

ステンレスクラッド鋼板の 圧縮耐荷力と残留応力

藤井 堅¹・三木 千壽²・藤井 崇文³

¹正会員 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)

²フェロー 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)

³学生会員 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)

ステンレスクラッド鋼は、防食を目的として橋梁に使用できる。本文では、まず、ステンレスクラッド鋼の製造過程で発生する板厚方向の残留応力を解析的に求め、残留応力の解析的推定が可能であることを示す。さらに、多層複合材料からなる板の複合非線形有限要素解析プログラムを開発して、圧縮を受けるステンレスクラッド鋼板の座屈耐荷力を求め、初期不整が圧縮耐荷力に及ぼす影響を明らかにする。解析結果から、圧延ステンレスクラッド鋼の圧縮耐荷力は、初期たわみの方向、すなわちその形状がステンレス側に凸か凹かによって、降伏強度の10%近い差が現れる場合があること、また、クラッド比が0.2以下であればクラッド比が耐荷力におよぼす影響は小さいことなどの知見を得た。

Key Words: *stainless steel clad plate, residual stresses, buckling, ultimate strength*

1. まえがき

ステンレスクラッド鋼（以下、SUSクラッドと呼ぶ）はステンレスと鋼を金属組織的に接合した複合材料で、錆びるといふ鋼の弱点を耐食性に優れるステンレスで補うことが可能である。鋼橋の防食は塗装や亜鉛メッキなどに頼っているのが現状であるが、この種の高機能材料の橋梁への適用は、塗装等の維持経費を低減あるいは不要とするための新しい防食対策の一つとして期待できる。

従来、SUSクラッドは、防食対策や応力腐食割れの防止を目的として、ダムゲートやケミカルタンカー、圧力容器などに使用されている¹⁾。ステンレスクラッド鋼の種類には1種と2種があり、前者は鋼のみならずステンレスをも強度部材とみなした設計、後者はステンレスは腐食代と考えて強度部材には含めない設計、とされている²⁾。しかし、実際はステンレスを強度部材に含めない2種がほとんどのようである。ところが、SUSクラッドを橋梁へ適用する場合には、それがいままでに使用されていた構造物と比較すると穏やかな腐食環境にあるので、1種を適用するのが妥当であろう。また、2種では自重が増加するというデメリットも発生する。

以上の議論から、土木学会鋼構造委員会鋼構造新技術小委員会耐久性研究WGでは、約5年間にわたってSUSクラッド鋼の橋梁への適用性について検討し、橋梁材料として十分に使用できることが示された^{3), 4)}。さらに引き続いて、箱桁の曲げ疲労実験や残留応力発生に関する数値シミュレーションなども追加され⁵⁾⁻⁸⁾、ステンレスクラッド鋼の橋梁への適用に向けて、一定の成果が得られている。しかしながら、これらの研究では、座屈強度特性について十分な検討がなされていない。

異種金属からなるクラッド鋼は、それぞれの金属の材料特性が異なるために、単一材とは異なった問題が発生する。その一つに残留応力がある^{7), 8)}。残留応力が座屈強度に大きく影響するのはすでに周知の通りであるが、SUSクラッドでは、出荷時において板厚方向に分布変化するかなり大きな応力が残留する。したがって、この残留応力がステンレスクラッド鋼板の座屈耐荷力におよぼす影響を解明する必要がある。

そこで本研究では、まず、圧延SUSクラッドの製造過程において発生する板厚方向の残留応力をパラメトリック解析によって把握する。そして得られた解析結果および実測結果を基に残留応力分布を仮定

し、これを考慮したSUSクラッド鋼板の弾塑性挙動解析から座屈耐荷力を求め、残留応力および初期たわみが、SUSクラッド鋼板の座屈耐力に及ぼす影響を明らかにする。

2. SUSクラッド鋼板の弾塑性有限要素解析

SUSクラッドの従来の研究は、防食性に関する研究の他、鋼とステンレスの界面特性に関するものが多い^{9) - 11)}。これらの研究成果では、界面強度については十分な強度を有することが確認されている。したがって、両材料は完全に一体化して挙動する完全合成板とみなせるので、SUSクラッド鋼板の解析には薄板要素を使用した。要素は、4節点アイソパラメトリックシェル要素である¹³⁾。増分法を適用し、幾何学的非線形性は座標更新法、材料学的非線形性は完全弾塑性としたPlandtl-Reussの流れ則を用いた。各増分ステップにおける収束判定基準は、移動後の座標系における節点反力と外力の差異（エネルギー残差に対応する）が最大外力の0.1%未満とした。なお、解析プログラムでは、荷重増分制御はもちろん、強制変位増分および1点に着目した変位制御も選択可能としている。

SUSクラッド鋼はステンレスと鋼の異種金属からなるが、有限要素解析ではこれらの異種金属の材料特性を考慮しなければならない。これを薄肉シェル要素において考慮するために、要素剛性マトリクス導出における板厚方向の積分において、板厚を薄層に分割し（本解析では10～22層に分割）、それぞれの薄層毎にその薄層を構成する材料特性値を与えて積分する方法を採用している。各層の変位場はクラッド板の中立面を基準として、平面保持の仮定から求められる。座標更新・増分法による非線形有限要素解析への定式化は、すでに与えられている手法¹⁴⁾と全く同じである。

3. ステンレスクラッド鋼の残留応力

(1) 残留応力の発生メカニズムに関する一考察

SUSクラッド鋼の製作方法には、圧延、爆着、溶融がある¹⁾。我が国では、現在、圧延法が最も一般的のようである。本論文でも圧延法によるSUSクラッド鋼を対象とし、材料は、合わせ材：SUS316L、母材：SS400とした。圧延によるクラッドの製造工程は、各社それぞれ独自の技術があり全く同じというわけではないが、ステンレスと鋼単独のスラブを重

ねて熱間圧延することにより両スラブを一体化させるといふ工程が採られる。このとき、鋼とステンレスの境界面は金属組織的に結合する。クラッド比（ステンレス板厚と全板厚の比）は、単体のスラブの板厚比によって決定される。

SUSクラッド鋼に発生する板厚方向の残留応力は、製造工程に対応して、次のような主要因によって発生すると考えられる。まず、圧延後の冷却過程において、両材料の線膨張率の違いによる残留応力が発生する。このとき、ステンレスの線膨張率が鋼のそれよりも大きいので、ステンレス側が凹となるような面外変形が生じる。そして、これを矯正するための圧延過程において第2の残留応力が導入される。

