

開口部を有する圧縮補剛板の耐荷力に関する研究

中井 博¹・北田 俊行²・祝 賢治³

¹正会員 工博 大阪市立大学教授 工学部土木工学科 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

²正会員 工博 大阪市立大学助教授 工学部土木工学科 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

³正会員 博(工) 三井造船(株) 鉄構技術部 (〒559-8651 大阪市住之江区柴谷 1-2-32)

本論文では、開口部を有する圧縮補剛板の終局強度特性を明らかにし、効果的な補強方法について検討を加え、簡便な耐荷力算定法を提案している。まず、実鋼製橋脚 20 基の初期たわみを実測するとともに、縮尺模型の残留応力を計測している。そして、この種の補剛板の終局強度に影響を及ぼす初期不整の特性を調べている。つぎに、4 種類の実験供試体による耐荷力実験、および、その実験供試体を対象とした解析モデルを用いた弾塑性有限変位解析を行い、対象とする補剛板の終局強度特性について検討している。また、多数の弾塑性有限変位解析を行うことによって、開口部の補強方法、および開口部を有する補剛板の耐荷力の一算定法を提案している。

Key Words: *ultimate strength, stiffened plate with opening, initial imperfections, experiment, non-linear analysis, strengthening method, doubler plate, design method*

1. まえがき

鋼橋部材においては、製作・架設上、あるいは橋梁が完成した後の維持管理上のために、大きな圧縮応力を受ける補剛板であるにもかかわらず、開口部を設けることがある。このような例としては、鋼製橋脚、および吊橋・斜張橋の塔の柱部材の基部付近にマンホールを設けたフランジ・プレート、および腹板が挙げられる¹⁾(ここでは、橋軸方向にほぼ平行な面をフランジ、橋軸直角方向に概して平行な面を腹板という)。また、ニールセン橋のアーチリブのフランジにも、ケーブル設置のために開口部が設けられる。さらに、箱桁橋の支点上のダイヤフラムには、維持管理上のために、必ず開口部が設けられている。

これら開口部を有する補剛板の座屈設計法については、道路橋示方書²⁾、あるいは、各公団・公社の設計基準³⁾⁷⁾でも明確な規定がない。したがって、この種の補剛板は、過去の実績、および設計者の経験にもとづいて設計が行われてきた。しかも、兵庫県南部地震によって、鋼製橋脚柱の基部付近に位置する開口部を有する補剛板の多くに座屈損傷が発生し、この種の補剛板の座屈設計法について、早急に再検討する必要性が生じている。

ところで、開口部を有する補剛板の耐荷力に関して

は、次のような成果が、すでに公表されている。まず、開口部を有する圧縮補剛板の設計パラメータについては、アンケート方式による実績調査が行われている¹⁾。つぎに、耐荷力に大きな影響を及ぼす初期不整のうちで、初期たわみは実鋼製橋脚を対象とした実測⁸⁾により、また残留応力については縮尺模型を用いた実測⁹⁾により、その大きさと分布特性とがある程度明らかにされている。そして、実験供試体に純圧縮を作用させる耐荷力実験、あるいは一定圧縮力下における曲げ耐荷力実験により、終局限界状態に至るまでの挙動、および終局限界状態以降の変形性能に及ぼす開口部の影響が調べられている⁹⁾¹²⁾。さらに、有限要素法に基づく弾塑性有限変位解析によっても、耐荷力特性が、明らかにされてきている¹³⁾¹⁶⁾。

本論文は、開口部を有する圧縮補剛板の耐荷力に関する著者らの一連の研究成果を整理・修正・統合したものである。すなわち、終局強度に影響を及ぼす初期たわみや、残留応力などの初期不整に関する特性が、まず述べられている。つぎに、4 種類の実験供試体による耐荷力実験、および、その実験供試体を解析モデルとした弾塑性有限変位解析を行うことにより、対象とする補剛板が終局限界状態に至るまでの挙動、および終局強度特性が、検討されている。さらに、弾塑性有限変位解析の結果を整理することにより、各種パラメ

一夕が終局強度に及ぼす影響度が明らかにされている。そして、長方形の開口部を有する補剛板を対象として、開口部の補強方法、および耐荷力の一算定法が、提案されている。

2. 開口部を有する圧縮補剛板の初期不整

(1) 初期たわみ

a) 実鋼製橋脚の初期たわみの実測とその統計処理

i) 実測の対象とする補剛板パネルと実測方法⁸⁾

阪神・淡路大震災により座屈変形などの被害を受けていない鋼製橋脚で、かつ柱部材が箱断面のものを、実測の対象として選定した。そして、高速道路の本線部の鋼製橋脚 10 基、およびランプ部の鋼製橋脚 10 基を抽出した。これらの鋼製橋脚は、すべて単柱の逆 L 形である。また、これらのすべての橋脚には、ベースプレートより約 5m 上の柱部材の腹板面に開口部が設けられている。図-1 には、その開口部を有する補剛板パネルの代表的な 2 例の形状と寸法を示す。

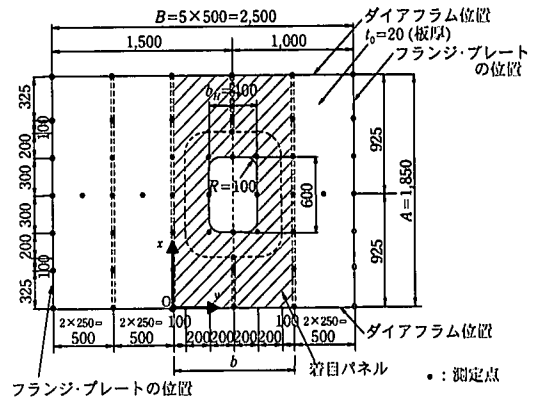
対象とした橋脚のすべての開口部には、ダブリング板による補強が施されている。そして、ダブリング板の鋼種は、補強される板の鋼種と同一であり、本線部の橋脚は SM490 材、またランプ部の橋脚は SM490Y 材である。なお、すべての橋脚では、縦補剛材がダブリング板のところで、切断されている。

開口部を有する補剛板パネルの初期たわみを測定するために、対象とする補剛板パネルに縦横の格子状の測線を入れ、それらの交点のうち、予め選定した測定点の面外初期たわみを、鋼尺（測定精度 1/10mm）、および可視距離 0m のトランシットで測定した。本線部の橋脚、およびランプ部の橋脚の測定点の一例を、図-1 中に示す。これらの測定点は、開口部の縦横の中心線上、縦補剛材の中心線上、および開口部の周辺にとっている。

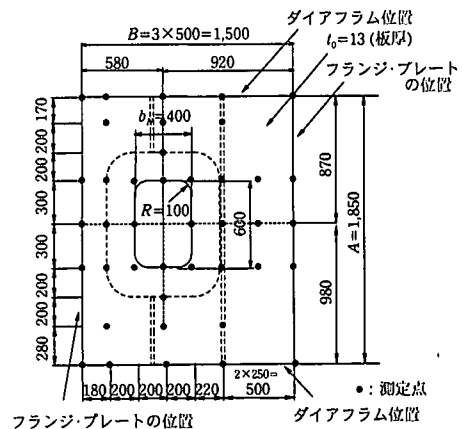
図-2 には、初期たわみに関する諸記号を示す。ここで、 δ_v は、開口により切断された縦補剛材の初期たわみで、たとえば後述する図-4(b)の δ_{max} を採用している。つぎに、 δ_b は縦補剛材間の板パネルの初期たわみ、また δ_h は開口部付近の初期たわみのそれぞれの最大値を示す。なお、箱断面の外側への初期たわみを、いずれも正としている。

ii) 実測結果

開口部を有する補剛板パネルの鉛直方向の側辺は、ほぼ直線状と考えられる。そのため、両側辺（フランジ・プレートとの交差線）の傾きの平均となる直線を含む面を基準面と仮定して、その基準面と測定デー



(a) 本線部の補剛板パネル



(b) ランプ部の補剛板パネル

図-1 開口部を有する補剛板パネルの代表例
(寸法単位: mm)

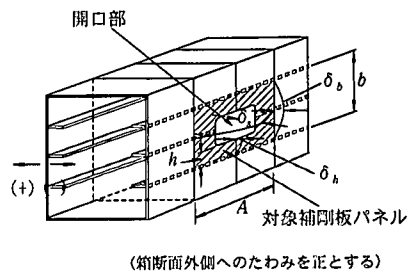
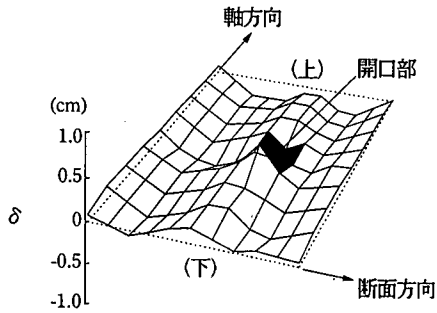


図-2 初期たわみに関する諸記号

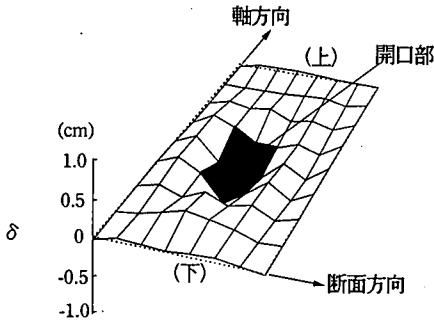
タとの差を、初期たわみ δ とした。このようにして得た初期たわみ曲面の例を、図-3 に示す。

同図(a)が本線部の橋脚の開口部を有する補剛板パネルに対する実測例で、また同図(b)がランプ部の実測例である。

まず、同図(a)の補剛板の上下辺に沿った初期たわみ



(a) 本線部の補剛板パネル



(b) ランプ部の補剛板パネル

図-3 実測初期たわみ曲面の例

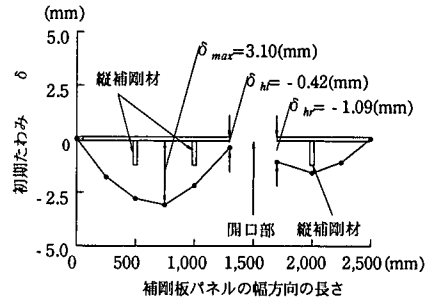
波形は、著しく凹凸状になっている。この補剛板の初期たわみ波形は、大きい筒状の初期たわみ波形（軸方向には直線で断面方向にのみ曲がった波形）に小さな初期たわみ波形が重なりあった曲面となっているように観察される。本線部の開口部を有する補剛板パネルには、このような初期たわみ曲面を呈するものが多かった。

つぎに、ランプ部では、同図(b)に示すように、4辺をほぼ基準面とした初期たわみ曲面を呈するものが多かった。これら両者の初期たわみ曲面の差異は、補剛板パネルの幅に起因しているように思われる。

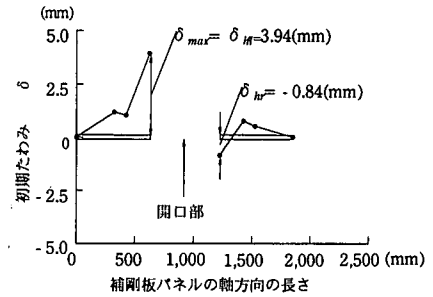
また、同図(b)に示した初期たわみ波形では、ダブルリング板で補強した部分が、剛体的に一樣な形状でたわんでいる傾向が認められる。全体のうち、75%の橋脚には、この傾向が認められた。

さらに、同図(b)によると、初期たわみ曲面は、鉛直方向、および水平方向にも差異がみられる。そして、それぞれの方向の波形の特徴は、互いに独立で、開口部の縦横方向の中心線で切断したときのそれぞれの方向の初期たわみ波形によって、ほぼ代表されることがわかる。

