0.621	0.622	0.544	0.551	1.427	1.416	3444	893	0.922
1-5	55.58×4.39	0.713	0.892	0.892	0.603	0.603	4.367	4.174	3318	2366	0.885
1-6	49.60×4.27	1.369	1.030	1.030	0.768	0.770	3.253	3.174	2134	2921	0.761
1-7	40.23×4.29	1.298	1.017	1.017	0.890	0.893	1.719	1.676	2057	2671	0.704
1-8	59.78×4.27	2.899	1.033	1.033	0.660	0.667	6.246	6.126	832	2412	0.617
1-9	50.12×4.29	2.745	1.023	1.023	0.756	0.757	3.585	3.515	879	2413	0.615
1-10	40.38×4.28	2.611	1.037	1.037	0.882	0.889	1.947	1.908	971	2535	0.644
1-11	24.52×4.28	2.367	1.038	1.038	1.255	1.265	0.436	0.427	905	2142	0.541
1-12	20.23×4.28	2.301	1.038	1.038	1.437	1.440	0.245	0.240	787	1811	0.457
1-13	49.78×4.27	6.896	0.994	0.994	0.731	0.731	3.814	3.750	329	2260	0.615
1-14	30.20×4.29	6.114	0.992	0.992	1.026	1.037	0.835	0.821	446	2727	0.736
1-15	25.25×4.26	5.923	1.001	1.001	1.147	1.171	0.500	0.492	364	2156	0.581
1-16	59.85×4.27	∞	0.953	0.953	0.610	0.616	6.770	6.670	0	2512	0.730
1-17	45.05×4.28	∞	0.961	0.961	0.750	0.754	2.968	2.924	0	2358	0.685
1-18	35.38×4.28	∞	0.959	0.959	0.888	0.888	1.436	1.415	0	2720	0.790
1-19	24.77×4.27	∞	0.955	0.955	1.092	1.118	0.483	0.476	0	2494	0.725
1-20	20.08×4.27	∞	0.956	0.956	1.268	1.268	0.258	0.254	0	2130	0.619
2-1	44.75×4.25	1.225	1.331	1.331	0.878	0.883	5.072	5.071	2169	2657	0.712
2-2	34.65×4.25	1.174	1.312	1.312	1.045	1.062	2.309	2.309	1921	2255	0.613
2-3	24.70×4.28	1.127	1.317	1.317	1.357	1.358	0.886	0.886	2151	2424	0.668
2-4	19.55×4.31	2.186	1.321	1.321	1.528	1.560	0.472	0.470	1030	2252	0.567
2-5	19.53×4.31	5.478	1.272	1.272	1.435	1.448	0.530	0.525	395	2164	0.580
3-1	21.80×3.08	0	0.725	0.725	0.983	0.983	0.520	0.520	3120	0	0.856
3-2	21.90×3.07	0.581	1.181	1.181	1.455	1.456	0.506	0.482	2059	1197	0.500
3-3	22.33×3.10	1.168	1.323	1.323	1.488	1.515	0.601	0.585	1418	1658	0.523
3-4	19.07×3.07	2.281	1.481	1.481	1.859	1.865	0.377	0.369	877	2003	0.477
3-5	18.97×3.08	5.707	1.435	1.435	1.744	1.759	0.401	0.394	355	2026	0.514
3-6	21.92×3.09	∞	1.377	1.377	1.483	1.520	0.642	0.633	0	1656	0.454
4-1	27.75×3.07	0	0.974	0.974	0.798	0.798	1.538	1.538	2441	0	0.670
4-2	18.58×3.15	0.549	1.536	1.536	1.726	1.777	0.623	0.620	2366	1298	0.569
4-3	14.83×3.17	0.539	1.530	1.530	2.177	2.181	0.324	0.322	1913	1032	0.459
4-4	18.50×3.07	1.090	1.884	1.884	2.046	2.061	0.701	0.701	1165	1270	0.335
4-5	15.45×3.07	2.150	1.937	1.937	2.246	2.296	0.463	0.462	659	1417	0.337
4-6	18.70×3.07	5.457	1.839	1.839	1.891	1.892	0.881	0.873	258	1408	0.356
4-7	18.53×3.09	∞	1.756	1.756	1.781	1.784	0.936	0.922	0	1477	0.405