筆者らはSUSクラッド鋼の板厚方向残留応力の発生過程を数値シミュレーションし、その発生メカニズムの解明を試みた。その結果、冷却過程における線膨張率の違いによるものとその後の矯正圧延における弾塑性変形によるものの2つの要因によって、残留応力の発生を説明できることを示した^{7), 8)}。

以下では、種々のクラッド比を有するSUSクラッド鋼の板厚方向残留応力分布をパラメトリック解析によって把握する。なお、圧延後に固溶化熱処理が行われる場合には、これに起因する残留応力の変化を考慮する必要がある。しかし、多くの場合、固溶化熱処理を行わないで圧延のまま出荷されるようである。したがって、解析では固溶化熱処理の影響は考慮していない。

(2) 残留応力解析

a) 圧延冷却後の残留応力

クラッド鋼製作における熱間圧延後の冷却時では、線膨張率や降伏応力などの材料特性が温度に依存して変化するので、発生する残留応力は、温度依存場の非線形問題として熱伝導解析と熱応力解析を行う必要がある。しかし、筆者らが先に行った温度依存を考慮した解析結果⁷⁾では、冷却過程での塑性域の発生はほとんどなく、また、あっても表面付近のわずかな領域でしかなかったので、冷却時の残留応力は弾性問題として求めても十分と考えられる。

いま、図-1に示すように、ステンレス①と鋼②の2層からなる板の温度がTだけ上昇して変形し、上縁および下縁にそれぞれ ϵ_a 、 ϵ_b の軸ひずみが生じたとする。すると平面保持の仮定から表面からzの位置のひずみ ϵ は、

$$\epsilon = \epsilon_a + \frac{\epsilon_b - \epsilon_a}{h} z \quad (1)$$

となる。ここにhはクラッド板の板厚である。

もしもステンレスと鋼が独立に自由に伸縮できるとすれば、温度Tの変化に対してそれぞれ $\alpha_1 T, \alpha_2 T$ だけ伸びひずみが現れる。したがって温度上昇にともなう残留応力は、

$$\sigma_1 = \frac{E_1}{1-\nu_1} (\varepsilon - \alpha_1 T) \quad (2)$$

$$\sigma_2 = \frac{E_2}{1-\nu_2} (\varepsilon - \alpha_2 T) \quad (3)$$

となる。ここに、 α_1, α_2 は線膨張率、 ν_1, ν_2 はポアソン比で、添字1および2はそれぞれステンレスおよび鋼を示す。上2式は、温度による伸びは等方であり、図-1に示すひずみと同じ軸ひずみが紙面の垂直方向にも発生すると考えられることと、平面応力状態を仮定して導出できる。

残留応力分布は自己釣合状態を満足しなければならない。この条件は次のように表される。

$$\text{軸力の釣合: } \int_0^{h_1} \sigma_1 dz + \int_{h_1}^h \sigma_2 dz = 0 \quad (4)$$

曲げモーメントの釣合:

$$\int_0^{h_1} \sigma_1 z dz + \int_{h_1}^h \sigma_2 z dz = 0 \quad (5)$$

式(4)および(5)に式(1)~(3)を代入して、 $\varepsilon_a, \varepsilon_b$ について解くと、

$$\begin{cases} \varepsilon_a \\ \varepsilon_b \end{cases} = \frac{1}{A_1 B_2 - A_2 B_1} \begin{pmatrix} A_1 f_2 - B_1 f_1 \\ B_2 f_1 - A_2 f_2 \end{pmatrix} \quad (6)$$

を得る。ここに、

$$A_1 = (1-n)\lambda^2 - 2(1-n)\lambda + 1,$$

$$A_2 = 1 - (1-n)\lambda^2,$$

$$B_1 = 2(1-n)\lambda^3 - 3(1-n)\lambda^2 + 1,$$

$$B_2 = 2 - 2(1-n)\lambda^3,$$

$$f_1 = 2T \{ n\lambda\alpha_1 + (1-\lambda)\alpha_2 \},$$

$$f_2 = 3T \{ n\lambda^2\alpha_1 + (1-\lambda^2)\alpha_2 \}.$$

また、

T: 温度変化 (温度上昇を正),

α_1, α_2 : それぞれステンレスおよび鋼の線膨張率,

h_1, h_2 : それぞれステンレスおよび鋼の板厚,

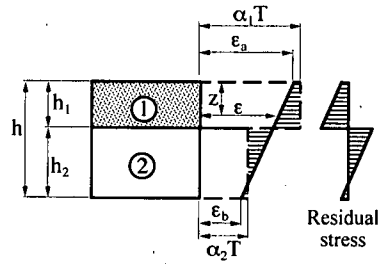


図-1 温度変化による残留応力

h : 全板厚 ($= h_1 + h_2$),

$$n = \frac{E_1(1-\nu_2)}{E_2(1-\nu_1)}, \quad (7)$$

$$\lambda = \frac{h_1}{h} \quad (\text{クラッド比}), \quad (8)$$

である。

温度変化によるクラッド板の曲率半径 ρ は、

$$\rho = \frac{h}{\varepsilon_b - \varepsilon_a} \quad (9)$$

と表される。

冷却後の残留応力分布の計算結果の一例を図-2に、また、種々のクラッド比における外縁応力とステンレス-鋼境界面の残留応力を図-3に示す。図-4は冷却によるゆがみ (残留曲率 $\frac{1}{\rho}$) を示したものである。これらの図で、圧延から冷却までの温度変化 $T = -800^\circ\text{C}$ とし、材料特性および線膨張率については次の値を用いた^{7), 17), 18)}。

SUS: $E_1 = 186 \text{ GPa}$, $\nu_1 = 0.3$, $\sigma_{y1} = 402 \text{ MPa}$,

$$\alpha_1 = 17 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C},$$

鋼: $E_2 = 206 \text{ GPa}$, $\nu_2 = 0.28$, $\sigma_{y2} = 274 \text{ MPa}$,

$$\alpha_2 = 15 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}.$$

これらの物理特性は、温度に依存して変化するのはいうまでもない^{17), 18)}。正確さを期すためには温度依存性を考慮する必要があるが、残留応力を推定するためには、これらの物理特性以外にも熱クリープや冷却時の温度変化の範囲、矯正圧延時の温度や変形量などの別の不明確な要因も多く、また、残留応力がSUSクラッド鋼板の座屈強度におよぼす影響を解明するという本論文の目的からすれば、加えて実