そこで、本線部の橋脚の補剛板パネルの開口部におけ



(a) 横断面方向



(b) 部材軸方向

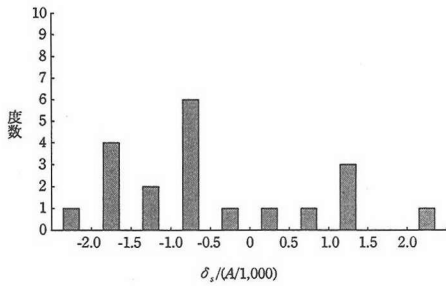
図-4 開口部の縦横中心線上における初期たわみ波形の例（本線部）

る縦横中心線上の初期たわみ波形の例を、図-4に示す。

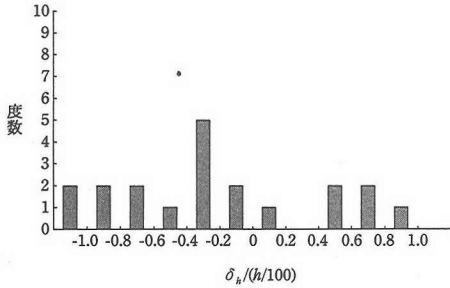
これらの初期たわみ波形は、開口部の縦横中心線の両端を結ぶ直線を基線として、その基線からの隔りを初期たわみ量としたものである。また、各断面における最大初期たわみ量、および開口部の縁端における初期たわみの値も、図-4中に示されている。ただし、横断面方向の初期たわみには、補剛板パネル全体としての筒状の初期たわみ量も含まれていることに注意する必要がある。

図-5には、開口部によって切断された縦補剛材の初期たわみ δ_s 、および開口縁の初期たわみ δ_h の統計処理を施した結果を示す。

これらの図によると、開口部付近の初期たわみ δ_h は、自由突出板の仮組立時の初期たわみの許容値²⁾である突出幅の1/100を準用すれば、90%がその許容値以内に収まっていることがわかる。一方、開口部の中心線上における縦補剛材の初期たわみ δ_s は、縦補剛材が開口により切断されているために、縦補剛材を長さAの柱とみなした場合の仮組立時の許容値²⁾A/1,000を55%のものが上回っていた。また、図は省略したが、縦補剛材間の板パネルの初期たわみ δ_b は、道路橋示方書の許容値²⁾であるb/150以下となっていた。



(a) 開口により切断された縦補剛材の初期たわみ δ_0 .



(b) 開口縁の板パネルの初期たわみ δ_h

図-5 初期たわみの頻度分布

b) 初期たわみ波形の定式化

たとえば、図-1(a)の斜線部にて示した開口部を有する補剛板パネルを四辺単純支持板とみなし、座標原点 0 をこの補剛板パネルの左下隅に設定し、また同図に示すように x 軸、 y 軸、および z 軸を定める。そして、同図の補剛板パネルの初期たわみ曲面 $w_0(x, y)$ を、つぎの 2 重の Fourier 級数で近似する。

$$w_0(x, y) = \sum_{m=1}^p \sum_{n=1}^q A_{mn} \sin\left(\frac{m\pi x}{A}\right) \sin\left(\frac{n\pi y}{b}\right) \quad (1)$$

ここに、 A :補剛板パネルの x 軸方向の長さ、 b :補剛板パネルの y 軸方向の長さ、 m :初期たわみ曲面の x 軸方向の半波数、 n :初期たわみ曲面の y 軸方向の半波数、 p : m の打ち切り最大値、 q : n の打ち切り最大値、 A_{mn} : x 軸方向に m 個で y 軸方向に n 個の半波数で表される初期たわみ波形に対応する係数である。

なお、この回帰解析には、開口部付近の 2 つの板パネル部分を対象に、終局強度に影響のない筒状の初期たわみモードを無視し、周辺の初期たわみがゼロになるように補正した実測波形を用いた。

そして、これらの係数 A_{mn} は、最小 2 乗法によって算出した⁸⁾。図-6 には、実測波形と、回帰解析による初期たわみ波形（以下、実測回帰波形という）とを比較し

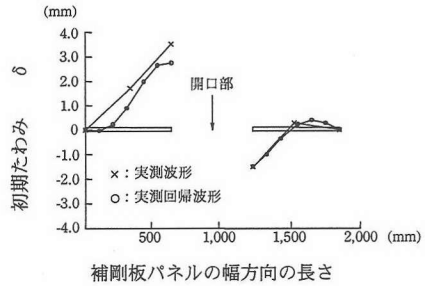


図-6 開口部を有する補剛板の実測回帰波形と実測波形との比較

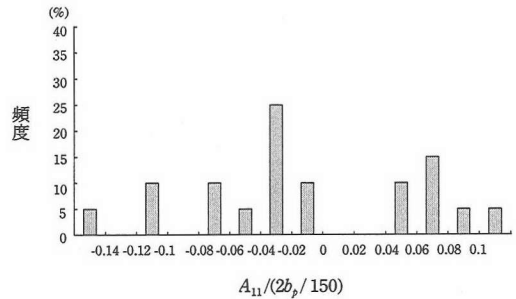


図-7 初期たわみ波形に関する係数 A_{11} の頻度分布

て示す。

ここで、実測回帰波形は、半波数 m 、および n とも、5 項までとったときの波形である。この図によると、上述の回帰解析により、実測波形を精度よく近似できることがわかる。なお、試算結果によると、実測点が多い場合は、実測回帰解析の項数を多くとれば、誤差を小さくできる。しかし、半波数 m 、および n とも 5 項程度にとれば、実用的に十分な精度で初期たわみ波形を近似できることがわかった。また、6 項以上のたわみモードは、耐荷力に及ぼす影響が小さいと考えられる。

実測波形には、どのような初期たわみモードが卓越しているかを、回帰解析により分析した。ただし、ここでは、半波数 m 、および n をともに第 5 項までとし、実測初期たわみ曲面を近似した。そのときの係数 A_{mn} ($m=1\sim 5, n=1\sim 5$) のうち、 A_{11} の頻度分布を、図-7 に示す。

この図によると、 $A_{11}/(b/150)$ の値は、 $-0.1\sim 0.1$ の範囲に分布していることがわかる。また、図は省略したが、 $A_{21}/(b/150)$ の値は $-0.1\sim 0.1$ の範囲に、 $A_{11}/(A/1,000)$ の値は $-0.5\sim 0.5$ の範囲に、 $A_{12}/(b_p/150)$ の値は $-0.06\sim 0.02$ の範囲に、また $A_{22}/(b_p/150)$ の値は $-0.08\sim 0.08$ の範囲に分布していた。

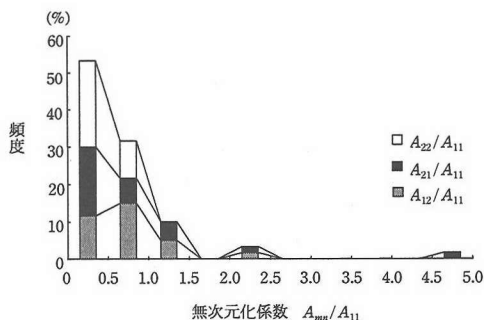


図-8 初期たわみ波形に関する係数 A_{max} の A_{11} に対する比の頻度分布

つぎに、 A_{12}/A_{11} 、 A_{21}/A_{11} 、および A_{22}/A_{11} をパラメータとした頻度分布を、図-8 に示す。この図によると、 A_{12}/A_{11} 、 A_{21}/A_{11} 、および A_{22}/A_{11} が 1.0 より大きい確率は、それぞれ 20%、25%、および 0% である。したがって、 A_{22} は、初期たわみ波形への影響が小さく、また発生頻度も少ない。したがって、終局強度特性を調べるための弾塑性有限変位解析においては、 A_{11} 、 A_{12} 、および A_{21} に関する初期たわみ波形のみを用いた単純化した正弦波形を考慮すればよいことがわかる。

(2) 残留応力

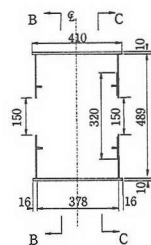
a) 縮尺模型による残留応力分布の実測と理想化

残留応力の測定には、2つのグループの縮尺模型を製作した。

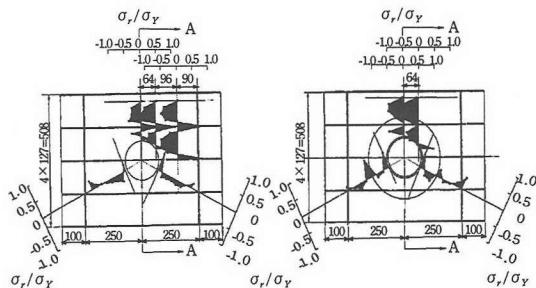
まず、模型 RB は、後述する実験供試体の残留応力の分布形と大きさを調べるためのものである。この模型 RB は、図-9(a)に示すように、実験供試体より箱断面の幅を少し大きくし、実構造物と同様に、縦補剛材を内側に設けた。そして、片側の腹板には開口部のみを設け(模型 RB-H)、また他方の腹板には開口部の周辺をダブリング板にて補強したのち、縦補剛材を溶接した(模型 RB-S₀)。

つぎに、もう1つのグループは、開口部周辺の残留応力の特徴を調べ、基礎データを得るための3つの模型からなる。すなわち、図-10の(a)、(b)、および(c)に示すように、正方形板の中央に開口部のみを設けた模型 RP-H、開口部の周辺にダブリング板用の溶接ビードのみを盛った模型 RP-W、およびドーナツ形のダブリング板の内周部と外周部とに溶接ビードを盛った模型 RD-W の合計3体である。

これらの模型には、部材軸に対して、斜め方向の測定線上で3軸ゲージを、それ以外の測定線上で2軸ゲージを鋼板の表裏に貼り付けた。そして、ひずみの初期値を測定し、その後にひずみゲージを貼付した鋼板



(a)断面図 A-A



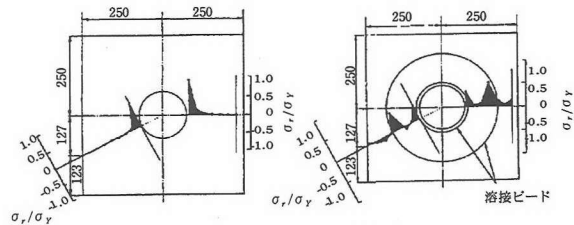
(b)側面図 B-B

(模型 RB-H)

(c)側面図 C-C

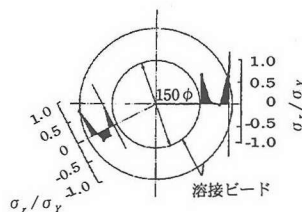
(模型 RB-S₀)

図-9 残留応力測定用の模型 RB、および測定結果(寸法単位: mm)



(a)模型 RP-H

(b)模型 RP-W



(c)模型 RD-W

図-10 残留応力の基礎データ測定用の模型、および測定結果(単位: mm)

部分を小さく正方形に機械切断加工したのち、再びひずみを測定することにより、残留応力度を求めた。

残留応力の測定結果も、図-9、および図-10中に示す。なお、図示の応力度は、測定線に対して法線方向の膜応力度を板の降伏点 σ_y により無次元化した値である。ただし、模型 RB-S₀ のダブリング板上の残留応力度については、腹板とダブリング板とのそれぞれの外表面の

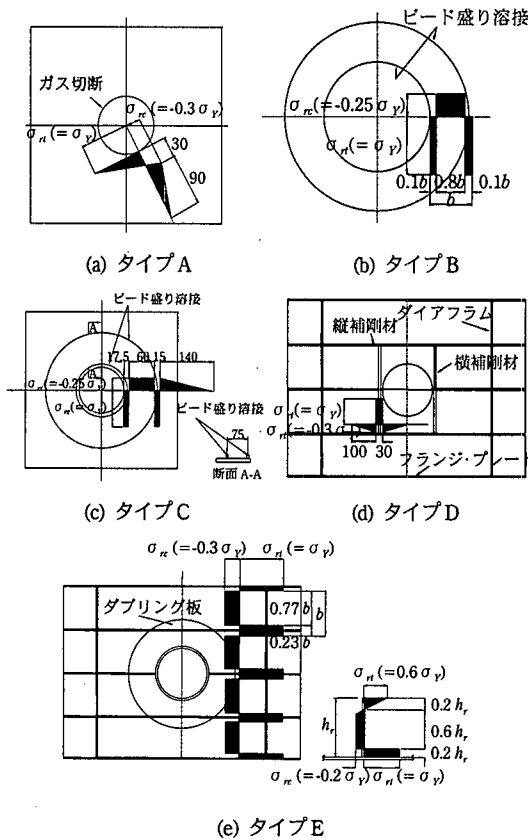


図-11 タイプ別の残留応力分布のモデル化(寸法単位: mm)