比較する。まず、補剛材方向からのみ圧縮応力が作用する供試体 No. 1-1, 1-2, 3-1, 4-1 ならびに、補剛材直角方向からのみ圧縮力を受ける供試体 No. 1-16~1-20, 3-6, 4-7 の終局強度と、道示¹³⁾に示されている実験結果との比較を図-16 に示す。これらの実験結果の比較

から、本実験結果は道示の実験結果の範囲内にプロットされていると考えられる。

次に、文献7) に示される補剛材直角方向からのみ圧縮力を受ける補剛板の強度評価式を用いて、文献4), 8) の実験結果と本実験結果を比較する。比較する供試体は

表-5 補剛材直角方向から圧縮力を受ける補剛板の終局強度

供試体	降伏応力 (kgf/cm ²)	γ/γ^*	[1] $\sigma_Y^{ult}(\text{評価式})/\sigma_Y$	[2] $\sigma_Y^{ult}(\text{実験値})/\sigma_Y$	[2]/[1] (比)
1-16	3441	6.770	0.588	0.730	1.241
1-17	3441	2.968	0.584	0.685	1.173
1-18	3441	1.436	0.585	0.790	1.350
1-19	3441	0.483	0.522	0.725	1.384
1-20	3441	0.258	0.506	0.619	1.223
3-6	3645	0.642	0.377	0.454	1.204
4-7	3645	0.936	0.320	0.405	1.266
NCO	3000	1.40	0.557	0.654	1.174
NCT	3000	1.40	0.557	0.629	1.129
MNCO	2605	0.38	0.511	0.627	1.226
MNCT	2605	0.38	0.511	0.658	1.288

No.1-16 から 1-20, 3-6 および 4-7 の 7 ケースと、文献 4) における NCO と NCT および文献 8) における MNCO と MNCT の 4 ケースであり¹⁴⁾、その比較結果を表-5 に示す。なお、表-5 の右欄における比の平均値は 1.242 であり、その標準偏差は 0.073 である。この結果から、本実験結果と文献 4), 8) に示される実験結果とは、その強度評価式に対する比がほぼ同様な傾向を示していることがわかる。

以上、既往の実験結果と本実験結果との比較より、本実験装置の妥当性が確認されたものと思われる。

4. 終局強度の評価

(1) 既往の方法

文献 2) に示される、面内力を受ける補剛板の終局強度に関する研究は、補剛される板のアスペクト比、単一パネルの幅厚比、補剛材弾性相対剛比をパラメータとした相関強度式を用いている。例えば、補剛材弾性相対剛比を一定にして相関曲線を求める際には、補剛材弾性相対剛比が応力比に依存するため、応力比が異なるごとに補剛材の形状寸法を変化させたモデルを用いて終局強度を計算する。よって、同一の相関曲線上にある補剛板の補剛材断面積は変化していることになる。ここでは、既往の強度相関式の精度を論じることは目的でないので、強度の相関性の傾向だけを調べるために、文献 2) の手法を用いて本実験結果を整理する。

実験結果としては、単一パネルの座屈が先行する 1 シリーズ中の No.1-1, 1-4, 1-7, 1-10, 1-18 と、補剛板の全体座屈が先行する ($\gamma/\gamma^* < 1$) 3 シリーズの全供試体の結果を用いる。1 シリーズの補剛材弾性相対剛比は 1.427 から 1.973、一方、3 シリーズのそれは 0.377 から 0.642 の範囲にあり、それぞれの補剛材弾性相対剛比