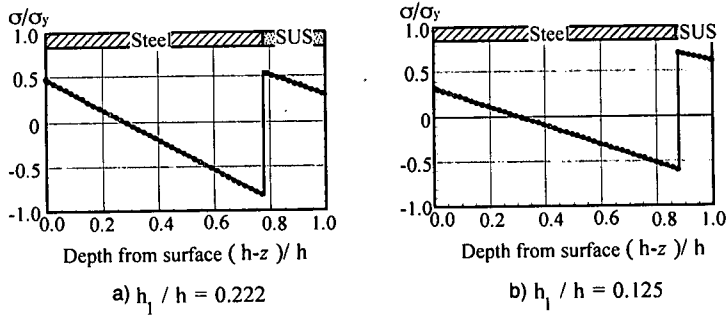


図-2 冷却後の残留応力分布

測結果にもばらつきがあることを考えると、1つの代表値を用いても精度的には十分であると判断した。なお、今回使用したステンレスの降伏応力は、一般のSUS316L単一材のそれ(0.2%耐力=200MPa程度)に比べて倍程度大きい。これは、実際のクラッド鋼から削りだしたステンレスの引張試験から得られた結果⁷⁾で、クラッド鋼は固溶化熱処理を行わないで圧延のまま出荷されることが多いことも原因の1つと考えられる。本解析では、この実験結果を基にステンレスの降伏応力を決めた。

図-2に示すように、圧延冷却後の残留応力は、鋼側では、表面で引張、SUS境界面に向かって圧縮に変化する応力分布となる。境界面においては、鋼側圧縮からステンレス側引張に急変する。ステンレス側では、概ね引張となるが、境界面から表面に向かって引張応力が減少する。

図-3からは、クラッド比が極端に小さい(ステンレスが薄い)場合にはステンレスが引張降伏、逆にクラッド比が大き(鋼が薄い)場合には鋼が圧縮により降伏することがわかる。一般の橋梁にSUSクラッド鋼を用いる場合、ステンレス厚は2mm程度であろうから40mmを越えるような板厚でなければ、圧延冷却後の残留応力は弾性範囲と考えてよいことを図は示唆している。

また、図-4から冷却後に現れるゆがみ(曲率)はクラッド比が0.5付近で最も大きく、ステンレスあるいは鋼単一板の場合にはゆがみは現れないことがわかる。

b) 矯正圧延後の残留応力

前節では、ステンレスおよび鋼の単一スラブを圧延して一体化した後の冷却時に現れる残留応力を求めた。ここでは、引き続いて行う冷間矯正圧延によって導入される残留応力を、前述の4節点アイソパラメトリックシェル要素を用いた弾塑性解析によって求める。

解析では、図-5に示すような一端固定、他端自由

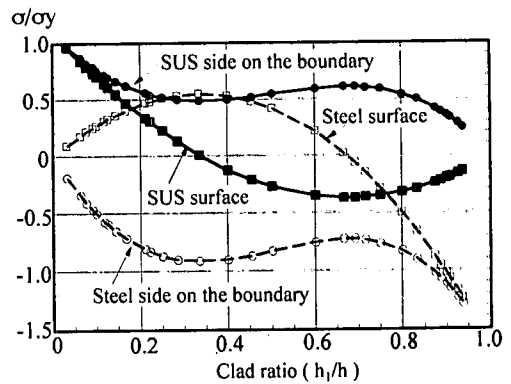


図-3 冷却後の残留応力

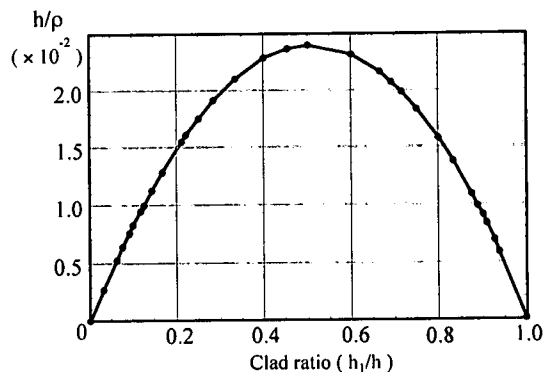


図-4 冷却後の残留曲率

の片持板の自由端に繰り返し強制たわみ角を与え、除荷後において前節で得られた曲率と逆の大きさの残留曲率が残る(自由端のたわみ角が0となる)ように試算し、そのときの応力を求めた。もちろん解析の初期状態では、前節で得られた残留応力を考慮しているのはいうまでもない。

ここで問題となるのは、どの程度の大きさの強制たわみ角を与えて、どのような繰り返し経路を採る

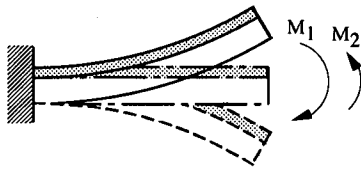


図-5 矯正過程における弾塑性繰返し解析

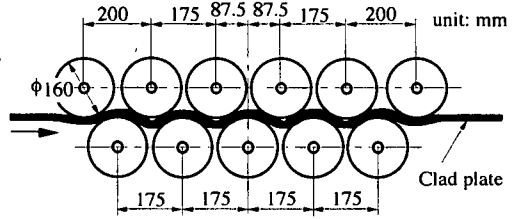


図-6 矯正圧延例

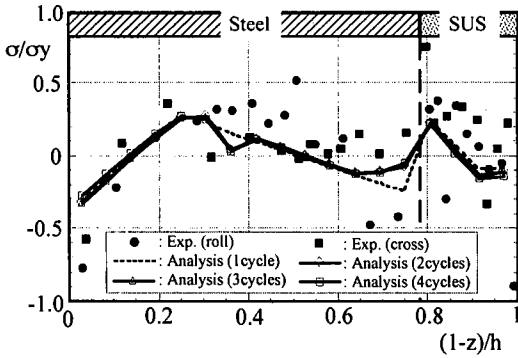


図-7 残留応力分布 (9mm)