応力度の平均値である。したがって、厳密には、膜応力度といえない。

図-10 に示した基礎データ採取用の模型 RP-H, RP-W, および RD-W の測定結果によると、開口部のガス切断による残留応力、および補強板の溶接による残留応力の内訳が明確になり、これらを重ね合わせると、模型 RB の残留応力分布がほぼ推定できることがわかった¹³⁾。

また、模型 RB の引張残留応力度の値は実測降伏点 σ_y に達しており、また圧縮残留応力は補剛材間の中央で $0.65 \sigma_y$ に達していた。

なお、模型の腹板の公称板厚は、3.2mm の薄板である。腹板へのダブリング板の溶接サイズ s は、施工上より 3mm であり、板パネルの板厚とほぼ同じ大きさとなっている。通常、実構造物の溶接サイズ s は、 $\sqrt{2t}$ (t : 薄い方の板厚) 程度であるため、実構造物の板厚として 20mm~30mm を考えると、 s/t は、0.26~0.36 となる。したがって、模型の s/t の値は、実構造物に比較して、3~4 倍ほど大きいといえる。このため、模型には、実構造物に比較して、大きめの残留応力が存在していたと思われる。

図-11 は、開口部作製のためのガス切断、および種々

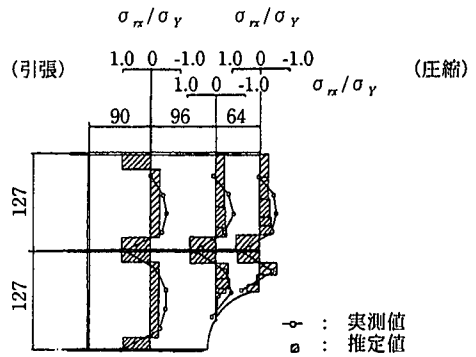


図-12 有限要素法解析のためにモデル化した残留応力分布と実測値との比較

な部材接合のための溶接によって導入される残留応力分布をモデル化したものである。

まず、図-11(a)に示すように、タイプ A は、ガス切断により補剛板の開口部周辺に生じる残留応力分布をモデル化したものである。

つぎに、同図(b)には、タイプ B として、ダブリング板の溶接により生じるダブリング板内の残留応力分布をモデル化したものを示している。

また、同図(c)に示すように、タイプ C は、ダブリング板の溶接により、補剛板に生じる残留応力分布をモデル化したものである。

さらに、タイプ D として、同図(d)には、横補剛材の溶接により、補剛板に生じた残留応力分布をモデル化したものを示している。

最後に、同図(e)には、文献 18)を参考にして定めた縦補剛材の溶接により補剛板に生じる残留応力分布をモデル化したもの、および縦補剛材の先端のガス切断と取付けのための溶接により縦補剛材に生じる残留応力分布をモデル化したタイプ E を示している。

b) 有限要素法のための解析モデルへの導入法

図-11 に示した残留応力分布は、以下のような考え方にしたがって重ね合わせることににより、開口部を有する補剛板の残留応力分布を有限要素法のための解析モデルへの導入することができる。

- i) タイプ A, B, および C については、円孔に沿って残留応力分布は一定と仮定する。したがって、これらのタイプでは、モデル化された残留応力分布を、円孔の中心を回転軸として 360° 回転させることによって、各位置における残留応力度を導入することができる。
- ii) タイプ D は横補剛材に沿って、またタイプ E は縦補剛材に沿って、残留応力分布が一定と考える。
- iii) タイプ A のガス切断による残留応力は、ダブリング板を溶接するとき、タイプ C の溶接による残留応力に吸収されるものと考ええる。

- iv)各タイプの残留応力度は、全体直交座標系における応力度 σ_x , σ_y , および τ_{xy} に変換し、重ね合わせる.
- v)重ね合わせた後の残留応力による等価応力度 $\bar{\sigma}_r$ が降伏点 σ_Y を超える領域では、 $\bar{\sigma}_r = \sigma_Y$ となるように、各応力度に $\sigma_Y/\bar{\sigma}_r$ を乗じて低減する. そして、低減した残留応力に相当する応力は、その他の部分に釣り合い条件を満足するように再配分する.

図-12には、この方法により導入した残留応力分布と実測値との比較を示す. 残留応力の分布形状、および値とも、両者で良好な一致を示していることがわかる.

3. 耐力実験, および弾塑性有限変位解析

(1) 耐力実験

a) 実験供試体, および実験方法

i) 実験供試体の種類と構造

図-13には、実験供試体の側面図, および断面図を示す.

これらの実験供試体は、開口部の有無, 開口部に対する補強の有無, および、その補強方法の相違により、4種類に分類される. すなわち、供試体 P は、開口部を設けない実験供試体である. 供試体 H は、開口部を設け、補強が施されていない実験供試体である. 供試体 S_0 は、実構造で一般的に行われているように、開口部を設け、その周辺をダブリング板にて補強した実験供試体である. そして、供試体 S_1 は、開口部によって切断される縦補剛材の補強方法について検討するためのものであり、供試体 S_0 と同じダブリング板による補強に加えて、さらに横補剛材にても補強した実験供試体である. これらの4種類の実験供試体を、各1体ずつ、合計4体製作した.

実験供試体は、いずれも2軸対称の箱断面である. 箱断面内の溶接施工上の理由、および縦補剛材の終局強度に至るまでの挙動の観察を容易ならしめるため、着目する腹板では、縦補剛材が箱断面の外部に設けられている.

耐力特性を調べるための着目パネルは、図中の側面図に示す腹板の中央の補剛板パネルである. 着目パネルの使用鋼材は公称板厚3.2mmで、また鋼種はSS400である. 一方、フランジには、腹板が塑性化し、終局状態に至っても、弾性状態を保てるように、公称板厚10mmで、鋼種がHT780の鋼材を使用している.

着目パネルに設けられた開口部は、直径が150mmの円形である. 開口部がパネルの中央に位置するため、中央の縦補剛材は、開口部で切断されている. 供試体 S_0 では、縦補剛材とダブリング板とが同一面にある. 一方、供試体 S_1 では、縦補剛材とダブリング板とが、腹

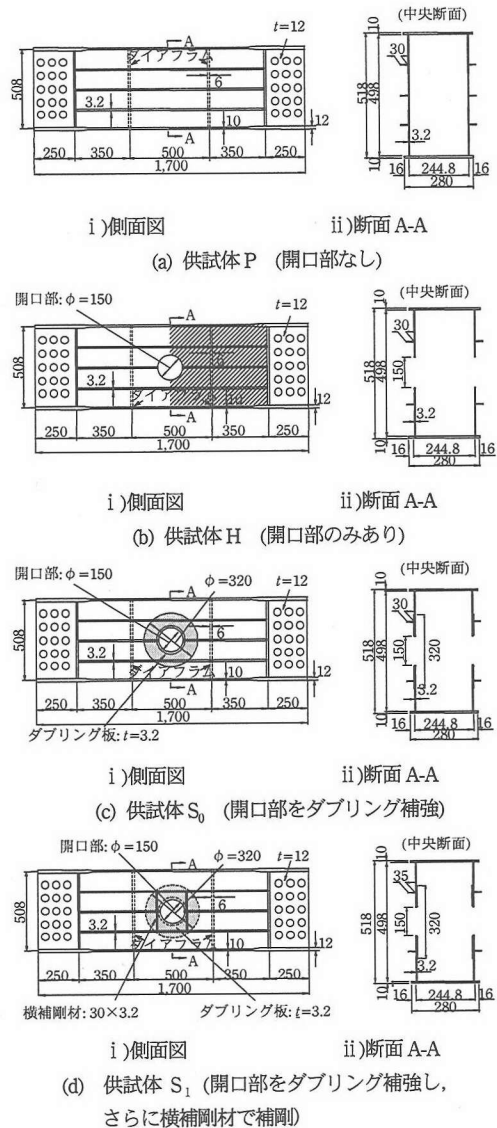


図-13 実験供試体の側面図, および断面図

(寸法単位: mm)

板を挟んで異なった面にある.

ii) 荷重方法

供試体への圧縮力の荷重方法を、図-14に示す.

供試体上下の端部には、取付け治具を設け、荷重装置にセットした. 600tf油圧ジャッキが鉛直方向に設置されている. また、供試体は、その部材軸線が正確に鉛直方向になるように設置した. そして、荷重時には、軸圧縮力が断面全体に均等に作用するように、600tf油圧ジャッキと荷重載荷板との間に硬質ゴムを挿入して、両者が十分に密着するようにした. また、荷重が偏心荷重されていないことを確認するため、供試体四隅における鉛直方向の縮み測定用の変位計を4台、また供

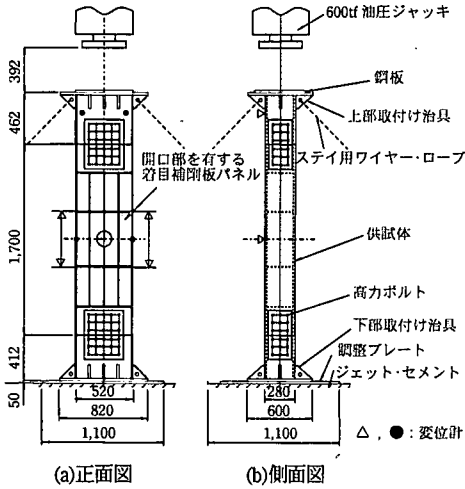


図-14 荷重方法(寸法単位: mm)

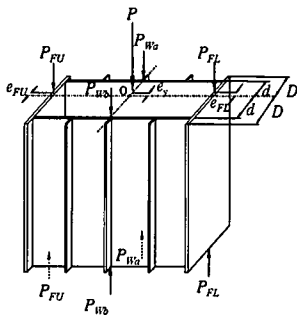


図-15 作用圧縮荷重 P とフランジ, および腹板とが分担する圧縮力 P_F , ならびに P_W

試体全体の柱としてのたわみ測定用の変位計を 2 台, それぞれ供試体の中央断面, および上部取付け治具の上側に設置した。

iii) ひずみ, および変位の測定方法

各供試体には, 着目する補剛板パネルの中央より圧縮軸方向に 70mm から 95mm の間隔で, また箱断面の全周方向に 60mm 程度の間隔で, ひずみゲージを貼り付け, フランジ, 腹板, および縦補剛材のひずみを測定した。また, 各供試体の 4 隅には, 圧縮軸方向に 4 台の変位計を取り付け, 軸方向圧縮荷重による供試体の鉛直縮みを測定した。さらに, 供試体の腹板中央の着目補剛板パネルにおいては, 屈屈現象による面外変位の発生, および波形を観測するために, その中央断面上に変位計を取り付けた。

b) 開口部を有する着目補剛板の分担荷重の算定方法とその確認

図-15を参考にして, 圧縮荷重 P のうち, 各フランジの分担荷重 P_{FU} , および P_{FL} は, 各フランジに貼り付けたひずみゲージによるひずみの実測値より計算により