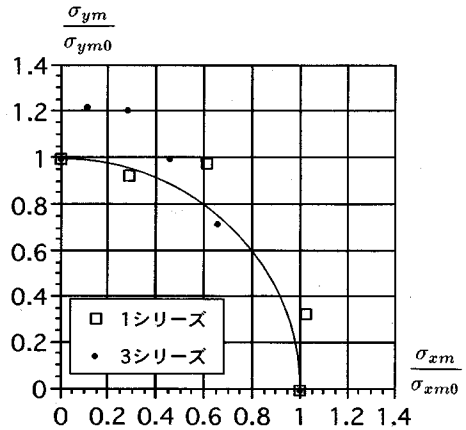


図-17 補剛板の相関曲線

は一定でないものの、相関曲線の傾向は調べられるものと思われる。図-17 では、縦軸と横軸をそれぞれ y 軸方向のみと x 軸方向のみの圧縮力が作用した時の補剛板の終局強度を用いて、本実験結果を無次元化している。図-17 より、1 シリーズの結果に比べ、3 シリーズの結果は応力比が大きい所で円曲線よりかなり外側に位置していることがわかる。これは、供試体 No.3-4, 3-5 が他の供試体に比べ、補剛板の等価幅厚比 R^* が大きく、初期たわみによる影響が少ないために無次元化した終局強度が上がったためと考えられる。文献 2) では円曲線で終局強度を推定しているが、図-17 より、本実験結果は円曲線の外側に位置するものも多く見られ、これは文献 2) の数値結果と似た傾向にあり、円曲線で終局強度を推定する方法は安全側の評価であることがわかる。

(2) 本論文の手法

筆者ら¹²⁾は、1 方向圧縮補剛板に関する道示¹³⁾の耐荷

力パラメータを基に、2方向面内力を受ける無補剛板の終局強度を推定するための新たなパラメータを提案した。ここでは、この手法を基に、2方向面内力を受ける補剛板の終局強度を推定するためのパラメータ σ^* と R^* を提案する。なお、この記号は、文献12)において無補剛板の終局強度推定の際に使用した記号と同一であるが、その定義は異なり、ここでは以下のように定義する。

$$\sigma^* = \frac{\sigma_{eq}^{cul}}{\sigma_Y} \beta, \quad R^* = \text{Max}(R_1^*, R_2^*) \quad (12)$$

ここに、 σ_{eq}^{cul} と β は、以下の式により求められる。

$$\sigma_{eq}^{cul} = \sqrt{(\sigma_x^{cul})^2 - \sigma_x^{cul} \sigma_y^{cul} + (\sigma_y^{cul})^2} \quad (13)$$

$$\beta = \begin{cases} 2(A^2 - A\rho + \rho^2)(1 - \rho + \rho^2)^{-\frac{1}{2}} \\ \times [(2A - \rho)(A - 1) \\ + \sqrt{4A^2 - 4\rho A + \rho^2(4 - 3(1 - A)^2)}]^{-1} \\ (0 \leq \rho \leq 1) \\ \beta = 1 \quad (\text{上記以外の } \rho \text{ に対し}) \end{cases} \quad (14)$$

ここに、 σ_{eq}^{cul} は通常の相当応力であり、さらに

$$A = 1 + (S - 1)\delta = \frac{Bt + (S - 1)bt_r}{Bt} \quad (15)$$

である。なお、 β の誘導方法については付録で述べる。

R_1^* は単一パネルの修正等価幅厚比であり、以下のよう
に定義される¹²⁾。

(3a) $\sigma_x > 0$ の時

$$R_1^* = \frac{B}{St} \sqrt{\frac{\sigma_f^* 12(1 - \nu^2)}{E\pi^2 f_x}}, \quad \sigma_f^* = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{1 - \rho + \rho^2}} \quad (16)$$