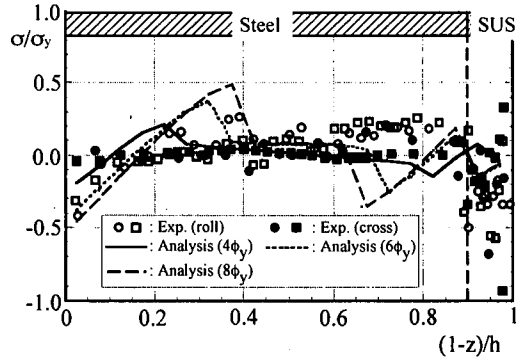


図-8 残留応力分布 (20mm)

かといったことである。実際には図-6のようなローラーで繰返し曲げを受けながら矯正されるようである。そこで、まず強制たわみ角の大きさを一定とし、繰返し载荷回数を変えて解析した。板厚9mm (鋼: 7mm, SUS: 2mm) のクラッド鋼に対して、 $\pm 3\varphi_y$ (φ_y は降伏たわみ角)の繰返したわみ角を与えた時の除荷時の板厚方向残留応力分布を示せば、図-7のようになる。図-7で、板内部中央付近の直線区間は弾性域のまま、残留応力はスプリングバックによって現れる。他方、表面付近は塑性を経験した領域で、残留応力分布は弾性域と塑性経験領域との境界付近で折れ曲がる分布となる。また、図-7から、同じ強制変位を2回以上繰返しても、残留応力の大きさや全体の分布形状はほとんど変化しないことがわかる。これは、応力-ひずみ関係を完全弾塑性体としていることによる。

一方、繰返し回数を1回として、強制たわみ角の大きさを変えた場合の残留応力分布を示すと図-8を得る。図は板厚20mm (鋼: 18mm, SUS: 2mm)の場合である。図から、強制たわみ角が大きくなると塑性域が内部深くまで進行し、発生する残留応力も大きくなることがわかる。

実際の製造工程では、矯正圧延で与えられる変位は各繰返しにおいて変化することが予想される。図-10に、図-9のような曲げモーメント-たわみ角

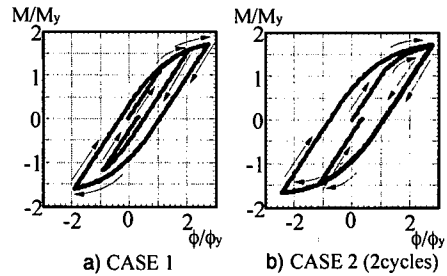


図-9 曲げモーメントたわみ角履歴曲線

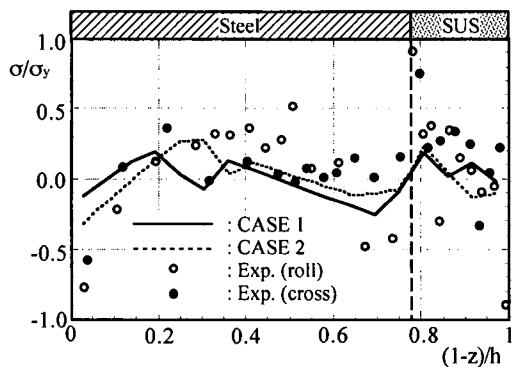


図-10 残留応力分布 (履歴の影響)

履歴後の残留応力分布を示す。図には比較のために図-7の2回の繰り返しの場合(図-9b)参照)もあわせて示した。図-10から、各サイクルで強制変位が異なると、ステンレスと鋼両材料それぞれにおいて、とくに弾性域と塑性経験域の境界付近で大きく残留応力分布が変化するのがわかる。

図-7, 8および10には、逐次除去法により得られた残留応力測定結果⁷⁾もあわせて示す。図中、実験結果(roll)および(cross)は、それぞれ圧延方向および圧延と直交方向の残留応力分布を示すが、圧延方向の違いによる有意な差は現れなかった⁷⁾。また、本解析でも圧延方向の影響は無視している。これらの図で実験結果と解析結果を比較すると、圧延法における残留応力は熱間圧延冷却時の線膨張率の違いによる応力と弾塑性繰り返し矯正圧延によって導入されると考えてよさそうである。そして、矯正圧延における外力(矯正量)と繰り返回数をも正確に把握できれば、残留応力の推定は可能と考えられる。また、繰り返回数を1回とした場合でも、残留応力の一応の把握は可能と判断できる。

なお、実際の測定結果が板厚方向に凸凹の分布となっているのは、測定誤差も考えられるが、矯正圧延時に繰り返される曲げ変形に起因することも、図-10から推察される。

4. SUS クラッド鋼板の圧縮耐荷力解析

(1) 解析モデル

さて、一様圧縮を受けるSUSクラッド鋼板の座屈耐荷力を、前述の弾塑性非線形有限要素解析により求める。解析モデルは、図-11のような周辺単純支持の正方形板(a=100 cm)を用いた。解析対象領域は、対称性を考慮して全領域の1/4とし、要素分割は1/4領域に対して10×10要素である。載荷辺には一様圧縮変位を与え、支点反力から圧縮力を求めた。

(2) 材料特性

解析で用いた材料特性を、表-1に示す。表中の値は、SUSクラッドからステンレスおよび鋼部分のみを削りだし、それぞれの材料に対して引張試験を行って得られた値⁷⁾の平均値である。

(3) 初期たわみ

初期たわみ w_0 は、次式で与えた。

$$w_0 = \frac{a}{250} \sin \frac{\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{a} \quad (10)$$

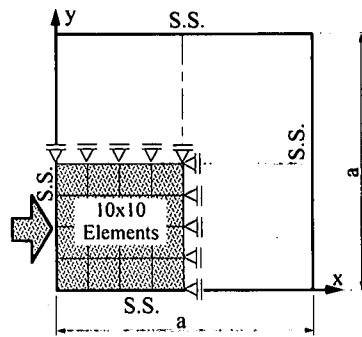


図-11 解析モデル

表-1 材料特性

	E (GPa)	ν	σ_y (MPa)
SUS 316L	186	0.30	402
SS400	206	0.28	275

E : Elastic Modulus ν : Poisson's Ratio
 σ_y : Yielding Stress

ここに、aは正方形板の辺長(板幅)で、最大初期たわみは板幅の1/250である。

今回対象としたSUSクラッド鋼はステンレスと鋼の2層圧延クラッド鋼で、材料の降伏応力や残留応力分布は板の中央面に関して非対称である。したがって、同じ大きさでもステンレス側に凸の初期たわみと鋼側に凸のそれとでは耐荷力が異なる。そこで本解析では、初期たわみの方向を考慮して、ステンレス側に凸の初期たわみを「+」、鋼側に凸の場合を「-」として区別する。