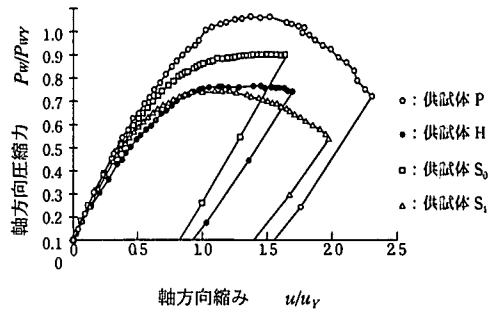


図-16 軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線

求める。

そして, 着目補剛板パネルの分担荷重 P_{Wb} , および P_{Wa} は, 作用圧縮荷重 P の偏心荷の影響を考慮して, 圧縮荷重 P より常に弾性状態にある各フランジの分担荷重 P_{FU} , および P_{FL} を控除する算定式により求めた⁹⁾。比較的偏心荷の影響が大きく現れた供試体 P の場合, 実験供試体断面全体が弾性領域にある比較的小さな作用圧縮荷重のもとで $P=106.7\text{tf}$ であるのに対して, 分担荷重の算定方法(腹板パネルの分担荷重もひずみの実測値から求めた)により求めた圧縮荷重 P^* の値は, 105.443tf であった。したがって, 両者の間には, 1.2% の誤差しか認められず, この算定方法によって, 着目補剛板パネルの分担荷重が計算できることがわかる。

(2) 実験結果

a) 終局限界状態に至るまでの挙動

本論文で, 軸方向縮みは, 縮む方向を正, また伸びる方向を負とした。同様に, 軸方向ひずみは, 圧縮を正, また引張を負と定義した。

図-16には, 各供試体の 4 隅の測定点における縮み量をそれぞれ平均し, 全実験供試体で比較したものを示している。ここで, 縦軸は, 前述の腹板に作用している a 面の分担荷重 P_{Wa} , および b 面の分担荷重 P_{Wb} の平均値を供試体 P の腹板の全塑性軸力 P_{WY} で無次元化している。また, 横軸の軸方向縮み u は, P_{WY} に対応する縮み量の計算値 u_Y で無次元化している。

同図によると, 供試体 P は, 供試体 S_0 , H, および S_1 に比して, 終局強度が高くなっている。一方, 供試体 S_1 においては, 低荷重レベルから非線形性が生じ, 終局強度が供試体 H とほぼ等しい値になっている。さらに, 同図において, 開口部を有する供試体 H を除き, 低荷重レベルにおける軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線の傾きがほぼ等しい。したがって, ダブリング補強を施した供試体 S_0 , および S_1 の面内剛度は, 開口部を有しない供試体 P のそれとほぼ等しいものと考えられる。

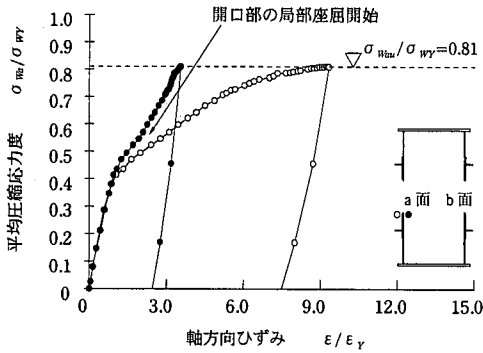


図-17 平均圧縮応力度-軸方向ひずみ曲線
(供試体 S_0 の開口部付近：測定断面 A)

つぎに、各測定断面の表裏面に貼り付けたひずみゲージのデータより、補剛材間の板パネルの表・裏、および補剛材先端の表・裏の軸方向のひずみ差が急増し始める強度を、それぞれ板パネル、および補剛材の局部座屈の開始強度とみなした。また、補剛材の先端とその補剛材位置における板パネルの軸方向ひずみの差が急増する強度を、補剛材の曲げ座屈開始強度（すなわち、補剛板パネル全体の座屈が開始する強度）とみなすことにした。

図-17 には、供試体 S_0 の中央断面(測定断面 A)における開口部周辺上の測定点 (a 面) に着目した平均圧縮応力度-軸方向ひずみ曲線を示す。ここで、縦軸の平均圧縮応力度 σ_{wb} ($=P_{wb}/A_w A_w$: 開口部のない位置での腹板の断面積) は、腹板の降伏点 σ_{wy} で無次元化している。また、横軸の軸方向ひずみ ε は、腹板の降伏ひずみ ε_y で無次元化している。同図において、応力-ひずみ曲線は、 $\sigma_{wb}/\sigma_{wy}=0.4$ 付近まで線形性を保持している。そして、 $\sigma_{wb}/\sigma_{wy}=0.45$ 付近で表裏のひずみに差異が開始し、開口部周辺で局部座屈が発生し始めていることがわかる。その後、この断面は、 $\sigma_{wb}/\sigma_{wy}=0.81$ で終局限界状態に至っている。ここに、 σ_{wb} は、腹板 a の終局圧縮応力度である。また、同図によると、外側の圧縮ひずみの方が大きく、開口部は、箱断面の内側に向かって座屈しているのがわかる。

図-18 には、供試体 S_1 の着目パネルの開口線に取り付けた変位計より得られた面外たわみの挙動と平均圧縮応力度との関係の代表例を示す。なお、図中には、終局限界状態における σ_{wb}/σ_{wy} 値 (σ_{wb} ; 腹板 b の終局応力度) も、破線で示してある。

同図によると、供試体 S_1 においては、縦補剛材の曲げ座屈が始まる $\sigma_{wb}/\sigma_{wy}=0.35$ 付近から、開口部周辺のたわみが箱断面の内側に向かって漸増していることがわかる。

図-19 には、供試体 S_1 の中央断面における初期たわ

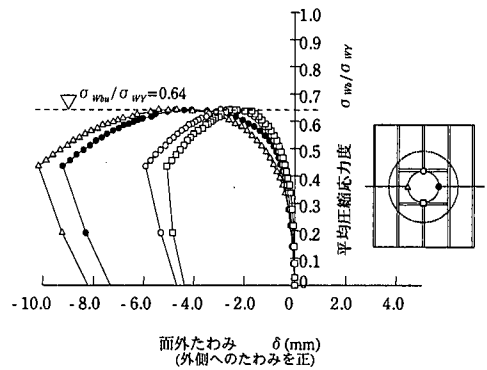
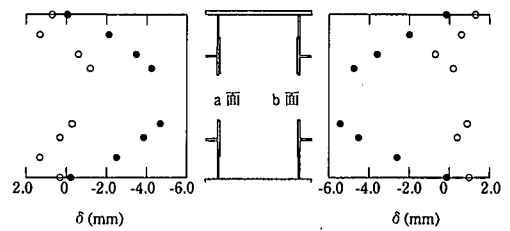


図-18 平均圧縮応力度-面外たわみ曲線 (供試体 S_1)



○：初期たわみ波形
●：終局状態における面外たわみ波形

図-19 初期たわみ波形、および終局状態における面外たわみ波形 (供試体 S_1)

み波形、および終局状態における面外たわみ波形を示す。すなわち、これらの図中の横軸には面外たわみ δ を、また縦軸には面外たわみの各測定点の位置を示している。

同図によると、両腹板が、ともに断面の内側に向かってたわんでいるのがわかる。なお、他の 3 体の供試体では、片側の腹板のみが内側にたわんでいた。一般に、圧縮補剛材においては、座屈たわみが縦補剛材側に生じるよりも、その反対側に生じた方が、終局強度が低下することが知られている。このことも、供試体 S_1 の終局強度が、著しく低下した原因の一つとして挙げられる。

b) 各供試体の座屈強度、および終局強度

各供試体の平均圧縮応力度-軸方向ひずみ曲線より、板パネル、あるいは開口部の局部座屈開始強度、縦補剛材の曲げ座屈開始強度、および縦補剛材の局部座屈開始強度の値を読みとり、終局強度とともに、これらの値を、表-1 にまとめた。なお、この表の強度の計算は、すべて、実測板厚、および実測降伏点を用いて行った。

まず、同表によると、開口部を設けた供試体 H では、降伏点で無次元化した平均圧縮応力度が 0.25 から 0.35

表-1 座屈開始強度, および終局強度の集約

供試体		板パネルの局部座屈開始強度	開口部の局部座屈開始強度	縦補剛材の曲げ座屈開始強度	縦補剛材の局部座屈開始強度	終局強度
P	P_{Wb} / P_{WY}	0.45	—	0.85	1.01	1.01
	P_{Wb} / P_{WY}	0.90	—	0.85	0.96	0.96
H	P_{Wb} / P_{WY}	0.45	0.25	0.65	0.65	0.65
	P_{Wb} / P_{WY}	0.60	0.35	0.60	0.67	0.67
S ₀	P_{Wb} / P_{WY}	0.60	0.45	0.45	0.70	0.81
	P_{Wb} / P_{WY}	0.78	0.45	0.55	0.80	0.80
S ₁	P_{Wb} / P_{WY}	0.35	0.50	0.35	0.69	0.69
	P_{Wb} / P_{WY}	0.50	0.50	0.35	0.64	0.64

のかなり早期の段階に、開口部近傍で局部座屈が開始している。しかし、ダブリング補強を施した供試体 S₀, および S₁ の開口部近傍の局部座屈の開始は、無次元化平均圧縮応力度が 0.45 から 0.50 であった。そのため、ダブリング板が、開口部の局部座屈の開始を遅らせる効果を有することがわかる。

また、供試体 S₁ では、板パネルの局部座屈、および縦補剛材の曲げ座屈がかなり早期に開始しており、終局強度の低下の一因になったと思われる。

つぎに、図-20 には、各供試体の座屈パラメータと終局強度との関係を示す。ここで、縦軸の終局強度 σ_{Wb} は、腹板の降伏点 σ_{WY} で無次元化している。また、横軸は、各解析モデルの座屈パラメータ $R_W (= \sqrt{\sigma_Y / \sigma_{cr}})$ を表している。ただし、弾性座屈応力度 σ_{cr} は、各供試体を対象とした有限要素法による弾性座屈解析により求めた¹³⁾。

図-20 から、次のことがいえる。すなわち、供試体 P の終局強度の平均値は、0.985 であり、4 種類の供試体のうち最も高い。そして、開口部を設けて補強をしない供試体 H の終局強度の平均値は、0.660 であり、4 種類の供試体のうち最も低い結果となった。また、開口部を設けダブリング板にて補強をした供試体 S₀ の終局強度の平均値は、0.805 であり、供試体 P について高い。

ところで、図-21 には、各実験供試体腹板パネル中央の有効断面積と終局強度との関係を示す。ここで、横軸は、各供試体の中央断面における腹板の有効断面積 A_{eff} を開口部がない供試体の腹板の断面積 A_w で無次元化した有効断面積比 (A_{eff} / A_w) にとっている。なお、有効断面積 A_{eff} は、各供試体の中央断面における一方の腹板パネルの純断面積を意味している。

この図において、供試体 P, H, および S₀ の有効断面積比と終局強度との間には、正の相関性が見られる。

一方、開口部をダブリング補強するとともに、切断された中央縦補剛材の剛性を確保するために横補剛材を設けた供試体 S₁ の終局強度の平均値は、0.665 であ

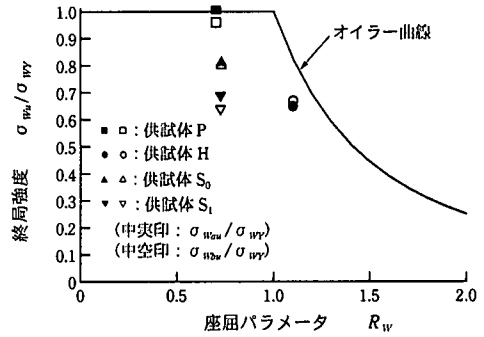


図-20 座屈パラメータと終局強度との関係

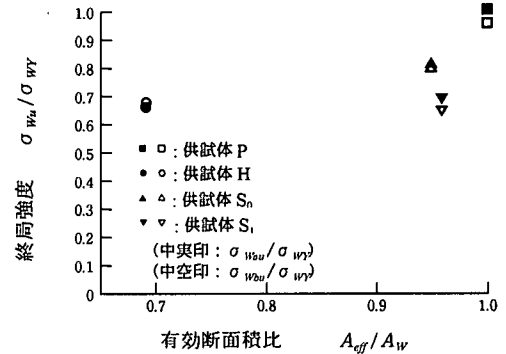
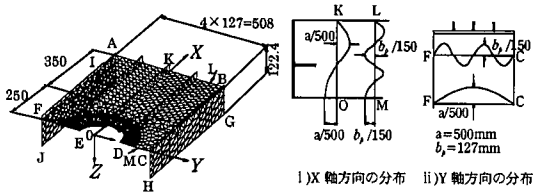