(3b) $\sigma_x \leq 0$ の時 (但し、 $\sigma_y > 0$)

$$R_1^* = \frac{B}{St} \sqrt{\frac{\sigma_f^* 12(1 - \nu^2)}{E\pi^2 f_y}}, \quad \sigma_f^* = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{1 - \frac{1}{\rho} + \frac{1}{\rho^2}}} \quad (17)$$

なお、 f_x と f_y は単一パネルの座屈係数であり、厳密な値と近似値が文献12)で与えられている。

最後に、 R_2^* は以下に定義されるように、補剛板の修正等価幅厚比である。

(4a) $\sigma_x > 0$ の時

$$R_2^* = \frac{B}{t} \sqrt{\frac{\sigma_f^* 12(1 - \nu^2)}{\pi^2 EK_x}} \quad (18)$$

ここに、

$$\sigma_f^* = \begin{cases} \frac{\sigma_Y}{\beta \sqrt{1 - \rho + \rho^2}} & (0 \leq \rho \leq 1) \\ \frac{\sigma_Y}{\sqrt{1 - \rho + \rho^2}} & (\text{上記以外の } \rho \text{ に対し}) \end{cases}$$

(4b) $\sigma_x \leq 0$ の時 (但し、 $\sigma_y > 0$)

$$R_2^* = \frac{B}{t} \sqrt{\frac{\sigma_f^* 12(1 - \nu^2)}{\pi^2 EK_y}} \quad (19)$$

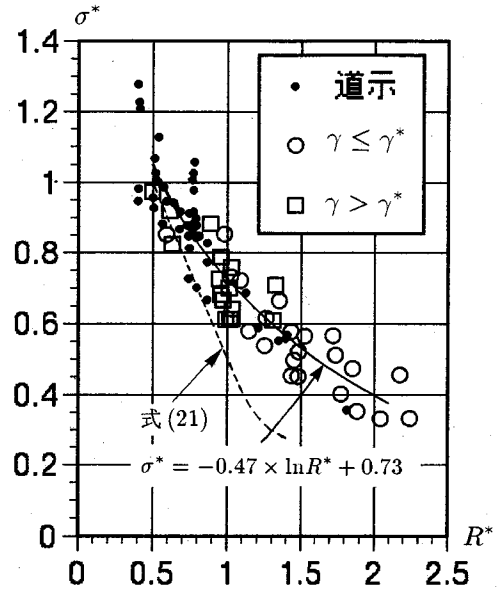


図-18 補剛板の終局強度

ここに、

$$\sigma_f^* = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{1 - \frac{1}{\rho} + \frac{1}{\rho^2}}}$$

ここで、 R_2^* は1方向からのみ面内圧縮力を受ける場合の等価幅厚比において、座屈係数を2方向から面内力を受ける場合のそれに置き換え、さらに降伏応力 σ_Y の代わりに σ_f^* を用いている。なお、 σ_f^* は補剛板の見かけ上の応力が von Mises の降伏条件を満足した時の x 方向または y 方向の見かけ上の応力である。

各供試体における R_1^* 、 R_2^* 、 σ^* の値を表-4に示した。なお、同じ表中に、近似座屈係数を用いて計算した \bar{R}_1^* 、 \bar{R}_2^* の値も示したが、これらと厳密な座屈係数を用いた R_1^* 、 R_2^* との間に大きな差異は認められないことがわかる。

さて、縦軸に σ^* 、横軸に R^* をとり、本実験結果を整理したものを図-18に示す。図中、参考のために、道示¹³⁾の実験結果もプロットしたが、本実験結果と大きな差異は見られない。本実験結果と道示の実験結果より得られる回帰曲線を図中に示しており、実験値とのバラツキを示す標準偏差は0.98である。一方、単一パネルに関する実験結果より得られる回帰曲線は次式で与えられる¹²⁾。

$$\sigma^* = -0.46 \times \ln R^* + 0.74$$

これより、補剛板と単一パネルの回帰曲線はほぼ一致していることがわかる。

ここで注目すべきことは、本論文で提案しているパラメータ σ^* と R^* を用いると、道示¹³⁾に示されている1

方向圧縮補剛板の実験結果と、2方向から圧縮を受ける補剛板の実験結果とがほぼ同一の曲線上に乗ることである。このことは、従来より提案されている相関曲線を用いる方法よりも、用いるパラメータの数が少なく、本手法がより簡便に終局強度を算定できることを示している。なお、本実験結果では $\sigma_x \geq 0$ の場合に限られているが、5章の考察において、既往の実験結果と計算結果を用いて $\sigma_x < 0$ の場合にも本報告の方法が有効であることを示す。

