

圧縮を受けるステンレスクラッド鋼板の弾塑性非線形挙動

A Study on Nonlinear Elasto-plastic Behavior of Stainless-steel Clad Plate under Uniform Compression

藤井 崇文*, 藤井 堅**, 三木 千壽***

Takafumi FUJII, Katashi FUJII and Chitoshi MIKI

* 広島大学大学院 構造工学専攻 (〒739-8527 広島県東広島市鏡山 1 丁目 4-1)

** 工博 広島大学助教授 工学部第四類 (〒739-8527 広島県東広島市鏡山 1 丁目 4-1)

*** 工博 東京工業大学教授 工学部土木工学科 (〒152-8552 東京都目黒区大岡山 2-12-1)

This paper presents the elasto-plastic behavior of stainless-steel clad plate subjected to compressive load. The clad plate consisting of different materials has characteristic behaviors according to different properties of each material, which is different from that of mono-material plate such as steel plates. In order to obtain the more accurate ultimate behavior of the clad plate under compression, an attention has been first paid to the plate element in finite element approach by considering the neutral plane instead of the middle plane which is usually used in the plate theory. Comparing with the behavior of mono-steel plate, the ultimate behavior is clarified by employing initial imperfections, the direction of initial displacement and the residual stresses distributed in direction of thickness. Results shows that the ultimate strength is affected by the each material properties though the same behavior is obtained in the case of mono-steel plates, and that the residual stress makes the compressive strength decrease about 10% of yielding strength.

Key Words : Stainless-steel clad plate, Elasto-plastic behavior, residual stresses, Ultimate strength

1. まえがき

現在、莫大な橋梁の維持管理が将来的大問題として認識されているが、新設鋼橋においてもメンテナンスコストを考慮した経費削減が要求されている。鋼橋のメンテナンスにおいて重要な因子は主として防食と疲労といえる。筆者らは、塗装費用の削減あるいは塗装やメッキに代わる新しい防食対策として、ステンレスクラッド鋼（以下 SUS クラッド鋼と呼ぶ）の橋梁への適用について検討し、その可能性を逐次示してきた^{1)~5)}。しかし、材料特性の異なる異種金属から成るクラッド鋼板では、単一板の場合と異なって解析手法、崩壊性状や耐荷特性など、複合材料特有の問題点や設計強度式への対処が必要と判断された。そこで、SUS クラッド鋼板の圧縮耐荷力解析を 4 節点アイソパラメトリックシェル要素を用いて行い、設計のための圧縮耐荷力を明らかにした⁶⁾。ここでは、異種金属からなる 2 層クラッド鋼板の解析上の問題については簡単に触れるにとどめ、板厚方向の残留応力の発生メカニズムとそれが圧縮耐荷力におよぼす影響の解明を主目的とした。したがって複合材料の解析上の問題点ならびにクラッド鋼板の崩壊に至る弾塑性非線

形挙動については、十分には言及していない。

そこで本研究では、まず薄肉シェル要素を用いて異種金属から成るクラッド鋼板を解析する場合の問題点と留意点を計算例を用いて具体的に示す。SUS クラッドの場合、ステンレスおよび鋼の材料特性は極端には違わないため、単一板とあまり差がない結果も得られている。しかし、本解析手法は、完全合成が成り立つようなコンクリート・鋼合成床版等、広範に適用できるものである。

さらに等変位圧縮を受ける周辺単純支持正方形板の弾塑性有限変位解析を行い、その崩壊性状を単一板のそれと比較することによって、クラッド特有の変形性状を明らかにする。また、SUS クラッド鋼板では、線膨張率の違いによって製造過程において板厚方向に分布する残留応力が発生する^{5)~6)}。これは、鋼やステンレスなどの単一板とは大きく異なったクラッド特有の性質であるが、この残留応力が耐荷性状におよぼす影響についても検討する。

2. 2 層クラッド鋼板の弾塑性有限変位解析

2.1 4 節点アイソパラメトリックシェル要素

クラッド鋼は、異種金属間の境界面が金属組織的に接合している複合材であり、十分な界面強度を有していることが既に確認されている⁷⁾。したがってステンレスクラッド鋼は完全合成板とみなすことができる。このような合成板に板要素を適用して有限要素解析を実行するが、このとき、材料特性が異なる異種金属を複合しているための解析上の対処が必要である。

本解析では、図-1に示すような4節点アイソパラメトリックシェル要素⁸⁾を用いた。図中、 (X_1, X_2, X_3) は全体座標系、 (R, S, T) は要素の基準面に採った局所座標系である。単一板の場合、局所座標の基準面は一般に中央面が採用される。しかし、クラッド板のような中立面が中央面からずれるような場合には、中立面上に局所座標を設定する必要がある。もちろんこの場合でも平面保持の仮定は理論展開の出発点となる。

中立面に設けた局所座標系を用いて平面保持の仮定を満たす変位場を用いて、仮想仕事の原理から接線剛性行列 k_{eff} は次のように表される。

$$k_{eff} = k + k_0$$

$$= \int_{-1-\delta}^{1+\delta} \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 (B^T DB + G^T \sigma^0 G) |J| dR dS dT \quad (1)$$