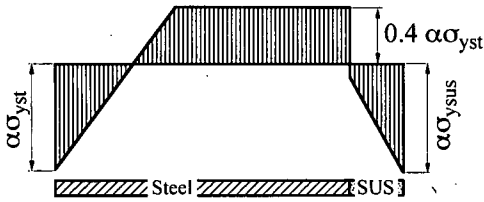
(4) 残留応力

採用した板厚方向残留応力は、前述の解析結果と逐次除去による測定結果から、図-12に示す2種類の分布形状を仮定した。図-12a)は、ステンレス厚が薄い(クラッド比 $\lambda < 0.2$)場合(Model-aと呼ぶ)で、ステンレス全体にわたってかなり大きな圧縮残留応力がある。一方、図b)はクラッド比が大きい場合($\lambda \geq 0.2$) (Model-bと呼ぶ)で、ステンレスの残留応力が、鋼境界から表面にかけて引張から圧縮へ大きく変化するような分布モデルである。

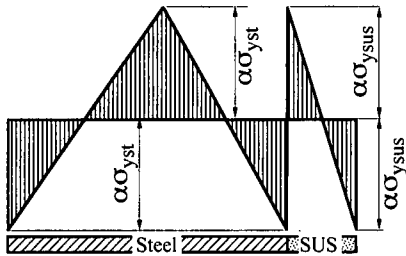
図中、 α ($0 \leq \alpha \leq 1$)は、残留応力の大きさを表す指標である。

(5) 解析パラメータ

SUSクラッド鋼は異種材料からなるので、弾性係



a) Model -a)



b) Model -b)

図-12 解析のための残留応力分布

数 E や降伏応力 σ_y をどのように表現するかといった問題がある。本論文では、複合材料でよく用いられる複合則を適用して、材料特性を与えることとする。すなわち、

$$E = \frac{E_1 h_1 + E_2 h_2}{h}, \quad (11)$$

$$\sigma_y = \frac{\sigma_{y1} h_1 + \sigma_{y2} h_2}{h}. \quad (12)$$

ここに、 E_1, E_2 は、それぞれステンレスおよび鋼の弾性係数、 σ_{y1}, σ_{y2} はそれぞれの降伏応力であり、

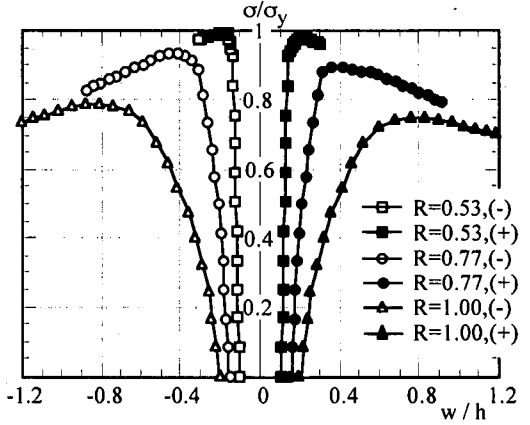
$h (=h_1 + h_2)$ はクラッド鋼板の板厚である。

また、座屈耐力曲線は、幅厚比パラメータ R と、圧縮耐力 σ_u と降伏応力 σ_y の比で表されるが、これらは次式を用いる。

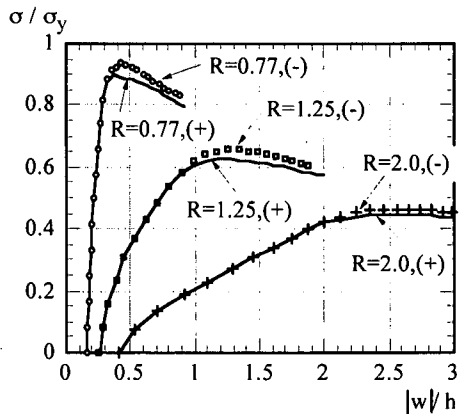
$$\sigma_u = \frac{P_u}{a h}, \quad (13)$$

$$R = \frac{a}{\pi h} \sqrt{\frac{\sigma_y h^3}{k D}}. \quad (14)$$

ここに、 P_u は圧縮耐力で、 σ_u は断面内で平均化された圧縮応力を示す。また、 k は座屈係数(=4)、 D はク



a) Load vs deflection at the center



b) Difference by the direction of initial deflection

図-13 荷重-たわみ曲線 ($\lambda = 0.1$)

ラッド鋼板の換算曲げ剛度で、

$$D = E_2 \int_{-d}^{h_2-d} z^2 dz + E_1 \int_{h_2-d}^{h-d} z^2 dz$$

$$= \frac{E_2 h^3}{3(1-\nu_2^2)} \left\{ (1-m)(1-\lambda-\delta)^3 + \delta^3 + m(1-\delta)^3 \right\} \quad (15)$$

と導出される。ここに、 d は鋼側の表面から中立面までの距離、また、

$$\delta = \frac{d}{h} = \frac{1-2(1-m)\lambda + (1-m)\lambda^2}{2-2(1-m)\lambda}, \quad (16)$$

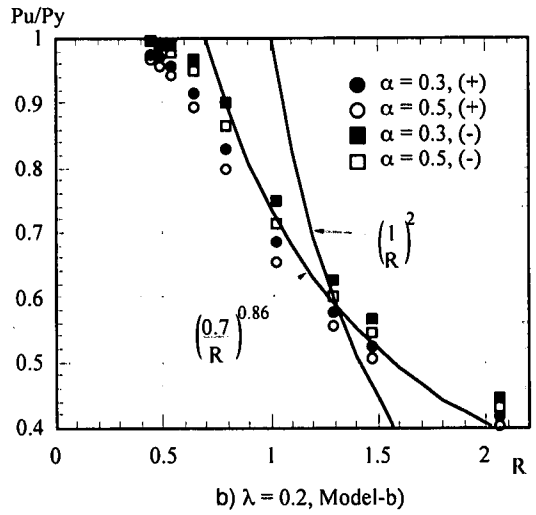
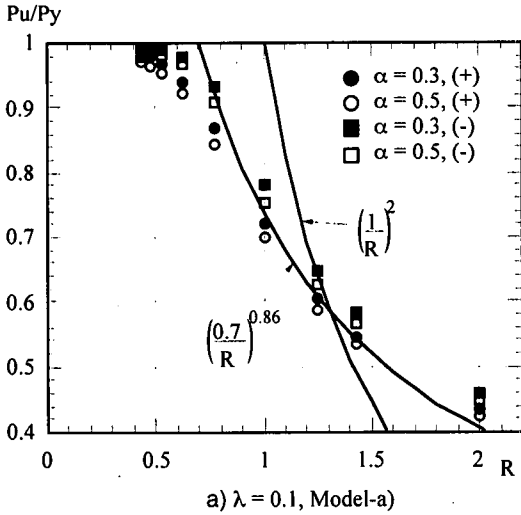