さて、本実験においては、補剛材の初期たわみが道示¹³⁾の製作基準を若干越えるものも存在していたが、多くは道示の製作基準を満たしており、図-18に示すように道示の実験結果と本実験結果との間に大きな差異は見られない。初期不整が終局強度に与える影響についてはさらに研究が必要であるが、ここでは、図-18を参考にして2方向から面内力を受ける補剛板の終局強度を推定する方法として、以下に示す2つの方法を提案する。

最初の方法は、本実験結果と道示の実験結果の双方の結果より得られる回帰曲線を用いるものであり、以下の式で与えられる。

$$\sigma^* = -0.47 \times \ln R^* + 0.73 \quad (20)$$

但し、 $R^* \leq 0.56$ の時は $\sigma^* = 1$ とする。上式は実験値より得られた回帰曲線であることから、実際の設計などに用いる際には安全率を考慮した設計をする必要がある。

2番目の方法は道示¹³⁾に示されている強度式を拡張して、以下の式を使用するものである。

$$\begin{cases} \sigma^* = 1 & (R^* \leq 0.5) \\ \sigma^* = 1.5 - R^* & (0.5 < R^* \leq 1.0) \\ \sigma^* = 0.5/R^{*2} & (R^* < 1.0) \end{cases} \quad (21)$$

本式は文献12)での単一パネルに関する2番目の強度式とも一致し、安全側の評価を与える。

ここで提案した何れの推定式も供試体の寸法及び材料の性質が既知であれば、応力比 ρ と σ_x^{ult} または σ_y^{ult} の関数とみなすことができ、比例载荷のように ρ が既知であれば、式(20)または式(21)より σ_x^{ult} と σ_y^{ult} は簡単に求められる。比例载荷でない場合については、 σ_x^{ult} または σ_y^{ult} の一方が既知となることから、複雑な式となるものの超越方程式を解くことにより応力比 ρ が求められ、これより残りの一方の終局強度が得られる。

5. 考 察

(1) $\rho < 0$ におけるパラメータの有効性

前章においては、2方向の面内力が共に圧縮の場合を扱い、パラメータ σ^* と R^* の有効性を確認した。ここでは2方向の面内力の内、どちらか一方が引張りとなる場合にも、上記のパラメータ σ^* と R^* が有効に用いら