ここに、 k および k_0 はそれぞれ要素剛性マトリクス、初期応力マトリクスで、 B はひずみ-変位マトリクス、 D は応力-ひずみマトリクス、 G は変位勾配マトリクスである。また、 σ^0 は増分前の段階での応力マトリクス、 J はヤコビ行列であり、

$$|J| = \frac{\partial X_1}{\partial R} \frac{\partial X_2}{\partial S} \frac{\partial X_3}{\partial T} + \frac{\partial X_1}{\partial S} \frac{\partial X_2}{\partial T} \frac{\partial X_3}{\partial R} + \frac{\partial X_1}{\partial T} \frac{\partial X_2}{\partial R} \frac{\partial X_3}{\partial S} - \frac{\partial X_1}{\partial T} \frac{\partial X_2}{\partial S} \frac{\partial X_3}{\partial R} - \frac{\partial X_1}{\partial R} \frac{\partial X_2}{\partial T} \frac{\partial X_3}{\partial S} - \frac{\partial X_1}{\partial S} \frac{\partial X_2}{\partial R} \frac{\partial X_3}{\partial T} \quad (2)$$

となる。式(1)において、板厚方向に関する積分の δ は無次元化された中央面と中立面との距離で、複合材料ではこの板厚方向の積分範囲が単一板の場合(中立面と中央面が一致する)とは異なることに注意する必要がある。本解析では、板厚方向に層状に10~20分割し、ステンレスあるいは鋼の材料特性を、分割された各層毎に与えて式(1)を積分し、接線剛性行列を求めている。

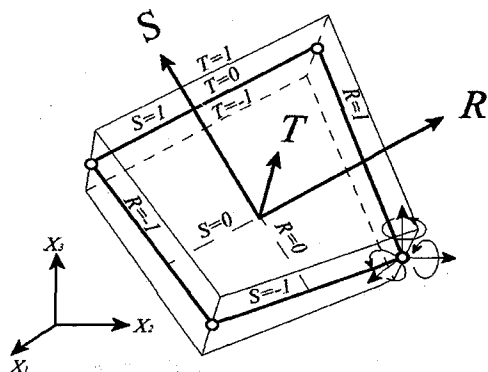


図-1 4節点アイソパラメトリックシェル要素

このようにして、薄肉シェル要素を用いてクラッド鋼板や完全合成床版の解析が可能となった。解析には増分法を適用し、座標更新法により非線形解析を行った。材料はステンレス、鋼ともに完全弾塑性とし Plandtl Reuss の流れ則を用いた。なお、板に与える軸ひずみは最大でも0.3%程度であり、今回の解析範囲ではひずみ硬化域が耐荷性状に与える影響はないと考えられる。

2.2 解析モデル

図-2に示すように周辺単純支持正方形板に等変位軸圧縮を与えた。対称性を考慮して解析領域は正方形板の1/4領域とし、初期たわみは次式で与えた。

$$W = W_{max} \sin(\pi x/a) \sin(\pi y/a) \quad (3)$$

a : 正方形板の辺長 (1.0×10^4 mm)

W_{max} : 板の最大初期たわみ値 ($= a/150$)

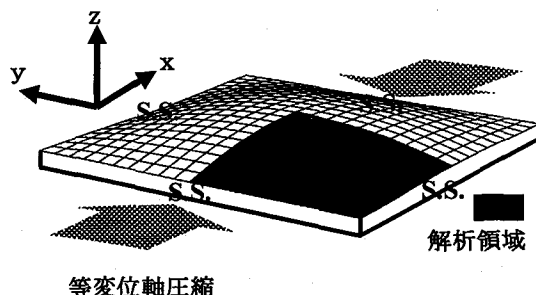


図-2 解析モデル

2.3 解析パラメータ

解析パラメータとしては、クラッド比(全板厚に占める SUS 厚の割合)を0.1および0.2とした。初期たわみは、SUS 側に凸になる状態と Steel 側に凸になる場合の二種類とした。さらに製造過程で現れる板厚方向に分布する残留応力を考慮した。この残留応力については、過去に逐次除去法によって得られた実験データを基に、図-3のような残留応力分布形を仮定した。また、残留応力の分布形は、クラッド比によって異なる分布形状を与えていることに注意されたい。なお、図-3の α は Steel, SUS 各々の降伏応力に対する大きさの割合を示しており、ここでは $\alpha = 0, 0.3, 0.5$ の3種類を仮定した。 $\alpha = 0$ は残留応力のない場合を示す。なお、SUS クラッド鋼の残留応力については文献5), 6)を参照されたい。

解析結果の整理に際しては、以下のような複合則に基づく材料特性の代表値を用いることとする。

$$E = \lambda E_{SUS} + (1 - \lambda) E_{Steel} \quad (4)$$

$$\sigma_y = \lambda \sigma_{ySUS} + (1 - \lambda) \sigma_{ySteel} \quad (5)$$

これらの式で、 E は等価弾性係数、 σ_y は等価降伏応力を示し、また、 λ はクラッド比、 E_{SUS} 、 E_{Steel} はそれぞれ SUS, Steel 各々の弾性係数、 σ_{ySUS} 、 σ_{ySteel} は降伏

応力である。

解析には筆者らが行った引張試験から得られた材料特性を用いた。表－１に今回の解析で用いた材料特性を示す。表中、降伏応力については、SUSの方がSteelよりも大きい。また幅厚比パラメータRに関しては、次式を用いる。

$$R = \frac{a}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{\pi^2 k} \cdot \frac{t^3}{D}} \tag{6}$$