図-14 座屈耐荷力曲線（初期不整の影響）

$$m = \frac{E_1 (1 - \nu_2^2)}{E_2 (1 - \nu_1^2)} \quad (17)$$

で、 ν_1, ν_2 は、それぞれステンレスおよび鋼のポアソン比である。

なお、幅厚比パラメータ R として、式(11)の等価弾性係数 E と板厚 h を用いた次式を用いるのは適当でない。

$$R = \frac{a}{h} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1 - \nu^2)}{\pi^2 k}} \quad (18)$$

式(18)では、板の曲げ剛度 D の計算に、等価弾性係数 E と板厚 h を用いることになるから、正確な曲げ剛度を評価できない。したがって、式(15)の換算曲げ剛度を用いるべきで、そうでない場合には、座屈係数は $k=4$ とはならない。

(6) 弾塑性たわみ挙動

圧縮を受ける周辺単純支持SUSクラッド鋼板の弾塑性非線形解析から得られた荷重-たわみ曲線の一例を図-13に示す。図は、クラッド比 $\lambda = 0.1$ で残留応力は考慮していない。また、 w は板中央のたわみを示す。

図-13a)から、板厚が厚いほど座屈しにくく、降伏強度付近まで耐力が上昇するのは当然であるが、板中央のたわみは初期たわみのある側に増加するのがわかる。また、ステンレス側に凸、すなわち(+)の初

期たわみの場合よりも鋼側に凸の初期たわみの場合の方が最高荷重が大きいことが図からわかる。そこで、(+)および(-)の初期たわみについてたわみの絶対値を比較して、図-13b)示す。図-13b)では、幅厚比パラメータ $R=0.77$ のとき、最高荷重は、(+)および(-)の場合それぞれ $P_u/P_y = 0.90, 0.94$ であり、その差は

P_u/P_y の4%程度である。なお、このような現象は、ステンレス側に大きな圧縮残留応力がある場合には必ずしもいなくなる。

今回の解析では、初期たわみの大きさを板幅の $1/250$ としているので、クラッド鋼板の板厚が薄いほど相対的に板厚に対する初期たわみが大きくなる。したがって板厚の薄い場合、耐荷力は一層低下する。薄板 ($R=2.0$) の場合は、弾性座屈後、後座屈挙動が現れているのが、図-13b)からわかる。

(7) 座屈耐荷力曲線

周辺単純支持クラッド鋼板の圧縮耐荷力を求め、座屈曲線の一例を図-14、図-16に示す。これらの図で、 α は残留応力の大きさを表す指標で、 $\alpha=0$ のとき残留応力なし、 $\alpha=1$ ではクラッド鋼板の両表面で降伏応力となる。この α による耐荷力の低下の状況を図-15に示す。これらの図で、model-a), model-b) は、それぞれ図-12に示す残留応力分布、(+)および(-)は、初期たわみの方向を示す。図には、福本ら¹⁹⁾ が提案した平均値相当の単一鋼板に関する耐荷力曲線 $(0.7/R)^{0.86}$ と Euler 曲線もあわせて示した。

残留応力、クラッド比および初期たわみの各影響因子が圧縮耐荷力におよぼす影響について、これら

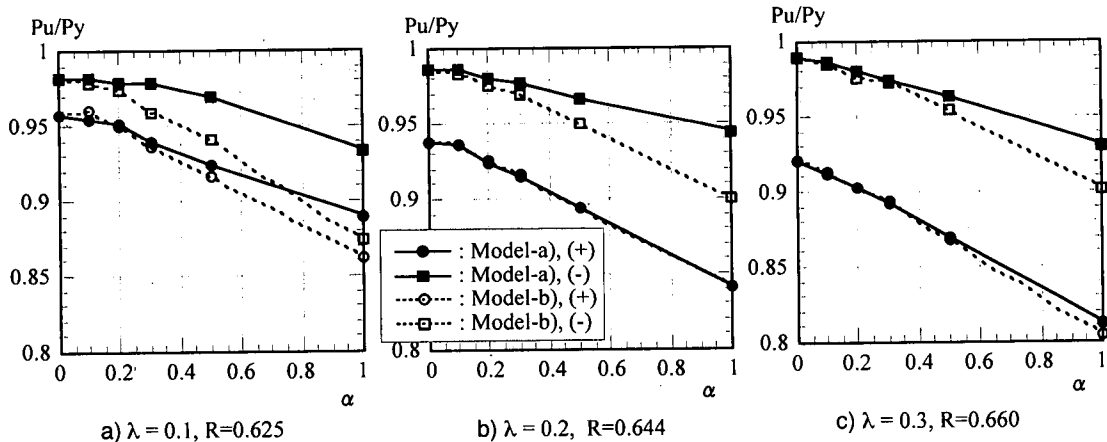


図-15 残留応力の影響

の図から次のことがわかる。

a) 初期たわみの方向の影響

図-14および図-15から、ステンレス側凸(+)の初期たわみがある場合の耐荷力は、鋼側に凸(-)の場合よりも小さい。とくに幅厚比パラメータ R が0.5~1.5の範囲で両者の差は大きく、 P_u/P_y の約10%近く現れる場合もある。この幅厚比の範囲は、単一板の座屈曲線初期たわみの大きさの影響が大きくなる範囲と対応している。

図-15では、残留応力の大きさ α が大きいかほど初期たわみの方向が耐荷力に大きく影響するようにみえる。図-15a)のModel-b)に示すように、 α の増加とともにこの影響度が大きくなるとは必ずしもいえないが、概ねこのような傾向が認められる。