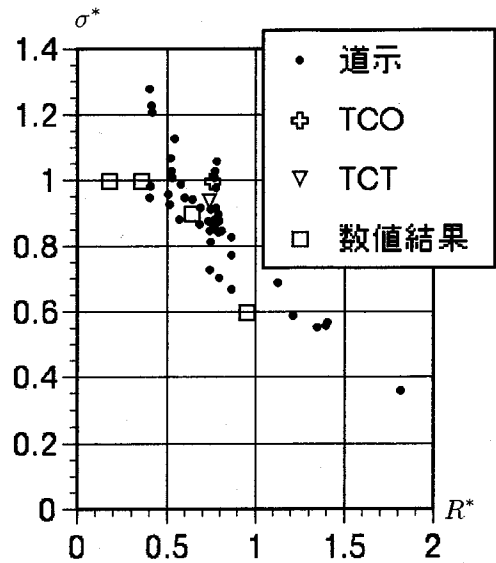


図-19 一方が引張力の場合の終局強度

れることを示す。

このような条件下における実験結果は非常に少なく、補剛材方向に引張り、補剛材直角方向に圧縮が作用する2体の実験が北田・中井・宮坂・古田・秦野⁴⁾により実施されているのみである。数値解析としては弾塑性有限変位理論に基づくKitada, Nakai and Furuta²⁾らの報告がある。ここでは、これらの実験結果と数値結果を基に議論を進める。さて、実験値として、文献4)の表-5に示されている縦方向が引張で横方向が圧縮のTCOとTCTの2個の結果を用いる。数値結果としては、文献2)の図-14における第2象現($\sigma_x = 0$ を含む)の2個の結果と第4象現の2個の結果を用いる。これら合計6個の結果をパラメータ σ^* と R^* により整理したものを図-19に示す。なお、それぞれの数値解析結果及び実験値には初期不整が存在しており、それぞれの文献中に詳細が述べられている。図-19には道示¹³⁾の実験結果も示してあるが、1方向が圧縮力で他方向が引張力の実験結果と数値結果は、道示¹³⁾の実験結果と同様の傾向を示すことがわかる。このことは、2方向が共に圧縮力の場合ばかりでなく、どちらか一方が引張力の場合にも、本論文で提案した σ^* と R^* による補剛板の終局強度算定法の有効性を示すものと考えられる。

(2) 補剛材の終局強度への寄与

道示¹³⁾における補剛板の設計法においては、所要剛比以上の補剛材を用いた場合、その終局強度への寄与は無視している。このことは、金子・金井・雨宮¹⁵⁾らの実験結果において、 $\gamma/\gamma_{req} < 1.0$ および R 値が大きい場合には補剛材の剛度を上げれば終局強度は増すものの、

$\gamma/\gamma_{req} > 1.0$ および R 値が小さい場合には、補剛材相対剛比を上げて最終強度には影響が見られないという結論に基づいているものと思われる。長谷川・長浜・西野¹⁶⁾らは、補剛材に対して非載荷条件での実験を行い、補剛材相対剛比が1前後と2~5の場合では、最終強度は最大で約10%後者が高いとの結論を得ている。奈良¹⁷⁾は、所要剛比以上の剛度をもつ多リブ連続補剛板に関し既往の実験結果と数値結果を基にして、新たな細長比パラメータを提案している。なお、補剛材剛比の最終強度に与える影響は、実験結果に比べ数値結果の方が大きいようである。

ところで、以上の研究は何れも1軸応力状態での議論であり、2軸応力状態における検討は少ない。本実験では、 γ/γ^* が0.245~6.770の範囲で実験を実施したが、図-18に示すように、本パラメータで整理する限り、補剛材弾性相対剛比を増加させた影響が、最終強度に大きく表れているとは言い難い結果となっている。なお、本実験では、応力比を一定にして、補剛材剛比のみを変化させた実験は実施していないため、今後、2軸応力状態における補剛材の最終強度に与える影響について考察を加えていく予定である。

(3) 補剛材所要剛比

ここでは、2方向より面内力を受ける補剛板の設計思想として、道示¹³⁾の1方向圧縮補剛板の設計思想を用いることとする。すなわち、補剛板全体の強度が単一パネルの強度と同等かそれ以上となるように、所要の補剛材を配置するものとする。

本研究や文献12)の結果より、2方向より面内力を受ける補剛板全体の最終強度と単一パネルの最終強度は、本報告のパラメータを用いる限りほぼ同一の曲線となることが確認された。また、その曲線は1方向からのみ圧縮力を受ける補剛板の最終強度曲線と大きな差異がないことも明かとなった。そこで、2方向より面内力を受ける補剛板の最終強度式として、道示の基準耐力曲線を基にした式(21)を用いて、補剛材所要剛比を求めることとする。単一パネルと補剛板の修正等価幅厚比を、それぞれ R_1^* 、 R_2^* とすれば、補剛材所要剛比 γ_{req} は以下の式より決定される。

$$\begin{cases} R_2^*(\gamma_{req}) = 0.5 & R_1^* \leq 0.5 \\ R_2^*(\gamma_{req}) = R_1^* & R_1^* > 0.5 \end{cases} \quad (22)$$