図-21 有効断面積比と終局強度との関係

った。本実験結果によると、この値は、供試体 S₀ の終局強度より低い値となった。その原因は、以下のように推定される。すなわち、

- i) ダブリング板、および横補剛材の溶接により、他の供試体に比較して、残留応力、および初期たわみが著しく大きくなっていった。
- ii) 座屈たわみが、箱断面の内側に向かって生じた。そのため、縦補剛材の先端の圧縮応力とその取り付け位置の圧縮応力よりも大きくなるような厳しい座屈モードで、供試体 S₁ は、終局状態に至った。



(a)解析モデル (b) z 軸方向の初期たわみ波形

図-22 解析モデル, および初期たわみ波形
(寸法単位: mm)

表-2 境界条件 (図-22 参照)

変位・回転角 節点の位置	u	v	w	θ_x	θ_y	θ_z
辺 AB	2	0	1	0	0	1
辺 AI, BG	2	1	0	1	1	0
点 A, B	2	1	1	1	1	1
点 G, I	2	1	0	1	1	0
辺 GH, IJ	0	0	1	1	1	0
辺 CD, EF	1	0	0	0	1	1
辺 FJ, CH	1	0	0	0	1	1
半円 ED	0	0	0	0	0	1
点 H, J	1	0	1	1	1	1

注 : 0=自由, 1=拘束, 2=面内強制変位を導入

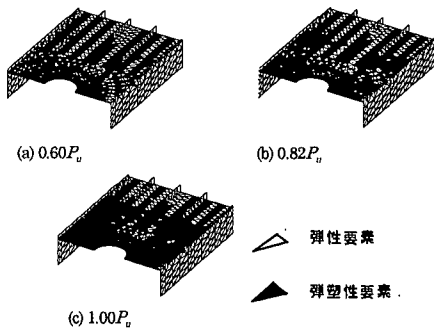


図-23 塑性領域の拡がり

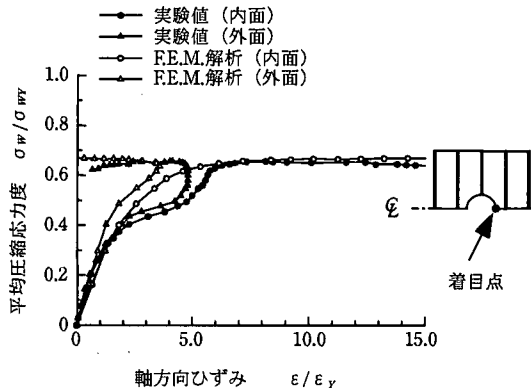


図-24 平均圧縮応力と軸方向ひずみとの関係

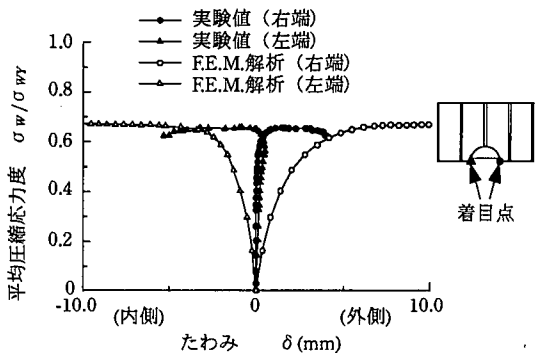


図-25 平均圧縮応力と面外たわみとの関係

(3) 実験供試体を対象とした弾塑性有限変位解析

a) 解析モデルと解析方法

解析モデルは、図-13(b)に示した実験供試体 H の側面図の斜線部分を取り出したもので、構造系、たわみ波形、および荷重の対称性を考慮して、全体の 1/4 モデルとしている。解析モデルと解析に用いた初期たわみを、図-22 に示す。

開口部近傍の要素分割については、文献 13) に述べたように、要素の寸法・分割方法を変えた 4 種類のモデルによる弾塑性有限変位解析により精度の確認を行った。解析に用いた初期たわみは、実験供試体の実測初期たわみを基本にして選定したものである。残留応力は、図-11 のタイプ A、およびタイプ E を、2.(2).b) で述べた方法により、解析モデルに導入した。境界条件は、表-2 に示すとおりである。

また、解析に用いた鋼板の材料特性、およびその板厚には、実験供試体の材料の実測値を採用した⁹⁾。解析プログラムには、補剛板構造の弾塑性有限変位解析のための専用プログラムである USSP を使用した¹⁷⁾。

b) 解析結果と考察

図-23 には、3 つの荷重レベルにおける塑性領域の拡がりを示す。同図において、 P_u は、腹板パネルの終局圧縮力であり、たとえば $0.60 P_u$ は、軸方向圧縮力が

P_u の 60% の段階にあることを示す。図-23 によると、 $0.60 P_u$ で、開口部の応力集中縁の部分より既に塑性化が始まり、 $0.82 P_u$ では、その塑性領域が放射状に拡大するとともに、縦補剛材の一部が塑性化していることがわかる。終局状態では、開口部近傍の腹板パネルのほぼ全域、および縦補剛材に塑性領域が拡がっている。

図-24 には、開口部の周辺近傍の腹板パネルに作用する平均圧縮応力と軸方向ひずみとの関係を解析値と実験値とで比較して示す。ここで、縦軸の平均圧縮応力 σ_w は、腹板パネルの降伏点 σ_{wy} で無次元化している。そして、横軸の軸方向ひずみは、腹板パネルの降

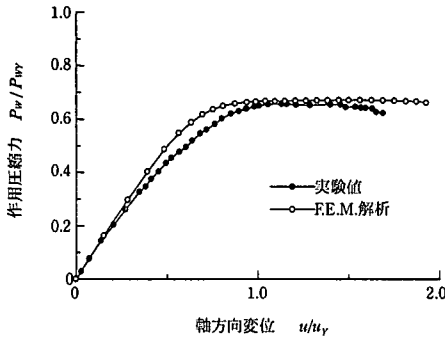


図-26 腹板パネルに作用する軸方向圧縮力と軸方向変位との関係

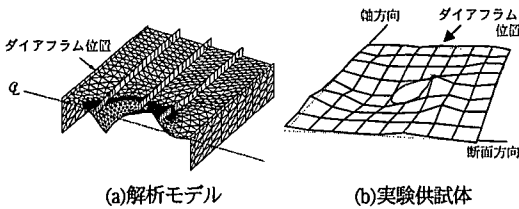


図-27 終局限界状態における解析モデル、および実験供試体の変形状況

伏ひずみ ε_y で無次元化している。

また、図-25 は、開口部の両縁の面外たわみと平均圧縮応力との関係を解析値と実験値とで比較して示す。解析値と実験値とも、開口部の左右の自由縁は、それぞれ箱断面の内側、および外側に向かってたわんでいることがわかる。

図-24、および図-25 によると、開口部の自由縁の着目点のひずみとたわみとの実験値、および解析値は、定量的にあまりよく一致していると言えない。しかし、それらの挙動の傾向は、良好に一致している。この原因としては、解析モデルの開口部周辺の局所的な初期たわみが、実験供試体のそれと異なっているためと思われる。また、実験値と解析値との局所的なひずみ、および、たわみの差異が、開口部を有する圧縮補剛板の終局強度に及ぼす影響は、大きくないと考えられる。

図-26 には、腹板パネルに作用する軸方向圧縮力-軸方向変位曲線の実験値、および解析値を比較して示している。同図の縦軸は、腹板パネルが分担する軸方向圧縮力 P_w を腹板パネルの全塑性軸力 P_{wy} で無次元化している。また、横軸の軸方向変位 u は、 P_y に対応する縮み量の計算値 u_y で無次元化している。

軸方向圧縮力-軸方向変位曲線の解析結果と実験結果とは、良好な類似の傾向を示している。なお、無次元化された終局強度は解析値が 0.671 であり、また、実験値が 0.660 である。その誤差が 2% 程度であり、両者は、

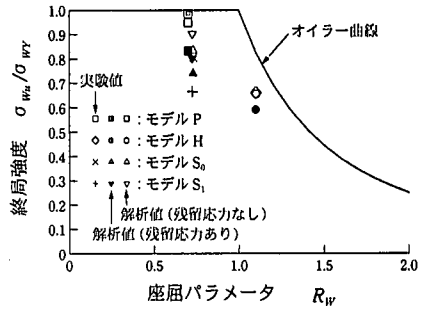


図-28 実験結果と解析結果との終局強度の比較

良好に一致しているといえる。終局状態に至るまでの軸方向変位が、解析結果と実験結果とで僅かに異なる原因は、解析モデルと実験供試体との残留応力分布の差異によるものと推定される。

図-27 には、終局限界状態における解析モデルと実験供試体との変形状況を示す。

同図によると、開口部中心を含んで横断方向に切断した断面では、解析モデル、および実験供試体とも 3 半波の変形を示している。また、全体の変形状態は解析モデル、および実験供試体でほぼ類似しているといえる。

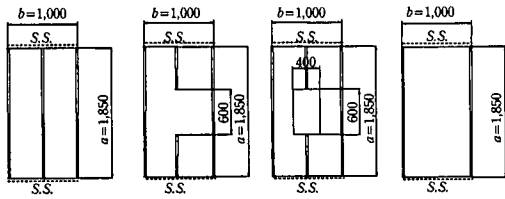
実験供試体 H を対象とした以上の解析により、実験供試体の挙動を、良好に把握できることがわかった。

そこで、すべての実験供試体を対象にして、弾塑性有限変位解析を行った。ただし、解析モデルは、図-22(a) に示した腹板パネルの 1/2 (全腹板パネルの 1/4) を取り出したモデルである。そして、残留応力ありと、残留応力なしとの両ケースを、解析した。

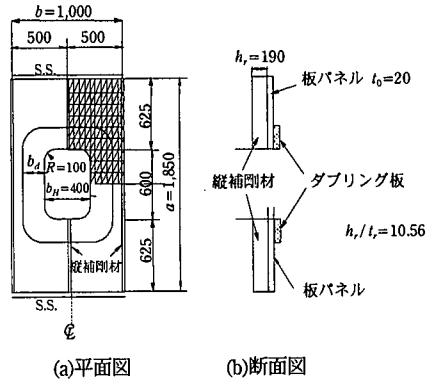
図-28 には、終局強度の実験結果と解析結果とを比較して示す。なお、正確な終局強度の値は、文献 13) を参照されたい。

上図によると、実験結果と比較して、残留応力を考慮した解析結果は、8%~20%程度の差異が生じた。そして、残留応力を無視した解析結果には、1%~35%の差異がみられた。供試体 S_1 を除けば、残留応力を無視した解析結果が、実験結果に一致する傾向がみられる。

これは、解析に、図-22 に示すような厳しい初期たわみ波形を用いたためである。また、供試体 S_1 を除けば、解析結果と実験結果は、比較的差異が小さかった。このように、供試体 S_1 の実験による終局強度が解析値と比べてかなり低くなった原因については、現在までのところまだ明確な原因を得るまでに至っていない。とくに、実験供試体に実際に含まれていた残留応力の大きさそのものについても、不明である。しかし、実際に存在していた残留応力、および初期たわみを用いて、本研究で提案した手法によって弾塑性有限変位解析を



(a)モデルP (b)モデルC (c)モデルH (d)モデルN
 図-29 耐荷力の低減の主因を調べるためのモデル
 (寸法単位: mm)



(a)平面図 (b)断面図

行うならば、実験結果に近い、より精度の高い終局強度が得られるものと思われる。

4. 開口部を有する圧縮補剛板の補強方法と耐荷力算定法の一提案

(1) 開口部の耐荷力の低減の主因

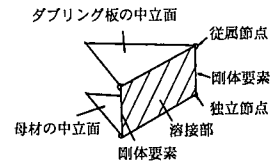
a) 解析モデル、および解析方法

開口部を有する圧縮補剛板の各種パラメータが耐荷力に及ぼす影響を調べるために、図-1(a)に示した実橋脚の開口部を有する補剛板パネルの形状・寸法を基準としたモデルによりパラメトリック解析を行った。その結果、縦補剛材の切断、および開口率が耐荷力の低減に顕著な影響を及ぼすことが明らかとなった¹⁵⁾。そこで、図-29に示す4種類の補剛板モデルを対象に、弾塑性有限変位解析を行って、それらのパラメータが耐荷力を低減させる原因を、より詳細に究明する。