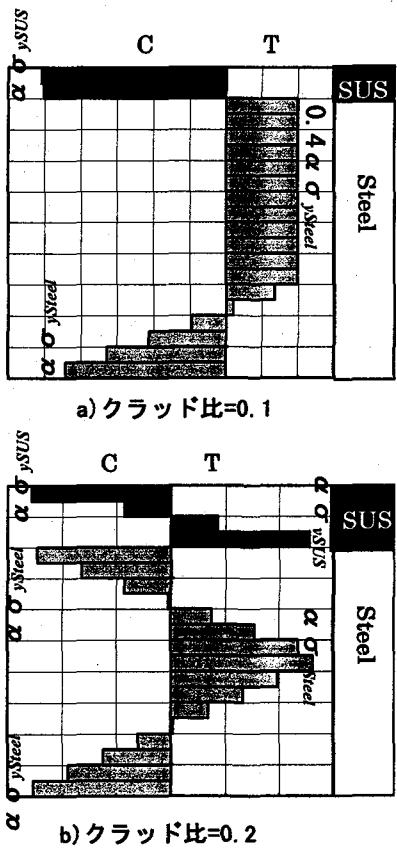
ここに、

k：座屈係数（＝４），

D：換算曲げ剛度，

$$D = E_{Steel} \int_{-t/2+d}^{(1/2-\lambda)t+d} z^2 dz + E_{SUS} \int_{(1/2-\lambda)t+d}^{t/2+d} z^2 dz, \tag{7}$$

である。式（７）で、d（＝δt，t：全板厚）は中立面と中央面との距離を示す。なお、解析における幅厚比パラメータは、R=0.4～2.1とした。



図－３ 板厚方向残留応力分布モデル

表－１ 材料特性

	弾性係数 (GPa)	ポアソン比	降伏応力 (MPa)
SS400	206	0.28	275
SUS316L	186	0.28	402

3. SUS クラッド鋼板の弾塑性非線形挙動

3.1 荷重－たわみ曲線

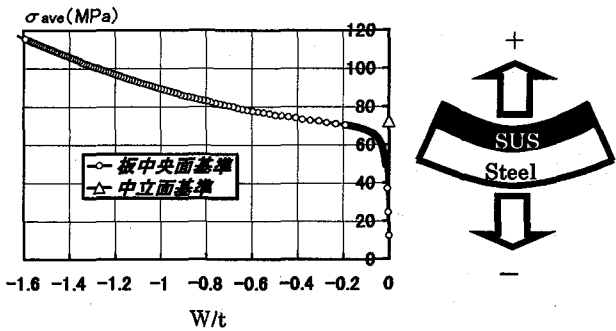
2.1 節において、要素剛性マトリクスの板厚方向の積分は、板の中央面ではなく中立面を基準として行うべきであることを述べた。これは圧縮耐荷力解析では、圧縮力の作用点は中立面を基準とすべきことを意味する。もしも中央面に関して積分を行った場合の結果を示せば図－４のようになる。図－４は初期不整を与えないで弾性解析を行ったときの荷重－たわみ曲線であり、板厚方向の積分に関して中央面を基準とした場合と中立面を基準としたものとを比較している。縦軸は載荷辺の平均圧縮応力、横軸は板中央部の面外たわみを板厚により無次元化したもので、

$$\sigma_{ave} = P/at, \tag{8}$$

P：圧縮辺の圧縮方向反力，

である。

中立面を基準とした場合には、たわみは生じず、72MPa 付近で剛性行列が特異となった。この荷重は弾性座屈荷重に相当する。これに対し中央面を基準とした場合には、特異とはならず、たわみが負の方向（Steel 表面側にはらむ方向）に増加していくのが図からわかる。これは、SUS の弾性係数が Steel に比べて小さいために中立面は中央面よりも Steel 表面側に位置することになるので、この偏心軸圧縮力に起因して Steel 表面側にたわみを生じることを図－４は示している。



図－４ クラッドの弾性座屈挙動(クラッド比 0.1, R=2.0)

次に初期たわみを与えたクラッド板の荷重たわみ曲線の一例を図－５に示す。図の縦軸は圧縮辺の平均圧縮応力 σ_{ave} を式（５）の等価降伏応力により無次元化し、横軸は板中央部の面外たわみを板厚により無次元化して示した。なお図－５では残留応力は考慮していない。

図からわかるように面外たわみはすべて初期たわみを与えた方向に増加している。すなわち、たわみが＋側に増加する場合は SUS 表面側に凸（＋）の初期たわみを与えた場合であり、逆に－側に増加しているものは Steel 表面側に凸（－）の初期たわみである。同じ幅厚比の初

期たわみの方向が+の場合と-の場合とを比較すると、両者は荷重軸に対して対称ではなく、一方向の初期たわみ（Steel 表面側に凸）の場合の方が最高荷重が大きいことに気づく。板がたわんだ状態で軸圧縮を受けると、軸圧縮とたわみに起因して発生する板曲げ応力も発生する。解析ではステンレスの降伏応力が鋼のそれよりも大きいので、ステンレス側が凹となるたわみの場合には圧縮応力に対して降伏が遅れることになる。このような現象は2層クラッドの特徴といえるが、大きな残留応力が存在する場合には必ずしもいえない。

また、図-5から、厚板（幅厚比 R が小さい）のものほど面外たわみの増加は小さく、逆に薄板のものほど載荷初期から大きな面外たわみが生じているのがわかる。薄板（ $R=2.06$ ）の場合では、単一材と同様に $\sigma_{ave}/\sigma_y = 0.2$ 付近で座屈し後座屈挙動が認められる。