ここに、 R_2^* は γ_{req} の関数である。なお、実際の設計に当たっては、厳密な座屈係数を用いて修正等価幅厚比を計算することは实际的でなく、表-1で提案している近似座屈係数を用いて計算すれば、より簡単に精度の良い所要剛比 γ_{req} が求められる。

6. おわりに

本研究では、2方向より面内圧縮力を受ける補剛板の最終強度実験を行った。従来、このような実験結果が少ないことから、今後の補剛板の設計に役立つ資料が得られたものと思われる。さらに、2つのパラメータ σ^* 、 R^* のみを用いて、補剛板の最終強度を推定する方法を提案した。本方法は、既往の相関曲線式を用いる方法に比べ簡便であるばかりでなく、その精度についても実験結果ならびに数値結果を用いて検証している。そして、道示¹³⁾の補剛板の設計思想に基づき、補剛板が2方向より面内力を受ける際の補剛材所要剛比を計算する方法にも言及した。

謝辞：実験にあたり、東京電機大学 佐々木利祝講師ならびに東京電機大学卒論生(川勝一広君、小牧理君、吉野照一君)の協力を得た。ここに記し感謝の意を表したい。

付録I 付録

σ^* とは、ある一方向に作用する最大作用応力とその方向の見かけ上の降伏応力との比であり、例えば $\sigma_y > 0$ の時には

$$\begin{aligned} \sigma^* &= \frac{\sigma_y^{cul}}{\sigma_x^*} = \frac{\sigma_y^{cul}}{\sigma_y / \sqrt{\frac{1}{\rho^2} - 1} + 1} \\ &= \frac{\sqrt{(\sigma_x^{cul})^2 - \sigma_x^{cul} \sigma_y^{cul} + (\sigma_y^{cul})^2}}{\sigma_y} \end{aligned} \quad (I.1)$$

となる。一方、 $\sigma_x > 0$ の時には、

$$\sigma^* = \sigma_x^{cul} / \sigma_x^* \quad (I.2)$$

と与えられ、ここに σ_x^* は見かけ上の x 方向の最大耐力を示す。 $0 \leq \rho \leq 1$ においては、単一パネルは2軸圧縮応力状態であるのに対し、補剛材は1軸圧縮応力状態となり、補剛材は単一パネルよりも先に von Mises の降伏条件を満たすこととなる。よって、ある荷重で補剛材が降伏すれば、それ以降の荷重増加分は全て単一パネルが負担することになる。この時、単一パネルに実際に作用する応力 σ_x は

$$\sigma_x = \sigma_y + \Lambda(\sigma_x^* - \sigma_y) \quad (I.3)$$

となり、ここで Λ は式(15)で与えられている。一方、 y 方向の応力は $\sigma_y = \rho \sigma_x^*$ となり、これらが von Mises の降伏条件を満たすことから次式を得る。

$$\begin{aligned} &(\sigma_y + \Lambda(\sigma_x^* - \sigma_y))^2 - \{\sigma_y + \Lambda(\sigma_x^* - \sigma_y)\} \rho \sigma_x^* + (\rho \sigma_x^*)^2 \\ &= \sigma_y^2 \end{aligned} \quad (I.4)$$