ここで、モデルPは、縦補剛材の切断がなく、開口を設けない基準モデルである。モデルCは、中央の縦補剛材を切断したモデルである。そして、モデルHは、中央の縦補剛材を切断し、開口部を設けたモデルである。また、モデルNは、中央の縦補剛材がないモデルである。

なお、パラメトリック解析には、図-30に示す解析モデルを用いた。この解析モデルの側辺は、解析対象の補剛板パネルが幅の広い補剛板パネルの中央部分に位置しているものと考え、自由支持としている。

具体的に、この解析モデルは、図-1(a)に示した開口部を有する圧縮補剛板の斜線を施した2板パネル部分を取り出したモデルである。このモデルの対称性を考慮して、1/4の部分を取り出して解析を行った。さらに、開口部は縦幅を600mmで一定とし、また横幅は400mmを基本寸法とした。ダブリング板と母材の溶接部とのモデル化は、図-30(c)に示すように、剛体要素を用いて、溶接される節点を連結し、ダブリング板と板パネルとの中央面の偏心が解析に反映されるようにした。なお、同解析モデルに対しては、4種類の要素分割モデルについて解析を行った。そして、その妥当性を、確かめた¹⁵⁾。



(c)ダブリング板と板パネルとの溶接部のモデル化
 図-30 解析モデル (寸法単位: mm)

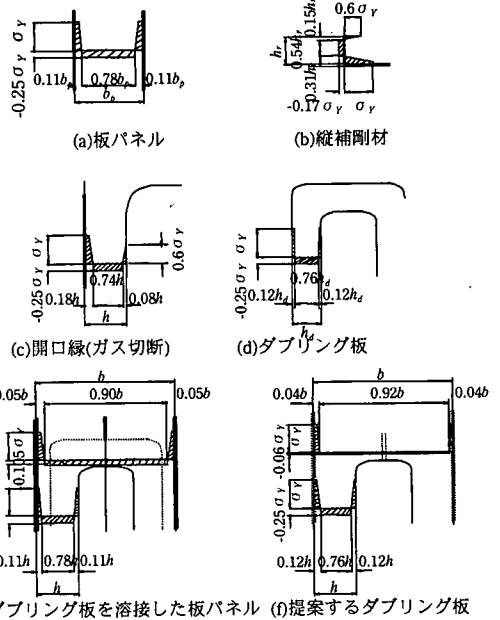


図-31 考慮した残留応力の分布と大きさ

図-31には、パラメトリック解析において考慮した残留応力の分布と大きさを示す。これらの残留応力は、文献9)の開口部を有する補剛板の残留応力の実測データ、および文献18)の補剛板の残留応力の分布形状にもとづいて、設定したものである。すなわち、同図(a)は、開口を設けない板パネルの残留応力分布である。そし

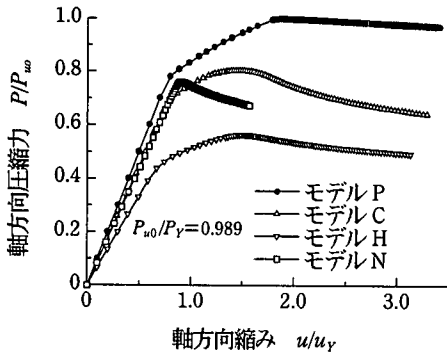


図-32 耐荷力低減の原因を調べるための各モデルの軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線

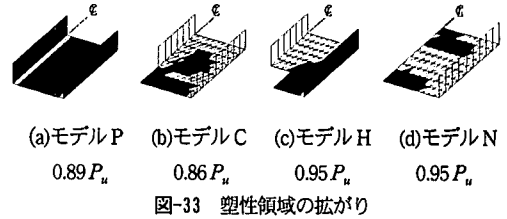


図-33 塑性領域の拡がり

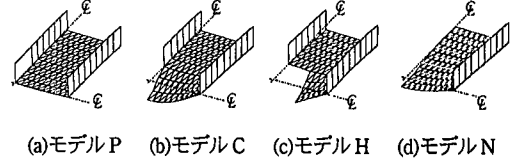


図-34 終局限界状態における変形状況

て、同図(b)は、縦補剛材の残留応力分布である。また、同図(c)は、ガス切断による開口部を有する板パネルの残留応力分布で、自由辺を有する縦補剛材と同様とした。同図(d)、および同図(f)は、それぞれ内周、および外周を全周溶接するダブリング板の残留応力分布を示す。さらに、同図(e)は、ダブリング板を溶接した母材の残留応力分布である。ここで、ダブリング板の外周部の溶接による引張残留応力は、安全側に考えて無視している。ダブリング板の残留応力はダブリング板内部で自己平衡するものとみなし、それ以外は補剛板全体の各断面において自己平衡となるように仮定した。

そして、載荷荷重は、軸方向の面内強制変位として与えた。また、変位増分法と弧長増分法とを併用して、終局強度を求めた。その際、初期たわみは、板幅方向、および長さ方向とも1半波の正弦波で与えた。使用プログラムは、3.(3)と同様に、USSPである。

b) 解析結果と考察

図-32には、耐荷力の低減の原因を調べるための各モデルの軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線を示す。なお、ここでは、各モデルの終局荷重が基準モデルPの終局荷重に対してどの程度低減されるかを調べる。そのために、解析結果による軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線の縦軸は、各解析モデルの載荷荷重 P を、基準モデルPの最大荷重 P_w によって無次元化した。

図-33には、各モデルの塑性域の拡がり分布の一例を示す。

また、図-34には、各モデルの終局限界状態における変形状況を示す。

図-32によると、モデルC、モデルH、およびモデルNの最大荷重 P_u は、基準モデルの最大荷重に対して、それぞれ0.80、0.56、および0.76倍である。すなわち、縦補剛材を切断することによって、20%程度耐荷力が、低減する。そして、開口部を設けることによって、さらに25%程度耐荷力が低減することがわかる。また、各モデルの軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線には、顕著

な差異が見られる。

一方、図-33、および図-34に示した塑性化の進展、および終局限界状態における変形状況より判断すると、モデルCの耐荷力は、切断された中央の縦補剛材前面の補剛板の局部座屈によって支配されていると考えられる。また、モデルHの耐荷力は、開口部の側方の板パネルの局部座屈により支配されていると考えられる。

(2) 開口部の補強方法

開口部の補強方法としては、図-35に示すように、4つの案が考えられる。なお、側辺の縦補剛材は、隣接パネルの存在を考慮して、その板厚を1/2としている。

まず、同図(a)に示すように、開口部を有する板パネルに隣接する縦補剛材の剛比を上げる方法がある。すなわち、圧縮力を受ける方向の縦補剛材の剛比を上げることによって縦補剛材の荷重分担を大きくし、耐荷力の上昇を、図る案である。

つぎに、同図(b)に示すように、切断した縦補剛材を横補剛材により補強する方法がある。ここで、横補剛材には、開口部の変位を抑え、切断された中央の縦補剛材の曲げ剛性を確保させる機能を期待している。

さらに、同図(c)、および(d)に示すように、ダブリング板により補強する方法がある。

本研究では、同図(c)に示すように、従来の設計の慣行にしたがって、開口部の断面欠損幅とダブリング板の補強幅とを等しくとって補強板の板厚を厚くする方法と、同図(d)に示すように、ダブリング板の補強の幅を隣接する縦補剛材まで伸ばし、板厚を同図(c)に比べて薄くする方法とを、比較・検討する。なお、ダブリング板の板厚は、後述の式5)によって決定した。

図-36には、縦補剛材の剛比を種々変化した場合の軸方向圧縮力 P/P_w -軸方向縮み u/u_y 曲線を示す。同図によると、縦補剛材の剛比 γ/γ^* (γ^* :弾性座屈理論から決まる必要最小剛比)を1.02から3.82まで変化させ

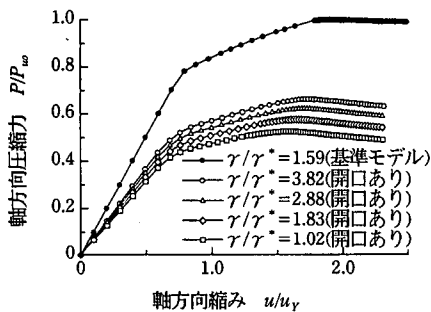
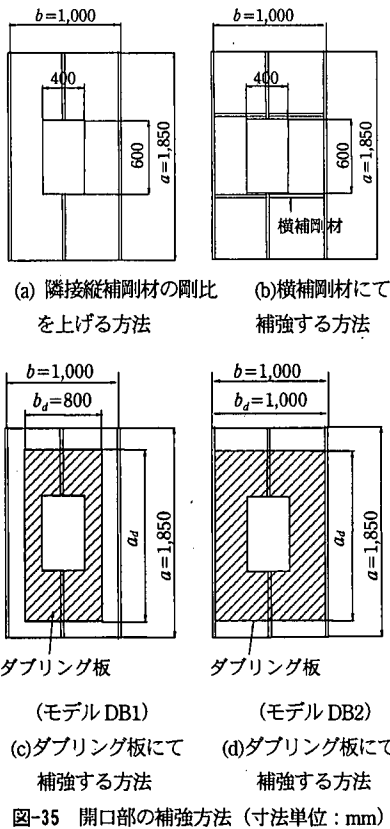
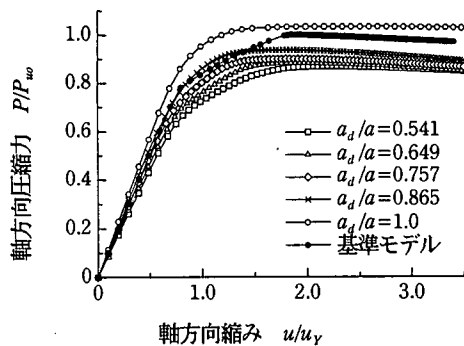


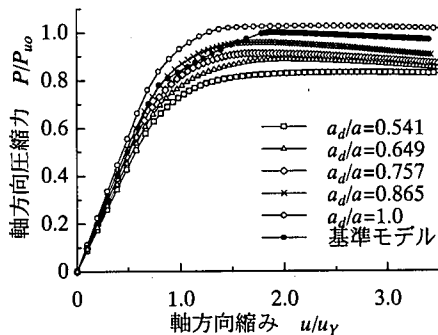
図-36 縦補剛材の剛比を種々変化させる場合の軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線

たときの軸方向圧縮力の最大値は、開口部を設けない基準モデルPの最大値 P_w の0.55から0.69倍になっている。開口部の幅が大きくなって、開口部の側辺の板幅が小さいとき、補剛材の耐力の向上に対する縦補剛材の効果は、大きくなると考えられる。しかし、基準モデルの耐力まで回復するには、至らない。したがって、縦補剛材の剛比を上げる補強方法は、開口部を有する圧縮補剛材の補強方法として最適と言えない。

つぎに、横補剛材によって補強した場合については、図は省略するが、軸方向圧縮力 P/P_w -軸方向縮み u/u_y



(a)モデル DB1



(b)モデル DB2

図-37 ダブリング板による補強の場合の補強長さ比 a_d/a をパラメータとした軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線

曲線の形状は、図-36と類似している。また、耐力の向上は、高々、3%程度であり、縦補剛材の剛比を上げる方法を兼用した場合でも、基準モデルの耐力まで達しない。したがって、この方法も、開口部を有する圧縮補剛材の補強方法として最適と言えない。

図-37には、補強するダブリング板の補強長さ比 a_d/a をパラメータとした軸方向圧縮力 P/P_w -軸方向縮み u/u_y 曲線を示す。同図によると、モデルDB1、およびモデルDB2とも、 a_d/a が大きくなる。すなわち、ダブリング板の長さが長くなるのに伴って、軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線の傾きが大きくなり、面内剛性が増加している様相がわかる。