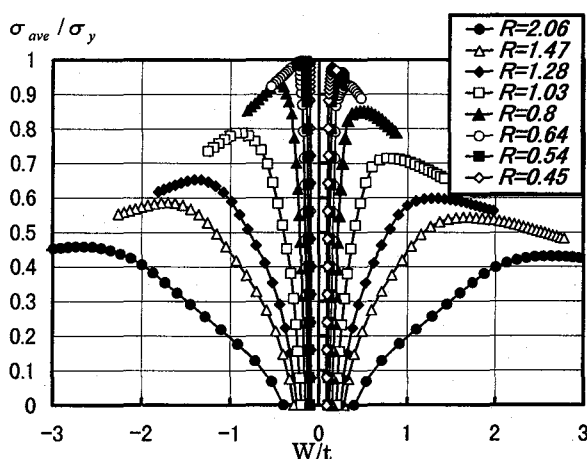


図-5 荷重-たわみ曲線例、クラッド比 0.2

3.2 単一板のとの比較

幅厚比パラメータ $R=0.44$ と 2.06 , 0.8 の SUS クラッド鋼板の荷重-たわみ曲線を図-6a)~c)に示す。縦軸は平均圧縮応力を等価降伏応力により無次元化したもの、横軸は板中央部の面外たわみを示す。図には SUS クラッドのみならず Steel 単一材の解析結果も合わせて示す。なお、単一材の幅厚比パラメータ R を SUS クラッド鋼（ここではクラッド比 0.2）と一致させているため、単一材の板厚はクラッドのものとは異なっている。また Steel 単一材の降伏応力もクラッド板の等価降伏応力（式（5））とは一致していない。図-6で Steel 単一材が最初に降伏するときを①、最高荷重付近を②、最高荷重後を③とし、各状態でのたわみ分布と板凹側表面における降伏域を示せば図-7a)~c)のようになる。なお図-7に示す領域は、板の $1/4$ 部分である。

図-7から、+の初期たわみをもつ SUS クラッド鋼板は幅厚比が変化しても Steel 単一材とほぼ同様な塑性域の進展を示しているのがわかる。これに対し-の初期たわみをもつ場合では、板の凹面側に降伏応力の高い

SUS が存在するために+の初期たわみをもつ場合よりも塑性域の発生が遅れており、最高荷重時②付近の塑性域は他の場合よりも狭いことがわかる。これに起因して、図-6に示すように最高荷重も他と比較して常に高いことがわかる。

また、図-6a)~c)を比較すると、初期たわみの方向がクラッド材の最高荷重に最も影響するのは、 $R=0.8$ の b) 図であり（約 9.3%）、板厚の薄い a) 図、あるいは板厚の厚い c) 図では、比較的影響が小さい（約 6%と 1.7%程度）。

薄板（ $R=2.06$ ）では図-6および7から、塑性域がほとんど発生していない荷重状態から大きく面外変形が生じており、後座屈挙動が認められる。このことから、薄板の場合には後座屈挙動の影響が大きく、最高荷重の差は小さくなったと考えられる。一方厚板（ $R=0.44$ ）で