このように初期たわみの方向によって圧縮耐荷力に差が現れるのは、異種材料からなる2層複合材としてのクラッド鋼が、単一材と異なる大きな特徴の1つといえる。これは、圧縮力の増加につれ、クラッド鋼板のたわみは初期たわみの方向に対応して増加するので、板の変形の凹側の圧縮応力は凸側の応力よりも大きくなる。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から、残留応力が小さい(あるいは、ない)場合には、ステンレス(降伏応力の高い材料)が凹側に存在するとき、すなわち(-)の場合には、降伏の開始が遅れることになる。したがってこの場合には圧縮耐荷力は大きくなる。逆に、板の変形の凹側に鋼(降伏応力の低い材料)がある(+)場合、鋼の降伏は早期に起こるので板の曲げ剛性が低下して座屈し易くなり、圧縮耐力が低下する。

なお、板中央面に対して異種材料が対称に配置された場合(例えば3層クラッド)には、耐荷力が初期

たわみの方向に影響されないというまでもない。

b) 残留応力の大きさの影響

図-15から、残留応力の大きさを表す指標 α が大きくなるにつれて圧縮耐荷力は低下することがわかる。これは残留応力によって圧縮力が小さいうちから降伏が始まり、板の曲げ剛性の低下とともに耐力が低下することによる。

model-a)の残留応力分布形状では、(-)の初期たわみに対する圧縮耐荷力は、model-b)と比べて α の増加に対する耐荷力の低下率は小さい。一方、(+)の初期たわみの場合には、model-a)とmodel-b)の差は小さい。クラッド比 $\lambda = 0.2$ ではほとんど一致しているのが、図-15b)からわかる。

c) クラッド比の影響

同じ大きさ(α 一定)の残留応力分布で、(+)の初期たわみの場合、クラッド比 λ の増加につれて圧縮耐荷力は小さくなるのが、図-15および16からわかる。また、図-15に示すように、クラッド比が大きくなると、初期たわみの方向による耐荷力の差も増すようである。

クラッド比が大きくなると圧縮耐力が低下するのは、今回の解析で用いた降伏応力が、ステンレスが鋼よりも大きいことも要因の1つといえる。クラッド鋼としての等価な降伏応力は式(12)により算出し、これを幅厚比パラメータ R (式14)と P_u/P_y に使用している。したがって、クラッド比 λ が増加すると等価降伏応力は高くなり、幅厚比パラメータ R や耐荷力 P_u/P_y は小さくなる。なお、圧縮耐荷力そのものは、クラッド比が大きくなると大きくなる。

防食を目的としてクラッド鋼を橋梁に適用する場

合には、ステンレス厚は2mm程度で十分と考えられる。一般の橋梁に用いられる鋼の板厚を考慮すると実際のクラッド比は $\lambda \leq 0.2$ がほとんどであろう。図-16に示すように、 $\lambda \leq 0.2$ の範囲のクラッド比であれば、クラッド比の圧縮耐力におよぼす影響は小さいといえる。

(8) 設計上の留意点

パラメトリック解析から得られたSUSクラッド鋼板の圧縮耐力(全276ケース)を図-17に示す。図には、福本ら¹⁹⁾の単一板の平均値曲線および下限値相当曲線 $(0.5/R)^{0.8}$ もあわせて示す。なお、解析で用いたパラメータの範囲は以下のである。

クラッド比 λ : 0.05, 0.10, 0.15, 0.20, 0.30

残留応力: 分布モデル2ケース(図-12参照)

大きさ α : 0(残留応力なし)~1.0

初期たわみ:(+), (-)の2ケース

最大初期たわみ; $a/250$

(a:一辺の長さ)

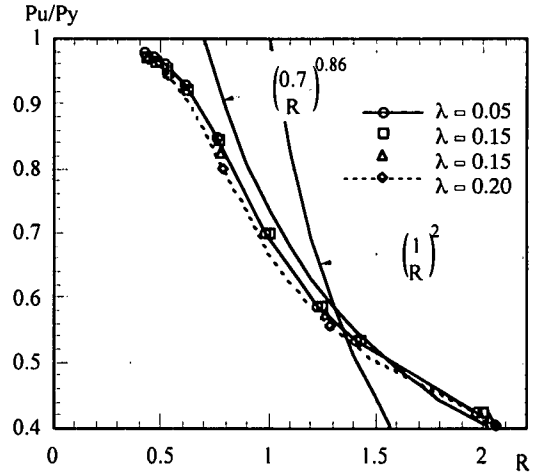
図-17から、圧縮を受ける周辺支持ステンレスクラッド鋼板の座屈耐力は、幅厚比パラメータ $R \geq 0.6$ の場合には、単一板の下限値対応の座屈耐力曲線を適用することにより評価可能といえる。ただし、図に示すように、 $R \leq 0.6$ の場合には、ステンレスクラッド鋼板の圧縮耐力は下限値曲線よりも低めとなることには注意しておく必要がある。

このことは、今回の解析で使用した両材料の特性を完全弾塑性体と仮定し、ひずみ硬化を考慮していないことも原因の1つであるが、とくに重要なのは、座屈応力が式(12)の等価降伏応力 σ_y に等しい場合には、降伏応力の低い材料(今回は鋼)はすでに降伏してしまっているということである。すなわち、板厚の厚い($R \leq 0.6$)クラッド鋼板では、鋼の降伏に起因して板曲げ剛度が低下するので、耐力は単一板の場合よりも低くなることを、図-17は示している。

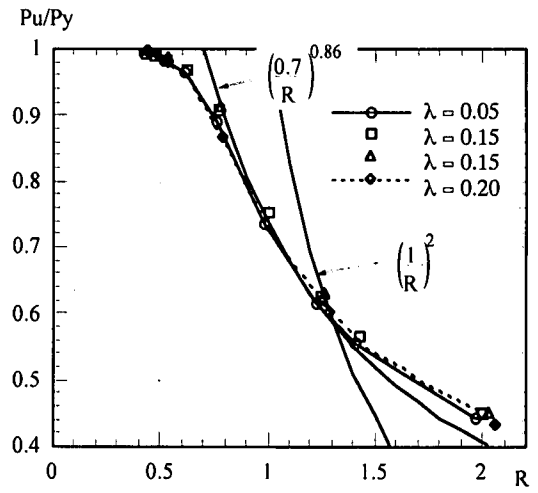
5. 結論

以上、ステンレスクラッド鋼の製造過程において発生する板厚方向の残留応力分布を解析シミュレーションによって求めた。次に、得られた結果と実験結果を基に残留応力分布を仮定し、圧縮を受ける周辺支持クラッド鋼板の座屈耐力解析を行った。これらの結果から得られた知見をまとめれば、次のようになる。