図-38には、補強長さ比 a_d/a と終局強度比 P_u/P_w との関係を示す。同図によると、モデルDB1、およびモデルDB2とも、 a_d/a が大きくなる。すなわち、ダブリング板の長さが長くなるにしたがって終局強度比 P_u/P_w が増大してゆく傾向があることがわかる。しかしながら、いずれのモデルにおいても、基準モデルの終局強度を上回る終局強度を得るには、 $a_d/a=1.0$ 、すなわち軸方向にダイアフラム位置までダブリング補強を施した場合

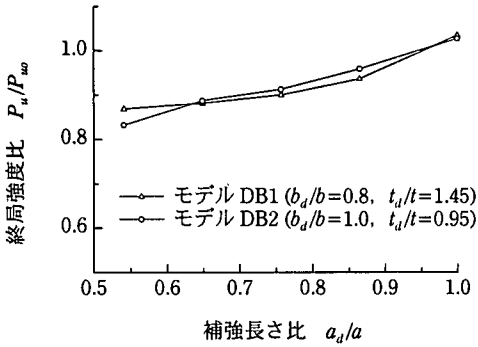


図-38 補強長さ比と終局強度比との関係

のみであることがわかる。ただし、 a_d/a が等しければ、モデル DB1 とモデル DB2 との終局強度の差異は、高々、4%程度である。

なお、終局限界状態における塑性領域の拡大状況を調べてみると、モデル DB1、およびモデル DB2 とともに塑性領域は、①開口部の側方のダブリング板による補強部、②ダブリング板の上辺の板パネル部分に生じていた。必要な断面積を確保したダブリング補強を行うことにより、①の部分の強度低下を防ぐことができれば、後は、②の部分の強度が終局強度の決定要因となる。②の部分の板パネルは、ダブリング補強部分との大きな剛度差により強度が低下していると推察される。したがって、②の板パネルの強度を確保するためには、②の板パネル全体をダブリング補強する必要がある。なお、モデル DB1、およびモデル DB2 のいずれにおいても、①、および②の部分の強度低下が防止できる構造となっている。しかし、モデル DB2 の方が、モデル DB1 と比べて板厚を薄くできるため、ダブリング補強部以外との剛度の差異を小さくでき、好ましいと考えられる。以上の理由により、本研究では、 $a_d/a = b_d/b = 1.0$ (モデル DB2)の方法を開口部を有する圧縮補剛板の補強方法として提案している。

(3) 開口部を有する補剛板の耐荷力の簡易算定法の提案

a) 対象とする開口部を有する圧縮補剛板

開口部を有する圧縮補剛板の補強方法に関する 4.(2) の検討結果を参考にすると、図-39 に示すような 3 つのタイプの構造を採用した設計法が考えられる。

まず、開口部を設ける箇所が断面力の小さな箇所位置する場合、あるいは変形性能をもたせるために採用された厚肉断面が延長されている場合など、開口部を有する圧縮補剛板に生じる応力が小さい場合には、同図(a)に示すように、開口部を設けたままで、補強しない構造を採用することが可能である。また、開口部を有する圧縮補剛板の中に、断面変化位置があるよう

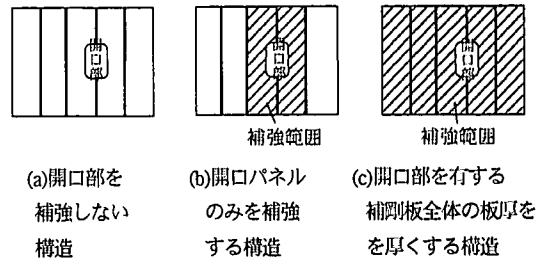


図-39 開口部を有する圧縮補剛板の構造

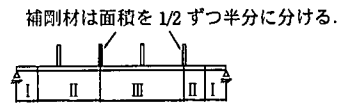
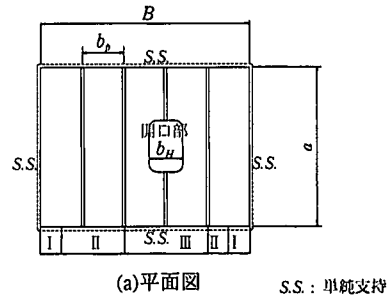


図-40 対象とする開口部を有する圧縮補剛板

な場合には、同図(c)に示すように、開口部を有する補剛板の全面にわたって板厚を上げた構造を採用する方法も考えられる。これら両者に対しては、全く同じ方法で耐荷力照査を行うことができる。

つぎに、同図(b)は、開口部のパネルの耐荷力を開口部を設けない補剛板の耐荷力まで回復することができる補強方法である。したがって、この方法を採用した開口部を有する補剛板の耐荷力照査は、従来の開口部を設けない補剛板の照査法を準用して行うことができる。

b) 耐荷力の簡易算定法

i) 開口部を補強しない補剛板の終局強度

図-40 に示すように、縦補剛材が 3 本以上取り付けられた開口部を有する圧縮補剛板を対象に、耐荷力の簡易算定法を、述べる。ただし、縦補剛材が 3 本未満の場合には、別途、弾塑性有限変位解析を行って検討する必要がある。

そのため、いま開口部を有する圧縮補剛板全体の耐荷力 P_c は、各パネルでの変形の連続性が保持されるこ

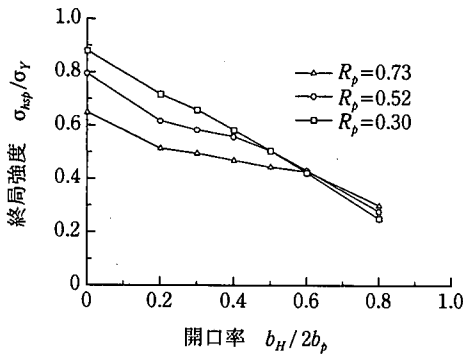


図-41 開口率 ($b_H/2b_p$) と終局強度 (σ_{hsp}/σ_Y) との関係

とに着目して、次式で算出されるものと仮定する。

$$P_G = P_I + P_{II} + P_{III} \quad (2)$$

ここに、

P_I : 図-40 に示す領域 I の端板パネルが分担する耐荷力

P_{II} : 図-40 に示す領域 II の縦補剛材と板パネルとから成る T 形断面部材(有効補剛材¹⁹⁾というが分担する耐荷力

P_{III} : 図-40 に示す領域 III の開口部を有するパネルが分担する耐荷力

そして、具体的に P_I 、および P_{II} の実用計算法は、文献 19)~20) の柱モデル・アプローチによって算出するものとする。また、 P_{III} については、図-41 に示すように、開口率 ($=b_H/2b_p$: 開口部の幅と開口パネルの幅との比) と終局強度 σ_{hsp}/σ_Y との関係式を用いて求めることができる。ここに、 σ_{hsp} は、開口パネルの終局圧縮力をその断面積 A_{hsp} で割った値である。なお、同図の R_p は、対象とする補剛板の開口を設けない部分の板パネルの幅厚比パラメータである。

ところで、図-41 によれば、開口率 $b_H/2b_p$ と終局強度 σ_{hsp}/σ_Y との関係には、幅厚比パラメータ R_p の値によって若干のばらつきがみられる。とくに、開口率の小さな範囲では、ばらつきが大きくなる傾向がある。

一方、開口幅 b_H と補剛材間隔 b_p との比 b_H/b_p の分布は、 $0.7 < b_H/b_p \leq 1.0$ が 94% を占め、 $b_H/b_p \leq 0.7$ は 0% である¹⁾。すなわち、開口率は、 $0.35 \leq b_H/2b_p \leq 0.5$ の範囲内で考えておけば、実用的に十分である。

そこで、開口率 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, および 0.6 の σ_{hsp}/σ_Y の値を用いて、 $0.2 \leq b_H/2b_p \leq 0.6$ の範囲で、終局強度 σ_{hsp}/σ_Y と開口率 $b_H/2b_p$ との関係を、最小 2 乗法により、幅厚比パラメータごとに直線式で近似すると、次式が得られる。

$$\begin{aligned} \sigma_{hsp} &= \{-0.225(b_H/2b_p) + 0.560\} \sigma_Y \quad (0.52 < R_p \leq 0.73) \\ &= \{-0.451(b_H/2b_p) + 0.705\} \sigma_Y \quad (0.30 < R_p \leq 0.52) \\ &= \{-0.743(b_H/2b_p) + 0.872\} \sigma_Y \quad (R_p \leq 0.30) \end{aligned} \quad (3)_{a-c}$$

なお、上式の適用範囲外の特異なケースについては、別途、弾塑性有限変位解析を行って、開口部を有する板パネルの耐荷力を求める必要がある。

すると、式(2)より、開口部を有する補剛板全体の終局圧縮応力度 σ_{su} は、次式により求めることができる。

$$\sigma_{su} = (\sigma_{spm} A_{spm} + \sigma_p A_p + \sigma_{hsp} A_{hsp}) / (A_{spm} + A_p + A_{hsp}) \quad (4)$$

ここに、

σ_{spm} : 図-40 の領域 II の部分の補剛板パネルの終局圧縮応力度 (柱モデル・アプローチ^{19)~20)} などにより計算する)

σ_p : 板パネルの終局圧縮応力度 (文献 19)-20) などを参考にして算定することができる)

A_{spm} : 領域 II の部分の断面積で、 $(n_r - 2)(b_p t + A_i)$ である。ただし、 n_r は、縦補剛材の本数で、 A_i は、縦補剛材の断面積である。

A_p : 図-40 の領域 I の部分の断面積で、 $b_p t$ である。

A_{hsp} : 図-40 の領域 III の部分の断面積で、 $2(b_p t + A_i)$ である。

ii) 開口部をダブルング板にて補強した補剛板の終局強度について、図-39(b) に示した補剛板の開口部を有する板パネルでは、パネル全面にわたって次式に示す板厚のダブルング板にて補強を施す。

$$t_{d,req} = (b_H t + A_i) / (2b_p - b_H) \quad (5)$$

ここに、

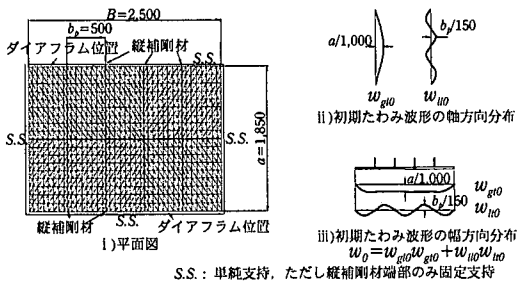
$t_{d,req}$: ダブルング板の所要板厚

A_i : 切断された縦補剛材の断面積

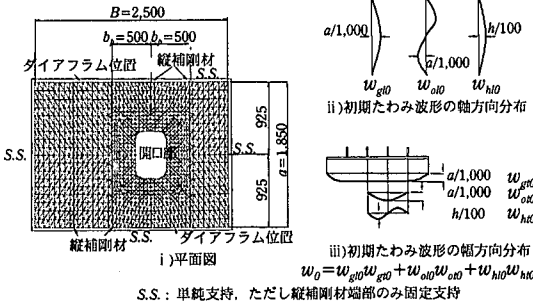
このようにして補強された開口部を有する板パネルの耐荷力は、開口部のない補剛板と同等と考えて算出してよい。したがって、この場合の補剛板全体の終局圧縮応力度 σ_{su} は、式(4)と同様に考えて、次式により求めることができる。

$$\sigma_{su} = (\sigma_{spm} A_{spm} + \sigma_p A_p) / (A_{spm} + A_p) \quad (6)$$

ただし、 $A_{spm} = n_r \cdot (b_p t + A_i)$ である。



(a) 開口部のない補剛板 (モデル SP)



(b) 開口部のある補剛板 (モデル SH, モデル SO, モデル SU)