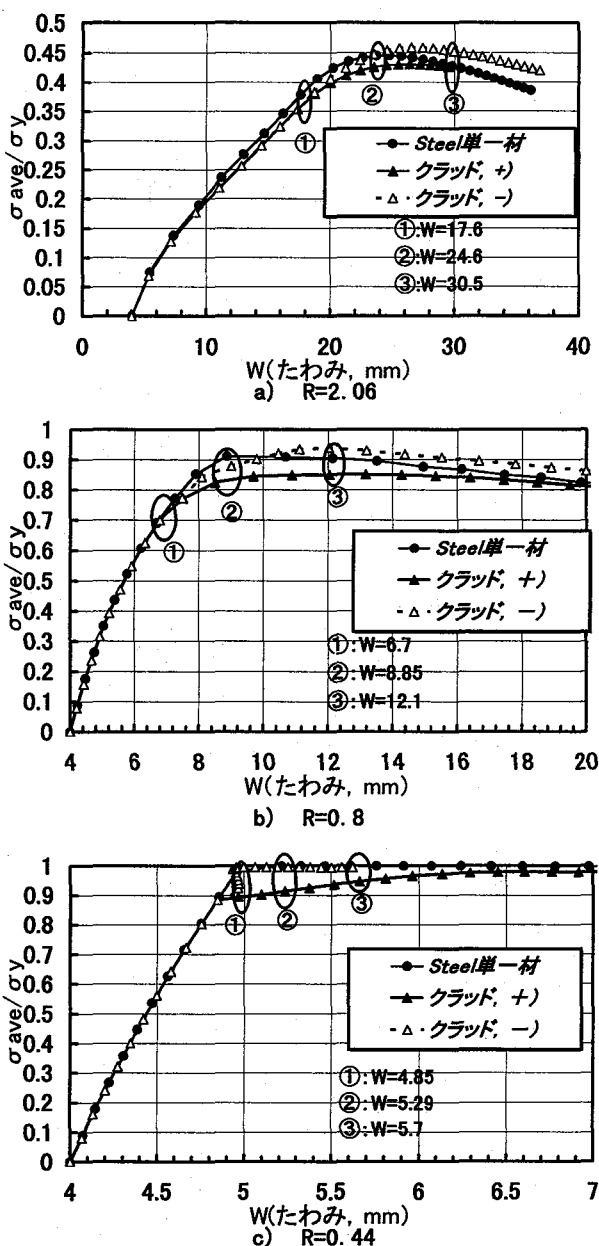


図-6 荷重-たわみ曲線（クラッド比 0.2）

は+および-の初期たわみの場合ともに $\sigma_{ave}/\sigma_y = 0.9$ 付近で荷重たわみ曲線が直線的に折れ曲がっているのがわかる。Steel が全降伏するとき、 $\sigma_{ave}/\sigma_y \approx 0.915$ であることから、この幅厚比ではほとんど降伏するまで座屈は起こらず、全塑性に近い状態で崩壊すると考えられる。また-の初期たわみをもつクラッドでは、 $\sigma_{ave}/\sigma_y = 0.9$ 付近からたわみが小さくなる現象が見られるのも特徴的である。これは、たわみがほとんど発生することなく SUS よりも先に Steel が降伏してしまうため中立面が SUS 表面側に移動し、この偏心の影響が面外たわみの増加を抑制するためと考えられる。鋼板の座屈耐力曲線

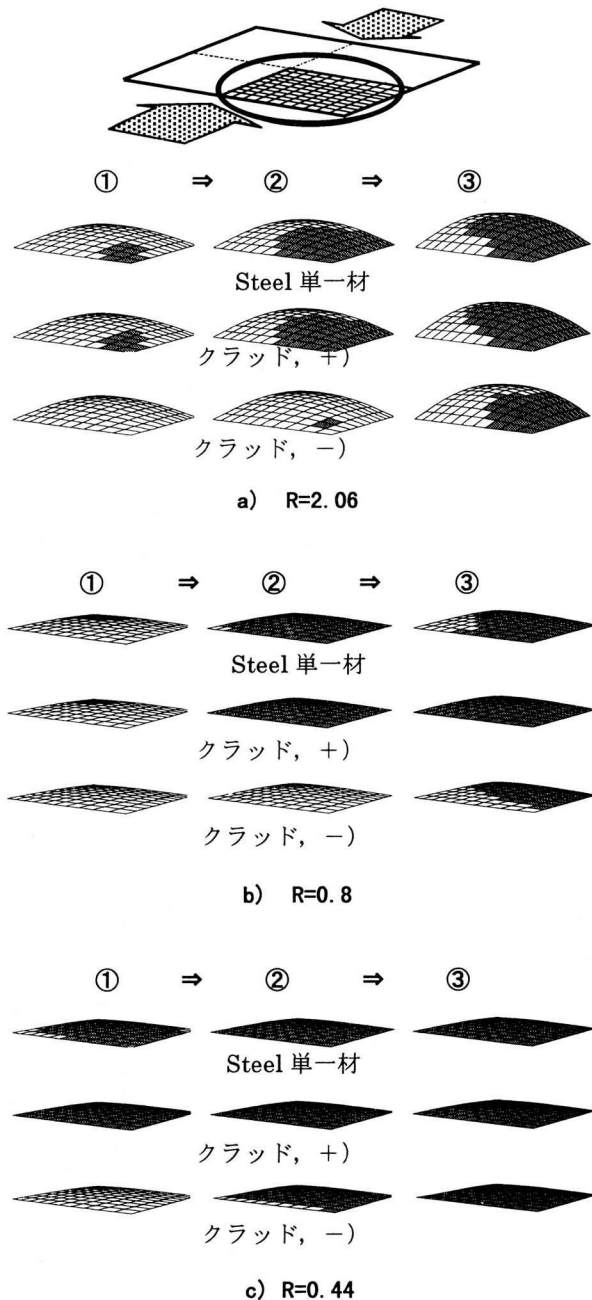


図-7 塑性域進展図

においては初期たわみの大きさが耐力に敏感に影響するのは幅厚比パラメータ $R=0.5 \sim 1.0$ 付近であることが知られている。SUS クラッド鋼板の初期たわみの方向が耐力におよぼす影響度もこの範囲の幅厚比パラメータの範囲で大きいことがこれらの結果から推察される。

3.3 残留応力の影響

図-8, 9に残留応力を考慮した SUS クラッド鋼の荷重-たわみ曲線と板厚方向応力分布を示す。図-8, 9はそれぞれクラッド比 0.1 および 0.2 で残留応力のない場合とある場合を比較したものであり、幅厚比パラメ