まず、製造過程での残留応力について、



a) $\alpha=0.5$, Initial Deflection:(+)



b) $\alpha=0.5$, Initial Deflection:(-)

図-16 座屈耐力曲線(クラッド比の影響)

(1) 圧延クラッド鋼板の板厚方向に発生する残留応力は、まず、両材料の線膨張率が異なることに起因して、圧延後の冷却過程において発生する。このとき、ステンレス側が凹となるゆがみが生じ、これを矯正する過程で次の残留応力が導入される。この一連の残留応力発生プロセスの解析シミュレーションが可能であることを示した。

(2) 解析結果から、圧延後の冷却過程で発生する残留応力は、クラッド比が決まると弾性温度応力解析から一意的に求めることができる。ただし、クラッド比が極端に小さいかあるいは大きい場合には、温度依存場の塑性解析が必要と推察される。

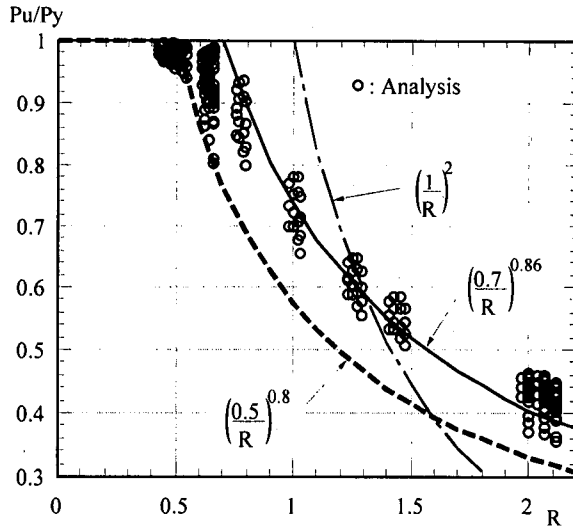


図-17 座屈耐荷力曲線
(全パラメトリック解析結果)

(3)板厚方向の残留応力は、ゆがみを矯正する圧延過程に大きく影響され、矯正のための強制変位の大きさと圧延の繰り返し回数によって内部残留応力分布や塑性を経験する領域が大きく異なる。

(4)実験結果と解析結果を基に板厚方向の残留応力分布を与えた。その分布形はクラッド比により変化するが、ステンレスおよび鋼の表面で圧縮、両境界面において大きく変化するのが特徴である。座屈耐荷力解析では、種々の大きさの残留応力を考慮したが、実際には両表面で降伏応力の30~50%程度の圧縮応力($\alpha = 0.3 \sim 0.5$)といえる。

他方、座屈耐荷力解析からは、

(5)同じ初期たわみの大きさでもその方向によって、耐荷力は降伏耐力の10%程度の差が現れることもある。極端に大きな残留応力がある場合を除けば、鋼側(降伏応力が小さい側)に凸の初期たわみがある場合の耐荷力が大きい。また、その差が大きくなるのは幅厚比パラメータRが0.5~1.0の範囲である。

(6)同じ残留応力分布形を仮定した場合、クラッド比 λ が大きくなると圧縮耐荷力は低下傾向を示す。しかし、一般の橋梁材料として考えられる範囲($\lambda \leq 0.2$)では、クラッド比が圧縮耐荷力におよぼす影響は小さい。

(7)座屈耐荷力曲線を、複合則に基づいて降伏応力や弾性係数などの代表的特性値を用いて与えた。その結果、鋼単一板の座屈曲線がクラッド鋼板の座屈耐荷力推定に使用できることがわかった。ただし、幅厚比パラメータRが0.6以下の厚板の場合には、単一

板の場合よりも圧縮耐荷力は小さくなることに留意しなければならない。

謝辞：本研究は、文部省科学研究費（基盤研究A-1、08305014研究代表者：三木千寿）の補助を受けて行われた。ここに記して深謝する。

参考文献

- 1) 稲垣道夫, 恩澤忠男, 原修一, 金子康弘, 菅野助崇, 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.
- 2) J I Sハンドブック 鉄鋼 JIS G 3601, 日本規格協会, 1993.
- 3) 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.
- 4) 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.
- 5) 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.
- 6) 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実験, 構造工学論文集, Vol.43A, pp.1041-1050, 1997.
- 7) 藤井堅, 三木千壽, 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.
- 8) 藤井堅, 有尾一郎: ステンレスクラッド鋼の残留応力の

数値メカニズム, 計算工学講演会論文集, Vol. 3, pp.871-874, 1998.

- 9) 工藤昶夫, 幸英昭, 中村保行, 善永悠, 中村剛: ステンレスクラッド鋼用SUS304及びSUS316系ステンレス鋼の耐食性, 住友金属, Vol.35, No.1, pp.81-92, 1983.
- 10) たとえば, 恩澤忠男, 福田隆, 大尾和彦, 原修一, 亀山龍一郎: ステンレスクラッド鋼の接合強度評価法について, 圧力技術, Vol.29, No.5, pp.287-304, 1991.
- 11) 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.76, pp.191-98, 1990.
- 12) 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.
- 13) 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.

- 14) たとえば, 鷺津久一郎, 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 I (基礎編), II (応用編), 培風館, 1981, 1983.
- 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) 福本昉士編: 座屈設計ガイドライン, 土木学会, 1987.
- 17) ASME: *Boiler and Pressure Vessel Code CODE CASES Nuclear Components*, 1986.
- 18) 日本機械学会: 伝熱工学資料, 三美印刷, 1989.
- 19) 代表者 福本昉士: 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.

(1999.3.8 受付)

COMPRESSIVE STRENGTH OF STAINLESS CLADDING STEEL PLATES AND RESIDUAL STRESS DISTRIBUTION IN THE THICKNESS

Katashi FUJII, Chitoshi MIKI and Takafumi FUJII

This paper presents ultimate compressive strength of hot-rolled stainless clad steel plates and their residual stress distribution in the direction of thickness. Distribution of the residual stress is analytically given by simulating the cladding process, and modeled based on the analytical results as well as experimental results. Lastly, the ultimate compressive strength of clad plates simply supported around is obtained by elasto-plastic nonlinear analyses, considering with the residual stresses model. Results show that the residual stresses induced through the producing could be predicted analytically, and the direction of initial deflection remarkably affects the ultimate strength, though clad ratio does not affect so much when it is less than 0.2.