図-42 補剛板全体の解析モデル(寸法単位: mm)

iii) 耐力力の照査式

最終的に、開口部を有する補剛板の耐力力の照査は、次式によって行うことができる。

$$\nu \left(\frac{\sigma}{\sigma_{su}} \right) \leq 1 \quad (7)$$

ここに、

σ : 外力により、開口部を有する補剛板に発生する公称圧縮応力度

ν : 終局限界状態に対する安全係数

(4) 数値計算例による簡易算定法の検討

a) 解析モデル

図-1(a)に示した開口部を設けた圧縮補剛板を、数値計算の対象とする。ここでは、補剛板の全体をモデル化する。そして、弾塑性有限変位解析を行うのは、次の4ケースである。

- i) 開口部を設けない補剛板 (モデル SP)
- ii) 開口部を設け、補強を行わない補剛板 (モデル SH)
- iii) 開口部を設け、実橋脚と同じダブリング補強を行った補剛板 (モデル SO)
- iv) 開口部を設け、本文で提案するダブリング補強を行った補剛板 (モデル SU)

これらの解析モデルを、図-42に示す。ここで、同図

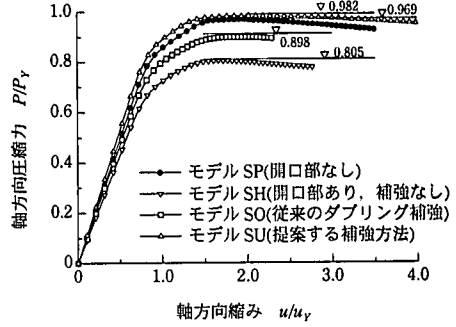


図-43 各解析モデルの軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線

(a)は、開口部のない補剛板の解析モデルであり、モデル SP に使用する。また、同図(b)は、開口部のある解析モデルであり、モデル SH, モデル SO, およびモデル SU に共通して使用する。与えた初期たわみ波形も、同図中に示す。また、残留応力は、図-31 に示すものと同じものを導入した。

b) 解析結果とその考察

図-43 には、各解析モデルの軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線を示す。ここで、縦軸は軸方向圧縮力 P を全塑性軸力 $P_y (= \sigma_y \cdot A_0)$ 、 A_0 : 開口部のないモデル SP の断面積) で無次元化し、また横軸の軸方向縮み u はモデル SP の P_y に対応する降伏縮み量 u_y で無次元化している。すると、モデル SP, モデル SH, モデル SO, およびモデル SU の終局強度 P_u/P_y は、それぞれ 0.969, 0.805, 0.898, および 0.982 となる。

まず、モデル SP の終局強度を基準にすれば、モデル SH, モデル SO, およびモデル SU の終局強度は、それぞれ 0.831, 0.927, および 1.013 倍である。これより、従来のダブリング板による補強では、基準モデルにまで強度を回復させることができない。しかし、提案する補強方法によれば、基準モデルの強度を 1.3% だけ上回る強度を確保できることがわかる。

つぎに、図-43 に示した各解析モデルの軸方向圧縮力-軸方向縮み曲線の傾きにより、各解析モデルの面内剛性を比較すれば、提案する方法の面内剛性が最も大きいことがわかる。また、最大荷重後の荷重の低減傾向を調べてみると、提案する補強方法を施したモデル SU は、開口部のないモデル SP よりも、荷重の低減が少ない。すなわち、変形性能の面からみても、提案する方法は、優れていると考えられる。

c) 簡易算定法と FEM 解析結果との比較

先に示した 4.(3)b) の簡易算定法と 4.(4)b) の FEM 解析による終局強度の計算結果とを、表-3 に比較して示す。この表によると、いずれの解析モデルでも、満足の精度の結果が得られていることがわかる。

表-3 簡易算定法とFEM解析とによる

終局強度 σ_u/σ_y の比較

モデル	簡易算定法	FEM解析	誤差
モデルSP	0.921	0.969	-5.0%
モデルSH	0.754	0.805	-6.3%
モデルSO	0.896	0.898	-0.2%
モデルSU	0.921	0.982	-6.2%

5. まとめ

本研究で得られた主な成果をまとめると、以下のとおりである。

- i) 実際の鋼製橋脚の初期たわみを測定し、開口部の縦横中心線上における初期たわみ波形、および最大・最小の初期たわみ値の頻度分布を、求めた。
- ii) 回帰解析によって、実測の初期たわみ曲面を、有限項の2重のFourier級数で精度よく近似できることを示した。そして、この解析結果より、実測初期たわみ波形に対する各係数の頻度分布を求め、開口部を有する実際の補剛板における初期たわみ波形の特徴を、明確化した。
- iii) 2つのグループの縮尺模型の残留応力を測定し、円形の開口部を有する補剛板の残留応力分布の特徴を、明らかにした。さらに、それらの残留応力分布をモデル化し、有限要素法のための解析モデルへの導入法を、示した。
- iv) 開口部の有無、および補強方法の異なる4種類の実験供試体による純圧縮実験を行い、各実験供試体が終局限界状態に至るまでの挙動を、調べた。また、各実験供試体の座屈強度、および終局強度を、調べた。
- v) 円形の開口部を設け、補強を施さない実験供試体を対象とした解析モデルによる弾塑性有限変位解析を行った。その結果、解析により実験供試体の終局限界状態に至るまでの挙動の特性、および終局強度を、精度よく追跡できることを示した。
- vi) 長方形の開口部を有する圧縮補剛板のパラメータのうち、耐荷力の低減に顕著な影響を及ぼす縦補剛材の切断、および開口率に着目して弾塑性有限変位解析を行い、耐荷力が低減する原因を、明らかにした。
- vii) 長方形の開口部を設けた補剛板の終局強度を開口部を設けない補剛板の終局強度にまで回復させるための3つの補強方法について、弾塑性有限変位解析を行い、その効果を、比較・検討した。その結果、ダブリング板にて補強された開口部を有する補剛板の強度が、ダブリング板の上下辺の補強を行わない部分の板パネルの強度によって支配されることを明らかにした。そして、補強効果を高めるために、検討の対象としたモデル

では、幅方向に縦補剛材位置まで、また軸方向にダイアフラム位置までダブリング板で補強する方法がよいことを見出した。

- viii) 長方形の開口部を有する圧縮補剛板の耐荷力の簡易算定法として、以下の方法を、提案した。すなわち、開口部のない補剛板パネル、および本論文で提案する方法によって補強した開口部を有する補剛板パネルに対しては柱モデルアプローチにより、また補強を施さない開口部を有する補剛板パネルに対しては弾塑性有限変位解析にもとづいて提案した簡易式によって耐荷力を、算出できることを示した。そして、補剛板全体の終局強度は、これらの合計より算出する方法を提案した。また、詳細なFEM解析による終局強度と、簡易計算法による終局強度とを比較した結果、対象とした解析モデルでは、誤差が7%程度に留まっていて、しかも安全側の評価ができることがわかった。

謝辞：実験や解析を実施するに当たり、阪神高速道路公団からご支援を受けるとともに、阪神高速道路公団の所有する鋼製橋脚の初期たわみを実測させて戴いた。

また、本研究を進めるに当たり、大阪市立大学・工学部・橋梁工学研究室の大学院生、あるいは学部四回生として在籍中であった水原昌弘、津田 亮、向高直樹、および松村泰行の各氏のご協力を得た。それらのことを、ここに記して、多数の関係各位に心からお礼を申し上げます。

参考文献

- 1) 中井 博, 北田俊行, 鈴木 巖, 堀江佳平, 祝 賢治: 開口部を有する圧縮補剛板の実績調査, 橋梁と基礎, Vol.30, No.9, pp.31-38, 1996.
- 2) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, I 共通編, およびII 鋼橋編, 丸善, 1996.
- 3) 本州四国連絡橋公団: 吊橋主塔設計要領・同解説, 1989.
- 4) 阪神高速道路公団: 鋼構造物設計基準, 1994.
- 5) 首都高速道路公団: 鋼構造物設計基準, 1992.
- 6) 名古屋道路公社: 鋼構造物設計基準, 1995.
- 7) 福岡北九州道路公社: 鋼構造物設計基準, 1992.
- 8) 中井 博, 北田俊行, 祝 賢治, 西岡敬治, 水原昌弘: 開口部を有する圧縮補剛板の初期たわみについて, 鋼構造年次論文報告集, Vol.5, 日本鋼構協, pp.223-230, 1997.
- 9) 中井 博, 北田俊行, 鈴木 巖, 堀江佳平, 祝 賢治, 水原昌弘: 開口部を有する圧縮補剛板の耐荷力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.43A, 土木学会, pp.135-146, 1997.
- 10) 藤井 堅, 藤枝洋二, 佐藤 誠: 圧縮を受ける有孔補剛板の補強と終局挙動, 構造工学論文集, Vol.39A, 土木学会, pp.133-142, 1993.
- 11) Nakai,H., Kitada,T., Iwai,Y., Suzuki,I., Horie,Y. and Mihara,M.:

- Experimental Study on Ultimate Strength of Stiffened Plates with Opening Subjected to Compressive Force, Proceedings of International Conference on Advances in Steel Structures, Hong Kong, pp.703-708, 1996.
- 12) 中村雅樹, 藤井 堅, 上野谷 実, 小谷口良隆: 漸増繰り返し荷重を受ける鋼製橋脚の強度と変形能に及ぼすマンホールの影響, 構造工学論文集, Vol.44A, 土木学会, pp.159-168, 1998.
- 13) Nakai,H., Kitada,T, Iwai,Y. and Mihara,M.: On an Elasto-Plastic Finite Displacement Analysis of Stiffened Plates with Opening Subjected to Compression, Proceedings of 4th Japan-Korea Joint Seminar on Steel Bridges, Osaka, Japan, pp.373-386, 1996.
- 14) 中村雅樹, 藤井 堅, 上野谷 実, 松田誠治: 終局強度に注目した有孔補剛板の孔補強, 構造工学論文集, Vol.43A, 土木学会, pp.125-133, 1997.
- 15) 中井 博, 北田俊行, 祝 賢治: 開口部を有する補剛板の終局圧縮強度に関するパラメトリック解析, 鋼構造年次論文報告集, Vol.5, 日本鋼構造協会, pp.231-238, 1997.
- 16) 中井 博, 北田俊行, 祝 賢治, 堀江佳平: 開口部を有する圧縮補剛板の耐荷力照査法および補強方法の一提案, 橋梁と基礎, Vol.32, No.7, pp.25-34, 1998.
- 17) Kitada,T, Iwai,Y. and Kano,M.: Basic Theory and Numerical Example for Elasto-Plastic and Finite Displacement Analysis of Stiffened Plates with Opening Subjected to Compression, Memoirs of the Faculty of Engineering, Osaka City University, Vol.38, pp.131-146, 1997.
- 18) 小松定夫, 牛尾正之, 北田俊行: 補剛板の溶接残留応力および初期たわみに関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第265号, pp.25-35, 1977.
- 19) 小松定夫, 北田俊行: 初期不整をもつ補剛された圧縮板の極限強度の実用計算法, 土木学会論文報告集, 第302号, pp.1-13, 1980.
- 20) Taido,Y., Kitada,T. and Nakai,H.: A Design Method of Wide Stiffened Plates Subjected to Uniaxial and Biaxial Compression, Der Stahlbau, Jahrg. 54, Feft.5, S.149-155, 1985.

(1998. 10. 30 受付)

STUDY ON ULTIMATE STRENGTH OF STIFFENED PLATES WITH OPENING SUBJECTED TO COMPRESSION

Hiroshi NAKAI, Toshiyuki KITADA and Yoshiharu IWAI

At first, surveyed in this paper are the initial imperfections which greatly affect the ultimate strength of stiffened plates with opening subjected to compression. For the initial deflections of stiffened plates with opening. Twenty existing steel bridge piers were measured to investigate the shape of distribution and the magnitude of them. Also, the residual stresses in small models were measured. Secondly, uni-axial compression tests were carried out by using four types of test specimens and then the elasto-plastic and finite displacement analyses of the analytical models corresponding to the test specimens were executed. Thirdly, the parameters, which affect the ultimate strength of stiffened plates with opening, are examined. Finally, the effective methods for strengthening stiffened plates with opening and a practical method for predicting their ultimate strength are proposed.