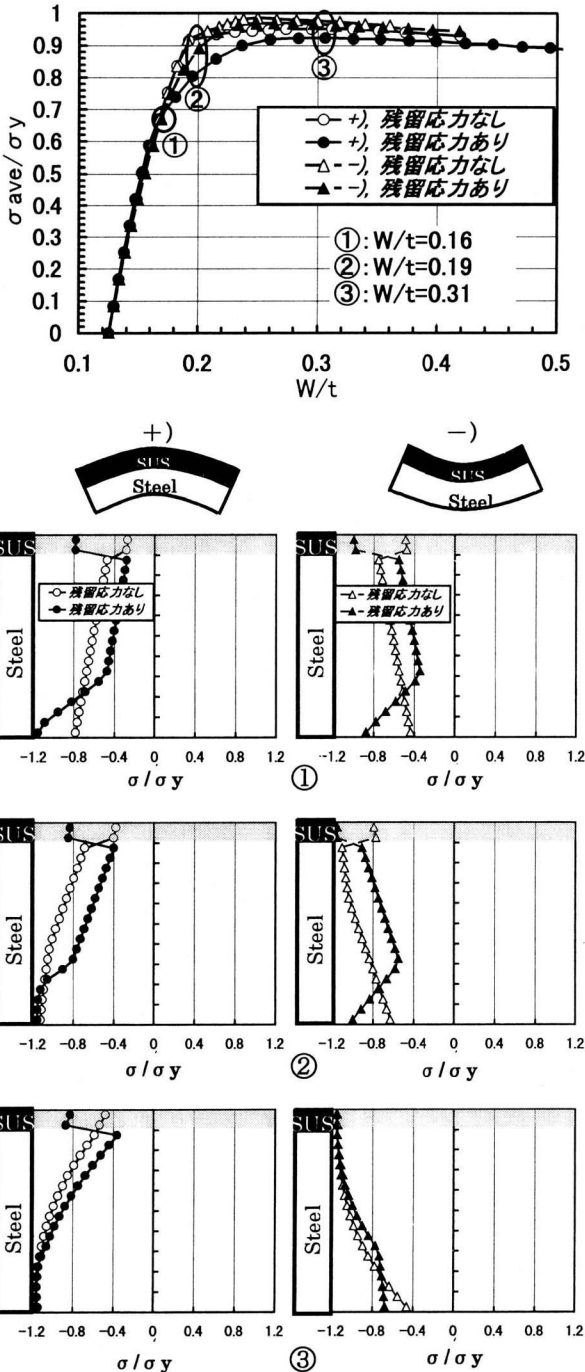


図-8 荷重-たわみ曲線および応力分布 (クラッド比 0.1)

ータ R はそれぞれ 0.63, 0.64 である。板厚方向応力分布は、荷重-たわみ曲線のそれぞれ①～③に対応する応力状態で、最初に塑性域が生じたときを①、最高荷重付近を③、さらに①と③の中間的な部分を②とした。なお応力分布はたわみが最大になる板中央部のもので軸圧縮方向の応力 σ を SUS, Steel それぞれの降伏応力 σ_y で無次元化している。

まず荷重-たわみ曲線をみると、残留応力がある場合では、残留応力がない場合と比較して面外たわみが大きく、最高荷重も低い。これはクラッド板の両表面に圧

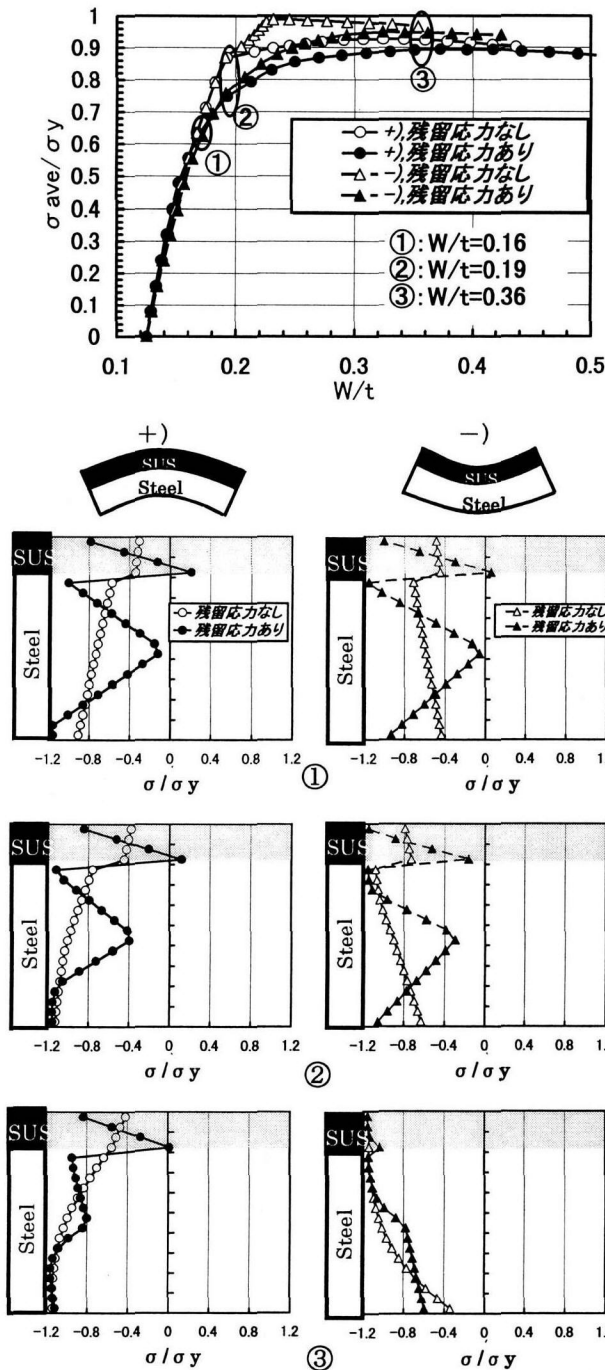


図-9 荷重-たわみ曲線および応力分布 (クラッド比 0.2)

縮残留応力があるために両表面が早期に降伏し、剛性が低下するためである。①図を見れば、残留応力のないクラッドでは、弾性域にあるが、残留応力がある場合には既に板表面部分が降伏付近に達している。

また、同図で特徴的なことは、残留応力がある場合では、残留応力のない場合と比較して、最高荷重に達したときのたわみが大きくなることである。残留応力のある場合、圧縮残留応力を有する両表面が早期に降伏に達して剛性が低下するものの、板内部の引張残留応力を有する部分では逆に降伏が遅れるために最高荷重に到達するのが遅れるためと思われる。たとえば②、あるいは③図に示すように、もともと引張残留応力分布を有していた板内部では、残留応力のない場合よりも塑性域が浅いの