式(I.4)を σ_x^* について解き、式(I.1)へ代入して整理すれば式(12)を得る。

参考文献

- 1) 北田俊行, 中井博, 宮坂佳洋, 古田富保, 鈴木宏昌: 2方向面内力を受ける補剛板の極限強度に関する研究, 構造工学論文集, Vol. 34A, 土木学会, pp. 203-214, 1988.
- 2) Kitada, T., Nakai, H. and Furuta, T.: Ultimate strength and interaction curve of stiffened plates subjected to biaxial in-plane forces, *Proc. of JSCE*, No. 437/I-17, pp. 113-123, 1991.
- 3) 北田俊行, 中井博, 宮坂佳洋, 古田富保: 2方向面内力を受ける補剛板の極限強度に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 土木学会, No. 437/I-17, pp. 79-81, 1991.
- 4) 北田俊行, 中井博, 宮坂佳洋, 古田富保, 秦野啓司: 補剛材方向に引張力, 補剛材直角方向に圧縮力を受ける補剛板の極限強度に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 36A, 土木学会, pp. 77-105, 1990.
- 5) Isami, H.: A prediction method of ultimate strength for stiffened plates under biaxial in-plane forces, *Proc. of JSCE*, No. 489/I-27, pp. 49-57, 1994.
- 6) 熊谷洋司, 井浦雅司, 吉田俊二: 二軸応力を受ける一方方向に補剛された圧縮補剛板の設計法に関する研究, 構造工学論文集, Vol. 39A, 土木学会, pp. 143-152, 1993.
- 7) 北田俊行, 中井博, 古田富保: 横方向圧縮力を受ける補剛板の極限強度とその簡易算定法に関する研究, 土木学会論文報告集, 土木学会, No. 446/I-19, pp. 137-146, 1992.
- 8) 北田俊行, 中井博, 古田富保, 秦野啓司: 十分剛でない縦補剛材を有する補剛板の横方向圧縮強度に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 37A, 土木学会, pp. 211-218, 1991.
- 9) Dier, A.F. and Dowling, P.J.: The strength of plates subjected to biaxial forces, *Behaviour of Thin Walled structures*, Edited by J. Rhodes and J. Spence, Elsevier, 1983.
- 10) Bradfield, C.D., Stonor, R.E.P. and Moxham, K.E.: Tests of long plates under biaxial compression, *J. Construct. Steel Res.*, Vol. 24, No. 1, pp. 25-56, 1991.
- 11) 勇秀憲: 2方向面内圧縮力を受ける鋼矩形板の耐荷力推定のための新しいアプローチ, 構造工学論文集, Vol. 37A, 土木学会, pp. 219-228, 1993.
- 12) 熊谷洋司, 井浦雅司, 渡辺保之: 2方向より面内力を受ける鋼薄板要素の終局強度に関する研究, 土木学会論文報告集, 土木学会, No. 507/I-30, pp. 89-97, 1995.
- 13) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, 鋼橋編, 丸善, 1994.
- 14) 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, 土木学会, No. 270, pp. 1-14, 1978.
- 15) 金子忠男, 金井道夫, 雨宮栄一郎: 補剛された板の圧縮耐荷力に関する実験的研究 (第3報), 第32回土木学会年次学術講演会講演概要集第1部, 1977.
- 16) 長谷川彰夫, 長浜正孝, 西野文雄: 圧縮を受ける補剛された板の座屈強度, 土木学会論文報告集, 第236号, pp. 1-14, 1975.
- 17) 奈良敬: 縦補剛材で補剛された連続圧縮板の極限強度の評価法, 構造工学論文集, Vol. 38A, 土木学会, pp. 223-230, 1993.

(1995. 3. 31 受付)

ULTIMATE STRENGTH OF STIFFENED PLATES SUBJECTED TO BIAxIAL FORCES

Yoji KUMAGAI and Masashi IURA

Tests of stiffened steel plates subjected to biaxial compressive forces have been performed to obtain the ultimate strength of the plates. A plate test rig has been modified to apply compressive forces to rectangular stiffened plates. A new approach is presented for predicting the ultimate strength of plates under biaxial loadings. The experimental results are used to show the validity of the new approach. The existing numerical and experimental results are also used to examine the applicability of the present approach to the plates under biaxially applied in-plane compressive and tensile forces. Although the present approach is easier to apply than other available approaches, it provides consistently good predictions.