がわかる。また終局付近を示す③図から、たわみが増加するにつれて残留応力がある場合とない場合との応力分布の差はなくなり、類似した分布形状に移行していくのがわかる。

4. 耐力曲線

荷重-たわみ曲線における最高荷重を板の耐力とし、幅厚比パラメータ R とともに解析結果をプロットすれば図-10 および図-11 a), b) のようになる。図の縦軸は板の最大圧縮応力 σ_u を等価降伏応力により無次元化した。図には Steel および SUS 単一材の解析結果もあわせて示した。図-10 のクラッドは残留応力のないものについて示しており、図-11 a), b) はそれぞれ残留応力を考慮した場合のクラッド比 0.1 と 0.2 の耐力をプロットしたものである。図中、まず目に付くのは、Steel と SUS では共に単一材でありながら、1 本の耐力曲線になっていないことである。このことは、幅厚比パラメータ R が、降伏応力を含んだ形で表現されているものの、弾性座屈を基本としていることによる。図-10 の SUS クラッド鋼で初期たわみの方向に着目すれば、Steel 単一材に比較して-の初期たわみのクラッドでは常に耐力が高く、逆に+の初期たわみのクラッドでは常に耐力が低く、最大で 7% 近くの差がある。

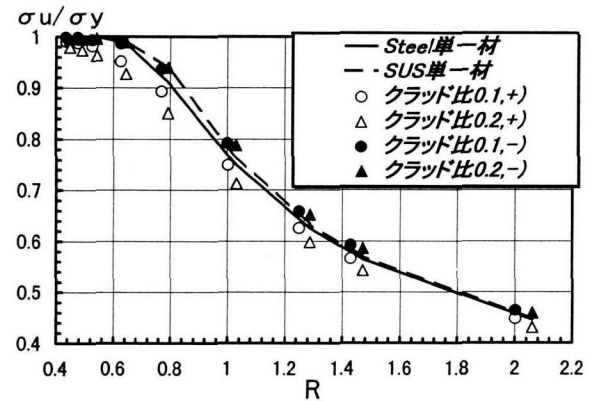
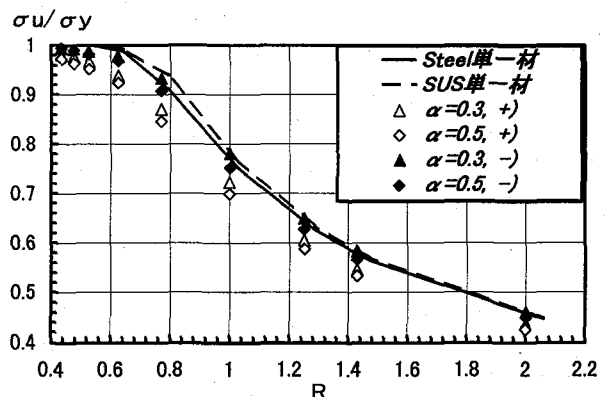
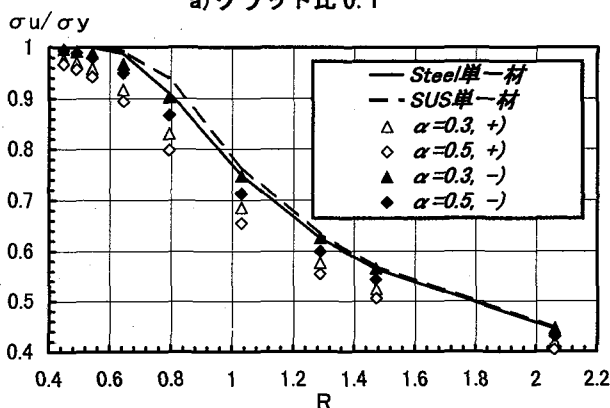


図-10 耐力曲線 (残留応力なし)

また図-11の残留応力を考慮したクラッドでは、どれも残留応力のないクラッドよりも耐力が低下していることから、ほとんどのものが単一材よりも危険側に位置するといえる。また α が大きいほど耐力が低くなっており、 $\alpha=0.5$ のときには単一材に対して最大で13%近く低い耐力になっていることも図は示している。



a) クラッド比 0.1



b) クラッド比 0.2

図-11 SUS クラッド鋼板の圧縮耐力
(残留応力あり)

まとめ

本研究では、2層 SUS クラッド鋼板の非線形有限要素解析のために、中立面を基準とした4節点アイソパラメトリックシェル要素を作成し、これを用いて大変形弾塑性有限要素解析を行った。まず残留応力のない SUS クラッド鋼の場合について、終局挙動および座屈耐力特性を明らかにした。さらに板厚方向残留応力分布を考慮した解析から、残留応力がクラッド鋼の座屈特性に及ぼす影響について調べた。得られた結果をまとめれば以下のようになる。

残留応力がない場合のステンレスクラッド鋼板では、

(1) 座屈耐力が初期たわみの方向によって異なる。これは、ステンレスと普通鋼の降伏応力の違いによる。今回の解析では、ステンレスの降伏応力が鋼のそれよりも大きいので、負の初期たわみを与えた場合の圧縮耐力

力は、正の初期たわみの場合よりも大きくなる。これは、圧縮力とそれによって現れるたわみにともなう曲げの複合効果に起因する。

(2) 幅厚比パラメータ $R=2.0$ 付近の薄板では、単一材と同様な座屈・後座屈が確認された。

(3) 塑性座屈を生じるような厚板（本解析では $R=0.4$ 付近）では、まず鋼が降伏し、次いでステンレスが降伏する。したがって、荷重-たわみ曲線は、引張試験で現れるトリリニア曲線に近い挙動を呈する。このときの最大平均圧縮応力は等価降伏応力（複合則から得られる降伏応力）付近にまで達する。なお、この場合、初期たわみの方向はほとんど影響しない。

(4) ステンレスクラッド鋼板の圧縮耐力について、初期たわみの方向による差異が大きく現れるのは、幅厚比パラメータ R が $0.6 \sim 1.1$ の範囲といえる。この R の範囲は、鋼単一板の耐力におよぼす初期たわみの影響が大きくなる範囲と対応する。

一方、板厚方向の残留応力がある場合、

(5) クラッド板の両表面には圧縮残留応力があるために、残留応力のないクラッドに比較して、表面付近が早期に降伏して曲げ剛性が低下し耐力は低くなる。したがって、圧縮残留応力の領域が厚いほど、圧縮耐力の低下率は大きい。このことは本解析ではクラッド比 0.2 の残留応力分布が対応する。他方、最高荷重時のたわみは、残留応力がある場合の方が無い場合よりも大きい。これは、クラッド板内部では引張残留応力があるために降伏が遅れるためと考えられる。

(6) 残留応力のあるクラッド板の圧縮耐力は、単一鋼板の耐力曲線よりも危険側となった。単一鋼板とクラッド板の圧縮耐力を比較すると、残留応力のないクラッド板では最大7%程度であるのに対して、残留応力がある場合には最大で13%低下するという結果となった。このことから板厚方向の残留応力の影響は大きいといえる。

(7) SUS クラッド鋼において降伏応力の低い鋼は等価降伏応力に達する前に降伏に達することになる。このことは、現在の設計では許容応力度を設定しているが、これを等価降伏応力を安全率で割って定めると、単一材の場合よりも先に降伏域が発生してしまうことを示す。クラッドのみならず異種材料からなる合成部材ではこのような問題があり、実設計法の確立に向けてさらに検討が必要と考えられる。

参考文献

- 1) 土木学会鋼構造新技術小委員会最終報告書（耐久性研究）、土木学会、1996。
- 2) 土木学会鋼構造委員会鋼構造新技術小委員会：鋼構造の新技術に関する調査研究報告書（平成5年度）、土木学会、pp.57-59、1994。
- 3) 後藤信弘、関口信雄、松田英光、藤田泰、安波博道、

- 藤井堅, 三木千寿: ステンレスクラッド鋼を用いた実寸断面橋梁部材の試作について, 構造工学論文集, Vol. 42A, pp. 965-974, 1996.
- 4) 藤井堅, 三木千寿, 木村秀途, 中川茂, 安波博道: ステンレスクラッド鋼を用いた箱桁の曲げ疲労試験, 構造工学論文集, Vol. 43A, pp. 1041-1050, 1997.
- 5) 藤井堅, 三木千寿, 寺田宏行, 田中和成, 有尾一郎: ステンレスクラッド鋼の材料特性および残留応力とその発生メカニズム, 構造工学論文集, Vol. 44A, pp. 103-114, 1998.
- 6) 藤井堅, 三木千寿, 藤井崇文: ステンレスクラッド鋼板の圧縮耐荷力と残留応力, 土木学会論文集, I-49, 1999. 10. (掲載予定)
- 7) 福田隆, 岩館忠雄: 圧延ステンレスクラッド鋼の接合強度特性とその評価法, 鉄と鋼, No. 76pp. 191-198, 1990.
- 8) Nukulchal, W. K. : A Simple and Effective Finite Element for General Shell Analysis, Int. J. for Numerical Method in Engineering, vol. 4, pp. 179-200, 1979.
- 9) J I Sハンドブック 鉄鋼 JIS G 3601, 日本規格協会, 1993.
- 10) Pluyette, E., Sprauel, J.M. and Buisine, D. : Evaluation of Residual Stresses in Stainless-steel Claddings, Experimental Mech. an Int. J, Vol. 35, No. 3, pp. 205-211, 1995
- 11) 稲垣道夫, 恩澤忠男, 原修一, 金子康弘, 菅野 崇, 久保田彰, 近藤正義: 圧力技術の現状と将来 16. クラッド鋼, 日本高圧力技術協会, pp. 241-264, 1989.
- 12) たとえば, 鷲津久一郎, 宮本博, 山田嘉昭, 山本善之, 川井忠彦: 有限要素法ハンドブック・(基礎編), ・(応用編), 培風館, 1981, 1983.
- 13) 福本晴士編: 座屈設計ガイドライン, 土木学会, 1987.
- 14) ASME : Boiler and Pressure Vessel Code CODE CASES Nuclear Components, 1986.
- 15) 川井忠彦: 座屈問題解析, コンピュータによる構造工学講座 II-6-B, 培風館, 1974.
- 16) 代表者 福本晴士: 鋼骨組構造物の極限強度の統一評価に関する総合研究, 平成元年科学研究費 (総合 A) 研究成果報告書, 1990.
- 17) 日本機械学会: 伝熱工学資料, 三美印刷, 1989.

(1999年9月17日受付)